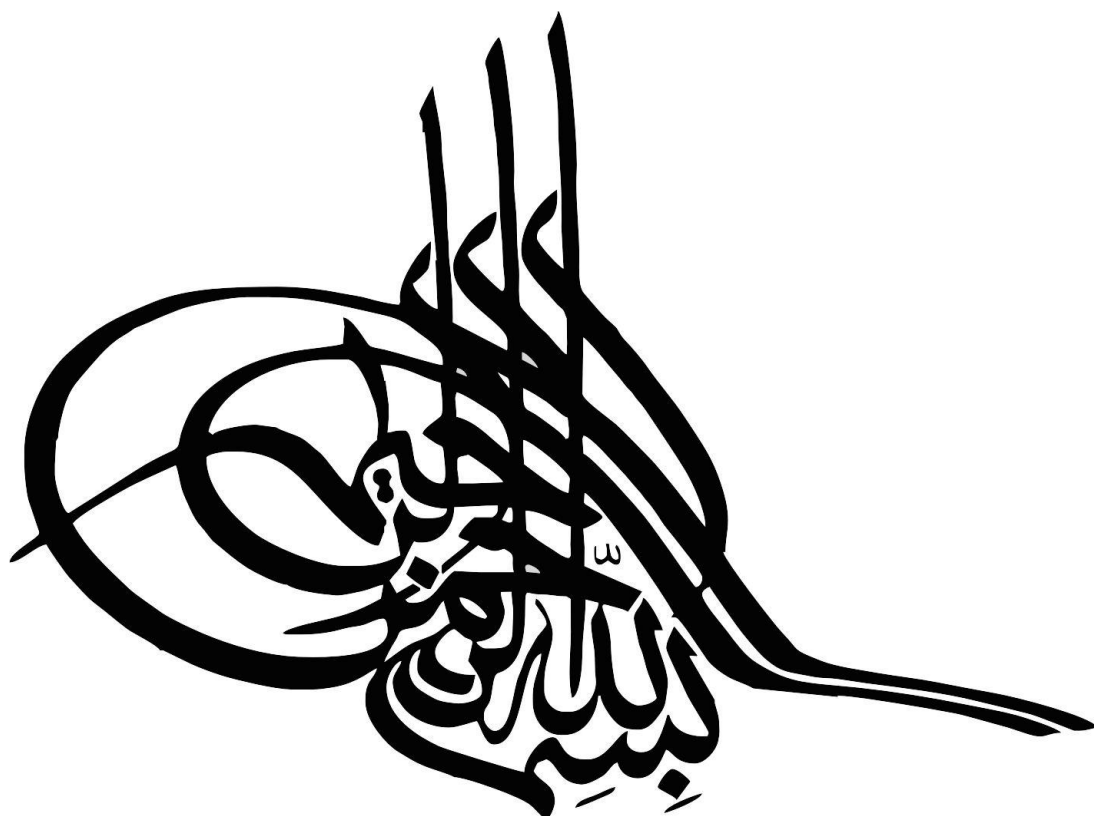






دانشکده مهندسی برق و رباتیک

گروه قدرت

محاسبه تلفات و توزیع دمای ماشین شار محوری آهنربای دائم

(AFPM)

دانشجو: کاوه صرافان

استاد راهنما:

آقای دکتر احمد دارابی

استاد مشاور:

آقای دکتر چهارطاقی

ارائه شده جهت اخذ درجه کارشناسی ارشد مهندسی برق قدرت

آبان ۱۳۹۱



مدیریت تحصیلات تکمیلی
فرم شماره (۶)

بسمه تعالی

شماره: ۹۹۵/آ.ت.ب

تاریخ: ۹۱/۰۸/۱۵

ویرایش: ———

فرم صورتجلسه دفاع پایان نامه تحصیلی دوره کارشناسی ارشد

با تأییدات خداوند متعال و با استعانت از حضرت ولی عصر (عج) جلسه دفاع از پایان نامه کارشناسی ارشد خانم / آقای :
کاوه صرافان رشته : برق گرایش : قدرت

تحت عنوان : محاسبه تلفات و توزیع دمای ماشین شار محوری آهنربای دائم TFPM

که در تاریخ ۹۱/۰۸/۱۵ با حضور هیأت محترم داوران در دانشگاه صنعتی شاهرود برگزار گردید به شرح زیر است :

☐ مردود	☐ دفاع مجدد	☒ قبول (با درجه: <u>بسیار خوب</u> امتیاز: <u>۱۸</u>)
--------------------------------	------------------------------------	---

۱- عالی (۲۰ - ۱۹) ۲- بسیار خوب (۱۸ - ۱۷/۹۹)

۳- خوب (۱۶ - ۱۷/۹۹) ۴- قابل قبول (۱۵ - ۱۴/۹۹)

۵- نمره کمتر از ۱۴ غیر قابل قبول

عضو هیأت داوران	نام و نام خانوادگی	مرتبه علمی	امضاء
۱- استاد راهنما	امیر دلاوری	رئیس	
۲- استاد مشاور	محمود محمدی	استاد	
۳- نماینده شورای تحصیلات تکمیلی	مرتضی رحیمی	استاد	
۴- استاد ممتحن	علی اکبر زاده	استاد	
۵- استاد ممتحن	امین حاجی زاده	استاد	

رئیس دانشکده:

تقدیم به

مادر عزیزم که در تمام مراحل زندگی برای من پدری مهربان و مادری
دلسوز بوده که بی همدلی و همراهی ایشان این موفقیت میسر نبود.

تقدیر و تشکر:

پس از حمد و سپاس خداوند مهربان، بر خود لازم می‌دانم که از تلاش‌های بی دریغ

و راهنمایی‌های ارزنده استاد ارجمند دکتر احمد دارابی سپاسگزاری نمایم؛ همچنین

از زحمات استاد محترم مشاور جناب دکتر محمود چهارطاقی که بنده را در پیشبرد

هر چه بهتر پایان نامه یاری فرمودند کمال تشکر را دارم.

تعهد نامه

اینجانب **طاهره مرزبان** دانشجوی دوره کارشناسی ارشد رشته **ماشین ها الکتریکی و الکترونیک** دانشکده مهندسی برق و رباتیک دانشگاه صنعتی شاهرود نویسنده پایان نامه با عنوان :

..... **محاسبه تلفات و تلفات در شبکه های انتقال و توزیع** **دانشگاه صنعتی شاهرود** **آمنا بی رانم (AFPM)**

تحت راهنمایی آقای دکتر **احمد طارایی** متعهد می شوم :

- تحقیقات در این پایان نامه توسط اینجانب انجام شده است 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 می باشد و مقالات مستخرج با نام « دانشگاه صنعتی شاهرود » و یا « **Shahrood University of Technology** » به چاپ خواهد رسید .
- حقوق معنوی تمام افرادی که در به دست آمدن نتایج اصلی پایان نامه تأثیرگذار بوده اند در مقالات مستخرج از پایان نامه رعایت می گردد.
- در کلیه مراحل انجام این پایان نامه، در مواردی که از موجود زنده (یا بافت های 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: ۹۶/۸/۱۶
امضاء دانشجو
طاهره مرزبان

مالکیت نتایج و حق نشر

- کلیه حقوق معنوی این اثر و محصولات آن (مقالات مستخرج ، کتاب ، برنامه های رایانه ای ، نرم افزار ها و تجهیزات ساخته شده است) متعلق به دانشگاه صنعتی شاهرود می باشد . 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 نمی باشد.

* متن این صفحه نیز باید در ابتدای نسخه های تکثیر شده پایان نامه وجود داشته باشد .

چکیده:

بالا رفتن بیش از حد دمای موتور به دلایل بسیاری مضر است، از جمله کاهش شار مواد مغناطیسی دائم کمیاب با افزایش دما و یا کاهش عمر موتور با افزایش دمای عایق سیم‌پیچ‌ها؛ بنابراین در طراحی ماشین‌های الکتریکی آنالیز حرارتی و همچنین خنک‌سازی ماشین، جایگاه ویژه‌ای دارد. در حالی که در زمینه تحلیل حرارتی ماشین‌های الکتریکی شار شعاعی تحقیقات وسیعی صورت گرفته، به ماشین‌های شار محوری خصوصاً ماشین‌های شار محوری آهنربای دائم توجه کمی شده است. آنالیز حرارتی دقیق ماشین‌های شار محوری آهنربای دائم در بهینه کردن طراحی بسیار موثر می‌باشد. در این پایان نامه ابتدا به صورت اجمالی به معرفی ماشین شار محوری آهنربای دائم و انواع توپولوژی‌های این ماشین پرداخته شده است. سپس بر اساس طراحی انجام گرفته برای یک توپولوژی خاص از این ماشین، تلفات به روش تحلیلی و روش المان محدود محاسبه شده است. بر اساس تلفات و توزیع تلفاتی بدست آمده، با استفاده از دو روش پارامتر فشرده و همچنین روش المان محدود دمای ماشین در حالت دائم و بار کامل محاسبه گردیده و مورد مقایسه قرار گرفته است. در پایان بر اساس دمای بالای ماشین در حالت دائم سیستم خنک ساز مناسب برای ماشین طراحی و دما پس از خنک سازی با روش المان محدود ارائه شده است.

کلمات کلیدی: ماشین شار محوری آهنربای دائم (AFPM)، تلفات، مدل پارامتر فشرده، روش

تحلیل اجزاء محدود (FEM)، TORUS، سیستم خنک ساز

لیست مقالات مستخرج از پایان نامه:

- 1- Sarrafan K, Darabi A, chahartaghi M. (2012) “Comparison between lumped-parameter model and FEA for steady state temperature of an AFPM motor” *ICEEEBE*, to be published, Penang, Malaysia.
- 2- Sarrafan K, Darabi A, Ghoushkhanehee V. (2012) “Steady State Thermal Analysis and Design of a cooling system in an AFPM Motor” *ICEMDS*, to be published, Paris, France.

فهرست مطالب

فصل ۱.....	۱
۱ مقدمه.....	۱
۱-۱ مقدمه.....	۲
۲-۱ پیکربندی پایان نامه.....	۶
۳-۱ معرفی تاریخچه ماشین های شار محوری آهنربای دائم.....	۶
۴-۱ انواع توپولوژی های مختلف موجود در ماشین های AFPM.....	۷
فصل ۲.....	۹
۲ مشخصات ابعادی ماشین شار محوری آهن ربای دائم مورد مطالعه.....	۹
۱-۲ مقدمه.....	۱۰
۲-۲ معرفی ماشین شار محوری آهنربای دائم نوع TORUS-NS.....	۱۱
۳-۲ مشخصات ماشین شار محوری آهنربای دائم TORUS-NS طراحی شده.....	۱۴
فصل ۳.....	۱۸
۳ محاسبه تلفات ماشین AFPM طراحی شده به دو روش تحلیلی و آنالیز المان محدود.....	۱۸
۱-۳ مقدمه.....	۱۹
۲-۳ مشخصات مواد به کار رفته در اجزاء ماشین AFPM طراحی شده.....	۲۱
۳-۳ محاسبه تحلیلی تلفات ماشین AFPM.....	۲۴
۱-۳-۳ محاسبات مربوط به تلفات مسی و مقاومت فاز در ماشین های AFPM.....	۲۴
۲-۳-۳ تلفات هسته استاتور.....	۲۷
۳-۳-۳ تلفات هسته روتور.....	۲۹
۴-۳-۳ تلفات جریان ادی در مغناطیس دائم.....	۳۰
۵-۳-۳ تلفات چرخشی.....	۳۱
۴-۳ محاسبه تلفات ماشین AFPM طراحی شده توسط نرم افزار مبتنی بر المان محدود.....	۳۹
۱-۴-۳ حالت بی باری.....	۴۱
۲-۴-۳ حالت بار کامل.....	۴۹
۵-۳ نتیجه حاصل از تلفات محاسبه شده.....	۵۶
فصل ۴.....	۵۷
۴ محاسبه توزیع دمای ماشین AFPM طراحی شده.....	۵۷

۵۸	مقدمه	۱-۴
۵۸	روش‌های انتقال حرارت	۲-۴
۵۸	هدایت	۱-۲-۴
۵۹	تابش	۲-۲-۴
۶۰	همرفت	۳-۲-۴
۶۱	انتقال حرارت همرفتی در سیستم‌های دیسکی	۳-۴
۶۳	دیسک چرخشی آزاد	۱-۳-۴
۶۴	لبه شعاع خارجی روتور	۲-۳-۴
۶۵	سیستم روتور-استاتور	۳-۳-۴
۶۹	محاسبه ضرایب انتقال حرارت همرفتی در ماشین AFPM طراحی شده	۴-۳-۴
۷۳	تعیین دمای حالت دائم به کمک مدل پارامتر فشرده	۴-۴
۷۷	تعیین توزیع دمای حالت دائم در ماشین AFPM طراحی شده به کمک آنالیز المان محدود	۵-۴
۸۶	نتیجه گیری	۶-۴
۸۷	فصل ۵	
۸۷	طراحی سیستم خنک ساز و محاسبه توزیع دما پس از خنک سازی به روش آنالیز المان محدود	۵
۸۸	مقدمه	۱-۵
۸۹	ماشین‌های AFPM با تهویه خودین	۲-۵
۹۰	ماشین‌های AFPM با تهویه خارجی	۳-۵
۹۰	فن‌های خارجی	۱-۳-۵
۹۱	لوله های انتقال حرارت	۲-۳-۵
۹۳	خنک سازی مستقیم با آب	۳-۳-۵
۹۴	سیستم خنک ساز طراحی شده	۴-۵
	اعمال سیستم خنک ساز طراحی شده و محاسبه توزیع دما در حالت دائم بعد از خنک سازی به روش	۵-۵
۹۷	آنالیز المان محدود	
۱۰۱	نتیجه گیری	۶-۵
۱۰۲	فصل ۶	
۱۰۲	نتیجه گیری و پیشنهادات	۶
۱۰۵	مراجع	

فهرست شکل‌ها

- شکل ۱-۱: نمودار طبقه بندی انواع توپولوژی‌های ماشین AFPM ۸
- شکل ۱-۲: پیکر بندی موتور شار محوری نوع TORUS بدون شیار با آهنربای دائم با اتصال سطحی (TORUS-NS) ۱۲
- شکل ۲-۲: مسیر های شار دو بعدی ماشین TORUS-NS ۱۲
- شکل ۳-۲: مسیرهای شار سه بعدی ماشین TORUS-NS ۱۳
- شکل ۴-۲: ابعاد اساسی طراحی شده ماشین مورد مطالعه (ابعاد بر حسب متر) ۱۷
- شکل ۱-۳: دسته بندی مواد JFE N-Core و کاربرد های آنها ۲۲
- شکل ۲-۳: منحنی B-H مربوط به ماده 50JN400 ۲۳
- شکل ۳-۳: اطلاعات مربوط به ضخامت، چگالی، تلفات آهن در فرکانس ۵۰ و ۶۰ هرتز و چگالی شار ۱/۵ تسلا برای JN CORE ۲۳
- شکل ۴-۳: وضعیت سرعت‌های مماسی و محوری در جریان آرام و آشفته فاصله هوایی ۳۳
- شکل ۵-۳: الف: چرخش‌های تیلور (ادی تیلور) در فاصله هوایی. ب: رژیم‌های جریانی بر حسب اعداد رینالد و اعداد تیلور ۳۴
- شکل ۶-۳: نمای سه بعدی از ماشین TORUS-NS مورد بررسی در محیط نرم افزار Solidwork ۴۰
- شکل ۷-۳: نحوه اعمال شرط مرزی Rotation Periodic boundary ۴۲
- شکل ۸-۳: نمایش مش اعمال شده به ماشین در محیط نرم افزار ۴۳
- شکل ۹-۳: نحوه توزیع چگالی شار مغناطیسی در استاتور ماشین ۴۵
- شکل ۱۰-۳: نحوه حرکت خطوط چگالی شار مغناطیسی در ماشین در لحظه ابتدایی ۴۶
- شکل ۱۱-۳: نحوه حرکت خطوط چگالی شار مغناطیسی در ماشین در مرحله زمانی ۲۶ ۴۶
- شکل ۱۲-۳: نمودار میله ای تلفات فوکو در استاتور در حالت بی باری ۴۷
- شکل ۱۳-۳: نمودار میله ای تلفات فوکو در روتور در حالت بی باری ۴۸
- شکل ۱۴-۳: توزیع چگالی تلفات آهن در استاتور در حالت بی باری ۴۸

- شکل ۳-۱۵: توزیع چگالی تلفات آهن در روتور در حالت بی باری ۴۹
- شکل ۳-۱۶: مدار خارجی اعمالی به سیم پیچی‌های استاتور ۵۰
- شکل ۳-۱۷: مدار خارجی ساده شده اعمالی به سیم پیچی‌های استاتور ۵۱
- شکل ۳-۱۸: اعمال جریان فاز a به مدار خارجی از مدل دینامیک ماشین ۵۱
- شکل ۳-۱۹: اعمال جریان فاز b به مدار خارجی از مدل دینامیک ماشین ۵۲
- شکل ۳-۲۰: اعمال جریان فاز C به مدار خارجی از مدل دینامیک ماشین ۵۲
- شکل ۳-۲۱: نمودار میله ای تلفات فوکو در هسته استاتور در هارمونیک‌های مختلف در حالت تغذیه سینوسی ۵۴
- شکل ۳-۲۲: نمودار میله ای تلفات فوکو در هسته روتور در هارمونیک‌های مختلف در حالت تغذیه سینوسی ۵۴
- شکل ۳-۲۳: توزیع چگالی تلفات آهن در استاتور در حالت بار کامل ۵۵
- شکل ۳-۲۴: توزیع چگالی تلفات آهن در روتور در حالت بار کامل ۵۵
- شکل ۴-۱: دیسک چرخشی آزاد: (۱) در جریان آرام (۲) انتقال از جریان آرام به جریان آشفته ۶۲
- شکل ۴-۲: تقسیم بندی رژیم‌های جریانی در فاصله هوایی بر اساس عدد رینالد چرخشی و سهم فاصله هوایی ۶۶
- شکل ۴-۳: مدار شبکه حرارتی ماشین AFPM مورد مطالعه ۷۴
- شکل ۴-۴: نمایی از یک جفت قطب ماشین AFPM با ذکر اجزاء مختلف ماشین ۷۹
- شکل ۴-۵: مواد انتخابی وارد شده در نرم افزار برای ماشین AFPM ۸۰
- شکل ۴-۶: نحوه ثابت کردن ماشین AFPM. الف: نمایی از روتور و مگنت ها و استاتور. ب: ماشین متصل شده به بدنه ۸۱
- شکل ۴-۷: ارتباط نتایج حاصل از تحلیل الکترومغناطیسی با تحلیل حرارتی برای منابع گرمایی ۸۲
- شکل ۴-۸: نحوه اعمال شرایط مرزی مربوط به انتقال حرارتی همرفتی در محیط نرم افزار ۸۳
- شکل ۴-۹: مش اعمال شده جهت تحلیل ماشین ۸۳
- شکل ۴-۱۰: توزیع دمای در حالت دائم در استاتور ماشین AFPM ۸۵
- شکل ۴-۱۱: توزیع دمای در حالت دائم در روتور و مگنت های ماشین AFPM ۸۵
- شکل ۴-۱۲: نحوه شارش گرمایی در قسمت‌های مختلف ماشین در حالت دائم ۸۶
- شکل ۵-۱: ماشین AFPM با خنک کننده هوای خارجی ۹۰

- شکل ۵-۲: پیکره بندی ماشین AFPM با فن متصل به شفت ۹۱
- شکل ۵-۳: ماشین AFPM خنک سازی شده با لوله های انتقال حرارت ۹۲
- شکل ۵-۴: نمای کاملی از ماشین به همراه لوله های خنک ساز در محیط نرم افزار ۹۷
- شکل ۵-۵: نمایی از یک جفت قطب ماشین AFPM خنک سازی شده با لوله های انتقال حرارت ۹۸
- شکل ۵-۶: توزیع دمای در حالت دائم در استاتور، سیستم خنک ساز و سیم پیچ های ماشین AFPM ۱۰۰
- شکل ۵-۷: توزیع دمای در حالت دائم در روتور و مگنت های ماشین AFPM هنگام استفاده از سیستم خنک ساز ۱۰۰
- شکل ۵-۸: نحوه شارش گرمایی در قسمت های مختلف ماشین در حالت دائم همراه با سیستم خنک ساز ۱۰۱

فهرست جدول‌ها

- جدول ۱-۲: مشخصات نامی داده شده برای ماشین مورد طراحی ۱۴
- جدول ۲-۲: پارامترها و ابعاد ماشین طراحی شده ۱۵
- جدول ۱-۳: تلفات ماشین در حالت بی باری ۴۷
- جدول ۲-۳: تلفات ماشین در حالت بار کامل ۵۳
- جدول ۱-۴: خصوصیات حرارتی مواد معمول مورد استفاده در ماشین AFPM ۵۹
- جدول ۲-۴: قابلیت نشر انتخابی مناسب برای ماشین AFPM ۶۰
- جدول ۳-۴: روابط استخراج شده در انتقال حرارت در روتور با توجه به نوع رژیم جریانی توسط بوتارفا و هارمند ۶۷
- جدول ۴-۴: مقادیر A و B بر حسب سهم فاصله هوایی مربوط انتقال حرارت همرفت از استاتور در رژیم جریانی آشفته ۶۸
- جدول ۵-۴: خصوصیات حرارتی مواد استفاده شده در ماشین AFPM مورد مطالعه ۷۳
- جدول ۶-۴: مقادیر مربوط به تلفات آهن روتور و استاتور در بار کامل ۷۵
- جدول ۷-۴: مقادیر مقاومت‌های حرارتی استفاده شده در شبکه حرارتی ۷۶
- جدول ۸-۴: دمای حالت دائم در اجزای مختلف ماشین AFPM مورد مطالعه توسط مدل پارامتر فشرده ۷۷
- جدول ۹-۴: کلاس‌های گرمایی برای مواد عایق ۷۹
- جدول ۱۰-۴: دمای متوسط اجزای مختلف ماشین AFPM مورد مطالعه در حالت دائم توسط آنالیز المان محدود ۸۴
- جدول ۱-۵: دمای متوسط اجزای مختلف ماشین پس از خنک سازی در حالت دائم با $h = 649.62 \frac{W}{m^2 \cdot ^\circ C}$ ۹۹
- جدول ۲-۵: دمای متوسط اجزای مختلف ماشین پس از خنک سازی در حالت دائم با $h = 1130.96 \frac{W}{m^2 \cdot ^\circ C}$ ۹۹

فصل ۱

مقدمه

۱-۱ مقدمه

در طراحی انواع ماشین‌های الکتریکی آنالیز حرارتی و همچنین خنک‌سازی ماشین، جایگاه ویژه‌ای دارد. برخی از مهم‌ترین دلایل اهمیت آنالیز حرارتی و استفاده از یک سیستم خنک‌کننده مناسب عبارتست از:

- نیاز گسترده به موتورهای با بهره بالا
- کاهش تلفات
- کاهش شار مواد مغناطیس دائم کمیاب^۱ با افزایش دما
- وابستگی مستقیم سائز ماشین به مشخصات نامی حرارتی آن
- کاهش عمر ماشین با افزایش دمای عایق سیم‌پیچ‌ها

در طی عملکرد ماشین‌های الکتریکی، گرما به دلیل تلفات در مدارات الکتریکی و مغناطیسی و تلفات مکانیکی (چرخشی) تولید می‌شود. برای اطمینان از عمر عملکرد طولانی ماشین، تا جایی که امکان دارد این تلفات بایستی شناسایی، محاسبه و از ماشین حذف شود به طوری که محدودیت‌های دمایی تعیین شده برای ماشین مانند مواد عایق، مواد روغنی و مغناطیس دائم‌ها قابل قبول باشد. علاوه بر در نظر گرفتن عمر عملیاتی ماشین‌ها، دمای عملیاتی پایین‌تر تلفات زیاد سیم پیچی تولید شده را کاهش می‌دهد.

برای بررسی اهمیت موضوع آن را از ۴ نقطه نظر مورد بررسی قرار می‌دهیم.

از نقطه نظر الکتریکی:

مواد دی الکتریک در اثر حرارت‌های فزاینده به طور سریع‌تری رو به پیری می‌گذارند، به طوری که طول عمر عایق مورد نظر در ازای اینکه درجه حرارت آن نسبت به درجه حرارت کار بین ۸ تا ۱۲ درجه سانتی‌گراد افزایش یابد، نصف می‌گردد.

¹ Rare-earth permanent magnet

از نقطه نظر اقتصادی:

در مشخصاتی یکسان یک ماشین با ابعادی بزرگتر همواره گرانتر تمام می‌شود و در مقابل، تلفاتش کمتر و به کندی گرم خواهد شد و دیرتر به پیری خواهد رسید. در حالی که یک ماشین که قدری کم حجمتر و یا با ابعادی اقتصادیتر ساخته می‌شود نسبت به حالت اول تلفات و گرمای بیشتری داشته و لازمه‌اش داشتن تعدادی پنکه خواهد بود که خود به خود تلفات مکانیکی را افزایش می‌دهد.

از نقطه نظر مکانیکی:

گرماهای ایجاد شده در ماشین موجبات انبساط آنرا فراهم می‌آورد، در صورتی که گرما در تمام نقاط یکنواخت باشد مسئله چندان اهمیتی نخواهد داشت، در حالی که واقعیت همواره چنین نیست زیرا تمام قسمت‌های ماشین در یک لحظه درجه حرارتی برابر ندارند. از نقطه نظر صدا:

امروزه کوشش‌های بسیار زیاد و با اهمیتی جهت کاهش صدا در ماشین‌ها انجام گرفته؛ یکی از علل صدا ناشی از تهویه یا وانتیلاتورها می‌باشد؛ لذا برای کاستن از اندازه صدا به طور غیر مستقیم باید گرمای ایجاد شده در ماشین کاسته شود و این کاهش گرما خود به خود بر روی سیستم تهویه و انتقال حرارت که عوامل اصلی صدا هستند اثر می‌گذارد.

در گذشته برای آنالیز حرارتی ماشین‌های الکتریکی از یک تک مقاومت حرارتی بین بدنه و محیط اطراف استفاده می‌شد، این روش دقت بسیار کمی دارد. امروزه از روش‌هایی نظیر مدل پارامترهای فشرده^۱، که از چندین مقاومت حرارتی در جهات مختلف استفاده می‌کند، می‌توان بهره برد. افزون بر

¹ Lumped Parameters

این، با پیشرفت کامپیوترهای دیجیتال، روش‌های عددی نظیر روش اجزای محدود^۱ و مدل‌های CFD "دینامیک سیالاتی محاسباتی"^۲ نیز جایگاه ویژه‌ای پیدا کرده‌اند.

روش‌های مختلفی برای آنالیز حرارتی ماشین‌های AFPM^۳ توسط نویسندگان مختلف انجام شده است.

Marignetti در [۱] مدل CFD یک ماشین AFPM را با مدل کردن شارش سیال و همچنین هدایت حرارتی در نواحی مختلف ماشین مورد بررسی قرار داده است.

در [۲] مدل پارامتر فشرده توسط Nerg برای آنالیز حرارتی یک ماشین القایی ۴۳۰ کیلووات سرعت بالا اعمال شده است. Maynes در [۳] با استفاده از CFD و آنالیز المان محدود شارش هوا و انتقال حرارت را در یک ماشین شار شعاعی بررسی نمود. در [۴] مدل پارامتر فشرده یک بعدی با در نظر گرفتن شارش سیال، برای ماشین AFPM ۲۵۰ کیلووات، ۱۴۰۰ rpm توسط Wang توسعه یافت. در [۲۷] رفتار حرارتی ماشین سنکرون AFPM از طریق آنالیز المان محدود مغناطیسی-حرارتی در حالت سه بعدی بررسی شده است. در [۳۱] مدل پارامتر فشرده توسعه یافته برای ماشین AFPM ارائه شده است و هدف اصلی آن توسعه سریع و دقیق مدل حرارتی برای طراحی سریع و نهایی ماشین برای جایگزینی آنالیز پیچیده و زمان‌بر CFD می باشد.

اما مشکل حرارت امروزه به دو بخش تقسیم می‌شود:

الف) در بسیاری از موتورها، بالاخص ماشین‌هایی با چگالی توان پایین انتقال حرارت از طریق همرفت طبیعی هوا و هدایت حرارتی از طریق چفت و بست ماشین صورت می‌گیرد. اما در ماشین‌های با چگالی توان بالا، روش مستقیم خنک‌کنندگی (همرفت اجباری) مورد استفاده قرار می‌گیرد. در این حالت مایع خنک‌کننده (هوا) به طور مستقیم برای حذف حرارت قطعه داخل ماشین مورد استفاده قرار می‌گیرد که این خود بر پیچیدگی‌های مسئله خواهد افزود.

¹ Finite element Method

² Computational Fluid Dynamic

³ Axial Flux Permanent Magnet Machine

ب) توزیع منابع حرارتی یعنی تلفات در بخش‌های مختلف ماشین باید به دقت در نظر گرفته شود چون ما هنگامی می‌توانیم حرارت ماشین را ارزیابی کنیم که توزیع حرارت را در قسمت‌های مختلف ماشین و حذف آن را به خوبی بدانیم. اگر طراح بخواهد کارایی موتور را افزایش دهد و ابعاد آن را کم کند، ساختمان موتور را تغییر دهد یا روش‌های جدید خنک‌سازی را امتحان کند یا برای کاهش هزینه مواد گران به کار رفته در ماشین را کاهش دهد، باید محاسبات تلفاتی تأثیر گذار و ابزار آنالیز حرارتی مورد نیاز را به خوبی بشناسد و بکار ببرد.

دو دلیل اصلی استفاده از مدل پارامتر فشرده:

تمامی مکانیزم‌های انتقال حرارت یعنی هدایت، همرفت و تشعشع با استفاده از مدل پارامتر فشرده محاسبه می‌شود.

اگر از سیستم خنک‌ساز استفاده شود حرارت ناشی از مایع خنک‌کننده در مسیر جریانش را می‌توان در پارامتر توده مدل پارامتر فشرده در نظر گرفت.

محاسبه توزیع دما در ماشین‌های الکتریکی مشکل بزرگی است به خاطر هندسه پیچیده، ترکیب مدهای مختلف انتقال حرارت، چرخش روتور و...؛ همچنین در برخی رویکردها هدایت حرارتی برای ورقه‌های مس و عایق به صورت با هم معرفی می‌شوند از این‌رو امروزه به جای استفاده از محاسبات تحلیلی مدل پارامتر فشرده از روش عددی المان محدود استفاده می‌شود.

نقش اصلی FEA¹ در دقت‌های محاسبات انتقال حرارت رسانایی در اشکال پیچیده هندسی می‌باشد در حالت کلی شبکه پارامترهای فشرده زیاد دقیق نیست و نتایج FEA برای تعریف شبکه حرارتی بسیار معتبر می‌باشد و برای بسیاری از اشکال پیچیده هندسی، FEA می‌تواند به عنوان یک راه حل مناسب در نظر گرفته شود که توسط محاسبات تحلیلی پارامتر فشرده قابل نزدیک شدن و محاسبه نیست.

¹ Finite Element Analysis

۱-۲ پیکربندی پایان نامه

هدف اصلی این پایان نامه محاسبه تلفات و تعیین توزیع دما در حالت دائم در یک نمونه ماشین شار محوری آهنربای دائم نوع دو روتور- یک استاتور بدون شیار می باشد. جزئیات مورد بحث در هر فصل به شرح زیر است:

در ادامه ی فصل اول به معرفی تاریخچه ماشین های شار محوری آهنربای دائم و همچنین به انواع توپولوژی های مختلف موجود در این ماشین ها (نوع بدون جاروبک) پرداخته شده است. در فصل دوم به صورت مختصر به معرفی ماشین شار محوری انتخاب شده جهت مطالعه و همچنین ارائه ابعاد این ماشین پرداخته شده است.

در فصل سوم تلفات ماشین به صورت تحلیلی و همچنین به صورت عددی با روش آنالیز المان محدود محاسبه شده است.

در فصل چهارم با توجه به تلفات بدست آمده در فصل قبل به بررسی توزیع دما در ماشین مورد مطالعه با دو روش مدل پارامتر فشرده و آنالیز المان محدود پرداخته شده و نتایج حاصل از دو روش با یکدیگر مقایسه شده است و در فصل پنجم با توجه به دمای بالای به دست آمده در اجزاء ماشین خصوصاً در سمت سیم پیچی های استاتور سیستم خنک ساز مناسبی طراحی و توزیع دما نیز پس از خنک سازی ارائه شده است.

۱-۳ معرفی تاریخچه ماشین های شار محوری آهنربای دائم

تاریخچه ماشین های الکتریکی نشان می دهد که نخستین ماشین ها، ماشین های "شار محوری" بوده اند (مایکل فارادی^۱ در سال ۱۸۳۱، مخترع اولین ماشین شار محوری آهنربای دائم، W.Ritchie، سال ۱۸۳۳، B.Jacobi، ۱۸۳۴). قدیمی ترین نمونه کار اولیه از ماشین های شار محوری، دیسک مایکل فارادی بوده است. ساختار نوع دیسکی ماشین های الکتریکی همچنین در اختراعات

^۱ M.Faraday

نیکولا تسلا نیز دیده می‌شود. بنا به دلایلی از جمله نیروی جذب مغناطیسی قوی بین استاتور و روتور، هزینه های بالا در ساخت هسته های موق استاتور، مشکلات در مونتاژ ماشین و موضوع حفظ یکنواختی فاصله هوایی باعث شد تا ماشین های شار محوری کنار گذاشته شود و پس از مدت کوتاهی که ماشین های شار شعاعی توسط T.Davenport در سال ۱۸۳۷ اختراع شد جایگزین ماشین های شار محوری گردید. از طرف دیگر سیستم تحریک آهنربای دائم برای ماشین های الکتریکی در اوایل سال ۱۸۳۰ به کار گرفته شده بود، ولی به دلیل کیفیت پایین مواد مغناطیسی سخت استفاده از آنها به سرعت رو به سستی نهاد. اختراع آلیاژ آلومینیوم-نیکل-کبالت^۱ (Alnico) در سال ۱۹۳۱، فريت باریم در سال ۱۹۵۰ و به ویژه ماده کمیاب خاکی نئودیمیوم-آهن-بورون^۲ (NdFeB)؛ (معرفی در سال ۱۹۸۳) بازگشت سیستم تحریک آهنربای دائم را ممکن ساخت. از آنجایی که قیمت آهنرباهای کمیاب خاکی از یک منحنی کاهشی پیروی می‌کند و در اواخر قرن بیستم نیز از نظر قیمت دارای یک شیب کاهشی تند بوده‌اند، لذا با روند کاهشی قیمت و نیز با در دسترس بودن مواد آهنربای دائم، ماشین های AFPM در آینده نزدیک نقش کلیدی مهم‌تری را خواهند داشت [۵].

۴-۱ انواع توپولوژی های مختلف موجود در ماشین های AFPM

عملاً ماشین های دیسکی به سه نوع زیر محدود می‌شوند:

- ماشین های آهنربای دائم جریان مستقیم کموتاتوردار^۳
- ماشین های آهنربای دائم بدون جاروبک جریان مستقیم و سنکرون
- ماشین های القایی

ماشین مورد بحث در این پایان نامه ماشین آهنربای دائم بدون جاروبک سنکرون می‌باشد. از نظر ساختاری، ماشین های AFPM بدون جاروبک می‌توانند به صورت ماشین های "یک وجهی"^۴، "دو

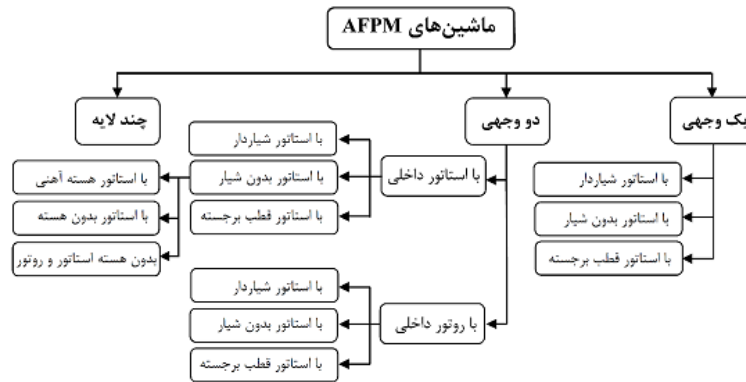
^۱ Aluminum Nickel Cobalt

^۲ Neodymium-Iron-Boron

^۳ PM DC Commutator Machines

^۴ Single-sided

وجهی^۱، یا "چند لایه (چند دیسکی)"^۲ با یا بدون شیار آرمیچر، با یا بدون هسته آرمیچر، با روتور PM داخلی یا خارجی، با "اتصال سطحی"^۳ یا "درونی"^۴ آهنرباهای دائم طراحی شوند. به طور کلی طبقه بندی انواع توپولوژی‌های ماشین AFPM بدون جاروبک به صورت نمودار شکل ۱-۱ می‌باشد.



شکل ۱-۱: نمودار طبقه بندی انواع توپولوژی‌های ماشین AFPM [۶]

به ماشین‌های دو وجهی با استاتور داخلی یعنی ساختار "دو روتور- یک استاتور" به اختصار، "TORUS"^۵ گفته می‌شود و ماشین‌های دو وجهی با روتور داخلی یعنی ساختار "دو استاتور- یک روتور" به ماشین نوع "AFIR"^۶ معروف است.

ماشین‌های نوع TORUS بر حسب نوع ساختار به دو نوع ماشین TORUS بدون شیار "TORUS-NS"^۷ و TORUS شیار دار "TORUS-S"^۸ ساخته می‌شوند. این دو نوع ساختار در ماشین‌های AFIR نیز وجود دارد. با توجه به اینکه ساختارهای بسیار متنوعی در این ماشین‌ها وجود دارد تنها به ذکر همین موارد پرداخته شده است. در [۶] به طور کامل و گویا به معرفی انواع ساختارهای این ماشین‌ها و مزایا و معایب هر کدام پرداخته شده است.

¹ Double-sided

² Multi-stage (Multi-disc)

³ Surface-mounted

⁴ Buried

⁵ Two-rotor-one Stator

⁶ Axial Flux Interior Rotor permanent Magnet

⁷ TORUS-non slotted

⁸ TORUS-slotted

فصل ۲

مشخصات ابعادی ماشین شار محوری
آهنربای دائم مورد مطالعه

۲-۱ مقدمه

با توجه به توضیحاتی که در بخش مقدمه در رابطه با انواع توپولوژی ماشین‌های AFPM داده شد، حال این سؤال مطرح است که انتخاب ساختار مناسب برای ماشین مورد مطالعه بر چه اساسی صورت گرفته است.

توپولوژی‌های AFIR شیاردار و بدون شیار دارای کمترین وزن نسبت به دیگر ساختارها می‌باشند. به ویژه توپولوژی AFIR-S کمترین وزن و بیشترین ضریب استفاده را دارند. توپولوژی‌های شار محوری بدون شیار از نظر چگالی گشتاور، راندمان و پراکنده سازی حرارت همواره بهتر از توپولوژی‌های شار محوری شیاردار می‌باشند.

به طور کلی، توپولوژی‌های بدون شیار دارای گشتاور دندانگی قابل چشم پوشی می‌باشند. همچنین دارای گشتاور رپیل پایین‌تری نسبت به توپولوژی‌های شیاردار می‌باشند. TORUS-NS دارای کمترین رپیل گشتاور در مقایسه با دیگر توپولوژی‌ها می‌باشد. همچنین توپولوژی بدون شیار نسبت به شیار دار دارای سطوح توان صوتی پایین‌تری می‌باشند. به ویژه توپولوژی TORUS-NS پایین‌ترین سطح توان صوتی را دارد.

در مرجع [۲۶] دو توپولوژی دو وجهی TORUS و AFIR شیار دار و بدون شیار بر اساس چگالی گشتاور و توان مورد مقایسه قرار گرفته است.

توپولوژی TORUS-NS دارای بیشترین چگالی گشتاور (راندمان)، بیشترین راندمان، کمترین سطح نویز و کمترین جابجایی ناشی از لرزش را دارد. ماشین شار شعاعی آهن‌ربای دائم شیار دار متداول بالاترین سطح نویز و لرزش را دارد. به طور کلی با این که دو ساختار TORUS و AFIR دارای چگالی گشتاور و توان بالایی هستند اما ساختار AFIR به دلیل وجود نیروی محوری قابل ملاحظه باعث لرزش می‌شوند لذا این ماشین‌ها فقط برای توان‌های پایین مناسب هستند [۷]. بنابراین با توجه به توضیحات ارائه شده در این بخش و در نظر گرفتن این موضوع که ماشین مورد مطالعه

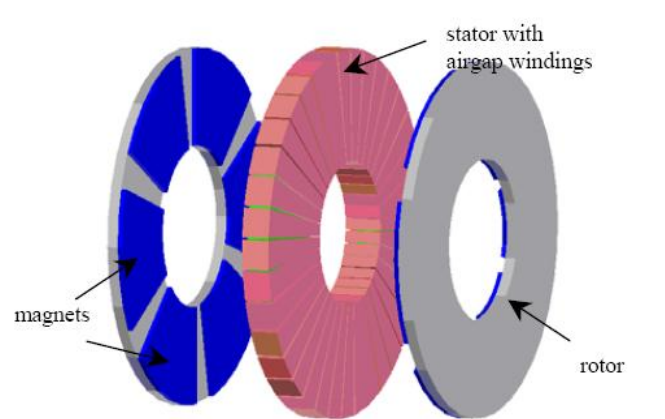
جهت استفاده به عنوان محرک شناور زیرسطحی می‌باشد لذا با توجه به مشخصات ماشین‌ها، ماشین شار محوری آهنربای دائم با توپولوژی نوع TORUS-NS انتخاب شده است.

۲-۲ معرفی ماشین شار محوری آهنربای دائم نوع TORUS-NS

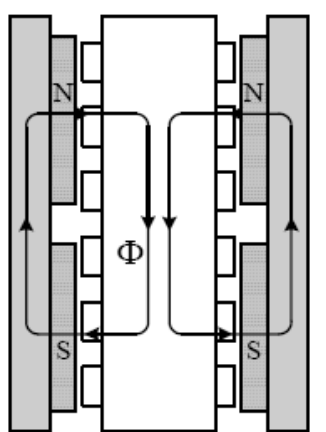
ماشین TORUS بدون شیار (TORUS-NS) ساختار دو روتور- یک استاتور، شار محوری، آهنربای دائم، بدون شیار، دیسکی شکل می‌باشد. یک مدل ایده آل از ساختار ماشین در شکل ۱-۲ نشان داده شده است. ماشین یک استاتور دارد که بین دو دیسک روتور که حامل آهنرباهای دائم می‌باشند قرار گرفته است. هسته استاتور ماشین از ورق آهنی نواری پیچیده شده تشکیل شده است و یک سیم پیچی فاصله هوایی AC چند فاز به دور آن با اتصال پشت به پشت (نوع گرامه^۱) قرار می‌گیرد [۵]. ساختار روتور از آهنربای NdFeB قوسی شکل با اتصال سطحی، هسته روتور و محور تشکیل شده است. دو روتور دیسکی شکل، آهنرباهای NdFeB مغناطیس شده محوری را که بر روی سطح داخلی دو دیسک روتور به صورت محوری نصب شده‌اند حمل می‌کنند.

بخش هادی‌های مؤثر در ایجاد گشتاور، قسمت‌های شعاعی سیم پیچی چنبره‌ای روبروی دو دیسک روتور می‌باشد. مسیرهای شار اصلی ماشین TORUS در قطر متوسط به صورت دو بعدی و سه بعدی به ترتیب در شکل‌های ۲-۲ و ۳-۲ نشان داده شده‌اند. به طوری که در شکل‌های ۲-۲ و ۳-۲ دیده می‌شود شارها از دو قطب N آهنرباهای روبروی هم از طریق دو فاصله هوایی به داخل هسته استاتور وارد می‌شوند سپس شارها به صورت محیطی در امتداد هسته استاتور طی مسیر کرده، از میان فاصله‌های هوایی برمی‌گردند و سپس از طریق قطب‌های مخالف (دو قطب S) آهنربای دائم وارد هسته روتور می‌شوند. بنابراین انتظار می‌رود طول محوری هسته استاتور به اندازه کافی بلند باشد زیرا شار ورودی به استاتور جمع شارهای هر دو روتور می‌باشد. همچنین لازم به ذکر است که این ماشین به خاطر جهت شار می‌تواند به صورت ترکیبی از دو نیمه مستقل تصور شود.

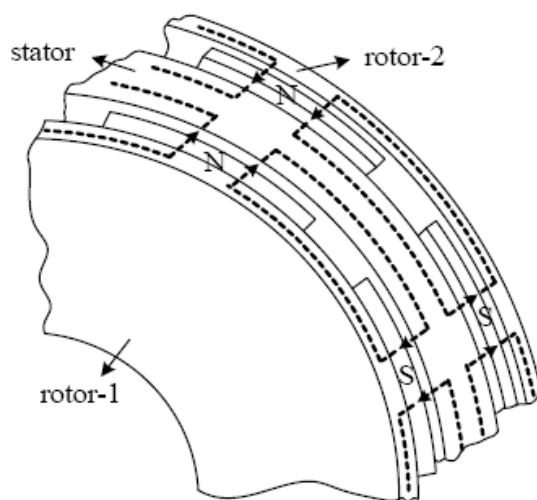
¹ Gramme



شکل ۱-۲: پیکر بندی موتور شار محوری نوع TORUS بدون شیار با آهنربای دائم با اتصال سطحی (TORUS-NS). [۵]



شکل ۲-۲: مسیر های شار دو بعدی ماشین TORUS-NS



شکل ۲-۳: مسیرهای شار سه بعدی ماشین TORUS-NS

توپولوژی TORUS بدون شیار به علت طول محوری کوتاه، دارای نسبت توان به وزن یا گشتاور به وزن بالایی می‌باشد. فرض می‌شود سمت سیم پیچی با رزین^۱ پر شده باشد همان گونه که در همه ساختارهای بدون شیار به منظور افزایش استحکام و مقاوم بودن و نیز انتقال بهتر تلفات گرمایی این کار انجام می‌گیرد. علاوه بر این در توپولوژی TORUS فقط سیم پیچی‌های قرار گرفته در فاصله هوایی برای تولید گشتاور استفاده می‌شوند. سیم پیچی‌های انتهایی بسیار کوتاه هستند که منجر به ساخت ماشین TORUS-NS با تلفات مس پایین‌تر، بازدهی بالاتر و انتقال گرمای راحت‌تر می‌شود. همچنین سیم پیچی فاصله هوایی بدون شیار مقدار کمتری اندوکتانس متقابل و نشتی ایجاد می‌کند ضمن اینکه اثرات ناشی از شیارها مانند ریپل شیار، گشتاور دندانگی^۲، تلفات فرکانس بالای روتور و اشباع در دندانه‌های استاتور را حذف و یا به مقدار زیاد کاهش می‌دهد. این ویژگی‌ها خود مشخصه‌های یک ماشین با نویز پایین می‌باشند. نکته قابل ذکر دیگر این است که در این ماشین‌ها با استفاده از آهنرباهای NdFeB چگالی شار فاصله هوایی بالایی بدست می‌آید و مغناطیس زدایی آهنرباها به

¹ Resin

² Cogging Torque

دلیل فاصله هوایی موثر بزرگ کاملاً کوچک است. همان‌طور که قبلاً نیز گفته شد از ویژگی‌های مهم دیگر این ماشین‌ها، کوچک بودن اندوکتانس‌های خودی آن‌ها است [۵].

در طرح ماشین بدون شیار، مؤلفه‌های تلفات آهنی دندانه، اشباع دندانه و لرزش‌های مربوط به دندانه حذف می‌شوند. از طرفی به واسطه سیم پیچی انتهایی نسبتاً کوتاه، تلفات مسی نیز کمتر است. به هر حال ماشین بدون شیار برای کاربرد در جاهایی که ماشین در معرض تنش‌های مکانیکی باشد مناسب نیست [۸].

۲-۳ مشخصات ماشین شار محوری آهنربای دائم TORUS-NS طراحی

شده

ماشین شار محوری طراحی شده از نوع ماشین TORUS بدون شیار (TORUS-NS) ساختار دو روتور- یک استاتور می‌باشد و توان کل ماشین ۵۰۰ کیلووات می‌باشد.

در مرجع [۲۵] طراحی الکترومغناطیسی دقیق ماشین AFPM بیست و هشت قطب به صورت سه بعدی با روش المان محدود ارائه شده است.

در [۲۸] ارزیابی عملکردی یک ژنراتور سنکرون آهنربای دائم بر مبنای آنالیز المان محدود ارائه گردیده است.

در جدول ۱-۲ مشخصات کامل ماشین AFPM ۵۰۰ کیلووات به طور کامل ارائه شده است. [۶]

جدول ۱-۲: مشخصات نامی داده شده برای ماشین مورد طراحی

پارامترهای طراحی ورودی			
ردیف	پارامتر	واحد	مقدار
۱	توان نامی موتور	P_R	[W]
			۵۰۰۰۰۰

۲	تعداد فازها	m	-	۳
۳	تعداد طبقات استاتور	N_{stator}	-	۱
۴	ولتاژ موثر فاز	V_{ph}	[V]	۷۴/۲۴
۵	فرکانس	f	[Hz]	۵۵
۶	سرعت نامی موتور	n	[R.P.M]	۳۰۰
۷	اتصال موتور		Y - ستاره	

جدول ۲-۲: پارامترها و ابعاد ماشین طراحی شده

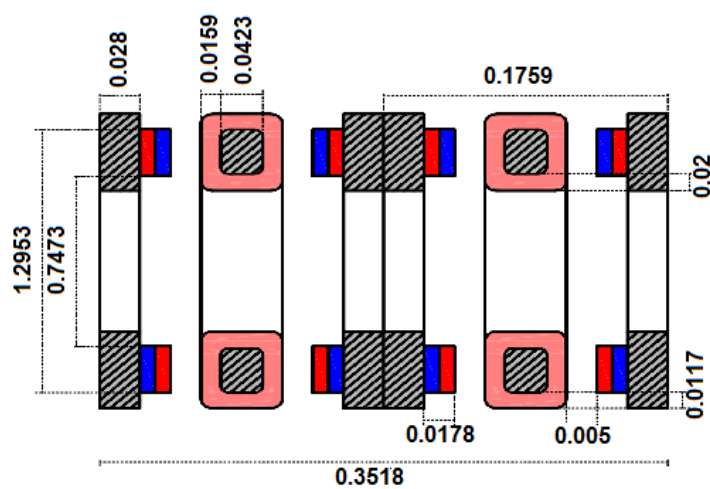
پارامترهای ماشین

ردیف	پارامتر	واحد	مقدار
۱	تعداد زوج قطبها	p	-
۲	بارگذاری الکتریکی کل	A	[A/m]
۳	چگالی جریان	J	[A/mm ²]
۴	تعداد مسیرهای موازی جریان	a_p	-
۵	چگالی شار فاصله هوایی	B_g	[T]
۶	نسبت قطر داخلی به قطر خارجی	λ	-
۷	ضریب شکل موج توان الکتریکی	K_p	-
۸	ضریب شکل موج جریان	K_i	-
۹	ضریب نیروی محرکه الکتریکی	K_e	-
۱۰	ضریب پر شونده گی مس	K_{cu}	-
۱۱	ضریب نفوذپذیری مغناطیسی نسبی آهنربای دائم (NdFeB)	μ_{rPM}	-
۱۲	چگالی شار پس ماند آهنربای دائم (NdFeB)	B_r	[T]
۱۳	دامنه چگالی شار هسته روتور	B_{cr}	[T]
۱۴	ضریب نشت شار	K_d	-
۱۵	بارگذاری مغناطیسی ویژه	B_u	[T]

۰/۹۵	-	η	راندمان	۱۶
۱/۲۹۵۳	[m]	D_o	قطر خارجی	۱۷
۰/۷۴۷۳	[m]	D_i	قطر داخلی	۱۸
۱/۰۲۱۳	[m]	D_g	قطر متوسط فاصله هوایی	۱۹
۰/۰۰۵	[m]	g	فاصله هوایی	۲۰
۱/۵۱۷۳	[T]	B_{cs}	دامنه چگالی شار هسته استاتور	۲۱
۰/۰۴۲۳	[m]	L_{cs}	طول محوری هسته استاتور	۲۲
۰/۰۲	[m]	W_{cui}	ضخامت شعاعی سیم پیچی انتهای درون قطر داخلی	۲۳
۰/۰۱۱۷	[m]	W_{cuo}	ضخامت شعاعی سیم پیچی انتهای ورای قطر خارجی	۲۴
۰/۰۱۵۸	[m]	W_{cu}	متوسط ضخامت شعاعی سیم پیچی انتهای	۲۵
۰/۰۷۴۳	[m]	L_s	طول محوری استاتور	۲۶
۰/۰۲۸	[m]	L_{cr}	طول محوری هسته روتور	۲۷
۰/۰۱۷۸	[m]	L_{PM}	طول محوری آهن ربای دائم	۲۸
۰/۸۶	-	α_i	نسبت قوس قطب به گام قطب	۲۹
۰/۱۲۵	[m]	w_{PMg}	عرض آهن ربا در قطر متوسط	۳۰
۰/۰۴۳۸	[m]	L_r	طول محوری روتور	۳۱
۰/۱۷۵۹	[m]	L_e	طول محوری ماشین	۳۲
۱۴	turn	N_t	تعداد دور سیم پیچی سری هر فاز	۳۵
۲۲۹۱/۸	[A]	I_{rms}	جریان موثر سیم پیچی	۳۶
۲۰۸/۳۴	[A]	I_a	جریان هر مسیر موازی	۳۷
۰/۰۱۵۸۵	[m]	l_w	ضخامت لایه سیم پیچی	۳۸
۲۰/۸	[mm ²]	s_a	سطح مقطع هادی سیم پیچی	۳۹
۱	[mm]	d_{str}	قطر رشته هادی	۴۰
۰/۷۸۵	[mm ²]	s_{str}	سطح مقطع هر رشته هادی	۴۱
۳۱	-	N_{str}	تعداد رشته های هادی	۴۲

۰/۲۷۴	[m]	L_i	طول مؤثر هسته استاتور در جهت شعاعی (طول آهن ربا)	۴۳
۰/۶۹۶۶	[m]	L_{lav}	طول متوسط یک دور سیم پیچی	۴۴

در شکل ۴-۲ ابعاد اساسی طراحی شده ماشین بر حسب متر نشان داده شده است.



شکل ۴-۲: ابعاد اساسی طراحی شده ماشین مورد مطالعه (ابعاد بر حسب متر)

فصل ۳

محاسبه تلفات ماشین AFPM
طراحی شده به دو روش تحلیلی
و آنالیز المان محدود

۳-۱ مقدمه

عامل ایجاد حرارت در ماشین‌های الکتریکی و در نتیجه داغ شدن آن‌ها، تلفات ماشین می‌باشد.

تلفات ماشین مؤلفه‌های متعددی دارد که عبارتست از: [۹]

تلفات مقاومتی در هادی‌های روتور و استاتور، تلفات آهن در مدارهای مغناطیسی، تلفات اضافی و تلفات مکانیکی. تلفات اضافی در این دسته‌بندی، مجموع تلفات الکترومغناطیسی است که در قالب تلفات اهمی و تلفات آهنی که از روابط تحلیلی محاسبه می‌شوند، قرار نگیرد. اندازه‌گیری و محاسبه تلفات اضافی بسیار دشوار است و لذا در استانداردهای IEC پیشنهاد شده است که این تلفات را به اندازه درصد مشخصی از توان ورودی، که این درصد با توجه به نوع ماشین و جداول داده شده بیان می‌شود، در نظر بگیریم [۹].

تلفات آهن:

این تلفات به علت عبور شار مغناطیسی متغیر و یا متناوب از درون مدار مغناطیسی آهنی ایجاد می‌شود. تلفات آهن دو منشأ اساسی دارد:

تلفات هیستریزیس: این تلفات ناشی از وجود حلقه هیستریزیس در مشخصه B-H هسته روتور و استاتور است. این تلفات زمانی ایجاد می‌شود که یک شار متناوب در هسته وجود داشته باشد.

تلفات جریان ادی یا فوکو: تغییرات در شار مغناطیسی باعث ایجاد یک ولتاژ القایی در هر مسیر بسته، که شار از درون آن می‌گذرد، می‌شود. اگر این ولتاژ درون یک ماده رسانا ایجاد شود، باعث ایجاد جریان در مسیر بسته خواهد شد. با توجه به این که هسته آهنی استاتور و روتور رسانای الکتریکی نیز هستند، در آن‌ها نیز جریان‌های گردابی ایجاد می‌شود. این جریان‌ها باعث ایجاد تلفات اهمی در هسته خواهد شد. در [۹] نشان داده شده است که تلفات ادی در یک قطعه آهنی، متناسب با مکعب ضخامت آن قطعه است. لذا برای کاهش این تلفات، به جای یکپارچه ساختن هسته، آن را به صورت لایه لایه می‌سازند.

در مراجع مختلف روابط تحلیلی ابتدایی گوناگونی برای محاسبه تلفات ارائه شده است، ولی نتایج آزمایش‌ها نشان داده است که خطای این روابط بسیار زیاد است. مثلاً تلفات واقعی ادی مربوط به ورقه‌های سیلیکونی ۵۰٪ بیشتر از تلفات ادی محاسبه شده از رابطه تحلیلی به دست آمده در [۹] است. به عنوان مثال دیگر در [۱۰] بیان شده است که تلفات آهن محاسبه شده از روابط تحلیلی تا ۲۰٪ کمتر از مقادیر اندازه‌گیری است و این اختلاف در ماشین‌های PM بیشتر است.

در مرجع [۲۹] یک ماشین سنکرون AFPM سرعت بالا طراحی، تولید و مورد آزمایش قرار گرفته است و تلفات آهن استاتور و روتور و تلفات اصطکاک آن محاسبه شده است. این اختلاف‌ها ناشی از عدم مدل‌سازی دقیق و ساده‌سازی‌هایی است که در استخراج برخی از روابط تحلیلی مورد استفاده قرار گرفته‌اند. در زیر به چند نکته، که برای محاسبه دقیق تلفات آهن باید مدنظر قرار گیرند، اشاره می‌شود:

در استخراج اکثر روابط تحلیلی فرض می‌شود که شار مغناطیسی در هسته مغناطیسی تنها یک مؤلفه متناوب دارد که آن هم سینوسی است. این فرض کاملاً غلط است، چرا که این شار مغناطیسی شامل هارمونیک‌های متعددی است که تلفات آهن را افزایش می‌دهند.

در تغذیه موتورهای با مدولاسیون پهنای باند، تلفات کلی موتور به طرق مختلفی افزایش می‌یابد. بسته به فرکانس سوئیچینگ PWM، بازدهی کلی موتور ۱ تا ۲ درصد کمتر از حالت تغذیه با منبع سینوسی خالص خواهد بود [۹].

استرس‌هایی که در هنگام پانچ کردن صفحات ایجاد می‌شود و همچنین ناهمواری‌هایی که در سطوح وجود دارند، مشخصه تلفات را تغییر می‌دهند.

موتورهای PM بدون جاروبک یک شار فاصله هوایی غیر سینوسی تولید می‌کنند، که بر خلاف موتورهای القایی و موتورهای سنکرون تغذیه شونده از سینوسی است. سیستم تحریک PM یک شکل موج چگالی شار مغناطیسی دوزنقه‌ای تولید می‌کند. سیم‌پیچ‌های استاتور از یک منبع dc و از طریق

یک اینورتر با کنترل PWM و یا موج مربعی تغذیه می‌شوند. لذا ولتاژ اعمالی، هارمونیک‌های بسیار زیادی دارد که در شار استاتور دیده می‌شوند [۱۱].

در ماشین‌های PM سنکرون، تلفات هسته روتور ناشی از شار ضربانی ایجادشده به وسیله تغییرات سریع در رلوکتانس فاصله هوایی است، که در هنگام عبور روتور از دندانه‌های استاتور اتفاق می‌افتد. این تلفات در موتورهای مغناطیس دائم با آهنرباهای سوار شده بر روی سطح روتور، قابل صرف‌نظر کردن است، زیرا فاصله هوایی مؤثر در این ماشین‌ها بزرگ است [۱۱].

طبیعت چگالی شار تأثیر مهمی در تلفات آهن دارد. لذا می‌توان با شکل‌دهی مناسب به مگنت‌ها، طراحی مناسب شیارها و انتخاب مناسب تعداد قطب‌ها، تلفات آهن را در ماشین‌های PM کاهش داد [۱۰].

۳-۲ مشخصات مواد به کار رفته در اجزاء ماشین AFPM طراحی شده:

از مهم‌ترین پارامترهای تأثیر گذار در محاسبه تلفات در همه ماشین‌ها خصوصاً ماشین AFPM مواد به کار رفته در اجزای ماشین و مشخصه حرارتی آن‌ها می‌باشد. چرا که انتخاب صحیح این مواد تأثیر بسزایی در کاهش تلفات ماشین و در نتیجه افزایش راندمان آن دارد.

ماده به کار رفته در هسته استاتور و روتور ماشین AFPM مورد بررسی از دسته مواد JFE N-CORE انتخاب شده است. این مواد اساساً در ماشین‌های چرخان با ساین متوسط و بزرگ کاربرد دارد و در بهبود بازدهی این ماشین‌ها تأثیر زیادی دارد.

JFE N-CORE خود به نام‌های JNE CORE، JNEH CORE و JNA CORE دسته بندی می‌شود که بسته به نوع استفاده از یکی از این دسته‌ها گزینش صورت خواهد گرفت.

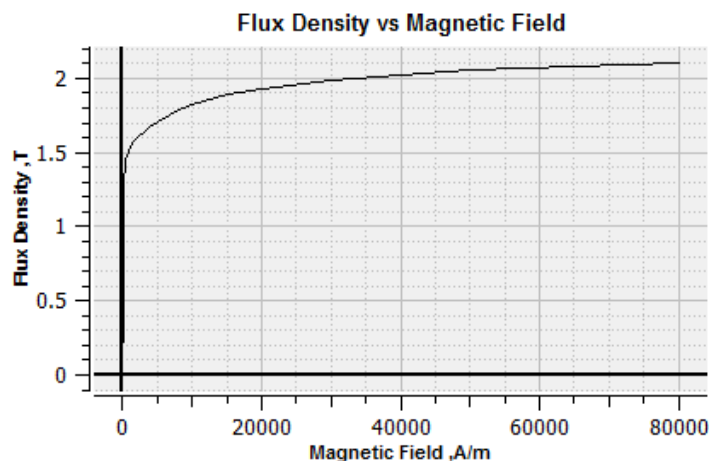
JNE، در مواردی که توجه بیشتر بر روی پرمابیلیته بالا و کم بودن تلفات هسته است استفاده می‌شود و یا JNEH بیشتر در مواردی که به دنبال تلفات هسته کم در فرکانس‌های بالا هستیم مورد استفاده قرار می‌گیرد. [۱۲]

در شکل ۳-۱ نام‌های هر دسته از مواد به همراه کاربرد هر یک از آن‌ها ارائه شده است:

Applications کاربرد		Types انواع	Grain-Oriented جهت دار		Non-Oriented بدون جهت				
			JG1, JG5, JG-D, JGSD	JG	JN 210-400	JN 440-700	JN 800-1600	JNE 230-470	JNEH 1200-1500
Rotating Machines ماشین های چرخان	ماشین های چرخان بزرگ								
	ماشین های چرخان متوسط								
	موتور های بسته								
	موتور های AC معمول								
	موتور های کوچک و AC متناوب								
Static Machines ماشین های غیر چرخان	موتور وسیله نقلیه الکتریکی								
	ترانس های قدرت								
	ترانس های توزیع								
	ترانس های صوتی								
	ترانس های جریان و پتانسیلی								
	تقویت کننده های مغناطیسی و راکتوری								
	سوئیچ های مغناطیسی								
	ترانس های جوش کاری								
	بالاست								

شکل ۳-۱: دسته بندی مواد JFE N-Core و کاربرد های آن‌ها [۱۲]

همان‌طور که در شکل ۳-۱ نشان داده شده است ماشین‌ها به طور کلی به دو دسته ماشین‌های چرخان و ماشین‌های غیر چرخان دسته بندی شده‌اند. با توجه به این که ماشین شار محوری مورد مطالعه در دسته ماشین‌های چرخان با اندازه بزرگ می‌باشد پس بهترین انتخاب دسته مواد با نام JN210-400 می‌باشد. انتخاب یک ماده خاص از این دسته مواد بر اساس منحنی B-H آن ماده و استفاده آن در طراحی ماشین و به اشباع نرفتن هسته استاتور و همچنین کم بودن تلفات آهن آن انجام می‌گیرد. با توجه به همه این توضیحات ماده انتخاب شده در این ماشین ماده 50JN400 می‌باشد. منحنی B-H این ماده و همچنین اطلاعات مربوط به تلفات آن در دو فرکانس ۵۰ و ۶۰ هرتز در شکل ۳-۳ آمده است.



شکل ۳-۲: منحنی B-H مربوط به ماده 50JN400

Grade	Thickness mm (in.)	Assumed Density kg / dm³	Max. Core Loss								Min.Magnetic Flux Density at 5000A/m T	Min. Lamination Factor %
			Watts per kilogram				Watts per pound					
			50Hz		60Hz		50Hz		60Hz			
			1.0T	1.5T	1.0T	1.5T	1.0T	1.5T	1.0T	1.5T		
35JN210	0.35 (0.0138)	7.60	0.90	2.10	1.15	2.65	0.41	0.95	0.52	1.20	1.62	95.0
35JN230		7.60	0.95	2.30	1.20	2.90	0.43	1.04	0.54	1.32	1.62	
35JN250		7.60	1.00	2.50	1.25	3.20	0.45	1.13	0.57	1.45	1.62	
35JN270		7.65	1.10	2.70	1.40	3.45	0.50	1.22	0.64	1.56	1.62	
35JN300		7.65	1.20	3.00	1.50	3.80	0.54	1.36	0.68	1.72	1.62	
35JN360		7.65	1.45	3.60	1.85	4.55	0.66	1.63	0.84	2.06	1.63	
35JN440		7.70	1.80	4.40	2.30	5.60	0.82	2.00	1.04	2.54	1.65	
50JN230	0.50 (0.0197)	7.60	1.00	2.30	1.30	2.95	0.45	1.04	0.59	1.34	1.62	96.0
50JN250		7.60	1.05	2.50	1.35	3.20	0.48	1.13	0.61	1.45	1.62	
50JN270		7.60	1.10	2.70	1.40	3.45	0.50	1.22	0.64	1.56	1.62	
50JN290		7.60	1.15	2.90	1.45	3.70	0.52	1.32	0.66	1.68	1.62	
50JN310		7.65	1.25	3.10	1.60	3.95	0.57	1.41	0.73	1.79	1.62	
50JN350		7.65	1.50	3.50	1.90	4.45	0.68	1.59	0.86	2.02	1.62	
50JN400		7.65	1.70	4.00	2.15	5.10	0.77	1.81	0.98	2.31	1.63	
50JN470	0.65 (0.0256)	7.70	2.00	4.70	2.55	5.95	0.91	2.13	1.16	2.70	1.64	97.0
50JN600		7.75	2.60	6.00	3.30	7.60	1.18	2.72	1.50	3.45	1.66	
50JN700		7.80	3.00	7.00	3.80	8.90	1.36	3.18	1.72	4.04	1.70	
50JN800		7.80	3.60	8.00	4.55	10.15	1.63	3.63	2.06	4.60	1.70	
50JN1000		7.85	4.40	10.00	5.60	12.70	2.00	4.54	2.54	5.76	1.70	
50JN1300		7.85	5.80	13.00	7.35	16.50	2.63	5.90	3.33	7.48	1.70	
65JN800		0.65 (0.0256)	7.80	3.60	8.00	4.55	10.15	1.63	3.63	2.07	4.60	
65JN1000	7.80		4.40	10.00	5.60	12.70	2.00	4.54	2.54	5.76	1.70	
65JN1300	7.85		5.80	13.00	7.35	16.50	2.63	5.90	3.33	7.48	1.70	
65JN1600	7.85		7.10	16.00	9.00	20.30	3.22	7.26	4.09	9.22	1.70	

شکل ۳-۳: اطلاعات مربوط به ضخامت، چگالی، تلفات آهن در فرکانس ۵۰ و ۶۰ هرتز و چگالی شار ۱/۵ تسلا برای JN CORE [۱۲]

همان‌طور که در شکل ۳-۳ مشاهده می‌کنید اطلاعات مربوط به ضخامت، چگالی، تلفات آهن در فرکانس ۵۰ و ۶۰ هرتز و در چگالی شار ۱ و ۱/۵ تسلا برای ماده 50JN400 ارائه شده است. ماده انتخاب شده در سیم پیچی‌های استاتور، مس می‌باشد. برای مگنت‌های ماشین از مغناطیس دائم NdFeB با چگالی شار پسماند ۱/۲ تسلا استفاده شده است. خصوصیات حرارتی مربوط به مواد استفاده شده در این ماشین به طور کامل در فصل چهارم ارائه شده است.

۳-۳ محاسبه تحلیلی تلفات ماشین AFPM

بعد از معرفی ماشین AFPM و ابعاد طراحی و مشخصه مواد به کار رفته در آن‌ها نوبت به محاسبه تلفات این ماشین می‌رسد.

همان‌طور که در بخش مقدمه بیان شد محاسبه تحلیلی تلفات خصوصاً تلفات مربوط به هسته بسیار دشوار است و از طرفی مشاهده شده است که میزان محاسبه شده تلفات با آنچه در شبیه‌سازی و واقعیت موجود است بسیار متفاوت است. بنابراین در محاسبه تحلیلی تلفات تنها آن بخش از تلفات که قابل محاسبه می‌باشد را ارائه نمودیم.

۳-۳-۱ محاسبات مربوط به تلفات مسی و مقاومت فاز در ماشین‌های AFPM:

در ماشین‌های با سرعت پایین، در میان تمام تلفات، معمولاً تلفات مسی که با نام تلفات ژولی شناخته شده است حکم‌فرماست؛ به همین خاطر پیش‌بینی صحیح مقاومت فاز مربوط به موتور لازم است. [۵]

مقاومت سیم پیچی هر فاز استاتور از رابطه (۳-۱) دست می‌آید:

$$R_{1dc} = \frac{N_t l_{1av} \rho_{cu, \theta}}{a_p a_w s_a} \quad (3-1)$$

l_{1av} : طول متوسط یک دور سیم پیچی پیچیده شده به دور هسته استاتور

N_t : تعداد دور سیم پیچی

$\rho_{cu,\theta}$: مقاومت ویژه مس در دمای θ

a_p : تعداد مسیر های موازی جریان

a_w : تعداد هادی های موازی

S_a : سطح مقطع یک رشته هادی

مقاومت ویژه مس در دمای ۲۰ درجه سانتی گراد برابر است با $\rho_{cu,20^\circ c} = 1.678 \times 10^{-8} \Omega m$ و مقدار آن در دمای θ از رابطه (۲-۳) به دست می آید:

$$\rho_{cu,\theta} = \rho_{cu,20^\circ c} (1 + \alpha(\theta - 20^\circ)) \quad (2-3)$$

که در آن α ثابت دما می باشد و مقدار آن برابر 0.0039 بر هر درجه سانتی گراد می باشد.

طول متوسط یک دور سیم پیچی نیز از رابطه (۳-۳) بدست می آید.

$$l_{1av} = 2l_i + l_{1in} + l_{1out} \quad (3-3)$$

که در آن l_{1in} طول اتصال انتهایی داخلی، l_{1out} طول اتصال انتهایی خارجی و l_i طول موثر هسته استاتور در جهت شعاعی بر حسب متر بوده و به صورت رابطه (۴-۳) محاسبه می شود.

$$l_i = 0.5(D_o - D_i) \quad (4-3)$$

D_o و D_i به ترتیب قطر خارجی و قطر داخلی بر حسب متر می باشند.

سطح مقطع یک رشته هادی از رابطه (۵-۳) به دست می آید:

$$S_a = \frac{\pi d_w^2}{4} \quad (5-3)$$

که در رابطه فوق d_w قطر سیم است که از رابطه (۶-۳) قابل محاسبه است.

$$d_w = \sqrt{\frac{4l_w D_i k_{cu}}{a_p m_1 N_t}} \quad (6-3)$$

l_w : ضخامت لایه سیم پیچی

k_{cu} : ضریب پخشندگی مس

مقاومت جریان AC به خاطر اثر پوستی (اثر نزدیکی)^۱ از جریان DC بیشتر است به علاوه شارهای ناشی درون شکافها یکسری جریانهای ادی اضافه را داخل هادی ایجاد می کند به همین خاطر مقاومت فاز نسبتاً افزایش پیدا می کند.

در ماشینهای سرعت پایین که در سیم پیچی از هادیهای گرد با قطر سیم حدود 1^{mm} استفاده می شود مقاومت AC فاز با مقامت DC فاز تقریباً برابر است. بر مبنای محاسبات بدست آمده از تلفات فاز، تلفات هسته از رابطه (۷-۳) بدست می آید [۱۳].

$$P_{cu} = m R_{ph} I_{ph}^2 \quad (7-3)$$

m : تعداد فازها

I_{ph} : مقدار موثر جریان فاز

بر اساس روابط ارائه شده به محاسبه تحلیلی تلفات مسی برای ماشین شار محوری طراحی شده می پردازیم:

$$N_t = 14, D_o = 1.2953^m, D_i = 0.7473^m, a_w = N_{str} = 31, a_p = 11$$

¹ Skin effect

$$\rho_{cu,20^{\circ}C} = 1.678 \times 10^{-8} \Omega m$$

$$S_a = 1 mm^2$$

پارامتر های ارائه شده در بالا مستقیماً از طراحی انجام شده برای ماشین به دست آمده است.

$$L_i = 0.5(D_o - D_i) = 0.5(1.2953 - 0.7473) = 0.274^m$$

$$L_{lav} = 2(L_i + L_s) = 2(0.274 + 0.0743) = 0.274^m$$

$$R_{ldc} = \frac{N_t I_{lav} \rho_{cu, \theta}}{a_p a_w S_a} = \frac{14 \times 0.6966 \times 1.678 \times 10^{-8}}{11 \times 31 \times 0.785 \times 10^{-6}} = 0.000611335 \Omega$$

$$P_{cu} = m R_{ph} I_{ph}^2 = 3 \times 0.000611335 \times (2688.46)^2 = 13255.86^W = 13.255^{KW}$$

همان‌طور که مشاهده می‌شود این ماشین یک ماشین سرعت پایین است و در طراحی آن از سیم‌های با هادی‌های موازی و با قطر یک میلی‌متر استفاده شده است بنابراین مقاومت فاز در حالت DC با حالت AC تقریباً برابر خواهد بود.

با توجه به اینکه می‌خواهیم راندمان ماشین در حدود ۹۵٪ باشد از طرفی توان خروجی موتور نیز ۵۰۰ کیلووات است بنابراین انتظار می‌رود میزان کل تلفات موتور حداکثر ۲۵ کیلووات باشد و با توجه به محاسبات تحلیلی انجام گرفته تلفات مسی حدود ۳۸٪ از تلفات کل ماشین ۵۰۰ کیلووات را شامل می‌شود که میزان قابل قبولی می‌باشد.

۲-۳-۳ تلفات هسته استاتور

شار مغناطیسی در استاتور سینوسی نمی‌باشد. سیستم تحریک مگنت های روتور شکلی دوزنقه ای را از شکل موج چگالی شار مغناطیسی ایجاد می‌کنند. سیم پیچی‌های استاتور از منبع دی سی

سوئیچی با کنترل موج مربعی یا PWM تغذیه می‌شود. بنابراین ولتاژ شامل هارمونیک‌های زیادی می‌باشد. [۵]

تلفات جریان ادی با رابطه کلاسیک (۸-۳) قابل محاسبه می‌باشد: [۵]

$$\Delta P_{eFe} = \frac{\pi^2}{6} \frac{\sigma_{Fe}}{\rho_{Fe}} f^2 d_{Fe}^2 m_{Fe} \sum_{n=1}^{\infty} n^2 [B_{mxn}^2 + B_{mzn}^2] \quad (۸-۳)$$

$$\Delta P_{eFe} = \frac{\pi^2}{6} \frac{\sigma_{Fe}}{\rho_{Fe}} f^2 d_{Fe}^2 m_{Fe} [B_{mx1}^2 + B_{mz1}^2] \eta_d^2$$

که در این رابطه σ_{Fe} ، d_{Fe} ، ρ_{Fe} و m_{Fe} به ترتیب هدایت الکتریکی بر حسب S/m ، ضخامت بر حسب متر، چگالی ویژه بر حسب kg/m^3 و جرم لایه‌ها بر حسب کیلوگرم می‌باشد. N هارمونیک‌های فرد می‌باشد، B_{mzn} و B_{mxn} اجزاء هارمونیک‌های چگالی شار مغناطیسی در راستای مماسی x و معمولی z می‌باشد و

$$\eta_d = \sqrt{1 + \frac{(3B_{mx3})^2 + (3B_{mz3})^2}{B_{mx1}^2 + B_{mz1}^2} + \frac{(5B_{mx5})^2 + (5B_{mz5})^2}{B_{mx1}^2 + B_{mz1}^2}} \quad (۹-۳)$$

ضریب توزیع چگالی شار مغناطیسی می‌باشد. برای $\eta_d = 1$ معادله (۸) بیان کننده تلفات جریان ادی تحت چگالی شار مغناطیسی سینوسی می‌باشد.

به صورت مشابه، تلفات هیستریزیس به صورت رابطه (۱۰-۳) بیان می‌شود:

$$\Delta P_{hFe} = \varepsilon \frac{f}{100} m_{Fe} \sum_{n=1}^{\infty} n^2 [B_{mxn}^2 + B_{mzn}^2] = \varepsilon \frac{f}{100} m_{Fe} [B_{mx1}^2 + B_{mz1}^2] \eta_d^2 \quad (۱۰-۳)$$

که $\varepsilon = 1.2 \text{ to } 2.0 m^4 / (Hkg)$ برای لایه های غیر همسان با ۰.۴٪ سیلیکون، $\varepsilon = 3.8 m^4 / (Hkg)$ برای لایه های مشابه با ۰.۲٪ سیلیکون و $\varepsilon = 4.4 \text{ to } 4.8 m^4 / (Hkg)$ برای لایه های مشابه بدون سیلیکون می‌باشد.

معادلات (۸) و (۹) شامل تلفات اضافی نمی‌باشد. در واقع ارتباط بین تلفات آهن اندازه گیری شده و مقادیر محاسبه شده از معادلات کلاسیک بسیار ضعیف می‌باشد. ضریب مربوط به تلفات اضافی $K_{ad} > 1$ کمک می‌کند برای پذیرفتن مقدار تلفات آهن پیش بینی شده. [۵]

$$\Delta P_{1Fe} = k_{ad} (\Delta P_{eFe} + \Delta P_{hFe}) \quad (۱۱-۳)$$

با توجه به مطالب بیان شده به محاسبه تحلیلی تلفات آهن در استاتور ماشین AFPM می‌پردازیم.

محاسبه تقریبی تلفات جریان ادی:

$$m_{Fe} = h \times \pi \times (r_{out}^2 - r_{in}^2) \times \rho = 0.0423 \times \pi \times \left(\left(\frac{1.2953}{2} \right)^2 - \left(\frac{0.7473}{2} \right)^2 \right) \times 7650 = 284.482^{kg}$$

$$\Delta P_{eFe} = \frac{\pi^2}{6} \frac{\sigma_{Fe}}{\rho_{Fe}} f^2 d_{Fe}^2 m_{Fe} B_m^2 \eta_d^2$$

$$\Delta P_{eFe} = \frac{\pi^2}{6} \times \frac{2.1276e6}{7650} \times 55^2 \times 0.0005^2 \times 284.482 \times 1.5173^2 \times 1^2 = 226.589^W$$

محاسبه تلفات هیستریزیس استاتور:

$$\Delta P_{hFe} = \varepsilon \frac{f}{100} m_{Fe} B_m^2 \eta_d^2 = 3.8 \times \frac{55}{100} \times 284.482 \times 1.5173^2 \times 1^2 = 1.3688^{kw}$$

۳-۳-۳ تلفات هسته روتور:

این تلفات به دلیل شار ضربانی تولید شده توسط تغییرات سریع در رلوکتانس فاصله هوایی زمان عبور روتور از دندانه های استاتور می‌باشد. این تلفات در ماشین مورد بررسی به دلیل بدون شیار بودن هسته استاتور ناچیز و قابل صرف نظر کردن می‌باشد و این مطلب در قسمت شبیه سازی با نرم افزار المان محدود کاملاً قابل مشاهده خواهد بود.

۴-۳-۳ تلفات جریان ادى در مغناطيس دائم:

تلفات اصلى در ماشين‌هاى مغناطيس دائم سرعت پايين به وسيله تلفات آهن و مسى ايجاد مى‌شود. تلفات جريان ادى در مغناطيس‌هاى دائم به سبب مانده هارمونيك‌هاى است كه به دليل توزيع چگالى شار در فاصله هوايى وجود دارد.

محاسبه جريان ادى در مكنت‌ها به صورت تحليلى بسيار دشوار مى‌باشد چرا كه بايستى ميزان چگالى شار در هارمونيك‌هاى مختلف مشخص باشد بنابر اين معمولاً اين تلفات را با نرم افزار هاى المان محدود محاسبه مى‌كنند. يك فرمول ساده براى محاسبه تقريبى تلفات جريان ادى در مكنت‌ها استفاده از رابطه (۱۲-۳) مى‌باشد:

$$P = \frac{\sigma}{48} L_m L_i \tau^3 \hat{B}^2 w_e^2 \quad (12-3)$$

كه در اين رابطه σ رسانايى مكنت و L_m ضخامت مكنت و L_i طول موثر مكنت در راستاى شعاعى، w_e فرکانس زاويه‌اى مربوط به جريان ادى و $\tau = \tau_p / h$ پهنای مكنت مى‌باشد كه h مربوط به هارمونيك‌هاى مختلف فضايى مى‌باشد و τ_p گام قطب ماشين است. هدايت الكتريكي مكنت‌هاى NdFeB يك تيكه در بازه $0.6 \text{ to } 0.85 \times 10^6 \text{ (s/m)}$ قرار دارد. همچنين هدايت الكتريكي مكنت‌هاى SmCo در بازه $1.1 \text{ to } 1.4 \times 10^6 \text{ (s/m)}$ قرار دارند. با اين وجود هدايت‌هاى الكتريكي مكنت‌هاى كمياب زمين تنها ۴ تا ۹ مرتبه كمتر از هادى‌هاى مس مى‌باشد.

در ماشين‌هاى مجهز به شكاف‌هاى نيمه باز اثر جريان تلفات ادى بدون بار كه توسط شكاف استاتور ايجاد مى‌شود خيلى مهم نيست اما اين موضوع در ماشين‌هاى سرعت بالا متفاوت است چرا كه تلفات جريان ادى ممكن است بخش مهم و اصلى تلفات نهايى ماشين باشد.

بر مبنای اطلاعات قبلى گفته شده و به سبب سرعت چرخش ماشين‌ها، در اين نظريه محاسبات تلفات جريان ادى در روتور و مكنت‌ها با FEA محاسبه مى‌شود.

همان‌طور که در قبل بیان شد تلفات آهن اضافی به نام تلفات بار سرگردان^۱ نیز وجود دارد. محاسبات این تلفات بسیار دشوار است و هیچ ضمانتی وجود ندارد که دقت نتایج رضایت بخش باشد. این تلفات در هسته های فرو مغناطیس ماشین‌های AC می‌باشد که با P_{str} نمایش می‌دهند و به صورت بخشی از توان خروجی در نظر می‌گیرند [۹].

۵-۳-۳ تلفات چرخشی:

تلفات چرخشی یا مکانیکی ΔP_{rot} شامل تلفات اصطکاک در یاطاقان‌ها ΔP_{fr} ، تلفات باد خوری ΔP_{wind} و تلفات تهویه ΔP_{went} می‌باشد، (در صورتی که سیستم خنک سازی اجباری داشته باشیم) یعنی: [۵]

$$\Delta P_{rot} = \Delta P_{fr} + \Delta P_{wind} + \Delta P_{went} \quad (۱۳-۳)$$

۱-۵-۳-۳ تلفات باد خوری (ΔP_{wind}):

تلفات اصطکاک با هوا در ماشین‌های سرعت بالا بسیار زیاد و تأثیر گذار می‌باشد و حرارت تولید شده توسط اصطکاک با هوا قابل تحمل نخواهد بود.

این تلفات در ماشین‌های AFPM سرعت پایین ناچیز می‌باشد اما محاسبه تلفات اصطکاک و تخمین درستی از آن بر بازه و رفتار دمایی ماشین تأثیر مثبت خواهد داشت.

گشتاور اصطکاک در دیسک‌های چرخان:

سرعت توزیع شده در فاصله هوایی عبارتست از:

۱. شار مماسی و محوری بر اساس چرخش دیسک روتور

¹ stray load loss

۲. ادی تیلور^۱ بر اساس نیروهای گریز از مرکز

طبیعت شارش توسط عدد رینالد^۲ که نسبتی از نیروهای چسبناک و اینرسی می باشد توصیف می شود.

نیروی شارش مماسی در اثر چرخش روتور در حضور استاتور و فاصله هوایی کوچک عبارتست از: [۲۴]

$$RE_g = \frac{vg}{v} \quad (۱۴-۳)$$

که در این رابطه v سرعت جنبی روتور بر حسب m/s ، g طول فاصله هوایی بر حسب متر و v ویسکوزیته کنیماتیک سیال بر حسب m^2/s می باشد که همان هواست می باشد.

عدد رینالد در سمتی که دیسک در فضای آزاد در حال چرخش است عبارتست از: [۲۴]

$$RE_r = \frac{vr}{v} \quad (۱۵-۳)$$

که در این رابطه r شعاع دیسک بر حسب متر می باشد.

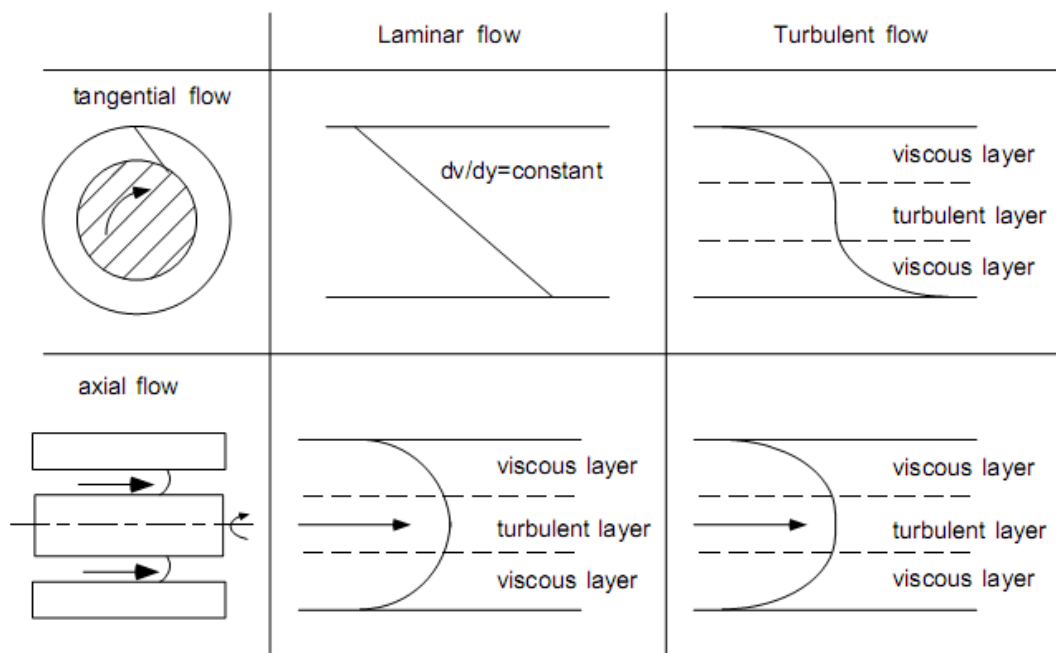
عدد رینالد شاخصی برای نشان دادن طبیعت شارش سیال می باشد. اگر از ۲۰۰۰ کمتر باشد بدین معنی است که تمامی ذرات در مسیر یکسان جریان می یابند و جریان آرام^۳ می باشد و در غیر اینصورت جریان آشفته^۴ نامیده می شود. برای نشان دادن مثالی از این موضوع سرعت های مماسی و محوری توزیع شده در فاصله هوایی در شکل ۳-۴ نشان داده شده است.

^۱ Taylor Vortices

^۲ Reynolds Number

^۳ Laminar Flow

^۴ Turbulant Flow



شکل ۳-۴: وضعیت سرعت‌های مماسی و محوری در جریان آرام و آشسته فاصله هوایی [۲۴]

در حالت شارش مماسی^۱، سرعت جزء یا سیال اطراف روتور همان سرعت روتور می‌باشد و سرعت در سمت استاتور صفر می‌باشد. توزیع سرعت در حالت آرام در نزدیکی فاصله هوایی خطی می‌باشد اما در حالت آشسته نواحی مختلفی وجود دارد. دو لایه ویسکوز در نزدیکی دیواره ها و یک لایه آشسته در میانه مسیر شارش وجود دارد.

در لایه های ویسکوز تولید اصطکاک و همچنین انتقال انرژی اساساً بر اساس چسبناکی مولکولی سیال تعیین می‌شوند. ضخامت لایه با افزایش عدد رینالد کاهش می‌یابد. در میانه جریان، حرکت بی نظم ذرات سیال به ویسکوزیته سیال وابسته نمی‌باشد. بیشترین تغییرات سرعت در لایه های ویسکوز ایجاد می‌شود. در حالت شارش محوری در فاصله هوایی در جریان آرام سرعت سیال توزیع سهمی شکل دارد و در حالت جریان آشسته همان تقسیم بندی مشابه با حالت شارش مماسی وجود دارد.

ادی تیلور نوسانات چرخشی سرعت می‌باشد که در فاصله هوایی دیده می‌شود. این اثر ناشی از اثرات گریز از مرکز می‌باشد که به طول فاصله هوایی وابسته است.

¹ Tangential Flow Case

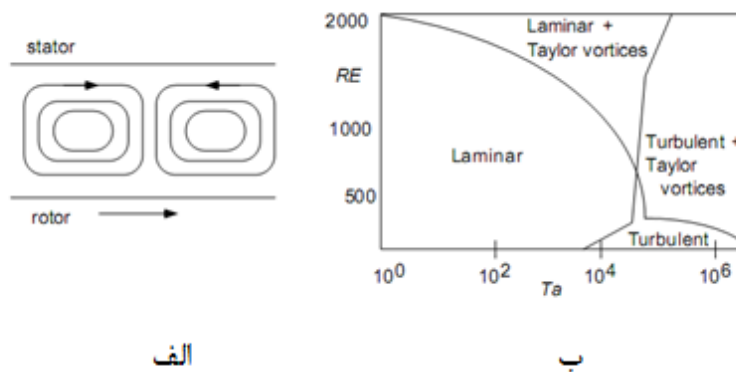
عدد تیلور^۱ از رابطه (۳-۱۶) محاسبه می‌شود: [۲۴]

$$Ta = RE_g^2 \frac{g}{r} \quad (۳-۱۶)$$

در یک سیستم استاتور-روتور ساده، ادی تیلور زمانی رخ می‌دهد که عدد تیلور از ۱۷۰۰ تجاوز نماید که به آن عدد تیلور بحرانی می‌گویند.

تیلور بحرانی توسط فاکتورهای زیادی از جمله شعاع و دما ایجاد می‌شود.

بر اساس ادی تیلور و آشفتگی جریان، چهار رژیم جریانی مطابق شکل ۳-۵ ایجاد می‌شود:



شکل ۳-۵: الف: چرخش‌های تیلور (ادی تیلور) در فاصله هوایی. ب: رژیم‌های جریانی بر حسب اعداد رینالد و اعداد تیلور [۲۴]

از آنجایی که اندازه‌گیری فشار خالص دشوار می‌باشد، کشش اصطکاک توسط ضریب بدون بعد C_f تعریف می‌شود. این ضریب به فاکتورهای زیادی از جمله طبیعت شارش و کیفیت سطح وابسته می‌باشد. با استفاده از این ضریب، گشتاور اصطکاک در دیسک‌های چرخان با شعاع داخل r_i و خارجی r_o برابر است با: [۲۴]

$$T = \frac{1}{2} C_f \rho \pi w^2 (r_o^5 - r_i^5) \quad (۳-۱۷)$$

ضریب اصطکاک در دیسک‌های چرخان:

¹ Taylor Number

بر اساس رژیم‌های جریانی بیان شده ضریب اصطکاک از رابطه (۳-۱۸) محاسبه می‌شود: [۲۴]

$$C_f = \begin{cases} \frac{2\pi}{(g/r_o)RE_r} & \text{رژیم ۱} \\ \frac{3.7(g/r_o)^{0.1}}{RE_r^{0.5}} & \text{رژیم ۲} \\ \frac{0.08}{(g/r_o)^{0.167} RE_r^{0.25}} & \text{رژیم ۳} \\ \frac{0.0102(g/r_o)^{0.1}}{RE_r^{0.2}} & \text{رژیم ۴} \end{cases} \quad (۳-۱۸)$$

بعد از محاسبه ضریب اصطکاک، تلفات اصطکاک هوا برای ماشین AFPM قابل محاسبه خواهد بود.

تلفات اصطکاک روتور در ماشین دارای دو بخش است بخش اول دیسکی است که در فاصله هوایی قرار گرفته است و بخش دوم مربوط به قسمت اضافی روتور است که برای اتصالات روتور در نظر گرفته می‌شود. ضریب اصطکاک مربوط به سطوح داخلی و خارجی قسمت اضافی روتور از روابط زیر محاسبه می‌شود: [۲۴]

$$C_f = \begin{cases} 0.515 \frac{(g/r)^{0.3}}{RE_g^{0.5}} \text{ if } 500 < RE_g < 10^4 \\ 0.0325 \frac{(g/r)^{0.3}}{RE_g^{0.2}} \text{ if } RE_g > 10^4 \end{cases} \quad (۳-۱۹)$$

البته در ماشین طراحی شده چون هر دو صفحه روتور در فاصله هوایی قرار ندارد یعنی توپولوژی ماشین دو استاتور یک روتور نیست و یک سمت از روتور در فضای آزاد قرار دارد و سمت دیگر دیسک روتور در فاصله هوایی قرار گرفته است میزان آشفتگی رژیم هوایی در سمت آزاد دیسک روتور کمتر از فاصله هوایی می‌باشد بنابراین انتظار می‌رود تلفات اصطکاک در این سمت از روتور نسبت به فاصله هوایی کمتر باشد. بر این اساس ضریب C_f در سطح آزاد دیسک روتور در حالت جریان آشفته به صورت رابطه (۳-۲۰) می‌باشد: [۵]

$$C_f = \frac{3.87}{\sqrt{Re}} \quad (20-3)$$

عدد رینالد برای دیسک‌های چرخشی با قطر خارجی R_{out} عبارتست از: [۵]

$$Re = \rho \frac{R_{out} \nu}{\mu} = \frac{2\pi \rho R_{out}^2}{\mu} \quad (21-3)$$

که در این رابطه ρ چگالی خالص رسانه خنک ساز، $\nu = \nu_x = 2\pi R_{out}$ سرعت خطی در شعاع خارجی R_{out} ، n سرعت چرخشی بر حسب rpm و μ ویسکوزیته دینامیک مایع بر حسب $kg/m.s$ می‌باشد. اکثر ماشین‌های AFPM خنک سازی شده با هوا هستند. چگالی هوا و ویسکوزیته دینامیک هوا در فشار ۱ اتمسفر و دمای ۷۰ درجه سانتی‌گراد به ترتیب برابر $1.0287^{kg/m^3}$ و $2.057 \times 10^{-5}^{kg/m.s}$ می‌باشد.

ماشین‌های AFPM معمولاً بدون فن طراحی می‌شوند بنابراین تلفات تهویه آن‌ها صفر خواهد بود. [۵]

۳-۵-۲ تلفات یاطاقان‌ها (ΔP_{fr}):

تلفات در یاطاقان‌ها معمولاً از روی اطلاعات شرکت سازنده محاسبه می‌شود اما یک فرمول تجربی برای محاسبه به صورت زیر می‌باشد: [۱۳]

$$P_{br} = \frac{3k_b G_r \Omega}{100\pi} \quad (22-3)$$

که در این رابطه $k_b = 1 to 3$ و G_r جرم روتور بر حسب کیلوگرم و Ω سرعت چرخشی روتور می‌باشد.

تلفات در یاطاقان‌ها به بارهای شعاعی و محوری بستگی دارد. به عنوان مثال در یک ماشین شار محوری دو استاتور یک روتور می‌توان بار محوری را با در مرکز قرار دادن دقیق روتور زمانی که نیروی جاذب خالص بین استاتورها و روتور برابر با صفر است کاهش داد. تلفات شعاعی در یاطاقان‌ها ناشی از وزن ساختار روتور به همراه شفت می‌باشد.

بر اساس اطلاعات بیان شده در ماشین مورد بررسی تلفات مکانیکی ماشین به صورت زیر محاسبه می‌شود.

محاسبه تلفات باد خوری:

(۱) محاسبه ضریب C_{f1} برای سمت آزاد دیسک روتور (سمتی که در فاصله هوایی قرار ندارد):

ابتدا بایستی رژیم جریان را تعیین نمود:

$$Re = \rho \frac{R_{out} v}{\mu} = \frac{2\pi \rho R_{out}^2}{\mu} = \frac{2\pi \times 300 \times 1.0287 \times (0.65935^2)}{60 \times 2.0507 \times 10^{-5}} = 685122.9288$$

بنابراین مسلماً نوع رژیم جریانی آشفته خواهد بود و می‌توان از رابطه (۳-۲۰) در محاسبه ضریب استفاده نمود.

$$C_f = \frac{3.87}{\sqrt{Re}} = \frac{3.87}{\sqrt{685122.9288}} = 4.675e-3$$

(۲) محاسبه ضریب C_{f2} برای سمت درگیر در فاصله هوایی:

برای تعیین نوع رژیم جریانی ابتدا می‌بایست عدد رینالد را در فاصله هوایی و همچنین عدد تیلور را محاسبه نمود:

$$Re_g = \frac{\nu g}{\nu} = \frac{20.71 \times 0.005}{1.9935 \times 10^{-5}} = 5194.38$$

$$Ta = Re_g^2 \frac{g}{r} = (5194.38^2) \times 7.5e-3 = 202361.87$$

بر اساس مقادیر به دست آمده و با توجه به شکل ۳-۵ قسمت (ب) نوع رژیم جریانی در فاصله هوایی رژیم جریانی شماره ۳ می‌باشد و برای محاسبه ضریب C_f از رابطه (۳-۱۸) مربوط به رژیم ۳ استفاده خواهیم نمود.

$$RE_r = \frac{vr}{v} = \frac{20.71 \times 0.65935}{1.9935 \times 10^{-5}} = 684983.12$$

$$C_f = \frac{0.08}{(g/r_o)^{0.167} RE_r^{0.25}} = \frac{0.08}{(0.005/0.65935)^{0.167} \times (684983.12)^{0.25}} = 6.2839e-3$$

همان طور که پیش بینی می‌شد ضریب C_f برای سمت درگیر دیسک روتور در فاصله هوایی بیشتر از سطح آزاد می‌باشد.

(۳) محاسبه ضریب C_{f3} مربوط به قسمت اضافی روتور:

$$R_{eg} = 5194.38 \times 10^4$$

$$C_f = \begin{cases} 0.515 \frac{(g/r)^{0.3}}{RE_g^{0.5}} & \text{if } 500 < RE_g < 10^4 \\ 0.0325 \frac{(g/r)^{0.3}}{RE_g^{0.2}} & \text{if } RE_g > 10^4 \end{cases}$$

$$C_f = 0.515 \frac{(0.005/0.65935)^{0.3}}{5194.38^{0.5}} = 1.6519e-3$$

بنابراین تلفات باد خوری برای یک دیسک روتور در ماشین مورد بررسی عبارتست از:

$$T = \frac{1}{2} C_f \rho \pi w^2 (r_o^5 - r_i^5) =$$

$$T = \frac{1}{2} (4.675e-3 + 6.2839e-3 + 1.6519e-3) \times 1.0287 \times \pi \times (10\pi)^2 \times (0.65935^5 - 0.35365^5)$$

$$T = 2.395^{N.m}$$

$$\Delta P_{wind} = T \times 2\pi \times \text{Rotational speed (rps)} = 2.395 \times 2 \times \pi \times \left(\frac{300}{60}\right) = 74.2411^W$$

چون ماشین مورد بررسی از دو روتور تشکیل شده است بنابراین میزان کل تلفات بادخوری ماشین برابر با 148.48^W خواهد بود که همان طور که انتظار می‌رفت تلفات بادخوری در ماشین‌های سرعت پایین (با توجه به توان خروجی ماشین) ناچیز می‌باشد.

محاسبه تلفات در یاطاقان‌ها:

از آنجایی که اطلاعات مربوط به یاطاقان در دسترس نمی‌باشد تلفات در یاطاقان‌ها در دو حالت کمترین و بیشترین مقدار محاسبه شده است.

$$G_r = h \times \pi (r_{out}^2 - r_{in}^2) \times \rho = 0.028 \times \pi \times (0.65935^2 - 0.35365^2) \times 7650 = 208.389^{kg}$$

$$P_{br} = \frac{3k_b G_r \Omega}{100\pi} = 62.5167^W \quad k_b = 1 \text{ برای}$$

$$P_{br} = \frac{3k_b G_r \Omega}{100\pi} = 187.55^W \quad k_b = 3 \text{ برای}$$

۳-۴ محاسبه تلفات ماشین AFPM طراحی شده توسط نرم افزار

مبتنی بر المان محدود (JMAG DESIGNER V10.5):

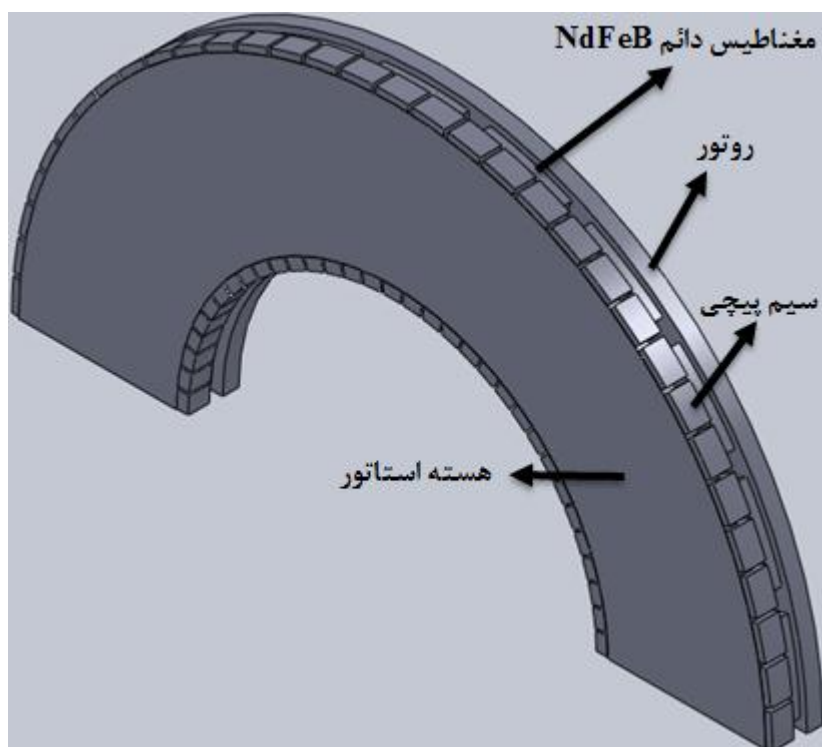
همان‌طور که در قسمت‌های قبل بیان شد محاسبه تحلیلی تلفات بسیار دشوار و دارای خطای زیادی می‌باشد و تمامی محاسبات تحلیلی انجام شده در قسمت قبل در جهت به دست آوردن محدوده تلفات ارائه شده است از این‌رو برای به دست آوردن دقیق میزان تلفات از نرم افزار المان محدود JMAG DESIGNER V10.5 استفاده شده است. با این نرم افزار قادر خواهیم بود محاسبات مربوط به تلفات آهن (هیستریزیس و فوکو) و همچنین تلفات مسی سیم پیچی‌ها را در حالت بی باری و بار کامل حین چرخش روتور محاسبه نماییم.

ضمناً برای اینکه نتایج حاصل از تلفات دقیق و رضایت بخش باشد ماشین در نرم افزار به صورت سه بعدی مدل شده است. مزیت اصلی این نرم افزار نسبت به سایر نرم افزارهای دیگر در اینست که

تلفات ماشین را در حین چرخش روتور به طور کامل مدل می‌کند و نتایج مشابه حالتی است که ماشین در محیط واقعی در حال چرخش باشد.

استفاده از تقارن در شبیه سازی بسیار مهم می‌باشد چرا که محاسبات و زمان عمل شبیه سازی را به صورت تصاعدی کاهش خواهد داد. تحلیل به ازای نیمی از ماشین انجام شده است. با توجه به این که ماشین از دو روتور و یک استاتور تشکیل شده است، از تقارن محوری نیز می‌توان استفاده نمود بدین صورت که از یک روتور و نصف استاتور برای شبیه سازی ماشین استفاده شده است و هر مقداری که از تلفات بدست آید برای نصف دیگر ماشین نیز همین مقدار به دست خواهد آمد.

نمای نیمی از ماشین به همراه ذکر جزئیات اجزاء به کار رفته در آن در شکل ۳-۶ نشان داده شده است.



شکل ۳-۶: نمای سه بعدی از ماشین TORUS-NS مورد بررسی در محیط نرم افزار Solidwork

مراحل شبیه سازی:

برای محاسبه تلفات ماشین، دو حالت بی باری (تلفات تحت تأثیر مغناطیس‌های دائم) و بار کامل مورد بررسی قرار می‌گیرد.

۳-۴-۱ حالت بی باری:

پس از مدل کردن ماشین در نرم افزار به مرحله انتخاب مواد برای هر قسمت از ماشین می‌رسیم که در قسمت مربوط به معرفی مواد به طور کامل مواد انتخابی شرح داده شد. پس از انتخاب مواد نوبت به ایجاد شرایط مرزی که مهم‌ترین بخش برای رسیدن به جواب منطقی و درست می‌باشد، می‌رسیم چرا که تنها زمانی نتایج حاصل از شبیه سازی رضایت بخش خواهد بود که بتوانیم ماشینی که دارای تقارن است طوری به نرم افزار معرفی نماییم که ماشین کامل فرض شود. در این مدل از سه شرط مرزی استفاده شده است که عبارتند از:

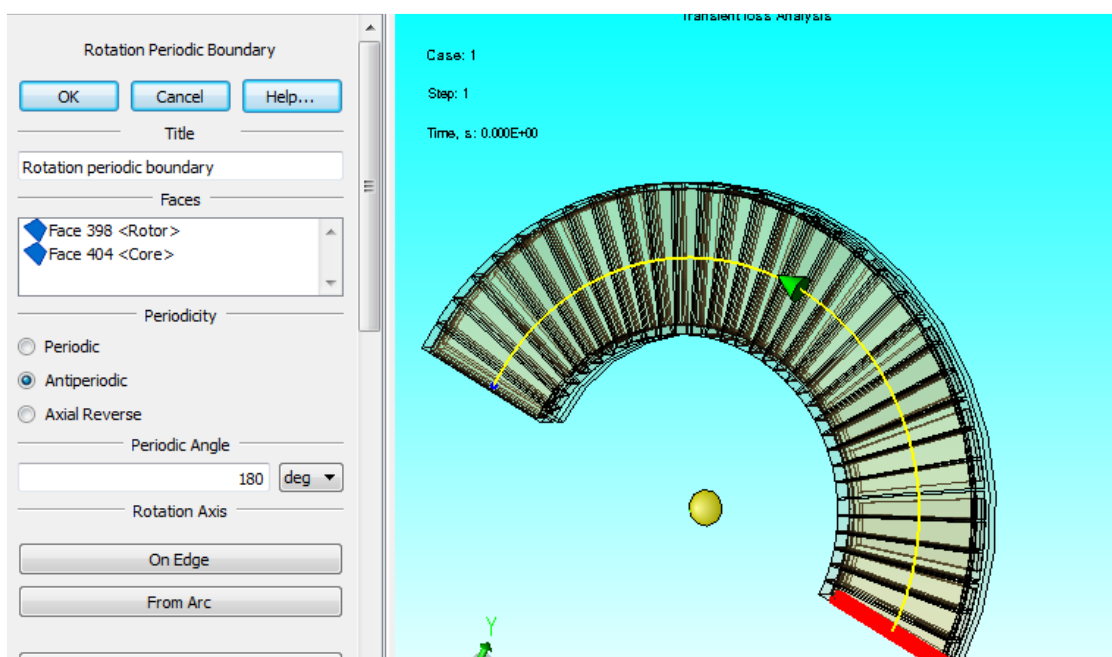
(۱) Motion Rotation

(۲) Rotation Periodic boundary

(۳) Symmetry boundary

شرط مرزی (۱) برای مشخص کردن قطعه ای از ماشین (در اینجا روتور و مگنت ها) که دارای چرخش است استفاده می‌شود و می‌توان به قطعه دارای چرخش سرعت اعمال کرد که در اینجا سرعت ۳۰۰ rpm اعمال شده است.

شرط مرزی (۲) که مهم‌ترین بخش از اعمال شرایط مرزی می‌باشد برای کامل در نظر گرفتن ماشین مورد استفاده قرار می‌گیرد.



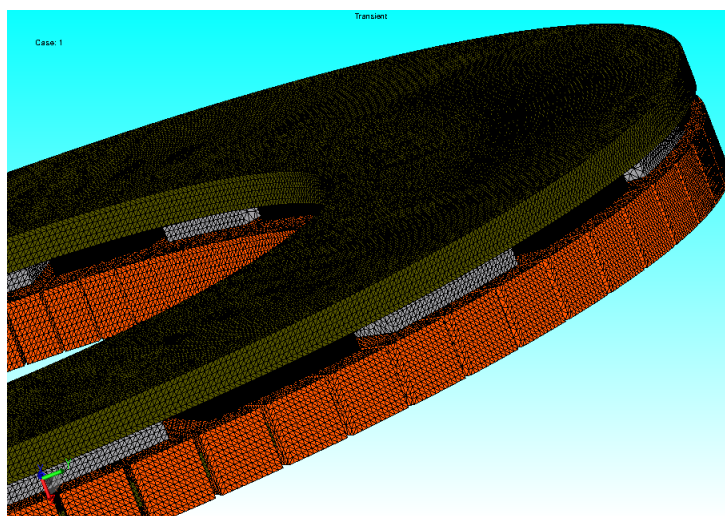
شکل ۷-۳: نحوه اعمال شرط مرزی Rotation Periodic boundary

همان‌طور که در شکل ۷-۳ مشاهده می‌شود صفحه ای که به رنگ قرمز دیده می‌شود محل اعمال شرط مرزی می‌باشد. در پنجره مربوط به تنظیمات این شرط مرزی گزینه antiperiodic بایستی اعمال گردد چرا که تعداد مگنت‌ها در نیمی از ماشین یازده عدد می‌باشد و برای اینکه در نیمی دیگر از این ماشین تقارن و جهت مگنت‌ها در هر مگنت رعایت شود باید از این گزینه استفاده شود. در صورتی که از گزینه Periodic استفاده شود در طرف دیگر ماشین دو مگنت که در یک جهت مگنت‌ها می‌کنند در کنار هم قرار خواهند گرفت و در نتیجه نتایج شبیه سازی کاملاً غلط خواهد بود. شرط مرزی (۳) برای صفحه بیرونی استاتور اعمال می‌شود. این شرط برای ایجاد شار مغناطیسی موازی با صفحه استاتور اعمال می‌شود.

برای اعمال محاسبات مربوط به تلفات از شرط دیگری به نام Iron loss Calculation استفاده می‌شود که ما با اعمال این شرط به ماشین، به نرم افزار می‌فهمانیم که در حین چرخش ماشین تلفات ماشین را محاسبه نماید.

بعد از اعمال شرایط مرزی مهم‌ترین قسمت مش بندی ماشین می‌باشد. با توجه به اینکه ماشین دارای ساختاری به اصطلاح Axial gap می‌باشد تنها حالتی که می‌توان مش بندی را حین چرخش انجام داد استفاده از روش Remesh Model at Each Step می‌باشد. که در این روش در هر مرحله زمانی که روتور به جلو می‌رود به طور کامل مش بندی ماشین عوض شده و با توجه به موقعیت جدید ماشین مش بندی انجام خواهد شد.

شکل ۳-۸: نمایی از ماشین مش بندی شده را در لحظه ابتدایی نشان می‌دهد.



شکل ۳-۸: نمایش مش اعمال شده به ماشین در محیط نرم افزار

با توجه به اینکه ماشین در حالت بی باری بررسی می‌شود نیازی به اعمال جریان به سیم پیچ‌ها وجود نخواهد داشت. (البته جریان با مقدار صفر اعمال شده است که طریقه اعمال در حالت بار کامل توضیح داده خواهد شد.)

پس از مش بندی نوبت به اجرای شبیه سازی ماشین می‌رسد نکته قابل توجه در این نرم افزار نحوه اعمال مراحل زمانی به آن می‌باشد. اگر بخواهیم چرخش ماشین به ازای یک جفت قطب انجام گیرد باید تعداد مراحل زمانی و تقسیمات را به طور صحیح به نرم افزار اعمال کنیم برای بدست آوردن تقسیمات به صورت زیر عمل خواهیم نمود:

تعداد مراحل زمانی را به دلخواه، ۴۹ مرحله در نظر می‌گیریم. هدف آنست که ماشین به میزان یک

جفت قطب حرکت کند پس میزان چرخش برابر با $\frac{360}{11}$ درجه خواهد بود.

فرکانس مکانیکی ماشین برابر با ۵ هرتز خواهد بود در نتیجه میزان چرخش در یک ثانیه 5×360

درجه می‌باشد. بنابراین زمان لازم برای چرخش یک درجه ماشین $\frac{1}{5 \times 360}$ ثانیه می‌باشد.

و برای اینکه ماشین به ازای یک جفت قطب به چرخش در آید داریم:

$$\Delta t = \frac{\frac{360}{11}}{5 \times 360} = 0.018^s$$

بنابراین با توجه به فرمول ارائه شده در help نرم افزار، میزان تقسیمات از رابطه (۳-۲۳) محاسبه

خواهد شد:

$$Division = \frac{\frac{endTime - starttime}{\Delta t}}{Step - 1} = \frac{\frac{1^s}{0.018}}{48} = 2640 \quad (۳-۲۳)$$

پس از اعمال مقادیر به دست آمده به نرم افزار نوبت به شروع آنالیز می‌رسد.

نتایج حاصل از شبیه سازی:

پس از انجام شبیه سازی در مدت زمانی نسبتاً طولانی (حدود ۸ ساعت با مشخصات سیستم

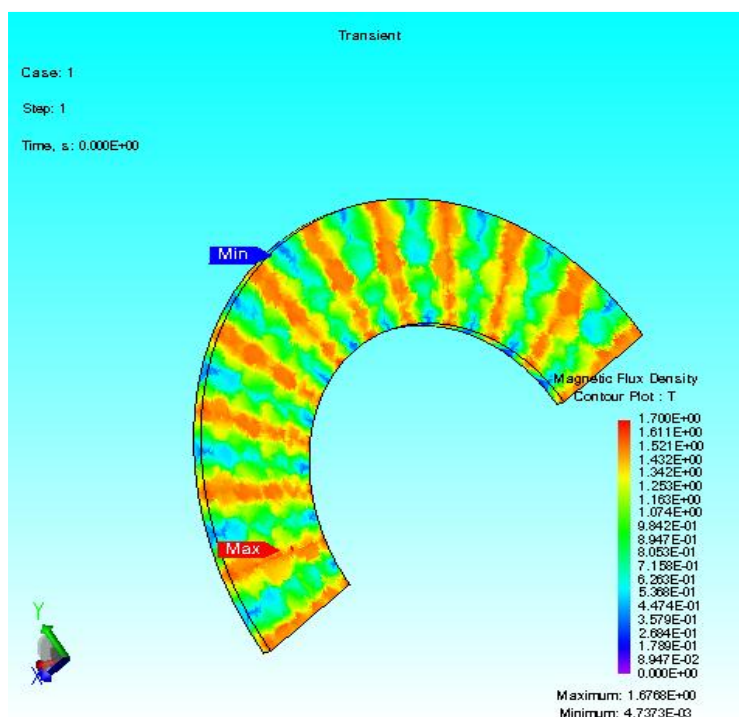
AMD Athlon™ 64 X2 Dual Core Processor 4800+2.51 GHz) نتایج حاصل از تحلیل

الکترومغناطیسی و همچنین تلفات در ادامه ارائه شده است.

برای مشاهده هر چه بهتر توزیع چگالی شار در استاتور در نرم افزار فقط استاتور نمایش داده شده

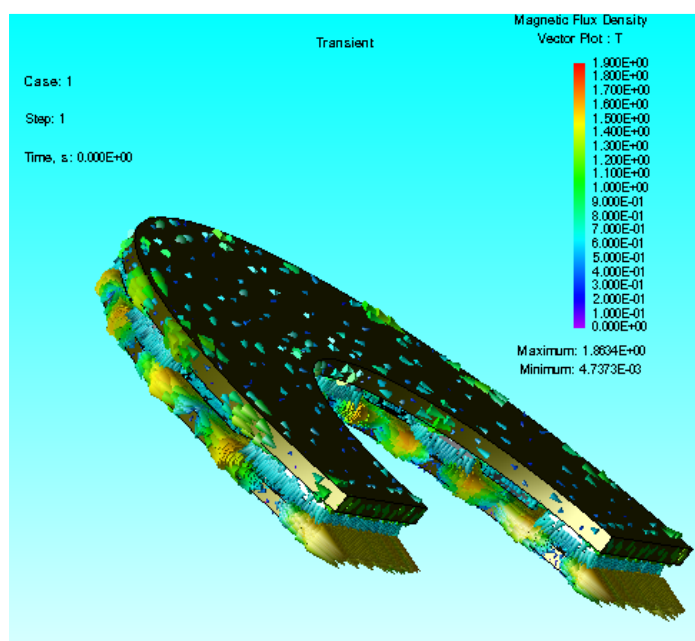
است.

توزیع چگالی شار در استاتور به صورت شکل ۳-۹ می‌باشد:

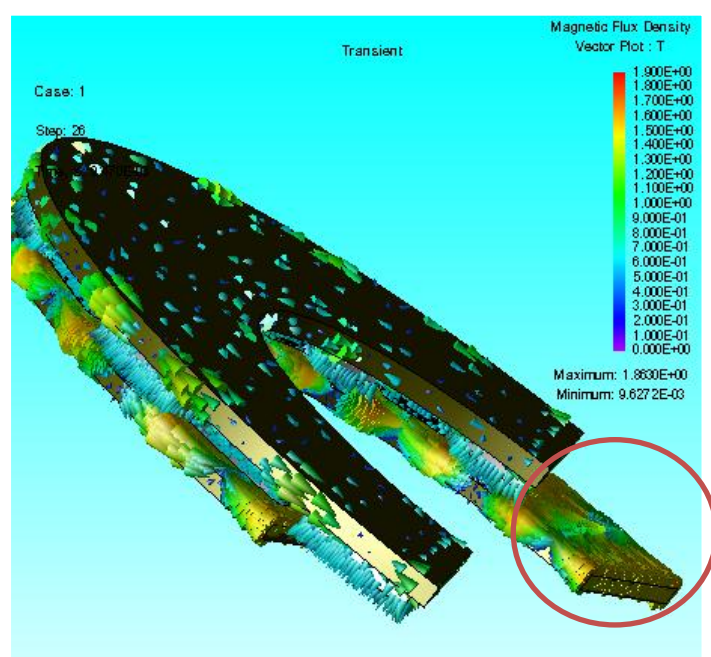


شکل ۳-۹: نحوه توزیع چگالی شار مغناطیسی در استاتور ماشین

در شکل‌های ۳-۱۰ و ۳-۱۱ نحوه حرکت خطوط شار در ماشین در دو مرحله مختلف زمانی (مرحله زمانی اولیه و مرحله زمانی ۲۶) نشان داده شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود در این ماشین شرایط مرزی به درستی اعمال شده است چرا که خطوط شار (شکل ۳-۱۱) در قسمت خالی روتور به سمت بالا متمایل شده و این یعنی اینکه مگنتی با جهت مخالف با مگنت کناری در نظر گرفته شده است.



شکل ۳-۱۰: نحوه حرکت خطوط چگالی شار مغناطیسی در ماشین در لحظه ابتدایی



شکل ۳-۱۱: نحوه حرکت خطوط چگالی شار مغناطیسی در ماشین در مرحله زمانی ۲۶

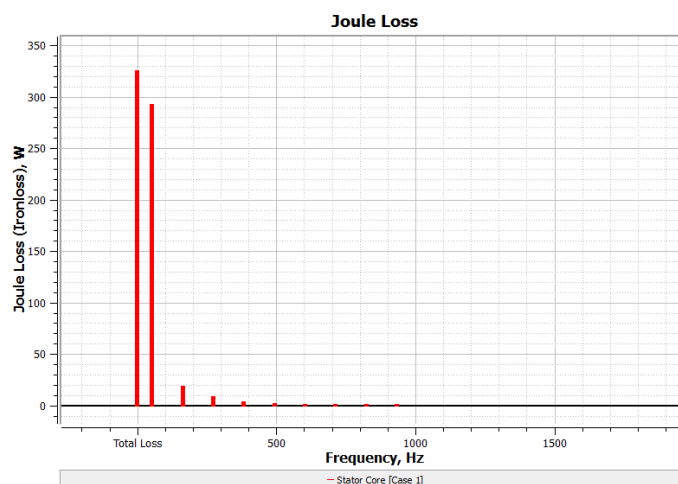
تلفات ماشین:

همان‌طور که در بخش تحلیلی تلفات ماشین بیان شد تلفات آهن در روتور بسیار ناچیز می‌باشد و مهم‌ترین بخش تلفات در ماشین، تلفات آهن استاتور می‌باشد میزان کلی تلفات آهن در استاتور و روتور به صورت جدول ۱-۳ می‌باشد:

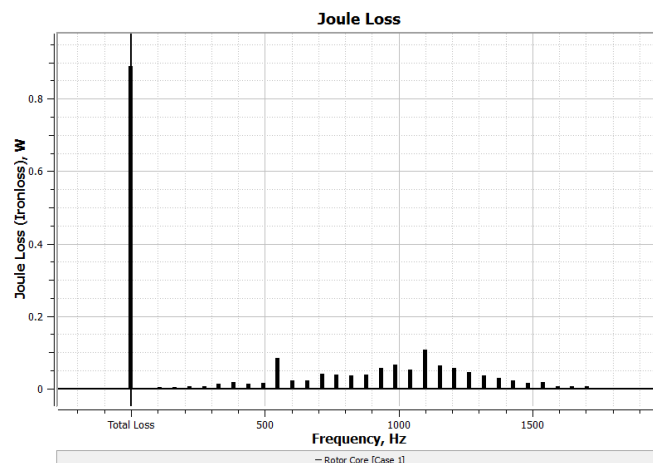
جدول ۱-۳: تلفات ماشین در حالت بی باری

تلفات آهن در روتور			تلفات آهن در استاتور			ماشین کامل با 500 ^{KW} توان
تلفات آهن (W)	تلفات فوکو (W)	تلفات هیستریزیس (W)	تلفات آهن (W)	تلفات فوکو (W)	تلفات هیستریزیس (W)	
1.08	0.88	0.201	1071	325.21	745.6	

برای مشاهده میزان تلفات فوکو در هارمونیک‌های مختلف نمودار میله ای تلفات فوکو در استاتور و روتور به صورت شکل ۱۲-۳ می‌باشد:

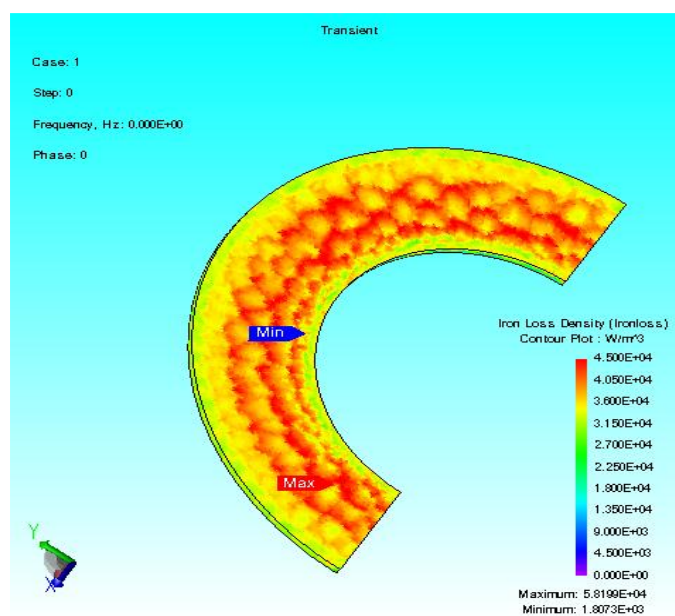


شکل ۱۲-۳: نمودار میله ای تلفات فوکو در استاتور در حالت بی باری

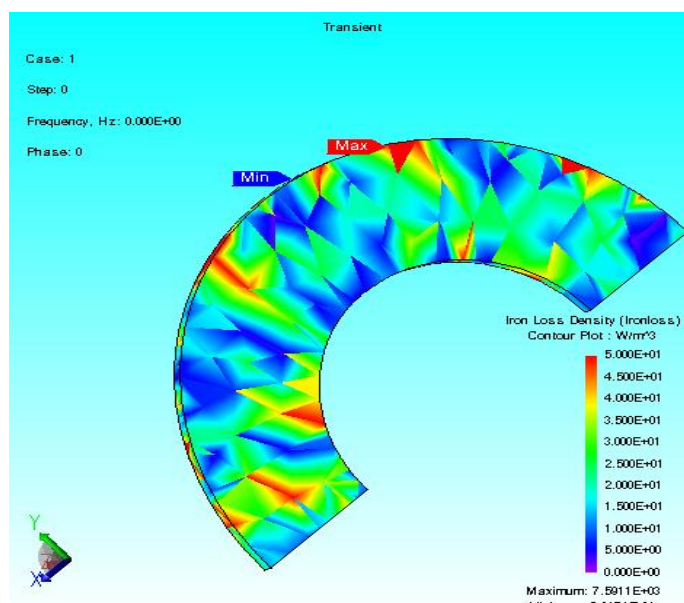


شکل ۳-۱۳: نمودار میله ای تلفات فوکو در روتور در حالت بی باری

همان طور که دیده می شود تلفات فوکو در روتور بسیار ناچیز می باشد. علاوه بر به دست آوردن میزان دقیق تلفات در ماشین مشاهده توزیع چگالی تلفات در روتور و استاتور به خصوص در بخش توزیع حرارت و خنک سازی بسیار حائز اهمیت می باشد در شکل های ۳-۱۳ و ۳-۱۴ توزیع چگالی تلفات آهن در استاتور و روتور به ترتیب نشان داده شده است.



شکل ۳-۱۴: توزیع چگالی تلفات آهن در استاتور در حالت بی باری

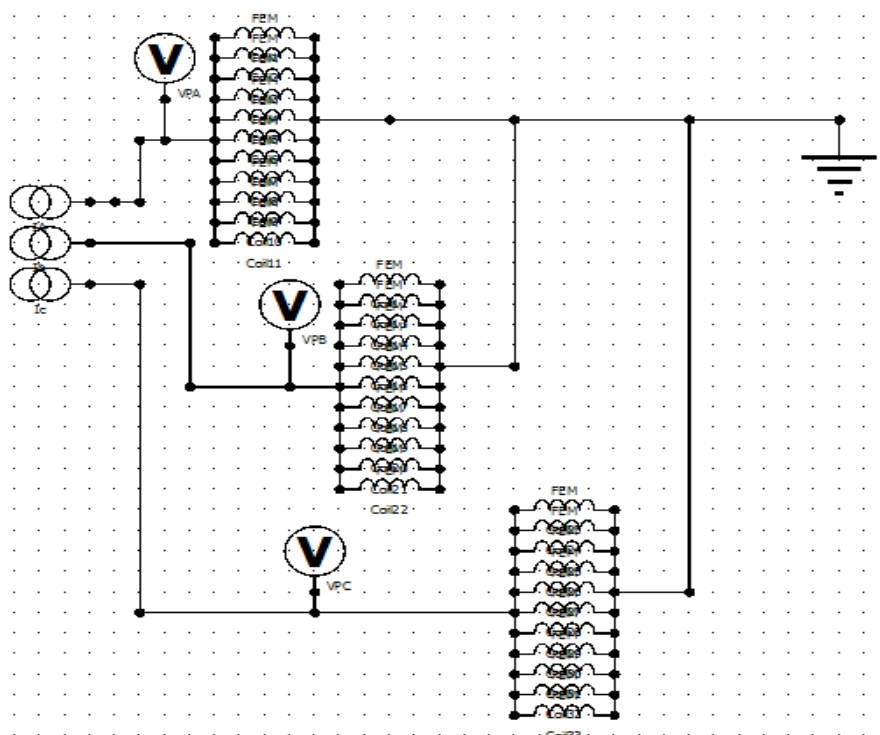


شکل ۳-۱۵: توزیع چگالی تلفات آهن در روتور در حالت بی باری

۳-۴-۲ حالت بار کامل:

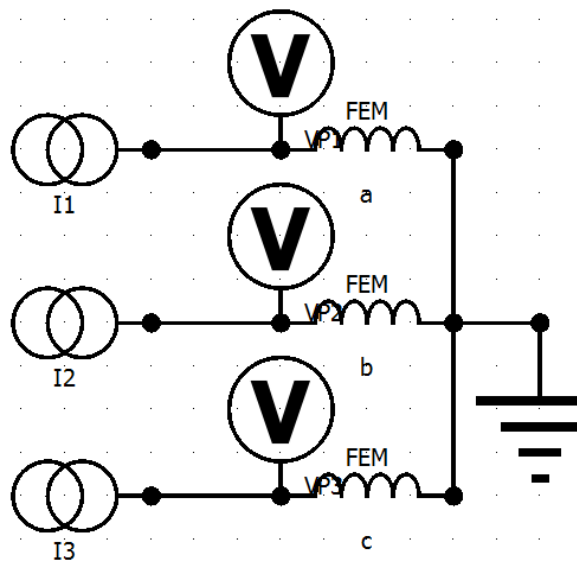
مزیت دیگری که در این نرم افزار وجود دارد توانایی در اعمال مدار خارجی برای جریان دادن به سیم پیچ‌ها می‌باشد. چرا که در این صورت می‌توان تأثیرات هارمونیک‌های ایجاد شده ناشی از تغذیه ماشین را که بر تلفات بسیار تأثیر گذار می‌باشد نیز در نظر گرفت.

برای اعمال مدار خارجی به نرم افزار در قسمت Circuit مدار اعمالی به سیم پیچ‌ها را رسم و مقدار دهی می‌کنیم. ماشین AFPM مورد بررسی سه فاز می‌باشد که هر فاز دارای ۱۱ مسیر موازی بوده که در هر مسیر موازی دو کوئل سری با تعداد ۱۴ دور و مقاومت 0.003362Ω اهم می‌باشد. پس در مجموع برای سه فاز تعداد ۶۶ کوئل خواهیم داشت. با توجه به اینکه در محیط شبیه سازی از نصف ماشین استفاده شده است پس تنها ۳۳ کوئل خواهیم داشت و مدار اعمالی به صورت شکل ۳-۱۶ می‌باشد:



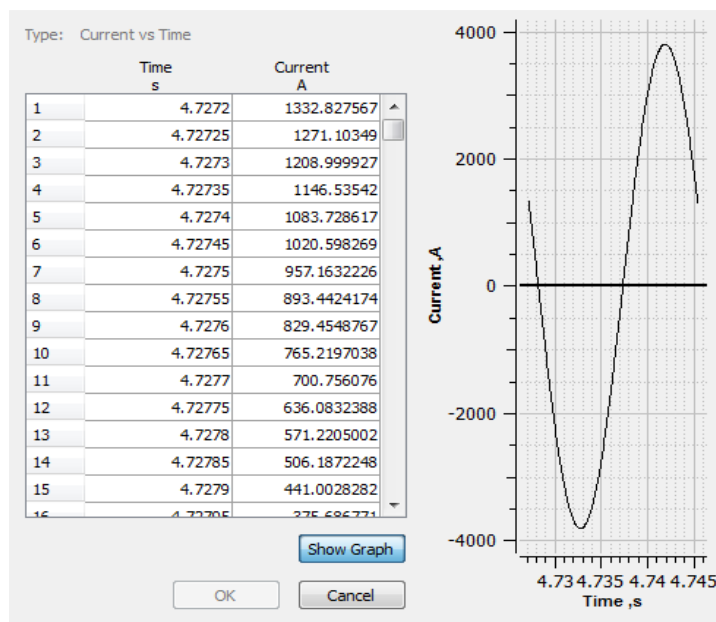
شکل ۳-۱۶: مدار خارجی اعمالی به سیم پیچی های استاتور

همان‌طور که مشاهده می‌شود در تغذیه از سه منبع جریان استفاده شده است. مزیت جالب دیگر این نرم افزار در اینست که می‌توان مدار اعمالی را نیز متقارن در نظر گرفت یعنی می‌توان مدار را به صورت شکل ۳-۱۷ اعمال کرد و در نهایت هنگام شبیه سازی تعداد مسیر های موازی را ۱۱ و تعداد مسیر سری را ۲ انتخاب نمود. نکته بسیار مهم موقعیت اولیه روتور نسبت به استاتور در شروع چرخش می‌باشد. با توجه به اینکه ماشین در محیط Solid work به گونه ای رسم شده است که موقعیت روتور نسبت به استاتور در مدل دینامیک ماشین و محیط نرم افزار کاملاً یکسان می‌باشد و جریان‌های سه فاز در همان موقعیت مدل دینامیک قرار دارند بنابراین برای اعمال جریان سه فاز از مقادیر به دست آمده از مدل دینامیک در نرم افزار متلب استفاده شده است. برای اینکه حالت گذرای ماشین لحاظ نشود بعد از گذشت ۲۵۰ T از شروع آنالیز به میزان یک دوره تناوب مقادیر جریان سه فاز خواند شده و در قالب فایل اکسل در آورده شده و به منابع جریان اعمال شده است.

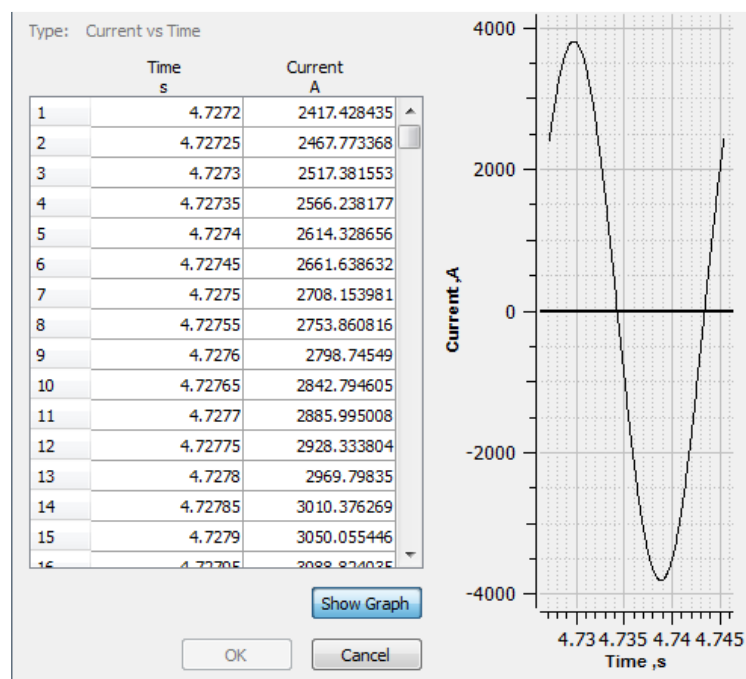


شکل ۳-۱۷: مدار خارجی ساده شده اعمالی به سیم پیچی های استاتور

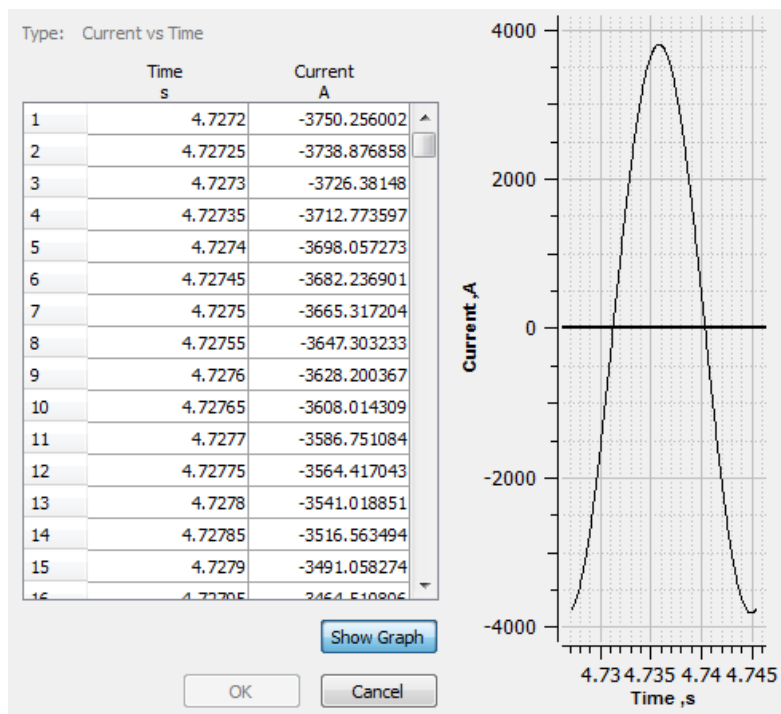
نحوه اعمال جریان سه فاز در نرم افزار به صورت شکل های ۳-۱۸، ۳-۱۹ و ۳-۲۰ می باشد.



شکل ۳-۱۸: اعمال جریان فاز a به مدار خارجی از مدل دینامیک ماشین



شکل ۳-۱۹: اعمال جریان فاز b به مدار خارجی از مدل دینامیک ماشین



شکل ۳-۲۰: اعمال جریان فاز C به مدار خارجی از مدل دینامیک ماشین

پس از اعمال جریان‌ها به مدار خارجی و اعمال هر کوئل از مدار به هر سیم پیچ رسم شده در محیط گرافیکی و مشخص کردن جهت جریان در هر سیم پیچ برای سه فاز شروع به اجرای شبیه سازی می‌کنیم. انتظار بر اینست که در حالت بارداری تلفات آهن کم شود چرا که در این حالت ولتاژ و در نتیجه شار کاهش یافته، چگالی شار نیز کاهش می‌یابد و در نتیجه تلفات آهن کاهش پیدا می‌کند اما در این حالت بخش اعظم تلفات را تلفات مسی ناشی از جریان در سیم پیچی‌ها تشکیل خواهد داد.

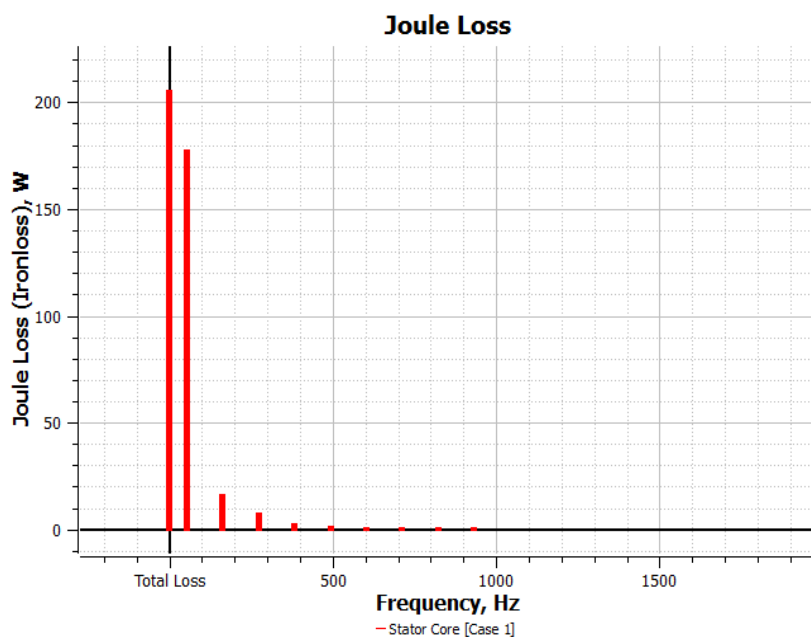
تلفات ماشین:

میزان تلفات ماشین در حالت بار کامل به صورت جدول ۲-۳ می‌باشد:

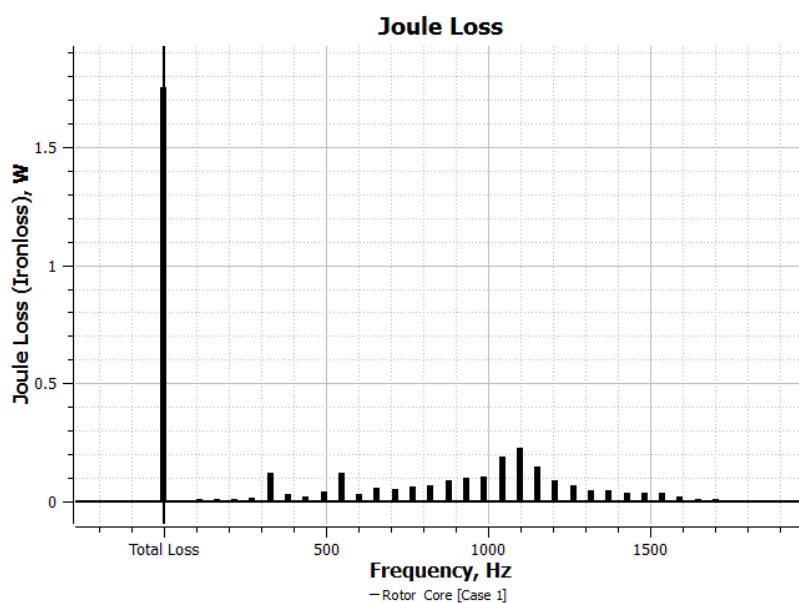
جدول ۲-۳: تلفات ماشین در حالت بار کامل

تلفات آهن در روتور		تلفات آهن در استاتور				
تلفات اهمی در سیم پیچی‌ها		تلفات	تلفات	تلفات	تلفات	تلفات
به طور متوسط (KW)	تلفات آهن (W)	تلفات فوکو (W)	تلفات هیستریزیس (W)	تلفات آهن (W)	تلفات فوکو (W)	تلفات هیستریزیس (W)
13.4	2.1812	1.7492	0.43198	658.28	205.26	452.96

همان‌طور که انتظار می‌رفت میزان تلفات آهن در حالت بار کامل نسبت به حالت بی باری کاهش یافته و میزان تلفات اهمی تقریباً با آنچه که در قسمت تحلیلی به دست آمد یکسان می‌باشد. میزان تلفات ادی در مغناطیس‌های دائم نیز برابر با 85.6^W محاسبه شده است که مقدار ناچیزی می‌باشد. برای مشاهده میزان تلفات فوکو در هارمونیک‌های مختلف نمودار میله ای تلفات فوکو در استاتور و روتور به ترتیب به صورت شکل‌های ۳-۲۱ و ۳-۲۲ می‌باشد.



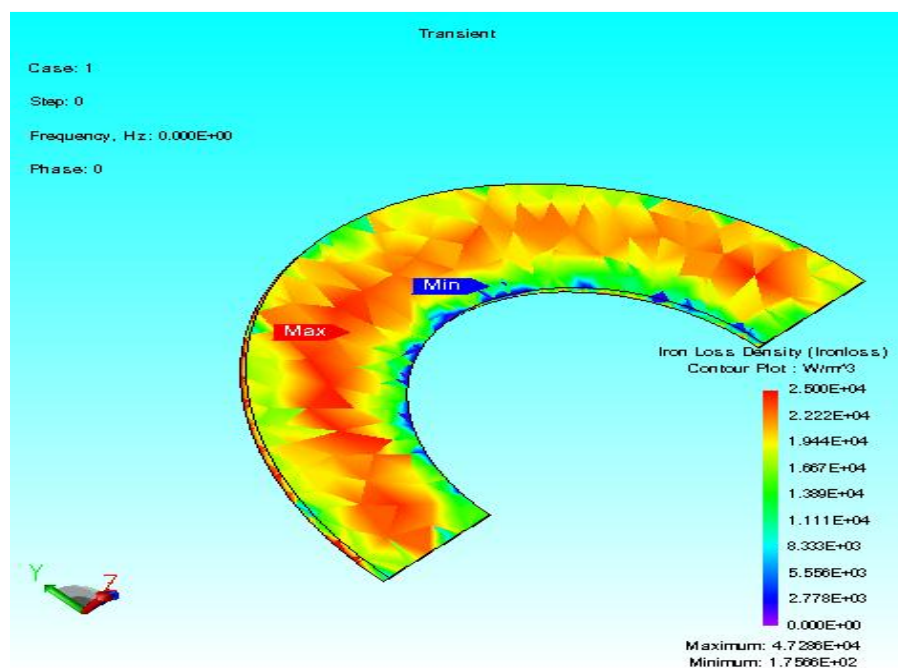
شکل ۳-۲۱: نمودار میله ای تلفات فوکو در هسته استاتور در هارمونیک‌های مختلف در حالت تغذیه سینوسی



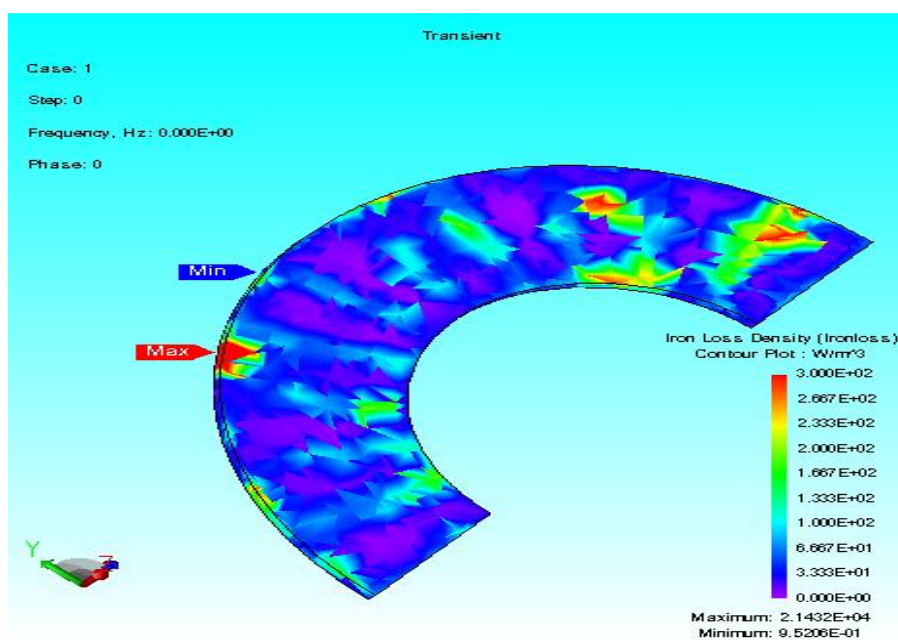
شکل ۳-۲۲: نمودار میله ای تلفات فوکو در هسته روتور در هارمونیک‌های مختلف در حالت تغذیه سینوسی

در شکل‌های ۳-۲۱ و ۳-۲۲ توزیع چگالی تلفات آهن در استاتور و روتور به ترتیب نشان داده شده

است.



شکل ۳-۲۳: توزیع چگالی تلفات آهن در استاتور در حالت بار کامل



شکل ۳-۲۴: توزیع چگالی تلفات آهن در روتور در حالت بار کامل

۳-۵ نتیجه حاصل از تلفات محاسبه شده:

در این فصل با استفاده از برخی روابط تحلیلی و نیمه تجربی به محاسبه تلفات برای به دست آوردن محدوده تلفات در یک ماشین شار محوری بدون شیار پرداختیم. سپس با استفاده از نرم افزار المان محدود ماشین را به صورت گذرا همراه با چرخش مدل کردیم و تلفات آهن و تلفات ژولی که بخش اعظم تلفات ماشین را تشکیل می‌دهند، محاسبه و با قسمت تحلیلی مقایسه نمودیم. با توجه به مواد انتخاب شده برای ماشین و با توجه به توان خروجی ۵۰۰ کیلووات ماشین میزان تلفات آهن کل در این ماشین نسبتاً کم بوده و این ماشین راندمان بالایی دارد البته لازم به ذکر است که می‌بایست درصدی از تلفات را تلفات مکانیکی در نظر گرفت که در قسمت تحلیلی تلفات دسته بندی آن به طور کامل شرح داده شد. نکته دیگر در اینست که با توجه به اینکه نیمی از ماشین مدل شده است بنابراین زمان مربوط به شبیه سازی با افزایش دقت مش بسیار افزایش می‌یابد به طوری که برای بدست آوردن همین نتایج در هر حالت شبیه سازی (بی باری و بار کامل) چیزی در حدود ۸ ساعت زمان لازم خواهیم داشت بنابراین هرچقدر بتوان از تقارن بیشتری در ماشین استفاده کرد می‌توان مش دقیق‌تر و ریزتری را اعمال کرد زمان کمتری را در شبیه سازی صرف نمود و در نهایت جواب نیز دقیق‌تر خواهد بود.

فصل ۴

محاسبه توزیع دمای ماشین AFPM طراحی شده

۴-۱ مقدمه

در حالی که تحقیقات وسیعی در زمینه حرارتی ماشین‌های الکتریکی شارشعاعی اختصاص یافته است، به ماشین‌های AFPM توجه کمی شده است. به واسطه اینکه ماشین‌های AFPM حجم فاصله هوایی نسبتاً بزرگی دارند و در برخی مواقع تعداد زیادی فاصله هوایی در قسمت‌های مختلف استفاده شده است درک عمومی این طور است که ماشین‌های AFPM گنجایش تهویه هوای بهتری را در مقابل ماشین شارشعاعی همتای خود دارند اما زمانی که شعاع خارجی با افزایش توان خروجی به طور آهسته افزایش پیدا می‌کند ($D_{out} \propto \sqrt[3]{P_{out}}$) ظرفیت پراکندگی حرارتی موجود نمی‌تواند از عهده حرارت بیش از اندازه در نرخ‌های توان مشخص برآید بنابراین مطالعه اندکی در مورد پتانسیل پراکندگی حرارتی ماشین‌های AFPM با توپولوژی‌های گوناگون مهم می‌باشد. [۵]

۴-۲ روش‌های انتقال حرارت:

انتقال حرارت پدیده بسیار پیچیده ای است. حذف حرارت از ماشین الکتریکی به هوای پیرامون با ترکیب سه فرآیند هدایت، تابش و همرفت انجام می‌گیرد.

۴-۲-۱ هدایت^۱

زمانی که تغییرات دما در داخل جسم جامدی وجود دارد، مثلاً داخل مس، فولاد، مغناطیس‌های دائم یا در عایق ماشین‌های الکتریکی، گرما از منطقه با دمای بالاتر θ_{hot} به منطقه با دمای کمتر θ_{cold} انتقال پیدا می‌کند و این بر اساس قانون فوریه به صورت رابطه (۴-۱) می‌باشد: [۳]، [۱۴]

$$\Delta P_c = -kA \frac{\partial \theta}{\partial x} = \frac{kA}{l} (\theta_{hot} - \theta_{cold}) \quad (۴-۱)$$

^۱ Conduction

که در رابطه بالا ΔP_c نرخ هدایت حرارتی بر حسب وات می‌باشد. A سطحی از مسیر شار بر حسب m^2 ، L طول مسیر شارش بر حسب متر و k رساننده‌ی گرمایی ماده بر حسب $W/m \cdot ^\circ C$ می‌باشد. مقدار k بر اساس تجربه به دست می‌آید و نسبت به تغییرات دمایی غیر حساس می‌باشد. خصوصیات حرارتی مواد معمول مورد استفاده در ماشین‌های AFPM در جدول ۴-۱ داده شده است:

جدول ۴-۱: خصوصیات حرارتی مواد معمول مورد استفاده در ماشین AFPM

ماده ($20^\circ C$)	درجه	چگالی ($\frac{kg}{m^3}$) ρ	C_p ($\frac{J}{kg \cdot ^\circ C}$)	K ($\frac{W}{m \cdot ^\circ C}$)
هوا	-	۱/۱۷۷	۱۰۰۵	۰/۰۲۶۷
آب	-	۱۰۰۰	۴۱۸۴	۰/۶۳
میکا	-	۳۰۰۰	۸۱۳	۰/۳۳
رزین پلاستیکی	-	۱۴۰	۱۷۰۰	۰/۵
مس	-	۸۹۵۰	۳۸۰	۳۶۰
آلومینیوم	آلیاژ	۲۷۹۰	۸۸۳	۱۶۸
فولاد	خالص	۷۷۰۰	۹۰۳	۲۳۷
	سیلیکن	۷۷۰۰	۴۹۰	۳۰-۲۰
	۱٪ کربن	۷۸۵۰	۴۵۰	۵۲
آهنربای دائم	NdFeB	۷۶۰۰ تا ۷۷۰۰	۴۲۰	۹

۴-۲-۲ تابش^۱:

تبادل انرژی تابشی بین دو سطح با دمای متفاوت تابعی است از دمای مطلق، تابندگی و هندسه هر سطح؛ اگر حرارت بین دو سطح خاکستری با اندازه محدود A_1 و A_2 (به متر مربع) دمای θ_1 و θ_2 (به درجه سلسیوس) انتقال یابد نرخ انتقال حرارت یعنی ΔP_r به صورت رابطه (۴-۲) بیان می‌شود: [۵]

$$\Delta P_r = \sigma \frac{(\theta_1 + 273)^4 - (\theta_2 + 273)^4}{\frac{1 - \varepsilon_1}{\varepsilon_1 A_1} + \frac{1}{A_1 F_{12}} + \frac{1 - \varepsilon_2}{\varepsilon_2 A_2}} \quad (4-2)$$

¹ Radiation

که σ ثابت بولتزمن^۱ بر حسب W/m^2k^4 ، F_{12} ضریب شکل که بر اساس جهت نسبی دو سطح محاسبه می‌شود و ε_1 و ε_2 قابلیت نشر مربوطه که وابسته به سطوح و رفتارشان می‌باشد. برخی از ε های انتخاب شده در ارتباط با ماشین‌های AFPM در جدول ۲-۴ آورده شده است:

جدول ۲-۴: قابلیت نشر انتخابی مناسب برای ماشین AFPM [۵]

مواد	شرایط سطح	قابلیت نشر
مس	صیقلی	۰/۰۲۵
پلاستیک	سیاه	۰/۸۷
	سفید	۰/۸۵
فولاد سست	-	۰/۲-۰/۳
آهن قابل بندی شده	زنگ زده	۰/۵۷
آلومینیوم	-	۰/۲-۰/۷
آهنربای دائم (NdFeB)	بدون پوشش	۰/۹

۳-۲-۴ همرفت^۲:

همرفت اصطلاحی است که انتقال حرارت از سطح به سیال متحرک را توصیف می‌کند. نرخ انتقال حرارت همرفتی ΔP_v بر اساس قانون نیوتن مربوط به خنک سازی به صورت رابطه (۳-۴) تعریف می‌شود: [۵]

$$\Delta P_v = hA(\theta_{hot} - \theta_{cold}) \quad (۳-۴)$$

که h ضریب انتقال حرارت همرفتی است که تابعی نسبتاً پیچیده از انتهای سطح و جهت و خصوصیات سیال، سرعت و دما می‌باشد و معمولاً به صورت تجربی اندازه گیری می‌شود. ضریب h با سرعت رسانه های خنک کننده مرتبط با سطح سرد افزایش می‌یابد. برای سطوح با تهویه اجباری از رابطه تجربی (۴-۴) استفاده می‌شود: [۳]

^۱ Stefan-Boltzmann Constant (5.67×10^{-8})

^۲ Convection

$$h_f = h_n(1 + c_h \sqrt{v}) \quad (۴-۴)$$

که در رابطه (۴-۴) h_n و h_f به ترتیب انتقال حرارت همرفت اجباری و طبیعی، v سرعت خطی رسانه های خنک ساز و c_h ضریب تجربی است که تقریباً برابر با ۰/۵ تا ۱/۳ می باشد.

برخی از فرمول های مهم برای ارزیابی ضرایب انتقال همرفتی ماشین های AFPM در ادامه مورد بررسی قرار خواهد گرفت.

۴-۳ انتقال حرارت همرفتی در سیستم های دیسکی:

داده های مورد استفاده در محاسبه ضریب انتقال حرارت همرفت از جمله عدد رینالد (Re) و ناسلت^۱ (N_u) به طور معمول بدون بعد می باشند. بنابراین نتایج را می توان برای انواع ماشین ها با سایز های مختلف به طور عمومی بسط داد.

عدد رینالد و عدد ناسلت با مشخصات طولی گوناگونی نشان داده می شوند به عنوان مثال در $Re_{e\theta}$ و $N_{u\theta}$ از شعاع روتور در محاسبات استفاده می شود و در Re_{ug} و N_{ug} از طول فاصله هوایی استفاده می گردد. روابط مربوط به محاسبه عدد رینالد و ناسلت و در نتیجه ضریب انتقال حرارت همرفتی در ادامه آمده است:

$$Re_{eg} = \frac{\Omega g R}{\nu} \quad (۵-۴)$$

$$Re_{e\theta} = \frac{\Omega R^2}{\nu} \quad (۶-۴)$$

$$N_u = \frac{hR}{k} \quad (۷-۴)$$

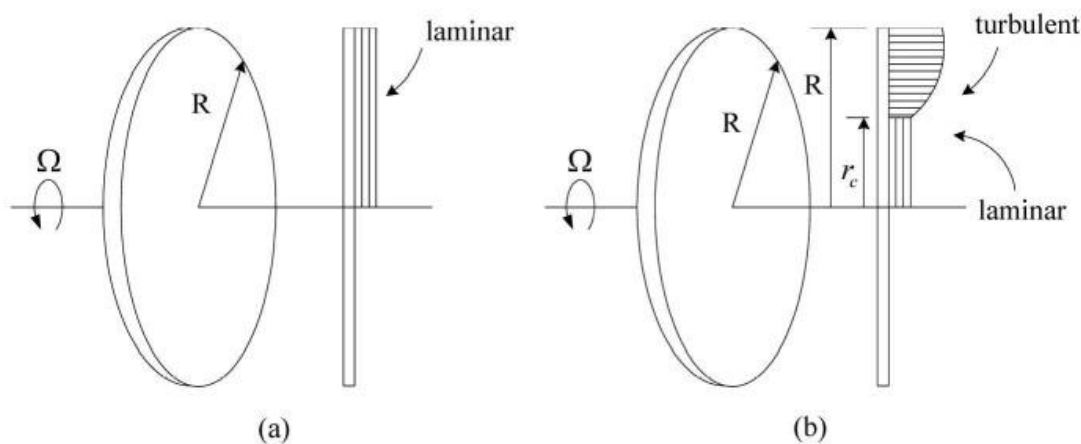
^۱ Nusselt Number

$$G = \frac{g}{R} \quad (۸-۴)$$

در این روابط R شعاع روتور بر حسب متر، Ω سرعت بر حسب rad/s ، ν ویسکوزیته کینماتیک^۱ سیال (معمولاً در دمای محیط) بر حسب m^2/s ، h ضریب انتقال حرارت همرفتی بر حسب $W/m^2\text{ }^\circ\text{C}$ ، k رسانایی سیال (معمولاً در دمای اتاق) بر حسب $W/m\text{ }^\circ\text{C}$ ، g فاصله هوایی بین روتور و استاتور، و μ ویسکوزیته دینامیک^۲ سیال بر حسب $kg/m.s$ می‌باشد.

سیستم دیسک‌های چرخشی نقش اصلی را در خنک سازی و تهویه ماشین‌های AFPM بازی می‌کنند. اندازه گیری دقیق ضریب انتقال حرارت همرفتی به خاطر پیچیدگی رژیم‌های جریانی نیاز به بررسی کامل تحلیلی و تجربی دارد.

در این قسمت ضرایب انتقال حرارت همرفتی در قسمت‌های مختلف ماشین AFPM ارزیابی می‌شود.



شکل ۴-۱: دیسک چرخشی آزاد: (۱) در جریان آرام (۲) انتقال از جریان آرام به جریان آشسته [۵]

^۱ Kinematic Viscosity

^۲ Dynamic Viscosity

۱-۳-۴ دیسک چرخشی آزاد^۱:

ضریب انتقال حرارت متوسط در سطح بیرونی دیسک چرخان با رابطه (۹-۴) برای دیسک چرخان آزاد بدست می‌آید: [۵]، [۱۵]

$$\bar{h} = \frac{K}{R} \bar{N}_u \quad (۹-۴)$$

که R شعاع دیسک بر حسب متر می‌باشد و عدد ناسلت متوسط بر اساس شرایط جریانی متفاوت در دو حالت زیر محاسبه می‌شود.

(۱) اثرات ترکیبی از همرفت طبیعی و چرخش در جریان آرام:

$$\bar{N}_u = \frac{2}{5} (R_e^2 + G_r)^{\frac{1}{4}} \quad (۱۰-۴)$$

$$R_e = \rho \frac{\Omega D_{out}}{4\mu} \quad (۱۱-۴)$$

$$G_r = \frac{\beta g R^3 \pi^{\frac{3}{2}} \Delta \theta}{\nu^2} \quad (۱۲-۴)$$

که R_e عدد رینالد است، β ضریب انبساط حرارتی^۲ بر حسب $\frac{1}{K}$ ، ν ویسکوزیته کنیماتیک سیال و $\Delta \theta$ اختلاف دمایی بین سطح دیسک و هوای اطراف می‌باشد و G_r نیز بدون واحد است.

(۲) برای ترکیب جریان آرام و متلاطم با انتقال به اندازه r_c (بر حسب متر) داریم:

$$\bar{N}_u = 0.015 R_e^{\frac{4}{5}} - 100 \left(\frac{2r_c}{D_{out}} \right)^2 \quad (۱۳-۴)$$

که

$$r_c = \sqrt{\frac{2.5 \times 10^5 \times \nu}{\Omega}} \quad (۱۴-۴)$$

^۱ Free Rotating Disk

^۲ Coefficient of Thermal Expansion

Ω سرعت زاویه ای بر حسب rad/s می باشد. آموزنده است که مقایسه ای بین توانایی انتقال حرارت یک دیسک چرخان و یک دیسک ثابت انجام گیرد.

اگر یک دیسک فولادی با قطر 0.4 متر و سرعت چرخش 1260 rpm در نظر بگیریم، ضریب انتقال حرارت همرفت $41 \frac{W}{m^2 \cdot ^\circ C}$ خواهد بود. که 10 مرتبه بزرگتر از همان دیسک اما به صورت ثابت خواهد بود. متناوباً، می توان گفت که منطقه موثر پراکندن حرارت از همان دیسک می تواند توسط یک فاکتور 10 هنگام چرخش دیسک در سرعت خاص افزایش یابد. [۵]، [۱۵]

۲-۳-۴ لبه شعاع خارجی روتور^۱:

وابستگی انتقال حرارت برای محیط شعاعی دیسک روتور مشابه حالت چرخش سیلندر در هوا است. در این حالت ضریب انتقال حرارت متوسط به صورت رابطه (۴-۱۵) می باشد: [۵]، [۱۵]

$$\bar{h}_p = \frac{k}{D_{out}} \times \bar{N}_u \quad (۴-۱۵)$$

که D_{out} قطر خارجی دیسک روتور می باشد و عدد ناسلت متوسط از رابطه (۴-۱۶) بدست می آید:

$$\bar{N}_u = 0.133 \times R_{eD}^{\frac{2}{3}} \times P_r^{\frac{1}{3}} \quad (۴-۱۶)$$

در رابطه (۴-۱۶) P_r عدد پرانتل^۲ (بدون واحد) و وابسته به دما می باشد و عدد رینالد برای محیط دیسک از رابطه (۴-۱۷) بدست می آید:

$$R_e = \rho \frac{\Omega D_{out}^2}{4\mu} \quad (۴-۱۷)$$

در این رابطه D_{out} قطر خارجی روتور بر حسب متر، ρ چگالی سیال در ارتباط با سطح بر حسب kg/m^3 ، Ω سرعت زاویه ای و μ ویسکوزیته دینامیک می باشد.

^۱ Rotor Radial peripheral edge

^۲ Prandtl Number

۳-۳-۴ سیستم روتور-استاتور^۱:

ماشین AFPM شامل تعدادی از دیسک‌های ثابت و چرخان می‌باشد. وابستگی انتقال حرارت بین دیسک ثابت و متحرک اهمیت بیشتری در محاسبات حرارتی دارد. بر اساس اثرات گریز از مرکز، یک جریان اجباری بین دو دیسک وجود دارد که در نتیجه نرخ انتقال حرارت محلی را در مقایسه با دیسک تنها افزایش می‌یابد. این افزایش نسبی بستگی به سهم هوایی^۲ $G = \frac{g}{R}$ (g فاصله بین روتور و استاتور و R شعاع دیسک)، نرخ جرمی جریان^۳ و سرعت چرخشی سیستم دارد.

شارش هوا در شکاف روتور-استاتور:

معمولاً ماشین‌های AFPM از نظر اتصال به بدنه یا به صورت کاملاً بسته^۴ می‌باشند و یا به صورت تهویه از طریق جریان سیال^۵ بدین معنی که هوا به طور پیوسته از محیط وارد شده، از مسیر عبور کرده و در نهایت خارج خواهد شد.

تحقیقات تجربی و عددی و تحلیلی فراوانی در مورد شارش هوا و انتقال حرارت در سیستم دیسکی انجام شده است. در [۱۶] مرور وسیعی در راه حل‌های تحلیلی و مقایسه آن‌ها با نتایج تجربی برای دیسک آزاد و سیستم‌های استاتور-روتور انجام گردیده است.

معمولاً بین استاتور و روتور دو نوع الگوی جریانی وجود دارد:

(۱) Batchelor Flow:

معمولاً در ماشین‌های کاملاً بسته اتفاق می‌افتد که در آن هوا در حال چرخش می‌باشد.

(۲) Stewartson Flow:

¹ Rotor-Stator System

² Gap Ratio

³ Mass Flow Rate

⁴ Totally Enclosed

⁵ Throughflow Ventilated

معمولاً در ماشین‌های دارای مسیر جریان برای شارش هوا اتفاق می‌افتد و در این حالت شارش جریان به صورت چرخشی کاهش می‌یابد و هوا به طور مداوم در حال جابجایی می‌باشد. در مرجع [۱۷] دیلی و نیک^۱ چهار رژیم جریانی متمایز را در یک سیستم استاتور-روتور کاملاً بسته بدون مسیری برای شارش هوا مشاهده نمودند که بسیار وابسته به مقدار $R_{e\theta}$ و G می‌باشند. این ۴ رژیم هوایی عبارتند از:

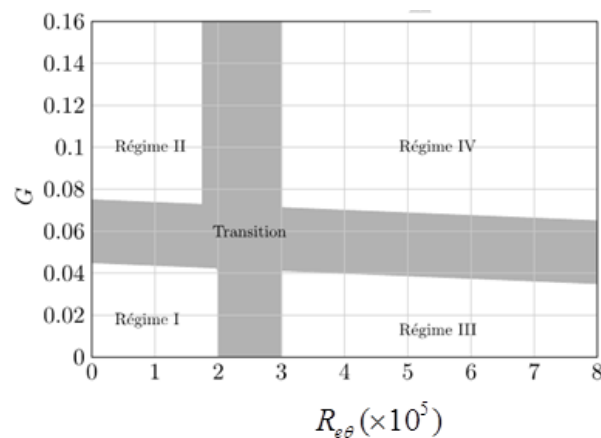
(۱) لایه های مرزی روتور و استاتور آرام ادغامی (برای مقادیر کوچک $R_{e\theta}$ و G)

(۲) لایه های مرزی آرام جدا (برای مقادیر بزرگ G و کوچک $R_{e\theta}$)

(۳) لایه های مرزی آشفته ادغامی (برای مقادیر کوچک G و مقادیر بزرگ $R_{e\theta}$)

(۴) لایه های مرزی آشفته جدا (برای مقادیر بزرگ G و $R_{e\theta}$)

در شکل ۲-۴ نحوه تقسیم بندی رژیم‌های جریانی بر اساس $R_{e\theta}$ و G نشان داده شده است.



شکل ۲-۴: تقسیم بندی رژیم‌های جریانی در فاصله هوایی بر اساس عدد رینالد چرخشی و سهم فاصله هوایی [۱۸]

بنابراین با محاسبه عدد رینالد چرخشی و سهم فاصله هوایی می‌توان نوع رژیم جریانی را در یک سیستم روتور- استاتور تعیین نمود.

در [۳۰] انتقال حرارت حالت دائم در یک سیستم استاتور-روتور به صورت تجربی اندازه گیری شده و نتایج با مدل CFD مقایسه شده است.

¹ J. Daily and R. Nece

در [۱۸] برای ماشین AFPM که مسیری برای شارش هوا در فاصله هوایی دارد اطلاعاتی در رابطه با محاسبه عدد ناسلت برای رژیم‌های جریان ۱ و ۲ و ۴ بر اساس $R_{e\theta}$ و G ارائه شده است اما به دلیل چند جمله ای بودن و پیچیدگی بیش از اندازه رژیم جریانی ۳، نحوه محاسبه بر اساس هر دو پارامتر $R_{e\theta}$ و G ارائه نشده است.

در [۱۹] نیز فرمول‌های تجربی محاسبه عدد ناسلت برای محاسبه ضریب همرفتی از روتور در فاصله هوایی ارائه شده است اما این محاسبات بر اساس یک فاصله هوایی مشخص در نظر گرفته شده است که روابط مربوطه در ۴ رژیم جریانی در جدول ۳-۴ ارائه شده است.

جدول ۳-۴: روابط استخراج شده در انتقال حرارت در روتور با توجه به نوع رژیم جریانی توسط بوتارفا و هارمند [۱۹]

رابطه	رژیم	سهم فاصله هوایی G
$Nu = 7.46R_{e\theta}^{0.32}$	آرام	۰/۰۱
$Nu = 0.5(1 + 5.47 \times 10^{-4} e^{112G})R_{e\theta}^{0.5}$	آرام	۰/۰۲-۰/۰۶
$Nu = 0.044R_{e\theta}^{0.75}$	آشفته	۰/۰۱
$Nu = 0.033(12.57e^{-33.18G})R_{e\theta}^{0.6+25G^{12/7}}$	آشفته	۰/۰۲-۰/۰۶

در تمامی حالات دمای مرجع برای ضریب انتقال حرارت همرفتی، دمای ورودی سیال می‌باشد که همان دمای محیط است. برای $G = 0.01$ انتقال حرارت روتور در سیستم استاتور-روتور در مقایسه با دیسک روتور آزاد در هر دو رژیم جریانی آرام و آشفته بیشتر می‌باشد. برای سائز شکاف متوسط یعنی $0.02 < G < 0.06$ انتقال حرارت روتور در $G \approx 0.02$ به میزان مینیمم خود سقوط می‌کند و کمتر از میزان روتور آزاد می‌باشد و در نهایت در $G > 0.06$ از میزان روتور آزاد بیشتر خواهد شد. معمولاً در مقالات به انتقال حرارت در استاتور توجه کمتری نسبت به انتقال حرارت در روتور شده است با وجود اینکه این موضوع در طراحی مهم می‌باشد به دلیل اینکه در ماشین‌های دیسکی اکثر تلفات معمولاً در استاتور تولید می‌شود. در [۱۹] انتقال حرارت از استاتور به فاصله هوایی در یک سیستم

استاتور-روتور مورد بررسی قرار گرفته است. نتایج حاصله نشان می‌دهد که انتقال حرارت متوسط از استاتور وابسته به رابطه (۱۸-۴) می‌باشد:

$$N_u = AR_{e\theta}^B \quad (18-4)$$

که مقادیر A و B از جدول ۴-۴ بدست می‌آید:

جدول ۴-۴: مقادیر A و B بر حسب سهم فاصله هوایی مربوط انتقال حرارت همرفت از استاتور در رژیم جریانی آشفته [۱۹]

B	A	G
۰/۶۴۰	۰/۰۷۹۰	۰/۰۱۰۶
۰/۶۳۳	۰/۰۸۸۸	۰/۰۱۲۷
۰/۶۸۲	۰/۰۴۰۶	۰/۰۱۷۰
۰/۶۹۱	۰/۰۳۱۵	۰/۰۲۱۲
۰/۶۷۹	۰/۰۳۴۷	۰/۰۲۹۷
۰/۷۱۲	۰/۰۲۳۴	۰/۰۴۶۷

این مقادیر برای حالت رژیم جریانی آشفته یعنی ($Re_{\theta} > 5.19e5$) معتبر می‌باشد. همان طور که در جدول ۴-۴ مشاهده می‌شود مقادیر B مشابه هستند ($B = 0.673 \pm 0.028$) اما مقادیر A بر اساس نرخ شکاف G متفاوت هستند. برای رژیم جریانی آرام یعنی ($Re_{\theta} < 3e5$) معادلات مربوط به دیسک آزاد روتور را می‌توان برای پیش بینی انتقال حرارت استاتور استفاده نمود.

به طور خلاصه هر چه ماشین بزرگ‌تر و سریع‌تر باشد ضریب انتقال حرارت همرفت در فاصله هوایی بالاتری را خواهد داشت در حالی که این مقدار برای ماشین‌های کوچک‌تر و با سرعت پایین‌تر کمتر می‌باشد.

برای محاسبه دما در فاصله هوایی بایستی نرخ جرمی شارش هوا ($\dot{m}$) در فاصله هوایی محاسبه شود.

اون^۱ راه حل تقریبی برای شارش بین سطوح ثابت و چرخان را بدست آورده است.

$$\bar{N}_u = 0.333 \frac{Q}{\pi v \left(\frac{D_{out}}{2} \right)} \quad (19-4)$$

در این رابطه Q نرخ حجمی شارش^۲ بر حسب (m^3/s) می باشد و μ ویسکوزیته دینامیک سیال می باشد. بنابراین می توان عدد ناسلت را بر اساس نوع رژیم جریانی و از روابط مربوط به محاسبه ضریب انتقال حرارت از سمت روتور محاسبه کرد و نرخ حجمی شارش را در فاصله هوایی به دست آورد.

در نتیجه بر اساس رابطه (۴-۲۰) می توان در نهایت نرخ جرمی شارش هوا را در فاصله هوایی تعیین کرد.

$$\dot{m} = \rho Q \quad (20-4)$$

۴-۳-۴ محاسبه ضرایب انتقال حرارت همرفتی در ماشین AFPM طراحی شده:

بر اساس مطالب بیان شده حین چرخش ماشین، سه مکانیزم انتقال حرارت در سیستم های دیسکی به وجود می آید که در قسمت قبل به طور کامل نحوه محاسبه آن شرح داده شد. اکنون به محاسبه ضرایب انتقال حرارت همرفتی برای ماشین طراحی شده می پردازیم.

قبل از محاسبه ضرایب انتقال حرارت همرفتی بایستی وضعیت سیال در تماس با ماشین به طور کامل مشخص شود.

نوع سیال هوا می باشد و دمای هوای محیط ۷۰ درجه سانتی گراد در نظر گرفته شده است. بنابراین خصوصیات حرارتی هوا در این دما به صورت زیر می باشد:

$$\rho = 1.0287 \text{ kg/m}^3$$

¹ Owen

² Volumetric Flow Rate

$$\mu = 2.0507e-5^{kg/m.s}$$

$$\nu = 1.9935e-5^{m^2/s}$$

$$C_p = 1.0087e3^{J/kg^{\circ}k}$$

$$k = 0.029223^{W/m^{\circ}k}$$

$$P_r = 0.70787$$

۱-۴-۳-۴ دیسک چرخشی آزاد:

برای محاسبه ضریب انتقال حرارتی همرفتی در سمتی از روتور که در تماس مستقیم با هواست ابتدا بایستی عدد رینالد را محاسبه کرد و بر اساس آن نوع رژیم جریانی را نیز تعیین کرد در صورتی که این عدد بزرگ باشد نوع رژیم جریانی هوا را آشفته در نظر می گیرند.

$$R_e = \rho \frac{\Omega D_{out}^2}{4\mu} = 1.0287 \times \frac{10\pi \times (1.3187)^2}{4 \times 2.0507 \times 10^{-5}} = 685122.9288$$

همان طور که مشاهده می شود عدد رینالد بزرگ می باشد بنابراین رژیم جریانی هوا ترکیب جریان آرام و متلاطم با انتقال به اندازه Re می باشد که عدد ناسلت و عدد Re بر اساس روابط (۴-۱۳) و (۴-۱۴) عبارتند از:

$$r_c = \sqrt{\frac{2.5 \times 10^5 \times \nu}{\Omega}} = \sqrt{\frac{2.5 \times 10^5 \times 1.9935 \times 10^{-5}}{10\pi}} = 0.3983^m$$

$$\bar{N}_u = 0.015 Re^{\frac{4}{5}} - 100 \left(\frac{2r_c}{D_{out}} \right)^2 = 0.015 \times (685122.9288)^{\frac{4}{5}} - 100 \times \left(\frac{2 \times 0.3983}{1.3187} \right)^2$$

$$\bar{N}_u = 662.87725$$

$$\bar{h}_{fr} = \frac{k}{D_{out}/2} \times \bar{N}_u = \frac{0.029223}{0.65935} \times 662.877 = 29.38^{W/m^2 \cdot ^\circ C}$$

بنابراین ضریب انتقال حرارتی همرفت در صفحه دیسک روتور مربوط به ماشین طراحی شده در سمت آزاد با هوا محاسبه گردید.

۲-۴-۳-۴ لبه شعاع خارجی روتور:

مطابق با مطالب و روابط ارائه شده به محاسبه ضریب انتقال حرارت همرفتی در لبه خارجی دیسک روتور می‌پردازیم:

$$R_{eD} = \Omega \frac{D_{out}^2}{\nu} = \frac{10\pi \times (1.3187)^2}{1.9935 \times 10^{-5}} = 2740473.741$$

$$\bar{N}_u = 0.133 \times R_{eD}^{\frac{2}{3}} \times P_r^{\frac{1}{3}} = 0.133 \times (2740473.741)^{\frac{2}{3}} \times (0.70787)^{\frac{1}{3}}$$

$$\bar{N}_u = 2321.24$$

$$\bar{h}_p = \frac{k}{D_{out}} \times \bar{N}_u = \frac{0.029223}{1.3187} \times 2321.24 = 51.43^{W/m^2 \cdot ^\circ C}$$

بدین ترتیب ضریب انتقال حرارت برای لبه خارجی دیسک روتور نیز محاسبه گردید.

۳-۴-۳-۴ سیستم روتور-استاتور:

آخرین بخش از محاسبه ضریب انتقال حرارت همرفتی در ماشین AFPM انتقال حرارتی است که بین دیسک ثابت استاتور و دیسک چرخان روتور اتفاق می‌افتد. همان‌طور که در بخش مربوطه به طور کامل توضیح داده شد ابتدا بایستی نوع رژیم جریانی را در فاصله هوایی تعیین نمود.

سهم فاصله هوایی و عدد رینالد چرخشی برای ماشین AFPM طراحی شده عبارتست از:

$$G = \frac{g}{R} = \frac{0.005}{0.65935} = 7.5 \times 10^{-3} \langle 0.1$$

$$R_{e\theta} = \frac{\Omega R^2}{\nu} = \frac{10\pi \times (0.65935^2)}{1.9935 \times 10^{-5}} = 685118.4353$$

مقدار عدد $R_{e\theta}$ برای ماشین مورد بررسی برابر با 6.85118×10^5 و مقدار G نیز برابر 0.0075 می‌باشد. بنابراین نوع رژیم جریانی در فاصله هوایی رژیم جریانی شماره ۳ می‌باشد.

با در نظر گرفتن $G \approx 0.01$ و با استفاده از جدول ۴-۳ عدد ناسلت محاسبه خواهد شد.

$$Nu = 0.044 R_{e\theta}^{0.75} = 0.044 \times 685118.4353^{0.75} = 1047.769$$

$$\bar{h}_{rs} = \frac{2k}{D_{out}} \times \bar{N}_u = \frac{2 \times 0.029233}{1.3187} \times 1047.769 = 46.44 \text{ W/m}^2\text{ }^\circ\text{C}$$

بنابراین ضریب انتقال حرارت همرفت از سمت روتور به فاصله هوایی برابر با $46.44 \text{ W/m}^2\text{ }^\circ\text{C}$ می‌باشد.

ضریب انتقال حرارت همرفت از سمت استاتور به فاصله هوایی را معمولاً برابر با ضریب انتقال حرارت همرفت از سمت روتور به فاصله هوایی در نظر می‌گیرند اما در حالت کلی این موضوع بر قرار نمی‌باشد. بر اساس مطالب بیان شده ضریب انتقال حرارت همرفت از سمت استاتور به فاصله هوایی به عدد ناسلت وابسته می‌باشد. که عدد ناسلت بر اساس جدول ۴-۴ و برای $G \approx 0.01$ برابر با 429.059 می‌باشد.

این مقادیر برای حالت رژیم جریانی آشفته یعنی ($R_{e\theta} > 5.19e5$) معتبر می‌باشد. بنابراین ضریب انتقال حرارت همرفت در استاتور برابر با $19.016 \text{ W/m}^2\text{ }^\circ\text{C}$ می‌باشد.

همان‌طور که مشاهده می‌شود ضریب انتقال حرارت در سمت استاتور کمتر از روتور می‌باشد این بدان دلیل است که گرادیان سرعت مماسی و شعاعی در استاتور در مقایسه با روتور کمتر می‌باشد این مطلب در مرجع [۲۰] توسط بوتارفا و هارمند به اثبات رسیده است.

بر اساس عدد ناسلت به دست آمده نرخ جرمی شارش هوا در فاصله هوایی برابر با 0.098 kg می‌باشد.

۴-۴ تعیین دمای حالت دائم به کمک مدل پارامتر فشرده:

از جمله روش‌های مشهور که بر مبنای روش‌های آنالیز حل مداری است مدل حرارتی پارامتر فشرده می‌باشد. در [۵] مدل پارامتر فشرده و شارش هوا در فاصله هوایی در یک ماشین AFPM توسط Wang، Gieras و Kamper ارائه شده است و هدف اصلی آن تحقیق و توسعه مدل thermo fluid برای تحلیل و پیش بینی رفتار حرارتی ماشین‌های AFPM می‌باشد.

بر اساس این روش تعیین دمای هوا در فاصله هوایی تنها در صورتی امکان پذیر خواهد بود که نرخ جرمی شارش در فاصله هوایی به یک نوعی پیش بینی شود. ماشین AFPM مورد بررسی دارای مسیر شارش هوا می‌باشد و مدل پارامتر فشرده نیز بر اساس [۵] انجام گرفته است با این تفاوت که انتقال حرارت در فاصله هوایی به صورت دقیق‌تر بر اساس در نظر گرفتن چهار رژیم هوایی موجود در فاصله هوایی و همچنین در نظر گرفتن ضریب انتقال حرارت همرفت متفاوت برای استاتور و روتور در فاصله هوایی محاسبه و مدل شده است.

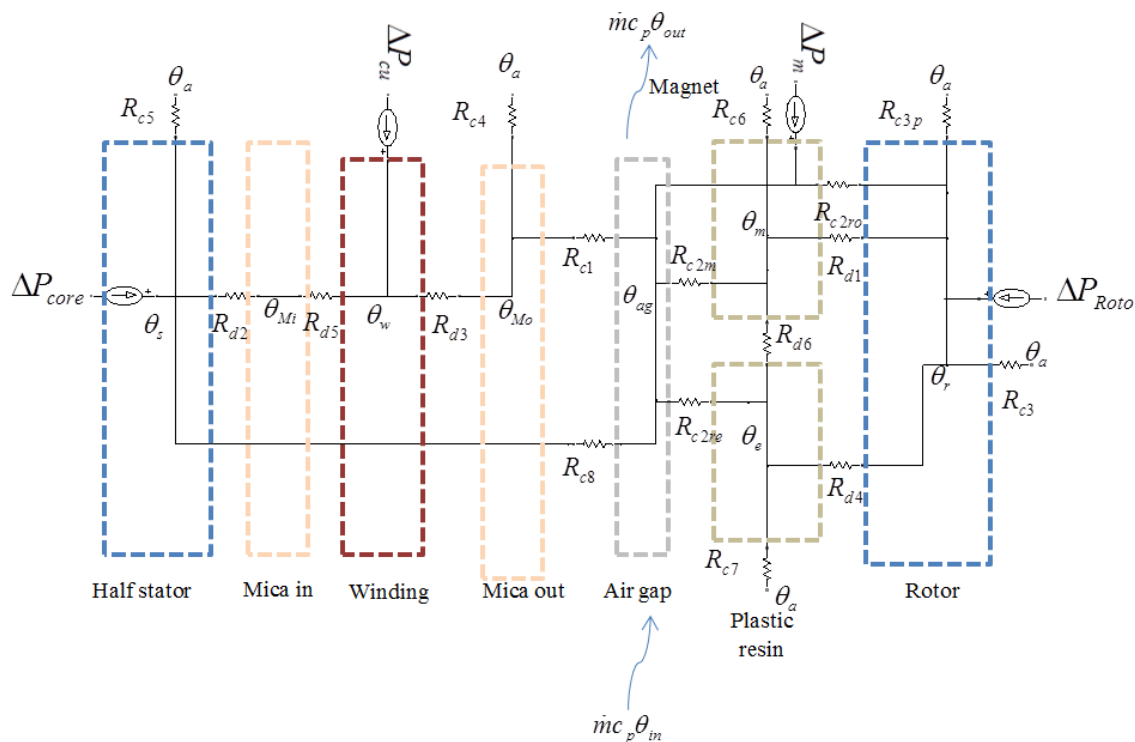
در جدول ۴-۵ خصوصیات حرارتی مواد مورد استفاده در ماشین AFPM مورد بررسی ارائه شده است.

جدول ۴-۵: خصوصیات حرارتی مواد استفاده شده در ماشین AFPM مورد مطالعه

مواد	$\rho(\frac{kg}{m^3})$	$C_p(\frac{J}{kg^\circ C})$	$K(\frac{W}{m^\circ C})$
میکا	۳۰۰۰	۸۱۳	۰/۳۳
رزین پلاستیکی	۱۴۰	۱۷۰۰	۰/۵
مس	۸۹۵۴	۳۸۰	۳۸۶
50JN400	۷۶۵۰	۴۵۰	۳۰
NdFeB	۷۵۰۰	۵۰۱/۶	۸/۹۵

مکانیزم‌های اساسی انتقال حرارت در این ماشین‌ها هدایت در اجزاء جامد و همرفت از سطح در تماس با سیال می‌باشد. معمولاً انتقال حرارت تابشی کوچک و قابل صرف نظر کردن می‌باشد. اهمیت هر مکانیزم به طراحی ماشین و توپولوژی آن وابسته است. به عنوان مثال در ماشین مورد بررسی مهم‌ترین مسیر انتقال حرارت از سمت استاتور به روتور در فاصله هوایی می‌باشد. بنابراین پیش بینی صحیح ضریب انتقال حرارت در سیستم استاتور-روتور در فاصله هوایی تأثیر بسزایی در تحلیل حرارتی و میزان دقت آن خواهد داشت.

مدار شبکه حرارتی جهت تحلیل به صورت شکل ۴-۴ می‌باشد:



شکل ۴-۳: مدار شبکه حرارتی ماشین AFPM مورد مطالعه

در حالت دائمی مدار حرارتی شامل مقاومت‌های حرارتی و منابع گرمایی متصل بین اجزاء موتور می‌باشد. تمامی اجزاء به یکدیگر متصل هستند که در نهایت شبکه ای از گره ها و مقاومت‌های حرارتی را ایجاد می‌کنند. یک مدار معادل حرارتی اساساً مشابه یک مدار الکتریکی است که در آن

حرارت (مشابه جریان) در هر یک از مسیرهای مدار جاری است به واسطه اختلاف دما (مشابه ولتاژ) که توسط مقاومت‌های حرارتی (مشابه مقاومت الکتریکی) تقسیم شده است.

در این تحلیل از تلفات چرخشی با توجه به سرعت پایین ماشین و همچنین از انتقال حرارت تابشی به دلیل ناچیز بودن آن صرف نظر شده است. همان‌طور که در فصل سوم به طور کامل شرح داده شد مقادیر مربوط به تلفات موتور در بار کامل توسط نرم افزار المان محدود حین چرخش روتور محاسبه و مقادیر آن به صورت جدول ۴-۶ می‌باشد.

جدول ۴-۶: مقادیر مربوط به تلفات آهن روتور و استاتور در بار کامل

تلفات آهن روتور			تلفات آهن استاتور		
$P_c(W)$	$P_f(W)$	$P_h(W)$	$P_c(W)$	$P_f(W)$	$P_h(W)$
2.1812	1.7492	0.43198	658.28	205.26	452.96

میزان تلفات مسی در استاتور و جریان ادی در مغناطیس دائم‌ها نیز به ترتیب برابر با ۱۳/۲۴ کیلووات و ۸۶/۵ وات می‌باشد. بنابراین منبع اصلی تولید حرارت سیم پیچی‌های استاتور می‌باشد. همان‌طور که در شکل مشاهده می‌شود انتقال حرارت به واسطه هدایت و همرفت به ترتیب با R_d و R_c نشان داده شده است که با روابط زیر محاسبه می‌شوند.

$$R_d = \frac{L}{A_d \cdot k} \quad (۲۱-۴)$$

$$R_c = \frac{1}{A_c \cdot h} \quad (۲۲-۴)$$

در این رابطه K هدایت حرارتی ماده، L طول و A_d سطح مقطع، در مسیر شارش گرما می‌باشد. با دانستن سطحی از همرفت بین دو ناحیه A_c و ضریب انتقال حرارت همرفتی h ، می‌توان مقاومت حرارتی همرفتی معادل را برای آن سطح در تماس با هوا محاسبه نمود.

پیچیده‌ترین بخش که دقت شبیه سازی را نیز مشخص می‌کند تخمین درستی از ضریب انتقال حرارت همرفتی بین اجزاء مختلف ماشین خصوصاً بین استاتور و روتور می‌باشد که در بخش ۳-۴ به طور کامل محاسبه گردید.

مقادیر مقاومت‌های در نظر گرفته شده بر اساس ضرایب انتقال حرارتی هدایتی و همرفتی محاسبه شده در بخش ۳-۴ در اجزای مختلف ماشین در جدول ۴-۷ ارائه شده است.

جدول ۴-۷: مقادیر مقاومت‌های حرارتی استفاده شده در شبکه حرارتی

علامت	تعریف	مقدار
R_{d1}	مقاومت هدایتی از مگنت به روتور	0.0041567
R_{d2}	مقاومت هدایتی از استاتور به میکا داخلی	0.00472
R_{d3}	مقاومت هدایتی از سیم پیچی به میکا خارجی	0.00351
R_{d4}	مقاومت هدایتی از رزین پلاستیکی به روتور به روتور	0.2076
R_{d5}	مقاومت هدایتی از میکا داخلی به سیم پیچی	0.00383
R_{d6}	مقاومت هدایتی از مگنت به رزین پلاستیکی	0.2051
R_{c1}	مقاومت همرفتی از میکا خارجی به فاصله هوایی	0.0537
R_{c2m}	مقاومت همرفتی از فاصله هوایی به مگنت	0.0404
R_{c2re}	مقاومت همرفتی از فاصله هوایی به رزین پلاستیکی	0.1617
R_{c2ro}	مقاومت همرفتی از فاصله هوایی به روتور	0.02923
R_{c3}	مقاومت همرفتی از دیسک روتور به هوای محیط	0.0249
R_{c3p}	مقاومت همرفتی از لبه شعاعی روتور به هوای محیط	0.16762
R_{c4}	مقاومت همرفتی از میکا خارجی به هوای محیط	0.2548

0.4674	مقاومت همرفتی ازلبه استاتور به هوای محیط	R_{c5}
0.8332	مقاومت همرفتی از مگنت به هوای محیط	R_{c6}
3.333	مقاومت همرفتی از رزین پلاستیکی به هوای محیط	R_{c7}
0.091504	مقاومت همرفتی از استاتور به فاصله هوایی	R_{c8}

با حل شبکه حرارتی و نوشتن معادلات حاکم بر هر گره دما در قسمت‌های مختلف ماشین به

صورت جدول ۴-۸ می‌باشد:

جدول ۴-۸: دمای حالت دائم در اجزای مختلف ماشین AFPM مورد مطالعه توسط مدل پارامتر فشرده

جزء مورد نظر	دمای متوسط (بر حسب درجه سانتی‌گراد)
دمای متوسط در سیم پیچی‌ها	۳۰۲/۶۹۲۰
دمای هسته استاتور	۲۸۳/۹۴۹۹
دمای هسته روتور	۸۴/۰۵۷۲
دمای متوسط در مگنت‌ها	۸۵/۰۸۲۳
دما در عایق سمت سیم پیچی‌ها	۲۹۴/۲۹۶۴
دما در رزین‌های سمت مگنت‌ها	۸۸/۳۴۰۴

۴-۵ تعیین توزیع دمای حالت دائم در ماشین AFPM طراحی شده به

کمک آنالیز المان محدود:

برای انجام این کار مشابه با بحث تلفات از نرم افزار JMAG DESIGNER v10.5 استفاده شده

است. مهم‌ترین مزیت این نرم افزار در این بحث آنست که به دلیل کوپل تحلیل مغناطیسی و حرارتی

که در این نرم افزار وجود دارد به راحتی می‌توان پس از انتخاب منابع تولید حرارت ماشین، آن را با

مقدار تلفات تولید شده در تحلیل الکترومغناطیسی کوپل نمود که در ادامه این موضوع نشان داده خواهد شد.

در تحلیل برای کم شدن زمان حل تنها یک جفت قطب از ماشین مدل شده است و نحوه اعمال شرایط مرزی در این حالت نیز در بخش محاسبه تلفات به طور مفصل توضیح داده شد. قبل از انجام شبیه سازی لازم است که برای هر ماده استفاده شده در ماشین سه پارامتر حرارتی مشخص شود این سه پارامتر عبارتند از:

$$(۱) \text{ ضریب هدایت حرارتی } K \left(\frac{W}{m^{\circ}C} \right)$$

$$(۲) \text{ گرمای ویژه } C_p \left(\frac{J}{kg^{\circ}C} \right)$$

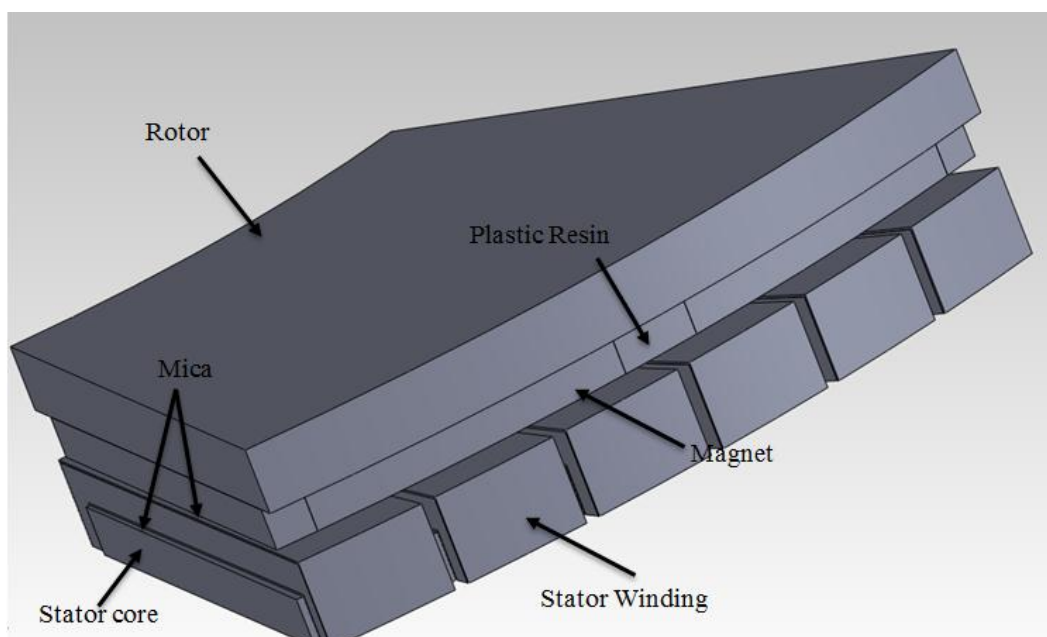
$$(۳) \text{ چگالی } \rho \left(\frac{kg}{m^3} \right)$$

در بخش مربوط به تلفات، مواد استفاده شده در ماشین به طور کامل معرفی گردید و خصوصیات مغناطیسی آنها نیز بیان شد نکته مهم در این قسمت آنست که معمولاً در ساخت ماشینهای AFPM فضای بین مگنت ها و روی سیم پیچی ها را عایق کاری می کنند. در جدول ۴-۹ کلاس بندی مواد عایق ارائه شده است. این نوع کلاس بندی در مراجع و کتب مختلف به صورتها و کلاس بندیهای متفاوتی ارائه گردیده است. پس از تحلیل حرارتی ماشین در حالت دائمی و به دست آوردن دمای قسمت های مختلف ماشین در صورت بالا بودن بیش از حد دمای ماشین نیاز به سیستم خنک سازی اساسی می باشد و پس از طراحی و اعمال سیستم خنک سازی می توان نوع عایقی را که تحمل این دما را داشته باشد با توجه به جدول ۴-۹ انتخاب نمود البته با توجه به پیش بینی میزان دما برای این ماشین و با توجه به جدول ۴-۱ که مواد انتخابی برای ماشین AFPM را نشان می دهد عایق انتخاب شده برای سیم پیچی ها عایق کلاس F و با نام MICA می باشد، همچنین فاصله بین مگنت ها نیز با رزین پلاستیکی که انتقال حرارتی نسبتاً بالاتری را دارد پر شده است.

جدول ۴-۹: کلاس‌های گرمایی برای مواد عایق [۲۱]

کلاس حرارتی	نام مواد عایق	حد دمایی
Y	پنبه- ابریشم- فیبر پلی آمید- کاغذ و محصولات مختلف آن- چوب- پلی اتیلن- پلی استیرن- کائوچوی طبیعی ولکانیزه و...	۹۰°C
A	کاغذ ورنی- پارچه کتان آغشته به ورنی-چوب لایه لایه شده- ورقه های نازک اکستات سلولز- صمغ پلی استر با زنجیر عرضی- (ابریشم- پوب- فیبر پلی آمید) پرورده شده به حد اشباع در یک دی الکتیک مایع	۱۰۵°C
B	فیبر شیشه ای- آمیانت یا آسبست-مکای ترکیب شده با رزین مصنوعی- و ...	۱۳۰°C
C	پرسن و مواد سرامیک- شیشه- کوارتز- پلی آمید ها و ...	۱۸۰°C
F	میکا- فیبر شیشه ای- پارچه شیشه ای- آمیانت یا آسبست (پرورده شده در حد اشباع با رزین آلکید، اپواکسید، پلی استر با زنجیر عرضی	۱۵۵°C

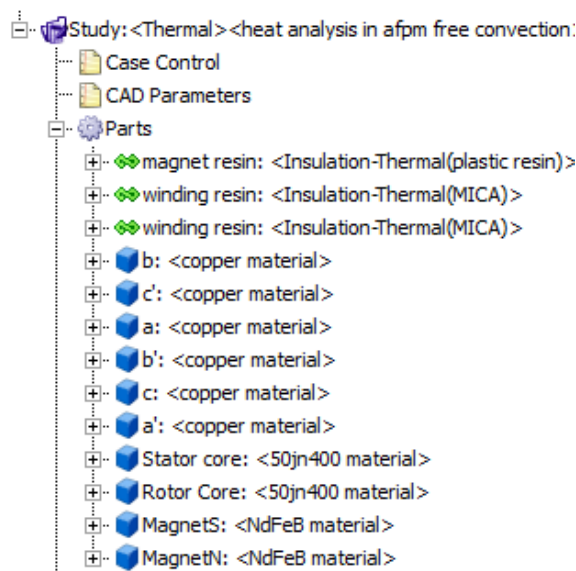
در شکل زیر نمایی از ماشین مورد بررسی با ذکر جزئیات اجزاء آن اراده شده است:



شکل ۴-۴: نمایی از یک جفت قطب ماشین AFPM با ذکر اجزاء مختلف ماشین

ضخامت در نظر گرفته شده برای عایق میکا در سمت سیم پیچی یک میلی متر می باشد.

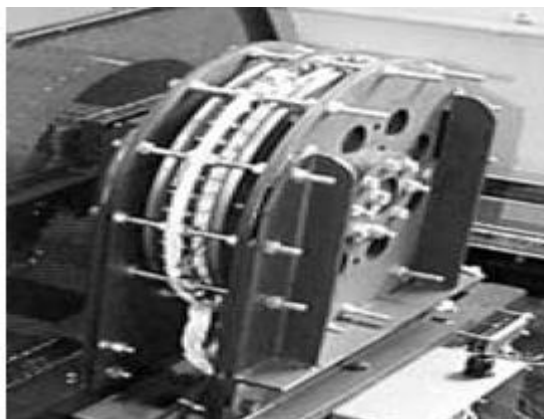
در شکل ۴-۶ مواد انتخاب شده برای هر قسمت از ماشین مشابه آنچه در بخش تلفات بیان شد در نرم افزار وارد شده است با این تفاوت که برای هر ماده سه فاکتور چگالی و ظرفیت گرمای ویژه و همچنین ضریب هدایت حرارتی را وارد می کنیم.



شکل ۴-۵: مواد انتخابی وارد شده در نرم افزار برای ماشین AFPM

بعد از مشخص کردن پارامترهای حرارتی هر ماده به نرم افزار، بایستی در قسمت condition شرایط مرزی مربوط به ماشین را که مهم ترین بخش جهت تحلیل ماشین می باشد را وارد نمود.

قبل از انجام این کار باید وضعیت مکانیکی ماشین و نحوه اتصال به بدنه ماشین مشخص شود تا مسیر های انتقال حرارت به خوبی در نظر گرفته شود. معمولاً ماشین ها در محفظه ای قرار می گیرند که هوای داخل محفظه با هوای محیط متفاوت خواهد بود در این صورت بایستی برای انتقال حرارت این موضوع را در نظر گرفت اما با توجه به بدون شیار بودن هسته استاتور این ماشین، مدلی را که برای نصب این ماشین می توان در نظر گرفت مطابق شکل ۴-۷ می باشد. [۲۲]



ب



الف

شکل ۴-۶: نحوه ثابت کردن ماشین AFPM. الف: نمایی از روتور و مگنت ها و استاتور. ب: ماشین متصل شده به بدنه [۲۲]

همان‌طور که مشاهده می‌شود قطعاتی فلزی برای پیچ کردن استاتور به بدنه به لبه های بیرونی هسته استاتور جوش داده شده است که مسلماً این کار بایستی قبل از سیم پیچی هسته انجام گیرد.

در نهایت پیچ‌های ایجاد شده در استاتور به صورت شکل ۴-۷ قسمت (ب) به بدنه موتور متصل خواهند شد. همان‌طور که در اتصال نهایی ماشین مشاهده می‌شود ماشین درون محفظه کاملاً بسته قرار ندارد و تنها دو صفحه در دو طرف ماشین قرار گرفته است بنابراین می‌توان هوای اطراف ماشین را همان هوای محیط با همان درجه حرارت ۷۰ درجه سانتی‌گراد در نظر گرفت.

پس از مشخص شدن این موضوع نوبت به اعمال شرایط مرزی می‌رسد. در اولین قدم بایستی منابع حرارتی یا همان Heat source در قسمت‌های ماشین انتخاب شود که این قسمت‌ها همان هسته روتور، استاتور، سیم پیچی‌ها و مگنت‌ها می‌باشد. بحثی که در رابطه با کوپلینگ این نرم افزار در قسمت قبل بیان شد در شکل ۴-۸ دیده می‌شود. همان‌طور که مشاهده می‌شود توزیع تلفات در این ماشین را که به تبع آن باعث ایجاد منابع حرارتی خواهند شد از قسمت محاسبه تلفات نرم افزار بارگذاری می‌شود. بدین ترتیب به راحتی می‌توان توزیع حرارت را مشابه توزیع تلفات در تک تک نقاط ماشین مشاهده نمود.

☒ Coupling

Coupling Type: One Way

Thermal Source Type: Distribution

Thermal Source Id: 1

Result File(jplot/plot/loss file):

Iron_Loss_and_Back_emf~4/Case1/Designer_loss.jplot

Magnetic Field Analysis Input File(jcf file):

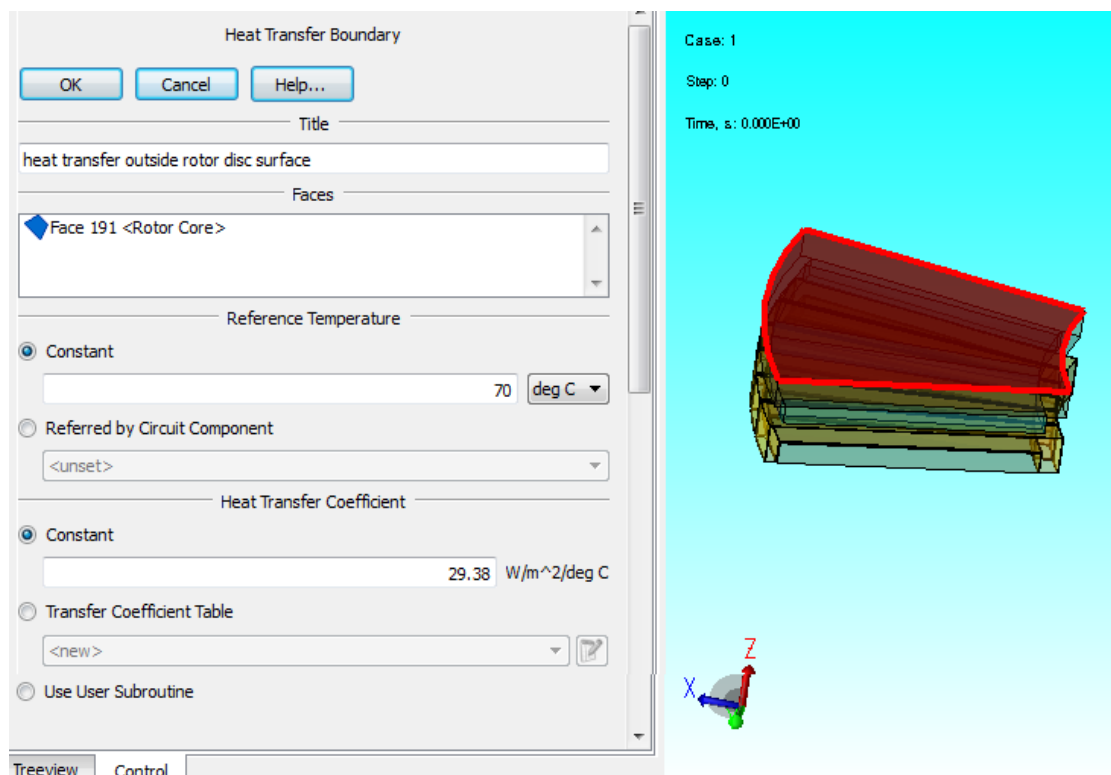
Iron_Loss_and_Back_emf~4/Case1/Designer_input.jcf

Scale: 1

شکل ۴-۷: ارتباط نتایج حاصل از تحلیل الکترومغناطیسی با تحلیل حرارتی برای منابع گرمایی

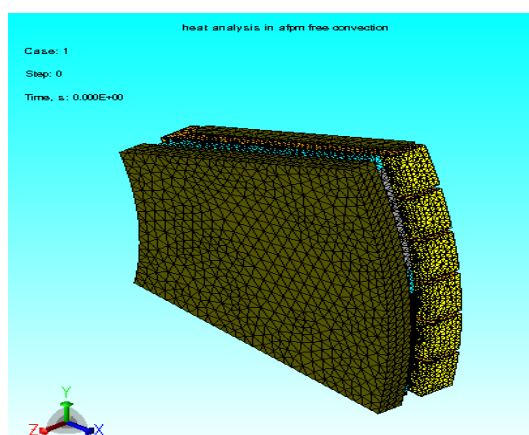
در بخش تحلیلی برای ماشین ضرایب انتقال حرارت همرفتی در نقاط مختلف محاسبه شدند. همان‌طور که در قبل بیان شد در بحث انتقال حرارت سه مکانیزم هدایت، همرفت و تابش وجود دارد. بخش‌هایی از ماشین که با یکدیگر در تماس مستقیم هستند مکانیزم حرارتی هدایتی را دارند که هدایت حرارتی را خود نرم افزار با دادن ضریب K برای هر ماده محاسبه می‌کند. بنابراین تنها شرط مرزی اعمالی شرط مرزی همرفتی یا همان Heat transfer condition به نرم افزار می‌باشد. انتقال حرارت تابشی زمانی اتفاق می‌افتد که دمای ماشین به شدت بالا بوده و اختلاف دما بین دو جسم نیز زیاد باشد بنابراین در تحلیل‌ها ابتدا شبیه سازی را بدون اعمال این شرط مرزی در نظر می‌گیرند سپس در صورت بالا بودن دما و اختلاف دمایی زیاد بین اجزاء، مکانیزم تابشی را نیز اعمال می‌کنند.

در شکل ۴-۹ نحوه اعمال انتقال حرارت همرفت در صفحه بیرونی دیسک روتور نشان داده شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود مقدار ضریب انتقال حرارتی همرفت داده شده برابر با همان مقدار محاسبه شده می‌باشد.



شکل ۴-۸: نحوه اعمال شرایط مرزی مربوط به انتقال حرارتی همرفتی در محیط نرم افزار

بدین ترتیب برای سایر قسمت‌های ماشین نیز این شرط مرزی و مقادیر محاسبه شده را اعمال می‌کنیم. پس از اعمال شرایط مرزی مشابه با هر نرم افزار المان محدود دیگری مش بندی را انجام می‌دهیم. در شکل ۴-۱۰ نمایی از ماشین و مش اعمالی به ماشین مشاهده می‌شود.



شکل ۴-۹: مش اعمال شده جهت تحلیل ماشین

پس از اعمال مش نوبت به اجرای شبیه سازی می‌رسد.

پس از انجام شبیه سازی دمای متوسط در حالت دائم برای اجزای مختلف ماشین به صورت جدول

۴-۱۰ می‌باشد:

جدول ۴-۱۰: دمای متوسط اجزای مختلف ماشین AFPM مورد مطالعه در حالت دائم توسط آنالیز المان محدود

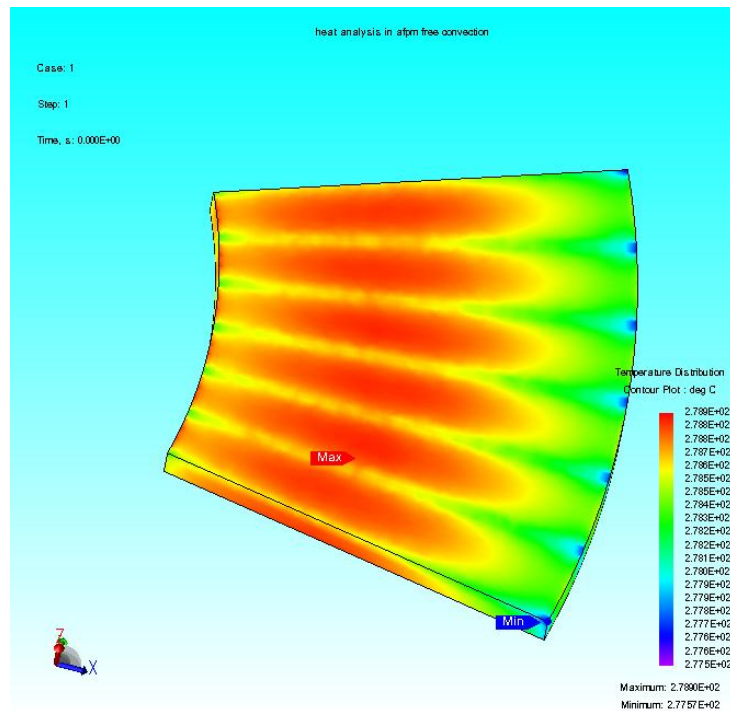
جزء مورد نظر	دمای متوسط (بر حسب درجه سانتی‌گراد)
دمای متوسط در سیم پیچی‌ها	۲۸۵/۵۶
دمای هسته استاتور	۲۷۸/۲۳
دمای هسته روتور	۹۴/۰۸
دمای متوسط در مگنت‌ها	۹۵/۷۴
دما در عایق سمت سیم پیچی‌ها	۲۸۱/۱۵
دما در رزین‌های سمت مگنت‌ها	۹۸/۹۱

همان‌طور که مشاهده می‌شود دما در سمت استاتور بالا می‌باشد البته این دما با توجه به دمای سایر قسمت‌های نزدیک با استاتور و همچنین دمای بالای محیط، مکانیزم تابشی را شامل نمی‌شود و این فرض کاملاً صحیح است چرا که در صورت وجود تابش بین سطوح این مقدار بسیار ناچیز و در مقابل سایر مکانیزم‌های انتقال حرارت قابل صرف نظر کردن می‌باشد.

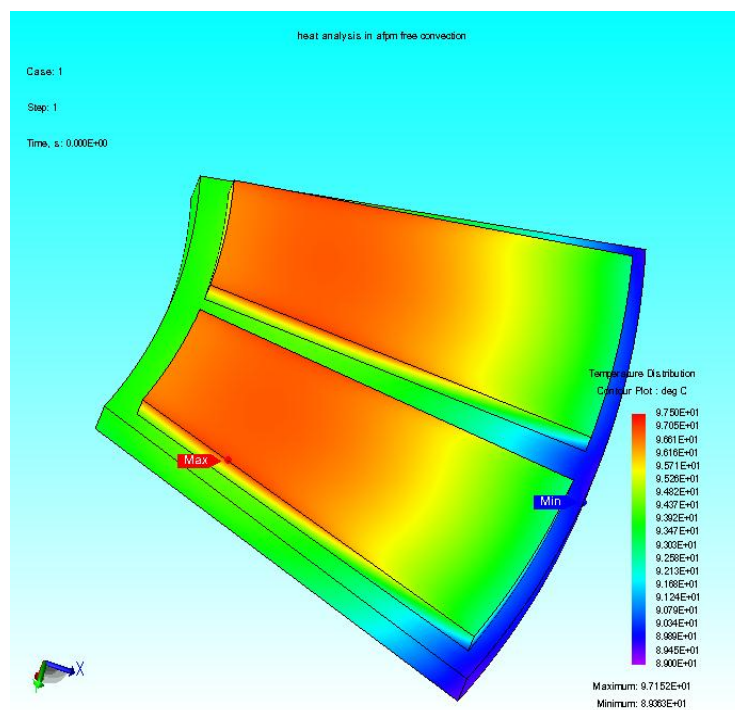
در شکل‌های ۴-۱۱ و ۴-۱۲ توزیع دما در استاتور و روتور و مگنت‌ها در حالت دائم نشان داده

شده است:

علت جدا نمایش دادن دید بهتر در توزیع دمای ماشین می‌باشد.



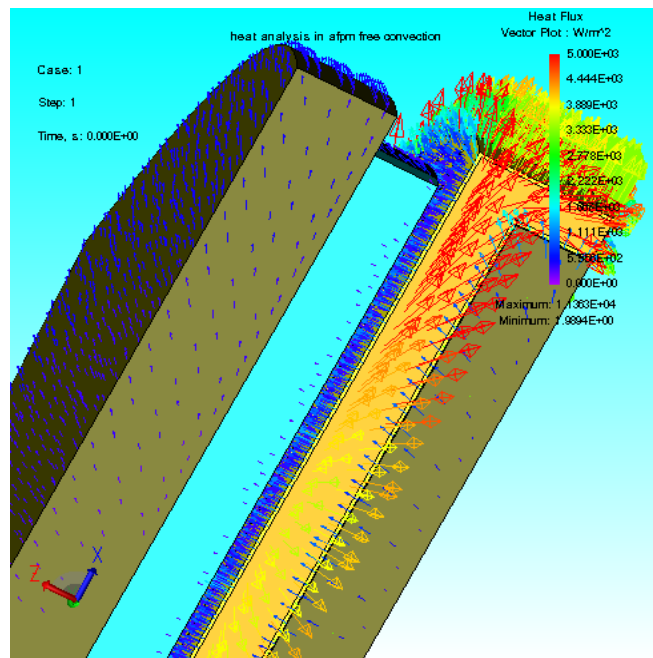
شکل ۴-۱۰: توزیع دمای در حالت دائم در استاتور ماشین AFPM



شکل ۴-۱۱: توزیع دمای در حالت دائم در روتور و مگنت های ماشین AFPM

در شکل ۴-۱۲ نحوه شارش گرمایی در قسمت‌های مختلف ماشین در حالت دائم نشان داده شده

است:



شکل ۴-۱۲: نحوه شارش گرمایی در قسمت‌های مختلف ماشین در حالت دائم

۴-۶ نتیجه گیری:

در این فصل توزیع دمای حالت دائم یک نمونه ماشین شار محوری آهنربای دائم بدون شیار طراحی شده، ارائه گردید. دمای حالت دائم در نقاط مختلف این ماشین به دو روش مدل پارامتر فشرده و آنالیز المان محدود محاسبه شد. به طور متوسط میزان اختلاف در دو روش بر حسب درصد برابر ۱۰/۲٪ می‌باشد که میزان قابل قبولی است. این میزان اختلاف به دلیل پیچیدگی در محاسبه سطح درگیر در انتقال حرارت بین اجزاء مختلف و در نظر نگرفتن احتمالی برخی از مقاومت‌های حرارتی در برخی نقاط موجود می‌باشد. بنابراین می‌توان در مدل پارامتر فشرده با در نظر گرفتن تمامی مسیرهای انتقال حرارت ممکن در اجزاء مختلف ماشین دقت را به میزان زیادی بالا برد. نتایج دمایی حاکی از آنست که برای این ماشین نیاز به سیستم تهویه خارجی بسیار محسوس می‌باشد.

فصل ۵

طراحی سیستم خنک ساز و
محاسبه توزیع دما پس از خنک
سازی به روش آنالیز المان محدود

۵-۱ مقدمه

در ماشین‌های با چگالی توان بالا، روش مستقیم خنک‌کنندگی (همرفت اجباری) مورد استفاده قرار می‌گیرد. در این حالت مایع خنک‌کننده به طور مستقیم برای حذف حرارت قطعه داخل ماشین به کار می‌رود.

در ماشین‌های مغناطیس دائم به سه دلیل زیر افزایش دمای بیش از حد برای اجزا ماشین مضر می‌باشد.

(۱) از بین رفتن عایقی که سیم پیچی‌های مسی را در بر گرفته است.

(۲) خطر غیر مغناطیس شدن مغناطیس‌های دائم به دلیل وابستگی شدید منحنی‌های غیر مغناطیسی به دما و در نتیجه کاهش شار مواد مغناطیس دائم با افزایش دما.

(۳) افزایش تلفات به دلیل افزایش مقاومت سیم پیچ‌ها.

از این‌رو در دو قسمت از ماشین AFPM یعنی سمت سیم پیچی‌های استاتور و همچنین مغناطیس‌های دائم دما تأثیر بسزای در عملکرد ماشین دارد و در تمام دوره عملکرد موتور بایستی دما در این دو نقطه در محدوده مجاز باقی بماند.

مغناطیس دائم‌ها و عایق‌ها توانایی تحمل ماکزیمم دمای پیوسته ای در حدود ۱۵۰ درجه سانتی‌گراد را خواهند داشت. [۱۹]

در [۵] انواع روش‌های خنک‌سازی برای ماشین‌های AFPM ارائه شده است که بهترین این روش‌ها در ماشین‌های توان بالا استفاده از لوله‌های انتقال حرارت با سیال آب و یا هوا می‌باشد. در [۱۳] به انتقال حرارت برای یک نمونه ماشین AFPM پرداخته شده است که استاتور به بدنه یاطاقان‌ها توسط پیچ محکم شده است و با قرار دادن لوله‌های آب روی بدنه یاطاقان‌ها استاتور را خنک نموده است و پیچ‌های نگهدارنده استاتور در داخل کانال خنک‌ساز مانند همزن برای انتقال

حرارت عمل می‌کنند. این روش خنک سازی برای ماشین‌های AFPM دارای استاتور شیاردار بسیار مناسب می‌باشد.

با توجه به نکات و دمای حالت دائمی که در فصل مربوط به شبیه سازی دمای حالت دائم مطرح شد (فصل چهارم) در سمت روتور و مگنت‌ها دما تقریباً شرایط نرمال و خوبی دارد اما در سمت استاتور دما نسبتاً زیاد بوده و نیاز به تعبیه سیستم خنک سازی قطعی می‌باشد. از این‌رو در ادامه به معرفی روش‌های خنک سازی در ماشین‌های AFPM می‌پردازیم.

بر اساس اندازه و چارچوب ماشین، شیوه متفاوتی برای خنک سازی ماشین استفاده می‌شود. بر اساس خنک سازی، ماشین‌های AFPM به دو دسته طبقه بندی می‌شوند:

(۱) ماشین‌های خود تهویه^۱: که در این حالت هوای خنک ساز با چرخش دیسک، کانال‌های PM

یا سایر وسایل فن مانند تولید می‌شود و با قسمت چرخان ماشین یکی می‌شوند.

(۲) ماشین با تهویه خارجی^۲: در این حالت رسانه‌های خنک ساز با کمک وسایل خارجی برای

مثال فن یا پمپ به گردش در می‌آید.

۵-۲ ماشین‌های AFPM با تهویه خودین:

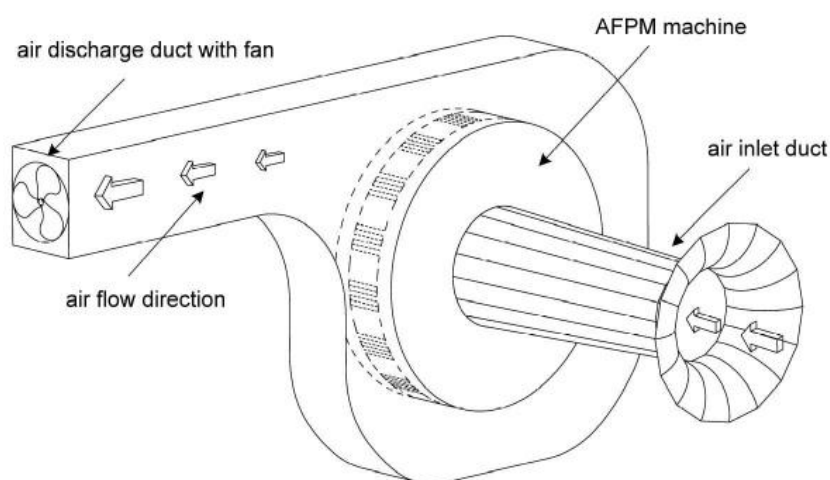
اکثر ماشین‌های AFPM، در مقایسه با ماشین‌های الکتریکی عرفی خنک شونده با هوا هستند. از مزایای مخصوص ماشین‌های AFPM از دیدگاه خنک سازی آنست که دارای توانایی خنک سازی خودین هستند. آزمایشات دقیق ساختار ماشین آشکار کرده است که جریان هوا به حفره‌های ورودی هوا در داخل ماشین کشیده می‌شوند و در نهایت به کانال‌های شعاعی ایجاد شده از چرخش دیسک‌های روتور کشانده می‌شوند. رفتار سیال هوا در ماشین AFPM بسیار شبیه آن است که از یک فن یا کمپرسور گریز از مرکز در داخل ماشین استفاده شده باشد.

¹ Self-Ventilation

² External Ventilation

۵-۳ ماشین‌های AFPM با تهویه خارجی:

برای ماشین‌های AFPM با توان متوسط یا بزرگ، اتلاف گرما در واحد سطح به صورت تقریباً خطی با نرخ‌های توانی افزایش می‌یابد. بنابراین خنک‌سازی اجباری با کمک وسایل خارجی مورد نیاز است. در ادامه برخی از روش‌های معمول بیان شده است.



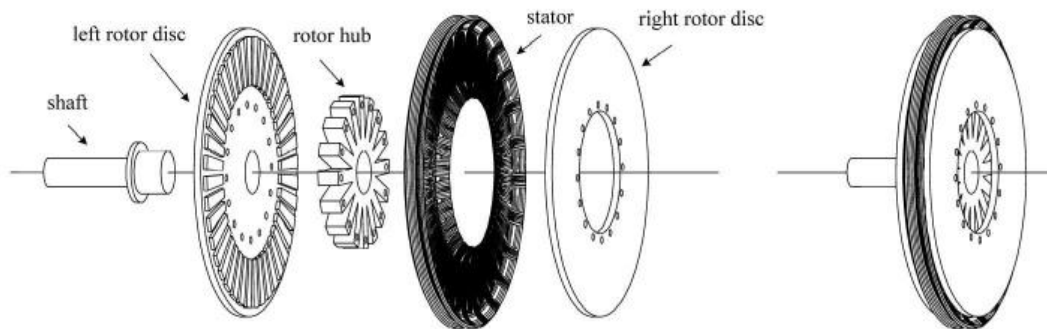
شکل ۵-۱: ماشین AFPM با خنک‌کننده هوای خارجی [۵]

۵-۳-۱ فن‌های خارجی^۱:

ماشین‌های AFPM بزرگ ممکن است به مقدار قابل توجهی جریان هوا در واحد زمان برای خارج کردن گرمای تولید شده توسط سیم پیچی‌های استاتور احتیاج داشته باشند. بسته به شرایط عملیاتی بدست آمده از محل کار، ممکن است از یک فن مکنده برای فشردن هوا آن چنان که در شکل ۵-۱ نشان داده شده است مورد استفاده قرار گیرد. مجرای مکش یا لوله‌های خالی برای هدایت و موقعیت دهی به جریان هوا لازم است. از آنجایی که دمای هوای ورودی، برای نرخ حجمی جریان هوای معلوم، اثر قابل توجهی بر دمای ماشین می‌گذارد، این ترتیب خنک‌سازی می‌تواند از گردش مجدد هوای گرم جلوگیری کند و ماشین در فضای محدود تری عمل خواهد کرد.

¹ External Fans

برای ماشین‌های AFPM با سرعت بالا، فن متصل به شفت ممکن است گزینه خوبی برای خنک سازی باشد. شکل ۲-۵ مونتاژ ماشین AFPM توان بالا را نشان می‌دهد که قسمت طوقه روتور^۱ هر دو وظیفه خنک سازی و تحمل ساختار ماشین را برای دیسک‌های روتور انجام می‌دهد. می‌توان مشاهده کرد که پره‌های طوقه، انحنا دار نیستند برای اینکه در هردو جهت چرخش عمل کنند.



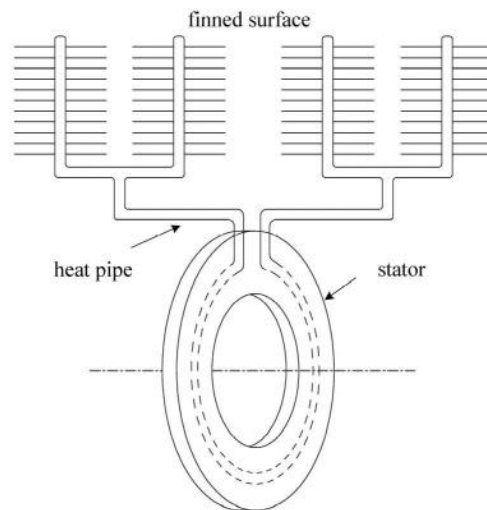
شکل ۲-۵: پیکره بندی ماشین AFPM با فن متصل به شفت [۵]

۲-۳-۵ لوله های انتقال حرارت^۲:

مفهوم وسیله انتقال حرارت که توانایی انتقال مقدار زیادی حرارت با حداقل افت دما را دارد توسط R.S Gaugler در کمپانی ژنرال موتور در سال ۱۹۴۲ معرفی شد. به این وسیله تا سال ۱۹۶۴ توجه کمی شد تا زمانی که Grover و همکارش در آزمایشگاه بین‌المللی Los Alamos آمریکا نتایج آزمایش مستقلی را منتشر کردند و برای اولین بار از لوله های انتقال حرارت استفاده شد. پس از آن، لوله های انتقال حرارت در بسیاری از برنامه های کاربردی از کنترل درجه حرارت خط لوله آلاسکا از لایه های منجمد زیر زمین گرفته تا کنترل حرارتی سطوح نوری در فضاپیماها به کار گرفته شده‌اند.

^۱ Rotor Hub

^۲ Heat Pipes



شکل ۵-۳: ماشین AFPM خنک سازی شده با لوله های انتقال حرارت [۵]

لوله های انتقال حرارت به عنوان وسیله ای جایگزین برای حذف حرارت از ماشین AFPM پیشنهاد شد. لوله های انتقال حرارت در یک ماشین AFPM در شکل ۵-۳ نشان داده شده است. حرارت توسط سطوح پره دار به اتمسفر انتقال پیدا می کند و سطوح پره دار با عبور هوا از روی پره ها خنک می شود. اتلاف گرمایی که توسط لوله های انتقال حرارت حذف می شود ΔP_{hp} از رابطه (۵-۱) بدست می آید: [۵]

$$\Delta P_{hp} = \frac{\theta_{hot} - \theta_{cold}}{\frac{1}{h_{hot} A_{hot}} + \frac{1}{h_{cold} A_{cold}} + \frac{1}{\eta_{fin} h_{fin} A_{fin}}} \quad (۵-۱)$$

که θ_{hot} دمای متوسط اجزائی که اطراف لوله های انتقال حرارت در استاتور احاطه شده اند و θ_{cold} دمای متوسط هوای خنک سطح پره دار می باشد. h_{hot} ضریب انتقال حرارت همرفتی در داخل لوله های انتقال حرارت سمت استاتور است.

A_{hot} ناحیه باز لوله های انتقال حرارت استاتور می باشد، h_{cold} ضریب انتقال حرارت همرفت در محیط پره دار می باشد. A_{cold} ناحیه باز^۱ لوله های انتقال حرارت در رویه پره ها می باشد، η_{fin} بازده

^۱ Exposed Area

سطح پره‌ها، h_{fin} ضریب انتقال حرارت همرفت سطح پره‌ها و A_{fin} کل فضای باز سطح پره‌ها می‌باشد.

۵-۳-۳ خنک سازی مستقیم با آب^۲:

بسته به شرایط عملیاتی محل کار، اغلب نیاز به گردش آب اجباری برای خنک سازی مستقیم سیم پیچی‌های استاتور لازم است، خصوصاً برای ماشین‌های AFPM توان بالا؛ یک پمپ آب خارجی برای ایجاد گردش آب نیاز است. برای سیم پیچی بدون هسته ماشین‌های AFPM، سیم پیچی کوئل‌ها لوزی شکل هستند بنابراین فضای بین دو سمت فعال هر کوئل برای قرار دادن لوله های آب خنک ساز مورد استفاده قرار می‌گیرد.

حرارت حذف شده توسط لوله های خنک ساز با رابطه (۵-۱) قابل محاسبه می‌باشد. با وجود این ضرایب انتقال حرارت یعنی h_{hot} و h_{cold} به صورت زیر محاسبه می‌شوند:

(۱) برای جریان آرام یعنی $2000 < \frac{\rho v d}{\mu}$ که $R_{ed} = \frac{\rho v d}{\mu}$ که v سرعت جریان m/s و d قطر لوله های آب بر حسب (m) است.

عدد ناسلت از رابطه (۵-۲) بدست می‌آید: [۵]، [۱۴]، [۲۳]

$$N_{ud} = 1.86(R_{ed} P_r)^{\frac{1}{3}} \left(\frac{d}{L_p}\right)^{\frac{1}{3}} \left(\frac{\mu}{\mu_w}\right)^{0.14} \quad (۵-۲)$$

که L_p طول لوله های آب، μ و μ_w به ترتیب ویسکوزیته دینامیک آب در دمای ورودی و دیواره لوله می‌باشد.

(۲) برای جریان آشفته یعنی $2000 < \frac{\rho v d}{2\mu}$ عدد ناسلت برابر است با: [۵]، [۱۴]، [۲۳]

¹ Total Exposed Area

² Direct Water Cooling

$$N_u = 0.023 R_e^{0.8} P_r^n \quad (3-5)$$

$$\begin{cases} n = 0.4 & \longrightarrow h_{hot} \\ n = 0.3 & \longrightarrow h_{cold} \end{cases}$$

۵-۴ سیستم خنک ساز طراحی شده:

با توجه به مطالب ارائه شده در رابطه با سیستم خنک سازی در این ماشین ها و با توجه به مکان استفاده از این موتور که در شناورهای زیرسطحی می باشد بهترین نوع سیستم خنک سازی، استفاده از لوله های انتقال حرارت همراه با سیال آب می باشد. مسئله مهم در این نوع خنک سازی مشخص کردن جنس لوله و نوع اتصال و مکان قرارگیری و ابعاد آن می باشد و همچنین سرعت آب در داخل لوله و میزان درجه حرارت آن نیز بسیار حائز اهمیت می باشد.

با توجه به اینکه استاتور ماشین طراحی شده بدون شیار می باشد بنابراین لوله های انتقال حرارت می تواند داخل استاتور و یا در لبه خارجی استاتور قرار گیرد. لوله انتقال حرارت از جنس آهن انتخاب شده است و قرار دادن آن در استاتور ممکن است خواص مغناطیسی استاتور را تغییر دهد بنابراین تصمیم بر آن گرفته شد تا لوله های انتقال حرارت در لبه خارجی استاتور قرار بگیرد. در این خنک سازی از دو لوله انتقال حرارت به صورت کنار هم در لبه استاتور استفاده می شود. به اندازه ۵ میلی متر فضا بین دو لوله جهت ثابت کردن استاتور به بدنه در نظر گرفته شده است بنابراین قطر هر لوله 35.55^{mm} می باشد.

همان طور که در بخش انتقال حرارت به طور کامل توضیح داده شد حرارت دفع شده از یک سطح جامد به یک سیال از نوع مکانیزم همرفت اجباری می باشد. به دست آوردن ضریب انتقال حرارت همرفتی در لوله های انتقال حرارت بسیار مهم می باشد و رابطه های خاص خود را دارد که در فصل قبل به طور کامل توضیح داده شد.

دمای آب در نظر گرفته شده برای خنک سازی ۳۰ درجه سانتی‌گراد می‌باشد. بر این اساس مشخصات آب در این دما ارائه شده است:

$$\rho = 995.18 \text{ kg/m}^3$$

$$\mu = 7.7733e-4 \text{ kg/m.s}$$

$$\nu = 7.8109 \text{ m}^2/\text{s}$$

$$C_p = 4070.2 \text{ J/kg}^\circ\text{K}$$

$$k = 0.61941 \text{ W/m}^\circ\text{K}$$

$$P_r = 5.1078$$

همان‌طور که مشاهده می‌شود پارامترهای زیادی با تغییر درجه حرارت آب تغییر می‌کند و بر ضریب انتقال حرارت به دست آمده بسیار تأثیر گذار خواهد بود. با توجه به روابط ذکر شده در به دست آوردن ضرایب انتقال حرارت در لوله‌های انتقال حرارت همراه با سیال آب به محاسبه این ضریب خواهیم پرداخت:

ابتدا بایستی عدد رینالد را محاسبه نماییم تا مشخص شود که رژیم جریانی هوا داخل لوله آرام است یا آشفته. همان‌طور که در رابطه مربوط به عدد رینالد مشاهده می‌شود این عدد به قطر لوله و سرعت آب وابسته می‌باشد این عدد را در دو سرعت آب مختلف بررسی کرده و میزان ضریب انتقال حرارت همرفت را در این دو سرعت به دست می‌آوریم:

$$1) R_{ed} = \frac{\rho v d}{\mu} = \frac{995.18 \times 0.1 \times 0.03555}{777.33 \times 10^{-6}} = 4551.3 > 2000$$

$$2) R_{ed} = \frac{\rho v d}{\mu} = \frac{995.18 \times 0.2 \times 0.03555}{777.33 \times 10^{-6}} = 9102.607 > 2000$$

حالت (۱) سرعت آب ۰/۱ متر بر ثانیه و حالت (۲) سرعت آب ۰/۲ متر بر ثانیه در نظر گرفته شده است.

همان‌طور که مشاهده می‌شود عدد رینالد در هر دو حالت بزرگ‌تر از ۲۰۰۰ می‌باشد بنابراین جریان هوا داخل لوله به صورت آشفته می‌باشد بنابراین عدد ناسلت را بر اساس روابط موجود در حالت جریان آشفته محاسبه می‌نماییم.

$$N_u = 0.023 R_e^{0.8} P_r^n \quad (۴-۵)$$

چون در اینجا در ناحیه گرم قرار داریم مقدار n برابر با ۰/۴ خواهد بود.

برای حالت (۱) داریم:

$$N_u = 0.023 R_e^{0.8} P_r^n = 0.023 \times (4551.3)^{0.8} \times (5.1078)^{0.4}$$

$$N_u = 37.284$$

برای حالت (۲) نیز خواهیم داشت:

$$N_u = 0.023 R_e^{0.8} P_r^n = 0.023 \times (9102.607)^{0.8} \times (5.1078)^{0.4}$$

$$N_u = 64.91$$

بر اساس اعداد ناسلت به دست آمده ضرایب انتقال حرارت همرفتی برابر است با:

$$h = \frac{k N_u}{D} = \frac{0.61941}{0.03555} \times 37.284 = 649.62 \text{ } \frac{W}{m^2 \cdot ^\circ C}$$

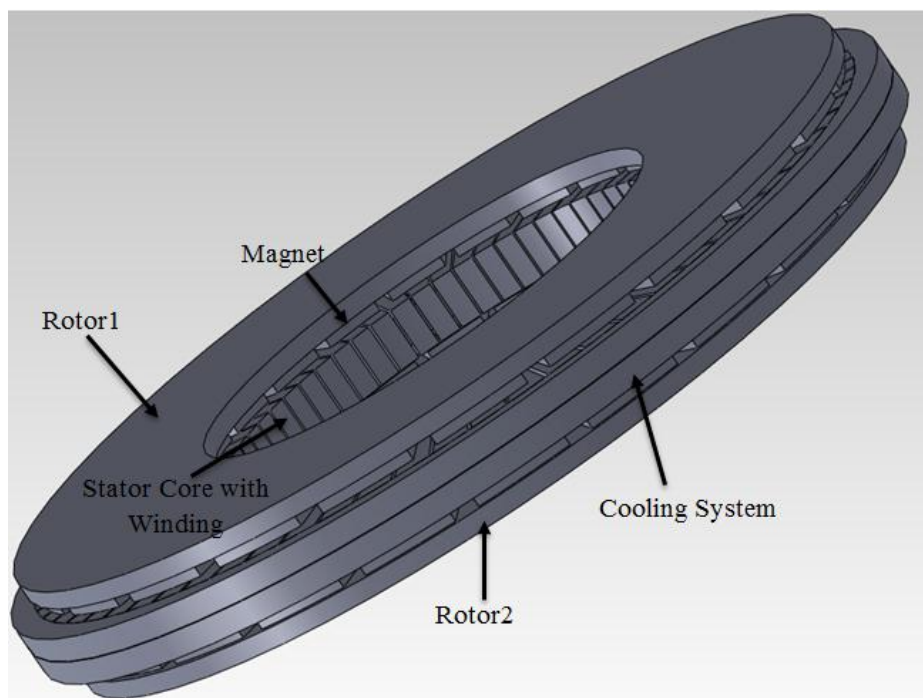
$$h = \frac{k N_u}{D} = \frac{0.61941}{0.03805} \times 64.91 = 1130.96 \text{ } \frac{W}{m^2 \cdot ^\circ C}$$

همان‌طور که مشاهده می‌شود افزایش سرعت آب داخل لوله چقدر می‌تواند در تغییر ضریب انتقال حرارت همرفتی موثر باشد اما برای افزایش سرعت آب در لوله محدودیت‌های بسیاری وجود دارد و نمی‌توان هر اندازه سرعت آب را بالا برد.

۵-۵ اعمال سیستم خنک ساز طراحی شده و محاسبه توزیع دما در

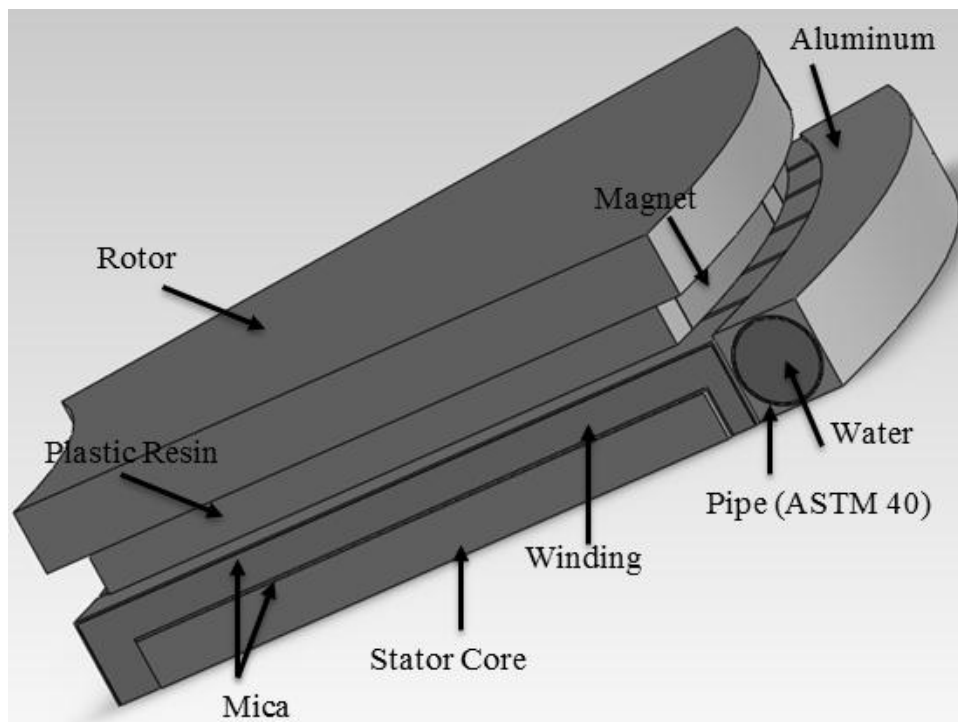
حالت دائم بعد از خنک سازی به روش آنالیز المان محدود:

بعد از محاسبه ضریب انتقال حرارت همرفتی نوبت به شبیه سازی ماشین در محیط نرم افزار می‌رسد. در شکل ۴-۵ ماشین کامل به همراه لوله های انتقال حرارت تعبیه شده در آن با ذکر جزئیات ارائه شده است:



شکل ۴-۵: نمای کاملی از ماشین به همراه لوله های خنک ساز در محیط نرم افزار

برای کم کردن زمان شبیه سازی و نمایش بهتر وضعیت قرارگیری لوله های انتقال حرارت یک جفت قطب از ماشین مدل شده است. در شکل ۵-۵ نمای یک جفت قطب از ماشین به همراه یک لوله انتقال حرارت برای نیمی از استاتور نشان داده شده است.



شکل ۵-۵: نمایی از یک جفت قطب ماشین AFPM خنک سازی شده با لوله های انتقال حرارت

برای استحکام بیشتر و همچنین انتقال حرارت بهتر جنس لوله (ASTM 40) انتخاب شده و لوله داخل آلومینیوم قرار گرفته است. آلومینیوم در تماس مستقیم با سیم پیچی قرار گرفته است تا بیشترین انتقال حرارت هدایتی را با سیم پیچی داشته باشد البته فضای بین سیم پیچی و آلومینیوم را عایق به ضخامت یک میلی متر قرار گرفته است تا علاوه بر حفاظت از سیم پیچی، هدایت الکتریکی بالای آلومینیوم تأثیری بر تحلیل الکترومغناطیسی ماشین ایجاد نکند.

با توجه به توضیحاتی که در مورد نحوه اعمال شرایط مرزی در بخش انتقال حرارت در حالت دائم داده شد از ذکر مجدد جزئیات خودداری نموده و به شبیه سازی ماشین می پردازیم. بایستی ضریب انتقال حرارت همرفتی محاسبه شده در لوله های انتقال حرارت را به صورت Heat transfer boundary به نرم افزار اعمال نماییم. پس از شبیه سازی دمای نقاط مختلف ماشین با دو ضریب انتقال حرارت به دست آمده به صورت جداول ۵-۱ و ۵-۲ می باشد:

جدول ۵-۱: دمای متوسط اجزای مختلف ماشین پس از خنک سازی در حالت دائم با $h = 649.62 \text{ W/m}^2\text{°C}$

جزء مورد نظر	دمای متوسط برای $h = 649.62 \text{ W/m}^2\text{°C}$ (بر حسب درجه سانتی گراد)
دمای متوسط در سیم پیچی ها	۱۵۲/۹۳
دمای هسته استاتور	۱۴۴/۶۲
دمای هسته روتور	۸۱/۸۱
دمای متوسط در مگنت ها	۸۲/۶۸
دما در رزین های سمت سیم پیچی ها	۱۴۷/۴۷
دما در رزین های سمت مگنت ها	۸۳/۷۳

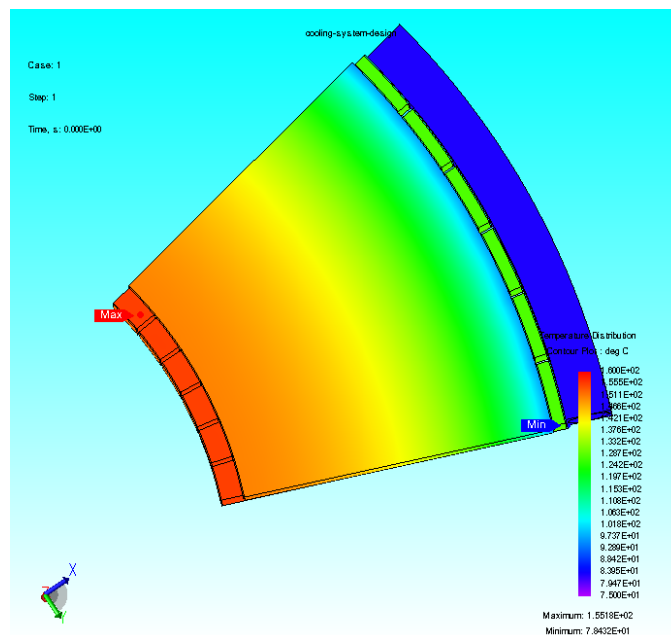
جدول ۵-۲: دمای متوسط اجزای مختلف ماشین پس از خنک سازی در حالت دائم با $h = 1130.96 \text{ W/m}^2\text{°C}$

جزء مورد نظر	دمای متوسط برای $h = 1130.96 \text{ W/m}^2\text{°C}$ (بر حسب درجه سانتی گراد)
دمای متوسط در سیم پیچی ها	۱۴۲/۸۷
دمای هسته استاتور	۱۳۴/۰۶
دمای هسته روتور	۸۰/۵۷
دمای متوسط در مگنت ها	۸۱/۳۴
دما در رزین های سمت سیم پیچی ها	۱۳۷/۳۲
دما در رزین های سمت مگنت ها	۸۲/۲۴۵

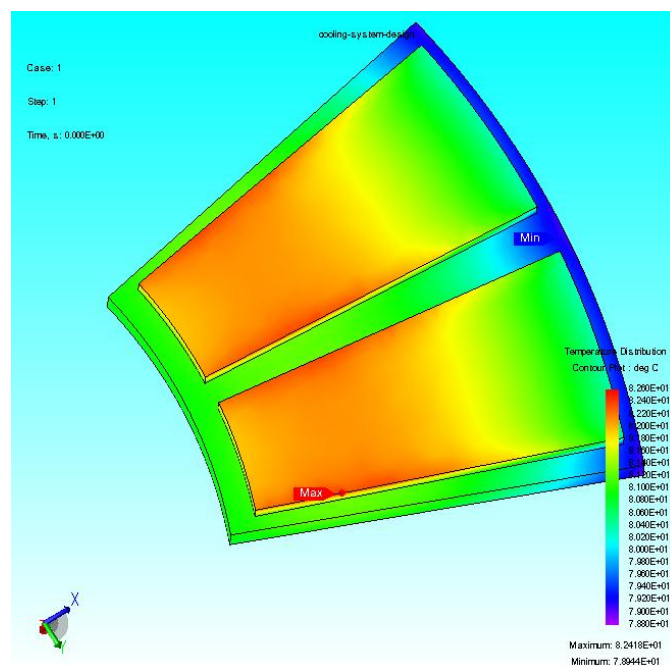
همان طور که در جدول ۵-۲ مشاهده می شود با استفاده از سیستم خنک سازی دمای ماشین در نقطه ماکزیمم یعنی در سیم پیچی های استاتور از دمای ۲۸۵/۵۶ درجه سانتی گراد به دمای ۱۴۲/۸۷ درجه سانتی گراد رسیده است که نسبتاً دمای مناسبی می باشد چرا که با توجه به هندسه پیچیده ماشین و همین طور کمی فضا برای قرارگیری سیستم خنک ساز و وجود عایق در سیم پیچی ها که در کند شدن مکانیزم خنک سازی موثر هستند، دمای حاصله مناسب و قابل قبول خواهد بود. با توجه به دمای بدست آمده برای نقاط مختلف ماشین می توان در سیم پیچی های استاتور از عایق کلاس F استفاده شود. با استفاده از عایق های موجود در این کلاس تا ۱۲ درجه نیز ضریب اطمینان می توان برای عایق های سمت سیم پیچی استاتور در نظر گرفت که میزان قابل قبولی می باشد. البته این عایق در همان ابتدا برای ماشین پیش بینی و انتخاب شده بود.

بر اساس نتایج حاصله توزیع دما در ماشین خنک سازی شده در قسمت‌های مختلف ماشین به صورت شکل‌های ۵-۶ و ۵-۷ می‌باشد:

برای نمایش بهتر توزیع دما سمت روتور و مگنت‌ها به صورت جدا با سمت استاتور نشان داده شده است.

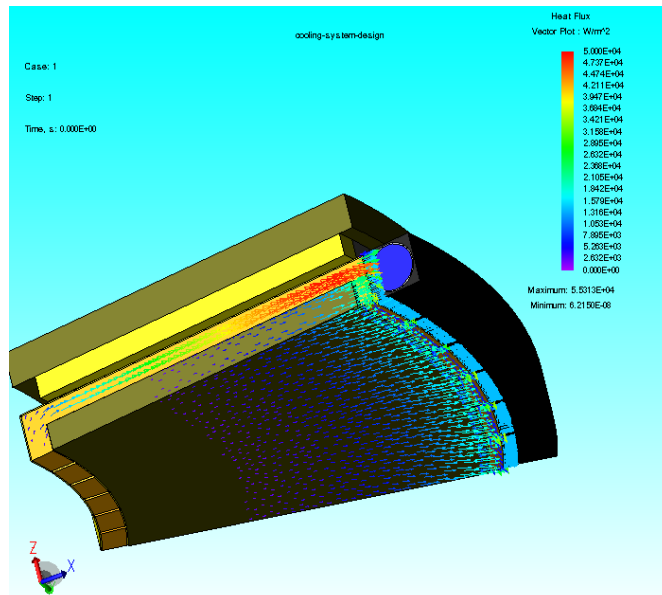


شکل ۵-۶: توزیع دمای در حالت دائم در استاتور، سیستم خنک ساز و سیم پیچ‌های ماشین AFPM



شکل ۵-۷: توزیع دمای در حالت دائم در روتور و مگنت‌های ماشین AFPM هنگام استفاده از سیستم خنک ساز

در شکل ۵-۸ مسیر شارش گرمایی در قسمت لوله های خنک ساز ماشین در حالت دائم نشان داده شده است:



شکل ۵-۸: نحوه شارش گرمایی در قسمت‌های مختلف ماشین در حالت دائم همراه با سیستم خنک ساز

همان‌طور که در شکل ۵-۸ مشاهده می‌شود مسیر شارش گرما به سمت لوله های انتقال حرارت می‌باشد.

۵-۶ نتیجه گیری:

در این فصل به دلیل بالا بودن دمای ماشین، سیستم خنک سازی با استفاده از لوله های انتقال حرارت و سیال آب طراحی و شبیه سازی گردید. سپس نتایج توزیع دما برای دو سرعت مختلف آب در داخل لوله و دمای آب ۳۰ درجه سانتی‌گراد ارائه شد. بر اساس دمای بدست آمده نوع عایق‌ها نیز انتخاب شدند.

دما پس از خنک سازی در سمت سیم پیچی‌ها و مگنت‌ها به ترتیب 142.87°C و 81.34°C محاسبه شد و در محدوده مجاز یعنی کمتر از ۱۵۰ درجه سانتی‌گراد قرار گرفته است. می‌توان با افزایش سرعت آب داخل لوله دمای ماشین را نیز در حد پایین‌تری نگه داشت.

فصل ۶

نتیجه گیری و پیشنهادات

در این پایان نامه یک نمونه ماشین شار محوری آهنربای دائم بدون شیار نوع TORUS مورد بررسی قرار گرفت. تلفات ماشین حین چرخش روتور محاسبه و توزیع تلفات در ماشین ارائه گردید. بر این اساس توانستیم منابع حرارتی را در اجزاء ماشین را شناسایی کرده و بر اساس آن دمای حالت دائم ماشین را در اجزاء مختلف آن خصوصاً در بخش استاتور به دو روش پارامتر فشرده و آنالیز المان محدود محاسبه و با یکدیگر مقایسه نماییم. نتایج بین دو مدل به طور متوسط در حدود $10/2\%$ اختلاف را در دو روش نشان می‌دهد. با توجه به توزیع دمای به دست آمده و دمای بالای سمت سیم پیچی‌های استاتور سیستم خنک سازی با استفاده از لوله های انتقال حرارت و سیال آب جهت خنک سازی طراحی و با روش المان محدود دمای حالت دائم پس از خنک سازی ارائه گردید. دما در تمامی اجزاء ماشین در محدوده مجاز قرار گرفت و با توجه به دمای به دست آمده عایق‌های متناسب با حد تحمل مجاز در سمت مگنت ها و سیم پیچی استاتور ارائه گردید.

با توجه به بررسی‌های صورت گرفته می‌توان موارد زیر را به عنوان کارهای پیش رو در آینده در نظر گرفت.

۱. با توجه به اینکه می‌توان حرارت ناشی از مایع خنک کننده در مسیر جریانش را در مدل پارامتر فشرده در نظر گرفت بنابراین می‌توان دمای حالت دائم اجزاء ماشین را پس از خنک سازی با روش پارامتر فشرده محاسبه و با مقادیر به دست آمده با روش المان محدود مقایسه نمود.

۲. می‌توان تحلیل دمایی و توزیع دما را به صورت گذرا در هر دو مدل پارامتر فشرده و المان محدود نیز بررسی نمود. برای آنالیز گذرا در مدل پارامتر فشرده، ظرفیت‌های گرمایی نیز برای محاسبه تغییر در انرژی در قسمت‌های مختلف ماشین با زمان مورد استفاده قرار می‌گیرند.

۳. می‌توان نوع رژیم جریانی را در فاصله هوایی ماشین و به تبع آن عدد ناسلت را در سیستم استاتور-روتور و همچنین خنک سازی ماشین را با روش CFD مورد بررسی دقیق‌تری قرار داد و نتایج حاصل را با مقادیر تجربی ارائه شده در این پایان نامه مقایسه نمود.

- [1] F. Marignetti and V. Delli Colli. (2009) "Thermal Analysis of an Axial Flux Permanent-Magnet Synchronous Machine," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 45, pp. 2970–2975.
- [2] J. Nerg, M. Rilla, and J. Pyrhonen. (2008) "Thermal Analysis of Radial-flux Electrical Machines with a High Power Density," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 55, pp. 3543–3554.
- [3] C.E. Tindall B.D.J. Maynes, R.J. Kee and R.G. Kenny. (2003) "Simulation of Airflow and Heat Transfer in Small Alternators Using CFD". *IEE Proceedings on Electric Power Applications*, 150(2):146–152.
- [4] R.J. Wang, M.J. Kamper, and R.T. Dobson. (2005) "Development of a Thermo Fluid Model for Axial Field Permanent-magnet Machines," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 20, pp. 80–87.
- [5] Jacek F. Gieras, Rong-Jie Wang and Maarten J. Kamper. (2008) "*Axial Flux PermanentMagnet Brushless Machines*", Publisher: Springer; Second edition.
- [6] مرادی ح، (۱۳۹۰)، پایان نامه کارشناسی ارشد: "مدلسازی، طراحی و بهینه سازی ماشین شارمحموری آهن ربای دائم (AFPM)"، دانشکده برق، دانشگاه صنعتی شاهرود.
- [7] S. Huang, J. Luo, F. Leonardi and T.A. Lipo. (1999) "A Comparison of Power Density for Axial Flux Machines Based on General Purpose Sizing Equations," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol. 14, No. 2, pp. 185-192.
- [8] M. Aydin, S. Huang and T. A. Lipo. (2004) "*Axial Flux Permanent Magnet Disc Machines*", University of Wisconsin-Madison.
- [9] J. Pyrhonen, T. Jokinen, V. Hrabovcova. (2008) "*Design of Rotating Electrical Machines*," John Wiley & Sons, Ltd.
- [10] Chunting Mi. (2001) "*MODELLING OF IRON LOSSES OF PERMANENT MAGNET SYNCHRONOUS MOTORS*," A thesis submitted in conformity with the requirements for the Degree of Doctor of Philosophy in the Department of Electrical and Computer Engineering, University of Toronto.

- [11] J. F.GIERAS, M. WING. (2002) "*PERMANENT MAGNET MOTOR TECHNOLOGY, Design and Applications*," Second edition, Marcel Dekker, Inc.
- [12] JFE Steel Corporation, Tokyo Head office, <http://www.jfe-steel.co.jp/en/>
- [13] Parviainen. (2005) "*Design of Axial-Flux Permanent-Magnet Low-speed Machines and Performance Comparison between Radial-flux and Axial-flux Machines*," Thesis for the degree of Doctor of Science (Technology) to be presented with due permission for public examination and criticism in the auditorium 1382 at Lappeenranta University of Technology, Lappeenranta, Finland on the 19th of April.
- [14] Kreith. F, Boehm R.F. (1999) "*Heat and Mass Transfer*" Mechanical Engineering HandbookEd. Frank Kreith Boca Raton: CRC Press LLC.
- [15] R. Wang, R.T. Dobson, and M.J. Kamper. (2001) "Thermo Fluid Analysis of an Axial Flux Permanent Magnet (AFPM) Generator," *R & D journal*, vol. 17.
- [16] J. Owen and R. Rogers. (1989) "*Flow and Heat Transfer in Rotating-Disc Systems*," Vol. 1: Rotor-Stator Systems, 1st Ed. Research Studies Press.
- [17] J. Daily and R. Nece. (1960) "Chamber Dimension Effects on Induced Flow and Frictional Resistance of Enclosed Rotating Disks," *ASME J. Basic Eng*, vol. 82, no. 1, pp. 217–232.
- [18] J Pelle´ and S. Harmand. (2007) "Heat Transfer Measurement in an Opened Rotor-stator System Air-gap," *Experimental thermal and fluid science*, vol. 31, pp. 165-180.
- [19] D.A Howey, P.R.N. Childs, and A.S. Holmes. (2012) "Air-gap Convection in Rotating Electrical Machines," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 59, pp. 1367–1375.
- [20] R. Boutarfa and S. Harmand. (2005) "Local Convective Heat Transfer for Laminar and Turbulent Flow in a Rotor-stator System," *Experiments in Fluids*, vol. 38, pp. 209–221.
- [21] مطلبی ع، "محاسبه ماشین های الکتریکی سنکرون، آسنکرون، دائم"، نشر دانش وفن.
- [22] J.R.Bumby, R.Martin, M.AMueller, E.Spooner, N.L.BrownandB.J.Chalmers, (March2004) "Electromagnetic Design of Axial-flux Permanent Magnet Machines" *IEEProc. Electr. PowerAppl*, Vol.151, No.2.

[۲۳] سیامک کاظم زاده حنانی، مهدی کارزار جدی "مقدمه ای بر انتقال حرارت" جزوه دانشگاه صنعتی شریف،

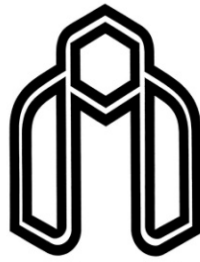
قطب علمی تبدیل انرژی CEEC تابستان ۸۴.

- [24] S. Funda. (2001) "Design and Development of a High-speed Axial-flux Permanent Machine, eindhoven," *Technische Universiteit Eindhoven*. IBSN 90-386-1380-1
- [25] M. Mirimani, A. Vahedi. (2010) "Developing a 3D-FEM Model for Electromagnetic Analysis of an Axial Flux Permanent Magnet Machine," *J. Electromagnetic Analysis & Applications*, 2:258-263.
- [26] A Mahmoudi, N.A. Rahim. (2011) "A Comparison between the TORUS and AFIR Axial-flux Permanent-magnet Machine Using Finite Element Analysis," *IEEE International Conference of Electric Machines & Drives*, pp. 242-247.
- [27] F. Marignetti, Y. Coia. (2008) "Design of Axial Flux PM Synchronous Machines Through 3-D Coupled Electromagnetic Thermal and Fluid-Dynamical Finite-element Analysis," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 55, pp. 3591–3601.
- [28] T.F. Chan, L.L. Lai. (2010) "Performance of an Axial-flux Permanent Magnet Synchronous Generator From 3-D Finite-Element Analysis," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 25, pp. 669–676.
- [29] F. Sahin, A.J.A. Vandenput, (2003) "Thermal Modeling and Testing of a High-speed Axial-flux Permanent-magnet Machine", *COMPEL: The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Engineering*, Vol. 22 Iss: 4, pp.982 – 997
- [30] D.A. Howey. (2010) "Thermal Design of Air-cooled Axial Flux Permanent Magnet Machines," PhD thesis.
- [31] L.C. Hong. (2010) "Thermal Modelling of the Ventilation and Cooling inside Axial Flux Permanent Magnet Generators," PhD thesis, Durham University.

ABSTRACT:

High temperature in machines cause extreme damages for many reasons e.g. flux of the rare-earth permanent magnet reduces with respect to temperature rises or machine life is decrease by increasing the temperature of the winding insulation. Thermal analysis and also cooling system are very important in electric machine manufacturing. While most research have been done in the field of thermal analysis for radial flux machines, the axial flux machines especially AFPM machines received little attention. Accurate thermal analysis of AFPM machines is very effective in optimizing design. In this thesis, axial flux permanent magnet machines and various topologies of them are briefly introduced. Then, based on design information of a specific topology of AFPM machines, the losses have been calculated with analytical method and finite element analysis and results of these two methods are compared. Finally, due to high temperature of studied machine in steady state, suitable cooling system is designed for this machine and the temperature after cooling is presented by using finite element analysis.

Keywords: Axial Flux Permanent Magnet Machine (AFPM), Cooling System, Finite Element Analysis Method, Losses, Lumped-parameter Model, TORUS.



Shahrood University of Technology

Faculty of Electrical & Robotic Engineering

Calculation of loss and temperature distribution of Axial Flux Permanent Magnet Machine (AFPM)

Kaveh Sarrafan

Supervisor:

Dr. Ahmad Darabi

September 2012