



دانشکده مهندسی برق و رباتیک
گروه برق - قدرت

مدلسازی، طراحی و تحلیل عملکرد یک ماشین

سنکرون ابررسانا

امیر حسن نیا خیبری

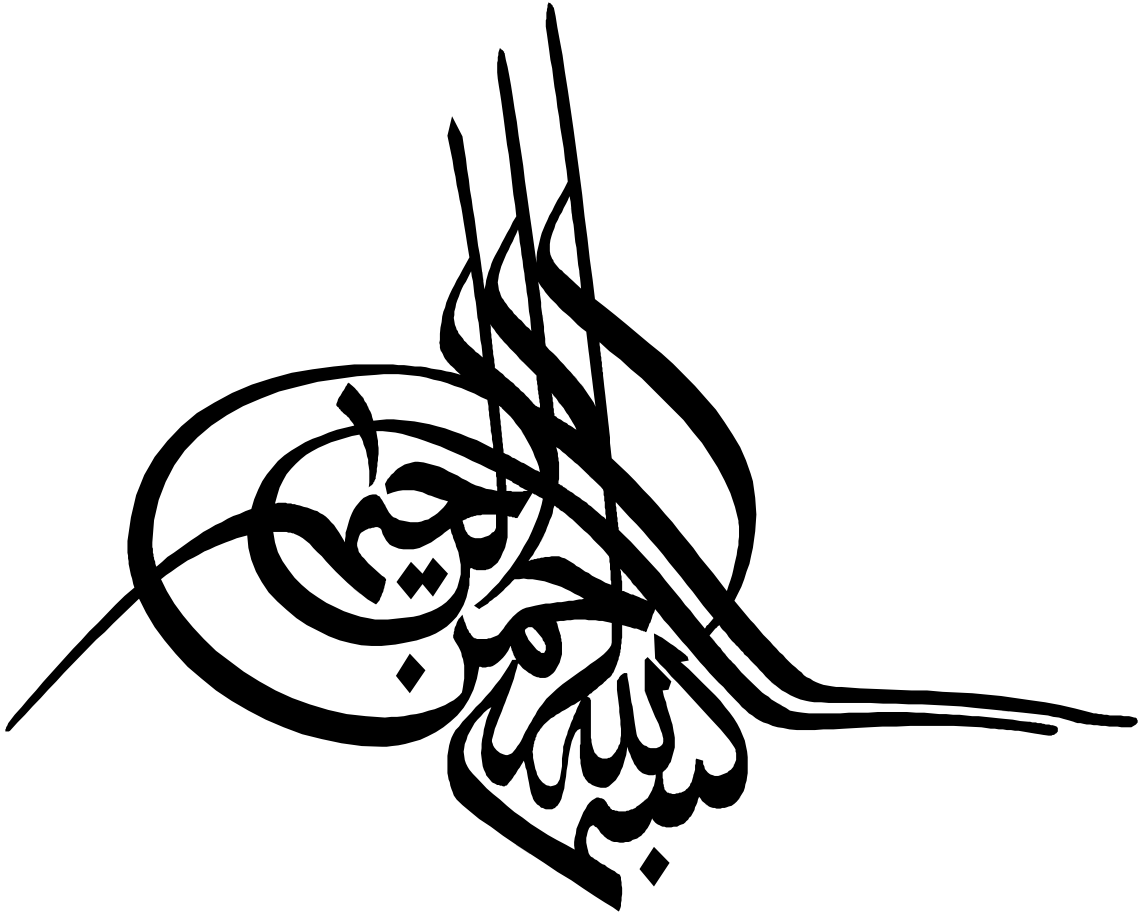
استاد راهنما:

دکتر احمد دارابی

استاد مشاور:

دکتر محمد ابراهیم قاضی

خرداد ماه ۱۳۹۳





دانشکده مهندسی برق و رباتیک
گروه برق - قدرت

مدلسازی، طراحی و تحلیل عملکرد یک ماشین

سنکرون ابررسانا

دانشجو: امیر حسن نیا خیبری

استاد راهنما:

دکتر احمد دارابی

استاد مشاور:

دکتر محمد ابراهیم قاضی

رساله دکتری جهت اخذ درجه دکتری

خرداد ماه ۱۳۹۳



مدیریت تحصیلات تکمیلی

فرم شماره ۱۲

باسمه تعالی

صورت جلسه دفاع از رساله دکتری (Ph.D)

شماره: ۱۱۷۴ / آ.ع.
تاریخ: ۹۳ / ۳ / ۳۱
ویرایش: —

بدینوسیله گواهی می شود آقای اکرم ابرحسین نیا خیری دانشجوی دکتری رشته مهندسی برق قدرت به شماره دانشجویی ۸۸۱۸۴۹۵ ورودی سال ۸۸ در تاریخ ۹۳/۳/۲۸ از رساله خود با عنوان:

مدلسازی، طراحی و تحلیل عملکرد یک ماشین سنکرون ابر رسانا

دفاع و با اخذ نمره ۱۸٫۶۵ به درجه دکتری بسیار خوب نائل گردید.

<input checked="" type="checkbox"/> الف) درجه عالی: نمره ۱۹-۲۰	<input type="checkbox"/> ب) درجه بسیار خوب: نمره ۱۸/۹۹ - ۱۷
<input type="checkbox"/> ج) درجه خوب: نمره ۱۶/۹۹ - ۱۵	<input type="checkbox"/> د) غیر قابل قبول و نیاز به دفاع مجدد دارد
<input type="checkbox"/> ه) رساله نیاز به اصلاحات دارد	

ردیف	هیئت داوران	نام و نام خانوادگی	مرتبۀ علمی	امضاء
	دکتر احمد ذابحی	استاد/ اساتید راهنما	رئیس داوران	
	دکتر محمد ابراهیم قاضی دکتر	مشاور / مشاورین	دانشیار	
	دکتر حواری فیض	استاد مدعو داخلی / خارجی	استاد	
	دکتر مهدی باخترار	استاد مدعو داخلی / خارجی	استادیار	
	دکتر امید رضا مفروضی	استاد مدعو داخلی / خارجی	استادیار	
	دکتر امین حاجی زاده	سرپرست (نماینده) تحصیلات تکمیلی دانشکده	استادیار	

مدیر محترم تحصیلات تکمیلی دانشگاه:

ضمن تأیید مراتب فوق مقرر فرمائید اقدامات لازم بعمل آید.

دانشکده برق و توانایی
تاریخ و امضاء:
دانشگاه شهید بهشتی
۹۳/۳/۳۱

رئیس دانشکده و رئیس هیأت داوران
دانشگاه شهید بهشتی
۹۳/۳/۳۱

تشکر و قدردانی

بر خود لازم می‌دانم تا از راهنمایی‌های ارزشمند و بدون وقفه استاد عزیز و گرانقدر جناب آقای دکتر دارابی که مسئولیت راهنمایی این پایان‌نامه را متعهدانه قبول فرمودند و پیوسته از حمایت‌های علمی و معنوی ایشان بهره‌مند بوده‌ام، کمال تشکر و قدردانی را داشته باشم. همچنین از جناب آقای دکتر قاضی که مشاور اینجانب در طول انجام پایان‌نامه بودند، تشکر می‌نمایم. از تمامی اساتید و کارکنان دانشکده مهندسی برق و رباتیک دانشگاه صنعتی شاهرود نیز که از راهنمایی‌ها و حمایت‌های ایشان بهره‌مند بوده‌ام، تشکر می‌کنم. از پدر و مادر بزرگواری که دلسوزانه هر چه را داشتند فدا کردند تا به هر چه دارم برسم، قدردانی می‌کنم. از همسر عزیزم نیز که همراه من در تمامی مراحل انجام پایان‌نامه بود، تشکر ویژه دارم.

تعهد نامه

اینجانب **امیر حسن نیا خیبری** دانشجوی دوره دکتری رشته **برق- قدرت** دانشکده **مهندسی برق و رباتیک** دانشگاه صنعتی شاهرود نویسنده پایان نامه **مدلسازی، طراحی و تحلیل عملکرد یک ماشین سنکرون ابررسانا** تحت راهنمایی **دکتر احمد دارابی** متعهد می‌شوم.

- تحقیقات در این پایان نامه توسط اینجانب انجام شده و از صحت و اصالت برخوردار است.
- در استفاده از نتایج پژوهشهای محققان دیگر به مرجع مورد استفاده استناد شده است.
- مطالب مندرج در پایان نامه تاکنون توسط خود یا فرد دیگری برای دریافت هیچ نوع مدرک یا امتیازی در هیچ جا ارائه نشده است.
- کلیه حقوق معنوی این اثر متعلق به دانشگاه صنعتی شاهرود می‌باشد و مقالات مستخرج با نام « دانشگاه صنعتی شاهرود » و یا « Shahrood University of Technology » به چاپ خواهد رسید.
- حقوق معنوی تمام افرادی که در بدست آمدن نتایج اصلی پایان نامه تاثیرگذار بوده‌اند در مقالات مستخرج از پایان نامه رعایت می‌گردد.
- در کلیه مراحل انجام این پایان نامه، در مواردی که از موجود زنده (یا بافتهای آنها) استفاده شده است ضوابط و اصول اخلاقی رعایت شده است.
- در کلیه مراحل انجام این پایان نامه، در مواردی که به حوزه اطلاعات شخصی افراد دسترسی یافته یا استفاده شده است اصل رازداری، ضوابط و اصول اخلاق انسانی رعایت شده است.

تاریخ: ۱۳۹۳/۳/۱

امیر حسن نیا خیبری

مالکیت نتایج و حق نشر

- کلیه حقوق معنوی این اثر و محصولات آن (مقالات مستخرج، کتاب، برنامه‌های رایانه‌ای، نرم‌افزارها و تجهیزات ساخته شده) متعلق به دانشگاه صنعتی شاهرود می‌باشد. این مطلب باید به نحو مقتضی در تولیدات علمی مربوطه ذکر شود.
- استفاده از اطلاعات و نتایج موجود در پایان نامه بدون ذکر مرجع مجاز نمی‌باشد.

چکیده:

ابرسانایی به معنای صفر شدن مقاومت الکتریکی و بروز رفتارهای مغناطیسی ویژه در بعضی مواد است هنگامی که دمای آنها تا کمتر از یک مقدار بحرانی، کاهش یابد. ابرساناها می‌توانند چگالی جریان نسبتاً زیادی بدون تلفات اهمی داشته باشند. ماشین‌های الکتریکی که با استفاده از سیم‌پیچ‌های ابرسانا ساخته می‌شوند، دارای حجم و وزن کمتر و راندمان بیشتری نسبت به ماشین‌های الکتریکی معمولی هستند و از این رو برای صنایع حمل و نقل و پیشران‌های الکتریکی مناسب می‌باشند. در این رساله برای نخستین بار ساختار جدیدی از یک موتور ابرسانای سنکرون برای پیشران دریایی ارائه می‌شود. با ارائه یک الگوریتم طراحی جدید، یک نمونه موتور ابرسانای ۲/۵ مگاوات با سرعت اسمی ۲۲۰ دور بر دقیقه، با ساختار پیشنهادی، طراحی می‌شود. مشخصات عملکرد این ماشین در شرایط بی‌باری و تحت بار با استفاده از روش اجزای محدود مورد بررسی و ارزیابی قرار گرفته و دقت الگوریتم طراحی و صحت عملکرد ماشین تایید می‌شود. همچنین اصول کلی طراحی سیستم سردکننده برای عملکرد پایدار سیم‌پیچ‌های ابرسانای ماشین مزبور نیز بیان می‌شود. سپس مسائل جانبی مرتبط با طراحی ماشین‌های ابرسانا از قبیل بهینه‌سازی شکل و بهبود جریان بحرانی سیم‌پیچ‌های ابرسانا، امکان حذف هسته مغناطیسی ماشین و تعیین فرکانس بهینه طراحی، مطرح شده و برای ساختار پیشنهادی ماشین ابرسانا، مورد بحث و بررسی قرار می‌گیرد. نتایج بررسی‌های اخیر منجر به بهبود بعضی مشخصات ماشین بویژه حجم، وزن و راندمان ماشین می‌شود. ارزیابی کلی ماشین طراحی شده با ساختار پیشنهادی، نشان می‌دهد این موتور می‌تواند یکی از مناسب‌ترین انتخاب‌های ممکن برای پیشران‌های الکتریکی باشد.

واژه‌های کلیدی: موتور ابرسانا، موتور رانش لبه‌ای، طراحی، بهینه‌سازی.

لیست مقالات مستخرج از پایان نامه

- [1] Amir Hassannia and Ahmad Darabi, “*Design and Performance Analysis of Superconducting Rim-Driven Synchronous Motors for Marine Propulsion*”, IEEE Transactions on Applied Superconductivity (ISSN: 1051-8223), Vol. 24, No. 1, p. 5200207, February 2014.
(ISI, IF: 1.199)
- [2] Amir Hassannia, Ahmad Darabi and Mohamad-Ebrahim Ghazi, “*Comparison of cored and rotor coreless superconducting motors for rim-driven marine propulsion*”, Accepted for publication in: Turkish Journal of Electrical Engineering & Computer Sciences (ISSN: 1300-0632).
(ISI, IF: 0.568)
- [3] Amir Hassannia, Ahmad Darabi and Mohamad-Ebrahim Ghazi, “*An Innovative Design of Field Winding of a Superconducting Rim-Driven Motor*”, the revised version is under review in: Journal of Electrical Engineering & Technology (ISSN: 1975-0102).
(ISI, IF: 0.725)
- [4] Amir Hassannia, Ahmad Darabi and Mohamad-Ebrahim Ghazi, “*Optimal Frequency Selection for Designing a Superconducting Rim-Driven Propulsion Motor*”, Accepted for publication in: Journal of Electrical Engineering (ISSN: 1582-4594).
(SCOPUS, IF: 0.967)
- [5] Amir Hassannia, Ahmad Darabi and Mohamad-Ebrahim Ghazi, “*Design and Performance Analysis of a New Hydropower Superconducting Synchronous Generator*”, Accepted for publication in: Journal of Power and Energy Engineering (ISSN: 2327-5901).

فهرست مطالب

- ۱- مقدمه..... ۱
- ۲- پدیده ابرسانایی و ماشین‌های ابرسانا..... ۷
- ۲-۱. پدیده ابرسانایی در دمای زیاد ۸
- ۲-۲. ابرساناهای نوع ۱ ۸
- ۲-۲-۱- مقاومت AC ۹
- ۲-۲-۲- مغناطیس‌زدایی کامل (اثر مایسنر)..... ۱۰
- ۲-۳. ابرساناهای نوع ۲ ۱۲
- ۲-۳-۱- مغناطیس‌کنندگی ۱۳
- ۲-۳-۲- میدان‌های بحرانی بالا و پایین ۱۵
- ۲-۳-۳- حالت نیمه‌ابرسانایی ۱۶
- ۲-۳-۴- مکانیزم نفوذ شار مغناطیسی ۱۸
- ۲-۳-۵- جریان بحرانی در مواد HTS ۲۰
- ۲-۴. مواد HTS پیشرفته..... ۲۱
- ۲-۴-۱- ابرساناهای BSCCO ۲۲
- ۲-۴-۲- ابرساناهای YBCO ۲۳
- ۲-۴-۳- ابرساناهای REBCO ۲۵

- ۵-۲. کاربردهای ابرساناها در ماشین‌های الکتریکی ۲۹
- ۱-۵-۲- موتورهای سنکرون ۵ و ۳۶ مگاوات ۳۰
- ۲-۵-۲- موتور DC هم‌قطبی ۳۲
- ۳-۵-۲- ماشین سنکرون ابرسانای ۴۰۰ کیلووات زیمنس ۳۳
- ۴-۵-۲- ماشین سنکرون ابرسانای ۴ مگاوات زیمنس ۳۴
- ۵-۵-۲- موتور سنکرون ابرسانای شار محوری ۱۲/۵ کیلووات ۳۵
- ۶-۵-۲- موتور سنکرون شار شعاعی ابرسانای ۱۵ کیلووات ۳۶
- ۷-۵-۲- موتور القایی ابرسانا ۳۶
- ۳- طراحی و تحلیل عملکرد موتور ابرسانای سنکرون ۳۹**
- ۱-۳. انتخاب ساختار موتور ۴۰
- ۲-۳. الگوریتم کلی طراحی ۴۴
- ۳-۳. مشخصات و محدودیت‌های ماشین ۴۵
- ۴-۳. طراحی ماشین ۴۸
- ۱-۴-۳- انتخاب پارامترهای اساسی ماشین ۴۸
- ۲-۴-۳- طراحی اجزای فاصله هوایی ۵۰
- ۳-۴-۳- طراحی روتور ۵۵
- ۴-۴-۳- طراحی استاتور ۶۴
- ۵-۴-۳- طراحی طول محوری ماشین ۶۸
- ۵-۳. ارزیابی مقدماتی طرح ۷۱

- ۶-۳. ارزیابی طرح با روش اجزای محدود ۷۴
- ۳-۶-۱- تحلیل عملکرد ماشین در شرایط بی‌باری ۷۶
- ۳-۶-۲- تحلیل عملکرد ماشین در شرایط تحت بار ۷۹
- ۳-۷. ملاحظات سیستم درایو ۸۱
- ۳-۸. مقایسه با موتور مشابه غیرابرسانا ۸۴
- ۴- طراحی سیستم سردکننده موتور ابرسانا ۸۷
- ۴-۱. متداول‌ترین سیستم‌های سردکننده ماشین‌های ابرسانا ۸۸
- ۴-۱-۱- سیستم دوفازی ترموسیفون ۸۹
- ۴-۱-۲- سیستم دوفازی تبخیری باز ۹۱
- ۴-۱-۳- سیستم دوفازی تبخیری لوله‌ای ۹۲
- ۴-۱-۴- سیستم تک‌فازی نیتروژن مایع ۹۳
- ۴-۲. طراحی سیستم سردکننده برای ماشین مورد مطالعه ۹۴
- ۴-۳. ملزومات سیستم سردکننده ۱۰۳
- ۴-۴. تحلیل عملکرد سیستم سردکننده ۱۰۴
- ۵- طراحی ماشین ابرسانای بدون هسته ۱۰۵
- ۵-۱. انتخاب ساختار مناسب ۱۰۶
- ۵-۲. طراحی ماشین بدون هسته ۱۰۷
- ۵-۳. تحلیل عملکرد ماشین بدون هسته ۱۱۰
- ۵-۴. مقایسه ماشین معمولی و ماشین بدون هسته ۱۱۳

۱۱۵	۶- بهینه‌سازی شکل و بهبود جریان بحرانی سیم‌پیچ ابررسانا
۱۲۱	۶-۱. بررسی روش‌های کاهش میدان عمودی
۱۲۳	۶-۲. ارائه روشی جدید برای کاهش میدان عمودی
۱۲۹	۷- انتخاب بهینه فرکانس طراحی
۱۳۰	۷-۱. ساختار موتور و سیستم تغذیه
۱۳۱	۷-۲. طراحی موتور در فرکانس‌های مختلف
۱۳۱	۷-۲-۱- انتخاب مناسب پارامترهای اختیاری
۱۳۴	۷-۲-۲- محاسبه ضریب نشت شار مغناطیسی
۱۳۷	۷-۳. تلفات متاثر از فرکانس در بخش‌های مختلف ماشین
۱۳۷	۷-۳-۱- تلفات نیروی مقاوم آب
۱۳۹	۷-۳-۲- تلفات هسته استاتور
۱۴۰	۷-۳-۳- تلفات اهمی استاتور
۱۴۱	۷-۳-۴- تلفات سوئیچینگ سیستم درایو
۱۴۲	۷-۴. طراحی موتور ابررسانای سنکرون در فرکانس بهینه
۱۴۵	۸- جمع‌بندی و نتیجه‌گیری
۱۴۸	۸-۱. پیشنهادات
۱۵۱	مراجع

فهرست جدول‌ها

- جدول ۱-۲: شدت میدان بحرانی و دمای بحرانی فلزات LTS..... ۹
- جدول ۲-۲: مشخصات چند نمونه ابررسانای نوع دوم ۱۶
- جدول ۳-۲: مشخصات بعضی سیم‌های ابررسانای سوپرپاور ۲۹
- جدول ۱-۳: مشخصات ماشین مورد نظر ۴۶
- جدول ۲-۳: ضرایب تضعیف دامنه هارمونیک‌های میدان فاصله هوایی ۶۷
- جدول ۳-۳: مقایسه موتور 2.5^{MW} و 220^{rpm} ابررسانای طراحی شده با موتور PM مشابه ۸۵
- جدول ۱-۴: بار حرارتی قسمت‌های مختلف سیستم ۹۷
- جدول ۱-۵: مقایسه موتور 2.5^{MW} و 220^{rpm} دارای هسته و بدون هسته ۱۱۳
- جدول ۱-۷: تاثیر فرکانس بهینه بر شاخص‌های عملکرد موتور مورد مطالعه ۱۴۳

فهرست شکل‌ها

- شکل ۱-۱: تغییرات مقاومت الکتریکی هادی‌های معمولی و HTSها ۲
- شکل ۱-۲: سیر زمانی افزایش دمای بحرانی ابررساناها و تغییرات سیستم‌های سردکننده ۳
- شکل ۱-۳: کاربرد ابررسانا بعنوان کابل‌های زیرزمینی انتقال انرژی ۳
- شکل ۱-۲: گذار به فاز ابررسانایی: الف) در یک هادی کامل، ب) در ابررسانا ۱۱
- شکل ۲-۲: تغییرات میدان مغناطیسی در اطراف ابررسانا ۱۲
- شکل ۲-۳: مغناطیس‌شوندگی یک ابررسانای نوع ۲ ایده‌آل ۱۳
- شکل ۲-۴: مغناطیس‌شوندگی یک ابررسانای نوع ۲ واقعی ۱۴
- شکل ۲-۵: مقایسه مشخصه مغناطیسی ابررساناهای نوع ۱ و نوع ۲ ۱۶
- شکل ۲-۶: حالت نیمه‌ابررسانایی ۱۷
- شکل ۲-۷: اولین عکس منتشر شده از شبکه فلکسون ۱۸
- شکل ۲-۸: مکانیزم ایجاد شار مغناطیسی در ابررساناهای نوع ۲ ۱۹
- شکل ۲-۹: مشخصه E-I دو ماده ابررسانا ۲۱
- شکل ۲-۱۰: ساختار یک سلول واحد از ابررسانای $Bi_2Sr_2Ca_2Cu_3O_x$ ۲۳
- شکل ۲-۱۱: ساختار یک سلول واحد از ابررسانای $YBa_2Cu_3O_x$ ۲۳
- شکل ۲-۱۲: ساختار کلی یک نوار ابررسانای YBCO ۲۴
- شکل ۲-۱۳: نوار ابررسانای YBCO ۲۵
- شکل ۲-۱۴: ساختار سیم ابررسانای SCS4050 ساخت شرکت سوپرپاور ۲۶
- شکل ۲-۱۵: یک نوع سیم ابررسانا ساخت شرکت سوپرپاور ۲۶
- شکل ۲-۱۶: تغییرات جریان بحرانی لایه ابررسانا بر حسب ضخامت آن ۲۷
- شکل ۲-۱۷: جریان بحرانی چند نوع ابررسانای REBCO بر حسب اندازه میدان مغناطیسی ۲۸

- شکل ۲-۱۸: تغییرات جریان بحرانی سیم‌ابرسانا با تغییر زاویه میدان مغناطیسی ۲۸
- شکل ۲-۱۹: ساختار متداول یک موتور ابرسانای سنکرون ۳۰
- شکل ۲-۲۰: نمای کلی موتور سنکرون ابرسانای ۵ مگاوات ۳۱
- شکل ۲-۲۱: نمای کلی استاتور و روتور موتور سنکرون ابرسانای ۳۶/۵ مگاوات ۳۲
- شکل ۲-۲۲: ساختار کلی موتور DC هم‌قطبی ۳۳
- شکل ۲-۲۳: ساختار نمونه عملی موتور DC هم‌قطبی ۳۳
- شکل ۲-۲۴: ماشین ۴۰۰ کیلووات زیمنس ۳۴
- شکل ۲-۲۵: نمای کلی ژنراتور ۴ مگاوات زیمنس و سیستم سردکننده آن ۳۴
- شکل ۲-۲۶: موتور ابرسانای شار محوری ۱۲/۵ کیلووات ۳۵
- شکل ۲-۲۷: ساختار داخلی موتور ابرسانای شار محوری ۱۲/۵ کیلووات ۳۶
- شکل ۲-۲۸: موتور ابرسانای سنکرون ۱۵ کیلووات ۳۶
- شکل ۲-۲۹: ساختار روتور قفسی ابرسانا ۳۷
- شکل ۲-۳۰: روتور ابرسانا و کل موتور ۳۷
- شکل ۲-۳۱: مقایسه مشخصه مکانیکی موتور القایی ابرسانا و موتور معمولی ۳۸
- شکل ۳-۱: سه نمونه سیستم رانش محور گرا ۴۰
- شکل ۳-۲: ساختار کلی سیستم رانش مستقیم ۴۱
- شکل ۳-۳: ساختار کلی سیستم رانش لبه‌ای ۴۲
- شکل ۳-۴: الگوریتم کلی طراحی ماشین ۴۶
- شکل ۳-۵: فرآیند تکرار طراحی برای تعیین مقدار مجاز ضریب بارگذاری الکتریکی ۵۰
- شکل ۳-۶: ساختار کلی ماشین ۵۰
- شکل ۳-۷: چند نمونه سیم‌های Litz ۵۳
- شکل ۳-۸: ساختار کلی یک قطب ماشین ۵۵

- شکل ۳-۹: فرآیند تکرار برای تعیین ارتفاع قطب و تعداد دور سیم پیچ ۵۷
- شکل ۳-۱۰: توزیع شار و مدار معادل مغناطیسی در فاصله هوایی ۵۸
- شکل ۳-۱۱: زاویه بین میدان مغناطیسی و راستای عمود بر سطح نوار ابرسانا ۵۹
- شکل ۳-۱۲: تغییرات جریان بحرانی چند نمونه سیم REBCO نسبت به زاویه میدان مغناطیسی ۶۰
- شکل ۳-۱۳: تغییرات جریان بحرانی سیم ابرسانا با تغییر اندازه میدان مغناطیسی ۶۱
- شکل ۳-۱۴: پنیک‌های ابرسانا ۶۲
- شکل ۳-۱۵: نگه‌دارنده‌های سیم پیچ‌های استاتور ۶۴
- شکل ۳-۱۶: نقشه سیم پیچی استاتور ۶۷
- شکل ۳-۱۷: دیاگرام برداری موتور سنکرون در حالت پسفاز ۶۹
- شکل ۳-۱۸: دیاگرام برداری موتور سنکرون در ضریب قدرت واحد ۷۰
- شکل ۳-۱۹: نمای کلی هسته و سیم پیچ ابرسانای ماشین ۷۱
- شکل ۳-۲۰: مشخصه مغناطیسی هسته ماشین ۷۲
- شکل ۳-۲۱: مش بندی ماشین طراحی شده توسط نرم افزار ۷۵
- شکل ۳-۲۲: توزیع چگالی شار مغناطیسی ماشین در شرایط بی باری ۷۶
- شکل ۳-۲۳: شار عبوری از یوغ روتور و استاتور ۷۷
- شکل ۳-۲۴: جهت عمود بر سطح سیم پیچ ابرسانا در ماشین مورد مطالعه ۷۷
- شکل ۳-۲۵: توزیع مولفه عمودی چگالی شار مغناطیسی روی سیم پیچ ابرسانا ۷۷
- شکل ۳-۲۶: ولتاژ القایی در مدار آرمیچر ناشی از جریان تحریک ۷۸
- شکل ۳-۲۷: جریان اعمال شده به استاتور در شرایط اسمی ۷۹
- شکل ۳-۲۸: گشتاور القایی روتور در بار اسمی ۸۰
- شکل ۳-۲۹: توزیع چگالی شار مغناطیسی ماشین در شرایط بار اسمی ۸۰
- شکل ۳-۳۰: ساختار کلی اینورتر سه فاز ۸۱

- شکل ۳-۳۱: ساختار اینورتر سه فاز سه سطحی ۸۲
- شکل ۳-۳۲: محدوده عملکرد بعضی سوئیچ‌های متداول ۸۳
- شکل ۳-۳۳: سوئیچ IGBT مدل 2MBI450VN-170-50 ۸۴
- شکل ۴-۱: ساختار کلی سیستم ترموسیفون ۸۹
- شکل ۴-۲: اتصال کندانسور ثابت و روتور چرخان ۹۰
- شکل ۴-۳: توزیع سیال در سطح داخلی تبخیرکننده ۹۰
- شکل ۴-۴: ساختار کلی سیستم تبخیری باز ۹۱
- شکل ۴-۵: ساختار کلی سیستم تبخیری لوله‌ای ۹۲
- شکل ۴-۶: ساختار کلی سیستم تکفازی نیتروژن مایع با سردکننده فرعی ۹۳
- شکل ۴-۷: قسمت‌های اصلی سیستم سردکننده نیتروژن مایع ۹۴
- شکل ۴-۸: الگوریتم کلی طراحی سیستم سردکننده ۹۵
- شکل ۴-۹: دمای طراحی شده نقاط مختلف حلقه برودتی ۹۸
- شکل ۴-۱۰: مشخصه عملکرد میرد مدل AL300 ۹۹
- شکل ۴-۱۱: رابط فایبرگلاس برای ایزولاسیون حرارتی ۱۰۳
- شکل ۴-۱۲: توزیع دما در سطح مقطع هسته روتور ۱۰۴
- شکل ۴-۱۳: توزیع دما در سطح مقطع سیم‌پیچ ابررسانا ۱۰۴
- شکل ۵-۱: ساختار کلی ماشین ابررسانای بدون هسته ۱۰۶
- شکل ۵-۲: قسمت‌های اصلی هر قطب روتور ۱۱۱
- شکل ۵-۳: موقعیت لوله‌های سردکننده ۱۱۱
- شکل ۵-۴: نمای کلی هسته استاتور و روتور ماشین ابررسانای بدون هسته ۱۱۱
- شکل ۵-۵: توزیع چگالی شار مغناطیسی در قسمت‌های مختلف ماشین ۱۱۲
- شکل ۵-۶: توزیع مولفه عمود بر سطح چگالی شار مغناطیسی در سیم‌پیچ ابررسانا ۱۱۲

- شکل ۶-۱: سطح مقطع سیم پیچ ابرسانی یک ژنراتور ۳ کیلووات ۱۱۶
- شکل ۶-۲: سطح مقطع بهینه سازی شده سیم پیچ ابرسانی ژنراتور ۳ کیلووات ۱۱۶
- شکل ۶-۳: موقعیت صفحه فرومغناطیسی نسبت به سیم پیچ ابرسانا ۱۱۷
- شکل ۶-۴: خطوط شار مغناطیسی، (a) بدون صفحه، (b) با صفحه فرومغناطیس ۱۱۷
- شکل ۶-۵: تعریف متغیرهای بهینه سازی (نقاط روی اضلاع سطح مقطع سیم پیچ) ۱۱۸
- شکل ۶-۶: شکل بهینه هر یک از اضلاع سطح مقطع سیم پیچ ابرسانا ۱۱۸
- شکل ۶-۷: شکل بهینه اضلاع سطح مقطع سیم پیچ با قيود مختلف ۱۱۸
- شکل ۶-۸: بهینه سازی شکل سیم پیچ موتور با شکل اولیه: (a) نیم دایره، (b) متوازی الاضلاع ۱۱۹
- شکل ۶-۹: بهینه سازی شکل سیم پیچ موتور برای دستیابی به حداکثر شار پیوندی ۱۱۹
- شکل ۶-۱۰: ساختار روتور و موقعیت منحرف کننده های شار در ماشین ۱۰۰ کیلووات ۱۲۰
- شکل ۶-۱۱: توزیع مولفه عمودی چگالی شار مغناطیسی با بهینه سازی شکل ۱۲۱
- شکل ۶-۱۲: توزیع مولفه عمودی چگالی شار مغناطیسی با استفاده از منحرف کننده شار ۱۲۲
- شکل ۶-۱۳: توزیع مولفه عمودی شار با جابجایی بخشی از سیم پیچ ۱۲۳
- شکل ۶-۱۴: توزیع مولفه عمودی شار با جابجایی بخش هایی از سیم پیچ ۱۲۴
- شکل ۶-۱۵: کاهش میدان عمودی با استفاده از AFD ۱۲۵
- شکل ۶-۱۶: موقعیت AFD های پیشنهادی برای ماشین مورد مطالعه ۱۲۶
- شکل ۶-۱۷: توزیع مولفه عمودی شار با استفاده از مجموعه AFD ۱۲۶
- شکل ۷-۱: ساختار کلی موتور و سیستم تغذیه اینورتری ۱۳۰
- شکل ۷-۲: مقادیر حداکثر و بهینه چگالی شار فاصله هوایی در فرکانس های مختلف ۱۳۲
- شکل ۷-۳: طول محوری و ضخامت شعاعی ماشین در فرکانس های مختلف ۱۳۳
- شکل ۷-۴: مدار معادل مغناطیسی ماشین رانش لبه ای ۱۳۴
- شکل ۷-۵: مقدار ضریب نشت شار با استفاده از رابطه تحلیلی $k_{leak} = 0.629$ ۱۳۵

- شکل ۶-۷: مقدار ضریب نشت شار با استفاده از رابطه تحلیلی $k_{leak} = 0.566$ ۱۳۵
- شکل ۷-۷: مقدار ضریب نشت شار با استفاده از رابطه تحلیلی $k_{leak} = 0.681$ ۱۳۶
- شکل ۸-۷: مقدار ضریب نشت شار با استفاده از رابطه تحلیلی $k_{leak} = 0.803$ ۱۳۶
- شکل ۹-۷: رابطه ضریب نیروی مقاوم و عدد رینولدز برای دو شکل نمونه ۱۳۸
- شکل ۱۰-۷: تلفات نیروی مقاوم آب در فرکانس‌های مختلف ۱۳۹
- شکل ۱۱-۷: چگالی تلفات هسته 65JN1600 بر حسب فرکانس و چگالی شار ۱۳۹
- شکل ۱۲-۷: تلفات هسته استاتور در فرکانس‌های مختلف ۱۴۰
- شکل ۱۳-۷: تلفات توان هنگام تغییر وضعیت سوئیچ ۱۴۱
- شکل ۱۴-۷: تلفات سوئیچینگ در فرکانس‌های مختلف ۱۴۲
- شکل ۱۵-۷: تغییرات تلفات بخش‌های مختلف موتور ابرسانا و سیستم تغذیه ۱۴۳

فصل اول

مقدمه

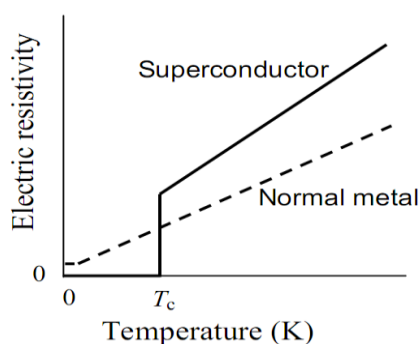
یکی از بزرگترین رویدادهای صنعت برق در قرن بیستم، کشف پدیده ابررسانایی است که در سال ۱۹۱۱ توسط کامرلینگز اوونز^۱ معرفی شد [۱]. بطور خلاصه می‌توان ابررسانایی را بصورت ناپدید شدن مقاومت الکتریکی در دماهای بسیار کم تعریف کرد. صفر شدن این مقاومت در دمای صفر مطلق، از سال‌ها قبل، یک پدیده شناخته‌شده بود، اما محدود شدن مقاومت الکتریکی به صفر در دماهای نزدیک به صفر مطلق، برای اولین بار در سال ۱۹۱۱ مشاهده شد. در آن زمان اوونز توانست با استفاده از هلیوم مایع به دمایی در حدود ۱ درجه کلوین برسد. او مشاهده کرد روند کاهش هموار و تدریجی مقاومت الکتریکی جیوه با کاهش دما، در یک دمای مشخص (حدود ۴ کلوین) ناگهان تغییر کرده و به صفر می‌رسد. این دما امروزه با عنوان دمای بحرانی^۲ (T_c) شناخته می‌شود. بسیاری از مواد در دماهای کمتر از دمای بحرانی وارد حالت جدیدی با ویژگی‌های الکتریکی و مغناطیسی متفاوت می‌شوند که به آن فاز ابررسانایی^۳ گفته می‌شود.

¹ Kamerlings Onnes

² Critical temperature

³ Superconducting state

بعدها ابررساناهای دیگر با دماهای بحرانی بیشتر نیز کشف شد که غالباً از فلزات و آلیاژهای آنها ساخته می‌شدند. این مواد که دمای بحرانی آنها کمتر از ۳۰ کلوین بود، ابررساناهای دمای کم (LTS)^۱ نامیده شدند. با پیشرفت تکنولوژی ساخت مواد ابررسانا، گذار به فاز ابررسانایی در دمای بیش از ۳۰ کلوین نیز ممکن شد که به این مواد، ابررساناهای دمای زیاد (HTS)^۲ اطلاق می‌شود. مطابق شکل ۱-۱، مواد HTS در دماهای بیش از دمای بحرانی دارای مقاومت الکتریکی بیشتری نسبت به هادی‌های معمولی از قبیل مس هستند.



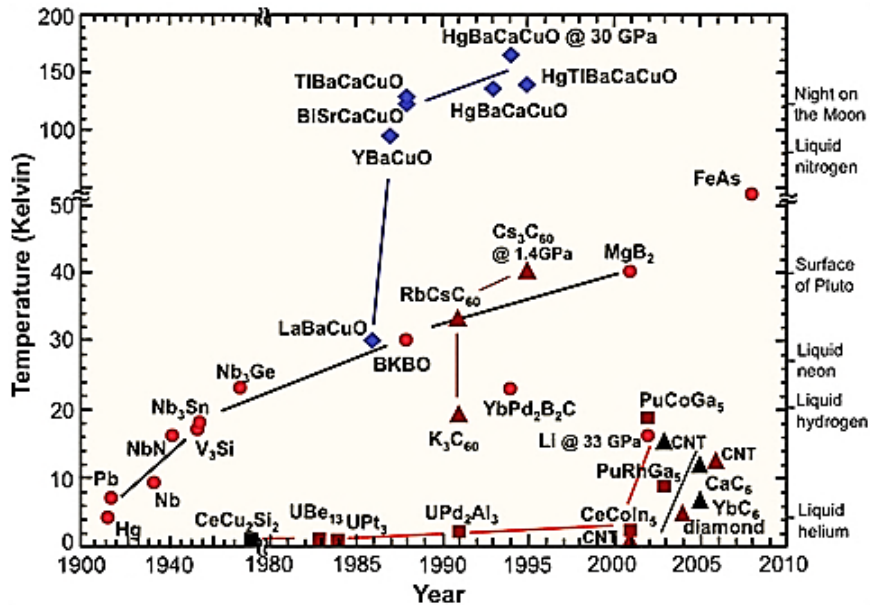
شکل ۱-۱: تغییرات مقاومت الکتریکی هادی‌های معمولی و HTSها [۲]

مشکل اساسی برای تجاری‌سازی ابررساناها، سردکردن این مواد تا دمای کمتر از مقدار بحرانی بود. دستیابی به دماهای بسیار کم نیازمند استفاده از سردکننده‌های گران‌قیمت مانند هلیوم مایع است که باعث محدود شدن کاربردهای صنعتی ابررساناها می‌شود.

امروزه پیشرفت‌های چشمگیری در علم و فناوری تولید ابررساناها حاصل شده و ابررساناهایی با دمای بحرانی ۱۳۵ کلوین ساخته شده است. ادعا می‌شود این دمای بحرانی تا ۱۶۴ کلوین نیز قابل افزایش است. با افزایش دمای بحرانی ابررساناها، هزینه و مشکلات مربوط به سیستم‌های سردکننده آنها کاهش یافته و کاربردهای صنعتی این مواد را به لحاظ اقتصادی توجیه‌پذیر کرده است. در شکل ۲-۱ سیر زمانی تغییرات دمای بحرانی ابررساناها به همراه دمای قابل دستیابی با سردکننده‌های مختلف نشان داده شده است [۳].

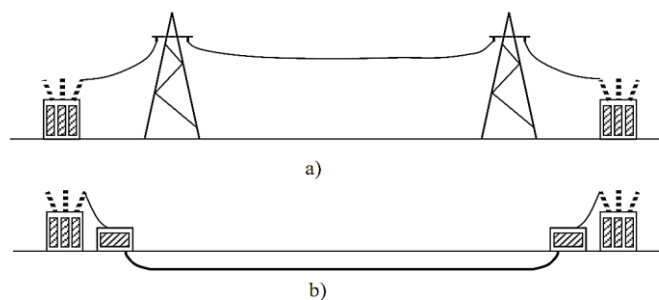
^۱ Low Temperature Superconductor

^۲ High Temperature Superconductor



شکل ۱-۲: سیر زمانی افزایش دمای بحرانی ابررساناها و تغییرات سیستم‌های سردکننده

یکی از ابتدایی‌ترین کاربردهای ابررساناها که همزمان با کشف ابررسانایی مطرح شد، انتقال بدون تلفات انرژی برق است. با توجه به آنکه مواد ابررسانا، علاوه بر دارا بودن مقاومت الکتریکی صفر، قابلیت حمل چگالی جریان بیشتری نیز دارند، ایده جایگزینی خطوط هوایی انتقال با کابل‌های زیرزمینی ابررسانا بصورت نشان داده شده در شکل ۱-۳ مطرح شد. کاربرد این کابل‌ها بویژه در سیستم‌های توزیع مورد توجه قرار گرفت. به نظر می‌رسد در آینده‌ای نزدیک، کابل‌های زیرزمینی ابررسانا، اقتصادی‌ترین و مناسب‌ترین سیستم انتقال انرژی به لحاظ تلفات انتقال و اثرات زیست‌محیطی باشند. علاوه بر سیستم‌های توزیع، ابررساناها در دیگر اجزای سیستم‌های قدرت از قبیل ترانسفورماتورها، محدودکننده‌های جریان، ذخیره‌کننده‌های انرژی، موتورها و ژنراتورها نیز می‌توانند مورد استفاده واقع شوند.



شکل ۱-۳: کاربرد ابررسانا بعنوان کابل‌های زیرزمینی انتقال انرژی [۲]

کاربردهای دیگر ابررساناها بواسطه ویژگی‌های منحصر به فرد مغناطیسی آنهاست. رانش میدان‌های مغناطیسی از درون ابررسانا به خارج آن که به اثر مایسنر^۱ معروف است، یکی از این ویژگی‌هاست که باعث گسترش کاربرد این مواد در سیستم‌های تعلیق مغناطیسی شده است. نمونه‌هایی از قطارهای مغناطیسی معلق^۲ با استفاده از آهنرباهای ابررسانا در کشورهای ژاپن، آمریکا و آلمان مورد بهره‌برداری قرار گرفته است که این قطارها می‌توانند با سرعتی بالغ بر ۵۰۰ کیلومتر در ساعت حرکت کنند.

یکی از عمده‌ترین کاربردهای ابررساناها، ایجاد میدان‌های مغناطیسی بسیار قوی و پایدار با شدتی در حدود ۱۵ تسلا است. این میدان‌ها در تجهیزات عکس‌برداری پزشکی (MRI)^۳ و نیز در علوم فیزیک هسته‌ای بعنوان شتاب‌دهنده‌های ذرات، مورد استفاده واقع می‌شوند.

کاربرد ابررساناها در میکروالکترونیک نیز گسترش چشمگیری داشته است. از اثر تونل‌زنی ژوزفسون در تجهیزات واسطه کوانتومی ابررسانا استفاده شده است. ابررساناها می‌توانند موج‌های الکترومغناطیسی را بطور کامل منعکس کنند که این ویژگی در نوسان‌سازهای مایکروویو و تشخیص‌دهنده‌های طیفی مورد استفاده قرار می‌گیرد. ابررساناها ویژگی‌ای وجود دارند که قادرند در کمتر از یک پیکوثانیه از فاز ابررسانایی به فاز غیرابررسانایی و یا بالعکس، تغییر کنند. این زمان برای سوئیچ‌های سیلیکونی ۱۰۰۰ برابر طولانی‌تر است. براساس همین ویژگی، ایده ساخت ریزپردازنده‌های ابررسانا مطرح می‌شود که ۱۰۰۰ برابر سریع‌تر از ریزپردازنده‌های سیلیکونی معمولی هستند.

در این پایان‌نامه، ابتدا متداول‌ترین مواد ابررسانا مورد بررسی قرار گرفته و بعضی از رفتارهای الکتریکی و مغناطیسی آنها مانند اثر مایسنر، تثبیت شار و خزش شار مطرح می‌شوند. سپس به کاربرد ابررساناها در ماشین‌های الکتریکی پرداخته و نمونه‌هایی از مشهورترین ماشین‌های ابررسانا که

^۱ Meissner effect

^۲ Maglev

^۳ Magnetic Resonance Imaging

تاکنون به بهره‌برداری رسیده‌اند، بررسی می‌شوند. با توجه به انواع کاربردها و ساختارهای متداول ماشین‌های ابررسانا، در فصل سوم یک ساختار جدید برای موتورهای ابررسانا در سیستم‌های پیشران شناوری، مطرح می‌شود. الگوریتم طراحی این ماشین جدید برای نخستین بار، ارائه و یک نمونه از آن، طراحی شده است. در فصل چهارم اصول کلی طراحی یک سیستم سردکننده مناسب برای ماشین طراحی شده، بیان می‌شود. یکی از قابلیت‌های ویژه ماشین‌های ابررسانا، امکان حذف هسته مغناطیسی ماشین است و در فصل پنجم ساختار بدون هسته ماشین ابررسانا بررسی می‌شود. در این فصل، با طراحی یک نمونه ماشین بدون هسته و مقایسه آن با ماشین مورد مطالعه، قابلیت‌ها و نقاط ضعف و قوت این ساختار بررسی می‌شود. در فصل ششم، روش‌های کاهش چگالی شار مغناطیسی روی سیم‌پیچ ابررسانا مورد بررسی قرار گرفته و در این زمینه، روشی جدید متناسب با ساختار ماشین مورد مطالعه، ارائه می‌شود. با توجه به امکان تغییر فرکانس در سیستم تغذیه اینورتری موتور ابررسانای پیشران، انتخاب بهینه فرکانس طراحی، در فصل هفتم مورد بحث قرار می‌گیرد. در این فصل، با بررسی مولفه‌های مختلف تلفات سیستم، یک فرکانس بهینه برای طراحی ماشین مورد مطالعه، انتخاب شده و سپس با طراحی مجدد ماشین در این فرکانس و مقایسه آن با ماشین اصلی، میزان بهبود مشخصات عملکرد ماشین، ارزیابی می‌شود. سرانجام فصل هشتم به جمع‌بندی مطالب مطرح شده در پایان‌نامه و بیان موضوعات قابل طرح جهت ادامه کار، اختصاص یافته است.

فصل دوم**پدیده ابرسانایی و ماشین‌های ابرسانا**

تاکنون نظریه‌های زیادی برای تشریح دقیق و کامل پدیده ابرسانایی مطرح شده است. بسیاری از رفتارهای الکتریکی و مغناطیسی ابرساناها از قبیل اثر مایسنر، تلفات AC، ابرسانایی نوع ۱ و ۲، و حالت نیمه‌ابرسانایی توسط مدل‌ها و تئوری‌های نسبتاً پیچیده‌ای توضیح داده می‌شوند که در این فصل، به بیان بعضی از آنها پرداخته شده است. همچنین پرکاربردترین ابرساناهای صنعتی، معرفی شده و فرآیند ساخت و ویژگی‌های هر یک بیان می‌شود. علاوه بر این، مهم‌ترین کاربردهای ابرساناها بویژه در ماشین‌های الکتریکی، تشریح می‌شود.

۱-۲. پدیده ابرسانایی در دمای زیاد

در سال ۱۹۸۶، بدنورز^۱ و مولر^۲ پدیده ابرسانایی در دمای ۳۵ کلوین را در یک لایه لیتیوم-باریم که با لایه‌هایی از اکسید مس پوشانده شده بود (LBCO)، مشاهده کردند [۴]. آنان به خاطر این نوآوری بزرگ در سال ۱۹۸۷ موفق به دریافت جایزه نوبل شدند و بدین ترتیب ابرسانایی در دمای زیاد (HTS) محقق شد. این کشف، تحولی بزرگ در نظریه ابرساناها ایجاد کرد و این پدیده را از آزمایشگاه به صنعت منتقل ساخت. پس از آن، آمریکایی‌ها و چینی‌ها تحقیقات گسترده‌ای را در این زمینه آغاز کردند و در زمان کوتاهی به ابرسانایی در دمای بیش از ۹۰ کلوین دست یافتند [۵]. این ماده جدید با لایه‌هایی از دوتریوم باریم و اکسید مس (YBCO) ساخته می‌شد. امروزه ابرسانایی در دمای ۱۳۵ کلوین و ۱۶۴ کلوین نیز با ترکیبات خاصی از جیوه قابل دستیابی است. ابرسانایی در دمای بیش از نقطه جوش نیتروژن (۷۷ کلوین)، هزینه‌های سنگین سیستم‌های سردکننده ابرساناها را کاهش داد و بستر مناسبی برای توسعه کاربردهای صنعتی این مواد فراهم ساخت. اما ساختار سرامیکی و طبیعت شکننده ابرساناها همچنان یکی از چالش‌های پیش روی این صنعت است.

۲-۲. ابرساناهای نوع ۱

فلزاتی از قبیل تیتانیوم، آلومینیوم، جیوه، قلع و روی در دماهای بسیار کم وارد فاز ابرسانایی می‌شوند. این فلزات اولین ابرساناهای کشف شده بودند و به ابرساناهای نوع ۱ معروفند. بعدها مشخص شد که این ابرساناها در حضور یک میدان مغناطیسی با شدت مشخص، دوباره به حالت نرمال برمی‌گردند. اندازه این شدت میدان که شدت میدان بحرانی (H_c) نام دارد، به اختلاف سطح انرژی آزاد بین حالت نرمال و حالت ابرسانایی وابسته است. در جدول ۱-۲ مقدار دمای بحرانی و شدت میدان بحرانی چند ابرسانای نوع ۱ نشان داده شده است.

¹ Bednorz

² Müller

جدول ۲-۱: شدت میدان بحرانی و دمای بحرانی فلزات LTS [۲]

فلز	دمای بحرانی (K)	شدت میدان بحرانی (A/m)	چگالی شار بحرانی (T)
تیتانیوم (Ti)	۰/۴	$۰/۴۲ \times ۱۰^۴$	۰/۰۰۵۶
آلومینیوم (Al)	۱/۲	$۰/۷۹ \times ۱۰^۴$	۰/۰۱۰۵
قلع (Sn)	۳/۷	$۲/۴۰ \times ۱۰^۴$	۰/۰۳۰۵
جیوه (Hg)	۴/۲	$۳/۳۰ \times ۱۰^۴$	۰/۰۴۱۱
سرب (Pb)	۷/۲	$۶/۴۰ \times ۱۰^۴$	۰/۰۸۰۳

۲-۲-۱- مقاومت AC

بارزترین ویژگی ابرساناها، مقاومت الکتریکی صفر آنها در دماهای کمتر از دمای بحرانی است. یعنی با عبور جریان از یک ابرسانا هیچ ولتاژی روی آن افت نمی‌کند و در نتیجه توان تلف شده صفر است. اما این مساله فقط برای جریان DC و ثابت درست است. ابرساناها در مقابل عبور جریان AC، از خود مقاومت نشان می‌دهند. برای توضیح این پدیده، می‌توان الکترون‌های آزاد در یک فلز ابرسانا را بصورت دو گروه مجزا در نظر گرفت [۶]. یکی "سوپرالکترون‌ها" که "زوج‌های کوپر"^۱ نیز نامیده می‌شوند و می‌توانند جریان الکتریکی را بدون مقاومت الکتریکی حمل کنند. دیگری "الکترون‌های نرمال" است که رفتاری مشابه الکترون‌های آزاد در یک فلز غیر ابرسانا دارند و هنگام عبور جریان با مقاومت الکتریکی روبرو می‌شوند. اگر یک جریان DC و ثابت از ابرسانا عبور کند، هیچ میدان الکتریکی نباید در ابرسانا وجود داشته باشد. در غیر اینصورت، سوپرالکترون‌ها شتاب گرفته و جریان افزایش می‌یابد که مخالف فرض ثابت بودن جریان الکتریکی است. اگر میدان الکتریکی در ابرسانا صفر باشد، نیروی محرکه الکتریکی برای به حرکت درآوردن الکترون‌های نرمال وجود ندارد و لذا تمام جریان توسط سوپرالکترون‌ها حمل می‌شود. در این حالت توان تلف شده و افت ولتاژ روی ابرسانا صفر است. اما هنگامیکه جریان AC از ابرسانا عبور می‌کند، برای تغییر جریان لازم است تا یک میدان الکتریکی به ابرسانا اعمال شود. این میدان، الکترون‌های نرمال را به حرکت درآورده و باعث تلفات انرژی و ظهور مقاومت الکتریکی خواهد شد. از سوی دیگر میدان الکتریکی باعث شتاب

¹ Cooper pairs

سوپراکترئون‌ها هم می‌شود اما جرم بسیار کم سوپراکترئون‌ها باعث تاخیر بسیار اندکی در افزایش جریان نسبت به افزایش میدان الکتریکی می‌شود. بنابراین با وجود آنکه سوپراکترئون‌ها مقاومت اهمی ایجاد نمی‌کنند اما می‌توانند باعث ظهور مقدار ناچیزی امپدانس اندوکتیو در یک ابررسانای حامل جریان AC شوند. از این حیث، مفهوم ابررسانایی با مقاومت الکتریکی صفر و انتقال بدون تلفات انرژی، تنها در سیستم‌های DC معنا پیدا می‌کند.

۲-۲-۲- مغناطیس زدایی کامل (اثر مایسنر)

ابررساناها ترکیب منحصر به فردی از ویژگی‌های الکتریکی و مغناطیسی بطور همزمان است. اگرچه واژه "ابررسانا" به یک هادی کامل^۱ با مقاومت الکتریکی صفر اطلاق می‌شود، اما ویژگی‌های مغناطیسی ابررساناها چیزی فراتر از یک هادی کامل است. بدیهی است اگر مقاومت الکتریکی یک مسیر بسته الکتریکی صفر باشد، شار مغناطیسی پیوندی با این مسیر ثابت خواهد ماند. از آنجا که مقاومت الکتریکی هر مسیر بسته فرضی درون یک هادی کامل صفر است، شار مغناطیسی هر نقطه آن بدون تغییر می‌ماند. یعنی در هر نقطه یک هادی کامل در هر لحظه داریم:

$$\frac{dB}{dt} = 0 \quad (1-2)$$

اگر یک هادی کامل در غیاب میدان مغناطیسی تا کمتر از دمای بحرانی سرد شده و سپس در یک میدان مغناطیسی قرار بگیرد، خطوط شار مغناطیسی نمی‌تواند وارد آن شود و درون این ماده بدون شار خواهد ماند. از سوی دیگر اگر یک هادی کامل قبل از سرد شدن تحت تاثیر میدان مغناطیسی قرار گیرد، شار مغناطیسی متناسب با ضریب نفوذپذیری ماده در آن ایجاد می‌شود. فرآیند سرد شدن ماده بر میزان این شار و میدان مغناطیسی تاثیری ندارد اما پس از سرد شدن، شار ایجاد

^۱ Perfect conductor

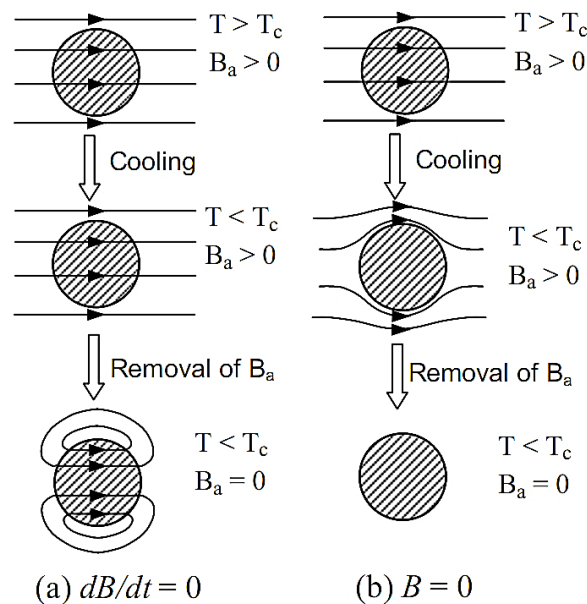
شده در هادی کامل حتی با حذف میدان خارجی، بدون تغییر و ثابت باقی می‌ماند. به این شار، شار قفل شده^۱ نیز گفته می‌شود. (شکل ۱-۲)

در سال ۱۹۳۳ مایسنر و همکارانش ویژگی بسیار جالبی در ابررساناها را کشف کردند. آنها یک ابررسانای فلزی را در میدان مغناطیسی قرار داده و در حالیکه دمای آنرا تا زیر مقدار بحرانی کاهش می‌دادند، تغییرات چگالی شار درون ماده را اندازه‌گیری کردند [۷]. مایسنر مشاهده کرد هنگامیکه یک ابررسانای فلزی وارد فاز ابررسانایی می‌شود، میدان مغناطیسی بطور کامل از درون آن خارج شده و چگالی شار داخلی ماده به صفر می‌رسد. در واقع هنگامیکه یک ماده ابررسانا در فاز ابررسانایی قرار می‌گیرد، همواره رابطه زیر برقرار خواهد بود.

$$B = 0 \quad (2-2)$$

این ویژگی که با مدل ماده ابررسانا بعنوان یک هادی کامل قابل توضیح نبود، "اثر مایسنر"

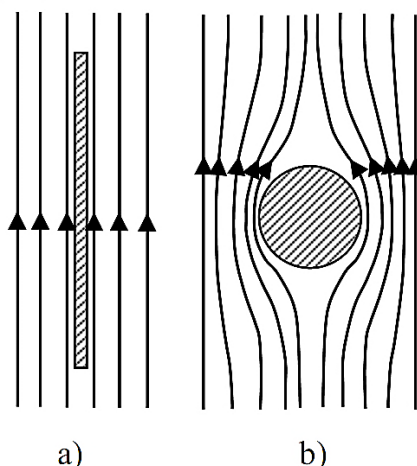
نامیده شد. رفتار مغناطیسی یک ماده ابررسانا با یک هادی کامل در شکل ۱-۲ مقایسه شده است.



شکل ۱-۲: گذار به فاز ابررسانایی: الف) در یک هادی کامل، ب) در ابررسانا [۲]

^۱ Pinning flux

خروج میدان مغناطیسی از ابررسانا در نتیجه ایجاد جریان القایی درون آن است که میدانی برابر با میدان خارجی اما در جهت مخالف ایجاد می‌کند. میدان داخلی ابررسانا علاوه بر مغناطیس‌زدایی خود ابررسانا، الگوی میدان خارجی را نیز تغییر می‌دهد. میزان تاثیر مغناطیس‌زدایی ابررسانا بر خطوط شار میدان خارجی، با پارامتر η (فاکتور مغناطیس‌زدایی^۱) بیان می‌شود. این پارامتر بین صفر تا یک متغیر است. بعنوان مثال برای یک صفحه نازک با طول بی‌نهایت که بصورت موازی با میدان قرار گرفته است، η تقریباً صفر است. این پارامتر برای یک استوانه با طول بی‌نهایت در جهت عمود بر میدان در حدود 0.33 و برای یک کره تقریباً 0.5 است. شکل ۲-۲ تغییر الگوی میدان در حضور ابررسانا را نشان می‌دهد.



شکل ۲-۲: تغییرات میدان مغناطیسی در اطراف ابررسانا [۲]

۲-۳. ابررساناهای نوع ۲

در سال ۱۹۵۷ ابریکاسف^۲ پدیده‌های جدیدی در ابررساناها ارائه کرد و توانست پیشرفت قابل توجهی در این نظریه ایجاد کند [۸]. او ابررساناهای جدیدی با ویژگی‌های متفاوت معرفی کرد که بعدها ابررساناهای نوع ۲ نام گرفتند. در ساختار این ابررساناها برخلاف ابررساناهای نوع ۱ که بطور کامل از عناصر فلزی ساخته می‌شدند، از آلیاژهای فلزی و ترکیبات اکسیدی نیز استفاده می‌شد. به

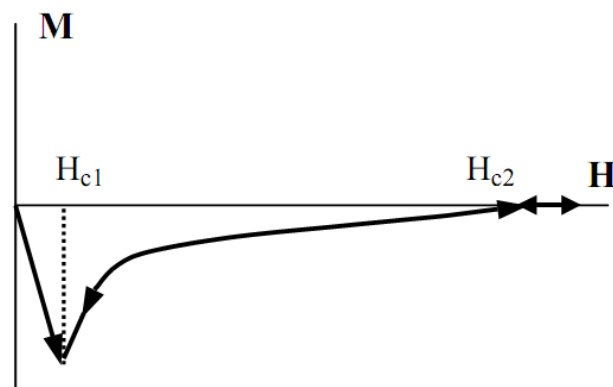
^۱ Demagnetizing factor

^۲ Abrikosov

همین دلیل ابرساناهای نوع ۲ غالباً دارای دمای بحرانی بیش از ۳۰ کلوین بوده و جزء مواد HTS طبقه‌بندی می‌شوند. ویژگی‌های مغناطیسی این ابرساناها نیز جالب توجه است. در ابرسانای نوع ۱ با افزایش شدت میدان مغناطیسی تا مقدار بحرانی آن، ناگهان خاصیت ابرسانایی ناپدید شده و میدان مغناطیسی می‌تواند در ماده نفوذ کند. اما در یک ابرسانای نوع ۲، نفوذ میدان مغناطیسی از یک میدان بحرانی H_{c1} شروع شده و در شدت میدان بحرانی بیشتر H_{c2} به مقدار $B = \mu_0 H$ می‌رسد. بعضی از ویژگی‌های الکتریکی و مغناطیسی ابرساناهای نوع ۲ در ادامه با تفصیل بیشتری بیان شده است.

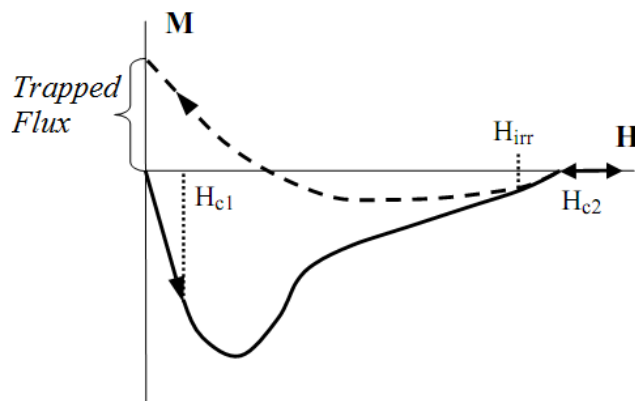
۲-۳-۱- مغناطیس‌کنندگی

با توجه به نفوذ میدان مغناطیسی در ابرسانای نوع ۲، می‌توان تاثیر اعمال میدان مغناطیسی بر این نوع ابرسانا را مطابق شکل ۲-۳ بیان کرد. در این شکل، H نشان‌دهنده شدت میدان خارجی اعمال شده به ابرسانا و M نشان‌دهنده مغناطیس‌شوندگی ابرسانا یا همان میدان ناشی از جریان گردابی درون ابرساناست. هنگامیکه شدت میدان خارجی کمتر از مقدار بحرانی H_{c1} باشد، مغناطیس‌شوندگی ابرسانا میدان خارجی را خنثی کرده و در نتیجه شدت میدان مغناطیسی درون ابرسانا صفر است. بعد از این مقدار، از مغناطیس‌شوندگی ابرسانا کاسته شده و نفوذ میدان خارجی در ابرسانا آغاز می‌شود.



شکل ۲-۳: مغناطیس‌شوندگی یک ابرسانای نوع ۲ ایده‌آل [۲]

شکل ۲-۳ یک حالت ایده‌آل از رفتار ابررسانای نوع ۲ را نشان می‌دهد اما در عمل رفتار یک ابررسانای نوع ۲ واقعی اندکی متفاوت و پیچیده‌تر است [۹]. این مشخصه در شکل ۲-۴ نشان داده شده است.



شکل ۲-۴: مغناطیس‌شوندگی یک ابررسانای نوع ۲ واقعی [۲]

مقایسه شکل ۲-۳ و ۲-۴ نشان می‌دهد که عدم تغییرات ناگهانی مغناطیس‌کنندگی تحت شدت میدان بحرانی H_{c1} است. در واقع ابررساناهای واقعی رفتار هموارتری نسبت به تخمین نظری دارند که ممکن است بدلیل نواقص ساختاری و یا ناخالصی‌های شیمیایی باشد. این ناخالصی‌ها بعنوان پل‌های عبوردهنده شار مغناطیسی نیز عمل می‌کنند که باعث برگشت‌ناپذیری فرآیند مغناطیس‌کنندگی می‌شود. این مشخصه هنگامی بروز می‌کند که شدت میدان مغناطیسی اعمال شده به ابررسانا پس از عبور از مقدار بحرانی H_{c2} دوباره کاهش یابد. اگر شدت میدان خارجی بزرگتر از H_{c2} باشد، ماده در حالت غیرابررسانایی قرار داشته و $B = \mu_0 H$ خواهد بود. با کاهش شدت میدان خارجی، ابتدا خطوط شار مغناطیسی می‌توانند آزادانه از ابررسانا خارج شوند و همزمان با کاهش میدان مغناطیسی، چگالی شار نیز کاهش می‌یابد. این فرآیند تا نقطه H_{irr} (شدت میدان برگشت‌ناپذیر) ادامه دارد. با عبور از این نقطه، شار محبوس شده، قوی‌تر می‌شود و چگالی شار مغناطیسی، آهسته‌تر از شدت میدان کاهش خواهد یافت. با کاهش بیشتر شدت میدان، چگالی شار همچنان در مقدار قابل توجهی باقی می‌ماند. ادامه این فرآیند باعث خواهد شد که با توجه به رابطه $B = \mu_0 (H + M)$ سرانجام مقدار M تغییر

علامت داده و مثبت شود در حالیکه H نیز مثبت اما نسبتا کوچک است. پرواضح است پس از حذف کامل شدت میدان خارجی و صفر شدن H ، مقدار M یک عدد محدود و مثبت خواهد بود که نشان‌دهنده قفل شار در ابررسانا پس از خروج از میدان مغناطیسی است [۹].

۲-۳-۲- میدان‌های بحرانی بالا و پایین

ابریکاسف رابطه‌ای بین مقادیر بالا و پایین میدان‌های بحرانی و مقدار میدان بحرانی ترمودینامیکی^۱ (H_c) مواد ابررسانای نوع ۲ بصورت زیر ارائه داد.

$$\begin{aligned} H_{c1} &= \frac{H_c}{\kappa} \\ H_{c2} &= \sqrt{2} \kappa H_c \end{aligned} \quad (۳-۲)$$

که در آن κ ثابت گینزبورگ-لانداو^۲ برای هر ماده است و بصورت زیر تعریف می‌شود.

$$\kappa = \frac{\lambda}{\xi} \quad (۴-۲)$$

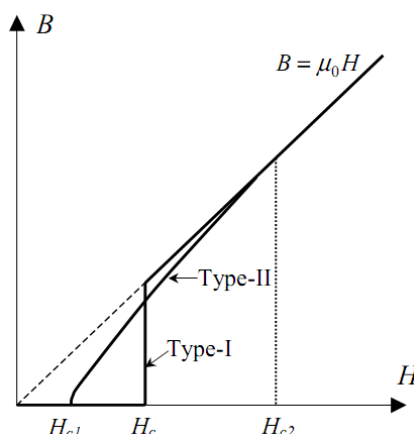
که در آن λ عمق نفوذ شار مغناطیسی در ابررسانا و ξ طول هم‌دوسی^۳ است. طول هم‌دوسی با توجه به تئوری گینزبورگ-لانداو، بصورت فاصله بین سوپراکترئون‌ها تعریف می‌شود [۱۰]. مقدار κ می‌تواند بصورت تجربی نیز با توجه به منحنی مغناطیس‌کنندگی محاسبه شود. این پارامتر برای ابررساناهای دمای کم (LTS) معمولا بین ۴ تا ۳۴ است [۶]. بنابراین مقدار H_{c2} بسیار بزرگتر از H_{c1} خواهد بود. بعنوان مثال برای Nb_3Sn با $\kappa=34$ ، مقدار H_{c2} بیش از ۱۶۰۰ برابر H_{c1} است.

مشخصه‌های نفوذ شار مغناطیسی در ابررساناهای نوع ۱ و نوع ۲ با مقدار میدان بحرانی ترمودینامیکی یکسان در شکل ۲-۵ مقایسه شده است. از آنجا که مقدار H_{c1} در یک ابررسانای نوع ۲ معمولا بسیار کوچک است، چگالی شار همواره با رابطه $B = \mu_0 H$ تقریب زده می‌شود.

¹ Thermodynamical critical field

² Ginzburg-Landau

³ Coherence length



شکل ۲-۵: مقایسه مشخصه مغناطیسی ابرساناهای نوع ۱ و نوع ۲ [۲]

مقادیر H_{c2} و B_{c2} برای چندین ابرسانای نوع ۲ در جدول ۲-۲ داده شده است [۶، ۱۱]. مقایسه این جدول با جدول ۱-۲ نشان می‌دهد که یکی از بارزترین ویژگی‌های ابرساناهای نوع ۲ نسبت به نوع ۱، قابلیت این مواد در عبور شار مغناطیسی زیاد بدون از دست دادن حالت ابرسانایی است.

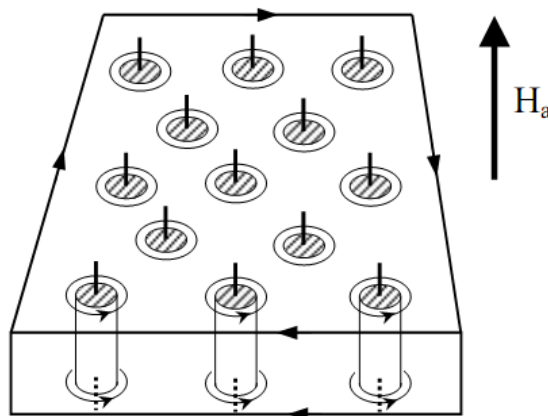
جدول ۲-۲: مشخصات چند نمونه ابرسانای نوع دوم [۲]

آلیاژ	دمای بحرانی (K)	میدان بحرانی بالا (A/m)	چگالی شار بحرانی (T)
<i>Nb-Ti alloy</i>	۱۰/۲	0.9×10^7	۱۲
<i>Nb₃Sn</i>	۱۸/۳	$1/6 \times 10^7$	۲۲
<i>Nb₃Ge</i>	۲۳/۰	$2/2 \times 10^7$	۳۰
<i>Nb₃Al</i>	۱۸/۹	$2/3 \times 10^7$	۳۲
<i>PbMo₆S₈</i>	۱۴/۰	$3/3 \times 10^7$	۴۵

۲-۳-۳- حالت نیمه‌ابرسانایی

ابرساناهای نوع ۲ در وضعیتی بین فاز ابرسانایی و فاز نرمال، حالت جدیدی را نشان می‌دهند که نیمه‌ابرسانایی نامیده می‌شود. در این حالت با اینکه هنوز ابرسانایی وجود دارد اما اثر مایسنر کاهش یافته است و شار مغناطیسی می‌تواند تا حدودی در ماده نفوذ کند. بروز حالت نیمه‌ابرسانایی به علت تمایل همیشگی ماده به اشغال وضعیتی با کمترین سطح انرژی است. این در حالی است که گذار از فاز ابرسانایی به حالت نرمال، سطح انرژی آزاد در ماده را کاهش می‌دهد [۶]. گرایش ماده به حالت نرمال باعث می‌شود تا قبل از خروج کامل از فاز ابرسانایی، محدوده‌هایی استوانه‌ای شکل با وضعیت غیرابرسانایی مطابق شکل ۲-۶ درون ابرسانا پدیدار شود. این استوانه‌ها بصورت منظم و

موازی با میدان خارجی در سطح ابرسانا گسترده شده و شبکه‌ای را تشکیل می‌دهند که به آن شبکه فلاکسون^۱ گفته می‌شود. فلاکسون استوانه کوچکی با حالت نرمال درون یک ابرسانا است که شار مغناطیسی آن، هم‌جهت با میدان خارجی بوده و با یک جریان گردابی القایی در اطراف آن از محدوده‌های ابرسانایی جدا می‌شود. از سوی دیگر، یک جریان سطحی در محیط ماده ابرسانا مطابق شکل زیر، حالت دیامغناطیسی کل ماده را حفظ می‌کند.



شکل ۲-۶: حالت نیمه‌ابرسانایی [۲]

حالت نیمه‌ابرسانایی یک ویژگی ذاتی ابرساناهای نوع ۲ است و هنگامی پدیدار می‌شود که شدت میدان اعمالی به ابرسانا بین دو مقدار بحرانی بالا و پایین قرار گیرد $(H_{c1} < H_a < H_{c2})$. ابریکاسف پیش‌بینی کرد نفوذ شار در حالت نیمه‌ابرسانایی از طریق فلکسون‌های منظم صورت می‌گیرد و شار عبوری از هر فلکسون بصورت زیر محاسبه می‌شود:

$$\varphi_0 = \frac{h}{2e} = 2.6678 \times 10^{-15} \text{ Wb} \quad (۵-۲)$$

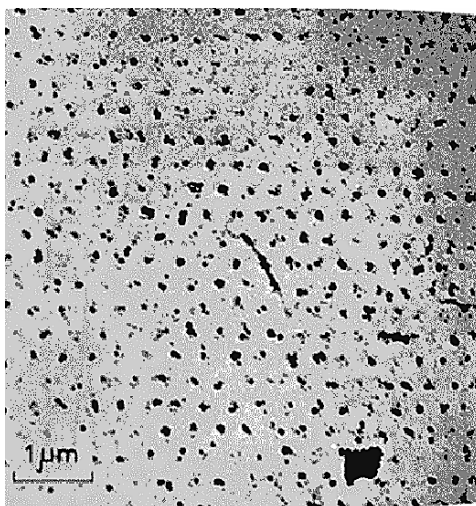
که در آن h ثابت پلانک و e بار الکترون است. سال‌ها پس از ابریکاسف، پدیده‌ی مغناطیس‌شوندگی ابرساناهای نوع ۲ توسط بین^۲ بصورت عملی توضیح داده شد [۱۲, ۱۳]. او یک مدل ماکروسکوپی از توزیع شار مغناطیسی در ابرساناهای نوع ۲ ارائه کرد و نشان داد که نفوذ شار در این مواد، یکنواخت

^۱ Fluxon lattice

^۲ Bean, C. P.

نیست. یعنی چگالی شار در سطح ابررسانا ماکزیمم بوده و بصورت شیب‌دار در بخش‌های درونی کاهش می‌یابد. مناطقی در مرکز ابررسانا با چگالی شار صفر نیز وجود خواهد داشت. این مدل اصطلاحاً مدل حالت بحرانی^۱ نیز نامیده می‌شود.

بررسی تئوری ابریکاسف در مقیاس میکروسکوپی نیز چند سال بعد بطور عملی توسط اسمان و همکارانش انجام شد. آنها اولین عکس واقعی از شبکه فلکسون را در سال ۱۹۶۷ منتشر ساختند [۱۴]. این عکس که در شکل ۲-۷ نشان داده شده است، با آزمایش روی نمونه‌ای از ایندیم در دمای ۱/۱ کلوین بدست آمد. با پیشرفت تکنولوژی و ادامه تحقیقات در این زمینه، تصاویر دقیق‌تری از شبکه فلکسون بدست آمد و جزئیات بیشتری از تئوری ابریکاسف مورد بررسی قرار گرفت.



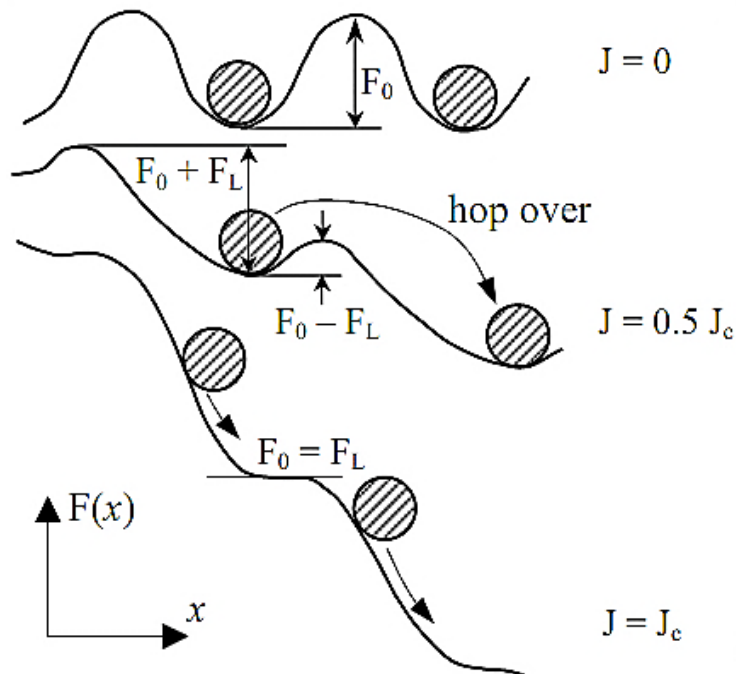
شکل ۲-۷: اولین عکس منتشر شده از شبکه فلکسون [۱۴]

۲-۳-۴- مکانیزم نفوذ شار مغناطیسی

در مواد کاملاً خالص، خطوط شار مغناطیسی می‌توانند آزادانه حرکت کنند و چگالی شار دقیقاً متناسب با شدت میدان اعمال شده خواهد بود. اما در ابررساناهای نوع ۲، ناخالصی‌ها و ناهمگنی ماده، خطوط شار مغناطیسی را قفل می‌کند. حرکت خطوط قفل شده مستلزم صرف انرژی است. بنابراین قفل شدن خطوط شار مغناطیسی در ابررسانا باعث ایجاد یک سد انرژی می‌شود. خطوط مزبور را

^۱ Critical state model

می‌توان بصورت قرار گرفتن فلکسون‌ها در حفره‌های پتانسیل با فواصل و عمق مشخص مطابق شکل ۸-۲ تصور کرد. هر فلکسون برای انتقال به حفره مجاور باید از سدی به ارتفاع F_0 (شدت قفل^۱) عبور کند. ایجاد جریان الکتریکی با چگالی J در ابرسانا باعث اعمال نیروی لورنتس به اندازه $F_L = J \times \varphi_0$ به فلکسون‌ها می‌شود. این نیرو ارتفاع سد پتانسیل را تا مقدار $F_0 - F_L$ کاهش خواهد داد. تا هنگامیکه نیروی لورنتس کمتر از اندازه شدت قفل باشد، فلکسون‌ها در جای خود ثابت می‌مانند مگر آنکه افزایش چگالی جریان الکتریکی باعث برتری نیروی لورنتس به شدت قفل شود. در چگالی جریان J_c ، نیروی لورنتس از شدت قفل بیشتر شده و فلکسون‌ها شروع به حرکت می‌کنند. به این ترتیب شار مغناطیسی در ماده جاری می‌شود. اندازه J_c ، نشان‌دهنده بیشترین مقدار جریان الکتریکی است که می‌تواند از ابرسانا عبور کند و به چگالی جریان بحرانی موسوم است. گاهی اوقات ممکن است نوسانات حرارتی فلکسون‌ها باعث عبور آنها از سدهای پتانسیل و ایجاد یک شار مغناطیسی مقطعی شود. به این پدیده اصطلاحاً خزش شار^۲ گفته می‌شود.



شکل ۸-۲: مکانیزم ایجاد شار مغناطیسی در ابرساناهای نوع ۲ [۲]

^۱ Pinning strength

^۲ Flux creep

۲-۳-۵- جریان بحرانی در مواد HTS

چگالی جریان بحرانی در ابررساناهای نوع ۲ به عواملی مانند شدت قفل، نیروی لورنتس و دما

وابسته است. مدل اندرسون-کیم^۱ رابطه زیر را برای این جریان زیر ارائه می‌دهد [۱۵، ۱۶].

$$J_c(T) = J_{c0} \left[1 - \left(\frac{k_B T}{F_0} \right) \cdot \ln \left(\frac{B d \Omega}{E_c} \right) \right] \quad (۶-۲)$$

که در آن J_{c0} اندازه چگالی جریان در دمای صفر مطلق، k_B ثابت بولتزمن، T دما، F_0 سد انرژی (انرژی لازم برای جابجایی حرارتی فلکسون)، Ω فرکانس وقوع جهش فلکسون، d فاصله جهش، B میدان مغناطیسی القایی و E_c شاخص شدت میدان الکتریکی درون ابررساناست. با وجود آنکه این رابطه بعدها بصورت رابطه (۷-۲) اصلاح شد [۱۷]، اما هنوز هم خطای قابل توجهی در محاسبه جریان بحرانی ابررسانا وجود دارد [۹].

$$J_c(T) = J_{c0} \left[1 - \left(\frac{k_B T}{F_0} \right) \cdot \ln \left(\frac{B d \Omega}{E_c} \right) + \frac{E_c}{\rho J_{c0}} \right] \quad (۷-۲)$$

علاوه بر مدل اندرسون-کیم، رینر^۲ رابطه تجربی زیر را برای توضیح رفتار ابررسانا و جریان بحرانی آن ارائه کرد [۱۸].

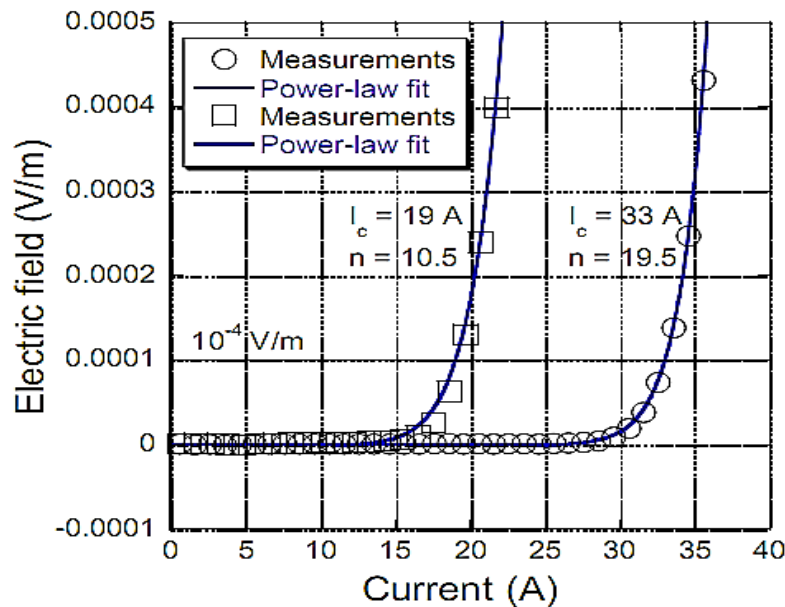
$$\frac{E}{E_c} = \left(\frac{I}{I_c} \right)^n \quad (۸-۲)$$

که در آن E_c شاخص شدت میدان الکتریکی بحرانی و I_c جریان بحرانی متناظر با آن است. معمولاً شاخص شدت میدان الکتریکی بصورت $E_c = 1 \mu V/cm$ انتخاب شده و لذا جریان I_c نیز متناظر با آن مشخص می‌شود. سپس پارامتر n بگونه‌ای تنظیم می‌شود تا منحنی E-I در رابطه (۸-۲) بر نتایج عملی اندازه‌گیری جریان و شدت میدان روی نمونه ابررسانا، منطبق شود. در شکل ۲-۹، نتایج

^۱ Anderson-Kim model

^۲ Rhyner

اندازه‌گیری عملی و منحنی انطباق یافته رابطه رینر برای دو نمونه ماده ابرسانا نشان داده شده است. پارامتر n برای بسیاری از مواد HTS بین ۱۰ تا ۳۰ است و این مقدار در مواد LTS ممکن است به ۵۰ نیز برسد.



شکل ۲-۹: مشخصه E-I دو ماده ابرسانا [۲]

۲-۴. مواد HTS پیشرفته

مواد HTS ترکیبات شیمیایی هستند که هر سلول واحد آنها با الگوهای تکرارشونده‌ای از اتم‌های عناصر مختلف تشکیل می‌شود. میلیاردها سلول واحد از این مواد، تشکیل یک بلور کوچک می‌دهند که به دانه^۱ معروف است. برای ساخت یک نمونه ماکروسکوپی از ماده ابرسانا، میلیون‌ها دانه لازم است. مواد HTS معمولاً سرامیک‌های ترد و شکننده هستند، غالباً ترکیبات اکسیژن‌دار بوده و مقاومت الکتریکی آنها در دمای معمولی صدها برابر بیشتر از مقاومت مس است [۱۹].

اکسید مس لانتانیوم اولین ابرسانای دمای زیاد بود که دمای بحرانی آن تنها اندکی بیشتر از ۳۰ درجه کلوین است. دستیابی به این دمای بحرانی نیازمند استفاده از سردکننده‌های گران‌قیمت مانند هلیوم مایع بود که محدودیت‌هایی را در کاربردهای گسترده صنعتی ابرساناها ایجاد می‌کرد. از سوی

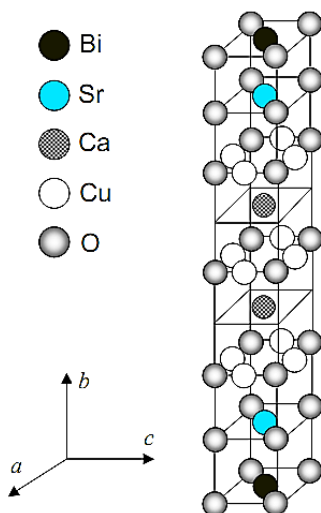
¹ Grain

دیگر سردکننده‌های ارزان‌قیمتی مانند نیتروژن مایع براحتی در دسترس‌اند اما دمای جوش این ماده برابر ۷۷ کلوین است. اولین ابررسانایی که با دمای بحرانی بیشتر از ۷۷ کلوین ساخته شد، اکسید مسی دوتریوم باریوم $YBa_2Cu_3O_x$ بود که امروزه با عنوان YBCO یا Y-123 شناخته می‌شود. با وجود آنکه در حال حاضر ابررساناهایی مانند $HgBa_2Ca_2Cu_3O_x$ با دمای بحرانی $T_c = 134^k$ نیز تولید شده است اما YBCO و اکسیدهای بیسموت مدرن‌ترین ابررساناهای کاربردی محسوب می‌شوند. اکسیدهای بیسموت شامل $Bi_2Sr_2CaCu_2O_x$ و $Bi_2Sr_2Ca_2Cu_3O_x$ هستند که بترتیب با عناوین Bi-2212 و Bi-2223 معروف شده‌اند. این اکسیدها با عنوان کلی BSCCO نیز شناخته می‌شوند که نشان‌دهنده ترکیب بیسموت، استرونیوم، کلسیم، مس و اکسیژن است. علاوه بر این، جایگزینی دوتریوم با خاک‌های کمیاب در ابررساناهای YBCO، نسل جدیدی از ابررساناها به نام REBCO را بوجود آورده است. جزئیات ساختاری هر یک از این مواد در ادامه تشریح می‌شود.

۲-۴-۱- ابررساناهای BSCCO

سلول‌های BSCCO دارای ساختار لایه‌ای مطابق شکل ۲-۱۰ هستند. این ساختار باعث ایجاد یک ناهمگنی ذاتی در راستای محور عمود بر سطح سلول (محور c) می‌شود. هنگام نورد کردن و ساخت نوارهای ابررسانا، این ناهمگنی در راستای طولی نوار ظاهر می‌شود. یکی از نتایج این مساله، ناهمسانی در کاهش چگالی جریان بحرانی ناشی از اعمال میدان مغناطیسی در این ابررساناها است. بعنوان نمونه اگر میدان مغناطیسی بصورت عمود بر سطح نوار ابررسانا (عمود بر صفحه ab) وارد شود، چگالی جریان بحرانی به شدت کاهش می‌یابد اما اگر میدان در راستای محور a یا b (موازی با سطح ابررسانا) باشد، میزان کاهش چگالی جریان بحرانی کمتر است. مراحل ساخت ابررساناهای BSCCO معمولاً با فرآیند شناخته شده‌ای به نام OPIT^۱ انجام می‌شود.

^۱ Oxide Powder In Tube

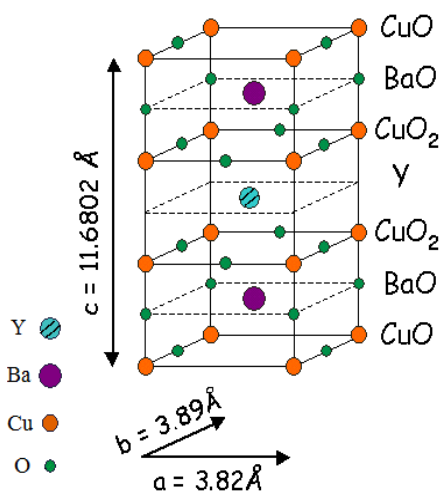


شکل ۲-۱۰: ساختار یک سلول واحد از ابررسانای $Bi_2Sr_2Ca_2Cu_3O_x$ [۲]

از دیگر ویژگی‌های این نوع ابررسانا، وجود دو لایه عایق اکسید بیسموت در بالا و پایین سلول است. این لایه‌ها یک ترکیب عایق-ابررسانا-عایق را در ساختار ابررسانا ایجاد می‌کنند که در کاربردهای الکترونیک مورد توجه قرار گرفته است [۱۱].

۲-۴-۲- ابررساناهای YBCO

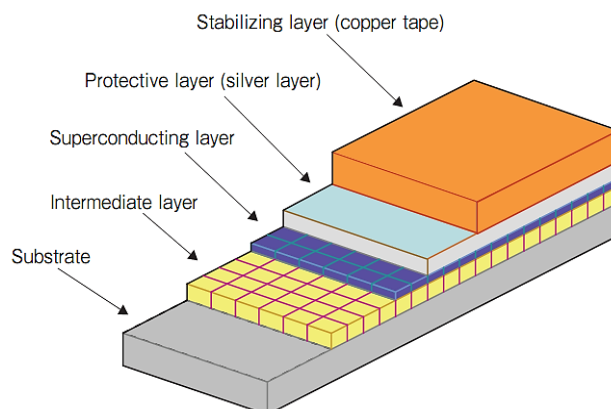
سلول‌های واحد این مواد مانند BSCCO دارای ساختار لایه‌ای هستند اما وجود لایه‌های اکسید مس در بالا و پایین سلول باعث کاهش ناهمگنی YBCO نسبت به BSCCO می‌شود. شکل ۲-۱۱ ساختار یک سلول YBCO را نشان می‌دهد.



شکل ۲-۱۱: ساختار یک سلول واحد از ابررسانای $YBa_2Cu_3O_x$ [۲۰]

بارزترین ویژگی YBCO، چگالی جریان بحرانی نسبتاً زیاد آن است که با پیشرفت‌های اخیر در تکنولوژی ساخت این مواد به میزان $J_c=2.9 \text{ MA/cm}^2$ در دمای ۷۷ کلوین نیز رسیده است [۲۱]. با این وجود، در گذشته کاربردهای صنعتی ابرساناهای BSCCO بیشتر بوده است زیرا تا چند سال قبل، محدودیت‌هایی در تکنولوژی ساخت YBCO باعث شده که این مواد تنها بصورت نمونه‌های آزمایشگاهی و با طول حداکثر چند متر ساخته شوند. پیشرفت‌های اخیر در تکنولوژی ساخت ابرساناهای YBCO دستیابی به طول بیش از صد متر را نیز ممکن ساخته است. از سوی دیگر، اتصال نوارهای ابرسانا به سادگی ممکن نبوده و ناهمگنی مفصل‌ها باعث کاهش جریان بحرانی می‌شود. البته به تازگی پیشرفت‌های چشمگیری در اتصالات نوارهای ابرسانا حاصل شده و ساخت کابل‌های YBCO با طول ده کیلومتر نیز امکان‌پذیر شده است [۲۲].

در کاربردهای صنعتی، ابرساناهای YBCO نیز مانند BSCCO بصورت نوارهای باریک ساخته می‌شوند. ساختار یک نوار YBCO در شکل ۲-۱۲ نشان داده شده است. این نوار از یک پوسته بسیار نازک چند میکرومتری از مواد HTS تشکیل شده است که روی یک لایه نگهدارنده انعطاف‌پذیر قرار گرفته است. لایه میانی و لایه محافظی از جنس نقره، پوسته HTS را از صدمات مکانیکی محافظت می‌کند. یک لایه مسی نیز بعنوان پایدارکننده حرارتی، مانع از سوختن پوسته ابرسانا در اثر جریان زیاد می‌شود. گاهی یک روکش محافظ نیز لایه نگهدارنده و سایر لایه‌ها را پوشش می‌دهد.



شکل ۲-۱۲: ساختار کلی یک نوار ابرسانای YBCO [۲۳]

این نوار با فرآیند^۱ IBAD ساخته می‌شود که یک روش معروف برای رسوب‌گذاری یک ماده روی یک ماده دیگر با ضخامت و موقعیت کاملاً دقیق و کنترل شده است. فرآیندهای دیگری مانند RABiTS^۲ و ISD^۳ نیز برای منظم کردن سلول‌های YBCO در یک نوار ابرسانا، مورد استفاده قرار می‌گیرند. یک نمونه نوار YBCO در شکل ۲-۱۳ نشان داده شده است.



شکل ۲-۱۳: نوار ابرسانای YBCO [۲۳]

۲-۳-۴- ابرساناهای REBCO

این نوع ابرسانا در واقع همان YBCO است که با جانشانی بعضی عناصر از دسته خاک‌های کمیاب^۴ در دوتریوم ساخته می‌شود. خاک‌های کمیاب در این ترکیب شامل طیف وسیعی از عناصر از قبیل گادولینیوم، نئودیمیم، یوروپیم و ساماریوم است. این عناصر در یک فرآیند حرارتی با فشار کم اکسیژن که اصطلاحاً فرآیند OCMG^۵ نامیده می‌شود، با دوتریوم جانشین می‌شوند [۲۴]. ابرساناهای REBCO علاوه بر برخورداری از مشخصات مکانیکی بهتر، دارای جریان بحرانی بالاتری در میدان مغناطیسی شدیدتر نسبت به YBCO هستند [۲۵]. این موضوع باعث گسترش کاربردهای صنعتی سیم‌های ابرسانای REBCO بویژه در سیستم‌های قدرت شده است.

امروزه بسیاری از تولیدکنندگان بزرگ ابرساناهای صنعتی، تحقیقات گسترده‌ای را در زمینه بهبود کیفیت و عملکرد سیم‌های ابرسانا آغاز کرده‌اند. شرکت‌های معروفی مانند AMSC^۶ و

^۱ Ion Beam Assisted Deposition

^۲ Rolling Assisted Textured Substrate

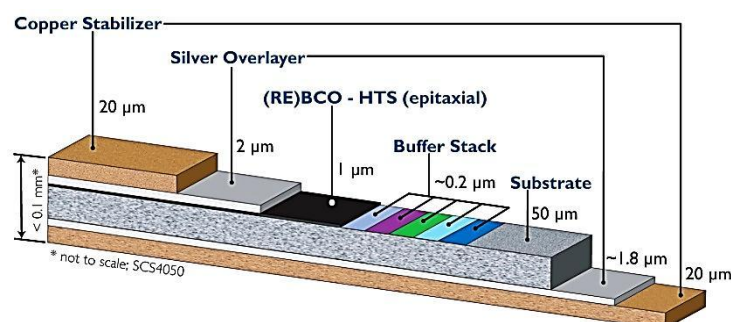
^۳ Inclined Substrate Deposition

^۴ Rare-Earth

^۵ Oxygen Controlled Melt Growth

^۶ American Superconductors

سوپرپاور^۱ از پیشگامان این عرصه محسوب می‌شوند. بررسی و مقایسه محصولات این دو شرکت، برتری نسبی سیم‌های تولید سوپرپاور را نشان می‌دهد. این شرکت با استفاده از مواد ابررسانای REBCO و تکنولوژی‌های لایه‌گذاری، اقدام به تولید سیم‌های ابررسانای جدیدی معروف به نسل دوم سیم‌های ابررسانا^۲ نموده است. تقریباً یک درصد از ساختار این سیم‌ها را ماده ابررسانا و مابقی آن را لایه‌های محافظ و پوششی تشکیل می‌دهد. ساختار و ابعاد لایه‌های مختلف و نیز نمونه‌ای از این نوع سیم در شکل‌های ۲-۱۴ و ۲-۱۵ نشان داده شده است.



شکل ۲-۱۴: ساختار سیم ابررسانای SCS4050 ساخت شرکت سوپرپاور [۲۶]



شکل ۲-۱۵: یک نوع سیم ابررسانا ساخت شرکت سوپرپاور [۲۶]

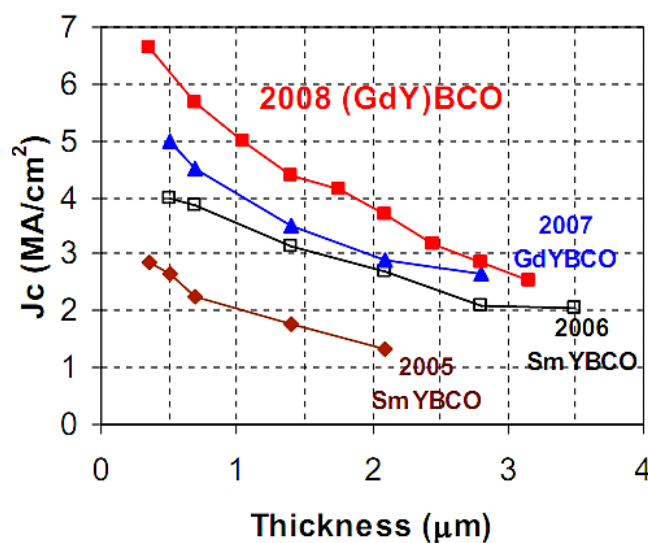
بدیهی است استفاده از لایه‌های پایدارکننده مس در اطراف سیم‌های فوق باعث عدم ایزولاسیون الکتریکی سیم‌ها در یک سیم‌پیچ می‌شود. این سیم‌ها برای استفاده در سیم‌پیچی ماشین‌های الکتریکی نیازمند عایق‌بندی مناسب می‌باشند. بدین منظور شرکت سوپرپاور اقدام به تولید سیم‌های فوق با لایه‌هایی از عایق الکتریکی در اطراف آن نموده است [۲۶]. عایق مورد استفاده در این سیم‌ها

^۱ Super-Power

^۲ 2G HTS Wire

معمولا لایه‌ای از جنس پلی‌آمید^۱ با چسب مخصوص سیلیکون^۲ است. ضخامت هر یک از این لایه‌ها برابر ۰/۰۵ میلی‌متر است. با فرض اینکه تنها یک سطح سیم با این لایه عایق پوشانده شود، ضخامت کلی سیم به ۰/۲ میلی‌متر افزایش خواهد یافت.

یکی از مهم‌ترین مشخصه‌های سیم‌های ابررسانا، جریان بحرانی آن است. ضخامت لایه ابررسانا از جمله پارامترهای تاثیرگذار بر جریان بحرانی سیم است. این مورد برای چند نمونه ابررسانای REBCO در شکل ۲-۱۶ نشان داده شده است.



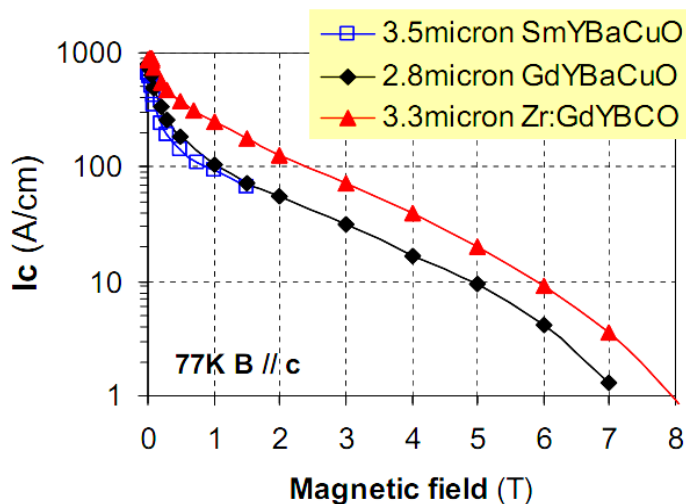
شکل ۲-۱۶: تغییرات جریان بحرانی لایه ابررسانا بر حسب ضخامت آن [۲۷]

با توجه به این ویژگی، ضخامت لایه ابررسانا با استفاده از تکنولوژی‌های پیشرفته لایه‌گذاری به کمتر از ۱ میکرومتر در یک سیم ابررسانا کاهش یافته است. از سوی دیگر جریان بحرانی سیم‌های ابررسانا، با افزایش میدان مغناطیسی کاهش می‌یابد. چگونگی تغییرات جریان بحرانی با تغییر میدان مغناطیسی به عوامل متعددی از قبیل زاویه میدان با سطح سیم، چیدمان لایه‌های محافظ سیم و فرآیند ساخت سیم بستگی دارد [۲۸]. در این زمینه نیز تحقیقات گسترده‌ای برای بهبود عملکرد سیم‌های ابررسانا در حضور میدان مغناطیسی آغاز شده است. نتایج این تحقیقات تاکنون عمدتاً بر استفاده از عناصر کمیاب بهتر، ترکیب بعضی از عناصر کمیاب و تغلیظ لایه ابررسانا با عنصر

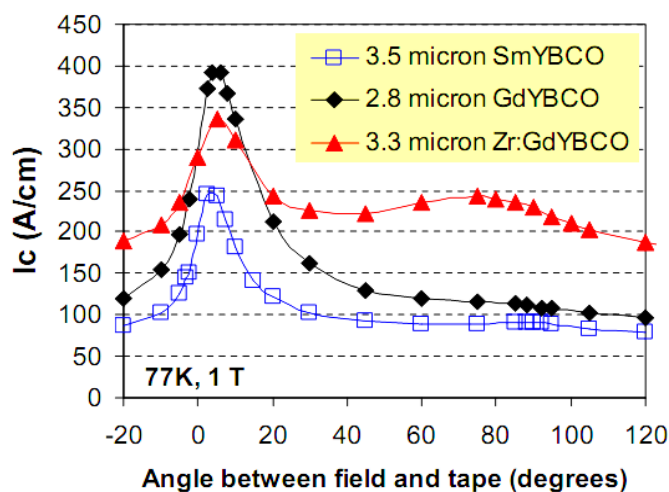
^۱ Polyimide

^۲ Silicone adhesive

زیرکونیوم^۱ متمرکز شده است. در شکل ۲-۱۷ نمونه‌ای از تاثیر تغلیظ با زیرکونیوم بر جریان بحرانی یک نمونه سیم ابرسانای سوپرپاور در دماهای مختلف نشان داده شده است. تاثیر تغییر زاویه میدان مغناطیسی نیز در شکل ۲-۱۸ قابل مشاهده است.



شکل ۲-۱۷: جریان بحرانی چند نوع ابرسانای REBCO بر حسب اندازه میدان مغناطیسی [۲۷]



شکل ۲-۱۸: تغییرات جریان بحرانی سیم ابرسانا با تغییر زاویه میدان مغناطیسی [۲۷]

در حال حاضر شرکت سوپرپاور بصورت گسترده، سیم‌های ابرسانای REBCO با استانداردهای مختلف را تولید می‌کند. در جدول ۲-۳ مشخصات بعضی از متداول‌ترین سیم‌های ابرسانای این شرکت که در ساخت کوپل‌ها و ماشین‌های الکتریکی به کار می‌روند، نشان داده شده است.

^۱ Zr-doped REBCO

جدول ۲-۳: مشخصات بعضی سیم‌های ابرسانای سوپرپاور [۲۶]

مشخصه	مدل	SCS3050	SF4050	SCS4050	SF6050	SCS6050	SF12050	SCS12050	SF12100	واحد	توضیحات
حداقل جریان بحرانی	۷۵	۱۰۰	۱۰۰	۱۵۰	۱۵۰	۳۰۰	۳۰۰	۳۰۰	۳۰۰	Amp	جریان DC پیوسته
عرض نوار	۳	۴	۴	۶	۶	۱۲	۱۲	۱۲	۱۲	mm	
ضخامت نوار	۰/۱	۰/۰۵۵	۰/۱	۰/۰۵۵	۰/۱	۰/۰۵۵	۰/۱	۰/۱	۰/۱۰۵	mm	
ضخامت محافظ مسی	۰/۰۴	-	۰/۰۴	-	۰/۰۴	-	۰/۰۴	-	-	mm	محافظ پوششی
تنش بحرانی	> ۵۵۰	> ۵۵۰	> ۵۵۰	> ۵۵۰	> ۵۵۰	> ۵۵۰	> ۵۵۰	> ۵۵۰		MPa	در ۷۷ کلوبین
کرنش محوری بحرانی	%۴۵	%۴۵	%۴۵	%۴۵	%۴۵	%۴۵	%۴۵	%۴۵	%۴۰		در ۷۷ کلوبین
قطر بحرانی خمیدگی	۱۱	۱۱	۱۱	۱۱	۱۱	۱۱	۱۱	۱۱	۲۵	mm	در دمای اتاق

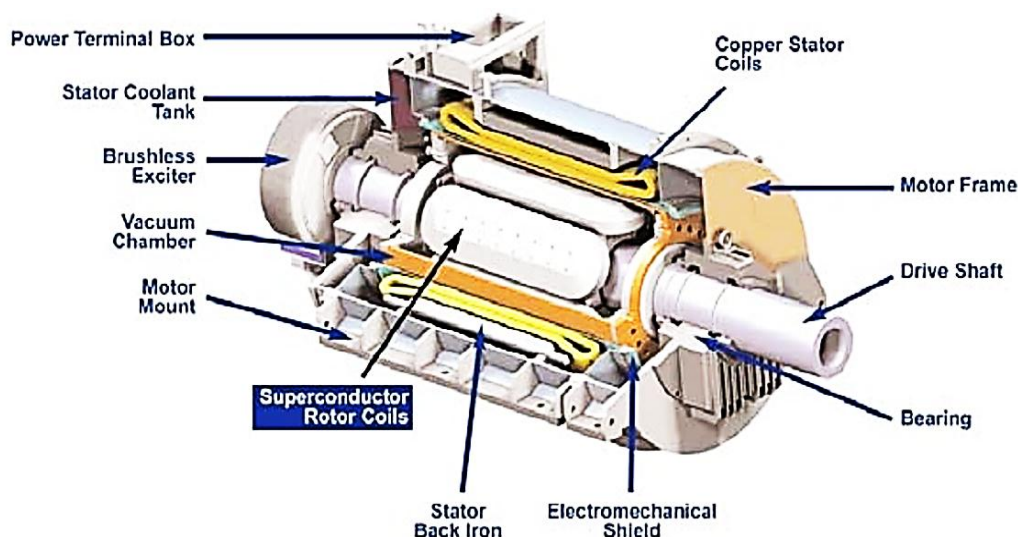
SF: Stabilizer Free, SCS: Surround Copper Stabilizer

۲-۵. کاربردهای ابرساناها در ماشین‌های الکتریکی

ابرساناها می‌توانند چگالی جریانی بسیار بیشتر از رساناهای معمولی را بدون تلفات عبور دهند. ماشین‌های الکتریکی که با استفاده از سیم‌پیچ‌های ابرسانا ساخته می‌شوند، بطور قابل توجهی نسبت به ماشین‌های معمولی سبک‌تر، کوچک‌تر و پیراندمان‌تر هستند [۲۹]. این ویژگی‌ها باعث توجه خاص به ماشین‌های ابرسانا بخصوص در حمل و نقل دریایی و صنایع هوافضا شده است. کشتی‌ها، زیردریایی‌ها و هواپیماها با محدودیت‌های جدی در فضا داخلی و وزن اجزای خود مواجه هستند [۳۰]. از این حیث ماشین‌های ابرسانا انتخاب مناسبی برای این سیستم‌هاست.

ساختار متداول در بسیاری از موتورهای ابرسانای سیستم‌های رانش هوایی و دریایی، از نوع سنکرون با سیم‌پیچ تحریک ابرسانا در روتور و استاتور معمولی است. هسته روتور معمولاً از یک ماده فرومغناطیس بوده و ممکن است همراه سیم‌پیچ روتور در قسمت سرد ماشین قرار گیرد و یا از سیم‌پیچ جدا شده و در بخش گرم ماشین باشد. معمولاً روتورهای سرد برای ماشین‌های با توان کمتر از ۱۰ مگاوات مناسب‌اند. در توان‌های بیشتر برای کاهش بار حرارتی سیستم سردکننده معمولاً از روتور گرم استفاده می‌شود.

چگالی شار نسبتاً زیاد روتور ممکن است باعث اشباع مغناطیسی دندانه‌های استاتور شود. برای جلوگیری از این مشکل، معمولاً استاتور این ماشین‌ها بدون شیار^۱ ساخته می‌شود. این ساختار باعث بهبود توزیع شار در فاصله هوایی و حذف تلفات دندانه‌های استاتور نیز می‌شود. در شکل ۲-۱۹، ساختار متداول ماشین‌های ابرسانای سنکرون نشان داده شده است.



شکل ۲-۱۹: ساختار متداول یک موتور ابرسانای سنکرون [۳۱]

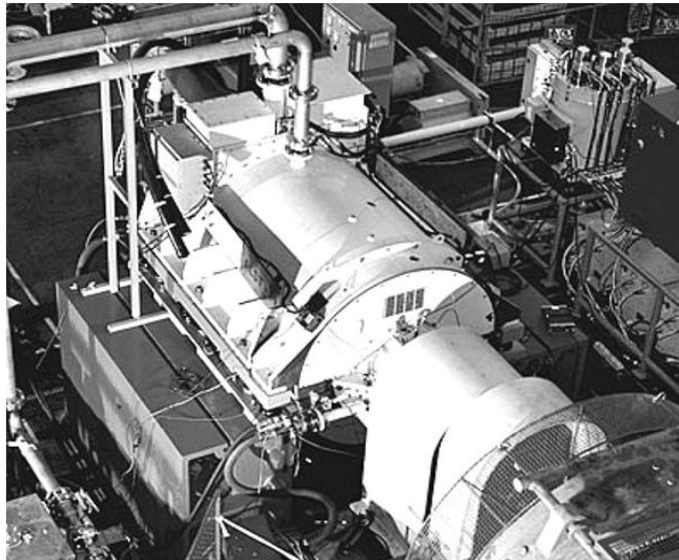
با توجه به ویژگی‌های منحصر به فرد ماشین‌های ابرسانا مانند حجم و وزن کم، راندمان و چگالی توان زیاد، شاید بتوان اساسی‌ترین کاربرد این ماشین‌ها را در صنایع حمل و نقل و بویژه سیستم‌های پیشران دریایی و هوایی دانست. با این وجود، در دیگر صنایع نیز ماشین‌های ابرسانا کم و بیش مورد توجه قرار گرفته‌اند. در اینجا نمونه‌هایی از مشهورترین ماشین‌های ابرسانا که در سال‌های اخیر در صنایع مختلف مورد استفاده قرار گرفته است، بررسی می‌شوند.

۲-۵-۱- موتورهای سنکرون ۵ و ۳۶ مگاوات

در سال ۲۰۰۵، به پیشنهاد مرکز تحقیقات نیروی دریایی آمریکا، پروژه طراحی، ساخت و تست یک موتور سنکرون ۵ مگاوات و ۲۳۰ دور بر دقیقه ابرسانا برای استفاده در سیستم رانش الکتریکی

^۱ Slotless

کشتی، توسط کمپانی ابرساناهای آمریکا^۱، آغاز شد [۳۲]. روتور این ماشین از یک هسته فرومغناطیس گرم و یک سیم‌پیچ ابرسانای BSCCO تشکیل می‌شد. مراحل تست، تطبیق داده‌ها و تعیین پارامترهای این موتور توسط کمپانی آلستوم^۲ به انجام رسید. در شکل ۲-۲۰، یک نمای کلی از این موتور نشان داده شده است.



شکل ۲-۲۰: نمای کلی موتور سنکرون ابرسانای ۵ مگاوات [۲۹]

تست‌های مختلف حرارتی، مکانیکی و عملکرد دینامیکی این موتور در دانشگاه فلوریدا با موفقیت انجام شد و قابلیت‌های آن برای رانش کشتی، مورد تایید قرار گرفت. همچنین تست‌های دیگری در یک سیستم قدرت واقعی ۴/۱۶ کیلوولت نیز برای بررسی بیشتر عملکرد موتور هنگام اتصال به شبکه، انجام شد. تجربه موفق طراحی و ساخت این موتور، آغاز ساخت موتورهای بزرگتر با توان ۲۵ مگاوات و ۳۶ مگاوات با هدف بکارگیری در کشتی‌های نظامی بود. کمپانی AMSC با همکاری شرکت NG^۳ طی قراردادی با مرکز تحقیقات نیروی دریایی آمریکا در سال ۲۰۰۷ موفق به طراحی، ساخت و تست دریایی یک موتور سنکرون ۳۶/۵ مگاوات و ۱۲۰ دور بر دقیقه برای رانش کشتی‌های نظامی شد. در شکل ۲-۲۱، استاتور و روتور این ماشین در حین مونتاژ نشان داده شده است.

^۱ AMSC : American Superconductors

^۲ Alstom

^۳ Northrop Grumman



شکل ۲-۲۱: نمای کلی استاتور و روتور موتور سنکرون ابرسانای ۳۶/۵ مگاوات [۳۳]

۲-۵-۲- موتور DC هم قطبی^۱

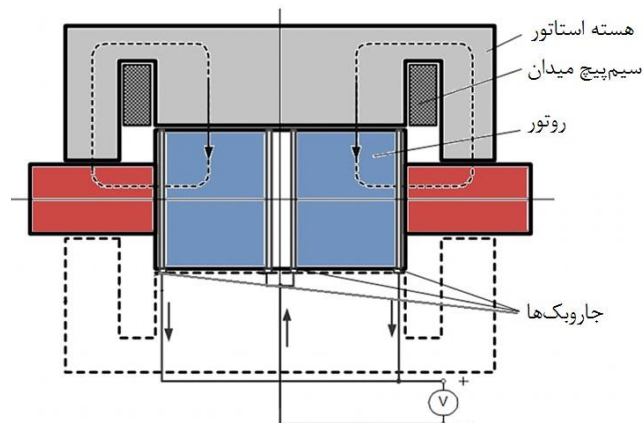
ساختار موتورهای هم قطبی ابرسانا، شامل یک دیسک ابرسانای حامل جریان شعاعی است که در بین دو قطب یک آهنربای ثابت قرار گرفته و جریان شعاعی توسط جاروبک‌هایی در محور و محیط دیسک ایجاد می‌شود. البته آهنربای ثابت هم می‌تواند با سیم‌پیچ‌های ابرسانا جایگزین شود. نمونه‌ای از ساختار این موتور در شکل‌های ۲-۲۲ و ۲-۲۳ نشان داده شده است. این موتورها بصورت طبیعی دارای جریان زیاد و ولتاژ پایانه کم هستند. کمپانی GA^۲، از سال‌ها پیش تحقیقات گسترده‌ای را در زمینه موتورهای هم قطبی در کاربردهای نظامی و کشتی‌سازی آغاز کرده است. در نتیجه این تحقیقات، GA توانست موتورهای DC هم قطبی را با راندمان بیشتر، نویز صوتی کمتر، سبک‌تر و کوچک‌تر از برخی انواع موتورهای AC طراحی کند.

در سال ۲۰۰۵، GA طی قراردادی با مرکز تحقیقات نیروی دریایی آمریکا، طراحی و ساخت یک موتور DC هم قطبی ۳/۷ مگاوات را آغاز کرد [۳۴]. این پروژه شامل تست موتور، کاهش مسائل

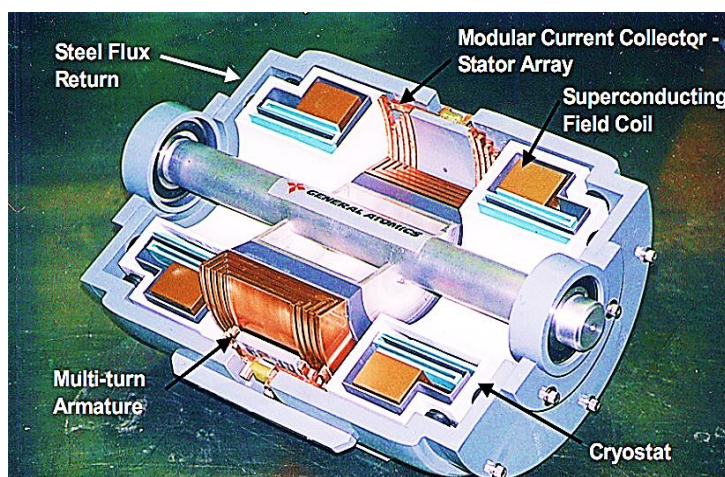
^۱ DC homopolar motor

^۲ General Atomic

جاروبک‌ها و افزایش چگالی توان ماشین نیز می‌شد. علاوه بر این پروژه، طراحی و ساخت یک موتور DC هم‌قطبی با توان ۲۵ مگاوات نیز در شرکت GA در حال انجام است.



شکل ۲-۲۲: ساختار کلی موتور DC هم‌قطبی [۳۴]



شکل ۲-۲۳: ساختار نمونه عملی موتور DC هم‌قطبی [۳۴]

۲-۵-۳- ماشین سنکرون ابررسانای ۴۰۰ کیلووات زیمنس^۱

این ماشین در سال ۱۹۹۹ و در شرکت زیمنس کشور آلمان، طراحی و ساخته شد. نمایی از این ماشین در شکل ۲-۲۴ نشان داده شده است [۳۵, ۳۶]. سیستم خنک‌کننده این ماشین که در سمت چپ شکل ۲-۲۴ قابل مشاهده است، به انتهای محور ماشین متصل شده است. با احتساب تلفات این خنک‌کننده، راندمان این ماشین به $96/8\%$ رسید که بیش از نوع معمولی با راندمان $95/7\%$ است.

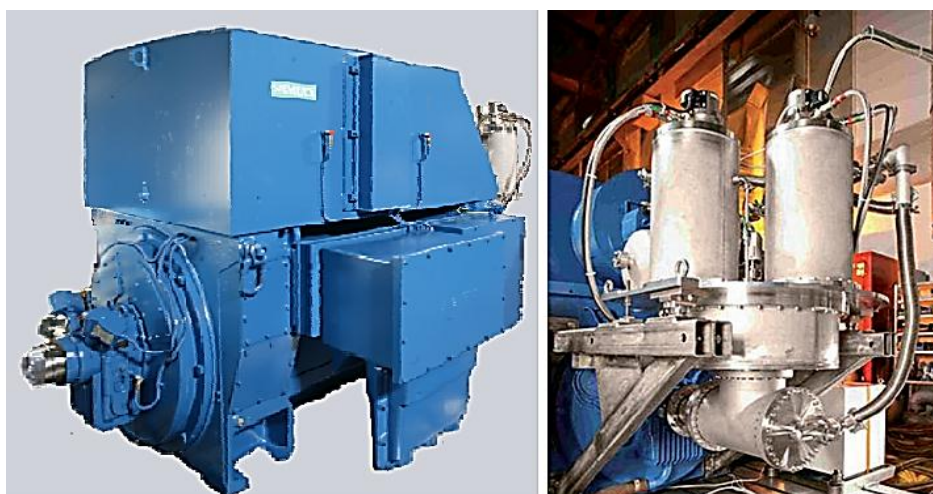
^۱ Siemens



شکل ۲-۲۴: ماشین ۴۰۰ کیلووات زیمنس [۳۶]

۲-۵-۴- ماشین سنکرون ابررسانای ۴ مگاوات زیمنس

طراحی این ژنراتور ابررسانا از سال ۲۰۰۲ آغاز شد و در سال ۲۰۰۵ در نورمبرگ آلمان با شبکه قدرت سنکرون شده و تحت آزمایش قرار گرفت. این ماشین یک منبع انرژی بسیار پراندامان بویژه در کشتی‌های بزرگ محسوب می‌شود. نمایی از این ژنراتور و سیستم سردکننده آن در شکل ۲-۲۵ نشان داده شده است. در سیم‌پیچ روتور این ماشین از ابررساناهای BSCCO محصول شرکت EAS^۱ استفاده شده است. استاتور این ماشین از نوع بدون شیار بوده و با جریان آب خنک می‌شود.



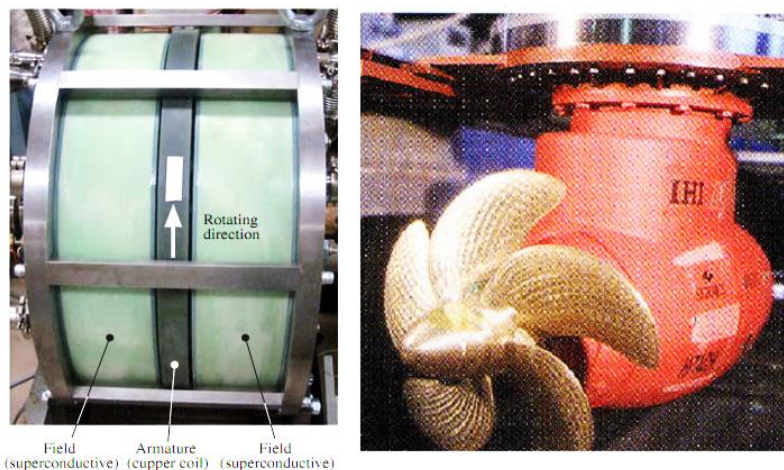
شکل ۲-۲۵: نمای کلی ژنراتور ۴ مگاوات زیمنس و سیستم سردکننده آن [۳۷]

^۱ European Advanced Superconductor

۲-۵-۵- موتور سنکرون ابررسانای شار محوری ۱۲/۵ کیلووات

این موتور کوچک توسط یک گروه تحقیقاتی به نام Frontier Group متشکل از بسیاری از صنایع بزرگ ژاپن^۱، با روتور ابررسانا و استاتور معمولی اما با ساختار شار محوری و برای کاربرد در سیستم رانش یک کشتی کوچک، طراحی شد [۳۸، ۳۹]. در شکل ۲-۲۶ نمایی از موتور و پیشرانه کشتی که موتور درون آن قرار گرفته است، مشاهده می‌شود. این موتور بصورت سه‌فاز، ۸ قطبی و با ساختار دیسکی و شار محوری طراحی شد. ساختار کلی موتور و اجزای داخلی آن در شکل ۲-۲۷ نشان داده شده است.

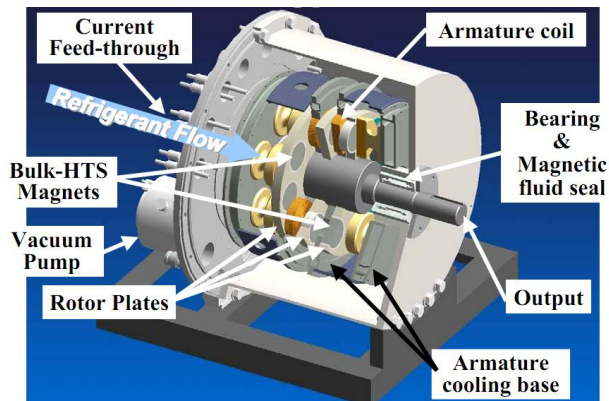
از ویژگی‌های منحصر به فرد این موتور، ساختار دیسکی روتور و سرد شدن آن توسط نیتروژن مایع است. سطح جانبی ماشین در دمای گرم قرار گرفته است و لذا در هر محیطی قابل نصب است. همچنین استاتور بدون هسته این ماشین فاقد تلفات هسته و گشتاور دندانه‌ای^۲ است. ماکزیمم راندمان این ماشین بدون احتساب تلفات سیستم سردکننده برابر ۹۷/۷٪ بوده و به ازای گشتاور ۶۰ تا ۲۱۰ نیوتن‌متر (شرایط تست در آزمایشگاه) تقریباً ثابت می‌ماند. این موتور پیراندمان با ابعاد کوچک توانسته است غیر از پیشرانه کشتی، کاربردهای دیگری در صنایع مختلف نیز داشته باشد.



شکل ۲-۲۶: موتور ابررسانای شار محوری ۱۲/۵ کیلووات [۴۰]

^۱ Sumitomo Electric Industries, Ltd., Fuji Electric Systems Co., Ltd., Hitachi, Ltd., Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co., Ltd., Nakashima Propeller Co., Ltd., Taiyo Nippon Sanso Corporation.

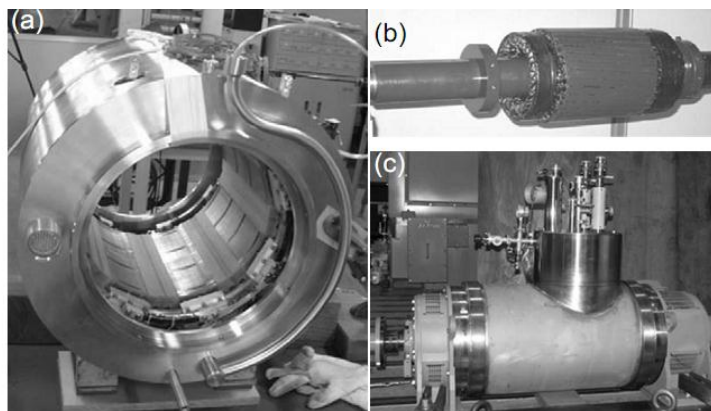
^۲ Cogging torque



شکل ۲-۲۷: ساختار داخلی موتور ابرسانای شار محوری ۱۲/۵ کیلووات [۴۱]

۲-۵-۶- موتور سنکرون شار شعاعی ابرسانای ۱۵ کیلووات

در سال ۲۰۰۶ یک گروه ژاپنی دیگر، موفق به ساخت موتور ابرسانای سنکرون ۱۵ کیلووات با ساختار شار شعاعی شدند [۴۲, ۴۳]. این موتور که نمایی از بخش‌های مختلف آن در شکل ۲-۲۸ نشان داده شده است، با استفاده از سیم‌پیچ‌های ابرسانای YBCO ساخته شد.

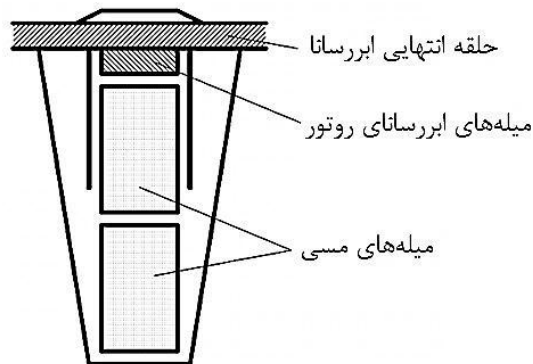


شکل ۲-۲۸: موتور ابرسانای سنکرون ۱۵ کیلووات [۴۲, ۴۳]

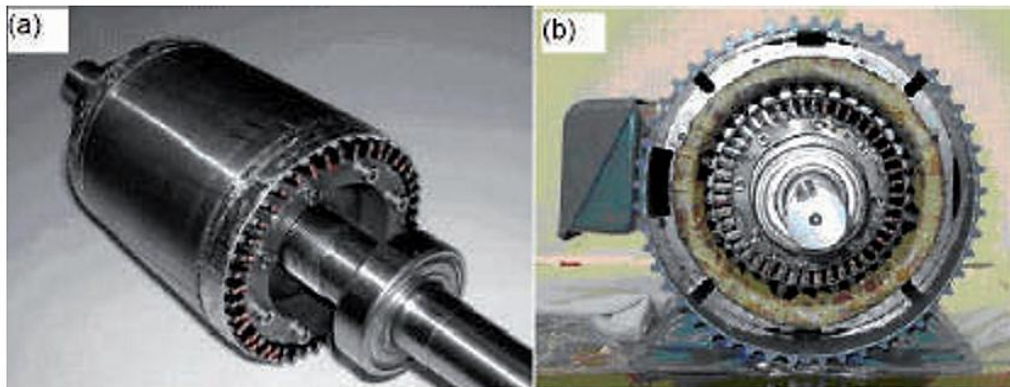
۲-۵-۷- موتور القایی ابرسانا

این موتور در سال ۲۰۰۶ توسط یک گروه تحقیقاتی در دانشگاه کیوتو ساخته شد [۴۴, ۴۵]. در ساختار این ماشین از استاتور یک موتور القایی معمولی سه‌فاز، ۴ قطبی و ۱/۵ کیلووات استفاده شد. روتور از نوع قفسی و با دو قفس جداگانه است. قفس بیرونی از ابرساناهای Bi-2223 با روکش نقره ساخته شده است و می‌تواند چگالی جریان القایی نسبتاً زیادی را عبور دهد. اما قفس داخلی از جنس مس است و تنها نقش انتقال حرارت و سرد نگه داشتن قفس ابرسانا را بر عهده دارد. شکل ۲-۲۹

سطح مقطع یک میله روتور را نشان می‌دهد. در شکل ۲-۳۰ نیز نمایی از روتور ابرسانا و کل ماشین در مرحله مونتاژ نشان داده شده است.



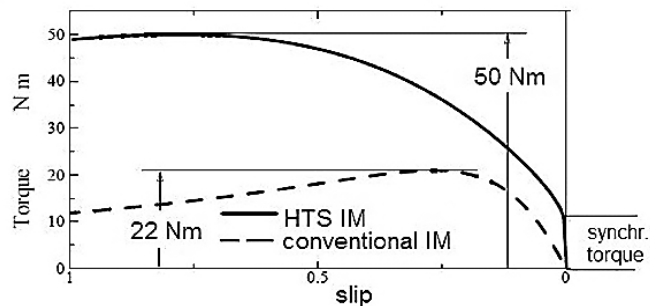
شکل ۲-۲۹: ساختار روتور قفسی ابرسانا [۴۵]



شکل ۲-۳۰: روتور ابرسانا و کل موتور [۴۵]

محفظه‌ای از نیتروژن مایع، این روتور را در بر گرفته و دمای میله‌های ابرساناها و حلقه‌های انتهایی را در کمتر از مقدار بحرانی نگه می‌دارد. آزمایش عملی و تحلیل مدار معادل این موتور، گشتاور راه‌اندازی و گشتاور شتابگیری بیشتری نسبت به موتورهای القایی معمولی را نشان می‌دهد. مشخصه مکانیکی این موتور در شکل ۲-۳۱ با یک موتور معمولی مقایسه شده است. علاوه بر این امکان کار این موتور در سرعت سنکرون با محبوس کردن شار مغناطیسی^۱ در قفس ابرسانا نیز وجود دارد که این ویژگی یکی از قابلیت‌های منحصر به فرد موتورهای القایی ابرسانا محسوب می‌شود.

^۱ Flux trapping



شکل ۲-۳۱: مقایسه مشخصه مکانیکی موتور القایی ابرسانا و موتور معمولی [۴۵]

نمونه‌هایی از ماشین‌های ابرسانا که در اینجا بررسی شد، مراحل آزمایش را گذرانده و به بهره‌برداری رسیده‌اند. با این وجود، ساختارهای جدید و متنوعی از ماشین‌های ابرسانا، طراحی شده و در حال آزمایش هستند. در بسیاری از این ساختارها، استفاده از هسته‌های مغناطیسی ابرسانا در کنار سیم‌پیچ‌های ابرسانا به چشم می‌خورد. ساختارهای جدید ماشین‌های ابرسانا بطور عمده شامل ماشین‌های رلوکتانسی [۴۶]، هیستریزس [۴۷]، القایی دیسکی [۴۸، ۴۹]، شار متقاطع [۵۰]، شار محوری [۵۱] و تحریک ترکیبی [۵۲] است.

فصل سوم

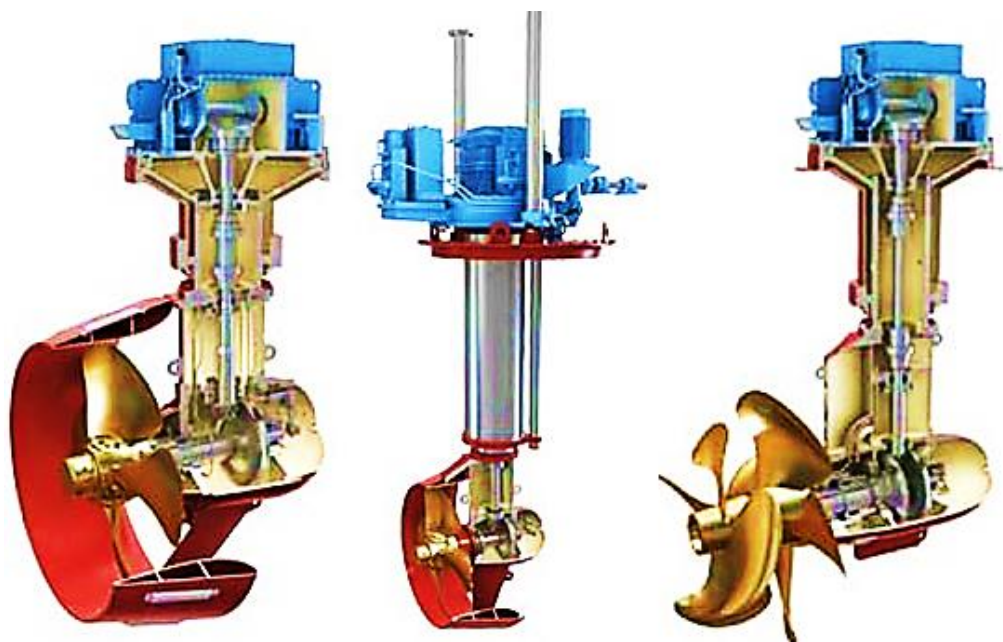
طراحی و تحلیل عملکرد موتور ابرسانای

سنکرون

با توجه به ویژگی‌های ماشین‌های ابرسانا، بخصوص راندمان زیاد و حجم و وزن کم، سیستم‌های پیشران دریایی و زیردریایی می‌توانند گزینه‌های مناسبی برای کاربرد موتورهای ابرسانا باشند. در این فصل، ساختارهای کلی موتورهای پیشران زیردریایی بصورت مختصر بررسی شده و با توجه به ویژگی‌های ساختارهای مختلف، مناسب‌ترین آن برای موتور ابرسانای پیشران انتخاب می‌شود. ساختار انتخابی برای این موتور، نوع جدیدی از ماشین‌های ابرسانا محسوب می‌شود که طراحی آن با مسائل منحصر به فردی مواجه است. در این فصل، الگوریتم طراحی این ماشین برای نخستین بار ارائه شده و یک نمونه آن طراحی می‌شود. طرح نهایی ماشین، با استفاده از روش اجزای محدود مورد ارزیابی قرار گرفته و علاوه بر تایید صحت الگوریتم طراحی، عملکرد موتور طراحی شده نیز بررسی شده است.

۳-۱. انتخاب ساختار موتور

بسیاری از صنایع پیشرفته حمل و نقل زمینی، دریایی و هوایی به سیستم‌های پیشران الکتریکی روی آورده‌اند [۵۳]. مزایای فراوان پیشران‌های الکتریکی باعث کاربرد ویژه آنها در صنایع کشتی‌سازی و شناورهای زیرسطحی شده است [۵۴، ۵۵]. انواع پیشران‌های الکتریکی در صنایع دریایی از لحاظ ساختار به سه دسته کلی پیشران‌های محور گرا^۱، پیشران‌های رانش مستقیم^۲ و پیشران‌های رانش لبه‌ای^۳ تقسیم می‌شوند. ساختار پیشران‌های محور گرا متشکل از یک پروانه^۴ افقی است که حول یک محور عمودی به اندازه ۳۶۰ درجه قابلیت چرخش دارد و می‌تواند نیروی پیشران را در جهت‌های مختلف ایجاد کند. موتور پیشران در بالای محور عمودی و در فضای داخلی شناور قرار گرفته و گشتاور آن توسط چرخ‌دنده‌ای در پایین محور به پروانه انتقال می‌یابد. در شکل ۳-۱، سه نمونه پیشران محور گرا ساخت شرکت رولز رویس^۵ نشان داده شده‌اند.



شکل ۳-۱: سه نمونه سیستم رانش محور گرا [۵۶]

¹ Azimuth thruster

² Podded thruster

³ Rim-driven thruster

⁴ Propeller

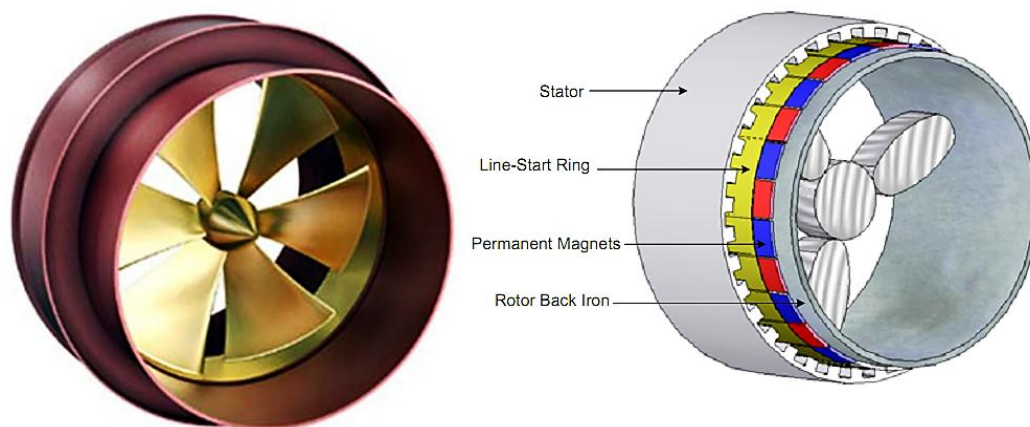
⁵ Rolls-Royce

از آنجا که در این سیستم، انرژی مکانیکی از فضای داخلی شناور توسط یک محور دوار به پروانه انتقال می‌یابد، انتقال نوین مکانیکی و لرزش از پروانه به فضای داخلی شناور نیز اجتناب‌ناپذیر است. علاوه بر این، گیربکس زانویی شکل در پشت پروانه نیز هزینه تعمیرات و نگهداری و تلفات انرژی مکانیکی سیستم را افزایش می‌دهد. مشکلات مذکور در پیشران‌های رانش مستقیم حل شده است. در این پیشران‌ها، موتور الکتریکی در عمق آب فرو رفته و در فضای پشت پروانه قرار می‌گیرد. گشتاور مکانیکی موتور مستقیماً به پروانه منتقل شده و تلفات سیستم کاهش می‌یابد. همچنین از آنجا که تنها کابل‌های رابط از فضای داخلی به موتور متصل هستند، مسائل مربوط به لرزش و نوین مکانیکی نیز قابل کنترل است. در شکل ۳-۲ نمونه‌ای از پیشران‌های رانش مستقیم نشان داده شده است.



شکل ۳-۲: ساختار کلی سیستم رانش مستقیم [۵۶]

با وجود مزایای مذکور در سیستم پیشران فوق، مسائل هیدرودینامیکی از مهم‌ترین مشکلات این سیستم محسوب می‌شوند [۵۷]. در این سیستم، موتور پیشران در فضای پشت پروانه یعنی در مسیر عبور جریان سیال قرار گرفته و لذا حجم اشغال شده توسط موتور برای عبور سیال ایجاد مزاحمت می‌کند [۵۸]. این مساله در نوع سوم پیشران‌های الکتریکی یعنی پیشران‌های رانش لبه‌ای حل شده است. تئوری این نوع پیشران‌ها برای اولین بار در سال ۱۹۵۷ ارائه شد [۵۹]. در این ساختار، موتور روی لبه‌های پروانه، در یک غلاف آب‌بندی شده قرار گرفته و استاتور نیز در سطح داخلی کانال خارجی، جاسازی شده است. شکل ۳-۳ نمونه‌ای از این ساختار را با موتور سنکرون PM ساخت شرکت رولزرویس نشان می‌دهد.



شکل ۳-۳: ساختار کلی سیستم رانش لبه‌ای [۵۶]

در بعضی موارد روتور و استاتور بطور کامل آب‌بندی شده و جریان طبیعی آب در فضای بین آنها بعنوان یک سردکننده طبیعی مورد استفاده قرار می‌گیرد. البته این دو قسمت توسط بیرینگ‌های ویژه‌ای در محیط روتور یا مرکز آن به یکدیگر متصل می‌شوند [۶۰]. استفاده از بیرینگ‌های مغناطیسی نیز می‌تواند در این ساختار خاص مفید باشد [۶۱]. در این ساختار امکان حذف محور مرکزی پروانه نیز وجود دارد. در بعضی موارد استفاده از پروانه‌های بدون محور^۱ می‌تواند کارایی و مزایای این سیستم را افزایش دهد. بطور کلی مهم‌ترین مزایای سیستم رانش لبه‌ای را نسبت به دیگر پیشران‌های الکتریکی، می‌توان بصورت زیر بیان کرد [۵۳، ۶۲-۶۵]:

- محور دوار بین پیشران و شناور وجود ندارد. تنها کابل‌های انتقال انرژی این دو قسمت را به یکدیگر متصل می‌کنند. لذا مشکلات زیادی در مراحل طراحی، ساخت و عملکرد سیستم مرتفع خواهد شد.
- حذف موتور پیشران یا گیربکس از فضای پشت پروانه، فضای بازتری برای عبور جریان سیال فراهم می‌کند و لذا کارایی هیدرودینامیکی سیستم افزایش می‌یابد.
- در این سیستم از جریان آب دریا بعنوان یک خنک‌کننده پسیو استفاده شده است. بنابراین نیاز به استفاده از خنک‌کننده‌های اکتیو، کمتر شده و راندمان کلی سیستم افزایش می‌یابد.

^۱ Hubless propeller

- اتصال پروانه به رینگ خارجی و حذف فضای خالی بین پروانه و کانال محافظ خارجی، تلفات انرژی مربوط به این بخش را کاهش داده و منجر به حذف جریان‌های گردابی لبه خارجی پروانه و کاهش کاویتاسیون^۱ نیز می‌شود.
- در پیشران‌های رانش مستقیم و محورگرا، بیرینگ‌ها مجبور به تحمل فشار عمق آب و نیروی پیشران‌ش بصورت همزمانند. در سیستم رانش لبه‌ای تنها نیروی پیشران‌ش به بیرینگ‌ها وارد می‌شود و لذا از بیرینگ‌های ساده‌تری می‌توان استفاده کرد.
- روانکاری^۲ بعضی بیرینگ‌های ویژه مورد استفاده در این سیستم، با آب دریا انجام می‌شود. لذا نیاز به روغنکاری تحت فشار بیرینگ‌های معمولی که در سایر سیستم‌های پیشران وجود دارد، مرتفع خواهد شد.
- در صورت حذف محور مرکزی، یکنواختی جریان سیال در محفظه پروانه افزایش می‌یابد که منجر به کاهش نویز مکانیکی و نیز افزایش راندمان هیدرودینامیکی پیشران می‌شود.
- پیچ‌خوردگی اجسام خارجی در محور مرکزی پروانه پیشران^۳ در اکثر پیشران‌ها شایع است و این امر منجر به اختلال در کار سیستم خواهد شد. با حذف محور مرکزی در پیشران‌های رانش لبه‌ای این مشکل تا حد زیادی رفع می‌شود.
- در شرایط معمول، سیستم رانش لبه‌ای دارای هزینه تعمیرات و نگهداری کمتر و قابلیت اطمینان بیشتری است.

با توجه به مزایای فوق، سیستم پیشران رانش لبه‌ای می‌تواند یک انتخاب مناسب برای شناورهای سطحی و زیرسطحی با کاربردهای تجاری یا نظامی باشد. تاکنون ساختارهای مختلفی از این موتورها ارائه شده است. متداول‌ترین ساختارهای مورد استفاده در موتورهای رانش لبه‌ای، موتورهای سنکرون مغناطیس دائم شار شعاعی و شار محوری [۵۸، ۶۶]، موتورهای القایی [۶۷] و موتورهای DC بدون

¹ Cavitation

² Lubrication

³ Tangling

جاروبک [۶۸] بوده است. از سوی دیگر تاکنون هیچ گزارشی از کاربرد موتورهای ابرسانا در سیستم‌های رانش لبه‌ای منتشر نشده است. این در حالی است که امروزه موتورهای ابرسانا به دلیل ویژگی‌های بارز خود بصورت گسترده در سیستم‌های حمل و نقل و بویژه حمل و نقل دریایی بکار می‌روند. بررسی سوابق و اسناد مربوط به کاربرد موتورهای ابرسانا در صنایع دریایی نشان می‌دهد تقریباً تمامی فعالیت‌ها در جهت طراحی و ساخت موتورهای ابرسانا برای پیشران‌های محورگرا و رانش مستقیم تمرکز یافته است [۶۹-۷۱]. شاید بتوان دلیل این موضوع را محدودیت‌های ابعادی موتورهای رانش لبه‌ای بیان کرد. این محدودیت‌ها باعث دشواری‌های خاصی در طراحی موتور بویژه موتورهای ابرسانا می‌شود. به هر حال در اینجا با در نظر گرفتن مسائل فوق، یک موتور سنکرون ابرسانا برای سیستم رانش لبه‌ای طراحی می‌شود.

۲-۳. الگوریتم کلی طراحی

طراحی یک پیشران از نوع رانش لبه‌ای در بخش پروانه و موتور مستلزم توجه به ظرافت‌ها و پیچیدگی‌های خاصی است. مسائل هیدرودینامیکی متعددی در طراحی پروانه این پیشران وجود دارد [۶۵]. پروانه طراحی شده، محدودیت‌های ویژه‌ای را در طراحی موتور پیشران اعمال می‌کند. بعنوان مثال سرعت نامی، توان و قطر داخلی روتور در موتور پیشران به ترتیب با توجه به سرعت نامی، توان و قطر خارجی پروانه پیشران محدود می‌شود [۷۲]. مساله بعدی ضخامت شعاعی^۱ موتور (تفاضل شعاع خارجی استاتور و شعاع داخلی روتور) است. این سطح مستقیماً با جریان آب در تماس بوده و به منظور کاهش اثرات هیدرودینامیکی باید تا حد ممکن کم باشد [۷۳]. محدودیت دیگری در طول محوری ماشین نیز وجود دارد که با توجه به محدودیت‌های هیدرودینامیکی پروانه و کانال خارجی تعیین می‌شود. بهتر است طول محوری ماشین کمتر از طول پروانه باشد و حداکثر آن می‌تواند

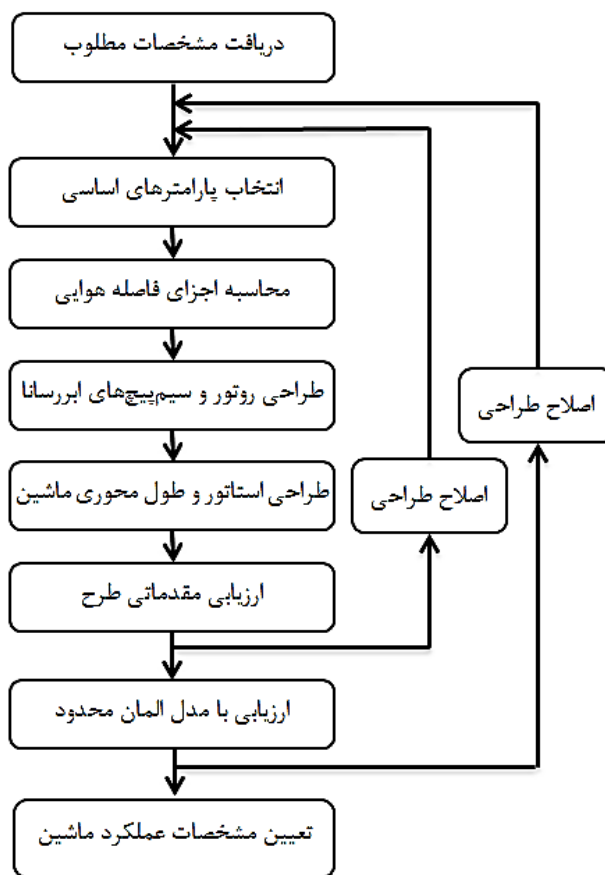
^۱ Radial thickness

یک‌ونیم برابر طول پروانه باشد [۷۲]. با در نظر گرفتن مسائل فوق، طراحی یک موتور رانش لبه‌ای بصورت ویژه‌ای متمایز از طراحی یک موتور معمولی است.

الگوریتم طراحی موتور سنکرون رانش لبه‌ای با مشخصات از پیش تعیین شده‌ای مانند توان نامی، سرعت نامی، ولتاژ تغذیه و نیز با محدودیت‌های معین از قبیل شعاع داخلی روتور و طول محوری ماشین شروع و با طراحی تمامی ابعاد، مواد و پارامترهای فیزیکی ماشین پایان می‌یابد. مراحل طراحی شامل اختصاص مقادیر اختیاری در بازه‌های تجربی مشخص به بعضی از پارامترهاست تا ضمن رعایت محدودیت‌ها، خواسته‌های مساله نیز برآورده شود. از سوی دیگر علاوه بر محدودیت‌های اعمال شده در مساله طراحی، یک طرح بهینه در برگیرنده مشخصاتی از قبیل حداکثر راندمان، حداقل نویز و حداکثر چگالی توان نیز هست. در مواردی دستیابی به بعضی از این مشخصات با بعضی دیگر در تناقض بوده و مستلزم مصالحه‌های منطقی بین مشخصات مختلف با در نظر گرفتن شرایط کار ماشین است. این مساله در موتورهای رانش لبه‌ای بصورت ویژه‌ای بروز می‌کند [۶۸]. اولین تفاوت اساسی در الگوریتم طراحی این نوع ماشین‌ها، شروع طراحی با شعاع داخلی روتور است و از این رو فرآیند طراحی سایر قسمت‌های ماشین نیز با یک ماشین معمولی متفاوت است. مراحل مختلف الگوریتم طراحی در نمودار شکل ۳-۴ خلاصه شده است. در ادامه بخش‌های مختلف این الگوریتم تشریح می‌شود.

۳-۳. مشخصات و محدودیت‌های ماشین

سیستم پیشران مورد طراحی دارای پروانه‌ای با توان $2/5$ مگاوات، سرعت نامی 220 دور بر دقیقه، قطر 3 متر و طول محوری 400 میلی‌متر است که قبلاً در یک سیستم پیشران رانش لبه‌ای با موتور نوع PM مورد استفاده قرار گرفته است [۷۲]. با توجه به مشخصات پیشران، موتور مورد نظر باید دارای توان $2/5$ مگاوات، سرعت نامی 220 دور بر دقیقه، قطر داخلی روتور برابر 3 متر و حداکثر طول محوری 600 میلی‌متر باشد.



شکل ۳-۴: الگوریتم کلی طراحی ماشین

معمولا منبع تغذیه یک موتور پیشران متشکل از یک اینورتر و مجموعه‌ای از باتری‌ها (منبع DC) است و لذا تغییرات ولتاژ و فرکانس تغذیه در یک محدوده مشخص امکان‌پذیر است. با این وجود در این مرحله از طراحی، خروجی سیستم درایو بصورت یک منبع تغذیه سه‌فاز با ولتاژ خط موثر ۴۰۰ ولت و فرکانس ۵۵ هرتز فرض می‌شود. مشخصات مطلوب طراحی در جدول ۳-۱ خلاصه شده است.

جدول ۳-۱: مشخصات ماشین مورد نظر

مقدار	پارامتر
۲/۵	توان نامی (MW)
۴۰۰	ولتاژ موثر خط (V)
۵۵	فرکانس (Hz)
۲۲۰	سرعت نامی (rpm)
۳	قطر داخلی روتور (m)

در اولین مرحله طراحی، تعداد قطب‌های روتور با توجه به سرعت نامی و فرکانس منبع تغذیه بصورت زیر محاسبه می‌شود.

$$p = \frac{120 \cdot f}{n} = \frac{120 \times 55}{220} = 30 \quad (1-3)$$

با توجه به ولتاژ نسبتاً کم تغذیه ماشین، طراحی آرمیچر با تعداد مسیره‌های موازی نسبتاً زیاد، به تناسب ابعاد ماشین کمک می‌کند. تعداد مسیره‌های موازی، تنها می‌تواند مقادیر مشخصی با توجه به تعداد جفت قطب‌های ماشین اختیار کند. در اینجا تعداد مسیره‌های موازی سیم‌پیچ آرمیچر (a)، برابر با تعداد جفت قطب‌های ماشین انتخاب شده است.

$$a = \frac{P}{2} = 15 \quad (2-3)$$

توان ورودی ماشین با توجه به راندمان و ضریب توان قابل محاسبه است. در این مورد، فرآیند طراحی با فرض مقادیر نوعی برای راندمان و ضریب توان آغاز شده و پس از اتمام طراحی و ارزیابی طرح، مقادیر اولیه اصلاح می‌شوند. سپس طراحی ماشین با مقادیر اصلاح شده، مجدداً انجام می‌شود. با چند مرحله تکرار این فرآیند، مقادیر مناسب برای راندمان و ضریب توان ماشین به ترتیب برابر ۹۸٪ و ۱ تعیین شده است. با این فرض می‌توان توان ظاهری ورودی را بصورت زیر محاسبه کرد.

$$S_{in} = \frac{P_{out}}{\eta \cdot \cos(\phi)} = \frac{2.5 \times 10^6}{0.98 \times 1} = 2.551 \text{ MVA} \quad (3-3)$$

سپس جریان فاز ورودی و جریان هر هادی نیز بصورت زیر محاسبه می‌شود.

$$V_{ph} = \frac{V_{LL}}{\sqrt{3}} = \frac{400}{\sqrt{3}} = 230.9 \text{ V} \quad (4-3)$$

$$I_{ph} = \frac{S_{in}}{m \cdot V_{ph}} = \frac{2.551 \times 10^6}{3 \times 230.9} = 3682.1 \text{ A} \quad (5-3)$$

$$I_{con} = \frac{I_{ph}}{a} = 245.47 \text{ A} \quad (6-3)$$

۳-۴. طراحی ماشین

۳-۴-۱- انتخاب پارامترهای اساسی ماشین

چگالی شار فاصله هوایی و ضریب بارگذاری الکتریکی ویژه، دو پارامتر اساسی ماشین‌اند که باید در بازه‌ای مشخص و با در نظر گرفتن محدودیت‌های ماشین انتخاب شوند. چگالی شار فاصله هوایی در اغلب ماشین‌های الکتریکی بصورت اختیاری و با توجه به سطح اشباع هسته ماشین انتخاب می‌شود. افزایش مقدار این پارامتر منجر به کاهش حجم و وزن ماشین شده و از این رو در ماشین‌های معمولی، حداکثر مقدار ممکن برای این پارامتر انتخاب می‌شود. از آنجا که معمولاً ماشین‌های ابررسانا بدون شیار^۱ هستند، اشباع دندانه‌های هسته استاتور بصورت یک محدودیت جدی مطرح نیست اما از سوی دیگر ساختار رانش لبه‌ای این موتور، محدودیت دیگری را در انتخاب مقدار چگالی شار فاصله هوایی ایجاد می‌کند. در ماشین‌های رانش لبه‌ای، افزایش مقدار چگالی شار فاصله هوایی باعث کاهش طول محوری ماشین و در عین حال افزایش ضخامت شعاعی آن می‌شود اما این تغییرات بگونه‌ایست که در کل حجم ماشین را کاهش می‌دهد. در ماشین‌های معمولی، ضخامت شعاعی ماشین محدودیتی ندارد اما در ماشین‌های نوع رانش لبه‌ای، محدودیت ضخامت شعاعی ماشین، لزوم مصالحه‌ای بین حجم و ضخامت شعاعی را ایجاد می‌کند. در اینجا پس از چندین مرحله تکرار طراحی و بررسی چگونگی تغییرات ضخامت شعاعی، طول محوری و حجم ماشین، مقدار چگالی شار فاصله هوایی بصورت زیر انتخاب می‌شود.

$$B_{ag} = 0.65^T \quad (۷-۳)$$

با این انتخاب ضمن رعایت محدودیت طول محوری ماشین، حداقل ضخامت شعاعی و حداقل حجم ماشین حاصل خواهد شد. البته ضریب بارگذاری الکتریکی نیز در انتخاب چگالی شار فاصله

^۱ Slotless

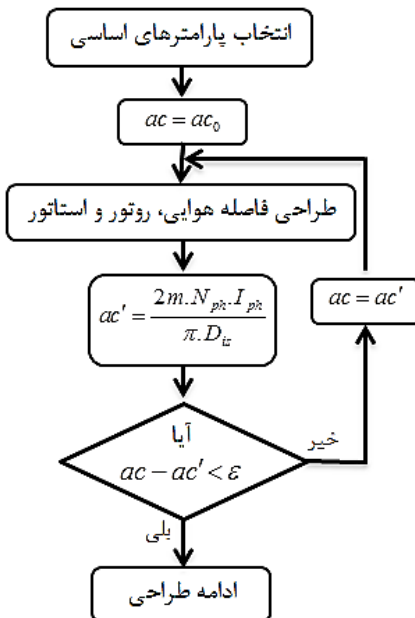
هوایی دخالت داشته است. این ضریب تاثیر مشابهی در حجم، طول محوری و ضخامت شعاعی ماشین دارد و بصورت نسبت آمپرهادی استاتور به محیط آن مطابق رابطه زیر تعریف می شود.

$$ac = \frac{Z \cdot I_{con}}{\pi \cdot D_{is}} \quad (۸-۳)$$

که در آن Z تعداد کل هادی های سیم پیچ استاتور، I_{con} جریان هر هادی و D_{is} قطر داخلی هسته استاتور است. ضریب مزبور معمولاً در بازه ۲۰۰۰۰ تا ۷۰۰۰۰ آمپرهادی بر متر قرار دارد و با توجه به سیستم خنک سازی ماشین، انتخاب می شود. مقادیر بزرگ تر این ضریب منجر به طرح ماشین با حجم کوچک تر و طول محوری کمتر اما ضخامت شعاعی بیشتر می شود. علاوه بر این تلفات مسی ماشین نیز با افزایش ضریب بارگذاری الکتریکی، افزایش می یابد و لذا سیستم خنک سازی قوی تری لازم می آید. مساله بعدی در انتخاب ضریب بارگذاری الکتریکی، گسستگی مقادیر مجاز برای این پارامتر است. با توجه به اینکه تعداد دور سیم پیچی استاتور در هر مسیر موازی همواره ضریب صحیحی از تعداد شیار بر قطب بر فاز است، لذا تعداد هادی های سیم پیچ استاتور (Z) باید ضریب صحیحی از دو برابر تعداد شیار بر قطب بر فاز باشد. با توجه به رابطه (۸-۳)، گسستگی در مقدار Z باعث می شود که تخصیص هر مقدار اختیاری به ضریب بارگذاری الکتریکی امکان پذیر نباشد. لذا در ابتدای فرآیند طراحی، مقدار مناسبی برای این ضریب در نظر گرفته شده و سپس با تکرار طراحی، اصلاح می شود. فرآیند کلی تعیین و اصلاح مقدار این ضریب در شکل ۳-۵ نشان داده شده است.

با این الگوریتم، ضریب بارگذاری به نزدیکترین مقدار ممکن به ac_0 همگرا می شود. از این لحاظ ضریب بارگذاری یک پارامتر صد درصد اختیاری محسوب نمی شود اما با تغییر ac_0 در بازه های مشخصی قابل تغییر است. در ماشین ابرسانای رانش لبه ای مورد مطالعه، با انتخاب هر مقداری در بازه $ac_0 = 40000 \sim 50000$ ، مقدار نهایی ضریب بارگذاری بصورت $ac = 43883$ آمپرهادی بر متر در می آید که در آن فرض شده تعداد شیار بر قطب بر فاز برابر $q = 5$ است. مقدار نهایی ضریب بارگذاری الکتریکی بصورت مناسبی با مقدار انتخابی برای چگالی شار فاصله هوایی، تطابق یافته و

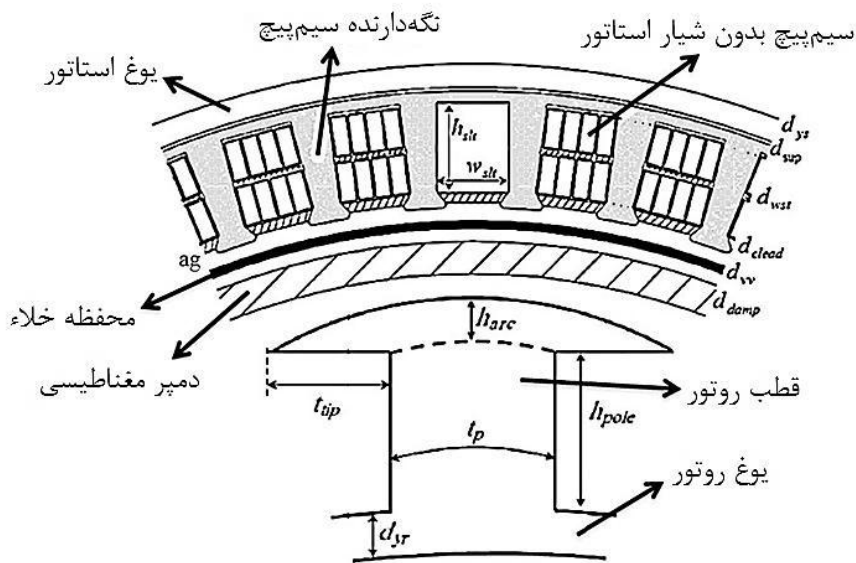
منجر به طرحی با حداقل حجم و ضخامت شعاعی و در عین حال رعایت محدودیت‌های ابعادی ماشین می‌شود.



شکل ۳-۵: فرآیند تکرار طراحی برای تعیین مقدار مجاز ضریب بارگذاری الکتریکی

۳-۴-۲ - طراحی اجزای فاصله هوایی

ساختار کلی ماشین ابرسانای مورد مطالعه، شامل یک روتور با قطب‌های برجسته و سیم‌پیچ‌های ابرسانا و یک استاتور با سیم‌پیچی بدون شیار استاتور



شکل ۳-۶: ساختار کلی ماشین

با توجه به شکل فوق، فاصله هوایی موثر این ماشین نسبت به ماشین‌های معمولی بزرگتر بوده و شامل قاب سیم‌پیچی استاتور بدون شیار به ضخامت (طول شعاعی) d_{sup} ، سیم‌پیچی استاتور به ضخامت d_{wst} ، گوه محافظ سیم‌پیچ به ضخامت d_{clead} ، فاصله هوایی بین استاتور و روتور ag ، محفظه خلا به ضخامت d_{vv} ، دمپر مغناطیسی به ضخامت d_{damp} و فواصل کوچکی بین اجزای فاصله هوایی است. طراحی ضخامت این لایه‌ها و ابعاد فاصله‌های هوایی با در نظر گرفتن ملاحظات خاص و در مواردی با استفاده از روابط و مقادیر تجربی برای ماشین‌های مشابه، انجام می‌شود.

دمپر مغناطیسی لایه‌ای از جنس مس یا آلومینیوم است که از نفوذ هارمونیک‌های شار میدان استاتور به داخل روتور و ایجاد جریان‌های گردابی در هسته روتور جلوگیری می‌کند. ضخامت زیاد این لایه باعث افزایش فاصله هوایی ماشین و تضعیف میدان فاصله هوایی و ضخامت کم آن باعث عدم توانایی دمپر در خنثی نمودن کامل میدان‌های هارمونیکی استاتور می‌شود. البته جریان‌های گردابی ناشی از هارمونیک‌های میدان استاتور تا عمق مشخصی می‌توانند در لایه دمپر نفوذ کنند. عمق نفوذ این جریان‌ها با رابطه زیر بیان می‌شود [۷۴].

$$\delta_{thk} = \frac{1}{\sqrt{\pi \mu f \sigma}} \quad (۹-۳)$$

که در آن μ و σ به ترتیب نفوذپذیری و رسانایی ویژه ماده سازنده دمپر که در اینجا مس فرض شده است، و f فرکانس جریان استاتور است. از آنجا که لایه دمپر در محفظه سرد ماشین قرار می‌گیرد و دمای آن به میزان قابل توجهی از دمای معمولی کمتر است، رسانایی ویژه این لایه نیز دستخوش تغییرات قابل توجهی نسبت به حالت نرمال خواهد شد. بنابراین عمق نفوذ تعریف شده با رابطه فوق باید با یک ضریب حرارتی (K_T) بصورت زیر اصلاح شود [۷۲].

$$\delta_{thk} = \frac{1}{\sqrt{\pi \mu f \sigma K_T}} \quad (۱۰-۳)$$

که در آن:

$$K_T = \frac{234 + t_0}{234 + t_{opr}} \quad (11-3)$$

که در آن t_0 و t_{opr} به ترتیب دمای پایه ۲۹۳ کلوین و دمای ابررسانا در شرایط عملکرد است. معمولاً بعنوان یک قاعده تجربی، ضخامت لایه دمپر در ماشین‌های بزرگ برابر با عمق نفوذ و در ماشین‌های کوچک، درصدی از عمق نفوذ جریان گردابی در نظر گرفته می‌شود [۷۴]. برای ماشین مورد نظر با فرض:

$$\mu = 4\pi \times 10^{-7} \text{ T.m/A.turn}$$

$$f = 55 \text{ Hz}$$

$$\sigma = 5.8 \times 10^7 \text{ mho/m}$$

$$t_0 = 293 \text{ K}$$

$$t_{opr} = 75 \text{ K}$$

مقادیر K_T و δ_{thk} به ترتیب بصورت زیر بدست می‌آیند.

$$K_T = \frac{234 + t_0}{234 + t_{opr}} = \frac{234 + 293}{234 + 75} = 1.7055 \quad (12-3)$$

$$\delta_{thk} = \frac{1}{\sqrt{\pi \mu f \sigma K_T}} = \frac{1}{\sqrt{\pi \times 4\pi \times 10^{-7} \times 55 \times 5.8 \times 10^7 \times 1.705}} = 6.82 \text{ mm} \quad (13-3)$$

ضخامت لایه دمپر برای این ماشین برابر با ۸۰٪ عمق نفوذ مغناطیسی در نظر گرفته می‌شود.

$$d_{damp} = 0.8 \times \delta_{thk} \approx 5 \text{ mm} \quad (14-3)$$

ضخامت لایه محفظه خلا و فواصل بین لایه‌ها تابع قواعد مشخصی نبوده و براساس مقادیر تجربی با توجه به ماشین‌های مشابه تعیین می‌شوند. ضخامت محفظه خلا برای ماشین مورد نظر بصورت $d_{vv} = 4.5 \text{ mm}$ و فاصله بین لایه برابر ۰/۵ میلی‌متر در نظر گرفته شده است [۷۵، ۷۶]. حداقل طول

فاصله هوایی مکانیکی بین ساختار روتور و استاتور می‌تواند از قواعد تجربی موجود برای ماشین‌های استوانه‌ای معمولی بصورت زیر محاسبه شود [۷۷].

$$ag = 5 \times 10^{-3} \sqrt{\frac{\pi \cdot D_{ir}^2}{2p}} \approx 3^{mm} \quad (15-3)$$

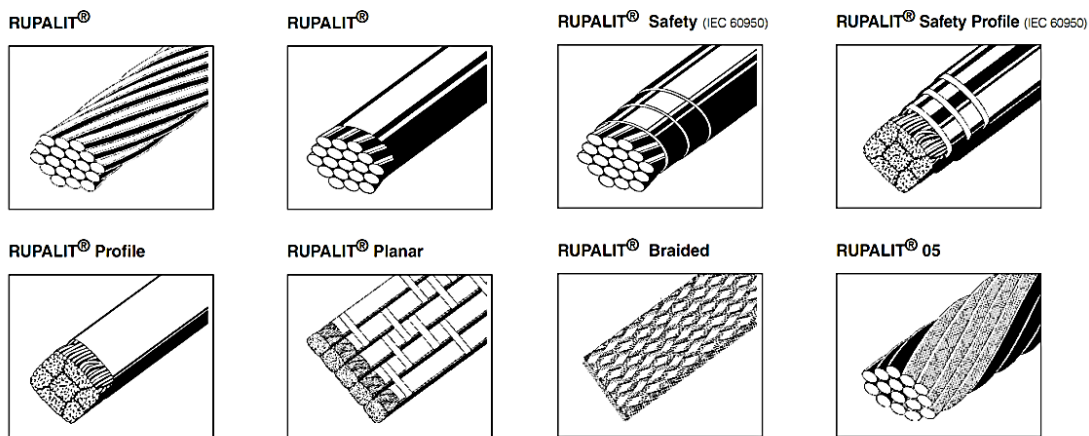
که در آن D_{ir} قطر داخلی روتور است. ضخامت لایه سیم‌پیچی استاتور نیز با توجه به مقدار بارگذاری الکتریکی ویژه، بصورت زیر قابل محاسبه است.

$$d_{wst} = \frac{ac}{J \cdot k_{fill} \cdot k_{iso} \cdot k_{sup}} \quad (16-3)$$

که در آن J چگالی جریان، k_{fill} ضریب پرشوندگی سیم‌پیچی، k_{iso} ضریب مربوط به عایق سیم و k_{sup} ضریب مربوط به نگهدارنده‌های کویل‌هاست. چگالی جریان در سیم‌پیچ‌های استاتور در بازه ۳ تا ۱۰ آمپر بر میلی‌متر مربع و با توجه به ابعاد ماشین و سیستم خنک‌سازی آن انتخاب می‌شود. برای این ماشین فرض می‌شود:

$$J = 4^{A/mm^2} \quad (17-3)$$

سیم مورد نیاز برای سیم‌پیچی استاتور را می‌توان از انواع مفتولی یا سیم‌های رشته‌ای Litz انتخاب کرد. تعدادی از سیم‌های Litz در شکل ۳-۷ نشان داده شده‌اند.



شکل ۳-۷: چند نمونه سیم‌های Litz [۷۸]

اگر تعداد رشته‌های هر دور سیم‌پیچ زیاد باشد، ضریب پرشوندگی آن با توجه به جدول مشخصات سیم تعیین می‌شود اما در صورتی که سطح مقطع هر رشته به اندازه کافی بزرگ باشد، به گونه‌ای که رشته‌ها دارای چیدمان منظمی در داخل شیار باشند، ضریب پرشوندگی سیم را می‌توان با رابطه زیر محاسبه کرد [۷۹]:

$$k_{fill} = \frac{\pi \times r^2}{(2r)^2} = 0.78 \quad (18-3)$$

در این مرحله از طراحی فرض می‌شود رشته‌ها دارای چیدمان منظم بوده و لذا ضریب پرشوندگی مطابق رابطه (۱۸-۳) در نظر گرفته می‌شود. به هر حال اگر رشته‌های سیم دارای چیدمان نامنظم باشند، ضریب پرشوندگی بزرگتر از این مقدار خواهد شد که مشکلی در طراحی ایجاد نمی‌کند.

بررسی چند نمونه از ماشین‌های با ساختار استاتور بدون شیار نشان می‌دهد در حدود ۲۰ درصد از فضای سیم‌پیچی استاتور مربوط به نگهدارنده‌ها و ۸۰ درصد دیگر، فضای شیار را تشکیل می‌دهد. علاوه بر این در حدود ۱۵ درصد از فضای شیار را عایق جداره اشغال می‌کند. لذا ضرایب مربوط به عایق شیار و نگهدارنده‌های کویل‌ها را می‌توان بصورت $k_{iso} = 0.85$ و $k_{sup} = 0.8$ در نظر گرفت. ضخامت لایه سیم‌پیچی استاتور با توجه به مقدار بارگذاری الکتریکی، بصورت زیر محاسبه می‌شود.

$$d_{wst} = \frac{ac}{J \cdot k_{fill} \cdot k_{iso} \cdot k_{sup}} = \frac{43883}{4 \times 10^3 \times 0.78 \times 0.85 \times 0.8} \approx 21^{mm} \quad (19-3)$$

مقادیر مربوط به ضخامت قاب نگهدارنده سیم‌پیچ‌های استاتور و محافظ سیم‌پیچ‌ها نیز با مقادیر تجربی بصورت زیر در نظر گرفته می‌شوند.

$$d_{sup} = 2^{mm}, \quad d_{clead} = 2^{mm}$$

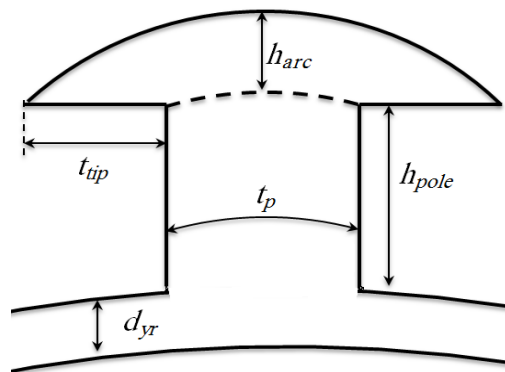
اکنون می‌توان کل فاصله هوایی را بصورت مجموع فواصل فوق و در نظر گرفتن ۰/۵ میلی‌متر فاصله بین لایه‌ها، بصورت زیر محاسبه کرد.

$$Ag = d_{damp} + d_{vv} + ag + d_{clead} + d_{wst} + d_{sup} + lyr_spcs$$

$$= 5 + 4.5 + 3 + 2 + 21 + 2 + (0.5 + 0.5) = 38.5^{mm} \quad (20-3)$$

۳-۴-۳- طراحی روتور

در این بخش، ابعاد قطبها و هسته روتور تعیین می‌شود. ساختار کلی و ابعاد پارامتری یک قطب ماشین در شکل ۸-۳ نشان داده شده است.



شکل ۸-۳: ساختار کلی یک قطب ماشین

زاویه مکانیکی گام قطب و زاویه پایه قطب در نقطه اتصال به یوغ روتور، بر حسب رادیان به ترتیب بصورت زیر در نظر گرفته می‌شوند.

$$\theta_p = \frac{2\pi}{p} = 0.2094^{rad} \quad (21-3)$$

$$\theta_{tp} = 0.42 \theta_p = 0.0885^{rad} \quad (22-3)$$

نسبت این زوایا با توجه به عوامل متعددی از قبیل فضای لازم برای سیم‌پیچی روتور، عدم اشباع مغناطیسی پایه قطب، کاهش نشت شار روتور، ساختار فشرده و حداقل ضخامت ماشین انتخاب شده است. بعضی از ابعاد قطب‌های ماشین را می‌توان با توجه به زوایای مکانیکی مربوطه محاسبه کرد. مثلاً عرض پایه یا همان قوس پایه قطب بصورت زیر محاسبه می‌شود:

$$t_p = \theta_{tp} \cdot (R_{ir} + d_{yr}) \quad (23-3)$$

که در آن R_{ir} شعاع داخلی روتور است. مطابق رابطه فوق، محاسبه قوس پایه قطب نیازمند مقدار ضخامت یوغ روتور است. با توجه به اینکه شار عبوری از یوغ روتور، نصف شار گذرنده از پایه قطب است، ضخامت یوغ روتور می‌تواند نصف قوس پایه قطب در نظر گرفته شود. البته به دلیل توزیع بسیار یکنواخت تر شار مغناطیسی در یوغ روتور نسبت به پایه قطب، ضریب کمتر از نصف نیز مناسب خواهد بود. در اینجا رابطه (۲۴-۳) برای محاسبه ضخامت یوغ روتور در نظر گرفته شده است.

$$d_{yr} = 0.35 \times t_p \quad (24-3)$$

روابط فوق نشان می‌دهند که ضخامت یوغ روتور و قوس پایه قطب، متقابلاً به یکدیگر وابسته‌اند و محاسبه یکی نیازمند مشخص بودن مقدار دیگری است. برای حل این مشکل، یک مقدار اولیه به ضخامت یوغ روتور اختصاص یافته و سپس قوس پایه قطب و نیز مقدار جدید ضخامت یوغ روتور با روابط (۲۳-۳) و (۲۴-۳)، بدست آمده و با مقدار قبلی جایگزین می‌شوند. پس از چند مرحله تکرار محاسبات، اندازه نهایی قوس پایه قطب و ضخامت یوغ روتور به مقادیر زیر همگرا می‌شوند.

$$t_p = 137^{mm}$$

$$d_{yr} = 48^{mm}$$

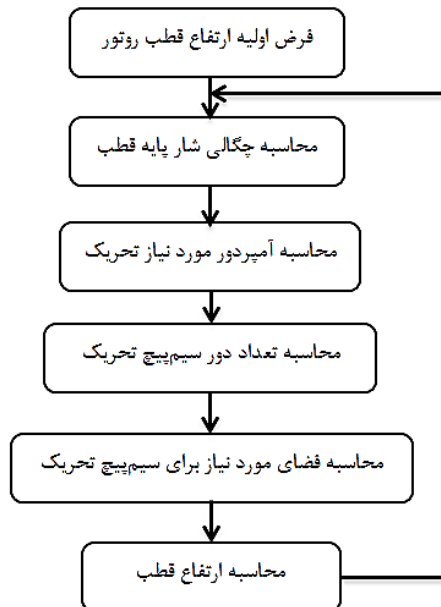
پارامترهای دیگری نیز مانند ارتفاع قطب و تعداد دور سیم‌پیچی تحریک، متقابلاً به یکدیگر وابسته‌اند و به روش مشابهی حل می‌شوند. در این مورد از یک حلقه محاسبات تکراری مطابق شکل ۳-۹ استفاده می‌شود. در این فرآیند تکراری، ابتدا یک مقدار اولیه برای ارتفاع قطب فرض می‌شود. ضخامت یوغ روتور می‌تواند تقریب مناسبی برای این مقدار اولیه باشد. در مرحله بعد چگالی شار پایه قطب با توجه به چگالی شار فرض شده در فاصله هوایی تعیین می‌شود.

یکی از معضلات این مرحله، محاسبه نشت شار روتور از فضای بین دو قطب و فاصله هوایی است. مقدار این شار نشتی به عوامل زیادی وابسته است اما به نظر می‌رسد طول فاصله هوایی، نسبت قوس پایه قطب به گام قطب و ارتفاع قطب، موثرترین عوامل باشند. ضریب نشت شار با رابطه (۲۵-۳)

تعریف می‌شود و مقدار آن پس از چند مرحله تکرار طراحی و ارزیابی مدل اجزای محدود ماشین، تقریباً ۳٪ فرض می‌شود.

$$k_{leak} = 1 - \frac{\varphi_{st}}{\varphi_r} \approx 0.03 \quad (25-3)$$

در رابطه فوق φ_{st} مقدار شار عبوری از یوغ استاتور و φ_r شار عبوری از یوغ روتور است. مقدار دقیق ضریب نشت شار پس از اتمام طراحی با تحلیل مدل اجزای محدود ماشین، محاسبه شده و در صورت مغایرت محسوس با فرض فوق، اصلاح خواهد شد.



شکل ۳-۹: فرآیند تکرار برای تعیین ارتفاع قطب و تعداد دور سیم پیچ

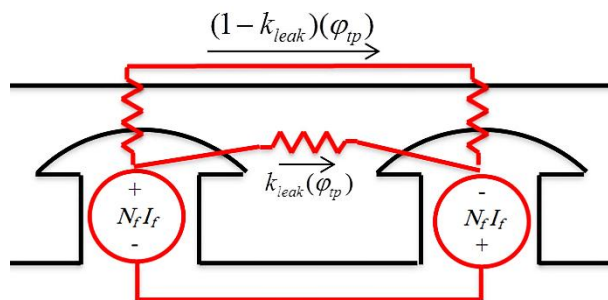
پس از تعیین مقدار ضریب نشت شار، متوسط چگالی شار پایه قطب با رابطه زیر محاسبه می‌شود.

$$B_{ip} = \frac{2}{\pi} B_{ag} \left(\frac{\theta_p \cdot R_{is}}{t_p (1 - k_{leak})} \right) \quad (26-3)$$

که در آن R_{is} شعاع داخلی استاتور بوده و بصورت تقریبی با رابطه زیر محاسبه می‌شود.

$$R_{is} = R_{ir} + d_{yr} + h_{pole} + Ag \quad (27-3)$$

h_{pole} ارتفاع پایه قطب است و در تکرار اول برابر با ضخامت یوغ روتور فرض می‌شود. پس از محاسبه چگالی شار در پایه قطب، آمپردور مورد نیاز تحریک باید محاسبه شود. بدین منظور با توجه به ساختار ماشین و توزیع تقریبی شار مغناطیسی، می‌توان مدار معادل بسیار ساده‌ای مطابق شکل ۳-۱۰ را در نظر گرفت.



شکل ۳-۱۰: توزیع شار و مدار معادل مغناطیسی در فاصله هوایی

با توجه به این شکل فوق آمپردور لازم برای ایجاد شار مطلوب در فاصله هوایی با چشم‌پوشی از افت mmf در بخش‌های آهنی، با رابطه زیر محاسبه می‌شود:

$$N_f I_f = (1 - k_{leak}) \cdot \phi_{tp} \cdot \mathfrak{R}_{ag} \quad (28-3)$$

که در آن ϕ_{tp} شار عبوری از پایه قطب و \mathfrak{R}_{ag} رلوکتانس فاصله هوایی است و با تقریب قابل قبولی بصورت زیر محاسبه می‌شود:

$$\mathfrak{R}_{ag} = \frac{Ag}{\mu_0 \left(\frac{\theta_p + \theta_{tp}}{2} \right) \left(R_{is} - \frac{Ag}{2} \right)} \cdot L \quad (29-3)$$

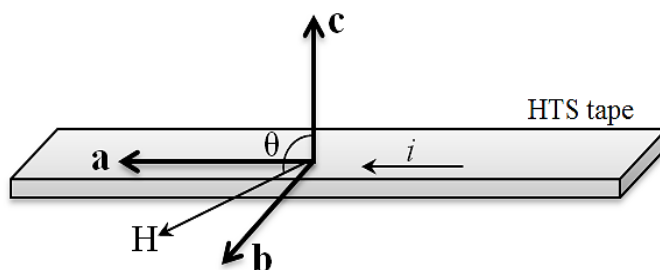
با جایگزینی رابطه (۳۰-۳) در رابطه (۲۹-۳)، معادله نهایی برای محاسبه آمپردور تحریک بصورت زیر بدست می‌آید.

$$N_f I_f = \frac{(1 - k_{leak}) \cdot B_{tp} \cdot t_p \cdot Ag}{\mu_0 \left(\frac{\theta_p + \theta_{tp}}{2} \right) \left(R_{is} - \frac{Ag}{2} \right)} \quad (30-3)$$

اگر جریان نامی تحریک مشخص باشد، می توان تعداد دور سیم پیچی تحریک را با استفاده از آمپر دور تحریک محاسبه کرد. انتخاب جریان نامی تحریک نیازمند ملاحظات خاصی بوده و وابسته به جنس و نوع سیم ابررسانا، چگالی شار مغناطیسی روی سیم پیچ ابررسانا و دمای سیم پیچ است.

پرکاربردترین سیم های ابررسانا در بخش ۲-۴ و جدول ۲-۳ معرفی شدند. با بررسی مشخصات انواع این سیم ها، به نظر می رسد سیم ابررسانای مدل SCS3050 ساخت شرکت سوپراور، یک انتخاب مناسب برای ماشین مورد نظر باشد. عرض نسبتا کم این سیم، امکان سیم پیچی روتور ماشین با لایه های نازک سیم پیچ را فراهم می کند. علاوه بر این جریان بحرانی این سیم نسبت به انواع دیگر نسبتا کمتر بوده و تغذیه روتور با منابع کوچکتر امکان پذیر می شود.

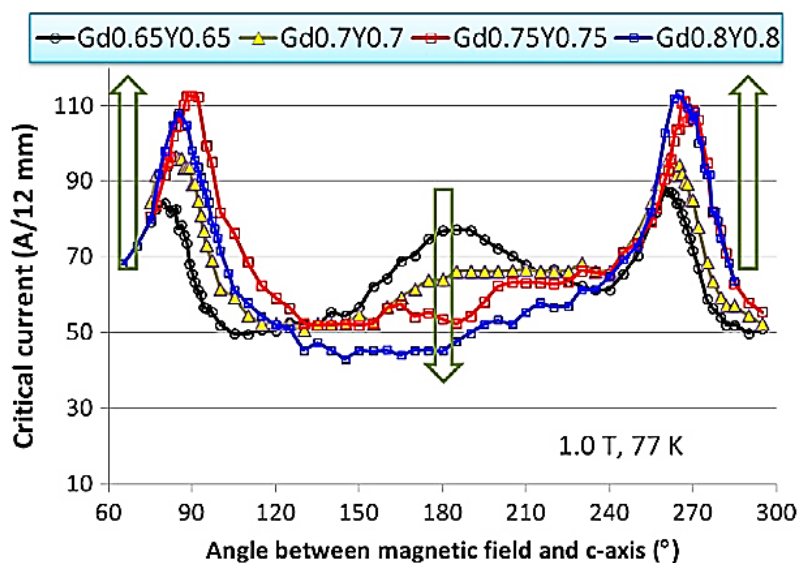
بدیهی است قرار گرفتن سیم ابررسانا در ساختار هسته روتور باعث اعمال میدان مغناطیسی بر سیم و در نتیجه کاهش جریان بحرانی آن خواهد شد. میزان کاهش جریان بحرانی نوار ابررسانا در اثر اعمال میدان مغناطیسی به عوامل مختلفی از جمله زاویه و راستای میدان مغناطیسی وابسته است. بطور کلی اعمال میدان مغناطیسی در راستای جریان الکتریکی، تاثیر بسیار اندکی بر جریان بحرانی دارد. در صورتیکه راستای میدان مغناطیسی در صفحه عمود بر جریان الکتریکی قرار گیرد، میزان تاثیر آن بر جریان بحرانی، تابعی از زاویه بین راستای میدان مغناطیسی و محور عمود بر سطح نوار ابررسانا است. این زاویه در شکل ۳-۱۱ نشان داده شده است.



شکل ۳-۱۱: زاویه بین میدان مغناطیسی و راستای عمود بر سطح نوار ابررسانا

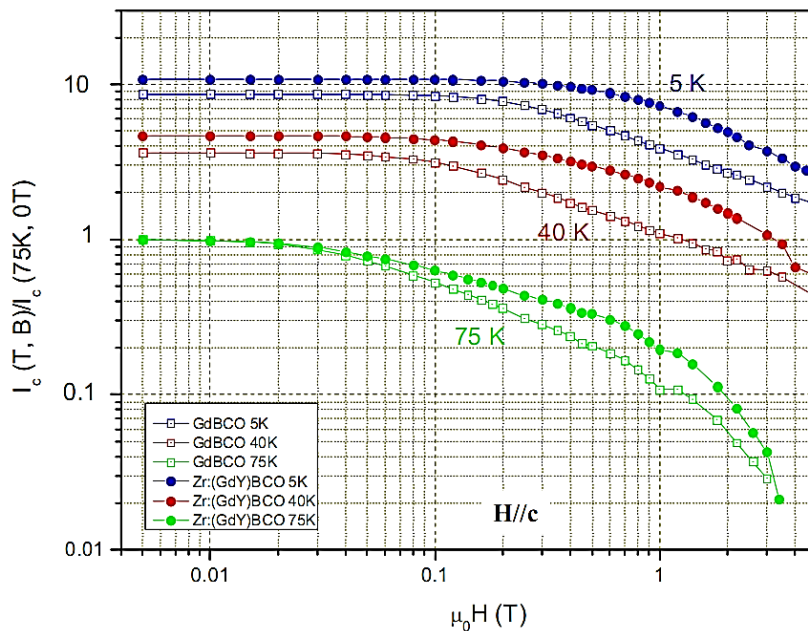
بطور کلی با افزایش زاویه θ ، میزان تاثیر میدان مغناطیسی بر کاهش جریان بحرانی، کمتر می شود. علاوه بر این، میزان تاثیرپذیری جریان بحرانی از زاویه θ به جنس نوار ابررسانا و غلظت مواد

خاکی کمیاب در ساختار ماده نیز بستگی دارد. سیم‌های REBCO و بویژه انواع تغلیظ شده با زیرکونیوم، دارای جریان بحرانی نسبتاً زیادی در میدان مغناطیسی هستند. هرچه غلظت مواد خاکی کمیاب و زیرکونیوم در سیم ابرسانا افزایش یابد، میزان تاثیرپذیری جریان بحرانی از زاویه θ نیز بیشتر می‌شود. در شکل ۱۲-۳ نمونه‌ای از تغییرات جریان بحرانی یک سیم ابرسانای (Y,Gd)BCO تغلیظ شده با زیرکونیوم، نسبت به تغییرات زاویه میدان مغناطیسی، نشان داده شده است.



شکل ۱۲-۳: تغییرات جریان بحرانی چند نمونه سیم REBCO نسبت به زاویه میدان مغناطیسی [۸۰]

در ساختار بسیاری از سیم‌های YBCO جدید، خاک‌های کمیاب و زیرکونیوم به مقدار قابل توجهی اضافه می‌شود تا جریان بحرانی سیم تا حد امکان افزایش یابد. بنابراین این سیم‌ها نسبت به زاویه میدان مغناطیسی، نسبتاً حساس‌اند و لذا در طراحی ماشین‌های الکتریکی، تنها تاثیر مولفه عمودی میدان مغناطیسی (عمود بر صفحه ab یا موازی با محور c) بر جریان بحرانی سیم‌پیچ ابرسانا در نظر گرفته می‌شود. بعنوان نمونه در شکل ۱۳-۳ تغییرات جریان بحرانی بعضی از سیم‌های REBCO ساخت شرکت سوپرپاور، نسبت به تغییرات مولفه عمودی میدان مغناطیسی در دماهای مختلف نشان داده شده است.



شکل ۳-۱۳: تغییرات جریان بحرانی سیم ابرسانا با تغییر اندازه میدان مغناطیسی [۲۶]

با توجه به مباحث فوق، در اینجا سیم ابرسانای SCS3050 از نوع (Y,Gd)BCO تغلیظ شده با زیرکونیوم برای استفاده در سیم‌پیچ ابرسانای تحریک ماشین مورد مطالعه انتخاب شده است. در این مرحله از طراحی می‌توان فرض کرد که حداکثر مولفه عمودی چگالی شار مغناطیسی بر روی سیم‌پیچ ابرسانا برابر 0.6 تسلا باشد. البته صحت این فرض پس از تکمیل طراحی، با استفاده از مدل اجزای محدود ماشین، مورد بررسی قرار گرفته و در صورت لزوم اصلاح خواهد شد. با این فرض و با توجه به شکل ۳-۱۳، چنانچه سیم انتخابی تا دمای 75 کلون سرد شود، در بدترین شرایط، جریان بحرانی به اندازه 30% مقدار اولیه خواهد رسید. از آنجا که سیم ابرسانای مدل SCS3050 دارای جریان بحرانی 75 آمپر در میدان خودی است، جریان بحرانی این سیم با قرار گرفتن در ساختار روتور ماشین مورد نظر، به حدود 22 آمپر کاهش می‌یابد. در اینجا با در نظر گرفتن یک حاشیه اطمینان مناسب، جریان نامی تحریک برابر $I_f = 18^A$ انتخاب شده است. بدیهی است با این انتخاب، مولفه عمودی میدان مغناطیسی در محل سیم از 0.6 تسلا و دما از 75 کلون نباید تجاوز کند. اکنون تعداد دوره‌های سیم‌پیچ ابرسانا در هر قطب روتور را می‌توان با توجه به آمپردور بدست آمده از رابطه (۳-۳) و جریان اسمی تحریک، محاسبه کرد.

با توجه به مشخصات مکانیکی و شرایط خاص سیم‌پیچ‌های ابرسانا، معمولاً این سیم‌پیچ‌ها بصورت پنکیک^۱ و یا پنکیک دابل در هسته روتور قرار می‌گیرند. در شکل ۳-۱۴ نمونه‌ای از پنکیک‌های ابرسانا که قرار است در سیم‌پیچی روتور یک ماشین ابرسانا مورد استفاده قرار گیرد، نشان داده شده است.



شکل ۳-۱۴: پنکیک‌های ابرسانا [۳۷]

مطابق جدول ۲-۳، با توجه به مشخصات سیم SCS3050، ضخامت سیم با احتساب روکش عایق برابر ۰/۲ میلی‌متر و عرض آن ۳ میلی‌متر است. لذا هر لایه سیم‌پیچی دارای ۰/۲ میلی‌متر ضخامت و ۳ میلی‌متر عرض است. علاوه بر این در ساختار پنکیک در حدود ۵ میلی‌متر فضا برای عایق و نگهدارنده حلقه مرکزی پنکیک لازم است. از سوی دیگر به دلیل ساختار فشرده ماشین، امکان قرارگیری تمام پنکیک‌ها بصورت منظم و با تعداد دورهای برابر در زیر کفشک قطب‌ها وجود ندارد. لذا به منظور استفاده بهینه از فضای زیر قطب‌ها، پنکیک‌های سطحی‌تر باید دارای تعداد دورهای کمتر بوده و پنکیک‌های عمقی‌تر با دورهای بیشتر ساخته شوند. چیدمان خاص پنکیک‌ها در فضای بین دو قطب نیز باعث بلا استفاده ماندن بخشی از این فضا می‌شود. اگر این فضای خالی در حدود ۲۰٪ کل فضای بین دو قطب فرض شود، فضای لازم برای سیم‌پیچی تحریک را با توجه به ساختار پنکیک می‌توان بصورت زیر محاسبه کرد.

^۱ Pancake

$$area_{req} = 1.2 \times N_f \times 0.2 \times 3 \quad (31-3)$$

از سوی دیگر فضای قابل دسترس بین دو قطب نیز با رابطه زیر تخمین زده می‌شود.

$$area_{avl} = \frac{\pi \cdot (R_{ir} + d_{yr} + h_{pole})^2 - \pi \cdot (R_{ir} + d_{yr})^2 - p \cdot h_{pole} \cdot (t_p + 10)}{2p} \quad (32-3)$$

با توجه به سیم انتخابی و ساختار پنکیک ابررسانا، ارتفاع قطب باید ضریب صحیحی از ۳ میلی‌متر باشد. این ضریب در یک حلقه تکراری مطابق شکل ۳-۹ تا جایی افزایش می‌یابد که فضای قابل دسترس بین دو قطب بیشتر از فضای مورد نیاز برای سیم‌پیچی باشد. به این ترتیب ارتفاع قطب مشخص می‌شود. با این روش، ارتفاع قطب و تعداد دور سیم‌پیچی روتور با دقت مناسبی بصورت زیر تعیین می‌شوند.

$$h_{pole} = 12^{mm}$$

$$N_f = 1153$$

همچنین در این مرحله، چگالی شار متوسط در پایه قطب نیز بصورت $B_{tp} = 1.04^T$ مشخص می‌شود. این پارامتر در مراحل بعدی با استفاده از مدل اجزای محدود ماشین نیز محاسبه شده و جهت راستی‌آزمایی الگوریتم طراحی مورد بررسی قرار می‌گیرد.

با توجه به شکل ۳-۸، ارتفاع کفشک قطب تنها کمیت باقیمانده برای طراحی روتور است که مقدار عددی آن بین یک تا چند میلی‌متر و متناسب با سایر ابعاد روتور انتخاب می‌شود. در اینجا مقدار این کمیت بصورت ضریبی از شعاع داخلی روتور فرض شده است.

$$h_{arc} = 0.003 \times R_{ir} \approx 4^{mm} \quad (33-3)$$

با این فرض شعاع خارجی روتور و شعاع داخلی استاتور بصورت دقیق تعیین می‌شوند.

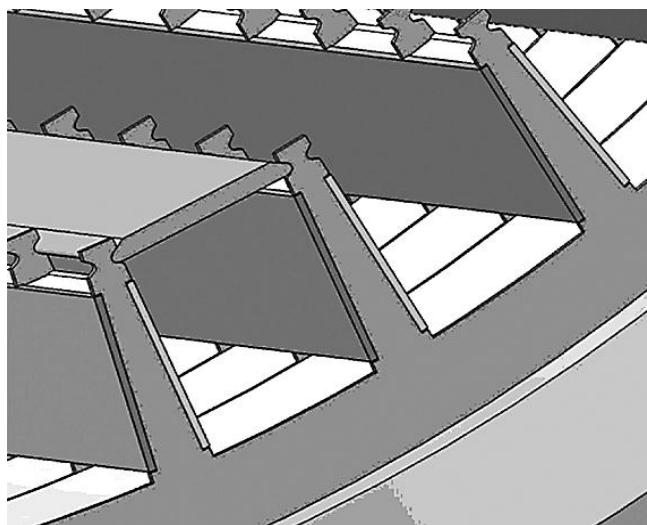
$$R_{or} = R_{ir} + d_{yr} + h_{pole} + h_{arc} = 1564^{mm} \quad (34-3)$$

$$R_{is} = R_{or} + Ag_{tot} = 1602.5^{mm} \quad (35-3)$$

۳-۴-۴- طراحی استاتور

در ماشین‌های معمولی، دندانه‌های استاتور بیش از سایر قسمت‌ها در معرض اشباع مغناطیسی‌اند. یکی از راه‌های حذف این اشباع، حذف دندانه‌های استاتور و استفاده از قاب غیرمغناطیسی برای نگه‌داشتن سیم‌پیچی استاتور است. البته این روش باعث افزایش فاصله هوایی شده و آمپردور بیشتری در روتور لازم می‌شود که این امر اغلب در ماشین‌های معمولی توجیه‌ناپذیر است. اما در ماشین‌های ابررسانا، امکان ایجاد آمپردور نسبتاً زیاد با استفاده از سیم‌پیچ‌های ابررسانا وجود دارد. بنابراین استفاده از استاتور بدون شیار در این ماشین‌ها کاملاً توجیه‌پذیر است.

در ماشین مورد مطالعه، از یک استاتور بدون شیار استفاده می‌شود که ضخامت یوغ آن را می‌توان با تقریب مناسبی بین ۷۰٪ تا ۱۰۰٪ ضخامت یوغ روتور فرض کرد. مقادیر بزرگتر ضخامت یوغ، تلفات آهن در این قسمت را کاهش می‌دهد اما منجر به افزایش وزن ماشین خواهد شد. به هر حال در اینجا ضخامت یوغ استاتور برابر با یوغ روتور در نظر گرفته شده است ($d_{ys} = d_{yr} = 48^{mm}$). سیم‌پیچ‌های استاتور روی سطح داخلی یوغ توسط نگه‌دارنده‌های غیرمغناطیسی ویژه‌ای ثابت می‌شوند. این نگه‌دارنده‌ها بصورت صفحات سوراخ شده با فواصل مشخص روی سطح داخلی یوغ استاتور قرار می‌گیرند. نمونه‌ای از این نگه‌دارنده‌ها در شکل ۳-۱۵ نشان داده شده است.



شکل ۳-۱۵: نگه‌دارنده‌های سیم‌پیچ‌های استاتور [۷۹]

با توجه به ولتاژ تغذیه نسبتاً کم این ماشین، سیم‌پیچی آرمیچر با ۱۵ مسیر موازی طراحی می‌شود. تعداد دورهای سیم‌پیچی استاتور در هر مسیر موازی را می‌توان با استفاده از ضریب بارگذاری الکتریکی بصورت زیر محاسبه کرد.

$$N_{ph} = \frac{2\pi \cdot R_{is} \cdot ac}{2m \cdot I_{ph}} = \frac{2 \times \pi \times 1.6025 \times 43883}{2 \times 3 \times 3682.1} \approx 20 \quad (3-36)$$

معمولاً مقدار بدست آمده تعداد دورهای هر مسیر موازی، عدد صحیحی نیست. علاوه بر این، تعداد دورهای هر مسیر موازی باید ضریب صحیحی از دو برابر تعداد شیارهای بر قطب بر فاز باشد که در اینجا $q = 5$ انتخاب شده است. لذا تعداد دورهای هر مسیر موازی که با رابطه (۳-۳۶) محاسبه شده است، به نزدیکترین ضریب صحیح از دو برابر q ، گرد شده و ضریب بارگذاری الکتریکی مجدداً با رابطه زیر محاسبه می‌شود.

$$ac' = \frac{2m \cdot N_{ph} \cdot I_{ph}}{2\pi \cdot R_{is}} \quad (3-37)$$

اکنون باید کلیه مراحل طراحی، با مقدار جدید ضریب بارگذاری الکتریکی مطابق شکل ۳-۵ تکرار شود. این تکرار تا جایی ادامه می‌یابد که اختلاف ac و ac' از مقدار مشخصی کمتر شود. مقدار نهایی ضریب بارگذاری الکتریکی، پس از چندین مرحله تکرار طراحی به عدد $ac = 43883$ همگرا شده است.

اگرچه استاتور ماشین، بدون شیار است ولی نگه‌دارنده‌های غیرمغناطیسی سیم‌پیچ‌های استاتور، فضایی شبیه به شیار را در سطح داخلی هسته استاتور ایجاد می‌کند. تعداد کل این شبه‌شیارها با توجه به مقدار q بصورت زیر محاسبه می‌شود.

$$slt = m \cdot p \cdot q = 3 \times 30 \times 5 = 450 \quad (3-38)$$

با مشخص شدن مقدار این کمیت، می‌توان سیم‌پیچی استاتور را طراحی کرد. سیم‌پیچی استاتور می‌تواند با نقشه‌های متفاوتی بصورت یک لایه یا چند لایه و گام کامل یا گام کسری طراحی شود. در

اینجا با در نظر گرفتن مسائلی از قبیل میزان هارمونیک‌های میدان فاصله هوایی، ساختار حتی‌الامکان ساده و مستحکم سیم‌پیچ‌های استاتور از یک سیم‌پیچی دو طبقه با گام کسری در استاتور استفاده شده است. برای طراحی پارامترهای سیم‌پیچی استاتور ابتدا زاویه الکتریکی هر شبه‌شیار که به اختصار شیار نامیده می‌شود، بصورت زیر محاسبه می‌شود.

$$\gamma = \frac{180 p}{slt} = 12^{\text{deg}} \quad (39-3)$$

مقدار گام فاز (y_{ph}) و گام کلایف (y_{coil}) برحسب تعداد شیار بصورت زیر محاسبه می‌شود.

$$y_{ph} = \frac{360}{m \cdot \gamma} = 10 \quad (40-3)$$

$$y_{coil} = \frac{180 k_{ch}}{\gamma} = 13 \quad (41-3)$$

که در آن k_{ch} گام برواحد کلایف^۱ است و در اینجا برای کوتاهی گام کلایف به اندازه دو شیار بصورت زیر انتخاب شده است.

$$k_{ch} = \frac{13}{15}$$

گام سیم‌پیچی کسری معمولاً باعث کاهش دامنه بعضی هارمونیک‌های میدان فاصله هوایی می‌شود. مقدار تضعیف هارمونیک‌ها با ضریب سیم‌پیچی ماشین مشخص می‌شود. این ضریب برای هارمونیک n ام با رابطه زیر محاسبه می‌شود.

$$k_w(n) = k_p(n) \cdot k_d(n) \quad (42-3)$$

که در آن $k_p(n)$ ضریب کوتاهی گام^۲ برای هارمونیک n ام و $k_d(n)$ ضریب توزیع سیم‌پیچی^۳ برای هارمونیک n ام است و به ترتیب با روابط زیر محاسبه می‌شوند.

^۱ Chording factor

^۲ Pitch factor

^۳ Distribution factor

$$k_p(n) = \cos\left(\frac{n\pi(1-k_{ch})}{2}\right) \quad (43-3)$$

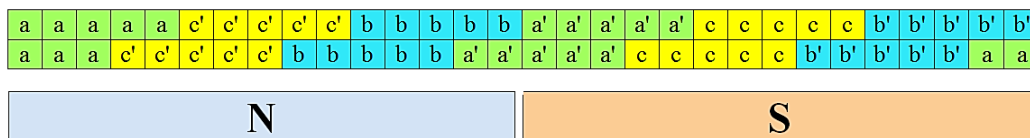
$$k_d(n) = \frac{\sin\left(\frac{n \cdot q \cdot \gamma}{2}\right)}{q \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \gamma}{2}\right)} \quad (44-3)$$

با استفاده از معادلات فوق، ضریب سیم‌پیچی برای هارمونیک‌های موثر میدان فاصله هوایی، محاسبه شده و در جدول ۲-۳ نشان داده شده است.

جدول ۲-۳: ضرایب تضعیف دامنه هارمونیک‌های میدان فاصله هوایی

هارمونیک	۱	۳	۵	۷	۹	۱۱	۱۳
ضریب تضعیف دامنه	۰/۹۳۵۸	۰/۵۲۳۶	۰/۱	۰/۰۱۵۶	۰/۰۷۶۴	۰/۰۷۳۲	۰/۰۹۳۴

مطابق این جدول، ساختار سیم‌پیچی طراحی شده برای ماشین مورد نظر، تضعیف قابل توجهی در هارمونیک‌های میدان فاصله هوایی بویژه برای هارمونیک‌های سوم به بعد ایجاد می‌کند. در شکل ۱۶-۳ نقشه سیم‌پیچی ماشین برای یک جفت قطب نیز نشان داده شده است.



شکل ۱۶-۳: نقشه سیم‌پیچی استاتور

سطح مقطع هر یک از هادی‌های استاتور را می‌توان بصورت زیر محاسبه کرد.

$$CSA = \frac{I_{con}}{J} = \frac{245.47}{4} = 61.36^{mm^2} \quad (45-3)$$

با توجه به مقدار CSA ، می‌توان سیم مناسب را از جدول استاندارد انتخاب کرد [۷۸]. به نظر می‌رسد سیم‌های گروه AWG32 مناسب‌ترین انتخاب برای سیم‌پیچی استاتور ماشین مورد نظر باشد. البته سیم‌های این گروه با حداکثر سطح مقطع ۴۴ میلی‌متر مربع متشکل از ۱۴۰۰ رشته با قطر ۰/۲

میلی متر هستند. لذا سیم مورد نیاز باید بصورت سفارشی با تعداد رشته‌های بیشتر ساخته شود. از آنجا که طبق جدول استاندارد، سیم‌های این گروه تا ضخامت ۵۰۰ میلی‌متر مربع قابل ساخت است، مشکلی از جهت ساخت سیم مورد نظر وجود نخواهد داشت. در ضمن با توجه به تعداد نسبتاً زیاد رشته‌های هر هادی، ضریب پرشوندگی از مقدار فرض شده در الگوریتم طراحی، بیشتر بوده و بنابراین مشکلی از لحاظ فضای لازم برای سیم‌پیچی استاتور وجود ندارد.

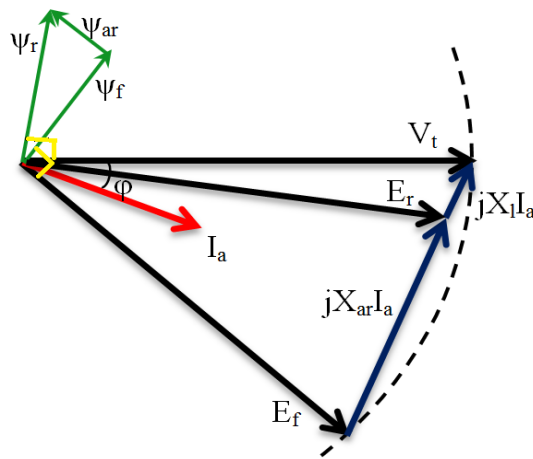
۳-۴-۵- طراحی طول محوری ماشین

بطور کلی الگوریتم طراحی این ماشین بگونه‌ای تدوین شده است که جریان اسمی بر ضخامت شعاعی ماشین و ولتاژ اسمی بر طول محوری آن تاثیرگذار است. البته ارتباط ضعیفی بین این دو رابطه وجود دارد. به هر حال طول محوری ماشین با توجه به شار مورد نیاز برای القای ولتاژ لازم در سیم‌پیچی استاتور تعیین می‌شود. انتخاب ولتاژ القایی در سیم‌پیچی استاتور نیز با مسائل خاصی مواجه است. ولتاژ القایی بر معادله توان ماشین در زیر، تاثیرگذار است.

$$P = \frac{E_f \cdot V_t}{X_s} \sin(\delta) \quad (3-46)$$

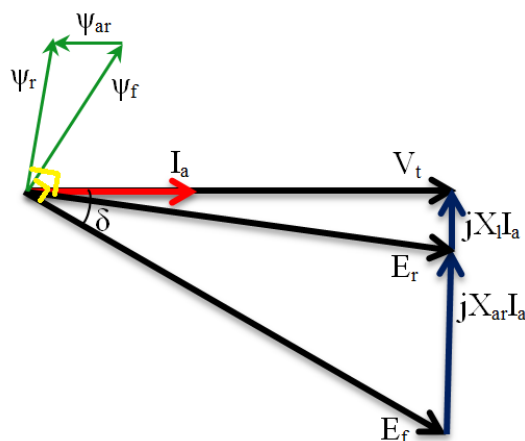
در رابطه فوق، P توان اکتیو ورودی به موتور، E_f ولتاژ داخلی بر حسب پریونیت، V_t ولتاژ موثر فاز در پایانه ماشین بر حسب پریونیت، X_s راکتانس سنکرون بر حسب پریونیت و δ زاویه بار است. با توجه به اینکه ولتاژ پایانه ۱ پریونیت، مقدار انتخابی برای ولتاژ داخلی بر زاویه بار ماشین و ضریب قدرت آن تاثیرگذار است. از سوی دیگر راکتانس سنکرون ماشین نیز متأثر از راکتانس نشتی و فاصله هوایی است و لذا مقدار ولتاژ داخلی، ارتباط نسبتاً پیچیده‌ای با متغیرهای ماشین و پارامترهای طراحی آن دارد. بنابراین انتخاب یک مقدار دقیق برای ولتاژ داخلی ماشین در مرحله طراحی، کار نسبتاً مشکلی است. حتی در مواردی ممکن است این انتخاب به یک طرح غیرممکن منجر شود. زیرا با فرض ثابت بودن توان ورودی، مقادیر بزرگ راکتانس سنکرون باعث افزایش زاویه بار و احتمال ناپایداری ماشین می‌شود.

در بسیاری از مراجع، ولتاژ داخلی موتورهای سنکرون در مرحله طراحی برابر با ولتاژ پایانه ماشین فرض می‌شود. مطابق دیاگرام برداری شکل ۳-۱۷، این فرض باعث عملکرد موتور بصورت پسفاز در بار کامل خواهد شد.



شکل ۳-۱۷: دیاگرام برداری موتور سنکرون در حالت پسفاز

به علاوه دیاگرام فوق نشان می‌دهد هنگام عملکرد موتور بصورت پسفاز، شار ناشی از عکس‌العمل آرمیچر باعث افزایش شار داخلی ماشین می‌شود. از سوی دیگر محدودیت‌های ابعادی در موتورهای رانش لبه‌ای بویژه محدودیت ضخامت موتور باعث می‌شود تا قسمت‌هایی مانند یوغ روتور و یوغ استاتور این موتورها در نقطه‌ای بسیار نزدیک به نقطه اشباع طراحی شوند. بنابراین در صورت عملکرد پسفاز موتور، اشباع مغناطیسی هسته ماشین در اثر افزایش شار ناشی از عکس‌العمل آرمیچر، بسیار محتمل است. از این رو بهتر است موتورهای رانش لبه‌ای در رژیم پیشفاز و یا با ضریب قدرت واحد طراحی شوند. البته عملکرد موتور بصورت پیشفاز نیز باعث تولید توان راکتیو خواهد شد. این توان بخشی از ظرفیت ماشین را اشغال نموده و با فرض ثابت بودن توان اکتیو، باعث افزایش توان ظاهری و در نتیجه افزایش حجم ماشین خواهد شد. برای طراحی موتور در ضریب قدرت واحد، دیاگرام برداری ماشین باید مطابق شکل ۳-۱۸ باشد. لازم به ذکر است که ماشین‌های بدون شیار ابررسانا، دارای فاصله هوایی نسبتاً زیادی بوده و می‌توان از مقاومت سیم‌پیچ استاتور در دیاگرام برداری ماشین صرف‌نظر کرد.



شکل ۳-۱۸: دیاگرام برداری موتور سنکرون در ضریب قدرت واحد

با توجه به شکل ۳-۱۸، ولتاژ داخلی ماشین باید بیشتر از ولتاژ پایانه آن فرض شود. معادله توان ماشین نشان می‌دهد فرض اخیر به افزایش پایداری موتور نیز کمک خواهد کرد. همچنین چنانچه بار موتور به مقادیر کمتر از مقدار اسمی کاهش یابد، موتور پیشفاز شده و مشکلی از جهت اشباع مغناطیسی وجود نخواهد داشت. انتخاب مقادیر بزرگتر برای ولتاژ داخلی، منجر به افزایش شار مورد نیاز هر قطب و در نتیجه افزایش طول محوری ماشین خواهد شد. البته این موضوع در یک مصالحه منطقی با سایر مسائل مربوط به انتخاب ولتاژ داخلی، قابل اغماض است.

در موتور مورد مطالعه، اندازه ولتاژ داخلی ماشین برای عملکرد با ضریب توان واحد در بار کامل، پس از چند مرحله تکرار طراحی و سعی و خطا بصورت $1/0.26$ برابر ولتاژ پایانه ماشین، تعیین شده است. با این فرض، شار مورد نیاز هر قطب بصورت زیر محاسبه می‌شود.

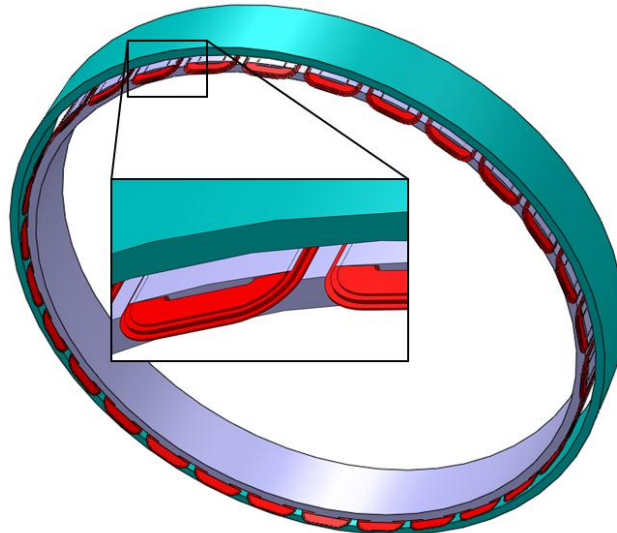
$$E_f = 1.026V_{ph} = 237.17 \text{ V} \quad (3-47)$$

$$\varphi_p = \frac{E_f}{4.44 f \cdot N_{ph} \cdot k_w(1)} = 0.0519 \text{ wb} \quad (3-48)$$

که در آن $k_w(1)$ ضریب سیم‌پیچی برای هارمونیک اول است. سپس طول محوری هسته ماشین به اندازه کافی بزرگ انتخاب می‌شود تا با توجه به عرض و چگالی شار ثابت قطب، مقدار شار مورد نیاز با احتساب شار نشتی، در هر قطب ایجاد شود.

$$L = \frac{\varphi_p}{(1 - k_{leak}) t_p \cdot B_{tp}} = 363^{mm} \quad (49-3)$$

البته طول محوری ماشین با در نظر گرفتن سیم‌پیچ‌های انتهایی روتور و استاتور، به میزان قابل توجهی از مقدار فوق بزرگتر است. با این وجود، طول محوری ماشین هنوز هم فاصله نسبتاً زیادی با حداکثر مقدار مجاز خود دارد. با مشخص شدن طول محوری ماشین، طراحی ابعاد قسمت‌های اصلی ماشین کامل می‌شود. در شکل ۳-۱۹، یک طرح کلی از هسته و سیم‌پیچ‌های ابررسانای ماشین نشان داده شده است. ابعاد و پارامترهای این طرح در مرحله بعد مورد ارزیابی قرار گرفته و در صورت لزوم اصلاح می‌شوند.



شکل ۳-۱۹: نمای کلی هسته و سیم‌پیچ ابررسانای ماشین

۳-۵. ارزیابی مقدماتی طرح

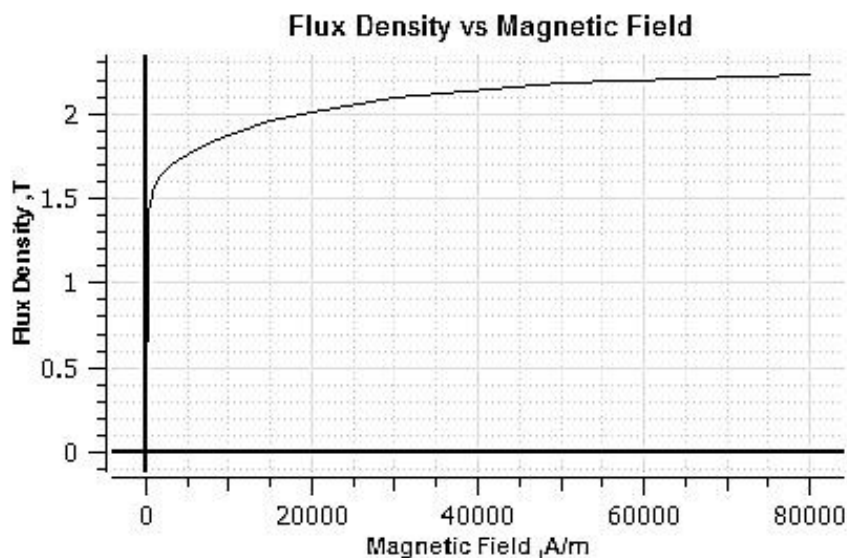
پس از تکمیل طراحی ابعاد ماشین، باید ماده مناسب برای هسته روتور و استاتور انتخاب شود. مهم‌ترین قید در انتخاب جنس هسته ماشین، عدم اشباع مغناطیسی هسته روتور و استاتور است. لذا باید چگالی شار مغناطیسی در پایه قطب، یوغ روتور و یوغ استاتور مورد ارزیابی قرار گیرد. چگالی شار مغناطیسی در یوغ روتور بصورت زیر است.

$$B_{yr} = k_u \cdot B_{tp} \cdot \frac{t_p}{2 d_{yr}} = 1.48^T \quad (50-3)$$

در یوغ استاتور نیز چگالی شار مغناطیسی با توجه به نسبت ضخامت یوغ استاتور به یوغ روتور و شار نشتی بصورت زیر محاسبه می‌شود.

$$B_{ys} = B_{yr} \cdot (1 - k_{leak}) \cdot \frac{d_{yr}}{d_{ys}} = 1.44 T \quad (51-3)$$

ماده فرومغناطیس هسته ماشین باید بگونه‌ای انتخاب شود که هیچ قسمتی از هسته به اشباع نرود. با توجه به مقادیر بدست آمده برای چگالی شار مغناطیسی در بخش‌های مختلف هسته، سطح اشباع ماده فرومغناطیس هسته باید حداقل ۱/۵ تسلا باشد. در اینجا از فولاد 65JN1600 از سری فولادهای مغناطیسی JFE برای هسته روتور و استاتور استفاده شده است. سطح اشباع مغناطیسی این ماده در حدود ۱/۶ تسلا بوده و مشخصه مغناطیسی آن در شکل ۳-۲۰ نشان داده شده است [۸۱].



شکل ۳-۲۰: مشخصه مغناطیسی هسته ماشین

ارزیابی مقدماتی طرح نشان می‌دهد که مشکلی از لحاظ اشباع مغناطیسی در هسته ماشین وجود ندارد. البته مقادیر چگالی شار در قسمت‌های مختلف ماشین که در فرآیند طراحی محاسبه شد، باید با مدل اجزای محدود ماشین نیز مورد بررسی و تایید قرار گیرد.

تلفات هسته و سیم‌پیچ استاتور و راندمان ماشین نیز از دیگر مواردی است که در ارزیابی مقدماتی مورد بررسی قرار می‌گیرند. برای برآورد تلفات سیم‌پیچ استاتور، ابتدا مقاومت هر فاز استاتور باید محاسبه شود. مقاومت هر فاز استاتور در جریان DC بصورت زیر محاسبه می‌شود.

$$R_{ph} = \frac{l_{ph}}{\sigma_{cu} \cdot CSA \cdot a} \quad (52-3)$$

که در آن σ_{cu} رسانایی ویژه مس و برابر $\sigma_{cu} = 5.8 \times 10^7$ مهبو بر متر است. l_{ph} طول هر یک از مسی‌های موازی استاتور بوده و بصورت زیر محاسبه می‌شود.

$$l_{ph} = l_{coil} \cdot N_{ph} \quad (53-3)$$

l_{coil} طول یک حلقه از سیم‌پیچ استاتور عبارتست از:

$$l_{coil} = 2L + 2 \frac{\pi \cdot D_{is}}{slt} \cdot y_{coil} \cdot k_{ew} \quad (54-3)$$

k_{ew} ضریب تصحیح تجربی برای طول انتهایی کلاف استاتور بوده و برحسب تعداد قطب‌های ماشین بصورت زیر است.

$$k_{ew} = \begin{cases} 1.3 & , p = 2 \\ 1.5 & , p = 4 \\ 1.7 & , p > 4 \end{cases} \quad (55-3)$$

بدین ترتیب مقاومت هر فاز استاتور را می‌توان بصورت زیر محاسبه کرد.

$$l_{coil} = 2L + 2 \frac{\pi \cdot D_{is}}{slt} \cdot y_{coil} \cdot k_{ew} = 1715^{mm} \quad (56-3)$$

$$l_{ph} = l_{coil} \cdot N_{ph} = 34300^{mm} \quad (57-3)$$

$$R_{ph} = \frac{l_{ph}}{\sigma_{cu} \cdot CSA \cdot a} = 6.42 \times 10^{-4} \Omega \quad (58-3)$$

اگر مقاومت DC و AC سیم‌پیچ استاتور را تقریباً برابر فرض کنیم، تلفات اهمی استاتور از رابطه زیر بدست می‌آید.

$$P_{cu} = 3 R_{ph} \cdot I_{ph}^2 = 26130 \text{ W} \quad (۵۹-۳)$$

تلفات هسته استاتور را می‌توان با استفاده از حداکثر دامنه چگالی شار در هسته استاتور که با رابطه (۵۶-۳) محاسبه شد و نیز فرکانس استاتور، تخمین زد. چگالی تلفات هسته 65JN1600 به ازای مقادیر مختلف چگالی شار و فرکانس در فرم اطلاعات ماده، مشخص شده است [۸۱]. این پارامتر برای هسته استاتور ماشین مورد نظر در فرکانس ۵۵ هرتز و چگالی شار ۱/۴۴ تسلا، با درونیایی تقریباً برابر $C_{loss} \approx 11.8$ وات بر کیلوگرم است. چگالی جرمی هسته استاتور برابر $\rho_{JN} = 7.85 \times 10^{-6}$ کیلوگرم بر میلی‌متر مکعب بوده و حجم آن نیز با ابعاد تعیین شده، قابل محاسبه است. لذا می‌توان تلفات هسته استاتور را بصورت زیر محاسبه کرد.

$$P_{Fe} = C_{loss} \cdot \rho_{JN} \cdot \pi (R_{os}^2 - R_{is}^2) = 16494 \text{ W} \quad (۶۰-۳)$$

مقادیر بدست آمده برای تلفات هسته و سیم‌پیچ استاتور نیز باید با استفاده از مدل اجزای محدود ماشین مورد بررسی قرار گرفته و تایید شود. به هر حال با استفاده از مقادیر بدست آمده می‌توان راندمان ماشین را بدون در نظر گرفتن تلفات مکانیکی، بصورت زیر محاسبه کرد.

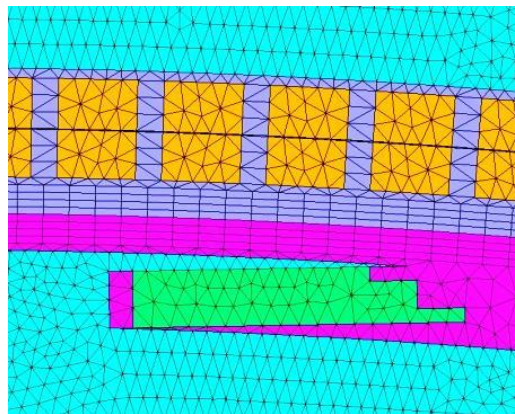
$$\eta = \frac{P_{out}}{P_{out} + P_{cu} + P_{Fe}} = 0.983 \quad (۶۱-۳)$$

راندمان این ماشین در ابتدای الگوریتم طراحی (رابطه (۳-۳)) برابر ۹۸٪ فرض شده بود که به نظر می‌رسد با احتساب تلفات مکانیکی، این فرض صحیح بوده است.

۳-۶. ارزیابی طرح با روش اجزای محدود

ارزیابی مقدماتی طرح که در انتهای فرآیند طراحی انجام شد، عملکرد مناسب ماشین طراحی شده را با بررسی تعداد محدودی از شاخص‌های عملکردی ماشین، تایید می‌کند. به منظور محاسبه و

بررسی دقیق تر شاخص‌های عملکرد، تایید صحت الگوریتم طراحی و محاسبات و نیز بررسی عملکرد ماشین در شرایط بی‌باری و شرایط تحت بار، ماشین طراحی شده با روش اجزای محدود، شبیه‌سازی شده و شاخص‌های عملکرد الکترومغناطیسی آن مورد بررسی قرار می‌گیرد. در اینجا از نرم‌افزار JMAG-Designer برای تحلیل اجزای محدود ماشین استفاده شده است. در روش اجزای محدود، ساختار الکترومغناطیسی به اجزای کوچکی به نام مش^۱ تقسیم شده و معادلات الکترومغناطیسی برای هر مش بیان می‌شود. پاسخ مورد نظر با حل دستگاه معادلات متشکل از معادلات تمام مش‌ها بدست می‌آید. مش‌ها باید در قسمت‌های حساس تر طرح، دارای اندازه کوچکتری بوده و در هنگام جابجایی قسمت‌های متحرک ماشین، مش‌های فصل مشترک بخش‌های ثابت و متحرک، دچار تغییر نشوند. در شکل ۳-۲۱، چگونگی مش‌بندی فاصله هوایی ماشین نشان داده شده است.



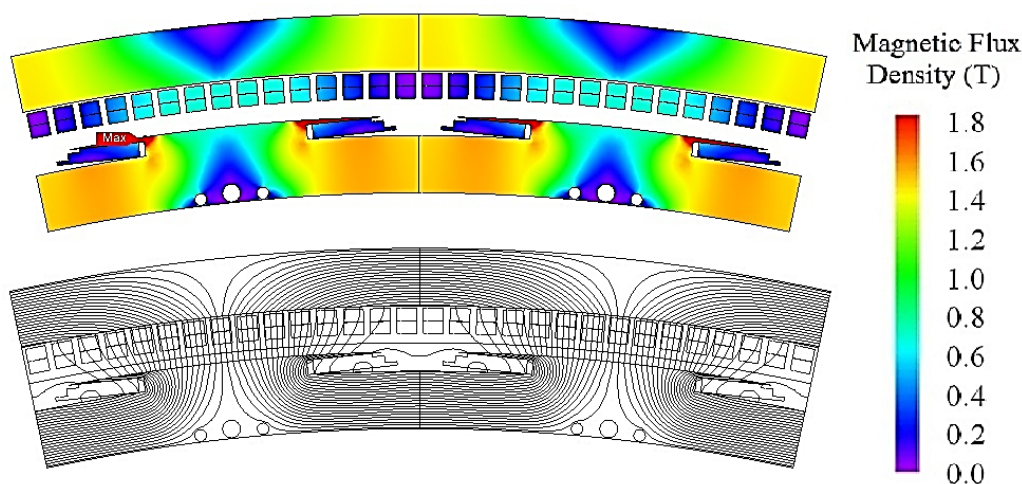
شکل ۳-۲۱: مش‌بندی ماشین طراحی شده توسط نرم‌افزار

این ماشین بصورت دوبعدی شبیه‌سازی شده و منابع تحریک و ابعاد طرح مطابق نتایج طراحی، پیاده‌سازی می‌شوند. مشخصات الکتریکی، مکانیکی و مغناطیسی مواد هسته و سیم‌پیچ‌ها با استفاده از اطلاعات موجود در کتابخانه نرم‌افزار در مدل لحاظ شده است. همچنین با توجه به تقارن ماشین و به منظور سهولت اجرای برنامه، تنها دو قطب از ماشین مدل‌سازی می‌شود. بعضی از شاخص‌های ارزیابی طرح مربوط به عملکرد در شرایط بی‌باری و بعضی دیگر مربوط به شرایط تحت بار می‌شوند که بصورت جداگانه مورد بررسی قرار گرفته است.

^۱ Mesh

۳-۶-۱- تحلیل عملکرد ماشین در شرایط بی‌باری

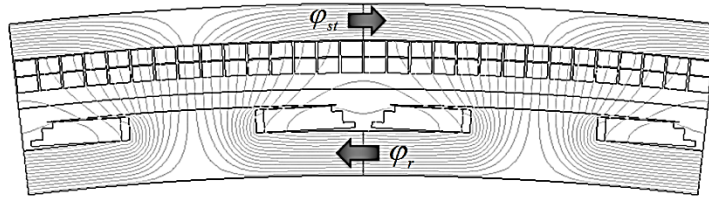
در شرایط بی‌باری، سیم‌پیچ‌های استاتور بصورت اتصال باز مدل‌سازی شده و سیم‌پیچ‌های ابررسانای روتور با جریان تحریک ثابت و برابر مقدار اسمی فرض می‌شوند. در شکل زیر توزیع چگالی شار مغناطیسی به همراه خطوط شار مغناطیسی در قسمت‌های مختلف در شرایط بی‌باری نشان داده شده است.



شکل ۳-۲۲: توزیع چگالی شار مغناطیسی ماشین در شرایط بی‌باری

با استفاده از این مدل می‌توان چگالی شار مغناطیسی در قسمت‌های مختلف ماشین از جمله فاصله هوایی، پایه قطب، یوغ روتور و یوغ استاتور را تعیین کرد. مقادیر چگالی شار بدست آمده از مدل اجزای محدود، تطابق مناسبی با مقادیر محاسبه شده در فرآیند طراحی (رابطه ۳-۶۰) و (۳-۶۱)، نشان می‌دهند و از این حیث الگوریتم طراحی تایید می‌شود. همچنین توزیع چگالی شار در حالت بی‌باری نشان می‌دهد هیچ قسمتی از هسته ماشین به اشباع نرفته است.

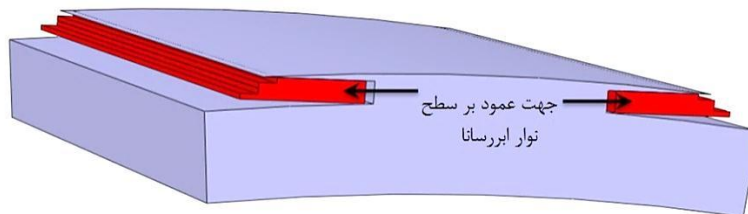
پارامتر دیگری که با مدل اجزای محدود در حالت بی‌باری مورد ارزیابی قرار می‌گیرد، ضریب نشت شار روتور است. بدین منظور شار عبوری از مقاطع نشان داده شده در شکل ۳-۲۳، تعیین شده و سپس ضریب نشت شار با رابطه (۳-۶۷) محاسبه می‌شود. مقدار این پارامتر در الگوریتم طراحی برابر $k_{leak} = 0.03$ فرض شده بود که با مقدار حاصل از مدل اجزای محدود، تطابق مناسبی دارد.



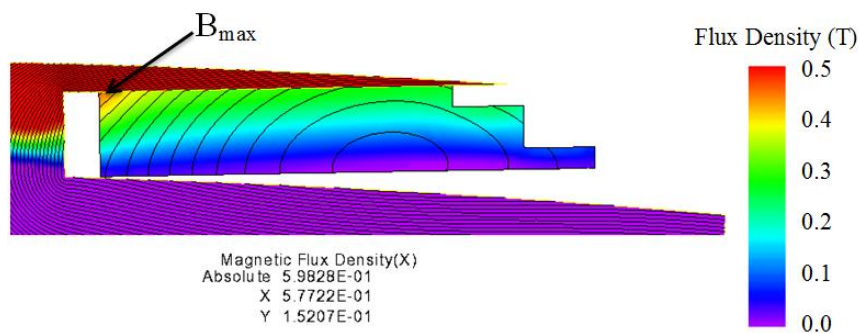
شکل ۳-۲۳: شار عبوری از یوغ روتور و استاتور

$$k_{leak} = 1 - \frac{\phi_{st}}{\phi_r} = 1 - \frac{0.0248}{0.0255} = 0.027 \quad (۶۲-۳)$$

جریان اسمی سیم پیچ ابرسانا در فرآیند طراحی برابر ۱۸ آمپر انتخاب شد. البته این انتخاب با توجه به دمای کاری سیم پیچ ابرسانا و فرض حداکثر چگالی شار عمود بر سیم پیچ برابر $B_{max} = 0.6$ تسلا صورت گرفته است. مقدار مولفه عمودی چگالی شار مغناطیسی روی سیم پیچ ابرسانا نیز پارامتر دیگری است که می‌تواند با استفاده از مدل اجزای محدود بررسی شود. با توجه به شکل ۳-۱۱، مولفه عمودی شار مغناطیسی در جهت عمود بر صفحه ab و بصورت نشان داده شده در شکل ۳-۲۴ است. با توجه به این موضوع، توزیع مولفه عمودی چگالی شار مغناطیسی روی سیم پیچ ابرسانا در شکل ۳-۲۵ نشان داده شده است.



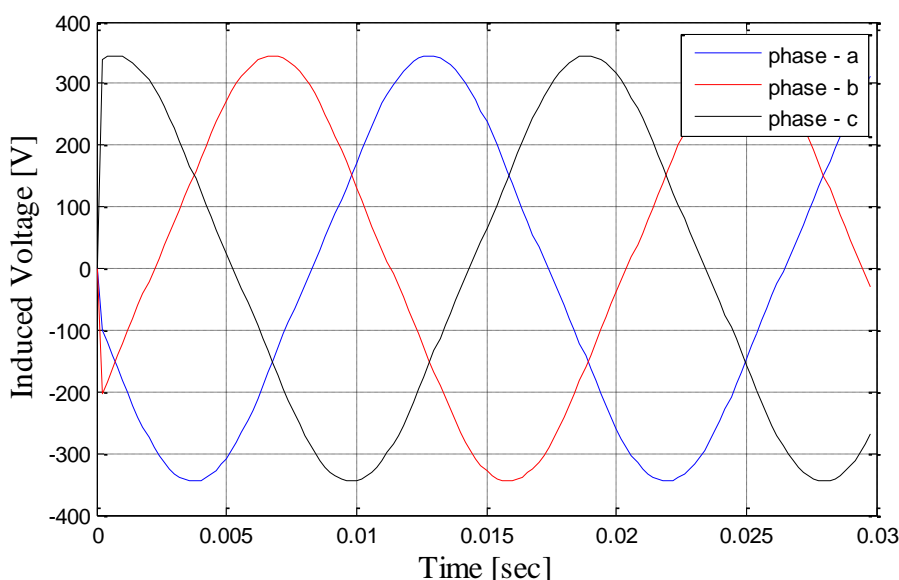
شکل ۳-۲۴: جهت عمود بر سطح سیم پیچ ابرسانا در ماشین مورد مطالعه



شکل ۳-۲۵: توزیع مولفه عمودی چگالی شار مغناطیسی روی سیم پیچ ابرسانا

مطابق شکل ۳-۲۵، حداکثر مقدار مولفه عمودی چگالی شار مغناطیسی در گوشه سیم‌پیچ ابرسانا برابر $0/57$ تسلا است که با مقدار فرض شده در الگوریتم طراحی مطابقت دارد.

ولتاژ القایی در سیم‌پیچ آرمیچر، پارامتر دیگری است که در شرایط بی‌باری ارزیابی می‌شود. در شرایط بی‌باری، ولتاژ پایانه ماشین با ولتاژ القایی در آرمیچر برابر بوده و با توجه به ولتاژ پایانه در مدل اجزای محدود ماشین، قابل محاسبه است. ولتاژ بدست آمده از این شبیه‌سازی در شکل ۳-۲۶ نشان داده شده است.



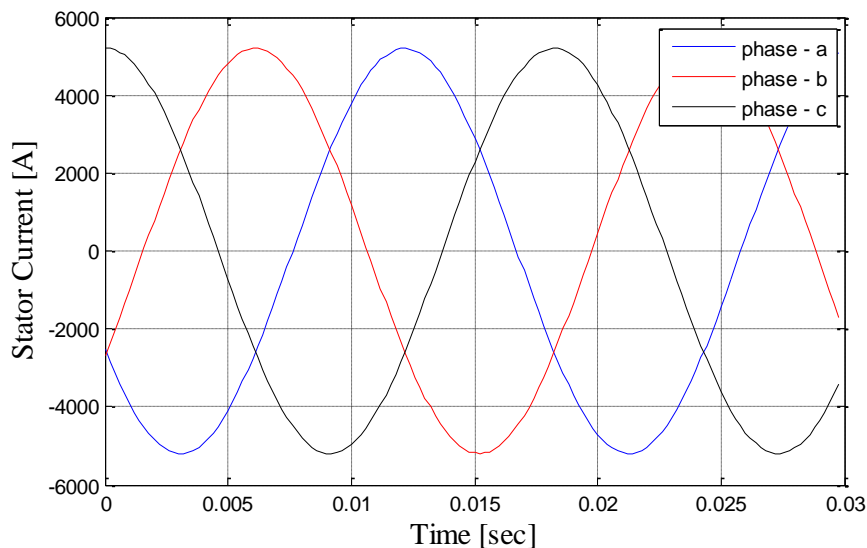
شکل ۳-۲۶: ولتاژ القایی در مدار آرمیچر ناشی از جریان تحریک

دامنه ولتاژ القایی در الگوریتم طراحی، $1/026$ برابر دامنه ولتاژ پایانه ماشین فرض شده بود که با مقدار بدست آمده در شکل ۳-۲۶ مطابقت دارد. وجود مقدار محسوسی هارمونیک سوم در شکل موج این ولتاژ، ناشی از ضریب توزیع سیم‌پیچی ماشین بوده و مطابق مقدار مورد انتظار در جدول ۳-۲ است. جهت حذف اثرات نامطلوب این هارمونیک، می‌توان اتصال سیم‌پیچ استاتور را بصورت ستاره و با نقطه نول زمین نشده انتخاب کرد.

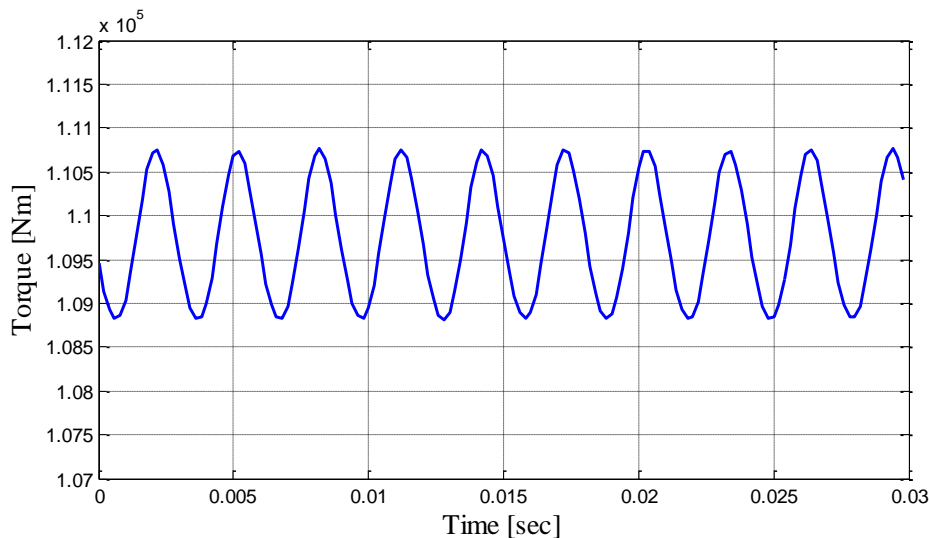
۳-۶-۲- تحلیل عملکرد ماشین در شرایط تحت بار

فرض می‌شود موتور پیشران ابرسانا، توسط مجموعه‌ای از باتری‌های DC و اینورتر با جریان سینوسی، تغذیه می‌شود و تحت بار اسمی قرار گرفته است. برای شبیه‌سازی این شرایط، مدار سیم‌پیچ آرمیچر با منبع جریان سه‌فاز سینوسی با جریان موثر اسمی ماشین ($I_{ph} = 3682.1^A$) تغذیه می‌شود.

فاز منبع جریان سه‌فاز با سعی و خطا بگونه‌ای تعیین می‌شود که گشتاور بدست آمده از مدل اجزای محدود، برابر با گشتاور اسمی موتور شود. در این شرایط، فاز جریان و ولتاژ پایانه آرمیچر برابرند. مطابق شکل ۳-۱۸، می‌توان زاویه بار ماشین در شرایط اسمی را از اختلاف فاز جریان آرمیچر و ولتاژ القایی ناشی از جریان تحریک که در شکل ۳-۲۷ نشان داده شد، تعیین کرد. این زاویه با استفاده از مدل اجزای محدود در شرایط بار اسمی برابر $\delta = 0.227 \text{ rad} = 13 \text{ deg}$ تعیین شده است که نشان‌دهنده پایداری دینامیکی مناسب ماشین است. شکل موج جریان اعمال شده به سیم‌پیچی استاتور و گشتاور القایی در روتور به ترتیب در شکل‌های ۳-۲۷ و ۳-۲۸ نشان داده شده است.



شکل ۳-۲۷: جریان اعمال شده به استاتور در شرایط اسمی

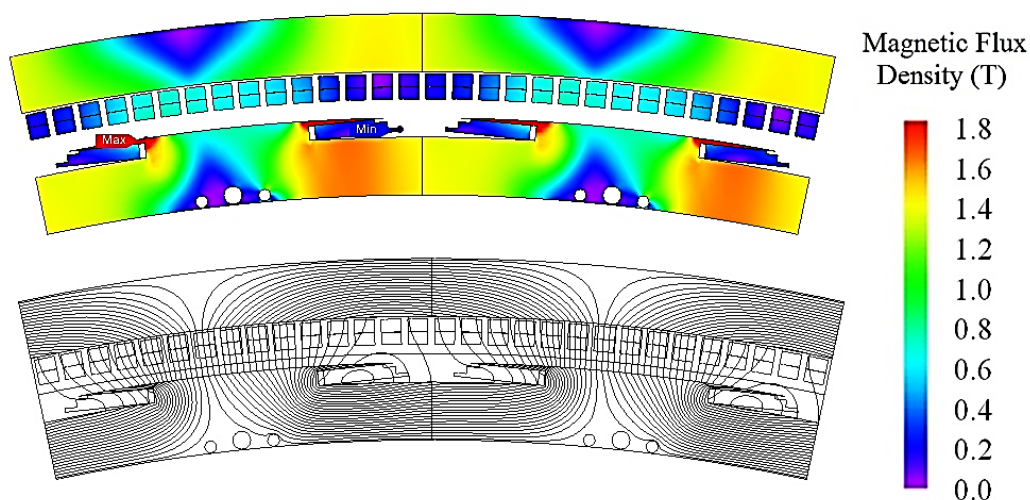


شکل ۳-۲۸: گشتاور القایی روتور در بار اسمی

با مشخص شدن زاویه بار ماشین در شرایط اسمی، می‌توان راکتانس سنکرون ماشین را بصورت زیر محاسبه کرد.

$$X_s = \frac{E_f \cdot V_t}{P} \sin(\delta) = \frac{1.026 \times 1}{1} \sin(13) = 0.23 \text{ pu} \quad (3-63)$$

شکل ۳-۱۸ نشان می‌دهد عبور جریان از سیم‌پیچ آرمیچر باعث تغییر در اندازه و انحراف در زاویه شار منتهی فاصله هوایی خواهد شد. بنابراین توزیع چگالی شار مغناطیسی در شرایط اسمی، مطابق شکل ۳-۲۹ تغییر خواهد کرد.



شکل ۳-۲۹: توزیع چگالی شار مغناطیسی ماشین در شرایط بار اسمی

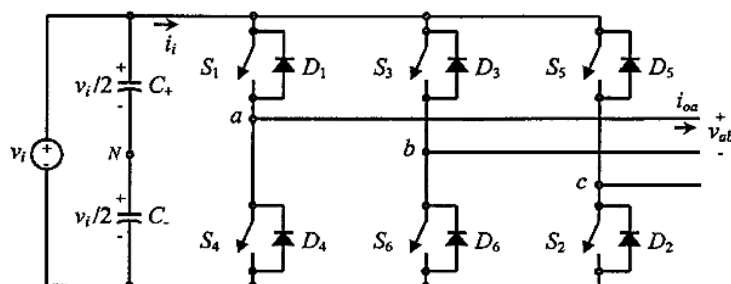
تلفات هسته و سیم‌پیچ استاتور ماشین در فرآیند طراحی با استفاده از روابط تحلیلی محاسبه شد. این مقادیر با استفاده از مدل اجزای محدود در شرایط بار اسمی نیز محاسبه شده و برای ارزیابی صحت الگوریتم طراحی، با مقادیر بدست آمده از روابط تحلیلی مقایسه می‌شوند. در نرم‌افزار JMAG-Designer، امکاناتی برای محاسبه تلفات پیش‌بینی شده است که با استفاده از آن مقادیر تلفات سیم‌پیچ و هسته استاتور به ترتیب برابر 26008 و 17197 وات بدست می‌آیند. این مقادیر با تلفات بدست آمده از روابط تحلیلی (۳-۵۹) و (۳-۶۰) مطابقت مناسبی دارد.

علاوه بر موارد فوق، می‌توان با استفاده از مدل اجزای محدود ماشین، اندوکتانس‌های خودی و متقابل وابسته به موقعیت روتور را برای هر یک از سیم‌پیچ‌ها بدست آورد. این اندوکتانس‌ها برای ارائه یک مدل دینامیکی از موتور سنکرون و ارزیابی عملکرد آن در شرایط گذرای مورد استفاده قرار می‌گیرد. از آنجا که موتور مورد مطالعه، برای کاربرد در یک سیستم رانش شناوری طراحی شده و عملکرد دینامیکی آن از اهمیت چندانی برخوردار نیست، در اینجا از این مقوله صرف‌نظر شده است.

۳-۷. ملاحظات سیستم درایو

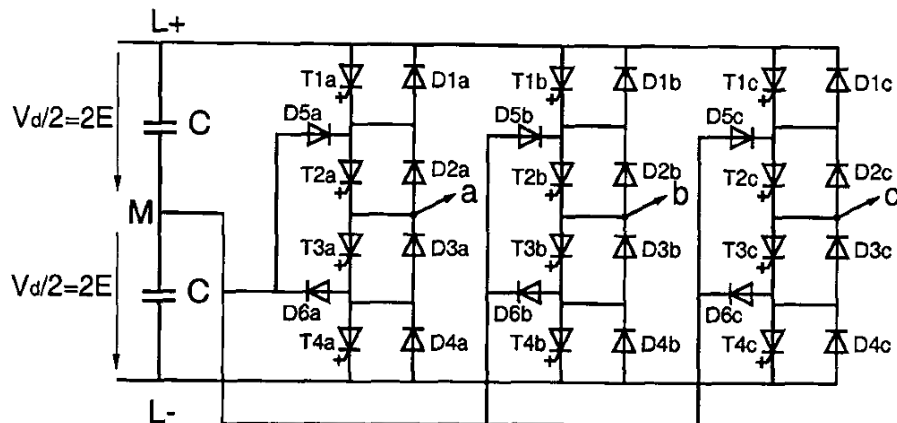
سیستم درایو در واقع یک اینورتر DC به AC سه‌فاز است که ساختار کلی آن در شکل ۳-۳۰ نشان

داده شده است.



شکل ۳-۳۰: ساختار کلی اینورتر سه‌فاز [۸۲]

برای انتخاب ساختار مناسب و طراحی سیستم درایو، باید عوامل و مسائل متعددی مورد توجه قرار گیرند. در بسیاری از کاربردهای درایو موتورهای الکتریکی، اینورترهای چند سطحی استفاده می‌شود. در شکل ۳-۳۱، ساختار کلی یک اینورتر سه‌فاز سه‌سطحی، نشان داده شده است.



شکل ۳-۳۱. ساختار اینورتر سه فاز سه سطحی [۸۳]

با وجود روش‌های کنترلی مختلف مانند موج مربعی، SVM، PWM، استفاده از روش PWM درایو موتورهای الکتریکی پیشران شناوری متداول تر است [۸۲، ۸۴]. در این روش، ارتباط ولتاژ خط موثر و جریان موثر خروجی اینورتر با ولتاژ و جریان سمت DC، برای یک اینورتر سه فاز دوسطحی بصورت زیر است [۸۵].

$$V_{LL} = \frac{\sqrt{3}}{2\sqrt{2}} m_a \cdot V_d = 0.612 m_a \cdot V_d \quad (۶۴-۳)$$

$$I_{ph} = \frac{I_d}{\sqrt{2}}$$

که در آن V_d و I_d ولتاژ و جریان نامی منبع DC و m_a نسبت مدولاسیون دامنه^۱ است. با توجه به این رابطه، حداقل مقدار ولتاژ و جریان اسمی مجموعه باتری‌های تشکیل دهنده منبع تغذیه DC با فرض $m_a = 1$ بصورت زیر است.

$$V_d = \frac{V_{LL}}{0.612} = 653.6 \text{ V} \quad (۶۵-۳)$$

$$I_d = \sqrt{2} \times 3682.1 = 5191.7 \text{ A}$$

برای اتصال سری یا موازی مجموعه باتری‌ها، علاوه بر شاخص‌های قابلیت اطمینان و مسائل فنی، پارامترهای فوق باید بعنوان شرط لازم در نظر گرفته شوند.

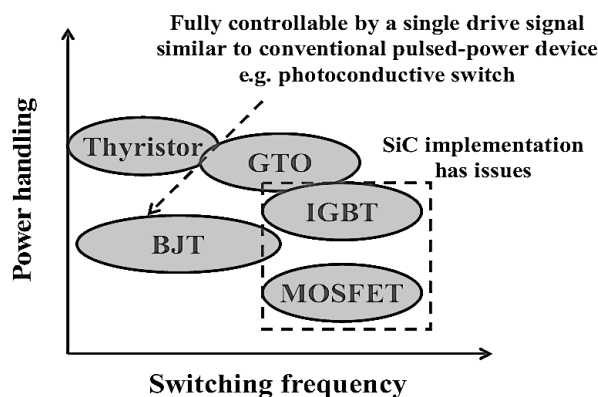
^۱ Amplitude modulation ratio

از دیگر پارامترهای مهم سیستم درایو، فرکانس سوئیچینگ (f_s) یا همان فرکانس موج مثلی مدوله‌کننده است که بصورت زیر تعریف می‌شود.

$$f_s = m_f \cdot f \quad (۶۶-۳)$$

که در آن m_f نسبت مدولاسیون فرکانس^۱ است. انتخاب فرکانس سوئیچینگ مستلزم توجه به مسائل متعددی است. معمولاً در سیستم‌های درایو موتورهای الکتریکی، از اینورترهای سنکرون استفاده می‌شود. در این نوع از اینورترها، سیگنال کنترل و سیگنال موج مثلی با یکدیگر سنکرون می‌شوند که برای تحقق آن باید نسبت مدولاسیون فرکانس، یک عدد صحیح باشد. همچنین بعضی مسائل مربوط به هارمونیک‌ها، ایجاب می‌کند که این پارامتر عددی فرد و بزرگتر از ۲۱ انتخاب شود [۸۵]. البته کران بالای m_f با توجه به محدودیت فرکانس کاری سوئیچ‌ها و تلفات سوئیچینگ مشخص می‌شود.

انتخاب نوع سوئیچ مورد استفاده در سیستم درایو نیز حائز اهمیت است. هر یک از انواع سوئیچ‌های معمول در مدارهای الکترونیک قدرت، برای عملکرد در بازه مشخصی از فرکانس سوئیچینگ و توان سوئیچ، مناسب‌اند. در شکل ۳-۳۲ نمونه‌ای از محدوده عملکرد هر یک از انواع سوئیچ‌ها، نشان داده شده است.



شکل ۳-۳۲: محدوده عملکرد بعضی سوئیچ‌های متداول [۸۶]

^۱ Frequency modulation ratio

با توجه به فرکانس سوئیچینگ متوسط و توان نسبتاً زیاد، به نظر می‌رسد سوئیچ‌های IGBT، انتخاب مناسبی برای سیستم درایو ماشین مورد مطالعه است. این سوئیچ‌ها توسط بسیاری از سازندگان با مشخصات و مقادیر نامی بسیار متفاوت و بویژه برای جریان‌ها و توان‌های زیاد ساخته می‌شوند. بعنوان نمونه، سوئیچ IGBT مدل 2MBI450VN-170-50 ساخت شرکت Fuji Electric، از نمونه‌های پرکاربرد در درایو موتورهای الکتریکی است. این سوئیچ در شکل ۳-۳۳ نشان داده شده است و قابلیت حمل جریان ۶۰۰ آمپر در دمای ۲۵ درجه سانتی‌گراد و تحمل ولتاژ ۱۷۰۰ ولت را دارا است [۸۷].



شکل ۳-۳۳: سوئیچ IGBT مدل 2MBI450VN-170-50 [۸۷]

با این وجود، درایو لازم برای موتور مورد مطالعه، نیازمند قابلیت عبور جریان نامی بیش از ۵ کیلوآمپر است. در این مورد می‌توان از مدل‌های با جریان اسمی بیشتر و یا مدارهای اینورتری خاص مانند مدار جمع‌کننده یا اینورترهای مضاعف استفاده کرد. اینورترهای مضاعف با قابلیت عبور جریان بیش از ۶ کیلوآمپر برای درایو موتورهای بیش از ۱۰ مگاوات طراحی شده که در عین حال برای توان‌های کمتر نیز می‌توانند مورد استفاده قرار گیرند [۸۸].

۳-۸. مقایسه با موتور مشابه غیر ابرسانا

پروانه پیشران مورد مطالعه، قبلاً در یک سیستم پیشران رانش لبه‌ای با موتور سنکرون مغناطیس دائم مورد استفاده قرار گرفته است [۷۲]. موتور PM در سیستم پیشران مذکور با توان، ولتاژ و سرعت اسمی یکسان با موتور ابرسانای مورد مطالعه، طراحی شده است. با توجه به ویژگی‌های موتور

ابرسانا، انتظار می‌رود موتور ابرسانای طراحی شده، کوچکتر از موتور PM مشابه بوده و تلفات کمتری داشته باشد. لازم به ذکر است که موتور ابرسانا نیازمند یک سیستم سردکننده نیز می‌باشد و لذا توان مصرفی این سیستم نیز باید در ارزیابی راندمان کل موتور، لحاظ شود. جزئیات طراحی سیستم سردکننده در فصل بعدی مورد بررسی قرار گرفته است اما می‌توان تلفات مربوط به این بخش را برابر ۸ کیلووات فرض نمود. با این فرض، راندمان الکترومغناطیسی موتور ابرسانا از ۹۸/۳٪ به ۹۸٪ کاهش می‌یابد. در جدول ۳-۳، راندمان و ابعاد کلی موتور ابرسانا و موتور PM مقایسه شده‌اند.

جدول ۳-۳: مقایسه موتور 2.5^{MW} و 220^{rpm} ابرسانای طراحی شده با موتور PM مشابه

پارامتر	موتور PM	موتور ابرسانا
راندمان الکترومغناطیسی (%)	۹۶	۹۸
ضخامت شعاعی (mm)	۱۶۵	۱۵۰/۵
طول محوری (mm) (با احتساب سیم پیچ انتهایی)	۶۰۰	۵۰۵

فصل چهارم

طراحی سیستم سردکننده موتور ابرسانا

استفاده از سیم‌پیچ‌ها یا هسته‌های ابرسانا در ساختار ماشین‌های الکتریکی، باعث بهبود عملکرد ماشین می‌شود. با این وصف، کاربرد ماده ابرسانا مستلزم فراهم آوردن مجموعه‌ای از شرایط و محدودیت‌ها برای دمای ماده، چگالی جریان الکتریکی و چگالی شار مغناطیسی عبوری از آن است. از این میان، محدودیت دمای گذار به فاز ابرسانایی، جدی‌تر از سایر شرایط است زیرا معمولاً دمای بحرانی یک ماده ابرسانا بسیار کمتر از دمای محیط است. بنابراین تثبیت دمای قسمت‌های ابرسانای ماشین، نیازمند یک سیستم سردکننده ویژه است. در این فصل ابتدا ساختار کلی و ویژگی‌های متداول‌ترین سیستم‌های سردکننده ماشین‌های ابرسانا، معرفی شده و سپس یک ساختار مناسب سیستم سردکننده برای ماشین مورد مطالعه انتخاب می‌شود. از آنجا که طراحی دقیق و کامل یک سیستم سردکننده مستلزم اطلاعات خارج از موضوع و تخصص‌های جانبی است، در اینجا روند کلی طراحی سیستم سردکننده بیان شده و بعضی پارامترهای کلی سیستم، محاسبه می‌شوند.

همزمان با توسعه کاربردهای ماشین‌های ابررسانا، توجه بیشتری به سیستم‌های سردکننده این ماشین‌ها معطوف شده است. طراحی موتورهای با چگالی توان بیشتر نیازمند سیستم‌های سردکننده قوی‌تر و بهبود یافته است. عملکرد اصلی سیستم سردکننده در یک ماشین ابررسانا، انتقال حرارت از سیم‌پیچ‌های ابررسانا به خارج از ماشین است. بر این اساس، هر سیستم سردکننده دارای سه قسمت اصلی کندانسور^۱، حلقه برودتی و سیال سردکننده است. سیال سردکننده، حرارت را از سیم‌پیچ ابررسانا جذب می‌کند، حلقه برودتی این حرارت را به خارج از ماشین انتقال می‌دهد و کندانسور حرارت را در خارج از ماشین از سیال سردکننده به مبرد^۲ انتقال می‌دهد. کارایی یک سیستم سردکننده به عوامل مختلفی از قبیل دینامیک سیال سردکننده، فرآیند انتقال حرارت، پایداری فاز سیال و توان مصرفی سیستم وابسته است.

۴-۱. متداول‌ترین سیستم‌های سردکننده ماشین‌های ابررسانا

در یک تقسیم‌بندی کلی می‌توان سیستم‌های سردکننده را در دو دسته تکفازی و دوفازی طبقه‌بندی کرد. در سیستم‌های تکفازی، سیال سردکننده فقط در یک فاز (مایع یا گاز) قرار دارد و در حلقه برودتی تغییر فاز نمی‌دهد. به همین دلیل ظرفیت انتقال گرما در این سیستم‌ها نسبتاً کم بوده و معمولاً در آنها از سردکننده‌های فرعی نیز استفاده می‌شود. این سیستم‌ها برای استفاده در ماشین‌های با توان بسیار زیاد، مناسب نیستند. از سوی دیگر کنترل و تامین پایداری سیستم‌های تکفازی آسان‌تر است. همچنین با توجه به عدم تغییر فاز سیال، نیاز به تبخیرکننده^۳ در ماشین وجود ندارد و لذا حجم کمتری از فضای داخلی ماشین توسط سیال سردکننده اشغال می‌شود.

سیستم‌های دوفازی غالباً در توان‌های بسیار زیاد کاربرد دارند. در این سیستم‌ها، سیال سردکننده در تبخیرکننده از فاز مایع به فاز گاز می‌رود و حرارت سیم‌پیچ ابررسانا را جذب می‌کند.

^۱ Condenser

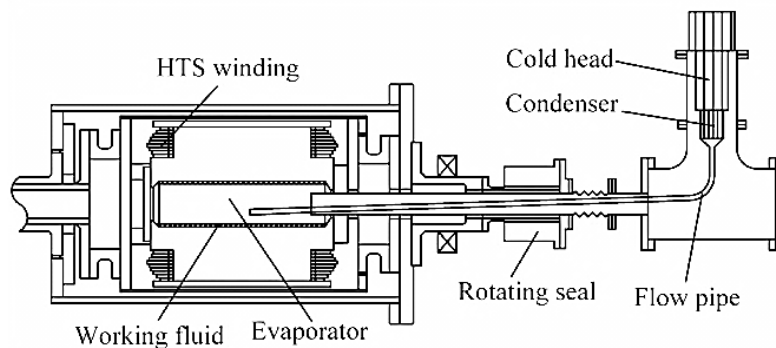
^۲ Cryorefrigerator

^۳ Evaporator

این حرارت در کندانسور با تبدیل از فاز گاز به مایع، دفع می‌شود. تغییر فاز سیال در این سیستم‌ها باعث می‌شود تا جریان سیال در حلقه برودتی بصورت خودکار انجام شده و نیازی به پمپ نباشد. در این سیستم‌ها کندانسور همواره در ارتفاع بلندتری نسبت به ماشین ابرسانا قرار می‌گیرد و لذا سیال در فاز گازی خودبخود از تبخیرکننده به کندانسور منتقل شده و مایع خروجی کندانسور در اثر نیروی جاذبه زمین به تبخیرکننده برمی‌گردد. همچنین با توجه به تغییر فاز سیال، سیستم‌های دوفازی دارای ظرفیت حرارتی بیشتری بوده و راندمان بیشتری دارند. در ادامه ساختار کلی چند نمونه سیستم دوفازی و تکفازی تشریح شده است.

ع-۱-۱- سیستم دوفازی ترموسیفون^۱

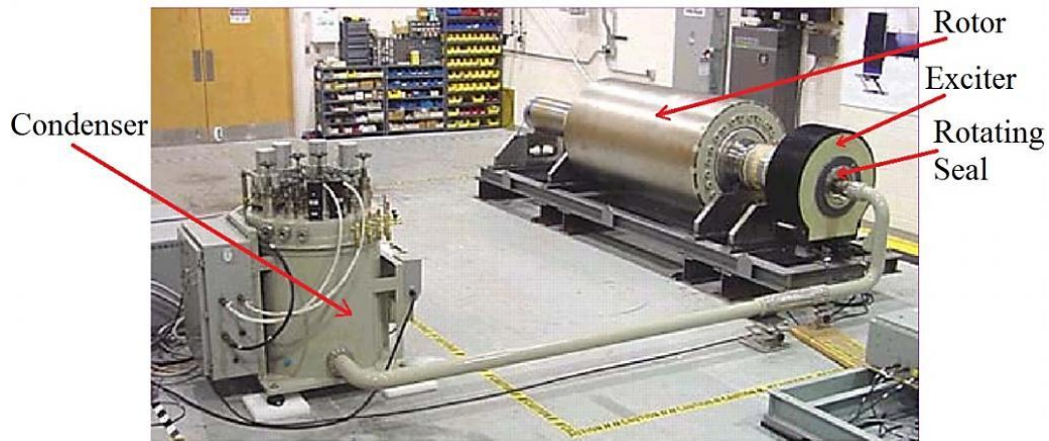
این سیستم مطابق شکل ۴-۱ از یک تبخیرکننده چرخان، یک کندانسور ساکن، مایع سردکننده و لوله‌های رابط تشکیل شده است. مایع سردکننده توسط لوله‌های رابط از کندانسور به تبخیرکننده منتقل شده و با تبدیل به گاز، بخشی از گرمای هسته روتور را جذب می‌کند. انتقال مایع از کندانسور به تبخیرکننده با دشواری‌های خاصی روبرو است. کندانسور بصورت ثابت قرار گرفته اما روتور و تبخیرکننده در حال چرخش است. اتصال این دو قسمت نیازمند یک رینگ آب‌بندی شده چرخان^۲ است که در شکل ۴-۱ نشان داده شده است. شکل ۴-۲ یک نمونه از اتصال کندانسور به روتور با رینگ آب‌بندی چرخان را نشان می‌دهد.



شکل ۴-۱: ساختار کلی سیستم ترموسیفون [۸۹]

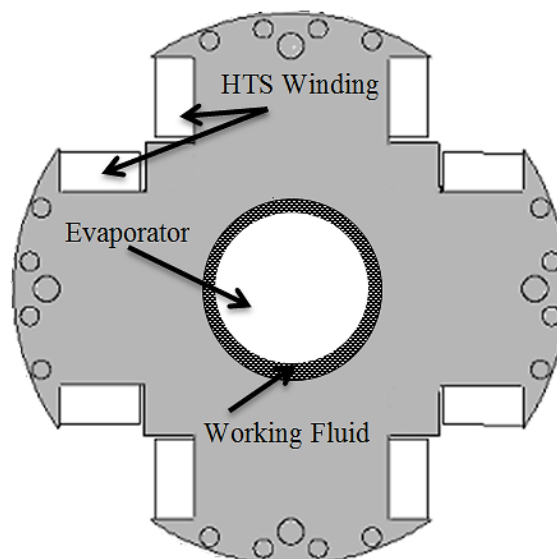
^۱ Thermosyphon

^۲ Rotating seal



شکل ۴-۲: اتصال کندانسور ثابت و روتور چرخان [۲۹]

مطابق شکل ۴-۳، معمولاً تبخیرکننده در مرکز روتور قرار می‌گیرد. چرخش روتور و اعمال نیروی گریز از مرکز به سیال سردکننده، باعث توزیع سیال با ضخامت تقریباً یکنواخت روی سطح داخلی تبخیرکننده می‌شود. بنابراین سرعت اسمی نسبتاً زیاد موتور از شرایط لازم برای عملکرد مطلوب سیستم ترموسیفون محسوب می‌شود.



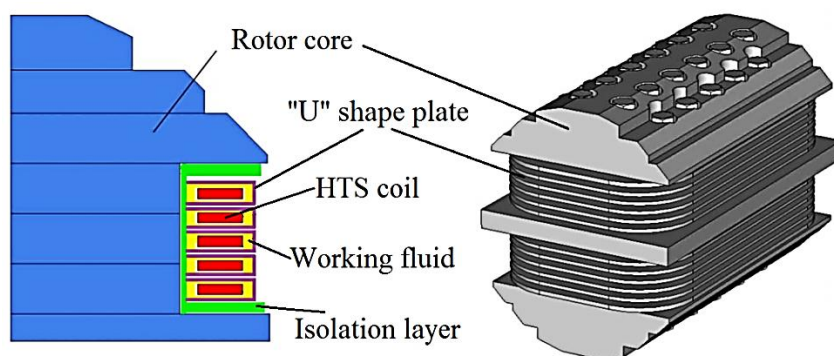
شکل ۴-۳: توزیع سیال در سطح داخلی تبخیرکننده

مایع سردکننده با تبدیل به گاز، حرارت سیم‌پیچ‌های ابرسانا را از طریق هسته روتور و سطح تبخیرکننده جذب می‌کند. این گاز از طریق لوله‌های ارتباطی به کندانسور منتقل شده و دوباره به مایع تبدیل می‌شود. این فرآیند، چرخه کلی سیستم ترموسیفون را تشکیل می‌دهد [۹۰].

یکی از مهم‌ترین معایب این سیستم، فاصله محسوس انتقال حرارتی بین تبخیرکننده و سیم‌پیچ‌های ابرسانا و عدم تماس مستقیم سیم‌پیچ‌ها و سیال سردکننده است. این مساله باعث افزایش اختلاف دما بین قسمت‌های سرد ماشین (گرادیان دما) می‌شود.

۴-۱-۲- سیستم دوفازی تبخیری باز^۱

در این سیستم سیم‌پیچ‌های ابرسانا مطابق شکل ۴-۴ داخل غلاف‌های U شکل قرار می‌گیرند و سیال سردکننده درون این غلاف‌ها جریان می‌یابد. سیال سردکننده مستقیماً با سیم‌پیچ‌های ابرسانا در تماس بوده و لذا اختلاف دمای سیال و سیم‌پیچ‌ها بسیار کم است. البته تمام فضای داخل غلاف U شکل، از مایع پر نمی‌شود و همواره بخشی از این فضا برای بخار مایع در نظر گرفته می‌شود. بنابراین، مشابه سیستم ترموسیفون، در اینجا نیز چرخش روتور با سرعت نسبتاً زیاد برای توزیع یکنواخت سیال روی سیم‌پیچ ابرسانا لازم است. در سیستم OEC، تماس مستقیم مایع سردکننده و سیم‌پیچ‌های ابرسانا باعث توزیع یکنواخت‌تر دما نسبت به ترموسیفون می‌شود. در این سیستم، بیشترین اختلاف دما مربوط به محل تماس سیم‌پیچ‌ها با هسته روتور است که با تقویت لایه عایقی، می‌تواند کاهش یابد. علاوه بر این در سیستم OEC، غلاف‌های U شکل بعنوان نگه‌دارنده مکانیکی نیز عمل نموده و استحکام ساختار روتور در مقابل نیروهای گریز از مرکز را افزایش می‌دهند. عکس‌العمل سریع حرارتی بدلیل تماس مستقیم سیال و سیم‌پیچ‌ها نیز از دیگر مزایای این سیستم است.

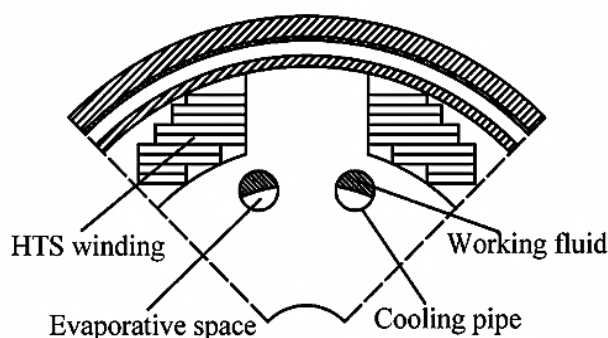


شکل ۴-۴: ساختار کلی سیستم تبخیری باز

¹ Open Evaporative Cooling (OEC)

۳-۱-۴- سیستم دوفازی تبخیری لوله‌ای^۱

با وجود مزایایی که برای سیستم تبخیری باز بیان شد، ایراد اساسی آن هنگام کاربرد در ماشین‌های کم‌سرعت مشخص می‌شود. اگر سرعت ماشین به اندازه‌ای کاهش یابد که نیروی گریز از مرکز به مقدار $\omega^2 r < 20g$ برسد، سیال سردکننده بصورت یکنواخت روی سیم‌پیچ توزیع نمی‌شود [۹۱]. متأسفانه سیستم ترموسیفون هم در سرعت‌های کم با همین مشکل مواجه است. برای حل این مشکلات، سیستم تبخیری لوله‌ای بعنوان یک سیستم دوفازی که برای کاربردهای کم‌سرعت مناسب است، ارائه شد. ایده اصلی این سیستم، تقسیم یک تبخیرکننده بزرگ به چندین تبخیرکننده کوچک است که به جای مرکز روتور، مطابق شکل ۴-۵، بصورت متقارن در هسته روتور توزیع شده‌اند. بسیاری از ویژگی‌های این سیستم، مشابه ترموسیفون است اما مشکلات مربوط به عدم توزیع یکنواخت سیال در سرعت‌های کم در این سیستم وجود ندارد.



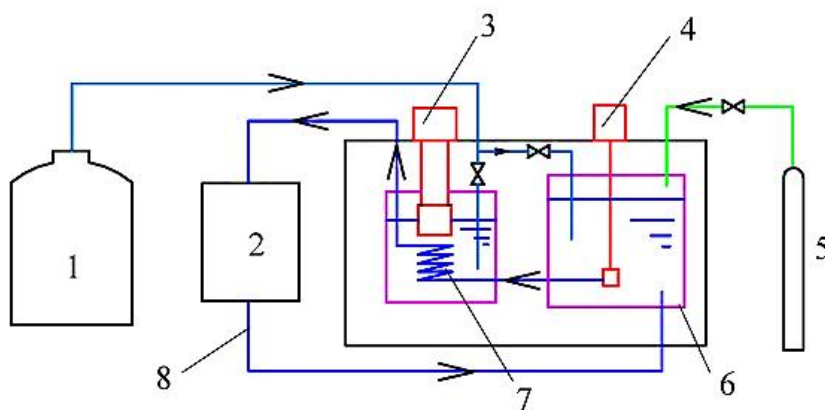
شکل ۴-۵: ساختار کلی سیستم تبخیری لوله‌ای [۸۹]

یکی از معایب سیستم PEC این است که لوله‌های سردکننده فضای قابل توجهی را در هسته روتور اشغال می‌کنند. در این لوله‌ها علاوه بر سیال سردکننده، فضای کافی برای تبخیر نیز باید در نظر گرفته شود و لذا قطر لوله‌ها افزایش می‌یابد. تعداد نسبتاً زیاد این لوله‌های قطور می‌تواند بر توزیع چگالی شار مغناطیسی ماشین تاثیر گذارد. بنابراین در صورت استفاده از سیستم PEC، باید فضای کافی برای لوله‌های سردکننده، در طراحی الکترومغناطیسی ماشین لحاظ شود.

^۱ Piping Evaporative Cooling (PEC)

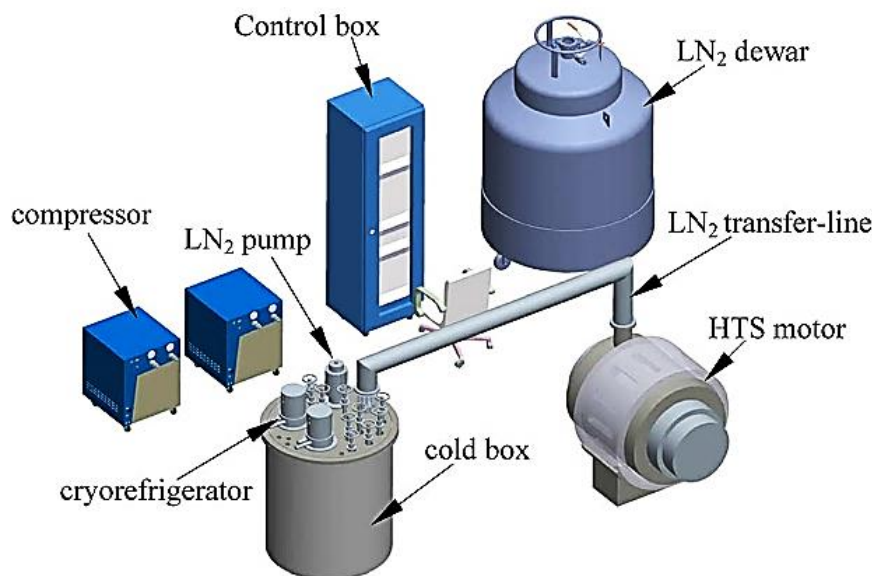
سیستم تک‌فازی نیتروژن مایع - ۴-۱-۴

با وجود راندمان زیاد و عملکرد مناسب سیستم‌های دوفازی، محدودیت‌ها و دشواری‌های طراحی و ساخت این سیستم‌ها بویژه برای ماشین‌های با توان کمتر از چند مگاوات، باعث شده است که طراحان ماشین‌های ابرسانا از سیستم‌های سردکننده تک‌فازی استقبال گسترده‌ای کرده‌اند [۹۲، ۹۳]. در این سیستم‌ها معمولاً از گاز هلیوم، نیتروژن مایع، نئون مایع و ... بعنوان سیال سردکننده استفاده می‌شود [۳۲، ۹۴، ۹۵]. بدلیل ظرفیت حرارتی کم سیستم‌های تک‌فازی، غالباً از سردکننده‌های فرعی در ساختار این سیستم‌ها استفاده می‌شود. در این ساختار، سیال سردکننده اصلی، گرمای سیم‌پیچ‌های ابرسانا را جذب کرده و به یک سردکننده فرعی منتقل می‌کند. این گرما از طریق سیال سردکننده فرعی به کندانسور منتقل می‌شود. سیال سردکننده فرعی می‌تواند متفاوت از سیال سردکننده اصلی باشد. حتی گاهی این سیال از ترکیب نیتروژن و نئون ساخته می‌شود. شکل ۴-۶ ساختار کلی یک سیستم تک‌فازی نیتروژن مایع با سردکننده فرعی را نشان می‌دهد [۹۶]. این سیستم‌ها به منظور کاهش تلفات حرارتی سیستم، تمام قسمت‌های سرد بجز مخزن نیتروژن مایع، مطابق شکل ۴-۷ در یک محفظه جداگانه عایق قرار گرفته و از محیط ایزوله می‌شوند.



1. liquid nitrogen dewar 2. HTS coils cryostat 3. cryorefrigerator
4. liquid nitrogen pump 5. helium gas bottle 6. cryogenic pump vessel
7. sub-cooled heat exchanger 8. liquid nitrogen transfer-line

شکل ۴-۶: ساختار کلی سیستم تک‌فازی نیتروژن مایع با سردکننده فرعی [۹۶]



شکل ۴-۷: قسمت‌های اصلی سیستم سردکننده نیتروژن مایع [۹۶]

یکی از مهمترین تفاوت‌های سیستم‌های تکفازی در مقایسه با دوفازی، نیاز این سیستم‌ها به پمپ در حلقه برودتی است. در یک سیستم دوفازی، نیروی جاذبه و فشار گاز خودبخود باعث چرخش سیال در حلقه برودتی می‌شود اما در سیستم‌های تکفازی برای غلبه بر افت فشار سیال در لوله‌های رابط، سردکننده و سایر قسمت‌ها نیازمند پمپ هستیم. موقعیت پمپ در شکل‌های ۵-۶ و ۵-۷ نشان داده شده است.

۴-۲. طراحی سیستم سردکننده برای ماشین مورد مطالعه

بطور کلی سیستم‌های دوفازی دارای ظرفیت حرارتی بیشتر و مشخصات بهتری نسبت به سیستم‌های تکفازی هستند. به دلیل سرعت اسمی نسبتاً کم در ماشین مورد مطالعه، به نظر می‌رسد سیستم PEC سازگاری بهتری با این ماشین داشته باشد. اما از سوی دیگر این سیستم نیازمند فضای قابل توجهی در هسته روتور برای جاسازی لوله‌های سردکننده است. این فضا باعث افزایش ضخامت شعاعی ماشین خواهد شد که با توجه به ساختار رانش لبه‌ای ماشین مورد مطالعه، این مساله از اهمیت بسزایی برخوردار است. در این ماشین، اعمال محدودیت‌های جدی در ضخامت یوغ روتور و طراحی این بخش در نزدیکی نقطه اشباع، اختصاص فضای اضافی به لوله‌های سردکننده را با مشکل

مواجه می‌کند. از این رو به نظر می‌رسد در یک مصالحه منطقی بین ظرفیت حرارتی سیستم سردکننده و ضخامت شعاعی ماشین، استفاده از یک سیستم تکفازی با لوله‌های سردکننده جاسازی شده در هسته روتور، مناسب‌ترین ساختار ممکن برای ماشین مورد مطالعه است.

در اینجا تنها به بیان روند کلی طراحی سیستم سردکننده و محاسبه پارامترهای اصلی سیستم بسنده می‌شود. روند کلی طراحی این سیستم در شکل ۴-۸ نشان داده شده است.



شکل ۴-۸: الگوریتم کلی طراحی سیستم سردکننده

مطابق این الگوریتم، اولین مرحله برای طراحی سیستم سردکننده، محاسبه و برآورد بار حرارتی اعمال شده به سیستم است. بطور کلی بار حرارتی سیستم دارای دو منبع اصلی است: حرارتی که از محیط به سیستم نفوذ می‌کند و حرارتی که درون اجزای داخلی سیستم تولید می‌شود. معمولاً محفظه ابررسانا توسط سیم‌های حامل جریان، نگه‌دارنده‌های مکانیکی، لوله‌های انتقال سیال و ... با محیط گرم خارج در ارتباط است و لذا در هر صورت حرارت محسوسی از محیط به سیستم نفوذ خواهد کرد. تغییرات جزئی جریان سیم‌پیچ‌های ابررسانا، تلفات جزئی ابررسانا، جریان‌های گردابی ناشی از هارمونیک‌های میدان استاتور در دمپر مغناطیسی و ... نیز منابع تولید حرارت در درون

محفظه سرد ابررسانا هستند. محاسبه دقیق توان حرارتی هر بخش، بسیار مفصل و بصورت غیرمنطقی زمان بر است. از این رو برای بعضی از مولفه‌های بار حرارتی سیستم، روش‌های محاسباتی تا حدی دقیق ارائه شده است و برای بعضی مولفه‌های دیگر سعی شده است با استفاده از اطلاعات مربوط به توان حرارتی ماشین‌های مشابه، برآوردی واقع‌گرایانه و در عین حال با حاشیه اطمینان کافی برای ماشین مورد مطالعه انجام شود. بعنوان نمونه، تلفات جزئی جریان در سیم‌پیچ‌های ابررسانا را می‌توان با استفاده از رابطه رینر^۱ بصورت زیر محاسبه کرد [۱۸].

$$\frac{E}{E_c} = \left(\frac{I}{I_c} \right)^n \quad (۱-۴)$$

که در آن E اندازه میدان الکتریکی روی ابررسانا، I جریان گذرنده از ابررسانا و I_c جریان بحرانی به ازای میدان بحرانی $E_c = 1^{μV/cm}$ است. ضریب n بصورت تجربی تعیین می‌شود و برای ابررساناهای HTS بین ۲۰ تا ۳۰ است. با استفاده از رابطه (۱-۴) می‌توان مقاومت الکتریکی معادل برای یک قطعه ابررسانا را بصورت زیر تعیین کرد [۹۷].

$$R_{eq} = \frac{E_c}{I_c} \left(\frac{I}{I_c} \right)^{n-1} \Omega/m \quad (۲-۴)$$

جریان بحرانی سیم‌پیچ ابررسانا با توجه به حاشیه اطمینان دمای کاری و چگالی شار روی سیم‌پیچ، اندکی از جریان نامی تحریک بیشتر است. اگر این جریان بصورت $I_c = 23$ آمپر فرض شود، با فرض $n = 20$ می‌توان تلفات حرارتی سیم‌پیچ ابررسانا را بصورت زیر محاسبه کرد.

$$P_{HTS} = (L_{Nf} \cdot R_{eq} + 4p \cdot R_{cnc}) \cdot I_f^2 = 1.24 \text{ W} \quad (۳-۴)$$

که در آن L_{Nf} طول کل سیم‌پیچ تحریک و R_{cnc} مقاومت هر یک از اتصالات بین پنیک‌های ابررسانا است. مقدار مقاومت هر اتصال بصورت تجربی برابر $R_{cnc} = 20 \text{ } μΩ$ فرض شده است [۹۷].

^۱ Rhyner

بار حرارتی ناشی از تشعشع از محفظه روتور را نیز می‌توان با استفاده از قانون استفان-بولتزمن^۱ بصورت زیر محاسبه کرد.

$$P_{rad} = \varepsilon \cdot \sigma \cdot A_{rad} \cdot (T_{room}^4 - T_w^4) = 49.22^W \quad (4-4)$$

که در آن $\varepsilon \approx 0.01$ ضریب انتشار^۲، $\sigma = 5.6703 \times 10^{-8}$ ثابت استفان-بولتزمن، A_{rad} سطح جانبی محفظه روتور و $T_{room} = 293^K$ دمای محیط است.

عوامل مختلف دیگری نیز در بار حرارتی سیستم موثرند که در اینجا تلفات حرارتی هر عامل با توجه به تلفات محاسبه شده برای ماشین‌های مشابه، تخمین زده شده و در جدول ۴-۱ نشان داده شده است.

جدول ۴-۱: بار حرارتی قسمت‌های مختلف سیستم

بخش	مولفه تلفات	بار حرارتی (W)
محفظة سیم‌پیچ‌های ابرسانا	سیم‌پیچ‌های ابرسانا	۱/۲
	تشعشع	۴۹/۲
	رابط جریان	۴۰
محفظة اجزای سرد	نگه‌دارنده‌های مکانیکی	۱۰
	دریچه‌های سیال	۱۵
	پایانه‌های کنترل	۴۰
	نگه‌دارنده‌های مکانیکی	۱۵
	تشعشع	۱۵
مجموع	لوله‌های انتقال سیال	۱۰
		۱۹۵/۴

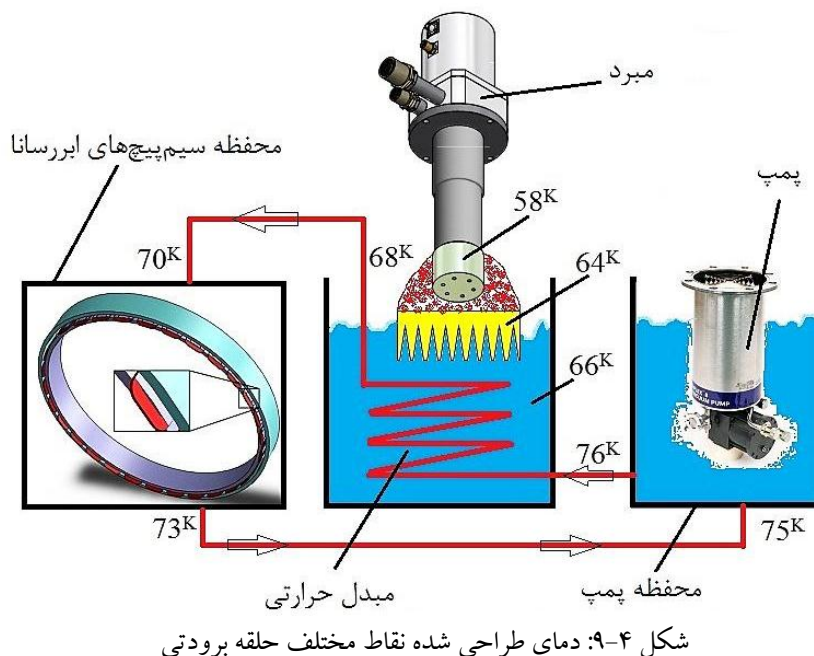
در مرحله بعدی باید دمای کاری هر یک از نقاط حلقه برودتی انتخاب شوند. مطابق آنچه در طراحی الکترومغناطیسی ماشین فرض شد، دمای سیم‌پیچ‌های ابرسانا باید حداکثر ۷۵ کلوین باشد. بنابراین دمای لوله‌های سردکننده در نقطه خروج از هسته روتور برابر ۷۳ کلوین انتخاب می‌شود.

^۱ Stefan-Boltzmann

^۲ Emissivity coefficient

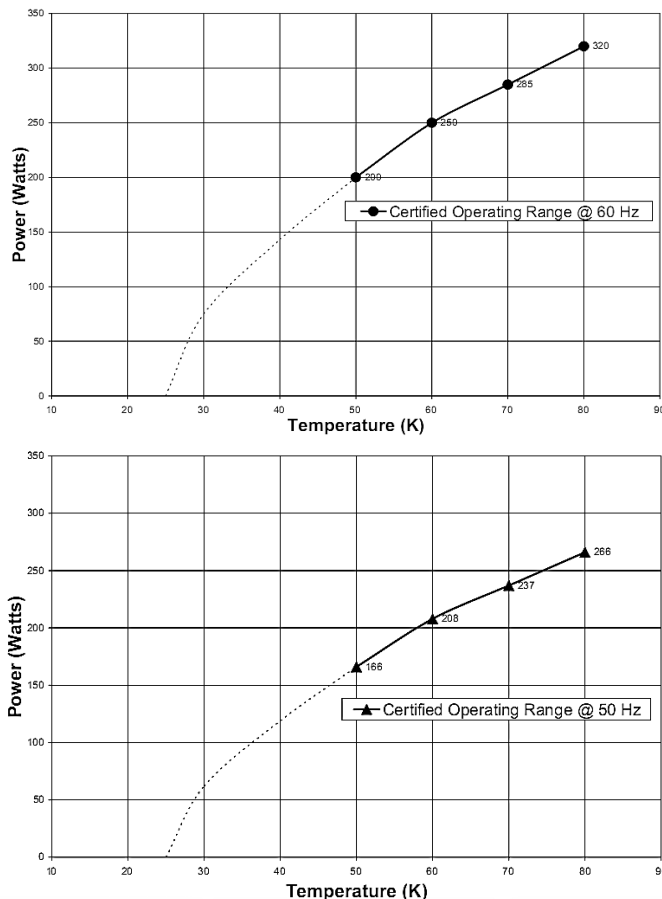
بدیهی است دمای سیال در نقطه ورود به هسته روتور باید کمتر از این مقدار باشد. دمای این نقطه با توجه به دمای سردکننده فرعی تعیین می‌شود. لوله‌های سردکننده توسط لوله‌های رابط به سردکننده فرعی متصل‌اند و لذا اندکی تغییرات دما در لوله‌های رابط نیز اجتناب‌ناپذیر است. با این وجود انتخاب دمای نقاط مختلف سردکننده فرعی، مستلزم ملاحظات دیگری نیز هست.

مبرد باید بتواند دمای نیتروژن داخل مخزن را در حداقل مقدار ممکن، ثابت نگه دارد. از آنجا که دمای انجماد نیتروژن $63/2$ کلوین است، دمای رابط حرارتی که در نیتروژن داخل مخزن فرو برده شده است، 64 کلوین انتخاب می‌شود تا از یخزدگی نیتروژن جلوگیری شود. برای انتقال حرارت از رابط حرارتی به مبرد باید اختلاف دمای معقولی بین این دو وجود داشته باشد. با توجه به ویژگی‌های سیستم و ابعاد مخزن، این اختلاف دما بصورت تجربی برابر 6 کلوین انتخاب می‌شود. بنابراین دمای مبرد باید در 58 کلوین تنظیم شود. در شکل ۴-۹، اجزای اصلی حلقه برودتی و دمای نقاط مختلف سیستم نشان داده شده است.



در مرحله بعدی باید مبرد مناسب با توجه به ویژگی‌های سیستم انتخاب شود. مبردها در بازه‌ی گسترده‌ای از توان و دمای عملیاتی ساخته می‌شوند. در اینجا با بررسی مشخصات انواع مبردهای

سری AL-CRYOMECH، مبرد مدل AL-300 بعنوان مناسب‌ترین مبرد برای ماشین مورد مطالعه انتخاب می‌شود [۹۸]. مشخصه عملکرد این مبرد در فرکانس‌های عملیاتی ۵۰ و ۶۰ هرتز در شکل ۴-۱۰ نشان داده شده است.



شکل ۴-۱۰: مشخصه عملکرد مبرد مدل AL300

اگر به فرض مبرد با همان فرکانس ۵۵ هرتز ماشین تغذیه شود، مشخصه عملکرد نشان می‌دهد توان حرارتی آن در دمای ۵۸ کلوین تقریباً ۲۲۰ وات است. بنابراین این مبرد می‌تواند بار حرارتی ۱۹۵/۴ وات ماشین مورد مطالعه را با حاشیه اطمینان مناسبی تامین کند. علاوه بر این، توان مصرفی مبرد نیز مطابق مشخصات آن برابر ۸ کیلووات می‌باشد [۹۸] که با مقدار فرض شده در فصل قبلی برای محاسبه راندمان کلی ماشین، مطابقت دارد.

پس از انتخاب مبرد، می‌توان پارامترهای ابعادی سیستم سردکننده را محاسبه کرد. اگر به فرض

فاز یک ماده تغییر نکند، حرارت جذب شده توسط ماده عبارتست از:

$$Q_c = m c \Delta T \quad (5-4)$$

که در آن m جرم ماده، c گرمای ویژه و ΔT تغییرات دمای ماده است. با توجه به اینکه در این مساله مقدار بار حرارتی سیستم مشخص است، جرم و اختلاف دما دو متغیر بهم وابسته‌اند. یکی از این دو متغیر در فرآیند طراحی انتخاب می‌شود و دیگری با توجه به آن محاسبه می‌شود. از آنجا که دمای هر نقطه از حلقه برودتی مشخص شده است، اختلاف دما بعنوان متغیر مستقل انتخاب شده و جرم از رابطه فوق محاسبه می‌شود. مشتق زمانی رابطه فوق را می‌توان بصورت زیر بیان کرد.

$$\dot{Q}_c = \dot{m} c \Delta T \quad (6-4)$$

که در آن \dot{Q}_c نشان‌دهنده توان حرارتی است و مقدار آن برابر با بار حرارتی سیستم فرض می‌شود. اگر این بار حرارتی توسط سیال سردکننده جذب شود، \dot{m} بیانگر دبی سیال است. با توجه به جدول ۴-۱، بار حرارتی محفظه سیم‌پیچ‌های ابررسانا برابر ۱۰۰/۴ وات است. با فرض اختلاف دمای ۳ کلوین در ورودی و خروجی محفظه سیم‌پیچ‌های ابررسانا (شکل ۴-۹)، دبی جرمی نیتروژن مایع در حلقه برودتی بصورت زیر است.

$$\dot{m} = \frac{\dot{Q}_c}{c \Delta T} = \frac{100.4}{2042 \times 3} = 0.0162 \text{ kg/s} \quad (7-4)$$

دبی حجمی نیتروژن نیز با توجه به جرم حجمی آن در حالت مایع ($\rho_l = 808 \text{ kg/m}^3$) قابل محاسبه است.

$$\dot{V} = 2.029 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s} \quad (8-4)$$

با توجه به سیستم‌های سردکننده برای ماشین‌های با توان مشابه، سرعت جریان سیال در لوله‌های رابط بین ۱ تا ۳ متر بر ثانیه انتخاب می‌شود [۹۶]. اگر این سرعت را برابر $v = 2 \text{ m/s}$ فرض کنیم، می‌توان قطر لوله‌های رابط را با توجه به دبی حجمی محاسبه کرد.

$$d = 2 \sqrt{\frac{\dot{V}}{\pi v}} = 3.59^{mm} \quad (9-4)$$

با توجه به لوله‌های استاندارد موجود در بازار می‌توان قطر مناسب لوله را عددی نزدیک به مقدار فوق انتخاب کرد. اگر از لوله با قطر $d = 4^{mm}$ استفاده شود، تغییرات اندکی در سرعت جریان سیال در لوله‌های رابط رخ می‌دهد که در طراحی پمپ باید مورد توجه قرار گیرد.

در مرحله بعد ابعاد سردکننده فرعی طراحی می‌شود. در شکل ۴-۹، دمای سطح رابط حرارتی میرد^۱ (که بین میرد و سیال سردکننده فرعی قرار گرفته است)، ۶۴ کلوین انتخاب شده است. معادله انتقال حرارت در این سطح بصورت زیر است.

$$\dot{Q}_t = \alpha F_1 \Delta T_1 \quad (10-4)$$

که در آن Q_t نشان‌دهنده توان حرارتی انتقالی بوده و برابر کل بار حرارتی سیستم فرض می‌شود. α ضریب هدایت حرارتی^۲ است و مقدار تجربی آن برای سطح رابط مورد نظر $\alpha \approx 700^{W/m^2.K}$ فرض شده است [۹۶]. ΔT_1 نیز اختلاف دمای سطح رابط حرارتی میرد و سیال سردکننده فرعی است. مساحت سطح رابط حرارتی میرد (F_1) عبارتست از:

$$F_1 = \frac{\dot{Q}_t}{\alpha \Delta T_1} = 1396^{cm^2} \quad (11-4)$$

مساحت سطح انتقال دهنده مارپیچ^۳ نیز با رابطه‌ی مشابهی قابل محاسبه است. با این تفاوت که در این مورد کل بار حرارتی سیستم از انتقال دهنده مارپیچ عبور نمی‌کند. بار حرارتی این بخش را می‌توان بصورت مجموع بار سیم‌پیچ‌های ابرسانا و لوله‌های رابط در نظر گرفت که مقدار آن $\dot{Q}_{tr} = 110.4^W$ است. اختلاف دما نیز بصورت میانگین لگاریتمی اختلاف دمای ابتدا و انتهای لوله‌ی

¹ Cold head heat exchanger

² Convective heat transfer coefficient

³ Coil heat exchanger

مارپیچ با نیتروژن داخل مخزن محاسبه می‌شود ($\Delta T_2 = 5.41^K$). بنابراین مساحت سطح انتقال دهنده مارپیچ بصورت زیر است.

$$F_2 = \frac{\dot{Q}_{tr}}{\alpha \Delta T_2} = 291 \text{ cm}^2 \quad (12-4)$$

پمپ نیتروژن مایع یکی دیگر از اجزای حلقه برودتی است که انتخاب آن مستلزم اطلاعات و پارامترهای ویژه‌ای از سیستم است. دبی جریان نیتروژن از دیگر پارامترهایی است که با رابطه (4-7) محاسبه شد. افت فشار سیال در مسیر حلقه برودتی نیز با توجه به سرعت سیال که قبلاً محاسبه شد، تعیین می‌شود. در این مساله می‌توان افت فشار سیال را با سه مولفه اصلی شامل افت فشار روی لوله‌ی مارپیچ سردکننده فرعی، افت فشار روی شیرهای کنترلی و زانوهای رابط و افت فشار روی محفظه سیم‌پیچ‌های ابرسانا در نظر گرفت. مولفه‌های اول و دوم افت فشار با روابط معروف و شناخته شده‌ای بصورت زیر محاسبه می‌شوند.

$$\Delta P_1 = \lambda \frac{L_{pip}}{d} \frac{\rho v^2}{2} \quad (13-4)$$

$$\Delta P_2 = \sum \xi \frac{\rho v^2}{2} \quad (14-4)$$

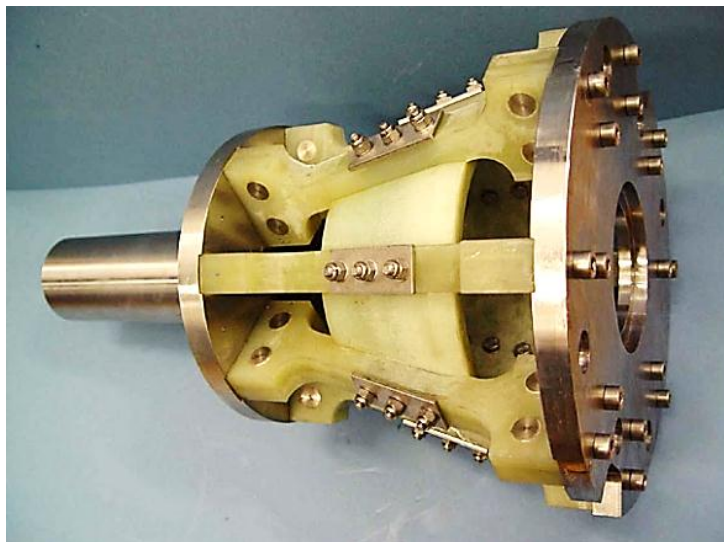
که در آن λ ضریب مقاومت در لوله‌ی مارپیچ سردکننده فرعی، L_{pip} طول لوله و d قطر آن است. $\sum \xi$ مجموع ضرایب مقاومت در شیرهای کنترلی و زانوهای رابط است. سرعت سیال با v و چگالی آن هم با ρ نشان داده شده است. اما محفظه سیم‌پیچ‌های ابرسانا دارای شکل پیچیده‌تری بوده و محاسبه افت فشار آن تا حدودی مشکل‌تر است. این کمیت می‌تواند با تحلیل نرم‌افزاری بصورت دقیق و یا با روابط تجربی و تقریبی بدست آید. به هر حال در ماشین مورد مطالعه، کل افت فشار سیال در حلقه برودتی با توجه به ماشین‌های مشابه، تقریباً برابر $\Delta P = 50^{kPa}$ تخمین زده می‌شود.

برای انتخاب پمپ، محاسبه کمیت‌های دیگری در سیستم نیز لازم است. یکی از این کمیت‌ها، محدوده تغییرات بار حرارتی و توان پمپ است. از آنجا که بار حرارتی سیستم دقیقاً ثابت نبوده و در

محدوده مشخصی تغییر می‌کند، سرعت جریان سیال نیز باید برای تنظیم دمای بخش‌های مختلف تا حدی قابل تغییر باشد. این تغییرات با استفاده از درایور فرکانس متغیر برای پمپ، امکان پذیر است. همچنین با توجه به دمای نسبتاً کم سیال و عملکرد پمپ در نیتروژن مایع، ملاحظات خاصی در ساختار پمپ ضروری است. مساله تثبیت فشار در سطح سیال درون محفظه پمپ، کنترل سرعت و توان پمپ و پیش‌بینی زمان راه‌اندازی سیستم از جمله عوامل موثر در انتخاب پمپ هستند که در اینجا از بررسی آن صرف‌نظر می‌شود.

۴-۳. ملزومات سیستم سردکننده

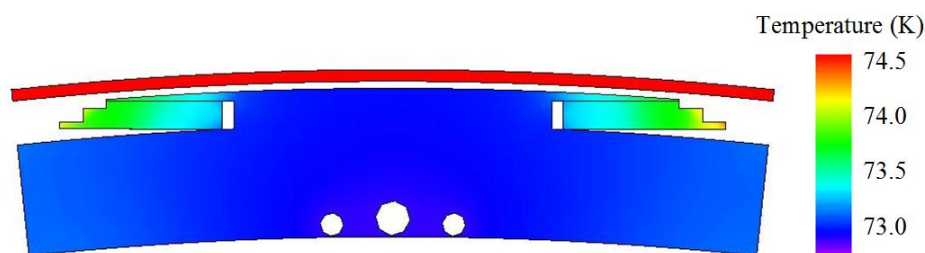
با توجه به اختلاف دمای شدید محیط سرد و گرم ماشین، عایق‌بندی اهمیت زیادی دارد. مطابق الگوریتم طراحی، روتور و سیم‌پیچ‌های ابرسانا توسط لایه‌ای از محفظه خلا پوشانده شده و از محیط خارج ایزوله می‌شوند. اما اتصال این قسمت به بیرینگ‌ها و نگه‌دارنده‌های مکانیکی اجتناب ناپذیر است. در این مورد معمولاً از رابط‌های فایبرگلاس برای تامین ارتباط مکانیکی با حداقل ارتباط حرارتی استفاده می‌شود. در شکل ۴-۱۱ یک نمونه از کاربرد رابط فایبرگلاس برای اتصال روتور سرد به محور گرم ماشین در یک موتور ابرسانای معمولی نشان داده شده است.



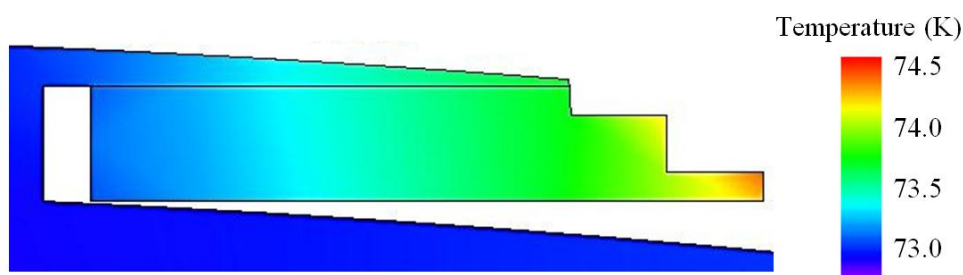
شکل ۴-۱۱: رابط فایبرگلاس برای ایزولاسیون حرارتی [۹۹]

۴-۴. تحلیل عملکرد سیستم سردکننده

در ساختار سیستم سردکننده انتخابی، لوله‌های حامل سیال سردکننده در هسته روتور جاسازی شده و توسط هدایت حرارتی در هسته روتور، حرارت سیم‌پیچ‌های ابرسانا را جذب می‌کنند. دمای این لوله‌ها بین ۷۰ تا ۷۳ کلوین است در حالی که مطابق الگوریتم طراحی الکترومغناطیسی، دمای سیم‌پیچ‌های ابرسانا نباید از ۷۵ کلوین تجاوز کند. این امر می‌تواند با استفاده از مدل حرارتی ماشین به روش اجزای محدود مورد بررسی قرار گیرد. اگر دمای سطح لوله‌های سیال سردکننده در بدترین شرایط برابر ۷۳ کلوین فرض شود، دمای هر نقطه از هسته روتور با استفاده از مدل اجزای محدود دوبعدی ماشین مشخص می‌شود. نتایج تحلیل حرارتی ماشین در شکل ۴-۱۲ نشان داده شده است. شکل ۴-۱۳ نیز توزیع دما در سطح مقطع سیم‌پیچ ابرسانا را نشان می‌دهد که حداکثر دما در این قسمت ۷۴/۴ کلوین است.



شکل ۴-۱۲: توزیع دما در سطح مقطع هسته روتور



شکل ۴-۱۳: توزیع دما در سطح مقطع سیم‌پیچ ابرسانا

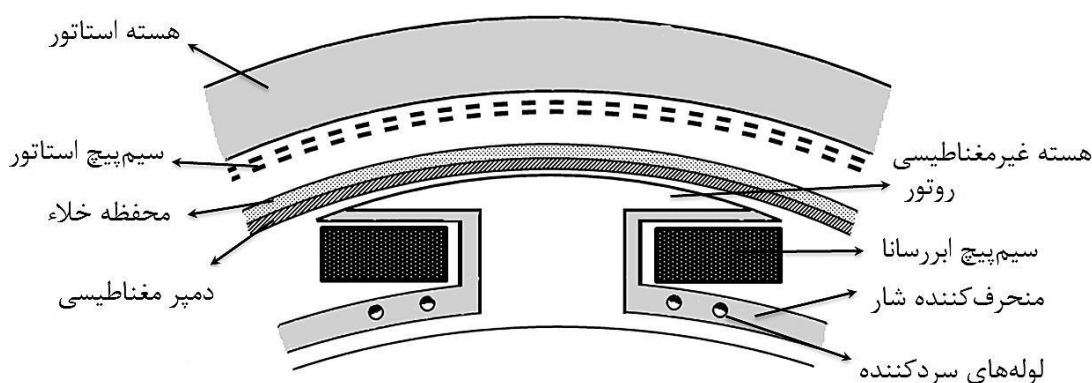
فصل پنجم

طراحی ماشین ابرسانای بدون هسته

یکی از بارزترین ویژگی‌های سیم‌پیچ‌های ابرسانا، امکان عبور جریان الکتریکی با چگالی نسبتاً زیاد است که تولید میدان‌های مغناطیسی قوی در ماشین‌های الکتریکی را میسر می‌کند. این میدان قوی می‌تواند بر رلوکتانس نسبتاً زیاد فاصله هوایی ماشین غلبه کرده و حتی در مواردی حذف تمام یا بخشی از هسته ماشین نیز امکان‌پذیر است. حذف هسته ماشین منجر به کاهش چشمگیری در وزن، حجم و هزینه تمام شده ساخت ماشین می‌شود. از این رو ساختارهای بدون هسته در ماشین‌های ابرسانا از محبوبیت ویژه‌ای برخوردارند. از سوی دیگر حذف هسته ماشین باعث افزایش رلوکتانس مسیر شار مغناطیسی، افزایش شار نشتی و سرانجام افزایش سیم‌پیچ مورد نیاز برای تحریک می‌شود که معایبی را برای ماشین به دنبال خواهد داشت. حذف هسته ماشین در موتورهای رانش لبه‌ای با مسائل ویژه‌ای مواجه است که در اینجا مورد بررسی قرار می‌گیرد. در این فصل، طراحی جدیدی از ماشین مورد مطالعه با حذف هسته روتور ارائه شده و مزایا و معایب طراحی بدون هسته با مقایسه دو ماشین، بررسی می‌شود.

۵-۱. انتخاب ساختار مناسب

یکی از مهم‌ترین مسائلی که با حذف هسته در ماشین‌های ابررسانا ایجاد می‌شود، پراکندگی شار پیوندی و عدم امکان هدایت آن در مسیر مطلوب است. این مساله باعث عدم امکان حذف همزمان هسته روتور و استاتور می‌شود و تقریباً در تمامی ماشین‌های ابررسانای بدون هسته^۱، حذف فقط یکی از این‌ها مورد توجه است. هنگامی که سیم‌پیچ ابررسانا در روتور قرار گرفته و استاتور با سیم‌پیچ معمولی ساخته می‌شود، حذف هسته روتور باعث افزایش کمتری در شار ناشی شده و هدایت شار مغناطیسی نسبت به حالتی که هسته استاتور حذف شود، در مسیر بهتری انجام می‌گیرد. از این رو ساختار بدون هسته روتور در ماشین‌های با روتور ابررسانا، متداول‌تر است [۹۲، ۱۰۰، ۱۰۱]. برای ماشین مورد مطالعه، یک ساختار بدون هسته مطابق شکل ۵-۱ در نظر گرفته شده است.



شکل ۵-۱: ساختار کلی ماشین ابررسانای بدون هسته

هسته روتور در ماشین‌های معمولی، علاوه بر هدایت شار مغناطیسی، بعنوان نگه‌دارنده و تامین‌کننده استقامت مکانیکی سیم‌پیچ تحریک و نیز انتقال دهنده حرارتی تلقی می‌شود. در واقع در ساختار ماشین بدون هسته، هسته فرومغناطیسی روتور با یک هسته غیرمغناطیسی جایگزین می‌شود. جنس این هسته می‌تواند از مواد سبک و مستحکم پلیمری یا مواد کامپوزیتی انتخاب شود تا بتواند در عین کاهش حجم و وزن ماشین، استحکام مکانیکی لازم در روتور را نیز تامین کند. از سوی دیگر

^۱ Coreless superconducting machines

حذف هسته مغناطیسی در ماشین ابررسانا منجر به پراکندگی و تغییر جهت شار و در نتیجه افزایش قابل توجه مولفه عمودی چگالی شار مغناطیسی روی سیم‌پیچ‌های ابررسانا می‌شود. جریان بحرانی سیم‌پیچ ابررسانا در این شرایط به شدت کاهش خواهد یافت. برای غلبه بر این مشکل معمولاً در ماشین‌های ابررسانای بدون هسته، از منحرف‌کننده‌های شار^۱ استفاده می‌شود [۹۹، ۱۰۰].

منحرف‌کننده شار در واقع یک یا چند صفحه فرومغناطیس و یا بخشی از هسته ماشین است که در اطراف یا بین سیم‌پیچ‌های ابررسانا قرار گرفته و جهت شار مغناطیسی را بگونه‌ای تغییر می‌دهد که مولفه عمودی شار روی سیم‌پیچ ابررسانا، کاهش یابد. در ساختار مورد نظر در شکل ۵-۱، بخشی از یوغ روتور، پایه و کفشک قطب از جنس فرومغناطیس در نظر گرفته شده و بعنوان منحرف‌کننده شار عمل می‌کند. علاوه بر این، منحرف‌کننده شار وظیفه انتقال حرارت را نیز به عهده می‌گیرد. از آنجا که هدایت حرارتی هسته غیرمغناطیسی روتور بسیار ضعیف است، لوله‌های سردکننده نمی‌توانند در این قسمت طراحی شوند. اما منحرف‌کننده شار در تماس مستقیم با سیم‌پیچ‌های ابررسانا بوده و لذا بهتر است مطابق شکل ۵-۱، از این بخش به برای جاسازی لوله‌های سردکننده استفاده شود.

۵-۲. طراحی ماشین بدون هسته

طراحی این ماشین با تغییرات جزئی در الگوریتم طراحی ارائه شده در فصل چهارم، امکان‌پذیر است. اولین مساله در طراحی، انتخاب پارامترهای اساسی یعنی چگالی شار فاصله هوایی و ضریب بارگذاری الکتریکی است. افزایش این پارامترها منجر به کاهش حجم و وزن ماشین و در عین حال افزایش ضخامت شعاعی ماشین می‌شود. مشکل افزایش ضخامت شعاعی، در ماشین ابررسانای بدون هسته، بسیار جدی‌تر است. افزایش رلوکتانس مسیر شار مغناطیسی ناشی از حذف هسته باعث می‌شود که تعداد دورهای مورد نیاز سیم‌پیچ تحریک برای تولید چگالی شار معین، افزایش یابد. در بسیاری از موارد، ماشین‌های ابررسانای بدون هسته با چگالی شار کمتری طراحی می‌شوند تا فشار بر

^۱ Flux diverter

تعداد دورهای سیم‌پیچ تحریک، کاهش یابد [۹۲، ۱۰۰]. در ماشین‌های رانش لبه‌ای، افزایش تعداد دورهای سیم‌پیچ تحریک مستقیماً منجر به افزایش ارتفاع قطب روتور و در نتیجه افزایش ضخامت شعاعی ماشین می‌شود. بنابراین یک ماشین رانش لبه‌ای بدون هسته در مقایسه با یک ماشین رانش لبه‌ای معمولی مشابه، دارای ضخامت شعاعی نسبتاً بیشتری است. این مساله باعث می‌شود تا مصالحه‌ای بین حجم ماشین و ضخامت شعاعی آن در یک ماشین ابررسانای رانش لبه‌ای بدون هسته صورت گیرد و این به انتخاب مقدار نسبتاً کمتر چگالی شار فاصله هوایی منجر می‌شود. اما انتخاب ضریب بارگذاری الکتریکی برای ماشین بدون هسته، تفاوت چندانی با ماشین معمولی ندارد. با توجه به توضیحات فوق، مقادیر چگالی شار فاصله هوایی و ضریب بارگذاری الکتریکی بصورت زیر انتخاب می‌شوند.

$$B_{ag} = 0.6^T \quad (۱-۵)$$

$$ac = 43801 \text{ A.turn/m} \quad (۲-۵)$$

فرآیند طراحی روتور برای ماشین بدون هسته نیز کم و بیش مشابه ماشین معمولی همراه با بعضی تغییرات و اصلاحات است. در اینجا یوغ روتور تنها برای تامین استحکام مکانیکی لازم برای سیم‌پیچ‌ها در نظر گرفته شده و لذا ضخامت آن می‌تواند نسبتاً کمتر باشد. با توجه به ابعاد، گشتاور اسمی و وزن تقریبی روتور، این پارامتر بصورت تجربی ۲۰ میلی‌متر فرض شده است. ضخامت منحرف‌کننده شار نیز با سعی و خطا در قسمت یوغ روتور ۱۰ میلی‌متر و در پایه قطب ۰/۰۵ عرض پایه در نظر گرفته شده است. مدل اجزای محدود ماشین نشان خواهد داد، منحرف‌کننده شار با این ابعاد می‌تواند چگالی مولفه عمودی شار مغناطیسی روی سیم‌پیچ ابررسانا را به کمتر از ۰/۴ تسلا کاهش دهد. این میدان باعث می‌شود تا جریان بحرانی سیم ابررسانای روتور که از همان مدل قبلی یعنی SCS3050 انتخاب شده است، به ۳۵٪ مقدار اولیه آن یعنی حدود ۲۶ آمپر، کاهش یابد. با در

نظر گرفتن یک حاشیه اطمینان مناسب، مقدار جریان اسمی سیم‌پیچ تحریک ماشین، برابر $I_f = 20^A$ فرض می‌شود.

مشابه ماشین معمولی، برای محاسبه ارتفاع قطب و تعداد دور سیم‌پیچ تحریک از یک حلقه تکراری مطابق شکل ۳-۹ استفاده می‌شود، با این تفاوت که در اینجا مسیر شار مغناطیسی در هسته غیرمغناطیسی روتور، نسبتاً پیچیده است و در قسمت‌های مختلف، طول و سطح مقطع آن متفاوت است. بنابراین رلوکتانس مسیر شار مغناطیسی در هر بخش از مسیر با رابطه جداگانه‌ای برآورد شده و آمپردور مورد نیاز تحریک با رابطه اصلاح شده‌ای بصورت زیر محاسبه می‌شود.

$$N_f I_f = (1 - k_{leak}) \cdot \varphi_{ip} \cdot \mathfrak{R} \\ = \frac{(1 - k_{leak}) \cdot B_{ip} \cdot t_p \cdot Ag}{\mu_0 \left(\frac{\theta_p + \theta_{ip}}{2} \right) \left(R_{is} - \frac{Ag}{2} \right)} + \frac{(1 - k_{leak}) \cdot B_{ip} \cdot t_p \cdot h_{pol}}{\mu_0 \left(\frac{t_p}{2} \right)} + \frac{0.5(1 - k_{leak}) \cdot B_{ip} \cdot t_p \cdot \theta_p \cdot R_{ir}}{\mu_0 \left(\frac{R_{ir}}{2} \right)} \quad (3-5)$$

بدیهی است حذف هسته روتور باعث افزایش میزان پراکندگی شار مغناطیسی و در نتیجه افزایش ضریب نشت شار روتور خواهد شد. این پارامتر پس از سعی و خطا برابر $k_{leak} \approx 0.09$ در نظر گرفته شده است. پس از چند مرحله تکرار طراحی، سرانجام پارامترهای روتور، طراحی شده و تعداد دور سیم‌پیچ تحریک $N_f = 3955$ دور بدست می‌آید. مطابق انتظار، این پارامتر نسبت به ماشین دارای هسته، افزایش چشمگیری داشته و چند برابر شده است. ارتفاع قطب نیز از ۱۲ میلی‌متر به ۳۳ میلی‌متر افزایش یافته است که تاثیر نامطلوبی بر ضخامت شعاعی ماشین خواهد گذاشت. به هر حال قسمت‌های اصلی هر قطب روتور شامل سیم‌پیچ ابررسانا، منحرف کننده شار و هسته غیرمغناطیسی بصورت نشان داده شده در شکل ۵-۲ است.

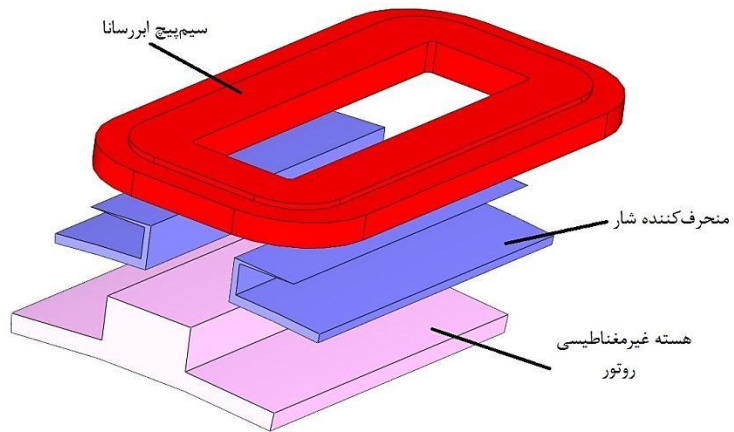
لوله‌های سیال سردکننده از دیگر اجزای روتور است که مطابق شکل ۵-۱ در منحرف کننده شار تعبیه می‌شوند. این لوله‌ها در کل ماشین روی یک دایره قرار گرفته بطوریکه بتوان مطابق شکل ۵-۳، توسط دو حلقه در ابتدا و انتهای هسته روتور، آنها را به یکدیگر متصل کرد.

طراحی استاتور، محاسبه طول محوری ماشین، سیم‌بندی آرمیچر و سایر محاسبات مطابق با الگوریتم ارائه شده در فصل چهارم برای ماشین دارای هسته، انجام می‌شود. انتظار می‌رود با توجه به مقدار کمتر چگالی شار فاصله هوایی در این ماشین، ضخامت یوغ استاتور نسبت به ماشین دارای هسته، کاهش یابد. البته کاهش چگالی شار مغناطیسی باعث افزایش طول محوری ماشین نیز خواهد شد. در شکل ۴-۵ قسمت‌های اصلی طرح نهایی موتور ابرسانای رانش لبه‌ای بدون هسته، نشان داده شده است.

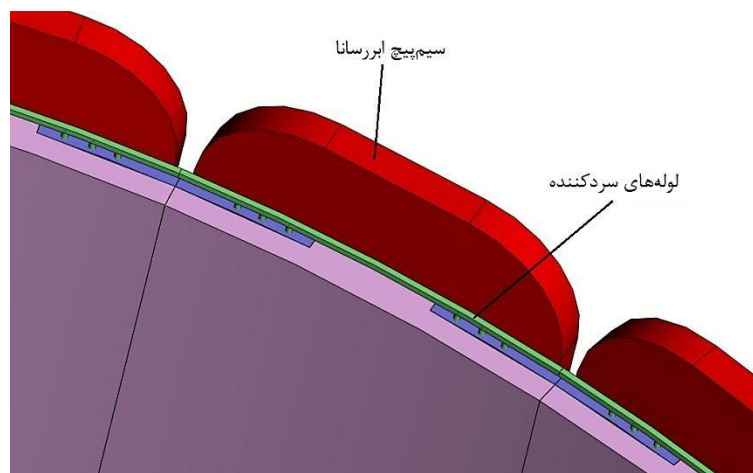
۳-۵. تحلیل عملکرد ماشین بدون هسته

مشابه ماشین هسته‌دار، به منظور ارزیابی صحت الگوریتم طراحی و ارزیابی الکترومغناطیسی ماشین، یک مدل اجزای محدود دو بعدی از دو قطب ماشین در محیط نرم‌افزار JMAG-Designer تحلیل می‌شود. در اولین مرحله توزیع چگالی شار مغناطیسی در حالت بی‌باری (جریان آرمیچر صفر) با اعمال جریان اسمی به سیم‌پیچ‌های تحریک ابرسانا، بررسی می‌شود. در شکل ۵-۵، توزیع چگالی شار مغناطیسی نشان داده شده است که با فرضیات و نتایج الگوریتم طراحی مطابقت دارد. در شکل ۶-۵ نیز توزیع مولفه عمود بر سطح چگالی شار روی سیم‌پیچ ابرسانا نشان داده شده است. بیشترین مقدار این پارامتر ۰/۳۱ تسلا است که از مقدار فرض شده در الگوریتم طراحی کمتر بوده و صحت عملکرد سیم‌پیچ ابرسانا را تضمین می‌کند. علاوه بر این، ضریب نشت شار مغناطیسی نیز با تعیین شار عبوری از هسته استاتور و روتور، مطابق رابطه (۴-۵) بدست می‌آید که با مقدار فرض شده در الگوریتم طراحی متناسب است.

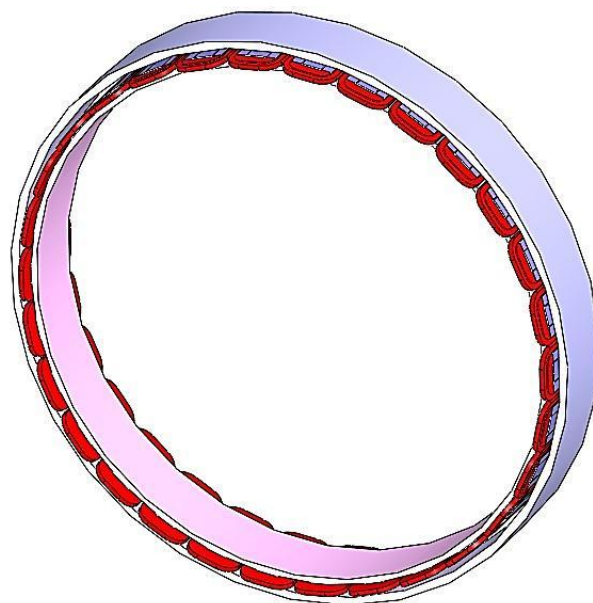
$$k_{leak} = 1 - \frac{\varphi_{st}}{\varphi_r} = 1 - \frac{0.0244}{0.0270} = 0.0903 \quad (4-5)$$



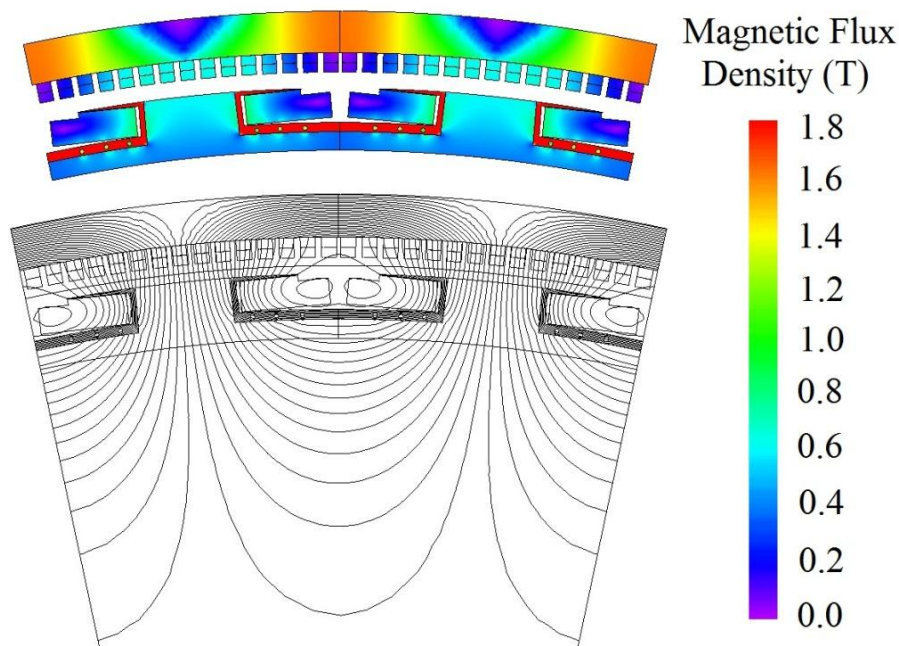
شکل ۲-۵: قسمت‌های اصلی هر قطب روتور



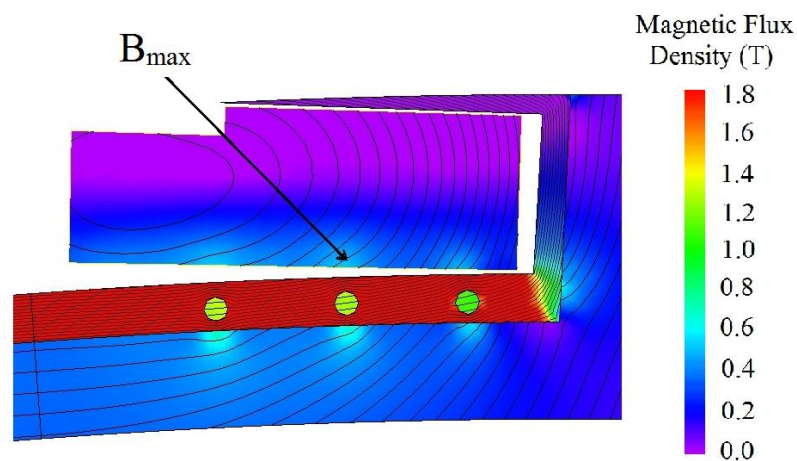
شکل ۳-۵: موقعیت لوله‌های سردکننده



شکل ۴-۵: نمای کلی هسته استاتور و روتور ماشین ابرسانای بدون هسته



شکل ۵-۵: توزیع چگالی شار مغناطیسی در قسمت‌های مختلف ماشین



شکل ۵-۶: توزیع مولفه عمود بر سطح چگالی شار مغناطیسی در سیم‌پیچ ابررسانا

مشابه ماشین هسته‌دار، بعضی از دیگر شاخص‌های عملکرد ماشین در شرایط تحت بار، با اعمال جریان اسمی به سیم‌پیچ‌های استاتور در مدل اجزای محدود به دست می‌آید. این شاخص‌ها شامل توزیع چگالی شار، زاویه قدرت در شرایط اسمی، گشتاور اسمی و تلفات سیم‌پیچ و هسته استاتور هستند که از تشریح مفصل آنها صرف‌نظر شده و تنها به ذکر نتایج در بخش بعدی اکتفا می‌شود.

۴-۵. مقایسه ماشین معمولی و ماشین بدون هسته

در جدول ۱-۵ مهم‌ترین پارامترهای ماشین بدون هسته و ماشین دارای هسته، مقایسه شده‌اند. این مقایسه حاکی از بهبود بعضی شاخص‌های عملکرد ماشین بدون هسته و در عین حال افول سایر شاخص‌ها نسبت به ماشین دارای هسته است. بعنوان نمونه، از آنجا که سعی شده تا حد امکان از افزایش ضخامت شعاعی ماشین جلوگیری شود، طول محوری ماشین افزایش یافته و در کل باعث افزایش ۸ درصدی حجم فعال ماشین شده است. علاوه بر این، مقدار سیم ابرسانای مورد نیاز برای سیم‌پیچ تحریک، افزایش یافته که منجر به افزایش هزینه ساخت موتور خواهد شد. اما از سوی دیگر، جایگزینی بخشی از هسته روتور با ماده غیرمغناطیسی، باعث کاهش وزن هسته روتور و کاهش وزن کل ماشین خواهد شد.

جدول ۱-۵: مقایسه موتور 2.5^{MW} و 220^{rpm} دارای هسته و بدون هسته

پارامتر	موتور با هسته	موتور بدون هسته
چگالی شار فاصله هوایی (T)	۰/۶۵	۰/۶
بارگذاری الکتریکی (A/m)	۴۳۸۸۳	۴۳۸۰۱
ضریب نشت شار	۰/۰۲۷	۰/۰۹
طول محوری هسته (mm)	۳۶۳	۳۹۳
ضخامت شعاعی ماشین (mm)	۱۵۰/۵	۱۵۰/۴
حجم فعال ماشین (m^3)	۰/۵۴۰۷	۰/۵۸۴۸
تلفات هسته استاتور (W)	۱۷۱۹۷	۱۶۹۶۳
زاویه بار (deg)	۱۳	۱۲
تعداد دور سیم‌پیچ ابرسانا	۱۱۵۳	۳۹۵۵
وزن هسته و سیم‌پیچ روتور (kg)	۱۷۲۶	۱۱۸۰

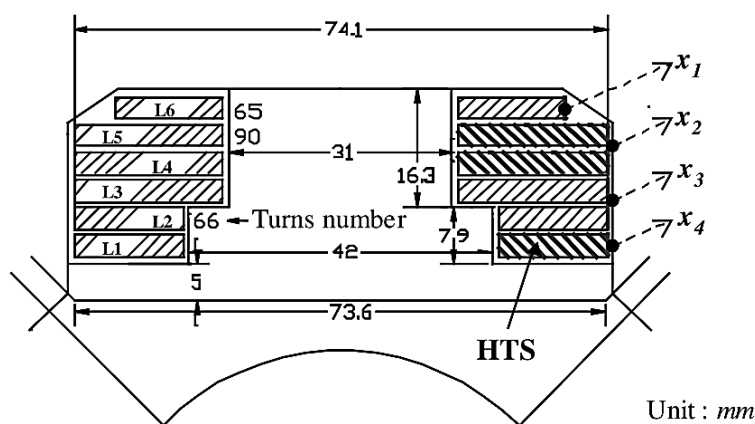
فصل ششم

بهینه‌سازی شکل و بهبود جریان بحرانی

سیم‌پیچ ابرسانا

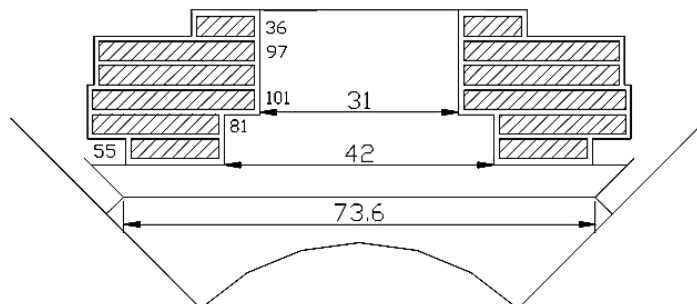
بسیاری از قابلیت‌های ماشین‌های ابرسانا به خاطر امکان عبور جریان نسبتاً زیاد از سیم‌پیچ‌های ابرسانا است. جریان بحرانی سیم‌پیچ ابرسانا، تابعی از دمای کاری سیم‌پیچ و حداکثر مولفه عمودی چگالی شار روی سیم‌پیچ ابرسانا است. اگرچه می‌توان با کاهش دمای کاری سیم‌پیچ، جریان بحرانی آن را افزایش داد، اما این مساله منجر به افزایش توان و اندازه سیستم سردکننده نیز خواهد شد. از سوی دیگر هدایت شار مغناطیسی در مسیر مطلوب بگونه‌ای که منجر به کاهش مولفه عمودی شار روی سیم‌پیچ ابرسانا شود، می‌تواند بصورت موثری اندازه جریان بحرانی سیم‌پیچ را افزایش دهد. در این فصل به بررسی روش‌های متداول برای کاهش شار عمودی روی سیم‌پیچ ابرسانا و مشکلات کاربرد این روش‌ها در ماشین‌های رانش لبه‌ای پرداخته می‌شود. علاوه بر این، روشی جدید برای کاهش شار عمودی ارائه می‌شود که کاملاً مناسب برای ماشین‌های ابرسانای رانش لبه‌ای است.

همزمان با پیدایش ماشین‌های ابرسانا، جریان بحرانی و شار عمودی روی سیم‌پیچ ابرسانا، توجه بسیاری از متخصصان را به خود جلب کرده است. تاکنون تلاش‌های زیادی برای کاهش مولفه عمودی شار، صورت گرفته است. با وجود شباهت‌های ظاهری در روش‌های کاهش شار مزبور، هر ماشین ابرسانا نیازمند تکنیک منحصر به فردی برای کاهش شار عمودی سیم‌پیچ است. اولین تلاش‌ها در این زمینه در اوایل قرن بیست و یکم بر روی یک ژنراتور سنکرون ۳ کیلووات آغاز شد [۱۰۲]. در شکل ۱-۶ سطح مقطع قطب و سیم‌پیچ‌های ابرسانای این ماشین نشان داده شده است.



شکل ۱-۶: سطح مقطع سیم‌پیچ ابرسانای یک ژنراتور ۳ کیلووات [۱۰۲]

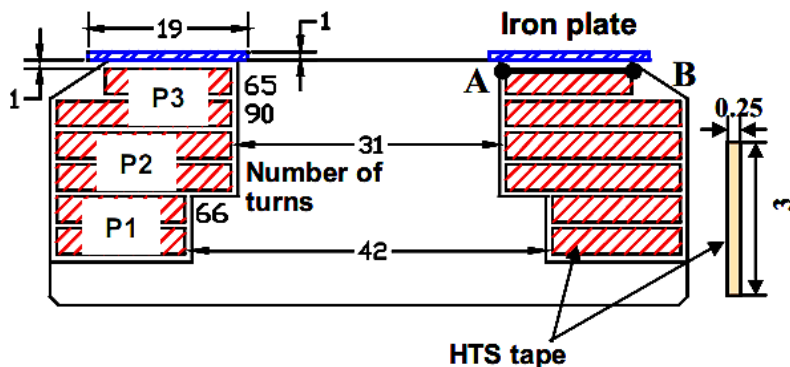
مطابق شکل ۱-۶، نقاط x_1 تا x_4 بعنوان متغیر انتخاب شده و موقعیت این نقاط با استفاده از روش سطحی پاسخ^۱ برای رسیدن به حداقل مولفه عمودی شار، بهینه‌سازی شد. در شکل ۲-۶ سطح مقطع سیم‌پیچ بهینه‌سازی شده این ماشین نشان داده شده است.



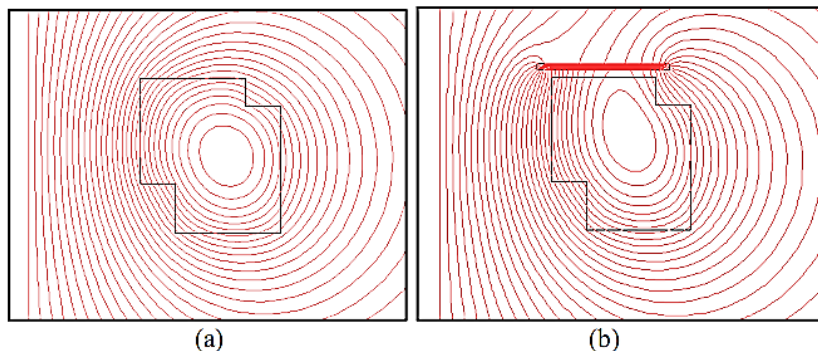
شکل ۲-۶: سطح مقطع بهینه‌سازی شده سیم‌پیچ ابرسانای ژنراتور ۳ کیلووات [۱۰۲]

¹ Response surface methodology

نتایج شبیه‌سازی نشان داد، کاربرد روش فوق باعث کاهش ۹/۷ درصدی در چگالی شار روی سیم‌پیچ ابررسانا می‌شود. علاوه بر این، افزودن یک صفحه فرومغناطیس روی سیم‌پیچ ابررسانا نیز می‌تواند کاهش قابل توجهی در چگالی شار عمودی ایجاد کند [۱۰۳]. در شکل ۳-۶ موقعیت این صفحه و در شکل ۴-۶ تاثیر آن در انحراف خطوط شار مغناطیسی، نشان داده شده است.



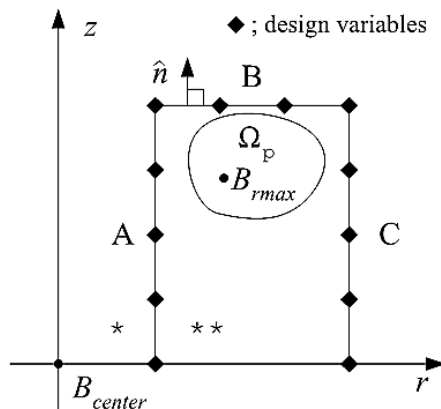
شکل ۳-۶: موقعیت صفحه فرومغناطیسی نسبت به سیم‌پیچ ابررسانا [۱۰۳]



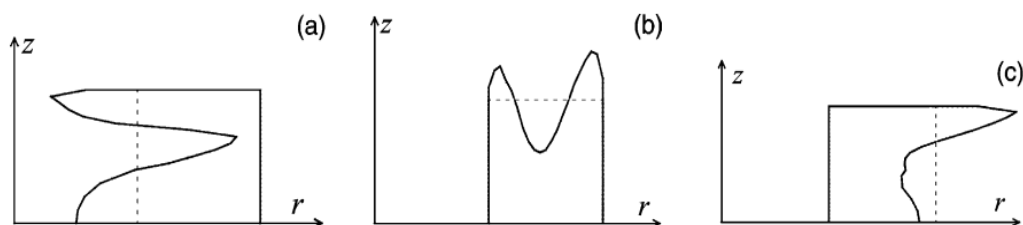
شکل ۴-۶: خطوط شار مغناطیسی، (a) بدون صفحه، (b) با صفحه فرومغناطیس [۱۰۳]

بصورت همزمان، تحقیق دیگری در زمینه کاهش شار عمودی سیم‌پیچ ابررسانا با استفاده از روش تحلیل حساسیت^۱ نیز انجام شد [۱۰۴]. در این روش، مجموعه‌ای از نقاط مطابق شکل ۵-۶ روی اضلاع مختلف سطح مقطع سیم‌پیچ ابررسانا فرض می‌شود. سپس موقعیت این نقاط با تحلیل حساسیت بگونه‌ای تغییر می‌کند که چگالی شار عمودی روی سیم‌پیچ به حداقل برسد. در شکل ۶-۶، نتایج این بهینه‌سازی برای هر ضلع از سطح مقطع سیم‌پیچ ابررسانا، بصورت جداگانه نشان داده شده است.

^۱ Sensitivity analysis method

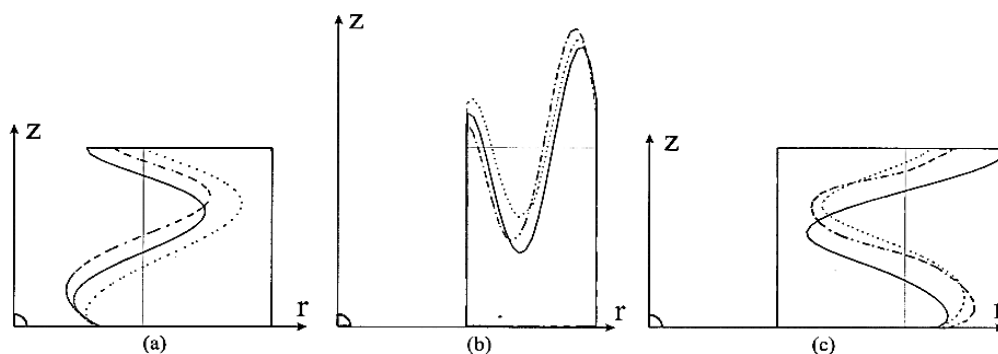


شکل ۶-۵: تعریف متغیرهای بهینه‌سازی (نقاط روی اضلاع سطح مقطع سیم‌پیچ) [۱۰۴]



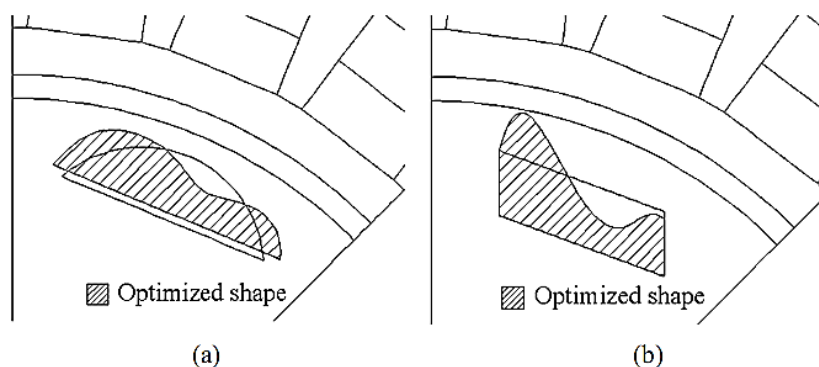
شکل ۶-۶: شکل بهینه هر یک از اضلاع سطح مقطع سیم‌پیچ ابرسانا [۱۰۴]

بعدا نشان داده شد، نتایج این بهینه‌سازی با در نظر گرفتن محدودیت‌ها و قیود مختلف نیز تقریباً یکسان است. بعنوان نمونه در شکل ۶-۷، نتایج بهینه‌سازی همین سیم‌پیچ با در نظر گرفتن قیودی مانند عدم تغییر حجم کل سیم‌پیچ، ثابت ماندن چگالی شار در مرکز سیم‌پیچ، و عدم تغییر انرژی ذخیره شده در سیم‌پیچ نشان داده شده است [۱۰۵].



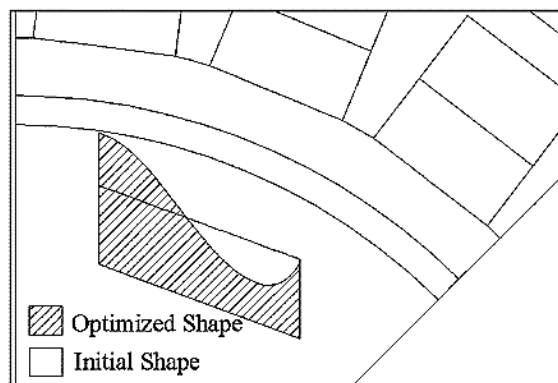
شکل ۶-۷: شکل بهینه اضلاع سطح مقطع سیم‌پیچ با قیود مختلف [۱۰۵]

این روش‌ها بعداً بهینه‌سازی شکل سیم‌پیچ^۱ نام گرفت و جایگاه خاصی در طراحی ماشین‌های ابرسانا پیدا کرد. مثلاً روش اخیر برای طراحی یک موتور ابرسانای ۱۰۰ اسب بخار بکار گرفته شد [۱۰۶]. در اینجا نیز بهینه‌سازی شکل روی ضلع خارجی سیم‌پیچ که در شکل ۶-۸ نشان داده شده است، منجر به سطح مقطعی مشابه شکل ۶-۷(c) شد که مطابق آن، این بهینه‌سازی حتی با شروع از شکل اولیه متفاوت نیز نتیجه تقریباً یکسانی دارد.



شکل ۶-۸: بهینه‌سازی شکل سیم‌پیچ موتور با شکل اولیه: (a) نیم‌دایره، (b) متوازی‌الاضلاع [۱۰۶]

علاوه بر این نشان داده شد بهینه‌سازی شکل سیم‌پیچ ابرسانای روتور برای دستیابی به حداکثر شار پیوندی نیز نتیجه مشابهی با شکل بهینه برای دستیابی به حداقل چگالی شار عمودی روی سیم‌پیچ دارد [۱۰۷]. در شکل ۶-۹، سطح مقطع بهینه مربوط به حداکثر شار پیوندی نشان داده شده است.

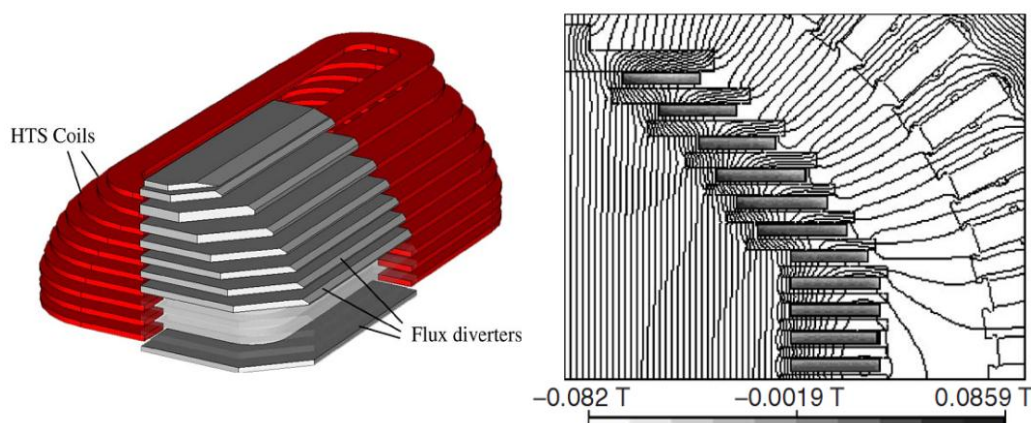


شکل ۶-۹: بهینه‌سازی شکل سیم‌پیچ موتور برای دستیابی به حداکثر شار پیوندی [۱۰۷]

^۱ Coil shape optimization

با این توضیحات می‌توان سطح مقطع نشان داده شده در شکل ۶-۹ را بعنوان یک شکل بهینه برای سیم‌پیچ ابررسانای روتور در ماشین‌های با ساختار مشابه، در نظر گرفت.

البته به موازات این تحقیقات، گروه‌های دیگری سعی کردند با جاسازی صفحات فرومغناطیسی در بین یا اطراف سیم‌پیچ ابررسانا (منحرف‌کننده شار^۱)، جهت خطوط شار مغناطیسی را منحرف کرده و چگالی شار عمودی روی سیم‌پیچ را کاهش دهند. نمونه‌ای از کاربرد این روش، یک ماشین ۱۰۰ کیلووات بدون هسته بود [۱۰۱]. در شکل ۶-۱۰، ساختار سیم‌پیچ‌های ابررسانای روتور این ماشین و نیز عملکرد منحرف‌کننده‌های شار در کاهش اندازه میدان عمودی روی سیم‌پیچ ابررسانا، نشان داده شده است.



شکل ۶-۱۰: ساختار روتور و موقعیت منحرف‌کننده‌های شار در ماشین ۱۰۰ کیلووات

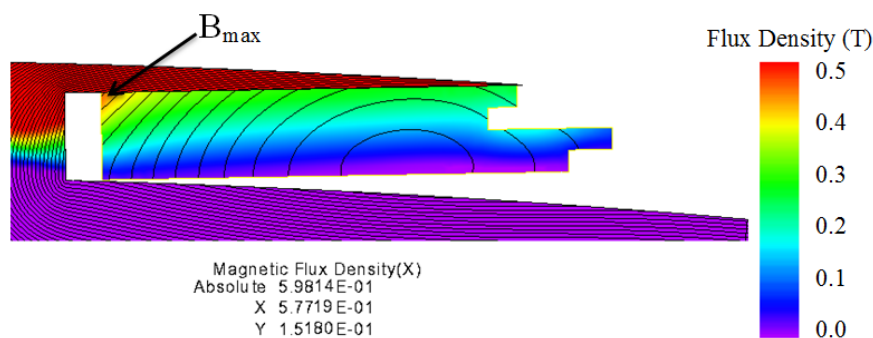
این گروه همچنین توانست با بهینه‌سازی ابعاد و موقعیت منحرف‌کننده‌های شار، کاهش بیشتری در چگالی شار عمودی سیم‌پیچ ایجاد کند. استفاده از منحرف‌کننده‌های شار در بین پنیک‌های ابررسانا، بعدها گسترش بیشتری یافت و بطور ویژه برای ماشین‌های ابررسانای بدون هسته، توسط محققان و طراحان زیادی بکار گرفته شد [۹۹، ۱۰۰]. اخیراً روش‌های کاهش شار عمودی روی سیم‌پیچ ابررسانا، مورد توجه خاصی قرار گرفته و مفاهیم جدیدی در این حوزه مطرح شده است [۱۰۸].

^۱ Flux diverter

با توجه به اهمیت کاهش چگالی شار عمودی روی سیم‌پیچ در عملکرد کلی ماشین‌های ابرسانا، این مساله در مورد ماشین مطرح در کار حاضر بررسی شده و در روش‌های کاهش چگالی شار عمودی روی سیم‌پیچ‌های ابرسانا، مطالعه شده است.

۶-۱. بررسی روش‌های کاهش میدان عمودی

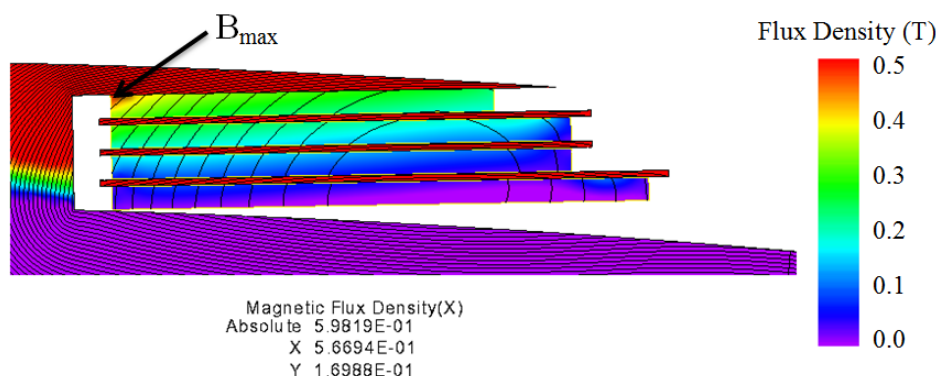
روش‌های شناخته شده برای کاهش مولفه عمودی شار روی سیم‌پیچ ابرسانا را می‌توان بطور کلی به دو دسته روش‌های بهینه‌سازی شکل و روش‌های استفاده از منحرف‌کننده شار، تقسیم‌بندی کرد. روش بهینه‌سازی شکل با روش‌هایی مانند سطح پاسخ یا تحلیل حساسیت انجام شده است که هر دوی آنها حتی در شرایط مختلف به شکل بهینه تقریباً یکسانی مطابق آنچه در شکل ۶-۹ نشان داده شده است، می‌انجامد. این شکل می‌تواند با رعایت قید حجم ثابت سیم‌پیچ، برای ماشین‌های ابرسانا با روتور قطب برجسته مورد استفاده قرار گیرد. در شکل ۶-۱۱، توزیع مولفه عمودی چگالی شار مغناطیسی با استفاده از این روش نشان داده شده است.



شکل ۶-۱۱: توزیع مولفه عمودی چگالی شار مغناطیسی با بهینه‌سازی شکل

مقایسه این شکل با شکل ۳-۲۵ نشان می‌دهد، تغییر محسوسی در اندازه حداکثر مولفه عمودی چگالی شار روی سیم‌پیچ ابرسانا صورت نگرفته است. این در حالی است که استفاده از روش بهینه‌سازی شکل برای بسیاری از ماشین‌های مذکور در بخش قبلی، موفقیت‌آمیز بوده است. به نظر می‌رسد دلیل این موضوع، ساختار خاص و نازک ماشین رانش لبه‌ای و ارتفاع بسیار کم قطب روتور است. به هر حال، این روش برای ماشین‌های رانش لبه‌ای از کارآیی لازم برخوردار نیست.

روش استفاده از منحرف‌کننده شار نیز با مشکلاتی در ماشین‌های رانش لبه‌ای همراه است. مطابق شکل ۶-۱۰، منحرف‌کننده‌های شار در بین پنیک‌های ابررسانا قرار می‌گیرند که این مساله باعث افزایش ضخامت کل سیم‌پیچ و در نتیجه افزایش ارتفاع قطب و ضخامت شعاعی ماشین می‌شود که بسیار نامطلوب است. بنابراین باید منحرف‌کننده‌های شار با ضخامت بسیار کم به کار رود. این مساله نیز باعث اشباع مغناطیسی شدید در منحرف‌کننده‌های شار و عدم کارایی مطلوب منحرف‌کننده‌ها می‌شود. با این توضیحات، ضخامت، شکل و موقعیت منحرف‌کننده‌های شار بصورت معقولی برای ماشین مورد مطالعه، انتخاب شده و تاثیر آن بر توزیع چگالی شار عمودی در شکل ۶-۱۲، نشان داده شده است.



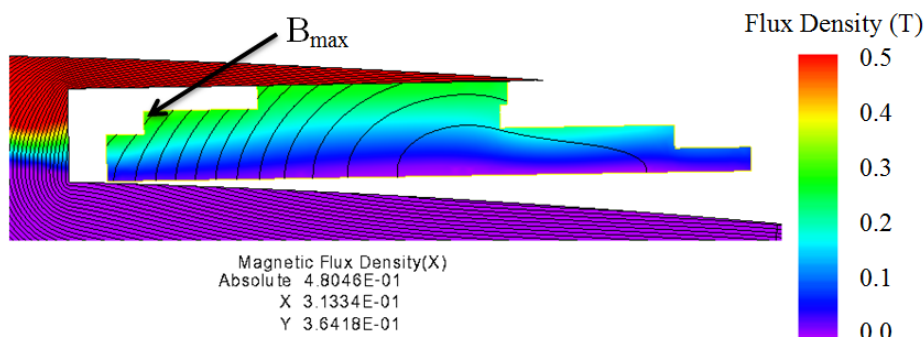
شکل ۶-۱۲: توزیع مولفه عمودی چگالی شار مغناطیسی با استفاده از منحرف‌کننده شار

مطابق شکل ۶-۱۲ و بر حسب انتظار، به دلیل اشباع شدید منحرف‌کننده‌های شار، تغییر محسوسی در شار عمودی سیم‌پیچ رخ نداده است. بررسی بسیاری از موارد کاربرد موفق منحرف‌کننده‌های شار در ماشین‌های ابررسانا نشان می‌دهد، همواره نسبت خاصی بین طول و عرض سطح مقطع منحرف‌کننده شار رعایت شده است [۹۹-۱۰۱]. متأسفانه به دلیل شکل نسبتاً تخت سیم‌پیچ ابررسانا در ماشین رانش لبه‌ای، توجه به این نسبت خاص باعث ضخامت نسبتاً زیاد منحرف‌کننده‌های شار و افزایش ارتفاع قطب تا چندین برابر می‌شود. با توجه به محدودیت‌های ابعادی در ماشین رانش لبه‌ای، به نظر می‌رسد استفاده از منحرف‌کننده‌های شار نیز تکنیک مناسبی برای کاهش چگالی شار عمودی در ماشین‌های رانش لبه‌ای نیست.

لازم به ذکر است که تاکنون ماشین ابررسانا با ساختار رانش لبه‌ای طراحی نشده است و در این رساله، اولین نمونه آن طراحی می‌شود. لذا دور از انتظار نیست که بسیاری از مسائل حاشیه‌ای مرتبط با ماشین‌های ابررسانا، در ساختار جدید با مشکلاتی مواجه شوند. از سوی دیگر، چگالی شار عمودی نسبتاً زیاد (۰/۶ تسلا) ماشین، باعث افت شدید جریان بحرانی سیم‌پیچ شده است بطوریکه نمی‌توان از این مساله صرف‌نظر کرد. در اینجا سعی می‌شود با ارائه روش‌های ابتکاری، اندازه چگالی شار عمودی روی سیم‌پیچ ابررسانا، تا حد امکان کاهش داده شود.

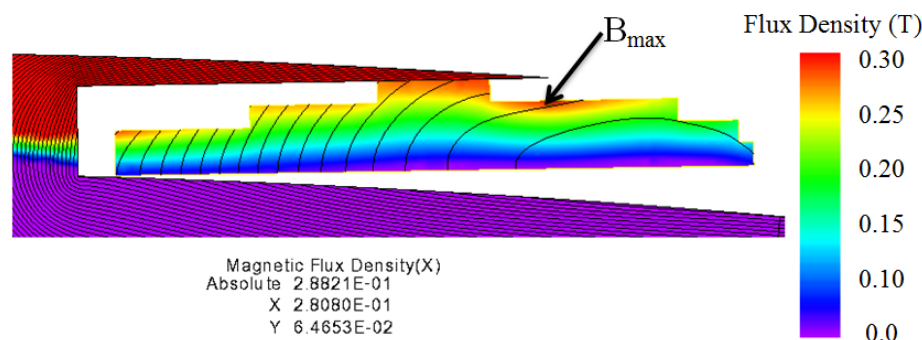
۲-۶. ارائه روشی جدید برای کاهش میدان عمودی

در ابتدا یک روش تکراری مبتنی بر سعی و خطا برای بهینه‌سازی شکل، مورد آزمایش قرار می‌گیرد. مطابق شکل ۳-۲۵، چگالی شار عمودی تنها در ناحیه بسیار کوچکی از گوشه سطح مقطع سیم‌پیچ ابررسانا، اندازه نسبتاً زیادی دارد ولی به دلیل اتصال سری کل سیم‌پیچ ابررسانا، سایر نواحی سیم‌پیچ با وجود میدان عمودی نسبتاً کم نیز باید با جریان کم تغذیه شود. اگر بخشی از سیم‌پیچ که در ناحیه با میدان شدید قرار گرفته است، به فضای آزاد با میدان کمتر انتقال یابد، با وجود تغییر جزئی در توزیع چگالی شار، اندازه حداکثر میدان عمودی روی سیم‌پیچ، کاهش خواهد یافت. شکل ۶-۱۳، تاثیر این جابجایی بر توزیع مولفه عمودی شار و کاهش قابل توجه چگالی شار عمود روی سیم‌پیچ ابررسانا را نشان می‌دهد.



شکل ۶-۱۳: توزیع مولفه عمودی شار با جابجایی بخشی از سیم‌پیچ

این جابجایی بر توزیع میدان فاصله هوایی نیز اثر گذاشته و در ماشین‌های ابررسانای معمولی می‌تواند به تغییر قابل توجهی در هارمونیک‌های ولتاژ القایی استاتور منجر شود. خوشبختانه شکل تخت سیم‌پیچ ابررسانا و ارتفاع نسبتاً کم قطب در ماشین‌های رانش لبه‌ای، باعث کاهش این اثر بر هارمونیک‌های ولتاژ استاتور می‌شود. با ادامه این فرآیند و جابجایی سیم‌پیچ‌های ابررسانا از نواحی با میدان قوی‌تر به فضاهای آزاد با میدان ضعیف‌تر، کاهش بیشتری در مولفه عمودی شار مغناطیسی حاصل می‌شود. در شکل ۶-۱۴، توزیع مولفه عمودی شار پس از تعداد کافی تکرار فرآیند فوق، نشان داده شده است.

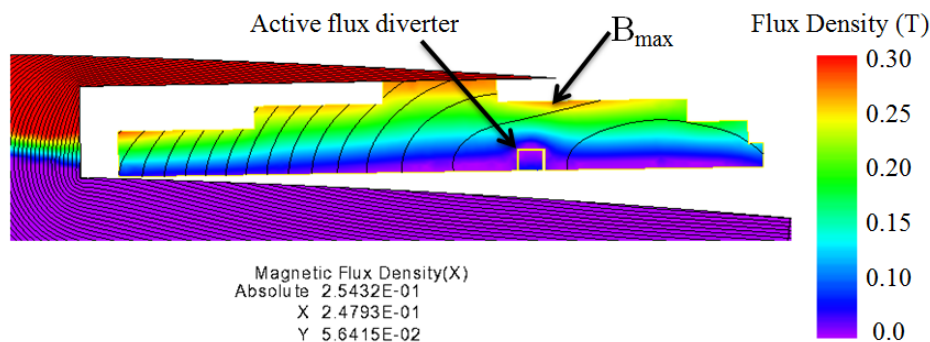


شکل ۶-۱۴: توزیع مولفه عمودی شار با جابجایی بخش‌هایی از سیم‌پیچ

در واقع در این فرآیند، شعاع داخلی و تعداد دورهای هر یک از پنکیک‌های ابررسانا، بعنوان متغیرهای طراحی انتخاب شده و عدم تغییر مجموع تعداد دورهای کل پنکیک‌ها بعنوان قید مساله تلقی می‌شود. با این فرمول‌بندی، روش‌های سنتی بهینه‌سازی شکل مانند سطحی پاسخ و تحلیل حساسیت و یا الگوریتم‌های بهینه‌سازی هوشمند نیز می‌توانند برای حل مساله مفید واقع شوند.

از سوی دیگر، به نظر می‌رسد با این الگوریتم نمی‌توان کاهش بیشتری در چگالی شار عمودی بدست آورد. لذا یک روش ابتکاری برای کاهش بیشتر میدان عمودی روی سیم‌پیچ ابررسانا، معرفی شده و مورد بررسی قرار می‌گیرد. در این روش ابتدا نقطه‌ای از سطح مقطع سیم‌پیچ که در آن بیشترین اندازه شار عمودی رخ می‌دهد، مطابق شکل ۳-۱۷ مشخص می‌شود. سپس برای تغییر جهت و انحراف مسیر شار مغناطیسی در این نقطه، در بخش‌هایی از سیم‌پیچ‌های اطراف آن، جهت

جریان الکتریکی تغییر می‌کند. قسمتی از سیم‌پیچ که قرار جهت جریان آن معکوس شود، بگونه‌ای انتخاب می‌شود که جهت شار مغناطیسی در نقطه حداکثر شار، تغییر کرده و در جهت موازی با سیم‌پیچ هدایت می‌شود. لذا اندازه میدان عمود بر سیم‌پیچ کاهش خواهد یافت. در شکل ۶-۱۵، جریان الکتریکی در قسمت کوچکی از سیم‌پیچ ابررسانا که در زیر نقطه حداکثر شار قرار گرفته است، تغییر جهت داده و تاثیر آن بر کاهش شار عمودی در نقطه حداکثر شار، نشان داده شده است. این قسمت در واقع ۱۵ دور از پنکیک تحتانی سیم‌پیچ ابررسانا است که با همان جریان اسمی سیم‌پیچ ابررسانا اما در جهت مخالف تغذیه می‌شود. از آنجا که این پنکیک کوچک مستقل با تغذیه جریان الکتریکی منجر به تغییر جهت شار مغناطیسی می‌شود، منحرف‌کننده شار فعال^۱ (AFD) نامگذاری شده است.



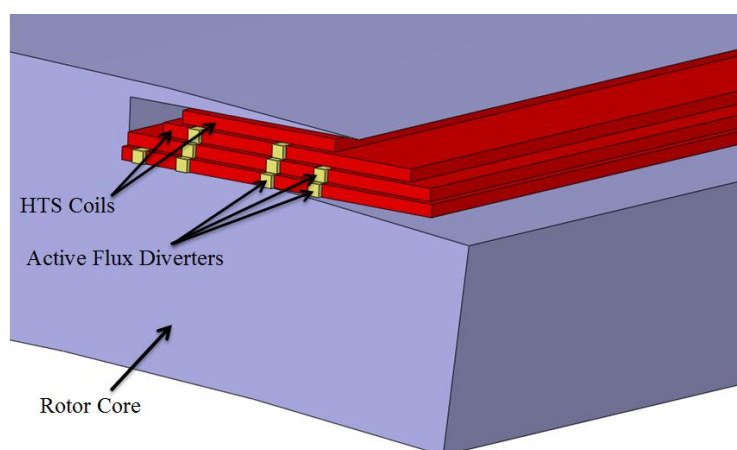
شکل ۶-۱۵: کاهش میدان عمودی با استفاده از AFD

اگرچه AFD می‌تواند جهت شار مغناطیسی را بصورت موثری کاهش دهد اما تاثیر آن بر کل شار فاصله هوایی، کاهش ۱۵ دور از سیم‌پیچ ابررسانا به اضافه ایجاد mmf معادل با ۱۵ دور در جهت مخالف با سیم‌پیچ اصلی است. این تاثیر نامطلوب باید با افزودن ۳۰ دور به کل سیم‌پیچ ابررسانا جبران شود.

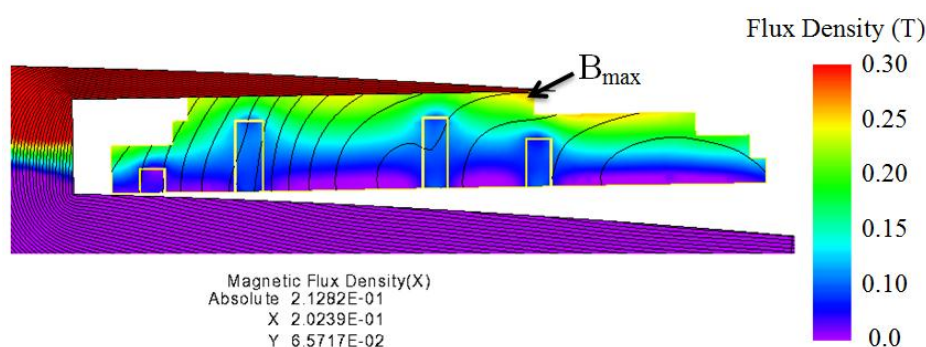
این فرآیند می‌تواند با تعیین پی در پی نقاط حداکثر شار عمودی و اختصاص AFD مناسب به هر نقطه ادامه یابد. در هر مرحله باید موقعیت AFD بصورت بهینه انتخاب شده و ابعاد آن تا حد

^۱ Active flux diverter (AFD)

ممکن کوچک باشد بگونه‌ای که تاثیر نامطلوب آن از لحاظ mmf معکوس، به حداقل برسد. در اینجا به نظر می‌رسد جایابی بهینه AFD از موضوعات تحقیقاتی جالب توجه در این زمینه باشد. به هر حال پس از مجموعه‌ای سعی و خطا برای ماشین مورد مطالعه، چهار ناحیه مجزا از سیم‌پیچ ابررسانای روتور به AFD اختصاص یافته که مجموعاً ۱۳۵ دور سیم‌پیچ را تشکیل می‌دهند. این مجموعه با افزودن ۲۷۰ دور سیم‌پیچ اضافی از لحاظ mmf معکوس، جبران‌سازی شده است. موقعیت AFDهای پیشنهادی و تاثیر آن بر توزیع مولفه عمودی چگالی شار مغناطیسی به ترتیب در شکل‌های ۱۶-۶ و ۱۷-۶ نشان داده شده است.



شکل ۱۶-۶: موقعیت AFDهای پیشنهادی برای ماشین مورد مطالعه



شکل ۱۷-۶: توزیع مولفه عمودی شار با استفاده از مجموعه AFD

سیم‌پیچ اضافی که برای جبران‌سازی mmf معکوس بکار رفته است، در کل باعث افزایش حجم ۲۳ درصدی سیم‌پیچ ابررسانا می‌شود در حالی که افزایش جریان بحرانی ناشی از کاهش میدان عمودی روی سیم‌پیچ ابررسانا، نسبتاً کمتر از این مقدار است. مطابق شکل ۱۷-۶، حداکثر چگالی شار

عمودی به حدود ۰/۲ تسلا کاهش یافته است که با توجه به مشخصه سیم SCS3050، جریان بحرانی آن به حدود ۳۷ آمپر افزایش می‌یابد. با این مقدار جدید جریان بحرانی، ماشین مورد مطالعه باید مجدداً طراحی شود که قطعا در طراحی مجدد، سبک‌تر، کم‌حجم‌تر و ارزان‌تر خواهد شد.

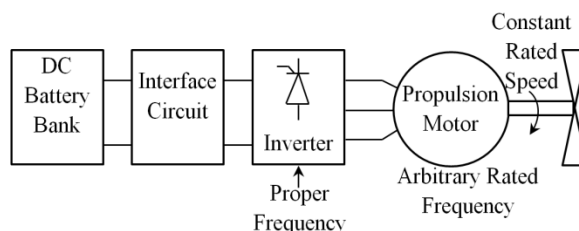
نکته مهم دیگر آن است که مطابق شکل ۶-۱۷، سیم‌پیچ‌هایی که بعنوان AFD در نظر گرفته شده‌اند، چگالی شار بسیار کم یعنی کمتر از ۰/۱ تسلا را دارند. بنابراین این سیم‌پیچ‌ها می‌توانند با جریان نسبتاً زیادتری نسبت به سیم‌پیچ اصلی تحریک، تغذیه شوند. افزایش جریان AFD منجر به کاهش تعداد دور آن و در نتیجه کاهش حجم کلی سیم‌پیچ ابررسانا خواهد شد. علاوه بر این، از آنجا که پنکیک‌های مختلف سیم‌پیچ ابررسانا در سطوح چگالی شار متفاوتی قرار گرفته‌اند، تغذیه مستقل هر پنکیک با جریان متفاوت باعث استفاده موثرتر از قابلیت حمل جریان الکتریکی سیم‌های ابررسانا شده و تعداد دور کل سیم‌پیچ و حجم آن را کاهش می‌دهد. البته این مساله مستلزم استفاده از دو یا چند منبع تغذیه مستقل برای سیم‌پیچ تحریک است که منجر به افزایش هزینه ساخت، تعداد اتصالات و پیچیدگی ماشین خواهد شد.

فصل هفتم**انتخاب بهینه فرکانس طراحی**

پارامترهای اسمی یک موتور الکتریکی شامل توان، ولتاژ، فرکانس و سرعت است که وابسته به شرایط محیط، منبع تغذیه و کاربرد است. بعنوان نمونه، توان و سرعت اسمی یک موتور معمولاً با توجه به بار انتخاب می‌شود. همچنین ولتاژ و فرکانس اسمی با توجه به منبع تغذیه در دسترس انتخاب می‌شود. برای یک موتور پیشران شناوری، توان و سرعت اسمی موتور تابعی از توان و سرعت اسمی پروانه پیشران است اما ولتاژ و فرکانس اسمی موتور با توجه به منبع تغذیه اینورتری، در بازه محسوسی قابل تغییر است. فرکانس اسمی موتور از جمله پارامترهایی است که تاثیر قابل توجهی بر ابعاد ماشین، مولفه‌های مختلف تلفات و بطور ویژه، عملکرد سیستم درایو، دارد. در این فصل تاثیر فرکانس اسمی بر عملکرد موتور و سیستم درایو مورد بررسی قرار گرفته و یک فرکانس بهینه برای طراحی موتور، انتخاب می‌شود.

۱-۷. ساختار موتور و سیستم تغذیه

سیستم‌های پیشران الکتریکی به کار رفته در شناورهای دریایی، شامل سه بخش اصلی منبع تغذیه DC، اینورتر و موتور پیشران هستند. ساختار کلی یک سیستم پیشران با تغذیه اینورتری در شکل ۱-۷ نشان داده شده است.



شکل ۱-۷: ساختار کلی موتور و سیستم تغذیه اینورتری

منبع تغذیه این سیستم متشکل از مجموعه‌ای از باتری‌های اسید-سربی، لیتیوم-یون یا انواع دیگری از باتری‌هاست که با اتصالات خاصی بصورت سری یا موازی قرار گرفته و در کل می‌تواند بصورت یک منبع DC با ولتاژ ثابت در نظر گرفته شود. سیستم درایو در واقع یک اینورتر سوئیچی متشکل از ادوات نیمه‌هادی قدرت برای تبدیل ولتاژ DC به AC مناسب برای عملکرد موتور می‌باشد. توان، ولتاژ و فرکانس اسمی سیستم درایو باید متناسب با پارامترهای اسمی موتور پیشران انتخاب شود. موتور پیشران نیز متناسب با پارامترهای اسمی پروانه پیشران طراحی می‌شود.

در بسیاری از کاربردها که موتور الکتریکی به یک شبکه قدرت متصل می‌شود، ولتاژ و فرکانس اسمی موتور برابر با ولتاژ و فرکانس اسمی شبکه انتخاب می‌شود، زیرا تغییر ولتاژ یا فرکانس، مستلزم صرف هزینه و تجهیزات اضافی است. اما در ساختار شکل ۱-۷، ولتاژ و فرکانس خروجی اینورتر در بازه نسبتاً گسترده‌ای قابل تغییر است. لذا اجباری برای اختصاص یک مقدار خاص به ولتاژ و فرکانس اسمی موتور وجود ندارد. مقدار بهینه ولتاژ با مصالحه‌ای بین راندمان و قابلیت اطمینان انتخاب می‌شود. در واقع مقادیر بیشتر ولتاژ برای طراحی موتور پیشران بهتر است اما همواره برای دستیابی به سطح مشخصی از قابلیت اطمینان سیستم، تعدادی از باتری‌ها بصورت موازی قرار گرفته و لذا ولتاژ خروجی این مجموعه محدود می‌شود.

انتخاب بهینه فرکانس، نیازمند بررسی دقیق‌تر مشخصات و حساسیت مولفه‌های مختلف تلفات سیستم است. پارامترهایی مانند تلفات هسته استاتور یا تلفات سوئیچینگ سیستم درایو، بصورت مستقیم متأثر از فرکانس کاری سیستم هستند. از سوی دیگر، تغییر فرکانس طراحی معمولاً منجر به تغییر ابعاد ماشین و بویژه تغییر ضخامت شعاعی آن می‌شود و این بر عملکرد هیدرودینامیکی پیشران و تلفات نیروی مقاوم آب^۱ تاثیر می‌گذارد. مقدار بهینه برای فرکانس طراحی می‌تواند بگونه‌ای انتخاب شود که مجموع تلفات متأثر از فرکانس، به حداقل مقدار ممکن برسد. البته پارامترهایی مانند نویز الکترومغناطیسی، نویز مکانیکی و ریپل گشتاور نیز در انتخاب فرکانس بهینه طراحی، اهمیت دارند که در اینجا از بررسی این موارد صرف‌نظر می‌شود.

۷-۲. طراحی موتور در فرکانس‌های مختلف

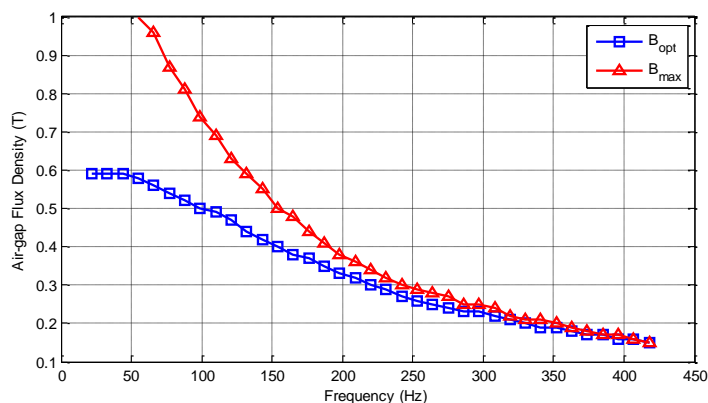
برای انتخاب فرکانس طراحی بهینه، باید الگوریتم طراحی موتور با فرکانس‌های اسمی مختلف، تکرار شده و با مقایسه طرح‌های بدست آمده، بهترین آنها انتخاب شود. در فرآیند طراحی همه ماشین‌های الکتریکی، تعدادی پارامتر اختیاری وجود دارد که باید در هر فرکانس بصورت مناسبی انتخاب شوند. انتخاب مناسب‌ترین مقدار برای پارامترهای اختیاری در فرکانس‌های مختلف، نسبتاً دشوار است و باید مطابق معیار مشخصی صورت پذیرد.

۷-۲-۱- انتخاب مناسب پارامترهای اختیاری

چگالی شار فاصله هوایی و ضریب بارگذاری الکتریکی، مهم‌ترین پارامترهای اختیاری ماشین‌اند. انتخاب مقادیر بزرگتر برای این پارامترها، منجر به افزایش ضخامت شعاعی ماشین و در عین حال کاهش طول محوری و حجم کلی ماشین می‌شود. از طرف دیگر، اگر چگالی شار فاصله هوایی افزایش یابد، تعداد دوره‌های مورد نیاز سیم‌پیچ تحریک افزایش خواهد یافت که منجر به افزایش فضای مورد نیاز سیم‌پیچ و در نتیجه افزایش ارتفاع قطب روتور می‌شود. میزان شار نشتی روتور تابعی از ساختار

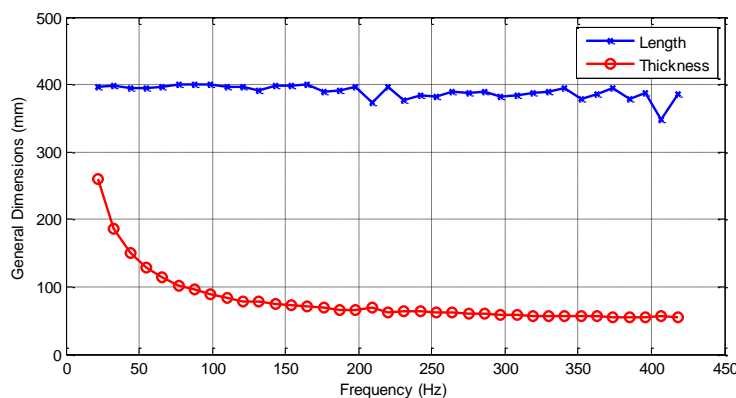
^۱ Drag loss

هندسی هسته و سیم‌پیچ تحریک بوده و با افزایش ارتفاع قطب، زیاد می‌شود. بنابراین تعدادی دور اضافی در سیم‌پیچ تحریک برای جبران شار نشتی روتور، لازم است. این سیم‌پیچ اضافی، افزایش بیشتر ارتفاع قطب و افزایش شار نشتی را به دنبال دارد. معمولاً اگر چگالی شار فاصله هوایی از مقدار مشخصی بیشتر شود، فرآیند مذکور به واگرایی می‌انجامد. بنابراین همواره حداکثر مقدار ممکن برای چگالی شار فاصله هوایی وجود دارد که در مراجع دیگری نیز گزارش شده است [۱۰۹]. این محدودیت در فرکانس‌های زیادتر، جدی‌تر است زیرا با افزایش فرکانس اسمی، تعداد قطب‌های ماشین نیز افزایش یافته و فاصله بین آنها کمتر و ضریب نشت شار، بیشتر می‌شود. البته معمولاً نمی‌توان چگالی شار فاصله هوایی را تا نزدیک به حداکثر مقدار آن افزایش داد، زیرا ضخامت شعاعی ماشین زیاد می‌شود. برای دستیابی به حداقل ضخامت شعاعی، بهتر است اندازه چگالی شار فاصله هوایی، از مقداری نسبتاً کم آغاز شده و با تکرار طراحی تا جایی افزایش یابد که طول محوری ماشین از مقدار مشخصی کمتر شود. بدیهی‌ست ضریب بارگذاری الکتریکی نیز باید برای هر مقدار از چگالی شار فاصله هوایی، در مقداری نسبتاً زیاد، تنظیم شود. به نظر می‌رسد این روش، مناسب‌ترین انتخاب برای پارامترهای اساسی در ماشین‌های رانش لبه‌ای بوده و در فرکانس‌های مختلف قابل اجراست. در شکل ۷-۲، مناسب‌ترین مقدار چگالی شار فاصله هوایی در فرکانس‌های مختلف، به همراه حداکثر مقدار ممکن آن، نشان داده شده است.



شکل ۷-۲: مقادیر حداکثر و بهینه چگالی شار فاصله هوایی در فرکانس‌های مختلف

مطابق انتظار، با این انتخاب، طول محوری ماشین در فرکانس‌های اسمی مختلف از مقدار مشخصی فراتر نرفته است و ضخامت شعاعی آن، حداقل مقدار ممکن است. البته در فرکانس مشخصی، حداکثر مقدار چگالی شار و مقدار بهینه آن با یکدیگر برابر می‌شوند که اگر فرکانس اسمی بیشتر از این مقدار شود، ناگزیر طول محوری ماشین از حداکثر مقدار تعیین شده، تجاوز خواهد کرد. تغییرات طول محوری و ضخامت شعاعی ماشین با تغییر فرکانس اسمی، در شکل ۳-۷ نشان داده شده است.



شکل ۳-۷: طول محوری و ضخامت شعاعی ماشین در فرکانس‌های مختلف

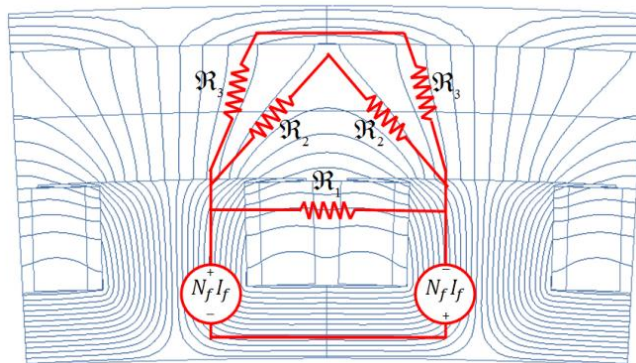
با توجه به مقادیر ممکن چگالی شار فاصله هوایی در فرکانس‌های مختلف، محدوده جستجو برای فرکانس بهینه باید شامل مقادیر کمتر از ۴۰۰ هرتز باشد. از سوی دیگر، سرعت اسمی ماشین با رابطه زیر به تعداد قطب‌ها و فرکانس نامی وابسته است.

$$n_r = \frac{120 f}{p} \quad (۱-۷)$$

با توجه به سرعت اسمی ثابت ماشین، مقادیر مجاز فرکانس‌های اسمی با تغییر تعداد قطب‌ها از رابطه (۱-۷) بدست می‌آیند. مقادیر صحیح این مجموعه، بصورت مضارب ۱۱ است. با توجه به این موضوع، مجموعه فرکانس‌های منتخب برای جستجوی طرح بهینه بصورت مضارب ۱۱ متعلق به بازه ۲۲ تا ۴۱۸ هرتز، انتخاب شده است.

۷-۲-۲- محاسبه ضریب نشت شار مغناطیسی

ضریب نشت شار مغناطیسی روتور از جمله پارامترهایی است که مقدار آن در فصل چهارم با سعی و خطا تعیین شد. اما اگر قرار باشد فرآیند طراحی موتور به ازای مجموعه گسترده‌ای از فرکانس‌های اسمی تکرار شود، تعیین ضریب نشت شار برای هر طرح با روش سعی و خطا بطور غیر معقولی زمان‌بر است. برای بسیاری از ساختارهای معمول ماشین‌های الکتریکی، روابط تحلیلی برای محاسبه تقریبی ضریب نشت شار وجود دارد [۱۱۰، ۱۱۱]. اما در مورد ماشین رانش لبه‌ای، رابطه‌ای برای تعیین تحلیلی این پارامتر ارائه نشده است. در اینجا با توجه به مسیر عبور شار مغناطیسی، مدار معادل مغناطیسی ماشین رانش لبه‌ای مطابق شکل ۷-۴ فرض می‌شود.



شکل ۷-۴: مدار معادل مغناطیسی ماشین رانش لبه‌ای

با توجه به ساختار نسبتاً نازک و ضخامت شعاعی کم ماشین رانش لبه‌ای، هر یک از رلوکتانس‌های نشان داده شده در شکل ۷-۴، با روابط زیر تخمین زده می‌شوند.

$$\mathfrak{R}_1 = \frac{1}{\mu_0 \cdot L} \times \frac{2 \times 1.1 \times Ag}{\frac{t_p}{2.5} + \frac{y_p}{2.1}} \quad (۲-۷)$$

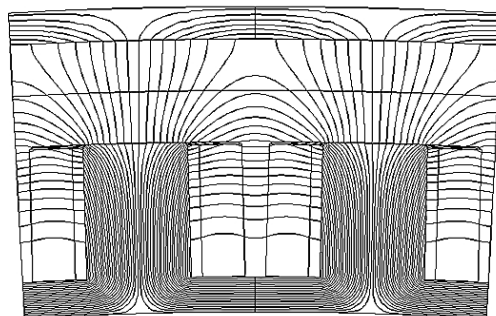
$$\mathfrak{R}_2 = \frac{1}{\mu_0 \cdot L} \times \frac{\sqrt{(y_p - t_p)^2 + Ag^2}}{Ag} \quad (۳-۷)$$

$$\mathfrak{R}_3 = \frac{1}{\mu_0 \cdot L} \times \frac{y_p - t_p}{0.9 \times h_{pole}} \quad (۴-۷)$$

اکنون می‌توان ضریب نشت شار را با توجه به شکل ۷-۴، بصورت زیر محاسبه کرد.

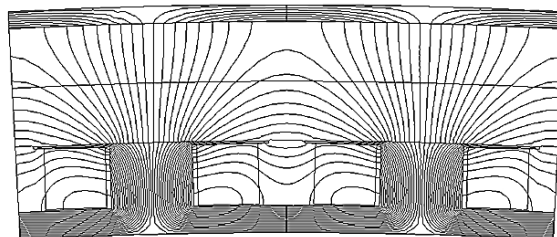
$$k_{leak} = \frac{\mathfrak{R}_1 \mathfrak{R}_2 + \mathfrak{R}_1 \mathfrak{R}_3}{\mathfrak{R}_1 \mathfrak{R}_2 + \mathfrak{R}_1 \mathfrak{R}_3 + \mathfrak{R}_2 \mathfrak{R}_3} \quad (5-7)$$

این رابطه برای طراحی موتور رانش لبه‌ای در فرکانس‌های مختلف با مقادیر بسیار متفاوتی از ارتفاع قطب، تعداد قطب‌ها و تعداد دور سیم‌پیچ تحریک مورد استفاده قرار می‌گیرد. بنابراین باید در شرایط مختلف، دقت رابطه فوق در حد قابل قبولی باشد. برای ارزیابی این مساله، ضریب نشت شار مغناطیسی برای چند طرح کاملاً متفاوت از ماشین رانش لبه‌ای و در فرکانس‌های مختلف، با استفاده از رابطه (۵-۷) محاسبه شده و سپس با نتایج بدست آمده از مدل اجزای محدود هر یک از طرح‌ها مقایسه شده است. نتایج این بررسی که در شکل‌های ۷-۵ تا ۷-۸ نشان داده شده است، دقت قابل قبول رابطه تحلیلی ارائه شده برای تخمین ضریب نشت شار مغناطیسی روتور در ماشین رانش لبه‌ای را نشان می‌دهد.



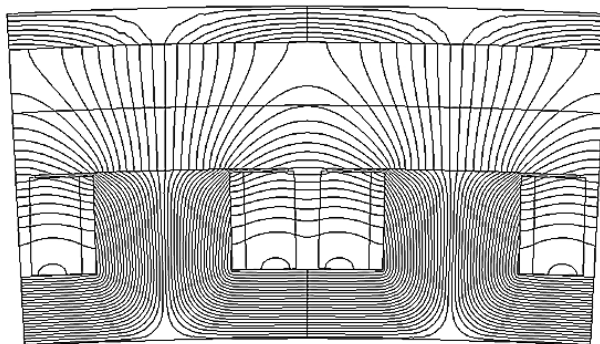
$$k_{leak} = 1 - \frac{0.00367}{0.00963} = 0.618$$

شکل ۷-۵: مقدار ضریب نشت شار با استفاده از رابطه تحلیلی $k_{leak} = 0.629$



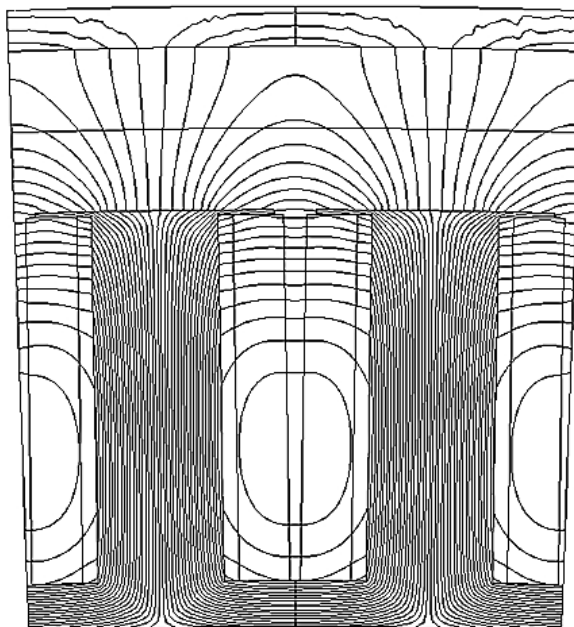
$$k_{leak} = 1 - \frac{0.00321}{0.00771} = 0.583$$

شکل ۷-۶: مقدار ضریب نشت شار با استفاده از رابطه تحلیلی $k_{leak} = 0.566$



$$k_{leak} = 1 - \frac{0.00356}{0.0108} = 0.67$$

شکل ۷-۷: مقدار ضریب نشت شار با استفاده از رابطه تحلیلی $k_{leak} = 0.681$



$$k_{leak} = 1 - \frac{0.00155}{0.00725} = 0.786$$

شکل ۷-۸: مقدار ضریب نشت شار با استفاده از رابطه تحلیلی $k_{leak} = 0.803$

با توجه به انتخاب پارامترهای اساسی ماشین و رابطه ارائه شده برای محاسبه ضریب نشت شار، می‌توان الگوریتمی مطابق شکل ۳-۴ را برای طراحی ماشین در مجموعه فرکانس‌های منتخب (۲۲ تا ۴۱۸ هرتز) بکار گرفت. البته متغیرهای دیگر مانند نوع سیم ابررسانا، جریان بحرانی و نقشه سیم‌پیچی استاتور برای طرح‌های مختلف، ثابت فرض می‌شوند. فرکانس بهینه، با بررسی تغییرات مولفه‌های مهم تلفات در فرکانس‌های مختلف، تعیین می‌شود.

۷-۳. تلفات متاثر از فرکانس در بخش‌های مختلف ماشین

تلفات یک سیستم پیشران شامل مولفه‌های مختلفی است که هر یک از آنها وابسته به عوامل متفاوتی از قبیل پارامترهای اسمی طراحی یا شرایط عملکردند. بعضی از مولفه‌های تلفات، با تغییر فرکانس اسمی، تغییر نمی‌کنند. بعنوان نمونه تلفات چرخشی موتور تابعی از سرعت چرخش بوده و به فرکانس اسمی ارتباطی ندارد. اما بعضی دیگر مانند تلفات کلیدزنی سیستم درایو، تلفات سیم‌پیچ و تلفات هسته تابعی از عوامل مختلف از جمله فرکانس اسمی ماشین هستند. علاوه بر این، فرکانس اسمی سیستم پیشران بر ابعاد موتور نیز تاثیر می‌گذارد و باعث تغییر در تلفات نیروی مقاوم آب نیز می‌شود. در اینجا تاثیر فرکانس بر مولفه‌های مختلف تلفات بررسی شده و چگونگی تغییرات هر یک تعیین می‌شود.

۷-۳-۱- تلفات نیروی مقاوم آب

تغییرات فرکانس خروجی بر ضخامت شعاعی و طول محوری ماشین تاثیر می‌گذارد و لذا تلفات هیدرولیکی ناشی از جریان آب را تغییر می‌دهد. نیروی مقاوم آب که بر یک جسم متحرک در سیال وارد می‌شود، در یک جریان آب آرام با رابطه زیر بیان می‌شود [۱۱۲].

$$F_d = \frac{1}{2} \rho v^2 C_d A \quad (۶-۷)$$

که در آن $\rho = 998.2 \text{ kg/m}^3$ چگالی آب دریا، v سرعت حرکت سیال، A سطح مقطع جسم در صفحه عمود بر مسیر حرکت، و C_d ضریب نیروی مقاوم^۱ می‌باشد. این ضریب تابعی از عدد رینولدز^۲ است که بصورت زیر تعریف می‌شود.

$$\text{Re} = \frac{v D}{V_k} \quad (۷-۷)$$

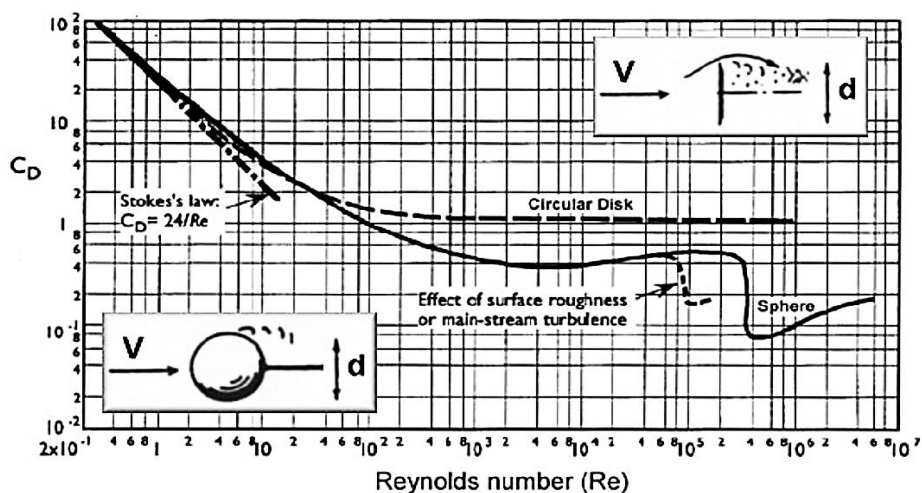
^۱ Drag coefficient

^۲ Reynolds number

که در آن D مشخصه طول بوده و برای اشکالی مانند دایره، سیلندر و حلقه برابر قطر خارجی شکل است. V_k ویسکوزیته جنبشی^۱ است و برای آب در دمای ۲۰ درجه سیلسیوس، تقریباً برابر $V_k \approx 1.004 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{sec}$ است.

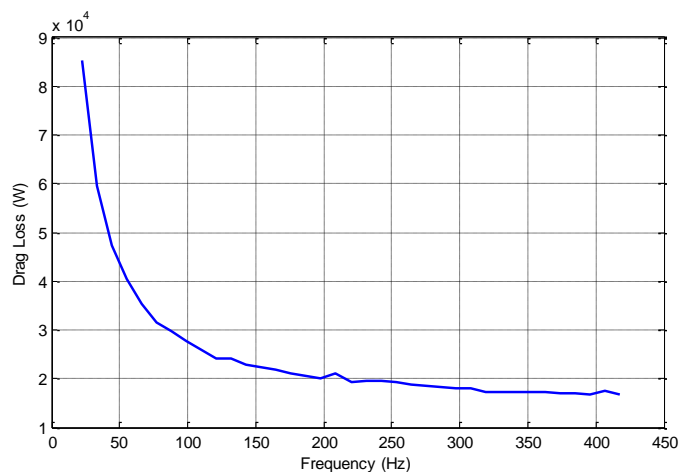
رابطه بین C_d و Re به شدت غیرخطی بوده و برای شکل‌های مختلف، تا حدودی متفاوت است. نمونه‌ای از این رابطه برای دیسک دایره‌ای و کره در شکل ۷-۹ نشان داده شده است [۱۱۳]. سطح مواجهه با حرکت سیال در موتور رانش لبه‌ای را می‌توان بصورت یک حلقه فرض کرد که مشخصه $C_d - Re$ آن، بسیار شبیه دیسک است. اگر سرعت متوسط حرکت شناور، برابر $v = 4 \text{ m/sec}$ فرض شود، عدد رینولدز برای موتور پیشران، بسیار بزرگتر از ۱۰۰۰ است و لذا می‌توان ضریب نیروی مقاوم را در حدود $C_d \approx 1.2$ در نظر گرفت [۱۱۳]. اکنون می‌توان نیروی مقاوم آب را از رابطه (۷-۶) محاسبه کرد. همچنین تلفات ناشی از این نیرو برای طرح‌های متفاوت موتور پیشران در فرکانس‌های مختلف، با رابطه (۷-۸) محاسبه می‌شود. در شکل ۷-۱۰، تغییرات تلفات نیروی مقاوم آب در فرکانس‌های مختلف، نشان داده شده است.

$$P_{drg} = F_d v \quad (۷-۸)$$



شکل ۷-۹: رابطه ضریب نیروی مقاوم و عدد رینولدز برای دو شکل نمونه

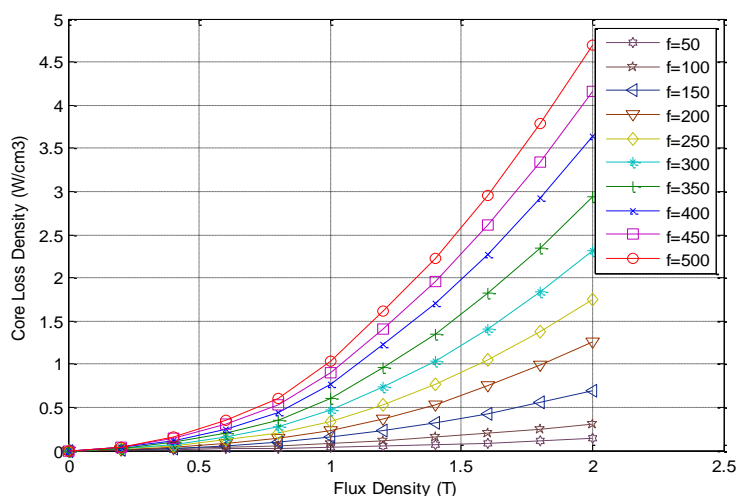
^۱ Kinematic viscosity



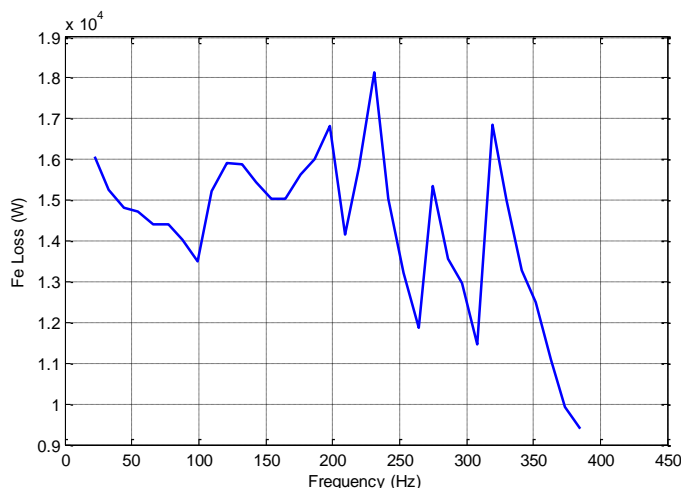
شکل ۷-۱۰: تلفات نیروی مقاوم آب در فرکانس‌های مختلف

۷-۳-۲- تلفات هسته استاتور

هسته مغناطیسی استاتور از فولاد 65JN1600 و بصورت مورق ساخته می‌شود. تلفات این هسته شامل تلفات هیستریزیس و فوکو است که هر یک از آنها تابعی از فرکانس و چگالی شار مغناطیسی هستند. در شکل ۷-۱۱، چگالی تلفات هسته 65JN1600 بر حسب فرکانس و چگالی شار متوسط هسته، نشان داده شده است [۸۱]. با توجه به اینکه هر دوی این پارامترها در فرآیند طراحی مشخص می‌شوند، می‌توان چگالی تلفات هسته در هر طرح را با درونیابی از شکل ۷-۱۱ بدست آورد. حجم هسته نیز با توجه به ابعاد ماشین، مشخص است و لذا تغییرات تلفات هسته استاتور با تغییر فرکانس نامی، مطابق شکل ۷-۱۲ تعیین می‌شود.



شکل ۷-۱۱: چگالی تلفات هسته 65JN1600 بر حسب فرکانس و چگالی شار



شکل ۷-۱۲: تلفات هسته استاتور در فرکانس‌های مختلف

مطابق شکل ۷-۱۱، افزایش فرکانس اسمی باعث افزایش تلفات هسته می‌شود، اما براساس شکل ۷-۲، چگالی شار مغناطیسی در فرکانس‌های بیشتر، کمتر است و منجر به کاهش تلفات هسته می‌شود. علاوه بر این، حجم هسته استاتور نیز با افزایش فرکانس، کاهش یافته و به کاهش تلفات هسته کمک می‌کند. برآیند این تاثیرات، تغییرات نوسانی تلفات هسته در فرکانس‌های مختلف، مطابق شکل ۷-۱۲ است.

۷-۳-۳- تلفات اهمی استاتور

تلفات اهمی سیم‌پیچ استاتور تابعی از مقاومت اهمی آن است که در فرکانس‌های مختلف در نتیجه اثر پوستی مغناطیسی، تغییر می‌کند. براساس اثر پوستی مغناطیسی، جریان متناوب تنها در لایه‌ای نزدیک به سطح خارجی سیم می‌تواند جاری شود. ضخامت این لایه، عمق نفوذ مغناطیسی نامیده شده و با رابطه زیر محاسبه می‌شود [۷۴].

$$\delta_{thk} = \frac{1}{\sqrt{\pi \mu f \sigma}} \quad (9-7)$$

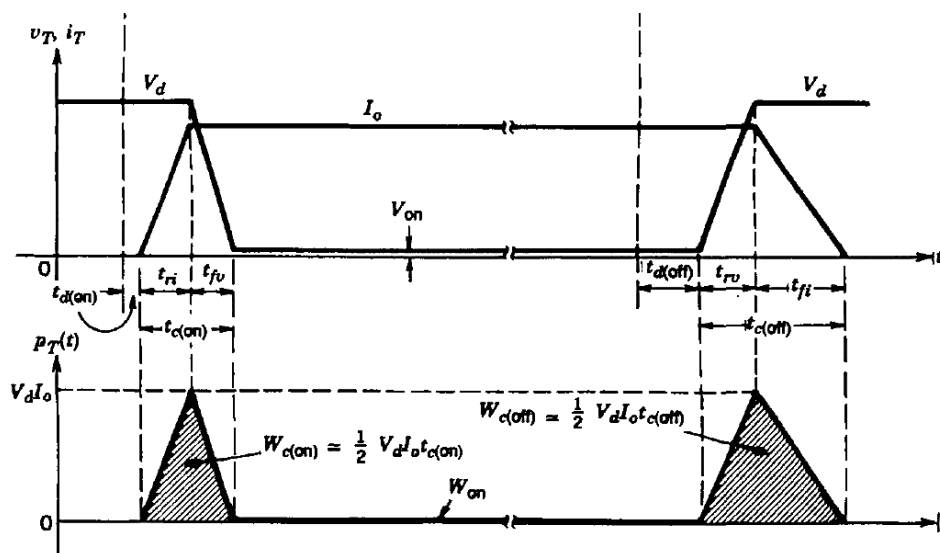
که در آن μ و σ بترتیب نفوذپذیری و رسانایی ویژه مس و f فرکانس جریان استاتور است. هنگامیکه فرکانس از ۲۲ تا ۴۱۸ هرتز تغییر می‌کند، عمق نفوذ مغناطیسی بین ۱۴ تا ۳/۲ میلی‌متر

متغیر است. این مقدار بسیار بزرگتر از شعاع سیم‌های استاتور است و لذا تغییر فرکانس در بازه مذکور، تاثیر محسوسی بر مقاومت اهمی سیم‌پیچ استاتور و تلفات اهمی ماشین ندارد.

۷-۳-۴- تلفات سوئیچینگ سیستم درایو

در فصل سوم بعضی از شرایط و ملاحظات خاص برای سیستم درایو، بیان شد. هر یک از سوئیچ‌های این سیستم، هنگامیکه در حالت روشن و یا خاموش باشند، ولتاژ و یا جریان بسیار کمی دارند و لذا توان تلف شده در سوئیچ، نزدیک به صفر است. اما هنگامیکه سوئیچ بین حالت‌های روشن و خاموش تغییر وضعیت می‌دهد، مطابق شکل ۷-۱۳، ولتاژ و جریان قابل توجهی بصورت همزمان در سوئیچ جاری شده و تلفات محسوس توان را به دنبال دارند. این تلفات اصطلاحاً تلفات سوئیچینگ نامیده می‌شود. محاسبه دقیق تلفات سوئیچینگ، نسبتاً پیچیده و دشوار است اما مقدار تقریبی آن را می‌توان با رابطه زیر بیان کرد [۸۵].

$$P_s = \frac{1}{2} V_d I_d f_s (t_{on} + t_{off}) \quad (۷-۱۰)$$

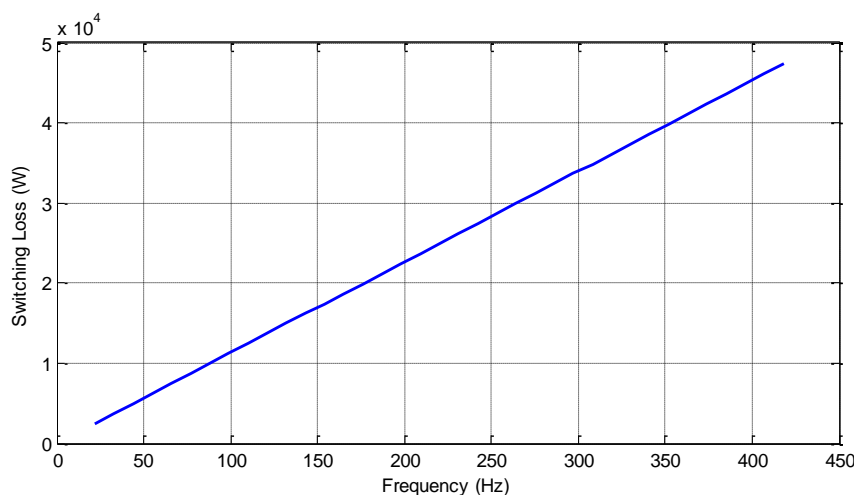


شکل ۷-۱۳: تلفات توان هنگام تغییر وضعیت سوئیچ [۸۵]

که در آن V_d و I_d ولتاژ و جریان منبع DC، f_s فرکانس سوئیچینگ و t_{on} و t_{off} زمان‌های گذرایی تغییر وضعیت سوئیچ هستند. ولتاژ منبع DC برابر $V_d = 653.6^V$ و جریان آن $I_d = 5191.7^A$ است.

زمان‌های گذرایی روشن و خاموش نیز با توجه به فرم مشخصات سوئیچ انتخاب شده، بترتیب برابر ۱۰۰ و ۱۵۰ نانوثانیه است [۸۷].

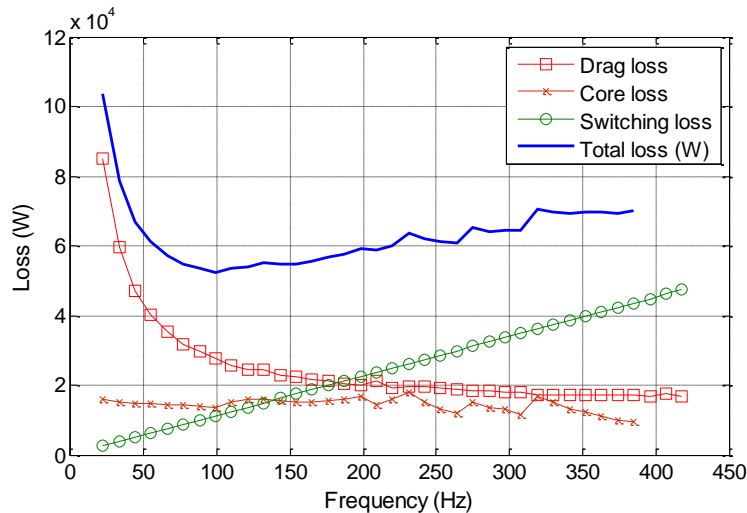
انتخاب مقدار مناسبی برای نسبت مدولاسیون فرکانس، نیازمند ملاحظات خاصی است که بعضی از آنها در فصل سوم بیان شد. این پارامتر $m_f = 21$ فرض شده و فرکانس سوئیچینگ برای هر طرح با توجه به این مقدار، انتخاب می‌شود. بدیهی است فرکانس سوئیچینگ با افزایش فرکانس اسمی، افزایش یافته و تغییرات تلفات سوئیچینگ را به دنبال خواهد داشت. تغییرات این تلفات برای اینورتر مورد مطالعه، در شکل ۷-۱۴ نشان داده شده است. مطابق رابطه (۷-۱۰)، تلفات سوئیچینگ با افزایش فرکانس اسمی بصورت خطی افزایش می‌یابد.



شکل ۷-۱۴: تلفات سوئیچینگ در فرکانس‌های مختلف

۷-۴. طراحی موتور ابررسانای سنکرون در فرکانس بهینه

اکنون می‌توان با ارزیابی کلی تلفات بخش‌های مختلف سیستم پیشران، یک فرکانس بهینه برای طراحی سیستم تعیین کرد. در شکل ۷-۱۵ تغییرات تلفات بخش‌هایی از سیستم پیشران که متاثر از تغییر فرکانس نامی هستند، نشان داده شده است. تغییرات مجموع این تلفات نیز در همین شکل ارائه شده است.



شکل ۷-۱۵: تغییرات تلفات بخش‌های مختلف موتور ابرسانا و سیستم تغذیه

با توجه به شکل ۷-۱۵ به نظر می‌رسد مناسب‌ترین انتخاب برای طراحی موتور پیشران مورد نظر، فرکانس $f_{opt} = 99 \text{ Hz}$ است. با استفاده از الگوریتم ارائه شده در فصل سوم، موتور ابرسانای مورد مطالعه در فرکانس اسمی بهینه، طراحی شده و مهم‌ترین شاخص‌های عملکرد آن مطابق جدول ۷-۱ با موتور اصلی مقایسه شده است. موتور طراحی شده در این فرکانس دارای مناسب‌ترین ابعاد به لحاظ کارایی هیدرودینامیکی بوده و راندمان موتور و سیستم درایو نیز در بهترین نقطه ممکن است.

جدول ۷-۱: تاثیر فرکانس بهینه بر شاخص‌های عملکرد موتور مورد مطالعه

پارامتر	طراحی اصلی	طراحی بهینه
فرکانس نامی (Hz)	۵۵	۹۹
چگالی شار فاصله هوایی (T)	۰/۶۵	۰/۵
ضریب نشت شار مغناطیسی	۰/۰۲۷	۰/۲
طول محوری هسته استاتور (mm)	۳۶۳	۴۰۰
ضخامت شعاعی (mm)	۱۵۰/۵	۸۹/۵
حجم کل ماشین (m^3)	۰/۵۴۰۷	۰/۳۴۰۴
تلفات نیروی مقاوم آب (W)	۴۷۵۸۱	۲۷۷۴۸
تلفات هسته استاتور (W)	۱۷۱۹۷	۱۳۴۹۵
تلفات سوئیچینگ (W)	۶۲۲۹	۱۱۲۱۲
مجموع تلفات متأثر از فرکانس (W)	۷۱۰۰۷	۵۲۴۵۵

فصل هشتم

جمع‌بندی و نتیجه‌گیری

امروزه پیشران‌های الکتریکی در صنایع مختلفی از جمله صنایع حمل و نقل دریایی مورد توجه قرار گرفته‌اند. در این سیستم‌ها معمولاً انرژی مورد نیاز پیشران، در مجموعه‌ای از باتری‌های DC ذخیره شده و توسط مدارهای واسطه اینورتری به موتور پیشران منتقل می‌شود. موتور پیشران معمولاً از نوع سنکرون بوده و انرژی لازم برای چرخش پروانه پیشران را فراهم می‌کند.

پیشران‌های الکتریکی با سه ساختار متداول محورگرا، رانش مستقیم و رانش لبه‌ای مورد استفاده قرار می‌گیرند. در این میان، پیشران‌های رانش لبه‌ای به دلیل کارایی هیدرودینامیکی بهتر و بسیاری مزایای دیگر، بیشتر از سایر ساختارها مورد توجه‌اند. تاکنون انواع مختلفی از موتورهای سنکرون، مغناطیس دائم، BLDC و حتی موتور القایی نیز برای پیشران‌های رانش لبه‌ای، طراحی و ساخته شده‌اند. از سوی دیگر، پیشرفت‌های اخیر در فناوری ابررسانایی و توسعه مواد ابررسانای جدید، باعث گسترش کاربرد ابررساناها در صنعت ماشین‌های الکتریکی شده است. ماشین‌های ابررسانا دارای حجم و وزن کمتر و راندمان بیشتری در مقایسه با ماشین‌های معمولی هستند که این ویژگی‌ها باعث شده تا موتورهای ابررسانا بعنوان انتخاب مناسبی در پیشران‌های الکتریکی مورد توجه قرار گیرند. البته ماشین‌های ابررسانا بطور ذاتی دارای فاصله هوایی زیاد و ضخامت شعاعی بیشتری نسبت به ماشین‌های معمولی هستند و لذا تاکنون تنها در پیشران‌های محورگرا و رانش مستقیم مطرح شده‌اند. در این رساله، یک موتور سنکرون رانش لبه‌ای ابررسانا طراحی شده است. با توجه به محدودیت‌های ابعادی و مسائل خاص مرتبط با موتورهای رانش لبه‌ای، یک الگوریتم طراحی مناسب برای موتور سنکرون ابررسانای رانش لبه‌ای، ارائه شد. با استفاده از این الگوریتم، یک موتور ابررسانای ۲/۵ مگاوات، ۴۰۰ ولت و ۲۲۰ دور بر دقیقه، طراحی شده و با استفاده از روش اجزای محدود مورد ارزیابی قرار گرفت. همچنین بعضی از مسائل جانبی مرتبط با موتور پیشران مانند سیستم درایو و سیستم سردکننده بصورت کلی مطرح شده و مسائلی از قبیل فرکانس بهینه طراحی، میدان مغناطیسی روی سیم‌پیچ‌های ابررسانا و ... با جزئیات بیشتری مورد بررسی قرار گرفتند.

در مجموع می‌توان نتایج تحقیقات، بررسی‌ها، محاسبات و شبیه‌سازی‌های انجام گرفته در این پایان‌نامه را بصورت زیر خلاصه کرد.

- سیستم پیشران ابررسانای رانش لبه‌ای در مقایسه با بسیاری از پیشران‌های الکتریکی از مزایای قابل توجهی برخوردار است. این سیستم مزایای هیدرودینامیکی پیشران‌های رانش لبه‌ای و مزایای الکترومغناطیسی موتورهای ابررسانا را بصورت همزمان دارا هستند.
- محدودیت‌های ابعادی پیشران‌های رانش لبه‌ای باعث کاهش قابلیت‌های موتور ابررسانا برای کاربرد در این سیستم‌ها می‌شود. با این وجود، با انتخاب مناسب پارامترهای اختیاری و ملاحظات خاصی در الگوریتم طراحی، می‌توان موتور ابررسانای مناسب برای استفاده در پیشران رانش لبه‌ای را طراحی کرد.
- حذف هسته مغناطیسی ماشین‌های ابررسانا یک مزیت عمده است. با این وصف، این حذف در موتورهای ابررسانای رانش لبه‌ای، معایبی را به همراه دارد. در مجموع برتری هر یک از ساختارهای بدون هسته و یا هسته‌دار، وابسته به شرایط مساله است.
- ضخامت شعاعی کم و ساختار خاص ماشین‌های ابررسانای رانش لبه‌ای باعث می‌شود تا بسیاری از روش‌های معمول برای کاهش مولفه عمودی میدان مغناطیسی روی سیم‌پیچ‌های ابررسانا، در مورد این ماشین‌ها کارآیی لازم را نداشته باشند.
- استفاده از منحرف‌کننده‌های شار فعال، روشی موثر و کارآمد برای کاهش مولفه عمودی میدان مغناطیسی و افزایش جریان بحرانی سیم‌پیچ‌های ابررسانا در ماشین‌های رانش لبه‌ای است.
- تغییر فرکانس طراحی بر تلفات هسته ماشین و تلفات سوئیچینگ سیستم درایو و نیز ابعاد کلی ماشین، تاثیر می‌گذارد. با بررسی چگونگی تغییرات این عوامل، می‌توان فرکانس بهینه برای طراحی موتور را تعیین کرد. فرکانس بهینه برای طراحی موتور مورد مطالعه برابر ۹۹ هرتز است.

۸-۱. پیشنهادات

طراحی یک سیستم پیشران دریایی، در واقع یک پروژه بزرگ و گسترده محسوب می‌شود که در این رساله، بسیاری از ابعاد آن از نظر دور مانده است. اگر این پروژه به طراحی یک موتور ابررسانای رانش لبه‌ای محدود شود، باز هم مسائل متعددی در مورد بهبود عملکرد، تناسب ابعاد و کاهش وزن موتور وجود دارد. مهم‌ترین موضوعات مورد بحث در این زمینه را که نیازمند تحقیقات بیشتری هستند، می‌توان بصورت زیر بیان کرد.

- بسیاری از موتورهای ابررسانا، با استفاده از ابررساناهای مغناطیس دائم^۱ ساخته می‌شوند. حجم این مواد بطور قابل ملاحظه‌ای نسبت به PMهای معمولی کمتر است. این مواد می‌توانند جایگزین قطب‌های روتور شده و احتمالاً کاهش ضخامت شعاعی و بهبود عملکرد موتور را به دنبال خواهند داشت. طراحی ساختار PM ابررسانا، بررسی روش‌های ایجاد و تثبیت شار و نیز بررسی امکان مغناطیس‌زدایی در PMهای ابررسانا از موضوعات مهم در این زمینه است.
- در بسیاری از ماشین‌های ابررسانا، سیم‌پیچ آرمیچر که حامل اصلی توان ماشین است، دارای جریان متناوب بوده و از سیم‌پیچ‌های مسی معمولی تشکیل می‌شود. اما در ماشین‌های DC هم‌قطبی، جریان در هادی‌های آرمیچر از نوع DC است و لذا می‌توان در این بخش از سیم‌های ابررسانا استفاده کرد. بنابراین سیم‌های ابررسانا توان اصلی ماشین را در بر دارند و قابلیت‌های ابررسانا در کاهش حجم و وزن ماشین و افزایش راندمان، بطور چشمگیری افزایش خواهد یافت. ارائه یک ساختار مناسب از موتور DC هم‌قطبی ابررسانا برای پیشران رانش لبه‌ای و طراحی یک نمونه از این موتور، می‌تواند بعنوان یک موضوع تحقیق، مطرح شود.

^۱ Bulk HTS

- یکی از ویژگی‌های بارز ماشین‌های ابرسانا که باعث کاهش حجم و فشردگی ماشین می‌شود، امکان ایجاد چگالی شار نسبتاً زیاد در فاصله هوایی ماشین است. اما از آنجا که افزایش چگالی شار باعث افزایش ضخامت شعاعی و در عین حال کاهش طول محوری ماشین می‌شد، استفاده از این قابلیت در ماشین مورد مطالعه، محدود شده بود. در ماشین‌های شار محوری، افزایش چگالی شار فاصله هوایی باعث افزایش طول محوری و کاهش ضخامت شعاعی ماشین می‌شود. لذا به نظر می‌رسد موتور سنکرون ابرسانای شار محوری، گزینه مناسبی برای یک پیشران رانش لبه‌ای باشد. مطالعه و بررسی این ساختار و طراحی یک نمونه آن پیشنهاد می‌شود.
- یکی از ساختارهای مورد مطالعه در ماشین‌های ابرسانا، موتور القایی-سنکرون با روتور قفسی ابرسانا است. در این ساختار، موتور بصورت القایی راه‌اندازی شده و در نزدیکی سرعت سنکرون با محبوس کردن شار در قفس ابرسانا، وارد رژیم سنکرون می‌شود. این موتور می‌تواند با ضخامت شعاعی نسبتاً کم برای پیشران‌های رانش لبه‌ای، طراحی شود اما پایداری عملکرد موتور در رژیم سنکرون و حفظ فاز ابرسانایی بویژه در بعضی حالات گذرا و دینامیکی، نیازمند ملاحظات خاصی در طراحی ماشین است که می‌تواند موضوع یک تحقیق جدید باشد.
- در این رساله، استفاده از منحرف‌کننده‌های شار فعال بعنوان یک روش موثر در کاهش مولفه عمودی میدان مغناطیسی روی سیم‌پیچ‌های ابرسانا در ماشین‌های رانش لبه‌ای معرفی شد. جایابی بهینه این منحرف‌کننده‌ها با استفاده از الگوریتم‌های هوشمند نیز می‌تواند بعنوان یک موضوع جدید در ادامه این کار قلمداد شود.
- حفظ خاصیت ابرسانایی در ماشین‌های ابرسانا از اهمیت فوق‌العاده‌ای برخوردار است و تا حد زیادی وابسته به عملکرد سیستم سردکننده ماشین است. با وجود آنکه نمونه‌های زیادی

از سیستم‌های سردکننده، طراحی و ساخته شده است، اما کنترل، پایداری و بررسی قابلیت اطمینان این سیستم‌ها موضوعی است که کمتر مورد توجه قرار گرفته است.

- یکی از ویژگی‌های ماشین‌های ابرسانا که در مقالات متعددی مورد بررسی قرار گرفته است، قابلیت حذف هسته مغناطیسی به منظور کاهش وزن ماشین است. البته همواره قسمتی از هسته برای هدایت شار مغناطیسی از مواد فرو مغناطیس ساخته می‌شود. در عین حال مساله‌ای که از نظر دور مانده اینست که چگونه می‌توان با استفاده از کمترین مقدار ماده فرو مغناطیس در هسته ماشین، ضمن توزیع سینوسی شار در فاصله هوایی، اندازه مولفه عمودی شار روی سیم‌پیچ ابرسانا را نیز به حداقل رسانید. یا به عبارت دیگر، توپولوژی بهینه برای هسته ماشین ابرسانا چگونه است. تعیین این توپولوژی در موتورهای پیشران بسیار حائز اهمیت است.

مراجع

1. Onnes, H.K.,(1911) "*Further experiments with liquid helium. On the change of the electrical resistance of pure metal at very low temperature*". Leiden Comm. **122b**.
2. Stavrev, S., *Modelling of High Temperature Superconductors for AC Power Applications in Ingénieur électricien*. 2002, Université Technique de Varna: Bulgarie. p. 219.
3. Department of Energy, B.E.S. 2010; Coalition for the Commercial Application of Superconductors]. Available: <http://www.ccas-web.org/superconductivity/>.
4. Bednorz, J.G. and K.A. Müller,(1986) "*Perovskite-type oxides-The new approach to high-Tc superconductivity*". Reviews of Modern Physics. **60**(3): pp. 585-600.
5. Wu, M.K., J.R. Ashburn, and C.J. Torng,(1987) "*Superconductivity at 93 K in a new mixed-phase Y-Ba-Cu-O compound system at ambient pressure*". Physics Review Letters. **58**(9): pp. 908-910.
6. Rose-Innes, A.C. and E.H. Rhoderick,(1978) *Introduction to Superconductivity*: Oxford: Pergamon Press.
7. Meissner, W. and R. Ochsenfeld,(1933) "*Ein neuer Effekt bei Eintritt der Supraleitfähigkeit*". Die Naturwissenschaften. **21**.
8. Abrikosov, A.A. and J. Experiments,(1957) "*On the Magnetic Properties of Superconductors of the Second Group*". Theoret. Phys. (USSR) **32**: pp. 1442-1452.
9. Sheahan, T.P.,(1994) *Introduction to High-Temperature Superconductivity*. New York: Plenum Press.
10. Ginzburg, V.L. and L.D. Landau,(1950) "*On the theory of superconductivity*". Zhurnal Experimentalnoi i Teoreticheskoi Fiziki. **20**.
11. Larbalestier, D.,(2000), "*HTS Power Applications: Fundamentals to Wires*", In:Applied Superconductivity Conference, Virginia Beach,
12. Bean, C.P.,(1962) "*Magnetization of hard superconductors*". Physics Review Letters. pp. 8.
13. Bean, C.P.,(1964) "*Magnetization of high-field superconductors*". Reviews of Modern Physics.
14. Essmann, U. and H. Trauble,(1967) "*Direct Observation of Individual Flux Lines in Type II Superconductors*". Physics Letters. **24A**(10): pp. 526-527.
15. Anderson, P.W.,(1962) "*Theory of flux creep in hard superconductors*". Physics Review Letters. **9**(7): pp. 309.
16. Kim, Y.B., C.F. Hempstead, and A.R. Strnad,(1963) "*Flux creep in hard superconductors*". Physics Review Letters. **131**(6): pp. 2486.
17. Bai, W., et al.,(1999) "*Nonlinear I-V Characteristic and Magnetic Relaxation in High-Tc Superconductors*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **9**(9): pp. 2647-2650.
18. Rhyner, J.,(1993) "*Magnetic properties and AC-losses of superconductors with power law current-voltage characteristics*". Physica C: Superconductivity. **212**(3-4): pp. 292-300.
19. Tixador, P.,(1995) *Les Supraconducteurs*: Paris: Hermès.
20. *Superconducting Cuprates*. 2014; Available: <http://hoffman.physics.harvard.edu/materials/CuprateIntro.php>.
21. Gärtner, R., et al.,(2011) "*High YBCO Coated Conductors Based on IBAD-TiN Using Stainless Steel Substrates*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **21**(3): pp. 2920-2924.
22. Lu, J., et al.,(2011) "*Lap Joint Resistance of YBCO Coated Conductors*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **21**(3): pp. 3009-3012.
23. *开发实用钇系氧化物超导线*. 2014; Available: http://www.fujikura.co.jp/chi/newsrelease/1190588_2561.html.
24. Yoo, S.I., N. Sakai, H. Takaichi, T. Higuchi, and M. Murakami,(1994) "*Melt processing for obtaining NdBa₂Cu₃O_y superconductors with high Tc and large Jc*". Applied Physics Letters. **65**(5): pp. 633-635.
25. Hernandez-Llambes, J.C. and D. Hazelton,(2009), "*Advantages of second-generation high temperature superconductors for pulsed power applications*", In:Pulsed Power Conference, PPC'09, Washington, DC, pp.221-226
26. *SuperPower 2G HTS Wire Specifications*. 2013; Available: www.superpower-inc.com/system/files/SP_2G+Wire+Spec+Sheet_for+web_2013FEC_v2_0.pdf.
27. Selvamanickam, V., et al.,(2009) "*High Performance 2G Wires: From R&D to Pilot-Scale Manufacturing*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **19**(3): pp. 3225 - 3230

28. Kim, J.H., C.H. Kim, P. Patil, J. Kvitkovic, and S. Pamidi,(2011) "*Electrical Characteristics of Stacks of YBCO Tapes in Applied Magnetic Field*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **21**(3): pp. 3230-3233.
29. *American Superconductors (AMSC)*. 2014; Westborough, MA, USA]. Available: <http://www.amsuper.com/>.
30. Barnes, P.N., G.L. Rhoads, J.C. Tolliver, M.D. Sumption, and K.W. Schmaeman,(2005) "*Compact, lightweight, superconducting power generators*". IEEE Transactions on Magnetics. **41**(1): pp. 268-273.
31. Mathur, M., *Cooling Concept for the Armature Winding of High Temperature Superconducting Motor*, in *FAMU-FSU College of Engineering*. 2006, Florida State University: Florida. p. 77.
32. Snitchler, G., B. Gamble, and S.S. Kalsi,(2005) "*The Performance of a 5MW High Temperature Superconductor Ship Propulsion Motor*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity **15**(2).
33. Paisley. *HTS-The Future of Navy Motors*. 2014; Available: <http://defensetech.org/2007/03/28/hts-the-future-of-navy-motors/>.
34. *DC Homopolar Motor*. 2014; Available: <http://www.ga.com/electric-drive-motors>.
35. Neumuller, H.W., et al.,(2006) "*Advances in and prospects for development of high-temperature superconductor rotating machines at Siemens*". Superconductor Science and Technology. **19**: pp. 114-117.
36. Neumuller, H.W., G. Klaus, and W. Nick,(2006), "*Status and prospects of HTS synchronous machines*", In:International Conference on Modern Materials and Technology, CIMTEC06, Acireale, Sicily, Italy,
37. Nick, W. *HTS Rotating Machines*. 2014; Available: www.prizz.fi/sites/default/files/tiedostot/linkki1ID361.pdf
38. Sugimoto, H., et al.,(2006) "*Trial manufacture of liquid nitrogen cooling high temperature superconductivity rotor*". Journal of Physics: Conference Series. **43**: pp. 780-783.
39. Takeda, T., H. Togawa, and T. Oota,(2006) "*Development of liquid nitrogen cooled full superconducting motor*". IHI Engineering Review. **39**(2): pp. 89-94.
40. Yoshida, H.,(2006) *Progress of Marine Engineering Technology*.
41. Izumi, M. *Applied superconductivity for a future electric ship*. 2014; Available: <http://www soi.wide.ad.jp/class/20060026/slides/07/>.
42. Iwakuma, M., et al.,(2007) "*Development of a 15 kW motor with a fixed YBCO superconducting field winding*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **17**(2): pp. 1607-1610.
43. Iwakuma, M., et al.,(2006), "*Power application of YBCO superconducting tapes in Japan: transformers and motors*", In:International Workshop on Coated Conductors for Applications CCA06, Ludwigsburg, Germany,
44. Morita, G., T. Nakamura, and I. Muta,(2006) "*Theoretical analysis of a YBCO squirrel-cage type induction motor based on an equivalent circuit*". Superconductor Science and Technology. **19**: pp. 473-478.
45. Nakamura, T., et al.,(2006) "*Fabrication and characteristics of HTS induction motor by the use of Bi-2223/Ag squirrel-cage rotor*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **16**(2): pp. 1469-1372.
46. Kovalev, L.K., et al.,(2006), "*Electrical Machines with Bulk HTS Elements*", In:Sixth International Symposium Nikola Tesla, Belgrade, SASA, Serbia,
47. Rodrigues, A.L.,(2009), "*Drum and Disc Type Hysteresis Machines with Superconducting Rotors*", In:POWERENG 2009, Lisbon, Portugal,
48. Álvarez, A., et al.,(2005) "*Disk-Shaped Superconducting Rotor Under a Rotating Magnetic Field: Speed Dependence*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **15**(2): pp. 2174-2177.
49. Inácio, D., et al.,(2011) "*Experimental Characterization of a Conventional (Aluminum) and of a Superconducting (YBCO) Axial Flux Disc Motor*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **21**(3): pp. 1146-1150.
50. Quddes, M.R., M. Sekino, H. Ohsaki, N. Kashima, and S. Nagaya,(2011) "*Electromagnetic Design Study of Transverse Flux Enhanced Type Superconducting Wind Turbine Generators*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **21**(3): pp. 1101-1104.
51. Masson, P.J., M. Breschi, P. Tixador, and C.A. Luongo,(2007) "*Design of HTS Axial Flux Motor for Aircraft Propulsion*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **17**(2): pp. 1533-1536.

52. Masson, P.J. and C.A. Luongo,(2005) "*High Power Density Superconducting Motor for All-Electric Aircraft Propulsion*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **15**(2): pp. 226-2229.
53. Gieras, J.F.,(2008) *Advancements in Electric Machines*. Rockford, Illinois, U.S.A.: springer.
54. Parker, D.S. and C.G. Hodge,(1998) "*The electric warship [electric propulsion]*". IET Power Engineering Journal. **12**(1): pp. 5-13.
55. Holt., J.K., *Propulsion Systems for Submarine Vessels*. 1994: US Patent.
56. *Rolls-Royce marine propulsion products*. 2004; Available: www.rolls-royce.com/marine.
57. Drouen, L., J.F. Charpentier, E. Semail, and S. Clenet,(2007), "*Study of an innovative electrical machine fitted to marine current turbines* ", In:OCEANS 2007 - Europe, Aberdeen, pp.1-6
58. Djebbari, S., J.F. Charpentier, F. Scullier, M. Benbouzid, and S. Guemard,(2012), "*Rough Design of a Double-Stator Axial Flux Permanent Magnet Generator for a Rim-Driven Marine Current Turbine* ", In:IEEE International Symposium on Industrial Electronics (ISIE), Hangzhou, pp.1450-1455
59. Saunders, H.E.,(1957), "*Hydrodynamics in Ship Design*", In:Society of Naval Architects and Marine Engineers, New York, **2**
60. Fratangelo, E.,(2004), "*An integral motor/propeller for marine vessel main and auxiliary propulsion utilizing proven rim-driven technology*", In:Curtiss-Wright Electromechanical Corporation, Cheswick, PA, USA,
61. Brunvoll, A.S. *Brunvoll presents a "Rim driven thruster" (RDT)*. 2005; Available: www.brunvoll.no and www.norpropeller.no.
62. Hsieh, M.-F., et al.,(2007), "*Integrated Design and Realization of a Hubless Rim-driven Thruster*", In:The 33rd Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society (IECON), Taipei, Taiwan, pp.3033-3038
63. Yakovlev, A.Y., M.A. Sokolov, and N.V. Marinich,(2011), "*Numerical Design and Experimental Verification of a RIM-Driven Thruster*", In:Second International Symposium on Marine Propulsors, Hamburg, Germany,
64. Kim, K.-H., et al.(2008) *The Propulsion Committee: Final Report and Recommendations to the 25th ITTC in: International Towing Tank Conference*. Fukuoka.
65. Pashias, C. and S.R. Turnock, *Hydrodynamic design of bi-directional, rim-driven ducted thruster suitable for underwater vehicles*, in *Ship Science Report, No. 128*. 2003.
66. Krovel, O., R. Nilssen, S.E. Skaar, E. Løvli, and N. Sandoy,(2004), "*Design of an integrated 100kW Permanent Magnet Synchronous Machine in a Prototype Thruster for Ship Propulsion*", In:ICEM2004, Cracow, Poland, pp.117-123
67. Tuohy, P.M., A.C. Smith, and M. Husband,(2010), "*Induction rim-drive for a marine propulsor*", In:5th IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives (PEMD 2010), Brighton, UK,
68. Lai, S.H., *Design Optimisation of a Slotless Brushless Permanent Magnet DC Motor with Helically-Wound Laminations for Underwater Rim-Driven Thrusters in Faculty of Engineering, Science and Mathematics 2006*, University of Southampton
69. Gamble, B., G. Snitchler, and T. MacDonald,(2011) "*Full Power Test of a 36.5 MW HTS Propulsion Motor*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **21**(3): pp. 1083-1088.
70. Li, J. and K.T. Chau,(2011) "*A Novel HTS PM Vernier Motor for Direct-Drive Propulsion*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **21**(3): pp. 1175-1179.
71. Sugyo, D., et al.,(2009) "*Bi-2223 Field-Poles Without Iron Core for an Axial Type of HTS Propulsion Motor*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **19**(3): pp. 1687-1691.
72. Krovel, Q., *Design of Large Permanent Magnetized Synchronous Electric Machines*. 2011, Norwegian University of Science and Technology: Trondheim. p. 180.
73. Sharkh, S.M. and S.H. Lai,(2009) "*Slotless PM Brushless Motor With Helical Edge-Wound Laminations*". IEEE Transactions on Energy Conversion. **21**(3): pp. 594-598.
74. Kim, H.M., et al.,(2009) "*Design of Damper to Protect the Field Coil of an HTS Synchronous Motor*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **19**(3): pp. 1683-1686.
75. Jang, H.M., et al.,(2002), "*Conceptual Design of 100 HP Synchronous Motor with HTS Field Winding*", In:International Conference of Electrical Engineering, Japan, pp.1618-1628
76. Jo, Y.S., et al.,(2002) "*High Temperature Superconducting Synchronous Motor* ". IEEE TRANSACTIONS ON APPLIED SUPERCONDUCTIVITY. **12**(1): pp. 833-836.
77. Lipo, T.A.,(2007) *Introduction to AC Machine Design*. 3 ed: Wisconsin Power Electronics Research Center, University of Wisconsin.
78. *Technical Data of RUPALIT Litz Wire*. 2012; Available: www.pack-feindraechte.de.

79. Wu, D. and E. Chen,(2011) "*Stator Design for a 1000 kW HTSC Motor With Air-gap Winding*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **21**(3): pp. 1093-1096.
80. Selvamanickam, V., et al.,(2012) "*Effect of rare-earth composition on microstructure and pinning properties of Zr-doped (Gd,Y)Ba₂Cu₃O_x superconducting tapes*". Superconductor Science and Technology. **25**.
81. *JFE N-CORE Typical Electrical and Magnetic Properties*. 2014; Available: http://www.jfe-steel.co.jp/en/products/electrical/n_core/02.html.
82. Kumar, T.S. and J. Gowrishankar,(2012) "*Control and Modeling of Shaft Generator with PWM Voltage Source Inverter for ship*". International Journal of Soft Computing and Engineering. **2**(3): pp. 564-567.
83. Steinke, J.K.,(1992) "*Switching Frequency Optimal PWM Control of a Three-Level Inverter*". IEEE Transactions on Power Electronics. **7**(3): pp. 487-496.
84. Bergh, L. and U. Helldén, *Electrical systems in pod propulsion, in Department of Energy and Environment*. 2007, CHALMERS University of Technology Göteborg, Sweden. p. 56.
85. Mohan, N., T.M. Undeland, and W.P. Robbins,(2002) *Power Electronics: Converters, Applications, and Design* 3ed., New York: John Wiley and Sons.
86. Mazumder, S.K. and T. Sarkar,(2009) "*SiC Based Optically-gated High-power Solid-state Switch for Pulsed-power Application*". Materials Science Forum. **600-603**: pp. 1195-1198.
87. *2MBI450VN-170-50 IGBT Modules*. 2014; Available: <http://www.fujielectric.com/products/semiconductor/>.
88. Kawabata, Y., E. Ejiogu, and T. Kawabata,(1999) "*Vector-Controlled Double-Inverter-Fed Wound-Rotor Induction Motor Suitable for High-Power Drives*". IEEE Transactions on Industry Applications. **35**(5): pp. 1058-1066.
89. Chen, B., G.B. Gu, G.Q. Zhang, F.C. Song, and C.H. Zhao,(2007) "*Analysis and Design of Cooling System in High Temperature Superconducting Synchronous Machines*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **17**(2): pp. 1557-1560.
90. Frank, M., et al.,(2004) "*Thermosyphon cooling system for the Siemens 400kW HTS synchronous machines*". Transaction of the Cryogenic Engineering Conference CEC2004. **49**: pp. 859-866.
91. Song, F., D. Ewing, and C.Y. Ching,(2003) "*Fluid flow and heat transfer model for high-speed rotating heat pipes*". International Journal of Heat and Mass Transfer. **46**: pp. 4393-4401.
92. Bailey, W., H. Wen, M. Al-Mosawi, K. Goddard, and Y. Yang,(2011) "*Testing of a Light weight Coreless HTS Synchronous Generator Cooled by Subcooled Liquid Nitrogen*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **21**(3).
93. Na, J.B., et al.,(2010) "*Experimental Study on the Electrical Breakdown Characteristics of Sub-Cooled Liquid Nitrogen for Designing a High Voltage Superconducting Machine*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **20**(3).
94. Urbahn, J.A., et al.,(2004) "*The thermal performance of a 1.5MVA HTS generator*". Transaction of the Cryogenic Engineering Conference CEC2004. **49**: pp. 849-858.
95. Al-Mosawi, M.K., et al.,(2002) "*Design of a 100kVA high temperature superconducting demonstration synchronous generator*". Physica C. **372-376**: pp. 1539-1542.
96. Chen, A., X. Liu, F. Xu, J. Cao, and L. Li,(2010) "*Design of the Cryogenic System for a 400kW Experimental HTS Synchronous Motor*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **20**(3).
97. Pienkos, J.E., P.J. Masson, S.V. Pamidi, and C.A. Luongo,(2005) "*Conduction Cooling of a Compact HTS Motor for Aeropropulsion*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **15**(2): pp. 2150-2153.
98. *AL-300 Specification Sheets*. 2014; Available: www.cryomech.com/products/cryorefrigerators/gifford/al300/.
99. Goddard, K., B. Lukasik, and J.K. Sykulski,(2009) "*Alternative Designs of High-Temperature Superconducting Synchronous Generators*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **19**(6).
100. Al-Mosawi, M.K., K. Goddard, C. Beduz, and Y. Yang,(2007) "*Coreless HTS Synchronous Generator Operating at Liquid Nitrogen Temperatures*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **17**(2).
101. Ship, K.S. and J.K. Sykulski,(2004) "*Field simulation studies for a high temperature superconducting synchronous generator with a coreless rotor*". IEE Proceedings on Science Measurements and Technology. **151**(6): pp. 414-418.

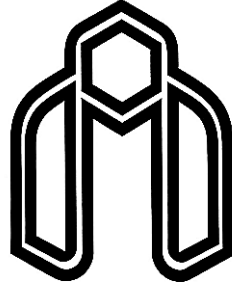
102. Kim, Y.K., Y.S. Jo, J.P. Hong, and J. Lee,(2001) "*Approach to the shape optimization of racetrack type high temperature superconducting magnet using response surface methodology*". Cryogenics. **41**: pp. 39-47.
103. Jo, Y.S., Y.K. Kwon, M.H. Sohn, Y.K. Kim, and J.P. Hong,(2002) "*High Temperature Superconducting Synchronous Motor*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **12**(1): pp. 833-836.
104. Kang, J., et al.,(2002) "*Radial magnetic field reduction to improve critical current of HTS solenoid*". Physica C. **372-376**: pp. 1368-1372.
105. Lee, J.H., et al.,(2002) "*Reduction of radial magnetic fields in HTS solenoids with different constraint conditions*". Cryogenics. **42**: pp. 387-391.
106. Kang, J., et al.,(2003) "*HTS Motor Shape Optimization for Its Maximum Critical Current of the Field Winding*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **13**(2): pp. 2218-2221.
107. Lee, J.H., et al.,(2004) "*Maximization of Flux-Linkage in HTS Motors Using Shape Design Sensitivity Analysis With Critical Current Constraint*". IEEE Transactions on Applied Superconductivity. **14**(2): pp. 1906-1909.
108. Chudy, M., Y. Chen, M. Zhang, and T.A. Coombs,(2013) "*Anisotropy of 2G HTS racetrack coils in external magnetic fields*". Superconducting Science Technology. **26**(7).
109. Gieras, J.F., R.J. Wang, and M.J. Kamper,(2005) *Axial Flux Permanent Magnet Brushless Machines*. New York: Kluwer Academic Publishers.
110. Hwang, C.C., S.M. Chang, C.T. Pan, and T.Y. Chang,(2002) "*Estimation of parameters of interior permanent magnet synchronous motors*". Journal of Magnetism and Magnetic Materials. **239**: pp. 600-603.
111. Meessen, K.J., P. Thelin, J. Soulard, and E.A Lomonova,(2008) "*Inductance calculations of permanent-magnet synchronous machines including flux change and self and cross saturations*". IEEE Transactions on Magnets. **44**: pp. 2324-2331.
112. Young, D.F., R.M. Bruce, H.O. Theodore, and W.H. Wade,(2007) *A Brief Introduction to Fluid Mechanics*. 4 ed., Hoboken: John Wiley and Sons.
113. Janna, W.S.,(1993) *Introduction to Fluid Mechanics*. 4 ed: Taylor & Francis Group.

Abstract

The superconductivity is in fact a state of a material with no electrical resistance in addition of some special magnetic behaviors when the material is cooled under a critical temperature. The superconductors can carry a rather large current density without loss, which is an important characteristic in many industrial applications. The superconducting wires and bulks are utilized in superconducting electrical machines to reduce the weight and size of the machine as well as improve the efficiency. These characteristics are very attractive in transportation industries and marine propulsion systems. In this thesis, a new structure of a superconducting synchronous motor is proposed for the first time. A new design algorithm is presented and a 2.5^{MW} , 220^{rpm} superconducting motor is designed. The performance of the new machine is analyzed in no-load and under-load conditions using finite elements method. The essential concepts of cooling system design are remarked. Furthermore, other problems such as improving the critical current of superconducting coils, possibility of coreless structure, and optimal design frequency selection are investigated. The overall evaluations authenticate the correctness of design algorithm and show that the proposed superconducting motor is a proper choice for marine propulsion.

Keywords:

Superconducting motor, Rim-driven motor, Design, Optimization.



Shahrood University of Technology
Faculty of Electrical and Robotic Engineering

Modeling, Design and Performance Analysis of a Superconducting Synchronous Machine

Amir Hassannia

Supervisor:

Dr. Ahmad Darabi

Advisor:

Dr. Mohammad-Ebrahim Ghazi

Thesis submitted for the degree of Doctor of Philosophy

May 2014