

Filière Systèmes industriels

Orientation Power & Control

Travail de bachelor Diplôme 2023

Romain Servajan

Dimensionnement d'un moteur pour la Formula Student



-  *Professeur*
Samuel Chevailler
-  *Expert*
Alessandro Fasolo
-  *Date de la remise du rapport*
18.08.2023

Ce rapport est l'original remis par l'étudiant.
Il n'a pas été corrigé et peut donc contenir des inexactitudes ou des erreurs.

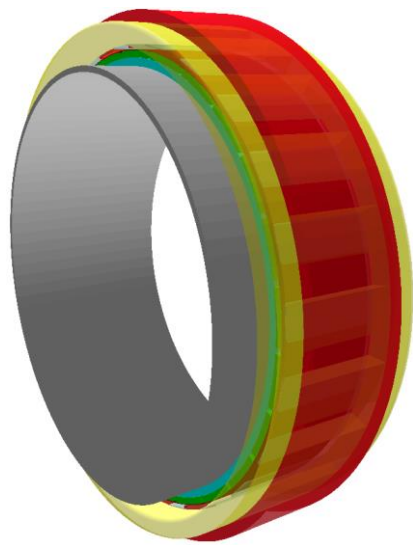
SYND	ETE	TEVI
X	X	X

Filière / Studiengang SYND	Année académique / Studienjahr 2022-23	No TB / Nr. BA PC/2023/114
Mandant / Auftraggeber <input checked="" type="checkbox"/> HES—SO Valais <input type="checkbox"/> Industrie <input type="checkbox"/> Etablissement partenaire <i>Partnerinstitution</i>	Etudiant / Student Romain Servajan Professeur / Dozent Samuel Chevailler	Lieu d'exécution / Ausführungsort <input checked="" type="checkbox"/> HES—SO Valais <input type="checkbox"/> Industrie <input type="checkbox"/> Etablissement partenaire <i>Partnerinstitution</i>
Travail confidentiel / vertrauliche Arbeit <input type="checkbox"/> oui / ja <input checked="" type="checkbox"/> non / nein	Expert / Experte (données complètes)	

Titre / Titel Dimensionnement d'un moteur pour la Formula Student
Description / Beschreibung Ce travail de diplôme en lien avec la formula Student a pour but le dimensionnement d'une machine synchrone à aimants permanents (PMSM) adaptée à la compétition. Dans un premier temps, le moteur actuel sera caractérisé et mesuré, puis ses performances seront analysées en fonction des contraintes de compétition. Ces deux étapes permettront de définir un cahier des charges complet pour le dimensionnement de la PMSM ainsi que les différents critères d'optimisation. Le type de rotor n'est pas imposé et devra être étudié pour aboutir au meilleur choix en fonction des contraintes. Le dimensionnement du moteur se fera avec un programme dédié.
Objectifs / Ziele — Caractérisation de la PMSM utilisée par la formula Student (Moteur de référence) — Etablissement du cahier des charges et choix des critères à optimiser — Etude d'un système avec réducteur — Dimensionnement de la PMSM — Comparaison des variantes et choix final

Signature ou visa / Unterschrift oder Visum Responsable de l'orientation / Leiter der Vertiefungsrichtung:  ¹ Etudiant / Student: 	Délais / Termine Attribution du thème / Ausgabe des Auftrags: 15.05.2023 Présentation intermédiaire / Zwischenpräsentation: 19 - 20.06.2023 Remise du rapport final / Abgabe des Schlussberichts: 18.08.2023, 12:00 Expositions / Ausstellungen der Diplomarbeiten: 25.08.2023 – HEI 28.08.2023 – Monthey 31.08.2023 – Visp Défense orale / Mündliche Verfechtung: Semaine/Woche 36 (04-07.09.2023)
--	---

¹ Par sa signature, l'étudiant-e s'engage à respecter strictement la directive DI.1.2.02.07 liée au travail de diplôme.
Durch seine Unterschrift verpflichtet sich der/die Student/in, sich an die Richtlinie DI.1.2.02.07 der Diplomarbeit zu halten.



Dimensionnement d'un moteur pour Formula Student

 Diplômant Romain Servajan

Objectif du projet

L'objectif du projet est l'étude et le dimensionnement d'une machine électrique optimisée pour la compétition Formula Student. Ce moteur sera dimensionné avec pour but d'être réalisé dans le futur afin d'être monté sur la voiture.

Méthodes | Expériences | Résultats


Afin de parvenir à l'objectif du projet, des tests sont conduits pour caractériser la machine actuelle qui servira de référence. La machine est testée de différentes manières, dont en charge à l'aide d'un frein magnétique, permettant d'observer les rendements et puissances pour différents points de fonctionnement.

Après cette caractérisation, les contraintes et besoins de compétition sont analysés avec l'équipe de la Formula Student dans l'optique d'établir le cahier des charges pour le dimensionnement de la future machine.

Lorsque le cahier des charges est établi, les caractéristiques de machines existantes sur le marché sont relevées afin d'effectuer un prédimensionnement. Les grandeurs obtenues permettent alors de faire des choix et de modéliser plusieurs topologies de machine sur le logiciel dédié Motor-CAD. Les simulations permettent ensuite d'éloigner des possibilités jusqu'à atteindre un modèle final.

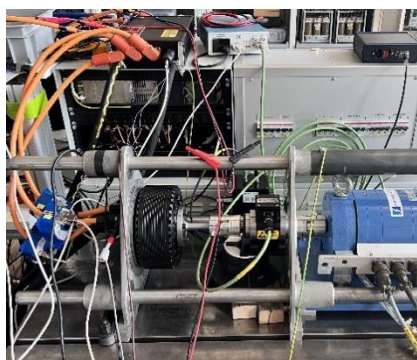
La procédure itérative a permis d'obtenir des résultats concluants concernant une machine à bobinage concentrique, qui présente un meilleur couple et un meilleur rendement.

Travail de diplôme
| édition 2023 |

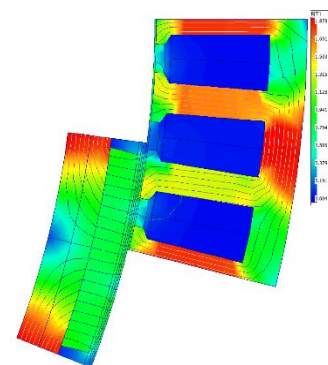

Filière
Systèmes industriels

Domaine d'application
Power & Control

Professeur responsable
Chevaller Samuel
samuel.chevaller@hevs.ch



La machine de la Formula Student couplée au frein magnétique lors de la caractérisation de celle-ci.



Simulation des flux magnétiques sur Motor-CAD, permettant d'ajuster les dimensions des tôles par exemple.

Intégration de la durabilité

En ce qui concerne ce projet sur le dimensionnement d'une machine synchrone à aimants permanents dans le cadre de courses automobiles, la durabilité écologique, sociale et économique n'est pas présente. Il fait donc peu de sens d'en discuter ou de s'efforcer de trouver une corrélation improbable.

Cependant, une forme de durabilité sociale est trouvable lorsqu'on se penche sur le projet Formula Student en général, pas seulement le dimensionnement du moteur.

Le projet permet de promouvoir l'éducation au travers de la passion pour l'ingénierie des participants. Chaque individu qui y participe à l'occasion de développer ses compétences techniques et sociales.

Les équipes doivent apprendre à travailler ensemble et se faire valoir une bonne image. Pour le bon fonctionnement de l'équipe, toutes les personnes doivent apprendre à coopérer et affronter ensemble les défis qui se présentent.

De plus, les divers événements regroupent évidemment des équipes de divers pays (en Europe majoritairement), ce qui met en avant la rencontre et la discussion entre étudiants de différents horizons afin de s'enrichir de chacun.

Table des matières

1. Introduction au TD	10
1.1. Formula Student	10
1.2. Valais Wallis Racing Team	10
1.3. Objectif du travail de diplôme	11
1.4. Cahier des charges pour le dimensionnement	12
2. Machine synchrone à aimants permanents	13
2.1. Introduction	13
2.2. Schéma équivalent	14
2.3. Types de PMSM	15
2.3.1. A flux radial	15
2.3.1.1. Avec aimants en surface (SPM)	15
2.3.1.2. Avec aimants en interne (IPM)	16
2.3.1.3. Avec rotor interne et externe	16
2.3.2. A flux axial	17
2.3.3. A flux transverse	17
2.4. Caractérisation d'une PMSM	18
2.4.1. Types de tests	18
2.4.2. Mesure de la résistance R_s	19
2.4.3. Essai à vide	19
2.4.3.1. Mesure de $P_{fer} + f_v$	19
2.4.3.2. Mesure de k_u	20
2.4.3.3. Mesure de l'inertie J_m	20
2.4.4. Essai en court-circuit - Mesure de l'inductance synchrone L_s	21
2.4.5. Essai en charge - Mesure du rendement η_{PMSM}	22
3. Caractérisation de la PMSM Emrax	23
3.1. Caractéristiques principales de l'Emrax	23
3.2. Résultats des tests	24
3.2.1. Mesure de la résistance R_s	24
3.2.1. Essai en génératrice à vide	24
3.2.1.1. Mesure de $P_{fer} + f_v$	25
3.2.1.2. Mesure de K_u	26
3.2.1.3. Mesure de l'inertie J	27
3.2.2. Essai en court-circuit - Mesure de l'inductance synchrone L_s	29
3.2.3. Essai en charge	30
3.2.3.1. Montage et procédure	30

3.2.3.2.	Rendements	33
3.2.3.3.	Pertes de conduction	35
3.2.3.4.	Influence de la fréquence de commutation	36
3.2.3.5.	Mesure des puissances	37
3.2.3.6.	Mesure de l'accélération et accélération linéaire	37
4.	Établissement du cahier des charges	39
4.1.	Besoins de l'équipe VRT	39
4.2.	Refroidissement	40
4.3.	Onduleur	40
4.4.	Machine	41
4.4.1.	Performances	42
4.4.1.1.	Types de moteurs et simulation OptimumLap	42
4.4.1.2.	Vitesse maximale	43
4.4.1.3.	Puissance max et couple max	46
4.4.2.	Mécanique	47
4.4.3.	Electrique	47
5.	Prédimensionnement par ordre de grandeur	48
5.1.	Explications sur le prédimensionnement par ordre de grandeur	48
5.2.	Analyse de machines existantes	49
5.2.1.	Prise en compte de l'échauffement dans le couple nominal	49
5.2.2.	Densité de force tangentielle et masse volumique	51
5.3.	Calculs et prédimensionnement par ordre de grandeur	54
5.3.1.1.	Analyse des variantes	54
5.3.1.2.	Synthèse de l'analyse des variantes	58
5.3.1.3.	Prédimensionnement pour le volume maximal	58
5.3.1.4.	Prédimensionnement pour le poids maximal	59
5.4.	Choix des variantes	61
5.5.	Prédimensionnement supplémentaire	62
5.5.1.	Valeurs fixées	62
5.5.2.	Dimensionnement des dents et des encoches	63
6.	Base du dimensionnement Motor-CAD	65
6.1.	Design du prédimensionnement	66
6.2.	Type de rotor et nombre de pôles	67
6.2.1.	SPM et IPM	67
6.2.2.	Nombre de pôles	67
6.3.	Qualité des aimants permanents	68
6.4.	Types de bobinage	69
7.	Machine à bobinage distribué	70
7.1.	Bobinage et optimisation paramétrique	70
7.1.1.	Configuration du bobinage	70
7.1.2.	Flux et induction (première géométrie)	70

7.1.3.	Forme d'onde, couple pulsant et skewing	71
7.1.4.	Géométrie des aimants permanents	73
7.1.4.1.	Première adaptation pour le poids	74
7.1.5.	Type et épaisseur de tôle	75
7.1.6.	Conducteurs et nombre de spires	77
7.2.	Analyse thermique	78
7.2.1.	Manchon et échauffement	78
7.2.1.1.	Débit du liquide de refroidissement	79
7.2.2.	Potting et classe d'isolation	79
7.2.3.	Température, inertie thermique et couple	81
7.3.	Géométrie finale	82
8.	Machine à bobinage concentrique	83
8.1.	Bobinage et optimisation paramétrique	83
8.1.1.	Configuration du bobinage	83
8.1.2.	Flux et induction (première géométrie)	84
8.1.3.	Forme d'onde et couple pulsant	85
8.1.4.	Conducteurs et nombre de spires	86
8.2.	Analyse thermique	87
8.2.1.	Echauffement	87
8.2.2.	Paramètres supplémentaires pour le bobinage concentrique	87
8.2.2.1.	Variation de la largeur de dent	87
8.2.2.2.	Variation de la forme d'encoche	89
8.2.3.	Température, inertie thermique et couple	90
8.3.	Géométrie finale	91
9.	Synthèse, performances et comparaison	92
9.1.	Comparaison thermique	92
9.2.	Performances	93
9.2.1.	Couple nominal et couple max	93
9.2.1.1.	Bobinage distribué – Nominal	93
9.2.1.2.	Bobinage distribué – Maximal	93
9.2.1.3.	Bobinage concentrique – Nominal	94
9.2.1.4.	Bobinage concentrique – Maximal	95
9.2.1.5.	Comparaison des couples	96
9.2.2.	Rendements	98
9.2.2.1.	Bobinage distribué	98
9.2.2.2.	Bobinage concentrique	99
9.2.3.	Consommation énergétique	99
9.2.3.1.	Bobinage distribué	100
9.2.3.2.	Bobinage concentrique	101
9.2.3.3.	Comparaison finale et bilan énergétique	102
9.3.	Machine à rotor externe	103
9.3.1.	Géométrie de la machine	103
9.3.2.	Thermique	104
9.3.3.	Performances	104
9.3.3.1.	Régime nominal	105

9.3.3.2.	Régime maximal	106
9.3.3.3.	Rendement	106
9.3.3.4.	Consommation énergétique	107
10.	Conclusion	108
10.1.	Choix de la machine	108
10.2.	Conclusion du travail	108
10.3.	Date et signature	109
11.	Liste des illustrations	110
12.	Liste des tableaux	113
13.	Bibliographie	114
14.	Lexique et liste des symboles	115
15.	Annexes	117

1. Introduction au TD

1.1. Formula Student

La compétition Formula Student est un concours international d'ingénierie pour les étudiants universitaires.

Les équipes participantes doivent concevoir, construire et faire la promotion d'une monoplace 100% électrique qui doit répondre à de nombreux critères de performance et de sécurité. Les équipes sont évaluées sur la base de leur performance sur la piste, de leur défense oral et de leur documentation technique.

La compétition vise à encourager les étudiants à développer leurs compétences en ingénierie et à stimuler l'innovation dans l'industrie. [1]

1.2. Valais Wallis Racing Team

A la HEI, c'est la Valais Wallis Racing Team (VRT) qui développe une monoplace. Le projet a débuté en 2022 et les premiers tests techniques et premières compétitions sont prévus pour cet été 2023.

La VRT est une équipe d'étudiants passionnés par l'automobile qui dédient leur temps libre au développement de la voiture, à l'image de l'équipe, à la documentation et bien d'autres aspects.

L'école accorde en soutien de nombreux travaux internes à l'école pour permettre l'avancement du projet, notamment des travaux de Bachelor comme c'est le cas ici.



Figure 1-1 : L'équipe Valais Wallis Racing Team et leur monoplace

1.3. Objectif du travail de diplôme

L'objectif du travail de diplôme est le dimensionnement d'une machine synchrone à aimants permanents (en anglais : Permanent Magnet Synchronous Motor - PMSM) adaptée à la compétition et répondant aux besoins de la voiture de l'équipe VRT.

Dans un premier temps, le moteur actuel (machine de chez Emrax) sera caractérisé, ce qui permettra d'avoir une référence afin d'établir un cahier des charges pour le dimensionnement.

Le type de rotor n'est pas fixé et devra être analysé. Un logiciel dédié nommé Motor-CAD sera utilisé pour la modélisation et le dimensionnement plus précis de la PMSM. Le dimensionnement et la modélisation se feront de manière à aboutir à la solution la plus adaptée aux contraintes.

Pour arriver à un dimensionnement final de la manière la plus structurée possible, la façon de procéder est la suivante :

- Tests préliminaires sur une machine de laboratoire pour se préparer aux tests sur la machine actuelle Emrax.
- Caractérisation de la machine Emrax, qui servira de référence pour le dimensionnement.
- Discussions avec la VRT pour se mettre en accord sur les objectifs en termes de performances et autres contraintes.
- Etablissement du cahier des charges suite aux discussions.
- Analyse de machines existantes afin d'avoir des ordres de grandeurs pour le prédimensionnement.
- Prédimensionnement par ordre de grandeurs à l'aide des données récoltées.
- Choix de variantes et premières simulations.
- Simulation de différents types de rotors et différentes topologies de moteurs.
- Comparaison et choix de variantes qui seront analysées plus précisément via des simulations.
- Dimensionnement final.

1.4. Cahier des charges pour le dimensionnement

Les détails concernant l'établissement du cahier des charges se trouvent dans le chapitre 4. Ici est faite une synthèse du cahier des charges contenant toutes les restrictions et déductions faites avant le dimensionnement.

Ce seront donc deux machines identiques (une par roue arrière) qui seront dimensionnées, ces machines sont à flux radial.

Tableau 1-1 : Valeurs du cahier des charges

Performances pour 1 moteur			
P_{max}	32	[kW]	Puissance maximale, correspondant au couple max et vitesse max sans affaiblissement du champ
n_{max}	$1819 \cdot r$	[rpm]	Vitesse max, doit être capable d'atteindre au moins cette vitesse (120 km/h)
Données mécaniques pour 1 moteur			
m_m	8	[kg]	Poids max (avec réducteur)
i_p	IP65		Indice de protection minimal
$D_{s,max}$	250	[mm]	Diamètre max de la machine
$L_{s,max}$	200	[mm]	Longueur max de la machine (sans arbre et sans connecteur)
Données électriques pour 1 moteur (1 onduleur)			
Flux	Radial		Type de machine
$I_{DC,max}$	80	[A]	Courant maximal en entrée d'onduleur
U_{DC}	500	[V]	Tension de bus DC
Couplage	Étoile		Couplage des bobinages

2. Machine synchrone à aimants permanents

2.1. Introduction

Les machines synchrones à aimants permanents fonctionnent sur le même principe que les autres machines électriques, c'est-à-dire l'électromécanique et l'électromagnétisme, la conversion d'énergie électrique en énergie mécanique et inversement.

La PMSM fonctionne à vitesse de synchronisme, contrairement à une machine asynchrone, c'est-à-dire que le rotor tourne à la même vitesse que le champ tournant du stator, il n'y a pas de glissement.

Ceci est dû au fait que le rotor de la PMSM dispose aussi d'un champ magnétique qui est généré par les aimants permanents dans son cas. Le champ magnétique du rotor pourrait être généré par un courant d'excitation circulant dans des conducteurs au rotor comme c'est le cas des machines synchrones à excitation DC.

L'interaction entre le champ tournant du stator et le champ du rotor provoque donc la rotation du rotor car celui-ci est libre (en fonctionnement moteur), il va donc suivre le champ tournant du stator, les deux champs tournent à la même vitesse.

Ci-dessous se trouve une illustration démontrant la conception d'une PMSM.

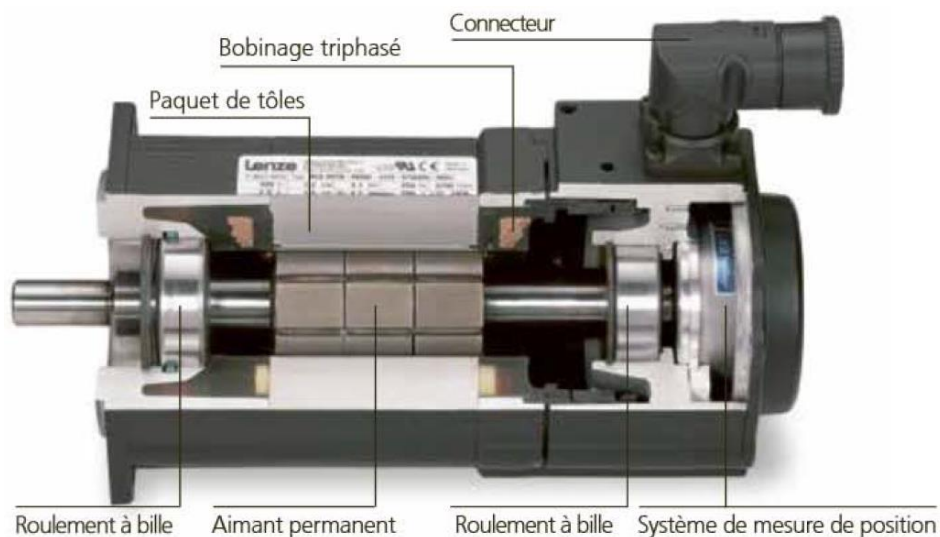


Figure 2-1 : Structure d'une machine synchrone à aimants permanents [2]

Ces machines ont comme avantage l'absence de bagues collectrices, car il n'y a pas besoin d'alimenter le stator pour qu'il génère un champ magnétique, ce sont les aimants qui s'en occupent.

On trouve parmi les désavantages que les aimants sont difficiles à manipuler et sont composés de matériaux rares. Il faut également veiller à ce que le champ statorique et la température ne démagnétisent pas les aimants.

Lorsque le couple mécanique est trop élevé, il y a également un risque de décrochage.

Hormis ces désavantages, la machine synchrone à aimants permanents est la machine électrique possédant la meilleure densité de puissance et un excellent rendement. De plus, elle est facile à réguler une connaissance de la position (notamment via des sondes de Hall).

Les coûts de maintenance sont également faibles car, comme expliqué ci-dessus, la machine n'a pas de bagues et donc aucune usure de ceux-ci.

2.2. Schéma équivalent

Du côté modélisation de la machine, le schéma équivalent par phase est le suivant :

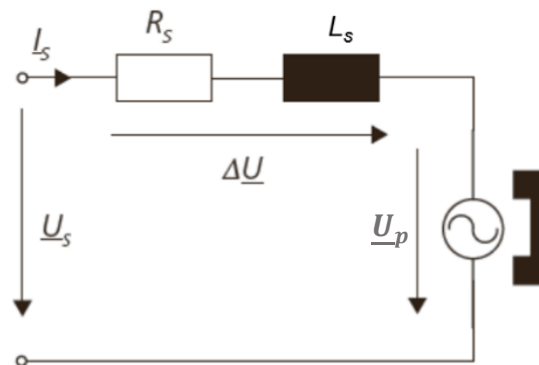


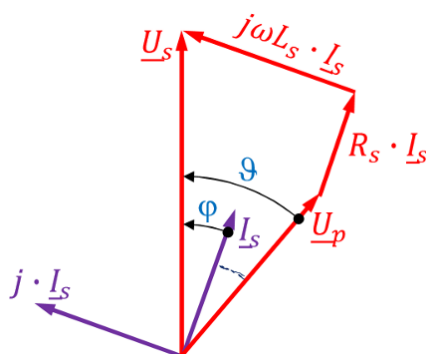
Figure 2-2 : Schéma électrique équivalent d'une phase de la PMSM [2]

Avec R_s et L_s comme résistances et inductances statoriques, U_p la tension induite. La résistance de fer R_{fer} peut être modélisée par une résistance en parallèle à la tension induite U_p .

En restant dans un modèle sinusoïdal, on peut donc écrire :

(2-1)

$$\underline{U}_s = R_s \cdot \underline{I}_s + j\omega L_s \cdot \underline{I}_s + \underline{U}_p$$



Les phaseurs correspondants sont présentés ici. L'angle de déphasage entre \underline{I}_s et \underline{U}_s est représenté par φ et l'angle de charge par ϑ .

Lorsque l'angle φ est positif, on est alors en fonctionnement inductif, capacitif lorsqu'il est négatif.

En ce qui concerne l'angle de charge ϑ , la machine fonctionne en moteur lorsqu'il est positif, en génératrice lorsqu'il est négatif.

Pour un courant donné, le couple maximal sera développé lorsque \underline{U}_p et \underline{I}_s sont en phase. Il faut pour cela être équipé d'un dispositif permettant d'injecter de la puissance réactive afin de corriger l'angle de déphasage.

2.3. Types de PMSM

2.3.1. A flux radial

Les machines à flux radial sont les plus répandues, le flux est généré perpendiculairement à l'axe de rotation, comme démontré sur l'illustration suivante.

Ces machines sont les plus utilisées car elles sont relativement simples à fabriquer. Le fer statorique est conçu en tôles laminées, isolées et collées entre elles afin de réduire les pertes fer. Le fer rotorique est généralement conçu d'un bloc étant donné qu'il voit un flux constant et donc peut de pertes fer.

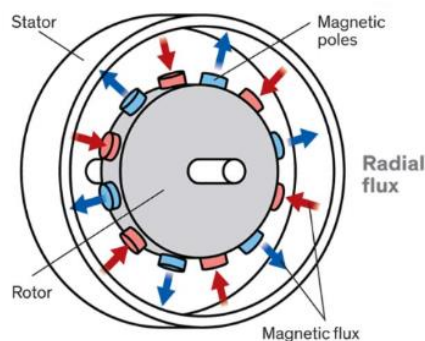


Figure 2-3 : Schéma d'une PMSM à flux radial [3]

2.3.1.1. Avec aimants en surface (SPM)

Parmi les machines à flux radial, il existe les machines à aimants en surface (Surface Permanent Magnet - SPM). Les aimants sont collés sur la surface du rotor. Parfois avec un bandage sur l'extérieur pour les maintenir collés contre le rotor.

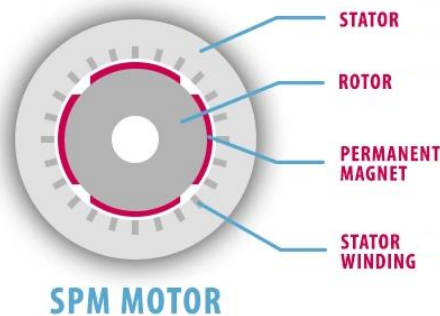


Figure 2-4 : Machine avec aimants en surface (SPM)

Le désavantage majeur de ce type de rotor est sa solidité à haute vitesse, les aimants pourraient se décoller lorsque la force centrifuge devient importante. C'est pourquoi ce design est principalement utilisé avec des machines dites « moteurs couple » qui tournent à de faibles vitesses.

Cependant, la fabrication de ces machines reste simplifiée comme les aimants sont collés sur le rotor, elles offrent une conception simple pour des petites machines.

Les machines à SPM disposent d'une saillance limitée ($L_d \approx L_q$), l'inductance ne varie pas selon la position du rotor car la perméabilité magnétique de l'air est proche de celle des aimants.

C'est pourquoi ces machines s'en tiennent uniquement au couple magnétique et quasiment pas au couple relucant.

2.3.1.2. Avec aimants en interne (IPM)

Contrairement aux machines à SPM, les aimants sont insérés dans des encoches à l'intérieur des couches laminées du rotor. Les encoches peuvent prendre différentes formes comme par exemple sur l'image ci-dessous ou bien en V.

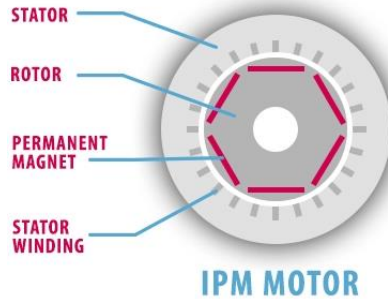


Figure 2-5 : Machine avec aimants en interne (IPM)

Ce type de montage permet des applications à haute vitesse car les aimants sont mécaniquement maintenus à l'intérieur du rotor.

La saillance ($L_q > L_d$) de ce type de rotor permet l'utilisation du couple reluctant en plus du couple magnétique. De plus, la saillance permet un meilleur affaiblissement du champ via $L_d \cdot I_d$.

2.3.1.3. Avec rotor interne et externe

Il existe des machines à rotor interne (gauche) et externe (droite), il existe une multitude de caractéristiques différenciant les deux types.



Figure 2-6 : Machines à rotor interne et externe [4]

- **Topologie :** Les moteurs à rotor externe possèdent la place pour un plus grand nombre de pôles, ce qui résulte en une géométrie réduite. Car un grand nombre de pôles signifie qu'il y a relativement moins de flux par pôle et donc la hauteur de culasse statorique et rotorique peuvent être réduites.
- **Couple et échauffement :** Les moteurs à rotor externe peuvent fournir plus de couple car la surface active est supérieure. Cependant, les enroulements sont à l'intérieur, ce qui signifie une surface de refroidissement liquide plus faible.
- **Inertie :** Une machine à rotor externe a un plus grand moment d'inertie comparé à une même machine à rotor interne.

2.3.2. A flux axial

Contrairement aux machines à flux radial, le flux d'un moteur à flux axial est orienté parallèlement à l'axe de rotation. C'est le cas du moteur actuel de la voiture de l'équipe VRT.

Grâce à leur conception, le flux suit un chemin plus court en passant directement d'un pôle à l'autre par l'entrefer. Ce qui signifie une plus grande densité de puissance, ce qui est aussi dû à une surface active supérieure.

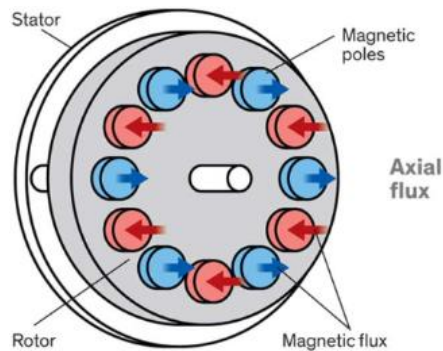


Figure 2-7 : Schéma d'une PMSM à flux axial [3]

Néanmoins, la conception de ces machines reste relativement plus compliquée qu'une machine à flux radial en tôles laminées.

2.3.3. A flux transverse

Les machines à flux transverse sont relativement nouvelles, elles consistent en un seul enroulement statorique par phase passant au travers de noyaux statoriques en forme de C. La polarité du courant est inversée à répétition ce qui cause la rotation du rotor.

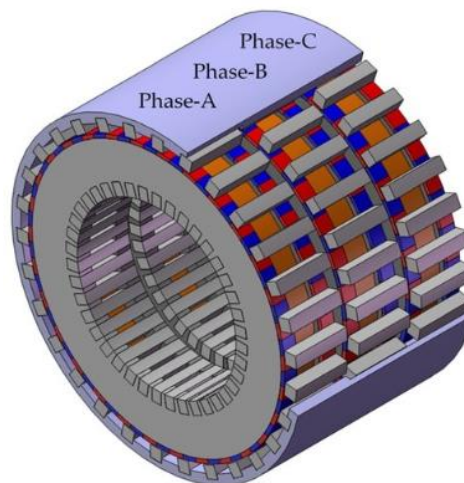


Figure 2-8 : Schéma d'une machine à flux transverse [5]

2.4. Caractérisation d'une PMSM

Les équations sont tirées du cours [6] et du livre [2], sauf spécification.

2.4.1. Types de tests

A vide

Aucune charge n'est couplée à la machine, le seul couple présent est le couple de frottement.

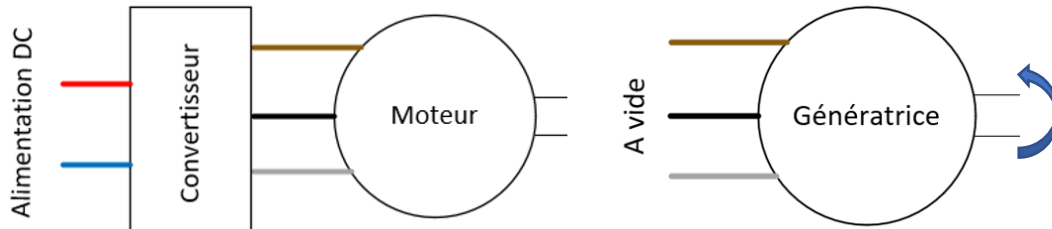


Figure 2-9 : Schéma d'une PMSM en moteur et en génératrice à vide

Génératrice en court-circuit

La machine fonctionne en génératrice et est entraînée par une autre machine fonctionnant en moteur. Les phases sont directement en court-circuit et les vitesses de rotation doivent rester faibles afin de ne pas endommager la machine par des courants trop élevés.

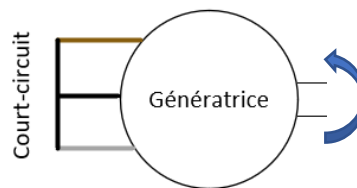


Figure 2-10 : Schéma d'une PMSM en court-circuit

Moteur en charge

La machine fonctionne en moteur à l'aide du convertisseur de fréquence et est couplée à une charge

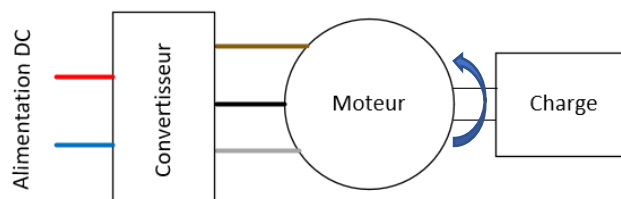


Figure 2-11 : Schéma d'une PMSM en charge

Afin d'effectuer des tests en charge sur une machine électrique, il existe plusieurs solutions, parmi lesquelles on retrouve :

A. L'utilisation d'une masse servant d'inertie

Une masse est couplée au moteur pour servir de charge lors de la phase d'accélération. Ceci permet de se rapprocher d'un fonctionnement réel, dans lequel le moteur accélère une certaine inertie jusqu'à vitesse constante, où le couple diminuera une fois la masse accélérée.

B. L'utilisation d'une génératrice

Une génératrice est couplée au moteur et transmet sa puissance électrique soit sur une charge résistive, soit au réseau.

L'avantage de retransmettre la puissance au réseau électrique plutôt que sur des résistances est que la charge peut être modifiée en tout temps en changeant la limitation de courant sur la génératrice.

Pour échanger la puissance au réseau il est possible de passer par un convertisseur back-to-back (échange bidirectionnel) ou alors de placer un redresseur après la génératrice et contrôler le courant DC (échange unidirectionnel).

C. L'utilisation d'un frein magnétique

Un frein magnétique est couplé au moteur afin de servir de charge, le couple de freinage est variable et permet donc de changer la charge souhaitée.

2.4.2. Mesure de la résistance R_s

En premier lieu, on mesurera la résistance statorique R_s [Ω] à l'ohm-mètre.

Si l'ohm-mètre ne permet pas la mesure de la résistance, on utilise la méthode tension-courant et détermine R_s comme suit. La tension et le courant sont mesurés aux bornes de la machine.

(2-2)

$$R_s = \frac{U}{2 \cdot I}$$

Cette formule est valable pour une machine possédant des enroulements connectés en étoile.

2.4.3. Essai à vide

2.4.3.1. Mesure de P_{fer+fv}

Lors du fonctionnement en génératrice à vide, la puissance mécanique fournie à la génératrice sert uniquement à vaincre les frottements de la machine et créer la tension induite.

On mesure donc directement les pertes fer plus les pertes par frottement et ventilation (pas de ventilation dans notre cas).

Les pertes liées à la résistance statorique R_s sont nulles car aucun courant ne circule dans les phases de la machine.

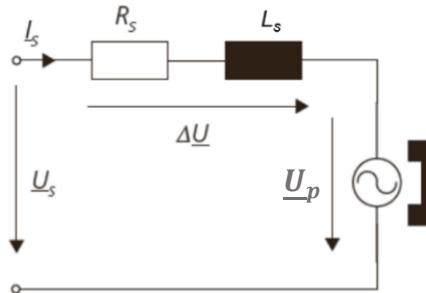
(2-3)

$$P_{cond,tot} = 3 \cdot R_s \cdot I_s^2 = 0$$

Pour une machine synchrone à aimants permanents, il est très difficile de dissocier les pertes fer des pertes par frottement car aussitôt que la machine est en rotation, le stator perçoit une variation de flux qui cause des pertes fer. La cause de ceci est qu'il existe toujours un champ magnétique généré par les aimants permanents.

2.4.3.2. Mesure de k_u

Pour déterminer la constante de tension induite k_u , il faut entraîner la machine et mesurer la tension U_p et la vitesse n_r . En réalité c'est la tension U_s qui est mesurée, mais comme les courants à vides sont nuls, la chute de tension sur la résistance et l'inductance statorique est nulle. On mesure donc $U_p = U_s$.



On obtient donc pour le facteur de tension induite :

(2-4)

$$k_{u,ligne} = \frac{U_p}{n_r} \left[\frac{V}{rpm} \right]$$

En général, on parle toujours de tension de ligne concernant le facteur de tension induite.

Dans le cas où le moteur est couplé en étoile, $k_{u,phase} = \frac{k_{u,ligne}}{\sqrt{3}}$.

2.4.3.3. Mesure de l'inertie J_m

Finalement, en entraînant cette fois la machine comme moteur, on détermine son inertie. Lorsque le régime est établi, la vitesse de rotation Ω_r est mesurée. On arrête ensuite de l'alimenter et mesure un Δt ainsi qu'un $\Delta \Omega$ lors de sa phase de ralentissement.

Afin d'utiliser l'équation de la dynamique pour un système rotatif.

(2-5)

$$\sum M = \left(\sum J \right) \cdot \frac{d\Omega}{dt}$$

Etant donnée que les pertes fer et frottement ventilation sont toujours présentes et qu'elles varient avec la vitesse, on relève $\frac{d\Omega}{dt}$ sur une faible plage. Ce qui permet d'assumer que la vitesse ne variant que de très peu, les pertes sont quasiment constantes et donc le couple peut être considéré constant. On détermine aussi le couple d'avant ralentissement.

(2-6)

$$M_{fer+fv} = \frac{P_{fer+fv}}{\Omega_r}$$

Les pertes fer et par frottement P_{fer+fv} correspondent aux pertes à la vitesse Ω_r qui est la vitesse de régime établi avant la coupure d'alimentation.

Tous les éléments de l'équation de la dynamique pour un système rotatif permettant le calcul de l'inertie sont présents.

(2-7)

$$\sum M = \left(\sum J \right) \cdot \frac{d\Omega}{dt} \rightarrow M_{fer+fv} \cong J_m \cdot \frac{\Delta\Omega}{\Delta t} \rightarrow J_m \cong M_{fer+fv} \cdot \frac{\Delta t}{\Delta\Omega} [kg \cdot m^2]$$

2.4.4. Essai en court-circuit - Mesure de l'inductance synchrone L_s

Avec un essai en court-circuit, en connaissant la valeur de la résistance de phase R_s , on peut déterminer l'inductance synchrone par phase. Cette inductance ne varie pas pour un courant donné en fonction de la position car la machine dispose d'aimants permanents en surface du rotor. On a $L_s = \frac{L_d + L_q}{2}$.

Le point le plus proche du courant nominal est mesuré.

On a comme schéma équivalent pour une phase en court-circuit, avec les appareils de mesure.

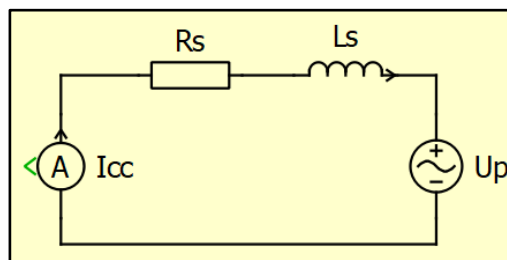


Figure 2-12 : Schéma équivalent d'une phase de la PMSM en court-circuit

En court-circuit, la tension U_s est nulle, on peut écrire $\underline{U}_s = 0 = R_s \cdot \underline{I}_s + j\omega L_s \cdot \underline{I}_s + \underline{U}_p$, avec I_s qui correspond ici au courant de court-circuit I_{cc} .

On ne peut cependant pas extraire L_s de cette équation car les angles de déphasage sont inconnus, on calculera donc l'inductance comme ceci, en mesurant I_{cc} .
 n_r , U_p , R_s et p sont connus.

(2-8)

$$Z = \frac{U_p}{I_s} \rightarrow \sqrt{R_s^2 + X_s^2} = \frac{U_p}{I_{cc}}$$

$$R^2 + X_s^2 = \left(\frac{U_p}{I_{cc}} \right)^2 \rightarrow X_s = \sqrt{\frac{U_p^2}{I_{cc}^2} - R_s^2}$$

$$L_s = \frac{\sqrt{\frac{U_p^2}{I_{cc}^2} - R_s^2}}{\omega} \rightarrow L_s = \frac{\sqrt{\frac{U_p^2}{I_{cc}^2} - R_s^2}}{2\pi \cdot \frac{n_r}{60} \cdot p} [H]$$

Cette méthode demeure néanmoins imprécise due aux nombres de valeurs à mesurer, avec des appareils disposants de leurs propres tolérances.

2.4.5. Essai en charge - Mesure du rendement η_{PMSM}

Lors de l'essai en charge, on peut déterminer le rendement η_{PMSM} de la machine pour n'importe quel point de fonctionnement, pour autant que la puissance électrique P_{el} fournie au moteur et la puissance mécanique P_{mec} soient mesurés.

On a la relation suivante en fonctionnement moteur :

(2-9)

$$\eta_{PMSM} = \frac{P_{mec}}{P_{el}} \cdot 100 [\%]$$
$$\eta_{PMSM} = \frac{M_{mec} \cdot \Omega_r}{3 \cdot U_s \cdot I_s \cdot \cos\varphi} \cdot 100 [\%]$$

Les valeurs U_s et I_s sont des valeurs de phase.

3. Caractérisation de la PMSM Emrax

Les informations complémentaires quant aux tests se trouvent dans la feuille Excel de mesures et résultats en annexe E.

Afin d'établir une base pour le dimensionnement qui va suivre, la machine Emrax de l'équipe VRT est caractérisée avec les moyens à disposition et selon les différents points décrits dans le chapitre 2.4.

Des tests préliminaires ont été effectués sur une plus petite machine synchrone à aimants permanents (Annexe C). Ce qui a permis de faire un choix concernant le type de charge utilisée pour tester la machine Emrax (Annexe D). C'est un frein Magtrol 2PB65 qui est utilisé.

Les différents tests ont été conduits durant la deuxième semaine de travail.

Le datasheet de la machine se trouve en annexe D.

Le datasheet du frein 2PB65 se trouve en annexe E.

3.1. Caractéristiques principales de l'Emrax

Désignation	Valeur	Unité
p	10	[paires de pôles]
Type	Flux axial	[-]
Couplage	Étoile	[-]
$U_{dc,max}$	550	[Vdc]
I_{nom}	100	[A]
I_{max}	200	[A]
n_{max}	6000	[rpm]
M_{nom}	68	[Nm]
M_{max}	140	[Nm]
P_{nom}	35	[kW]
R_s	12	[mΩ]
L_d / L_q	125 / 130	[μH]
$K_{u,ligne}$	0.0468	$\left[\frac{V}{rpm}\right]$

Certaines caractéristiques sont encore vérifiées dans le rapport d'inspection de la machine fourni par Emrax.

3.2. Résultats des tests

Pour les tableaux suivants :

- Orange/Rouge: Mesuré
- Vert: Calculé
- Blanc: Donné

3.2.1. Mesure de la résistance R_s

La résistance de phase est déterminée par la méthode tension-courant car elle est trop minime pour être mesurée de manière correcte avec les appareils à disposition. On alimente donc deux phases de la machine avec 10 [A], la tension correspondante est de 310 [mV]. Selon (2-2).

(3-1)

$$R_s = \frac{U}{2 \cdot I} = \frac{0.31}{2 \cdot 10} = 15.5 [m\Omega]$$

Tableau 3-1 : Emrax - résistance de phase R_s

N° mesure	N° suppl	Dénomination	Valeur	Unité
1.1.1		R_s mes	0.031	[Ω]
		R_s	0.0155	[Ω]
		R_s inspection	0.01217	[Ω]

La précision de l'appareil de mesure étant faible, la mesure est satisfaisante.

3.2.1. Essai en génératrice à vide

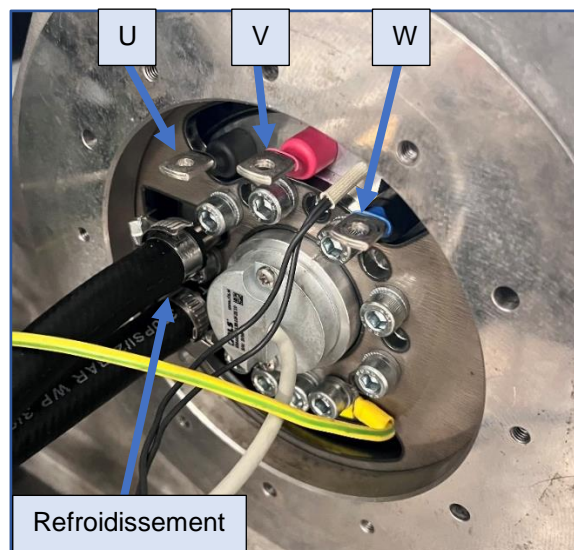


Figure 3-1 : Emrax - Photo de la machine à vide

Les phases de la machine ne sont pas connectées.

3.2.1.1. Mesure de P_{fer+fv}

Pour ce test, la machine est entraînée par une machine synchrone à aimants permanents de chez Control Techniques 095U2B300BACAA100190, ayant servi aux tests préliminaires.

Caractéristiques principales de la petite machine :

- U_{nom} : 400 [Vac]
- I_{nom} : 2.5 [A]
- M_{nom} : 3.9 [Nm]

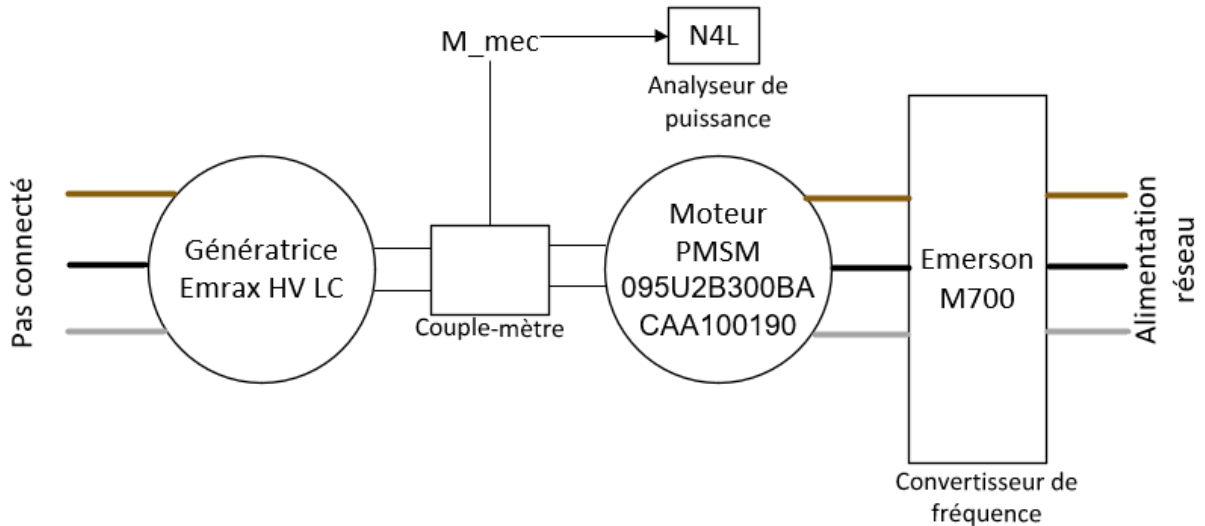


Figure 3-2 : Emrax - Schéma bloc en génératrice à vide

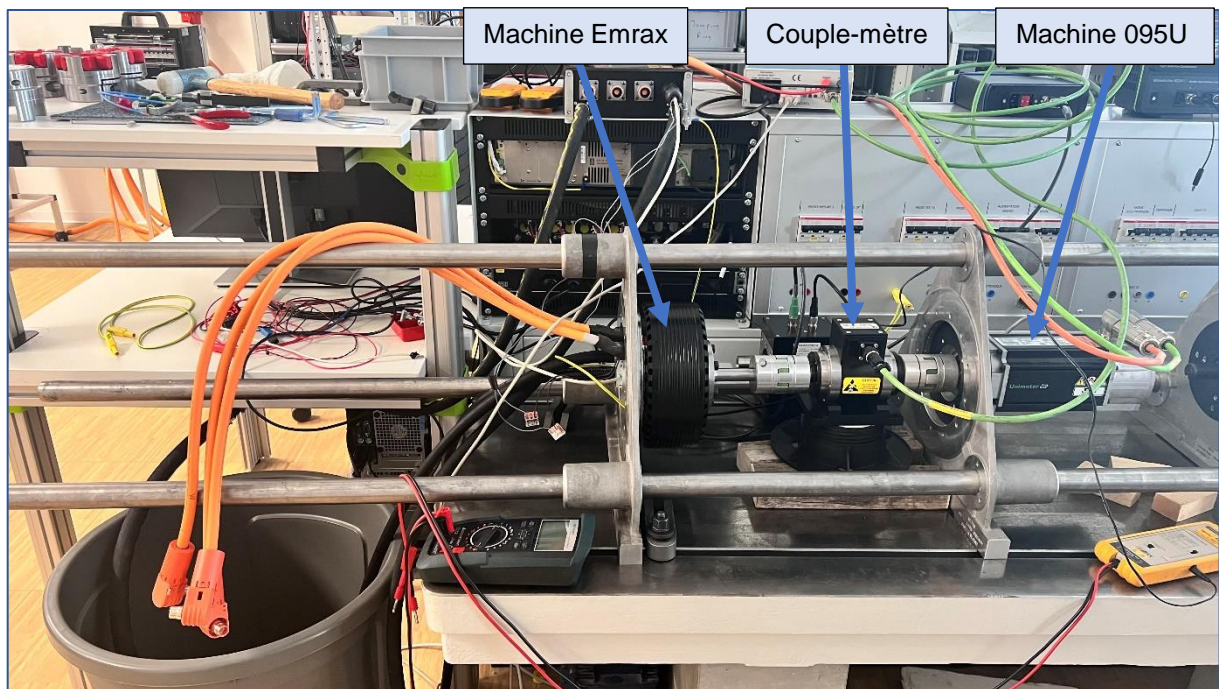


Figure 3-3 : Emrax - Photo du montage en génératrice à vide

Mesure des pertes :

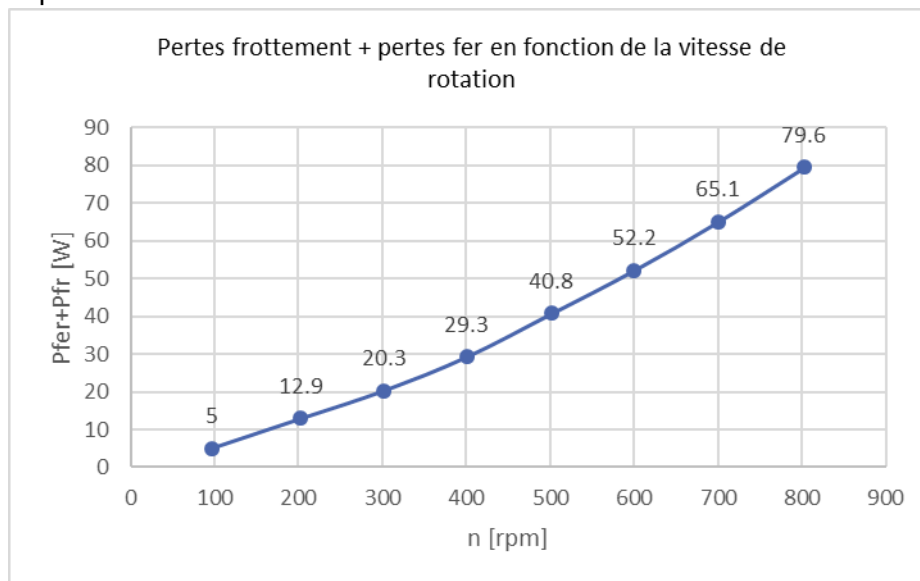


Figure 3-4 : Emrax - Pertes fer et pertes frottement en fonction de la vitesse de rotation

On sait que ces pertes varient non linéairement en fonction de la vitesse.

Les pertes par frottement dans les roulements par exemple ont une allure qui n'est clairement pas linéaire. On sait aussi, du côté des pertes fer, que les pertes par courants de Foucault sont proportionnelles au carré de la fréquence $P_{foucault} \sim B \cdot f^2$, ce qui signifie que ces pertes augmentent rapidement avec la vitesse de rotation de la machine. Les pertes par hystérésis sont quant à elles directement proportionnelles à la fréquence $P_{hysteresis} \sim B \cdot f$.

3.2.1.2. Mesure de K_u

La machine est entraînée à 506 [rpm] et la tension induite entre deux phases vaut 24.7 [V] RMS.

(3-2)

$$K_{u,ligne} = \frac{U_p}{n_r} = \frac{24.7}{506} = 0.0488 \left[\frac{V}{rpm} \right]$$

Tableau 3-2 : Emrax - Tableau mesures facteur de tension induite K_u

N°	N° suppl	Dénomination	Valeur	Unité
1.3.1		n_r	506	[rpm]
1.3.2		U_p mes	24.7	[V]
		U_p_ph	14.3	[V]
		K_u	0.0488	[V/rpm]
		K_u inspection	0.0468	[V/rpm]

En la comparant au facteur donné, la mesure est ici plus que satisfaisante, avec 4 [%] d'erreur absolue seulement.

L'allure de la tension induite observée à l'oscilloscope est la suivante.

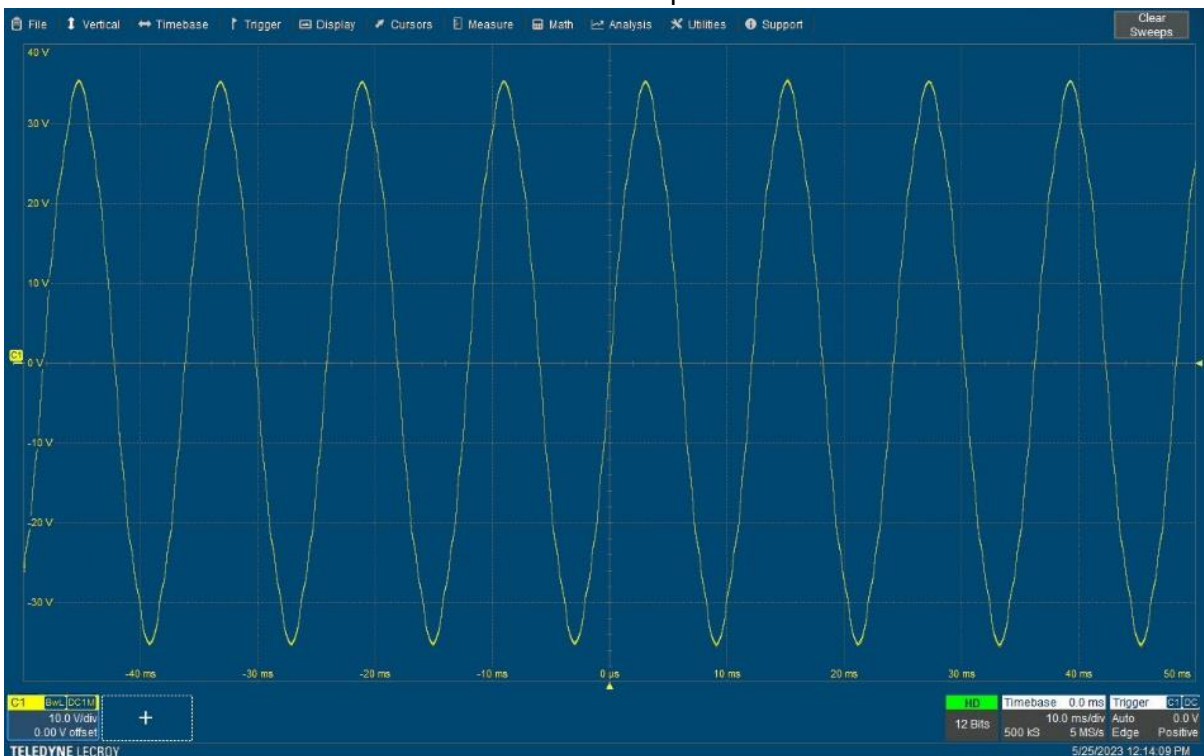


Figure 3-5 : Emrax - Allure de la tension induite

3.2.1.3. Mesure de l'inertie J

Le dernier élément à déterminer avec les tests à vide est l'inertie du moteur. Cette fois, la machine 095U est découplée et la machine Emrax est entraînée comme moteur à vide via le convertisseur.

Comme représenté dans le schéma bloc ci-dessous.

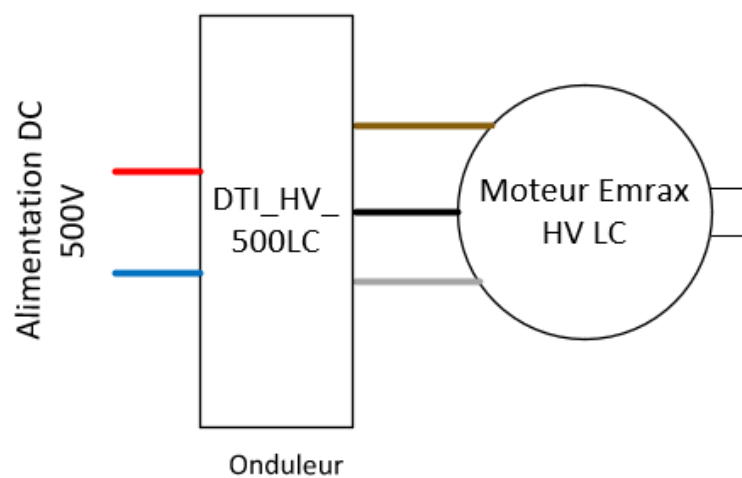


Figure 3-6 : Emrax - Schéma bloc en moteur à vide

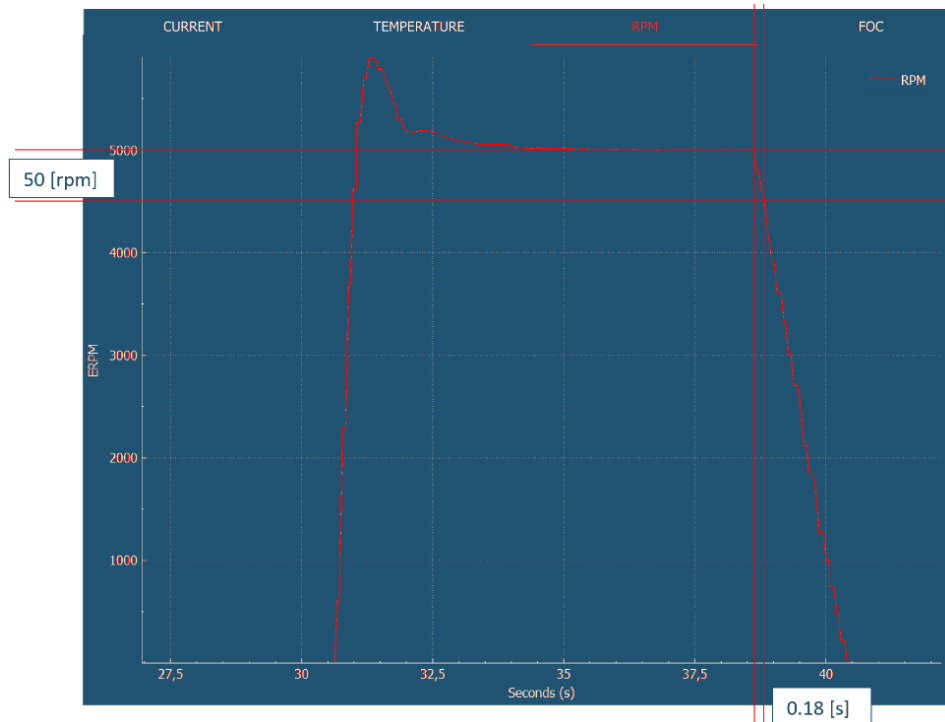


Figure 3-7 : Emrax - Allure de la vitesse pour calcul de l'inertie

La vitesse est représentée en $[ERPM]$ sur l'ordonnée du graphique, $[rpm] = \frac{[ERPM]}{p} = \frac{[ERPM]}{10}$.

On met en rotation la machine à 500 $[rpm]$, ce qui correspond à des pertes fer et frottement de 40.8 $[W]$ (selon le graphique des pertes fer et frottement en fonction de la vitesse plus haut). On obtient alors pour cette vitesse un couple $M_{fer+fv} = \frac{P_{fer+fv}}{\Omega_r} = \frac{40.8}{500 \cdot \frac{2\pi}{60}} = 0.7792 [Nm]$.

Avec l'équation de la dynamique et le $\frac{\Delta\Omega}{\Delta t}$ déterminé via la pente de décélération, on trouve : (3-3)

$$J = M_{fer+fv} \cdot \frac{\Delta t}{\Delta\Omega} = 0.7792 \cdot \frac{0.18}{50 \cdot \frac{2\pi}{60}} = 0.0268 [kg \cdot m^2]$$

Tableau 3-3 : Emrax - Tableau de mesures pour le calcul de l'inertie

N°	N° suppl	Dénomination	Valeur	Unité
		P_fer+fr	40.8	[W]
1.4.1		Δt	0.18	[s]
1.4.2		Δn	50	[rpm]
		$\Delta\Omega$	5.23599	[rad/s]
1.4.3		n	500	[rpm]
		M_fer+fr	0.77922	[Nm]
		J	0.0268	[kg*m^2]
		J datasheet	0.023	[kg*m^2]

La différence entre la datasheet et les mesures pourrait s'expliquer en partie car le ralentissement a été effectué avec l'arbre métallique monté sur la machine, ce qui lui rajoute une petite inertie. De plus, la lecture sur le graphique ci-dessus peut être légèrement imprécise.

Comme le couple de frottement et couple fer varient en fonction de la vitesse, le Δt et le $\Delta \Omega$ sont relevés sur la plus petite variation de vitesse possible, afin d'assumer le couple de freinage comme étant constant.

3.2.2. Essai en court-circuit - Mesure de l'inductance synchrone L_s

En court-circuit, le montage est identique que celui à vide en génératrice, les phases de l'Emrax ont été court-circuitées via des fils avec cosses isolées.

On commence par un pré-calcul de courant de court-circuit.

Pour ne pas dépasser le courant nominal de 2.5 [A] sur la machine fonctionnant en moteur, le couple est le suivant.

(3-4)

$$M_{mec} = k_{t,moteur} \cdot I_{nom,moteur} = 1.6 \cdot 2.5 = 4 [Nm]$$

On pourrait calculer le courant de court-circuit de l'Emrax comme suit. Cependant la machine fonctionne en génératrice et donc de manière passive, le courant n'est donc pas en phase avec la tension induite comme contrôlé par un convertisseur.

(3-5)

$$I_{cc} = \frac{M_{mec}}{k_{t,Emrax}}$$

Voici les mesures effectuées.

Tableau 3-4 : Emrax – Mesures en court-circuit

N° mesure	N° suppl	Dénomination	Valeur	Unité
2.1.1		n_r	2	[rpm]
2.1.2		I_cc	4.24	[A]
		U_p	0.05473	[V]
		L_s	1.5386	[mH]
		p	10	[paires pôles]
		R_s	0.0125	[Ω]
		L_s datasheet	0.125	[mH]

Pour ce test, les valeurs ne sont pas satisfaisantes car la machine fonctionnant en moteur n'a pas assez de couple pour réellement entraîner l'Emrax en court-circuit. Le courant dans les phases de l'Emrax est dérisoire, comme sa tension induite, ce qui ne permet pas un calcul fiable de l'inductance synchrone.

Par manque de temps à disposition, ces tests n'ont pas été conduits plus loin et les tests en charge ont été privilégiés. Il faudrait utiliser une machine ayant un plus grand couple nominal pour effectuer ces mesures correctement.

3.2.3. Essai en charge

3.2.3.1. Montage et procédure

Voici le schéma de montage général pour les tests en charge.

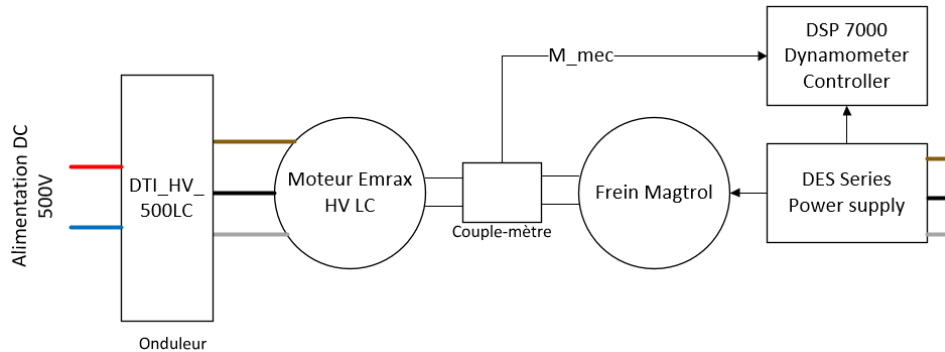


Figure 3-8 : Emrax - Schéma bloc du montage en charge avec frein

En ce qui concerne le frein, il dispose de quelques éléments nécessaires à son fonctionnement montés comme suit. Il est refroidi à l'eau tout comme le moteur et l'onduleur. Il a son propre circuit de refroidissement séparé.

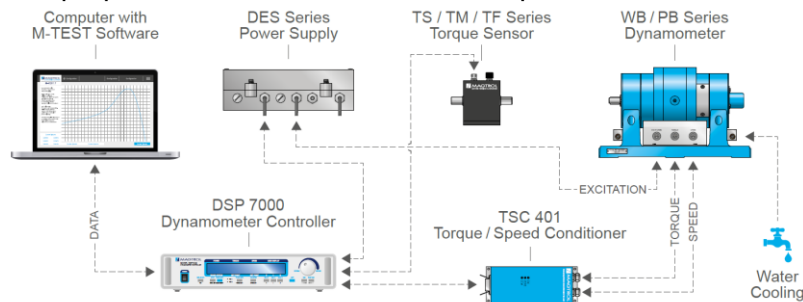


Figure 3-9 : Emrax - Schéma bloc du frein et de ses éléments

Le montage sur le banc de test se présente comme ceci.

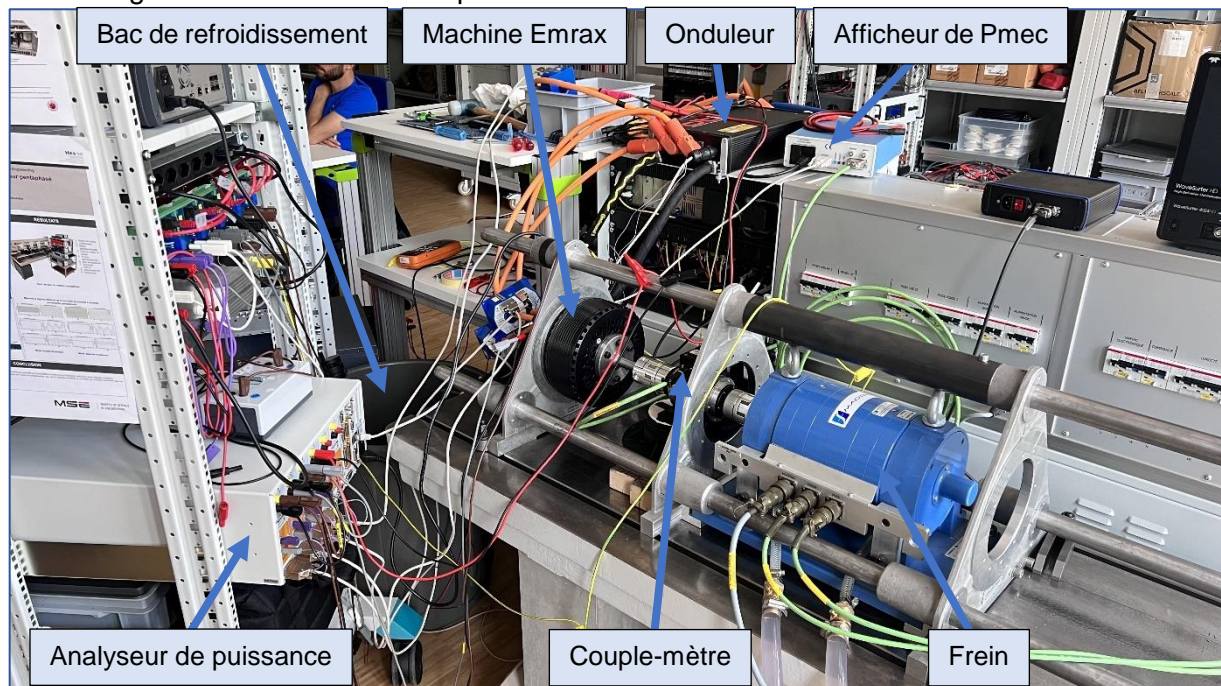


Figure 3-10 : Emrax - Photo du montage en charge avec frein

L'alimentation DC Delta Elektronika SM1500 utilisée pour alimenter l'onduleur n'est pas visible sur les photos.

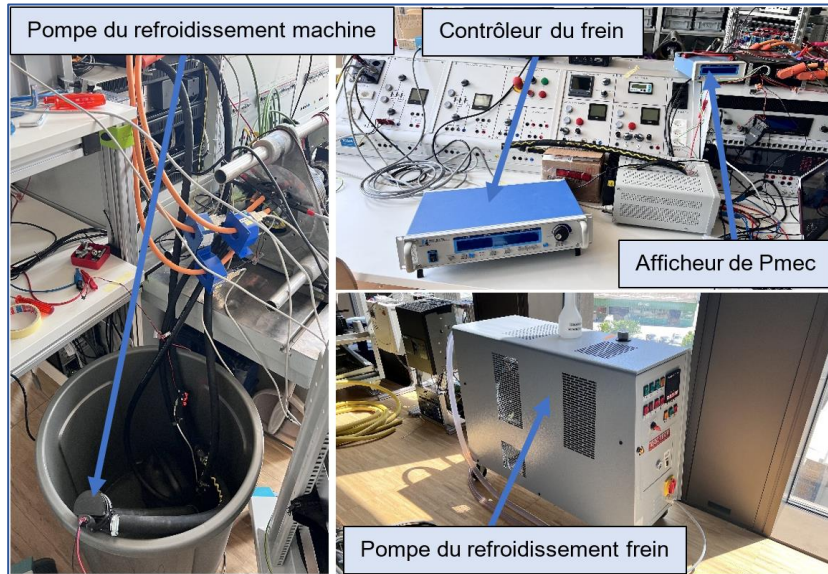


Figure 3-11 : Emrax - Autres images du montage en charge avec frein

Caractéristiques principales du frein :

- M_{max} : 50 [Nm]
- n_{max} : 3000 [rpm]
- P_{max} : 3000 [W]

Durant les tests, la vitesse de rotation est fixée plusieurs fois à des valeurs différentes et le couple est régulé à l'aide du frein pour obtenir plusieurs mesures pour chaque vitesse.

A chaque point de vitesse et de couple sont mesurés :

- P_{dc} [W] La puissance DC en entrée de l'onduleur
- P_{ac} [W] La puissance AC fournie à la machine Emrax
- P_{mec} [W] La puissance mécanique
- η_{ond} [%] Le rendement de l'onduleur
- η_m [%] Le rendement de la machine Emrax
- η_{tot} [%] Le rendement total

Les rendements sont évalués comme ceci :

(3-6)

$$\eta_{ond} = \frac{P_{ac}}{P_{dc}} \cdot 100$$

$$\eta_m = \frac{P_{mec}}{P_{ac}} \cdot 100$$

$$\eta_{tot} = \frac{P_{mec}}{P_{dc}} \cdot 100 = \frac{\eta_{ond}}{100} \cdot \frac{\eta_m}{100}$$

Afin d'effectuer les tests dans une optique de course automobile, les différentes vitesses auxquelles les mesures sont effectuées sont calculées en vitesse équivalente du moteur

pour des tranches de $10 \left[\frac{km}{h} \right]$. Excepté pour la première mesure à $5 \left[\frac{km}{h} \right]$, qui permet de se rapprocher d'une accélération depuis l'arrêt.

Les vitesses de rotation de la machine sont calculées comme suit.
En premier, la vitesse de rotation de la roue est calculée.

(3-7)

$$V \left[\frac{m}{s} \right] = \Omega \left[\frac{rad}{s} \right] \cdot r_{roue} [m]$$

$$\Omega_{roue} \left[\frac{rad}{s} \right] = \frac{V_{linéaire} \left[\frac{km}{h} \right] \left[\frac{m}{s} \right]}{3.6 \cdot r_{roue} [m]}$$

La voiture est équipée d'un réducteur de 1:3.

(3-8)

$$\Omega_{mot} \left[\frac{rad}{s} \right] = \Omega_{roue} \left[\frac{rad}{s} \right] \cdot 3$$

$$n_{mot} [rpm] = \Omega_{mot} \left[\frac{rad}{s} \right] \cdot \frac{60}{2\pi}$$

Afin de ne pas excéder la limite de vitesse du frein de $3000 [rpm]$, les tests sont bridés à cette valeur, ce qui correspond à une vitesse linéaire de $94.25 \left[\frac{km}{h} \right]$.

Pour chaque vitesse, le couple à ne pas dépasser pour limiter la puissance du frein à $3000 [W]$ est précalculé.

(3-9)

$$M_{max} = \frac{P_{max}}{\Omega} = \frac{3000}{\Omega}$$

Lorsque le couple précalculé excède $50 [Nm]$ (limite du frein), on utilise alors $50 [Nm]$.

Voici un exemple de tableau de mesure de la machine, ici pour $50 \left[\frac{km}{h} \right]$ et donc $1592 [rpm]$.

$$M_{max} = \frac{3000}{1592 \cdot \frac{2\pi}{60}} = 18 [Nm]$$

Tableau 3-5 : Emrax - Exemple de points de mesures en charge avec frein

1592 [rpm] - 50 [km/h]						
Mmec	η_{tot}	Pdc	η_{ond}	Pac	η_m	Pmec
[Nm]	[%]	[W]	[%]	[W]	[%]	[W]
2	37.5	903	66.1	597	56.8	339
4	54.1	1231	75.0	924	72.1	666
8	67.9	1974	82.0	1612	82.8	1335
12	74.4	2697	85.1	2296	87.5	2008
14	76.7	3063	85.9	2631	89.3	2350
16	78.1	3423	86.8	2970	89.9	2671
18	79.6	3768	87.4	3293	91.0	2998

3.2.3.2. Rendements

Pour mieux visualiser l'ampleur des tests effectués, on peut observer la plage de fonctionnement du moteur qui est testée ici, sur la carte de rendement de la machine, en fonction des restrictions du frein.

La plage de test est effectivement assez réduite, mais suffit à fournir des données utiles car lors d'une phase de vitesse constante par exemple, le couple nécessaire à la voiture ne sera pas très élevé.

Aussi, le couple nominal de $68[Nm]$ n'est pas forcément atteint lors des phases d'accélération.

Cette plage de test permet donc tout de même de bien situer le fonctionnement de la machine.

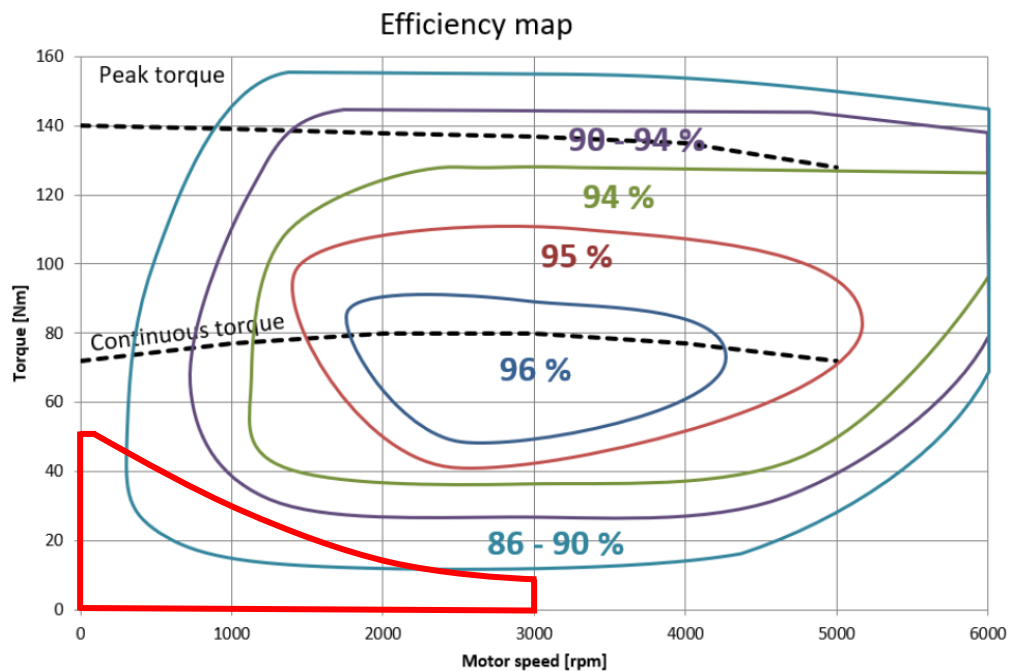


Figure 3-12 : Emrax - Carte du rendement en fonction du couple et de la vitesse

Les données sont traitées par un script Matlab et sont visualisées sous formes de collines de rendement. Avec en bleu les points de mesure.

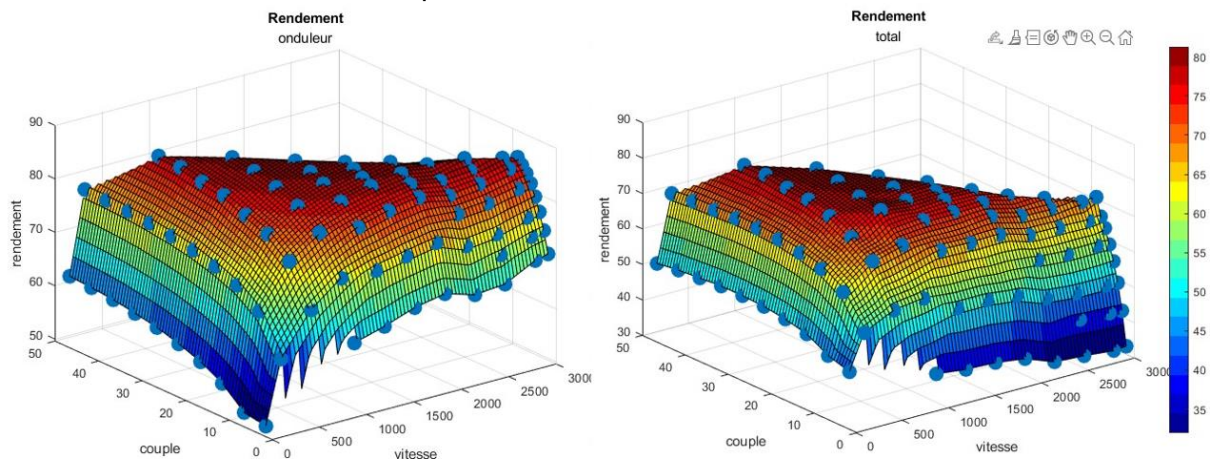


Figure 3-13 : Emrax - Collines de rendement de l'onduleur et rendement total

Dans le cadre de ce travail, c'est en particulier la machine qui nous intéresse.

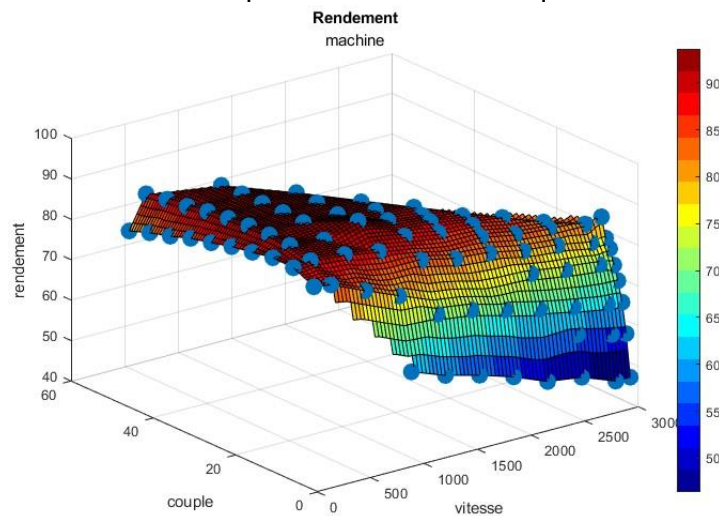


Figure 3-14 : Emrax - Colline de rendement de la machine

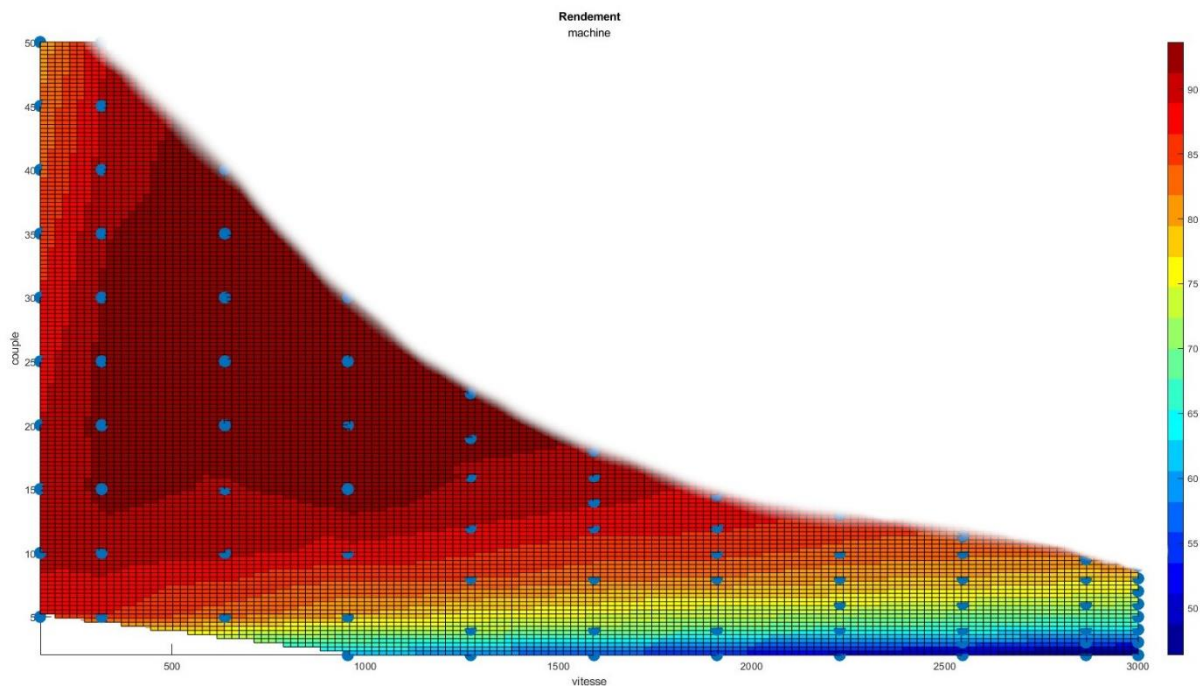


Figure 3-15 : Emrax - Colline de rendement de la machine en 2D

Ce que l'on note en premier, c'est que le rendement de la machine reste élevé pour autant que l'on ait un couple un minimum conséquent ($\sim 10 - 15 [Nm]$). A faible couple et plus la vitesse augmente, plus le rendement devient mauvais.

Lorsque le rendement à une certaine vitesse est faible, c'est parce que les pertes occupent une partie importante de l'énergie électrique consommée.

Lorsque le couple augmente, les puissances augmentent, donc les pertes sont proportionnellement plus petites.

Car les pertes par frottement et les pertes fer n'augmentent qu'avec la vitesse (fréquence). Mis-à-part les pertes de conduction qui augmentent avec le courant et donc le couple.

A plus fort couple le rendement est donc meilleur, mais également plus de puissance est consommée.

L'effet pelliculaire dit que tout conducteur traversé par un courant alternatif rayonne un champ magnétique à l'intérieur et à l'extérieur de celui-ci, qui, à partir d'une certaine limite, va influencer la distribution du courant. Courant qui va circuler dans une section réduite sur les bords du conducteur, la surface utilisée par le courant se réduisant, la résistance du conducteur se met à croître rapidement. [7]

La section du bobinage n'étant pas connue et étant composée de plusieurs brins, il n'est pas possible de calculer les pertes par conduction supplémentaires dues à l'effet pelliculaire.

On peut tout de même supposer que la bonne conception du moteur fait en sorte que l'effet pelliculaire soit très réduit (bobinage multibrins).

Les pertes par frottements augmentent avec la vitesse de rotation, mais, si la machine est bien conçue, ces pertes ne devraient pas avoir une telle influence sur le rendement.

On peut donc en déduire que ce sont majoritairement les pertes fer qui sont responsables du faible rendement, au particulier les pertes par courants de foucault qui les composent et qui sont proportionnelles à la fréquence au carré. [7]

(3-10)

$$P_{foucault} \sim B^2 \cdot f^2$$

Les pertes par hystérésis qui composent aussi les pertes fer sont quant à elles simplement proportionnelles à la fréquence.

(3-11)

$$P_{hysteresis} \sim B^2 \cdot f$$

On peut également voir les mauvais rendements à faible vitesse et peu de charge comme étant proche d'un fonctionnement à vide, dont le rendement se rapproche de 0.

3.2.3.3. Pertes de conduction

Dernièrement, on peut se poser la question de l'influence des pertes de conduction.

La valeur de la résistance statorique évolue de la manière suivante avec la température.

(3-12)

$$R(T) = R_{25} + R_{25} \cdot \alpha_{cu}(T - 25 [^{\circ}C]) [2]$$

Sachant que la valeur de la résistance à 25 [°C] vaut 12.5 [mΩ]. On peut recalculer la valeur de la résistance pour la température du moteur de 56 [°C] atteinte au laboratoire, ou encore pour un cas extrême de 100 [°C] en compétition dans un pays chaud.

(3-13)

$$R(56) = 0.0125 + 0.0125 \cdot 0,00393(56 - 25) = 14 [m\Omega]$$

$$R(100) = 0.0125 + 0.0125 \cdot 0,00393(100 - 25) = 16.2 [m\Omega]$$

En fonctionnement à 50 [Nm] donc 62,5 [A], les pertes de conduction sont calculées.

(3-14)

$$P_{cond,56^{\circ}C} = 3 \cdot 0.014 \cdot 62.5^2 = 164.3 \text{ W}$$

$$P_{cond,100^{\circ}C} = 3 \cdot 0.0162 \cdot 62.5^2 = 189.9 \text{ W}$$

Pour une variation de couple de 20 [Nm] donc variation de courant de 25 [A], les pertes évoluent comme ceci. L'effet pelliculaire est négligé et la température est considérée la même dans les deux cas à 25 [°C].

(3-15)

$$P_{cond} = 3 \cdot 0.0125 \cdot 40^2 = 60 \text{ W}$$

$$P_{cond} = 3 \cdot 0.0125 \cdot 65^2 = 158 \text{ [W]}$$

Pour conclure, les pertes par conduction ne jouent pas un grand rôle en comparaison aux autres pertes. Sauf lorsque la vitesse est faible et le couple grand (grand courant et peu de pertes par frottements), ce qui correspond à une phase d'accélération rapide et donc des phases très courtes.

3.2.3.4. Influence de la fréquence de commutation

Pour un certain point de fonctionnement, on varie la fréquence de commutation de l'onduleur et observe les différents rendements.

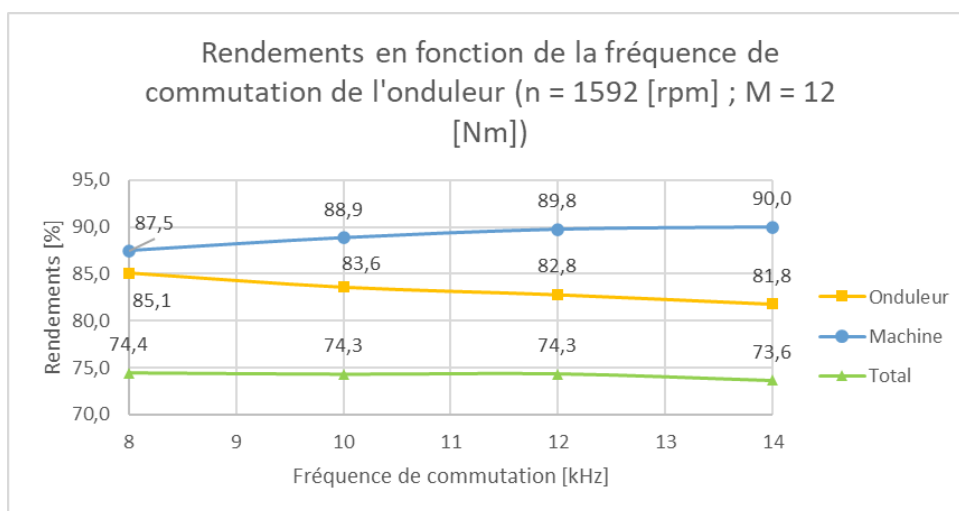


Figure 3-16 : Emrax - Influence de la fréquence de commutation sur le rendement

Comme attendu, le rendement de l'onduleur chute car qui dit plus de commutations dit plus de pertes par commutation. Au contraire, les sinus de sortie de l'onduleur étant plus propres, le rendement de la machine augmente.

Finalement, les deux rendements se compensent et le rendement total ne varie quasiment pas. Ici de 0.8 [%] seulement entre 8 et 14 [kHz].

Cette différence pourrait s'agrandir avec la puissance ou la vitesse, il serait alors intéressant dans une optique d'optimisation de la voiture actuelle, d'analyser l'influence de la fréquence de commutation à d'autres régimes et d'en trouver la valeur optimale.

3.2.3.5. Mesure des puissances

$$F_{PWM} = 8 \text{ [kHz]}$$

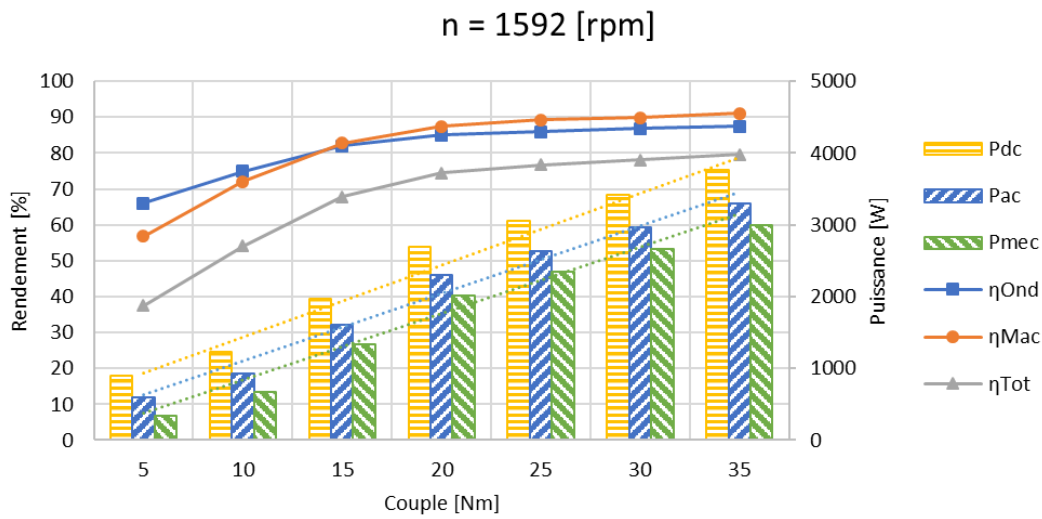


Figure 3-17 : Emrax - Puissances à 1592 [tr/mn]

Ci-dessus, un exemple pour une vitesse de rotation de 1592 [rpm]. A partir de 15 [Nm] environ les rendements se stabilisent. Les puissances varient de façon linéaire avec le couple.

3.2.3.6. Mesure de l'accélération et accélération linéaire

Quelques mesures d'accélération ont été prélevées, pour ce faire, la machine est couplée à une inertie de 0,35 [kg · m²]. Le frein magnétique est ajouté car l'inertie est relativement facile à accélérer pour le couple de la machine.

L'inertie permet d'obtenir un couple qui décroît avec la vitesse de rotation pour se rapprocher d'une situation réelle.

Le couple donné par le frein est pré-réglé et le moteur reçoit une consigne de vitesse, afin de tester plusieurs points de fonctionnement, le couple du frein est modifié avant chaque accélération plusieurs fois, pour chaque vitesse.

Les paramètres de la régulation PID de vitesse du moteur n'ont pas été modifiés et pourraient être optimisés en fonction de l'utilisation. Lorsque la consigne de vitesse est faible, par exemple 100 [rpm], la régulation bride l'accélération afin d'atteindre la consigne sans dépassement. En situation réelle, l'accélération maximale peut être mesurée avec la pédale d'accélération appuyée au maximum, ainsi qu'un courant maximal, et non une consigne de vitesse fixe.

L'accélération linéaire est calculée comme suit.

(3-16)

$$a = \frac{dv}{dt} = \frac{\Delta n \cdot \frac{2\pi}{60} \cdot \frac{1}{r_{réduc}} \cdot r_{roue}}{\Delta t} = \frac{\Delta n \cdot \frac{2\pi}{60} \cdot \frac{1}{3} \cdot 0.25}{\Delta t}$$

Les valeurs de Δn et Δt sont relevées lors de l'accélération maximale, sur le début de la courbe. Exemple de courbe ci-dessous pour une consigne de 300 [rpm] et 40 [Nm] de frein.

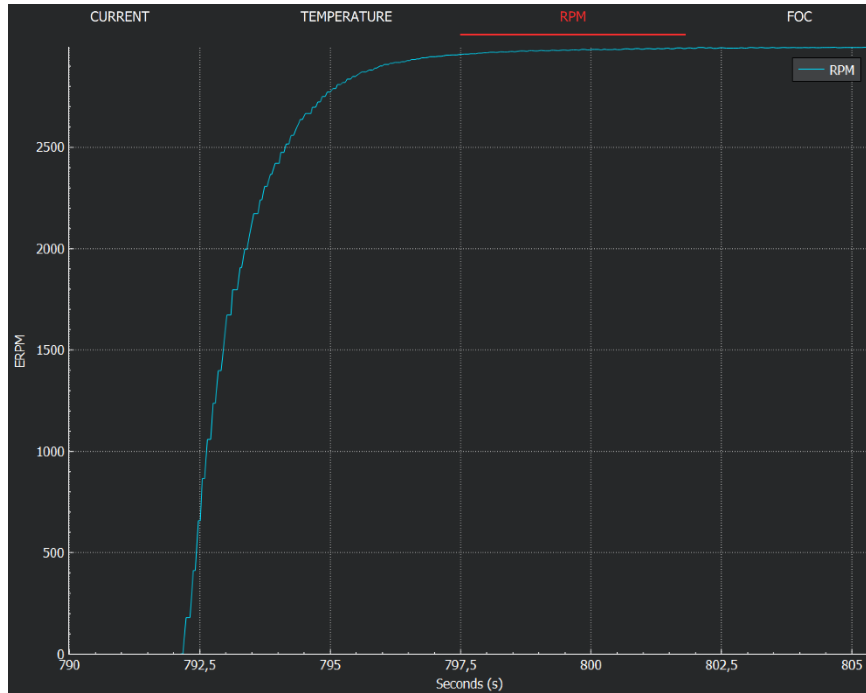


Figure 3-18 : Emrax - Courbe d'accélération pour 300rpm, 40Nm

Les résultats de mesures donnent ceci. On constate effectivement que plus la consigne de vitesse est élevée, plus le régulateur permet un grand couple et donc une grande accélération de la machine.

Pour observer de plus grandes accélérations, des tests à plus grande consigne de vitesse peuvent être conduits, si les limitations en courant de l'installation le permettent.

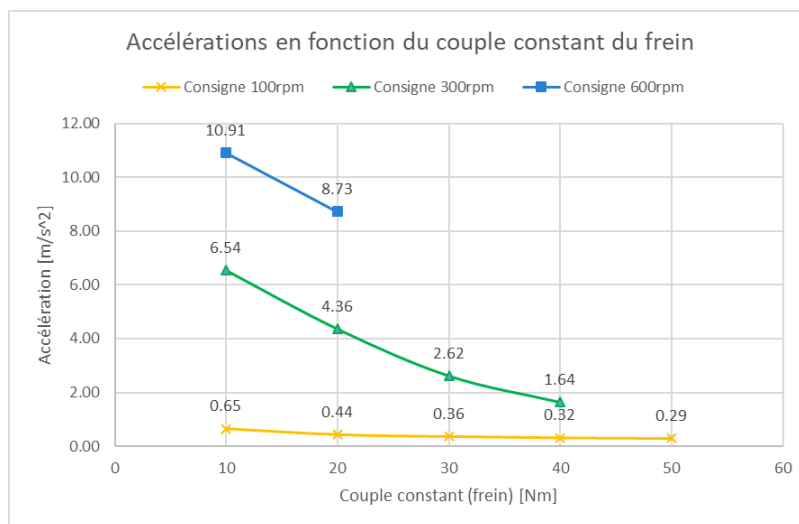


Figure 3-19 : Emrax - Accélérations en fonction du couple constant du frein

4. Établissement du cahier des charges

Dans cette section, le cahier des charges pour le dimensionnement du moteur de la FS est établi. La synthèse du cahier des charges se trouve au chapitre 1.4.

L'objectif de ce cahier des charges est d'établir le maximum de grandeurs de manière claire afin d'entamer un dimensionnement plus précis puis final des moteurs.

Les contraintes et besoins de base sont analysés et un certain nombre de grandeurs en sont déduites.

Le tout est rédigé pour répondre aux besoins de la voiture lors des différentes compétitions.

Les éléments présents dans ce cahier des charges ont été discutés avec l'équipe de la Formula Student et permettent de bien s'entendre sur le type de moteurs à dimensionner.

A noter que les valeurs ne sont pas fixes et peuvent changer légèrement lors du dimensionnement futur, c'est pourquoi certaines valeurs plus incertaines sont données en plage.

4.1. Besoins de l'équipe VRT

Afin de permettre une réduction du poids de la transmission dans la voiture, l'équipe aimerait disposer de **deux moteurs** en propulsion, ce qui permet de se débarrasser de l'arbre et du différentiel, ainsi que de la chaîne de transmission du moteur au différentiel. La transmission actuelle pèse au total environ 10 [kg], sans compter le moteur.

Le changement permettra aussi une conception simplifiée de la voiture avec une réduction de composants. Ce qui se traduit par un meilleur rendement du système.

On peut également parler de redondance du système en cas de panne sur un des moteurs.

Parmi les contraintes de base, imposées par l'équipe Formula Student on retrouve :

Tableau 4-1 : Contraintes de dimensionnement imposées par l'équipe VRT

Contraintes de l'équipe Formula Student		
$m_{mot,max}$	8 [kg]	Poids max par machine (avec réducteur)
$D_{s,max}$	250 [mm]	Diamètre max de la machine
$L_{s,max}$	200 [mm]	Longueur max de la machine (sans arbre)
$P_{batt,max}$	80 [kW]	Puissance max sortant des batteries, S1
U_{DC}	500 [V]	Tension de bus DC

Les besoins de l'équipe découlent des exigences de compétition, un maximum de couple pour un moteur le moins encombrant et plus léger possible, ainsi qu'une puissance ne dépassant pas la limite maximale autorisée sous risque de disqualification.

En ce qui concerne le poids de la transmission :

(4-1)

$$\text{Actuel} : m_t + m_{Emrmax} = 10 + 9.4 = \mathbf{19.4 [kg]}$$

$$\text{Futur} : 2 \cdot m_{mot} = 2 \cdot 8 = \mathbf{16 [kg]}$$

Le futur assemblage moteur et réducteur pèsera donc au maximum 16 [kg]. A noter que le poids de l'onduleur actuel et des nouveaux onduleurs ne sont pas pris en compte dans le calcul. La différence de poids entre un gros onduleur (actuel) et deux plus petits onduleurs n'est pas quantifiable actuellement car les futurs onduleurs dépendront des moteurs dimensionnés.

Toutes les grandeurs du cahier des charges sont pour une seule machine sauf indication contraire.

4.2. Refroidissement

Conformément au règlement de la Formula Student, les systèmes de refroidissement peuvent utiliser uniquement de l'eau pure, de l'air ou de l'huile.

Les deux machines seront refroidies à eau (eau distillée). La température de base (température ambiante) de l'eau peut varier en fonction de l'environnement, dans ce cas-là, il faut tenir compte d'un offset sur la température maximale de l'eau.

Tableau 4-2 : Cahier des charges pour le refroidissement des moteurs et classes d'isolation des bobinages

Refroidissement des machines			
C_t	Water cooling	Type de refroidissement (cooling type)	
Q_{wc}	3 ... 25	$\left[\frac{l}{mn} \right]$	Débit du liquide de refroidissement
C_i	B	$[-]$	Classe d'isolation minimale

Température maximale admissible par le moteur (température ambiante 40°C + température d'échauffement)				
Classe d'isolation	E	B	F	H
Température limite du bobinage	115°C	130°C	155°C	180°C

La classe d'isolation sera augmentée selon les besoins durant le dimensionnement.

4.3. Onduleur

La recherche et le dimensionnement des onduleurs sort du cadre de ce travail, néanmoins une réflexion à leur sujet est importante car ils font partie du power train, ainsi que pour s'assurer des moyens à disposition.

Les onduleurs sont refroidis à l'eau également. Idéalement, deux drives du même style que le DTI 550 actuel peuvent être connectés pour piloter les deux moteurs.

Un contrôleur externe permettra aux deux onduleurs de faire office de différentiel électrique en communiquant via l'interface CAN.

Tableau 4-3 : Caractéristiques de l'onduleur DTI 550

Onduleurs DTI 550 (référence)			
$P_{ond,max}$	320	[kW]	Puissance max de l'onduleur
$I_{ond,out,max}$	390	[A]	Courant max en sortie de l'onduleur
U_{DC}	500	[V]	Tension d'alimentation
m_{ond}	6.8	[kg]	Poids par onduleur

Dans tous les cas les onduleurs ne seront pas des éléments limitants la conception des moteurs, car il en existe pour une multitude de courants et puissances.

En ce qui concerne les connecteurs pour automobile comme ceux de l'onduleur DTI 550, ils ne sont pas obligatoires, cependant selon le point T10.2.1 du règlement FS toute visserie doit être prévenue contre le desserrage.

T 10.2 Securing Fasteners

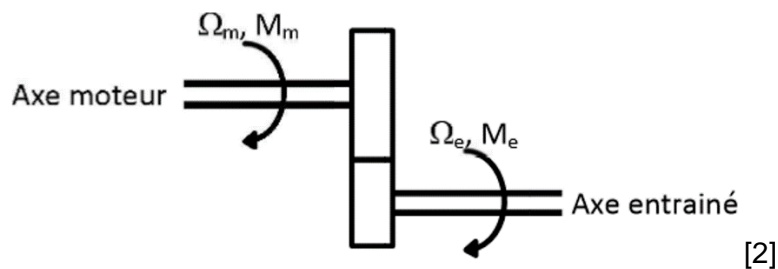
T 10.2.1 All critical fasteners must be secured from unintentional loosening by the use of positive locking mechanisms.

Figure 4-1 : Règlement FS concernant le desserrage

4.4. Machine

Le symbole r correspond au rapport de réduction, après l'établissement du cahier des charges, différentes variantes dont des variantes avec réducteur seront comparées afin de répondre au mieux aux exigences.

C'est pourquoi certaines valeurs sont exprimées en fonction de r .



(4-2)

$$r = \frac{\Omega_m}{\Omega_e}$$
$$r = \frac{M_e}{M_m}$$

Figure 4-2 : Définition du rapport de réduction r

4.4.1. Performances

4.4.1.1. Types de moteurs et simulation OptimumLap

Il existe parmi les types de machine les moteurs dits « moteurs-couple », qui sont généralement gros en diamètre et courts. Leur nombre de pôles est élevé pour permettre au flux magnétique d'emprunter un chemin plus court (comme illustré ci-dessous), ce qui se traduit par une hauteur de culasse statorique plus faible et donc un plus gros diamètre de rotor. La surface active est alors maximisée.

Ces machines sont constituées en général d'un bobinage concentrique, qui permet de réduire la taille des têtes de bobine qui constituent une part importante de la longueur de la machine. Ce type de bobinage permet également d'obtenir un couple plus élevé.

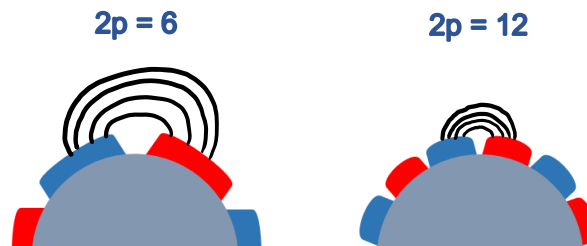


Figure 4-3 : Chemin du flux magnétique en fonction du nombre de pôles

L'autre type de moteurs dits « moteurs-vitesse » sont au contraire plus longs et réduits en diamètre, ce qui leur permet de tourner à des vitesses élevées et être plus légers. Ces moteurs sont en général couplés à un réducteur, en tout cas dans notre application. Leur rendement néanmoins est plus faible.

Ces machines sont en général constituées d'un bobinage distribué car les têtes de bobines sont relativement courtes par rapport à la longueur de la machine. Ce bobinage permet d'obtenir des tensions induites sinusoïdales.

Ci-dessous l'allure des caractéristiques couple-vitesse des deux types de machines.

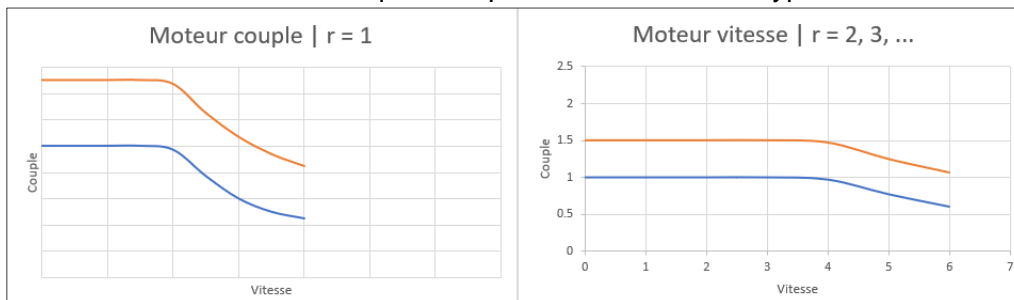


Figure 4-4 : Comparaison des caractéristiques couple-vitesse des moteurs couple et moteurs vitesse

Un moteur-couple permet pour une même puissance d'obtenir un couple plus élevé à basse vitesse avant d'entrer rapidement en affaiblissement du champ. Tandis que le moteur-vitesse conserve un couple constant sur une plus grande plage de vitesse et dispose d'une petite zone d'affaiblissement du champ.

Le couple max sera optimisé. Le temps de fonctionnement à couple maximal dépend de l'échauffement du moteur, il faut donc déterminer si le couple max est utilisé sur de longues périodes ou non pour déterminer sa grandeur.

Pour d'observer l'allure du couple typique sur une course, le circuit d'endurance de Formula Student Germany a été reproduit sur OptimumLap. Le logiciel permet d'obtenir des profils de course avec la simulation de circuit, en prenant les données de la voiture et du moteur. La simulation a été effectuée avec un moteur de 35 [kW] et couple max de 140 [Nm] et une réduction de 3, semblable à l'Emrax.

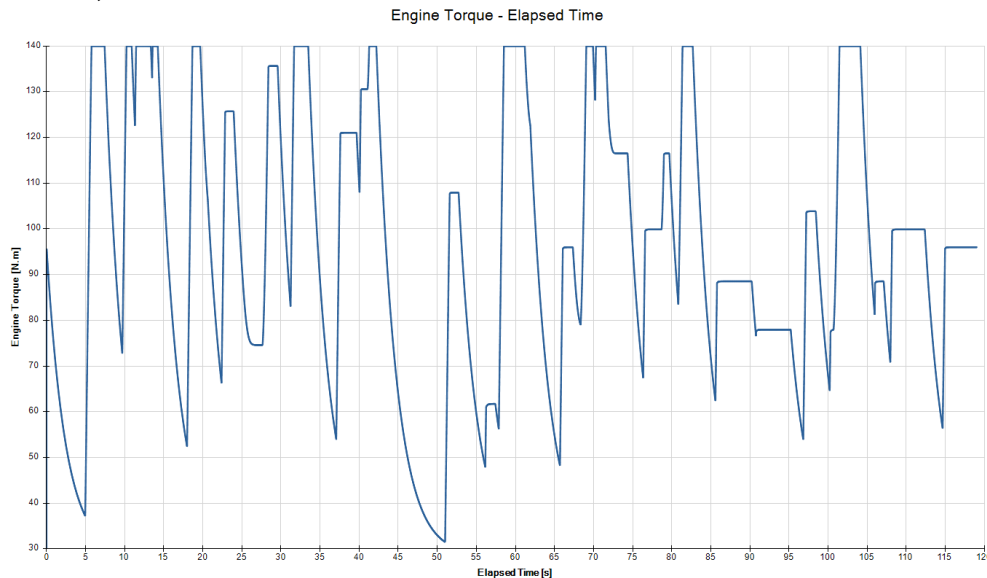


Figure 4-5 : Profil typique du couple pour une course (circuit d'endurance FSG)

On observe avec ce graphique que les forts couples sont maintenus que durant de courts instants. De plus, OptimumLap se place sur la courbe de la caractéristique couple-vitesse et n'utilise pas la plage disponible en dessous de la courbe. Ce qui signifie que l'utilisation du couple serait encore plus réduite que celle sur le graphique ci-dessus.

Comme le couple max n'est que très peu maintenu, on peut en déduire qu'il sera à maximiser lors du dimensionnement sans risquer de trop gros échauffements. Les valeurs seront à quantifier avec les simulations sur le logiciel dédié.

Le couple efficace n'est pas donné par le logiciel mais est estimable aux alentours de 100 [Nm].

4.4.1.2. Vitesse maximale

La simulation OptimumLap montre également que la vitesse de 100 $\left[\frac{km}{h}\right]$ n'est pas dépassée et que la vitesse moyenne se situe autour des 60 $\left[\frac{km}{h}\right]$. Ces résultats concordent avec les informations reçues par l'équipe VRT, qui annonce une vitesse moyenne de 50 $\left[\frac{km}{h}\right]$ et une vitesse max de 100 $\left[\frac{km}{h}\right]$ environ.

Le rayon des futures roues étant donné à $r_{roue} = 17.5 [cm]$, on peut en déduire la vitesse de rotation de celles-ci, ainsi que la vitesse de rotation du moteur en fonction du rapport de réduction.

(4-3)

$$n_{max,roue} = \frac{v_{max} \left[\frac{km}{h}\right]}{3.6} \cdot \frac{30}{r_{roue} [m] \cdot \pi}$$

$$n_{max,moteur} = n_{max,roue} \cdot r$$

Cependant, lors de l'épreuve d'accélération (75 [m] arrêté), la vitesse de 100 $\left[\frac{km}{h}\right]$ pourrait être dépassée, on calcule alors la vitesse maximale atteignable à l'aide de l'équation de la dynamique. L'hypothèse que le couple de frottement est nul a également été faite, étant donné qu'il est inconnu. A noter qu'il existe encore une multitude de facteurs non pris en compte tels que la force d'appui, la force de traînée, etc...

Comme le couple des futurs moteurs est encore inconnu, on utilisera le couple du moteur actuel pour faire ce calcul.

(4-4)

$$\sum M = J_{tot} \cdot \frac{d\Omega}{dt}$$

Dans notre cas :

$$M_{mot,max} = (J'_{tot,voiture} + J_{mot}) \cdot \frac{d\Omega_{mot}}{dt}$$

L'inertie rapportée de la masse totale de la voiture se calcule comme suit, en utilisant le principe de conservation de l'énergie cinétique.

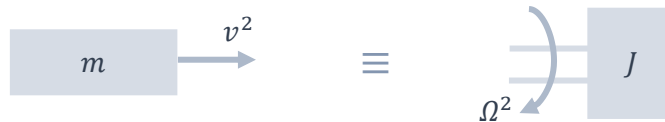


Figure 4-6 : Principe de conservation de l'énergie cinétique

(4-5)

$$\frac{1}{2} m \cdot v_{voiture}^2 = \frac{1}{2} J \cdot \Omega_{roue}^2$$

$$J'_{tot,voiture} = \frac{J_{tot,voiture}}{r^2} = m_{tot,voiture} \cdot \frac{v_{voiture}^2}{\Omega_{roue}^2} \cdot \frac{1}{r^2}$$

Les vitesses v et Ω choisies pour le calcul ne changent en rien le résultat (tant qu'elles correspondent à la réalité de la voiture), elles donnent juste un rapport qui reste constant car la réduction et la taille de la roue ne changent pas.

L'inertie du moteur ayant été mesurée lors des tests, on peut extraire l'accélération $\frac{d\Omega}{dt}$ de la première équation.

(4-6)

$$\frac{d\Omega_{mot}}{dt} = \frac{M_{mot,max}}{J'_{tot,voiture} + J_{mot}}$$

A partir de l'accélération angulaire, l'accélération linéaire est déterminée avec le ratio des vitesses qui sert de « rapport de réduction » entre les vitesses linéaires et angulaires, puisque les accélérations sont directement liées aux vitesses.

(4-7)

$$a = \frac{d\Omega_{mot}}{dt} \cdot \frac{v}{\Omega}$$

Dernièrement, l'équation du mouvement permet de trouver un temps d'accélération et de calculer une vitesse atteinte en ce laps de temps.

(4-8)

$$x_a = \frac{1}{2}a \cdot t^2 + v_0 \cdot t + x_0$$

$$x_a = \frac{1}{2}a \cdot t^2$$

$$t = \sqrt{\frac{2 \cdot x_a}{a}}$$

$$v_{max} = a \cdot t$$

Voici les résultats des précédents calculs.

Tableau 4-4 : Calculs d'accélération

Caractéristiques			Calculs (axe moteur)		
r	3 [-]	Rapport de réduction	J'tot,voiture	1.19 [kg*m^2]	Inertie rapportée de la masse totale
r_roue	0.175 [m]	Rayon de la roue	dΩmot/dt	115.0 [rad/s^2]	Accélération angulaire du moteur
v	30 [m/s]	Vitesse linéaire	dΩroue/dt	38.3 [rad/s^2]	Accélération angulaire de la roue
	108 [km/h]	(réf. pour calcul)	a	6.71 [m/s^2]	Accélération linéaire de la voiture
n_roue	1637 [rpm]	Vitesse de rotation de la roue	t	4.73 [s]	Temps pour parcourir xa [m]
Ω_roue	171 [rad/s]	(réf. pour calcul)	v_max	31.7 [m/s]	Vitesse max atteinte en après t [s]
n_mot	4911 [rpm]	Vitesse de rotation de la machine		114.2 [km/h]	
Ω_mot	514 [rad/s]	(réf. pour calcul)			
M	140 [Nm]	Couple moteur			
Jm	0.0268 [kg*m^2]	Inertie moteur			
m	350 [kg]	Poids total voiture avec pilote			
xa	75 [m]	Distance d'accélération			

En ajoutant un couple résistif de 10 [Nm] constant pour simuler les frottements, la vitesse finale baisse de 4 $\left[\frac{km}{h}\right]$ par rapport aux résultats ci-dessus. On peut donc en déduire que ce qui requiert la majorité du couple est la masse de la voiture à accélérer et non les frottements. Les valeurs calculées sont donc suffisamment fiables.

Dans l'optique d'une réduction de poids de la voiture et pour avoir une marge de calcul, on prendra comme vitesse maximale $v_{max} = 120 \left[\frac{km}{h}\right]$.

L'équation (4-3) peut être complétée et une vitesse de rotation maximale retrouvée.

(4-9)

$$n_{max,roue} = \frac{120 \left[\frac{km}{h}\right]}{3.6} \cdot \frac{30}{\pi} = 1819 [rpm]$$

$$n_{max,moteur} = 1819 \cdot r$$

On souhaite donc avoir au minimum $n_{max,moteur} [rpm]$ comme vitesse de rotation max des moteurs, pour atteindre la vitesse de 120 $\left[\frac{km}{h}\right]$. Il reste à déterminer selon le type de machine si cette vitesse est atteinte en affaiblissement du champ ou non.

4.4.1.3. Puissance max et couple max

En tenant compte des rendements du système actuel, le moteur ne pourrait pas dépasser une certaine puissance $P_{mot,max}$ pour ne pas excéder la puissance max de 80 [kW] aux batteries. Il faut donc considérer les rendements, comme ils sont dépendant du point de fonctionnement, une estimation est faite en fonction des caractéristiques connues.

(4-10)

$$\eta_{tot} = \eta_{moteur} \cdot \eta_{onduleur} \cdot \eta_{transmission} = 0.9 \cdot 0.95 \cdot 0.85 = 0.72 [-]$$

En retirant la transmission comme il est prévu, on obtient ce rendement.

$$\eta_{tot} = \eta_{moteur} \cdot \eta_{onduleur} = 0.9 \cdot 0.95 = 0.86 [-]$$

Une marge de 6% sera prise sur ce résultat pour ne risquer en aucun cas la disqualification, le rendement total est alors estimé à 80%.

On obtient la puissance maximale.

(4-11)

$$P_{mot,max} = \frac{P_{batt,max} [kW]}{2} \cdot \eta_{tot} = \frac{80}{2} \cdot 0.8 = 32 [kW]$$

L'estimation de 0.8 [-] pour le rendement se base sur les conditions actuelles du système, comme s'il était débarrassé de la chaîne de transmission.

(4-12)

$$\begin{aligned} \eta_{tot} &= \eta_{moteur} \cdot \eta_{onduleur} \\ \eta_{tot} &= 0.9 \cdot 0.95 = 0.86 [-] \end{aligned}$$

Dans le cas où le couple reste constant jusqu'à la vitesse max (pas d'utilisation de l'affaiblissement du champ), les éléments pour calculer le couple maximal admissible pour ne pas dépasser la puissance de 80 [kW] sont présents.

(4-13)

$$M_{mot,max} = \frac{P_{mot,max}}{n_{max} \cdot r} = \frac{35 [kW]}{1819 [rpm] \cdot r}$$

L'information sur le couple maximal est cruciale, car malgré la demande de maximisation du couple, la voiture patinera s'il est trop élevé. De plus, si le couple max est trop élevé et jamais utilisé, cela signifie que les moteurs sont surdimensionnés et pourraient fournir moins de couple pour être plus légers par exemple.

Les informations sur l'adhérence et la force d'appui sont manquantes, il est donc impossible de connaître un couple à partir duquel la voiture patine.

4.4.2. Mécanique

Le poids de l'assemblage moteur et éventuel réducteur ne doit pas dépasser 8 [kg]. Les dimensions sont également restreintes.

En supplément, les moteurs doivent être au minimum protégés IP65 pour résister à l'eau, notamment à des jets d'eau durant les tests techniques de la voiture.

Données mécaniques pour 1 moteur			
m_m	8	[kg]	Poids max (avec réducteur)
i_p	IP65		Indice de protection minimal
$D_{s,max}$	250	[mm]	Diamètre max de la machine
$L_{s,max}$	200	[mm]	Longueur max de la machine (sans arbre et sans connecteur)

4.4.3. Electrique

La tension de bus DC est limitée et fixée à 500 [V_{DC}] pour garantir la fonctionnalité et compatibilité des appareils électriques, ce qui correspond à une tension de ligne triphasée en sortie maximale de 353.6 [V].

La limite de courant DC sortant des batteries se calcule comme suit.

(4-14)

$$I_{DC,max} = \frac{P_{batt,max}}{U_{DC}} = \frac{80 [kW]}{500 [V_{DC}]} = 160 [A]$$

Ce courant continu se partage entre les deux moteurs et vaut donc 80 [A] par machine.

(4-15)

L'approximation du courant en sortie de l'onduleur n'est pas encore utile car il dépend du type de contrôle et de la conception du moteur.

5. Prédimensionnement par ordre de grandeur

La machine Emrax sert de référence de base pour permettre des comparaisons avec les variantes qui vont être envisagées.

L'objectif est de déterminer le plus de grandeurs possible à partir du cahier des charges. Pour ce faire, la méthode de dimensionnement par ordre de grandeur [2] est utilisée.

La façon de procéder est la suivante :

- Analyse de machines existantes se rapprochant du cahier des charges. Avec pour but d'en retirer certaines grandeurs moyennes.
- Prédimensionnement par ordre de grandeur sur la base des machines précédemment analysées.
- Analyse des machines pré dimensionnées sous forme de tableaux afin de faire des choix pour la future modélisation.

5.1. Explications sur le prédimensionnement par ordre de grandeur

La grandeur du couple est proportionnelle à des grandeurs géométriques tel que la relation suivante existe. C'est la loi de similitude pour les machines électriques.

(5-1)

$$M \sim \gamma \cdot D_{rotor}^2 \cdot l_{active,rotor}$$

Dans une machine électrique, le flux magnétique est limité par la saturation du fer et le courant dans l'enroulement admis. Il en découle que le couple peut directement être ramené aux grandeurs de courant et de flux et doit être considéré comme limité dans un certain éventail pour une géométrie et un type de refroidissement donné.

Le dimensionnement par ordre de grandeur d'une machine peut donc se faire à l'aide de la surface rotorique à disposition, qui permet une estimation directe du couple selon la relation suivante. [2]

(5-2)

$$M = F \cdot r = \gamma \cdot \pi \cdot D \cdot \frac{D}{2} \cdot l$$

La taille d'une machine électrique est directement reflétée par le couple voulu, ainsi que par la densité de force tangentielle, désignée par γ , qui dépend du type de machine et de refroidissement. Cette densité de force est exprimée en $\left[\frac{N}{m^2}\right]$ ou plus généralement en $\left[\frac{kN}{m^2}\right]$.

Sur l'image suivante, la densité de force tangentielle est illustrée sur le rotor d'une machine et est représentée par le symbole γ .

C'est donc vraiment la surface active, qui découle du diamètre et de la longueur active qui détermine le couple, car elle dicte la surface d'entrefer qui fait transiter l'interaction entre le champ tournant du stator et le rotor.

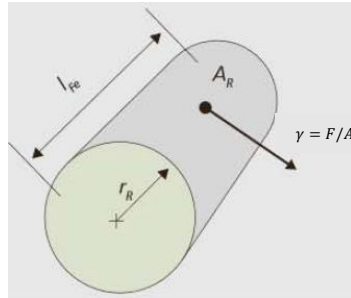


Figure 5-1 : Densité de force tangentielle sur un rotor

5.2. Analyse de machines existantes

La première version du cahier des charges permet de se faire une idée des performances souhaitées et les spécifications permettent de cibler la gamme de machines qui doivent être analysées.

Afin d'amorcer un prédimensionnement, la densité de force tangentielle est une valeur cruciale. Elle sera déterminée en analysant des machines existantes correspondantes au type du cahier des charges.

La plupart des fabricants de machines fournissent les dimensions géométriques du stator et du rotor de leurs machines, en plus du couple nominal. La densité de force tangentielle est re calculable comme suit, selon l'équation (5-2).

(5-3)

$$\gamma = \frac{2 \cdot M}{\pi \cdot D^2 \cdot l}$$

On utilise le couple nominal pour ce calcul et il est important de se rappeler que ce sont les dimensions actives du rotor qui comptent.

5.2.1. Prise en compte de l'échauffement dans le couple nominal

Un calcul supplémentaire est nécessaire pour s'assurer de relever le couple des machines à un même échauffement ΔT [$^{\circ}C$], étant donné que les fournisseurs donnent le couple nominal de leurs machines à des températures différentes.

L'échauffement de référence a été fixée à 100[$^{\circ}C$]. Ce calcul permettra de comparer de manière égale les performances. La température ambiante est considérée comme étant de 20[$^{\circ}C$].

L'objectif est de recalculer un courant nominal correspondant à un ΔT de 100[$^{\circ}C$], ce qui permet de trouver le couple.

Lorsque le delta température du couple nominal indiqué n'est pas donnée, il est déterminé comme ceci.

(5-4)

$$\Delta T = (P_{cu} + P_{fer+fr}) \cdot R_{th}$$

R_{th} est la résistance thermique en [$\frac{W}{^{\circ}C}$].

Avec les pertes cuivre.

(5-5)

$$P_{cu} = 3 \cdot R_s \cdot I_{nom}^2$$

Les pertes fer et frottement ventilation sont calculée selon (5-4).

(5-6)

$$P_{fer+fv} = \frac{\Delta T}{R_{th}} - P_{cu}$$

Les pertes P_{fer+fv} ne variant pas avec la température, il suffira de recalculer P_{cu} sous un nouveau ΔT via (5-4), puis le courant I_{nom} avec (5-5).

Le nouveau ΔT peut maintenant être fixé, dans notre cas $\Delta T_{new} = 100[^\circ C]$.

Pour ces calculs, il est nécessaire de connaître la résistance de phase à $120[^\circ C]$ ($20[^\circ C]$ de température ambiante + ΔT). Si la résistance est donnée à $x[^\circ C]$, elle est calculable de cette manière.

(5-7)

$$R_{120^\circ C} = R_{x^\circ C} + R_{x^\circ C} \cdot (1 + \alpha_{cu} \cdot (120 - x))$$

Le coefficient de température pour la résistance d'un fil de cuivre vaut $\alpha_{cu} = 0.00393 \left[\frac{1}{^\circ C} \right]$.

On effectue donc le calcul.

(5-8)

$$Pertes_{new} = \frac{\Delta T_{new}}{R_{th}}$$

(5-9)

$$Pertes_{new} - P_{fer} = 3 \cdot R_{120^\circ C} \cdot I_{new}^2$$

$$I_{new} = \sqrt{\frac{Pertes_{new} - P_{fer, fv}}{3 \cdot R_{120^\circ C}}}$$

(5-10)

$$M_{new} = I_{new} \cdot k_t$$

Les densités de force tangentielles peuvent alors être calculées selon l'équation (5-3) avec ce nouveau couple.

5.2.2. Densité de force tangentielle et masse volumique

Toutes les machines analysées sont refroidies à l'eau. On calcule ici une densité de force tangentielle selon (5-3) permettant d'estimer les dimensions d'une machine pour un certain couple.

Les grandeurs géométriques sont définies ci-dessous. L'entrefer étant minime, on assume que $D_{s,int} = D_{r,ext}$.

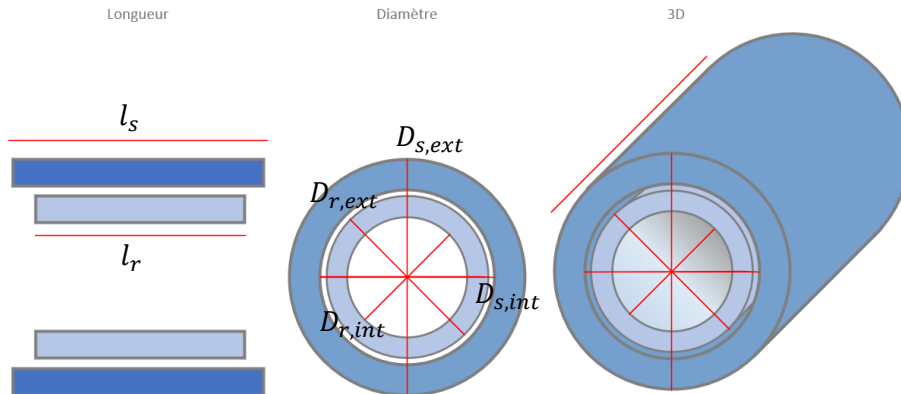


Figure 5-2 : Définition des dimensions géométriques d'une machine électrique

Tableau 5-1 : Densités de force tangentielle pour des moteurs couple

Moteurs couple					
Fabricant	Machine	Couple nominal @ ΔT	Diamètre du rotor	Longueur du rotor	Densité de force tangentielle
		Nnom [Nm]	Dr [mm]	Lr [mm]	γ [kN/m ²]
Etel	TMK175-100 (3UBS)	167	118	131	58.3
Etel	TMK175-150 (3UBS)	250	118	181	63.2
Etel	TMB+175-100 (RA)	127	118	101	57.5
Technotion	QTL-A 210-65	75	160	41	45.3
Technotion	QTL-A 230-105	170	160	81	52.1
Magnetic Innovations	MI-F 250-25-1W-N3-T2	75	230	25	36.1
ATE	MS 90	20	46	150	40.1

La densité de force tangentielle moyenne pour un moteur couple vaut $\gamma = 50.4 \left[\frac{kN}{m^2} \right]$.

Tableau 5-2 : Densité de force tangentielle pour des moteurs vitesse

Moteurs vitesse					
Fabricant	Machine	Couple nominal @ ΔT	Diamètre du rotor	Longueur du rotor	Densité de force tangentielle
		Nnom [Nm]	Dr [mm]	Lr [mm]	γ [kN/m ²]
Parker Hannifin	GVM 142-075-XQW	27.5	95	75	25.9
Bosch Rexroth	MSS102F-0800	26	46	306	25.6
COMPRO	RET 60	30	84	70	38.7
COMPRO	REX 30	27	146	30	26.9
ATE	DC 82	12	41.9	160	27.2

La densité de force tangentielle moyenne pour un moteur vitesse vaut $\gamma = 28.8 \left[\frac{kN}{m^2} \right]$.

Un facteur déterminant du cahier des charges est le poids maximal. Il est estimable en connaissant le poids du stator et du rotor des machines analysées. Avec les dimensions, on peut extraire une masse volumique moyenne pour un stator et un rotor.

Les masses sont lues sur les données du fabricant, les volumes sont calculés de cette manière.

(5-11)

$$V_r[m^3] = \frac{\pi \cdot D_{r,ext}^2}{4} \cdot l_r - \frac{\pi \cdot D_{r,int}^2}{4} \cdot l_r$$

(5-12)

$$V_s[m^3] = \frac{\pi \cdot D_{s,ext}^2}{4} \cdot l_s - \frac{\pi \cdot D_{r,ext}^2}{4} \cdot l_s$$

Les masses volumiques valent donc ceci.

(5-13)

$$mv_r \left[\frac{kg}{m^3} \right] = \frac{m_r}{V_r}$$

$$mv_s \left[\frac{kg}{m^3} \right] = \frac{m_s}{V_s}$$

Certains moteurs dont le poids ou les dimensions statoriques ne sont pas données ont été écartés des tableaux.

Tableau 5-3 : Masses volumiques pour des moteurs couple

Moteurs couple									
Fabricant	Machine	Couple nominal @ΔT	Rotor		Stator		Poids		
			Diamètre du rotor	Longueur du rotor	diamètre du stator	longueur du stator	Poids du stator	Poids du rotor	Poids total
			Nnom	Dr	Lr	Ds	Ls	ms	mr
		[Nm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[kg]	[kg]	[kg]
Etel	TMK175-100 (3UBS)	167.0	118.0	131.0	198	150	16.5	7.63	24.1
Etel	TMK175-150 (3UBS)	250.0	118.0	181.0	198	200	23.4	11	34.4
Etel	TMB+175-100 (RA)	127.0	118.0	101.0	198	150	16.3	3.35	19.7
Technotion	QTL-A 210-65	74.6	160.0	41.0	210	41	4.2	1.6	5.8
Technotion	QTL-A 230-105	169.8	160.0	81.0	230	81	9	3.2	12.2

Fabricant	Machine	Couple nominal @ΔT	Masse volumique						
			Diam. creux dans le rotor	Volume du creux dans le rotor	Volume du stator	Volume du rotor	Masse volumique du stator	Masse volumique du rotor	Ratio Ds/Dr
			Nnom	Dcr	Vcr	Vs	Vr	ps	pr
		[Nm]	[mm]	[m^3]	[m^3]	[m^3]	[kg/m^3]	[kg/m^3]	[-]
Etel	TMK175-100 (3UBS)	167.0	50	0.00026	0.00319	0.00118	5179	6492	1.7
Etel	TMK175-150 (3UBS)	250.0	50	0.00036	0.00418	0.00162	5600	6773	1.7
Etel	TMB+175-100 (RA)	127.0	90	0.00064	0.00351	0.00046	4638	7251	1.7
Technotion	QTL-A 210-65	74.6	140	0.00063	0.00060	0.00019	7050	8281	1.3
Technotion	QTL-A 230-105	169.8	140	0.00125	0.00174	0.00038	5182	8383	1.4

La masse volumique moyenne du stator pour un moteur couple vaut $mv_s = 5530 \left[\frac{kg}{m^3} \right]$.

La masse volumique moyenne du rotor pour un moteur couple vaut $mv_r = 7436 \left[\frac{kg}{m^3} \right]$.

Tableau 5-4 : Masses volumiques pour des moteurs vitesse

Moteurs vitesse									
Fabricant	Machine	Couple nominal @ ΔT	Rotor		Stator		Poids		
			Diamètre du rotor	Longueur du rotor	diamètre du stator	longueur du stator	Poids du stator	Poids du rotor	Poids total
		Nnom [Nm]	Dr [mm]	Lr [mm]	Ds [mm]	Ls [mm]	ms [kg]	mr [kg]	mr [kg]
Parker Hannifin	GVM 142-075-XQW	27.5	95.0	75.0	133	75	5	3.5	8.5
Bosch Rexroth	MSS102F-0800	26.0	46.0	306.0	120	306	7.2	3	10.2
COMPRO	RET 60	30.0	84.0	70.0	169	120	4.8	2	6.8
COMPRO	REX 30	27.0	146.0	30.0	216	70	3.7	1.6	5.3

Fabricant	Machine	Couple nominal @ ΔT	Masse volumique						Ratio Ds/Dr
			Diam. creux dans le rotor	Volume du creux dans le rotor	Volume du stator	Volume du rotor	Masse volumique du sator	Masse volumique du rotor	
		Nnom [Nm]	Dcr [mm]	Vcr [m ³]	Vs [m ³]	Vr [m ³]	ps [kg/m ³]	pr [kg/m ³]	ratio DsDr [-]
Parker Hannifin	GVM 142-075-XQW	27.5	38	0.00009	0.00051	0.00045	9797	7838	1.4
Bosch Rexroth	MSS102F-0800	26.0	0	0.00000	0.00295	0.00051	2439	5899	2.6
COMPRO	RET 60	30.0	16	0.00001	0.00230	0.00037	2083	5350	2.0
COMPRO	REX 30	27.0	20	0.00001	0.00206	0.00049	1794	3247	1.5

La masse volumique moyenne du stator pour un moteur vitesse vaut $mv_s = 4028 \left[\frac{kg}{m^3} \right]$.

La masse volumique moyenne du rotor pour un moteur vitesse vaut $mv_r = 5583 \left[\frac{kg}{m^3} \right]$.

A l'aide de toutes ces grandeurs et de l'équation (5-2), il est possible en fixant des dimensions d'estimer un couple ou un poids et inversement. A partir de ce point, plusieurs possibilité sont envisagées et les cas sortants déjà du cahier des charges peuvent être écartés.

Pour ce faire, une plage de différents diamètres en partant du diamètre maximal de stator est analysée. Les dimensions du rotor sont donc estimées avec la moyenne du ratio D_s/D_r des tableaux d'en dessus concernant les masses volumiques.

5.3. Calculs et prédimensionnement par ordre de grandeur

A l'aide du chapitre précédent et toujours selon (5-2), la longueur active et le poids de machines sur une certaine plage de diamètres sont calculés. Ce qui permet déjà d'écartier les variantes ne correspondant pas au cahier des charges, ainsi que de se faire une idée des dimensions possibles.

On part du diamètre maximal selon le cahier des charges $D_s = 250 [mm]$, sauf pour les moteurs vitesse qui sont plus fins. Un ratio moyen entre diamètre de stator et diamètre de rotor permet d'estimer D_r .

5.3.1.1. Analyse des variantes

Tableau 5-5 : Valeurs fixées pour le dimensionnement approximatif

Moteurs couple									
Valeurs retenues pour un moteur type			Diamètre du stator et du rotor ($D_r = D_s / \text{ratio}_{DsDr}$)						
Densité de force tangentielle	Masse volumique du stator	Masse volumique du rotor	D_s250	D_s225	D_s200	D_s175	D_s150	D_s125	D_s100
γ	ρ_s	ρ_r	[m]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m]
[kN/m ²]	[kg/m ³]	[kg/m ³]	0.250	0.225	0.200	0.175	0.150	0.125	0.100
50	5945	6602	D_r250	D_r225	D_r200	D_r175	D_r150	D_r125	D_r100
			0.161	0.145	0.128	0.112	0.096	0.080	0.064
Moteurs vitesse									
Valeurs retenues pour un moteur type			Diamètre du stator et du rotor ($D_r = D_s / \text{ratio}_{DsDr}$)						
Densité de force tangentielle	Masse volumique du stator	Masse volumique du rotor	D_s225	D_s200	D_s175	D_s150	D_s125	D_s100	D_s075
γ	ρ_s	ρ_r	[m]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m]
[kN/m ²]	[kg/m ³]	[kg/m ³]	0.225	0.200	0.175	0.150	0.125	0.100	0.075
29	4028	5583	D_r250	D_r225	D_r200	D_r175	D_r150	D_r125	D_r100
			0.119	0.106	0.092	0.079	0.066	0.053	0.040

Le diamètre étant fixé, la densité de force tangentielle également, les deux valeurs libres restantes de (5-2) sont donc le couple et la longueur active.

Pour avoir un point de comparaison avec le moteur actuel de la voiture, on dit que le couple aux roues doit être le même. Les deux nouveaux moteurs doivent donc fournir chacun une moitié du couple actuel aux roues.

(5-14)

$$M_{roue,actuel} = M_{nom,Emrax} \cdot r_{actuel} = 68 \cdot 3 = 204 [Nm]$$

$$M_{roue,new} = M_{roue,actuel} \rightarrow M_{nom,new} = \frac{204}{2 \cdot r_{new}} = \frac{102}{r_{new}}$$

En ce qui concerne la vitesse de rotation, elle n'influence pas les calculs et est notée à titre purement indicatif. C'est simplement la vitesse maximale discutée dans le cahier des charges.

Le rapport de réduction est limité à $r = 12$. Car la vitesse correspondante selon la vitesse max calculée précédemment dans 4.4.1.2 vaut :

(5-15)

$$n_{max,r=12} = 1819 [rpm] \cdot 12 = 21'827 [rpm]$$

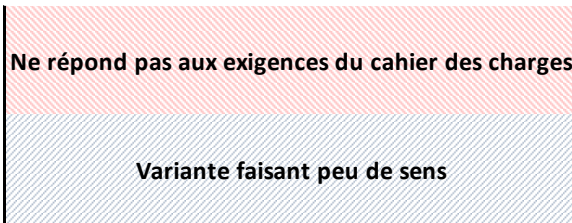
Ce qui correspond à une fréquence sinusoïdale pour une machine de 2 pôles :

(5-16)

$$f = \frac{n_{max,r=12} \cdot 2p}{60} = \frac{21'827 \cdot 2}{60} = 727.6 [Hz]$$

Les onduleurs actuels sont performants et capables d'atteindre cette fréquence. Néanmoins, ils commencent à être spécifiques au-delà de ces fréquences, il y a également les perturbations et pertes liées à la commutation à prendre en compte. De plus, une machine autant rapide demande une certaine attention en termes d'usure et de contraintes.

Concernant les tableaux suivants :



Les valeurs sont tracées comme ceci sur les tableaux suivants.

Les variantes faisant peu de sens sont :

- Un moteur couple dont la longueur est au moins 1,5x le diamètre. Ce qui est plutôt une géométrie de moteur vitesse.
- Un moteur vitesse dont le diamètre est au moins 1,5x la longueur. Ce qui est plutôt une géométrie de moteur couple.

Les variantes suivantes ne font pas de sens mais ne sont pas rayées, car c'est une évidence et elles nécessitent une réflexion plutôt qu'un calcul.

- Un rapport de $r = 0.5$ signifie un plus gros moteur pour suivre la demande en couple, en plus accompagné par un réducteur qui pèse un certain poids, cette variante ne fait pas de sens dans notre application.
- Également, un moteur couple n'est généralement pas une machine avec de grandes vitesses de rotation, comme c'est le cas dans certaines lignes du tableau, néanmoins, dans le cadre du travail de Bachelor, toutes ces possibilités sont analysées.

Les poids des réducteurs sont estimés à l'aide de données de fabricants de réducteurs dimensionnés pour notre application comme les réducteurs de chez Neugart. www.neugart.com

Chaque colonne de longueur active est la longueur active correspondant au diamètre, par exemple la colonne La250 correspond à la longueur active pour un diamètre de stator $D_s = 250$ [mm].

Tableau 5-6 : Variantes de moteurs couple

Comparaison des variantes de moteurs couple									
Rapport de réduction	Vitesse max (avec FW)	Couple nominal	Longueur active	Longueur active	Longueur active	Longueur active	Longueur active	Longueur active	Longueur active
r	n_{max}	M_{nom}	La250	La225	La200	La175	La150	La125	La100
[-]	[rpm]	[Nm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
0.5	909	204	100	123	156	204	278	400	625
1	1819	102	50	62	78	102	139	200	313
2	3638	51	25	31	39	51	69	100	156
3	5457	34	17	21	26	34	46	67	104
4	7276	26	13	15	20	26	35	50	78
5	9095	20	10	12	16	20	28	40	63
6	10913	17	8	10	13	17	23	33	52
7	12732	15	7	9	11	15	20	29	45
8	14551	13	6	8	10	13	17	25	39
9	16370	11	6	7	9	11	15	22	35
10	18189	10	5	6	8	10	14	20	31
11	20008	9	5	6	7	9	13	18	28
12	21827	9	4	5	7	9	12	17	26
Diam. creux rotor	Diam. creux rotor	Diam. creux rotor	Diam. creux rotor	Diam. creux rotor	Diam. creux rotor	Diam. creux rotor			
Dcr250	Dcr225	Dcr200	Dcr175	Dcr150	Dcr125	Dcr100			
[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]			
141	125	108	92	76	60	44			

Poids																	
Rapport de réduction	Poids du stator	Poids réducteur	Poids du rotor	Poids total	Poids du rotor	Poids total	Poids du rotor	Poids total	Poids du rotor	Poids total	Poids du rotor	Poids total	Poids du rotor	Poids total	Poids du rotor	Poids total	Poids total
r	m_s	m_{red}	m_r	m_{tot}	m_r	m_{tot}	m_r	m_{tot}	m_r	m_{tot}	m_r	m_{tot}	m_r	m_{tot}	m_r	m_{tot}	m_{tot}
[-]	[kg]	[kg]	[kg]	[kg]	[kg]	[kg]	[kg]	[kg]	[kg]	[kg]	[kg]	[kg]	[kg]	[kg]	[kg]	[kg]	[kg]
0.5	17.1	2.1	3.1	22.4	5.3	24.6	7.3	26.5	8.9	28.2	10.3	29.6	11.5	30.7	12.4	31.6	31.6
1	8.6	0.0	1.6	10.1	2.7	11.2	3.6	12.2	4.5	13.0	5.2	13.7	5.7	14.3	6.2	14.7	14.7
2	4.3	2.1	0.8	7.2	1.3	7.7	1.8	8.2	2.2	8.6	2.6	9.0	2.9	9.3	3.1	9.5	9.5
3	2.9	2.3	0.5	5.7	0.9	6.0	1.2	6.4	1.5	6.6	1.7	6.9	1.9	7.1	2.1	7.2	7.2
4	2.1	2.5	0.4	5.0	0.7	5.3	0.9	5.6	1.1	5.8	1.3	5.9	1.4	6.1	1.5	6.2	6.2
5	1.7	2.7	0.3	4.7	0.5	4.9	0.7	5.1	0.9	5.3	1.0	5.4	1.1	5.6	1.2	5.6	5.6
6	1.4	2.9	0.3	4.6	0.4	4.8	0.6	4.9	0.7	5.1	0.9	5.2	1.0	5.3	1.0	5.4	5.4
7	1.2	3.1	0.2	4.5	0.4	4.7	0.5	4.8	0.6	5.0	0.7	5.1	0.8	5.1	0.9	5.2	5.2
8	1.1	3.3	0.2	4.6	0.3	4.7	0.5	4.8	0.6	4.9	0.6	5.0	0.7	5.1	0.8	5.1	5.1
9	1.0	3.5	0.2	4.6	0.3	4.7	0.4	4.9	0.5	4.9	0.6	5.0	0.6	5.1	0.7	5.1	5.1
10	0.9	3.7	0.2	4.7	0.3	4.8	0.4	4.9	0.4	5.0	0.5	5.1	0.6	5.1	0.6	5.2	5.2
11	0.8	3.9	0.1	4.8	0.2	4.9	0.3	5.0	0.4	5.1	0.5	5.1	0.5	5.2	0.6	5.2	5.2
12	0.7	4.1	0.1	4.9	0.2	5.0	0.3	5.1	0.4	5.2	0.4	5.2	0.5	5.3	0.5	5.3	5.3

Comme la surface externe du rotor (surface active) doit rester la même pour un couple donné, le volume et donc le poids du stator ne varient pas pour un même rapport de réduction.

Concernant les moteurs vitesse, les variantes existantes ne disposent pas, pour la grande majorité, de diamètre creux dans le rotor. Le poids du rotor ne varie alors pas pour un même rapport de réduction.

Tableau 5-7 : Variantes de moteurs vitesse

Comparaison des variantes de moteurs vitesse									
Rapport de réduction	Vitesse max (sans FW)	Couple nominal	Longueur active	Longueur active	Longueur active	Longueur active	Longueur active	Longueur active	Longueur active
r	n_{max}	M_{nom}	La_{250}	La_{225}	La_{200}	La_{175}	La_{150}	La_{125}	La_{100}
[-]	[rpm]	[Nm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
0.5	909	204	319	404	527	718	1034	1615	2872
1	1819	102	160	202	264	359	517	808	1436
2	3638	51	80	101	132	179	258	404	718
3	5457	34	53	67	88	120	172	269	479
4	7276	26	40	50	66	90	129	202	359
5	9095	20	32	40	53	72	103	162	287
6	10913	17	27	34	44	60	86	135	239
7	12732	15	23	29	38	51	74	115	205
8	14551	13	20	25	33	45	65	101	179
9	16370	11	18	22	29	40	57	90	160
10	18189	10	16	20	26	36	52	81	144
11	20008	9	15	18	24	33	47	73	131
12	21827	9	13	17	22	30	43	67	120
Rapport de réduction	Poids du rotor	Poids du stator	Poids réducteur	Poids total					
r	m_r	m_s	m_{red}	m_{tot}					
[-]	[kg]	[kg]	[kg]	[kg]					
0.5	9.9	36.9	2.1	48.8					
1	4.9	18.4	0.0	23.4					
2	3.3	9.2	2.1	14.6					
3	2.5	6.1	2.2	10.8					
4	2.0	4.6	2.3	8.9					
5	1.6	3.7	2.4	7.7					
6	1.4	3.1	2.5	7.0					
7	1.2	2.6	2.6	6.5					
8	1.1	2.3	2.7	6.1					
9	1.0	2.0	2.8	5.8					
10	0.9	1.8	2.9	5.6					
11	0.8	1.7	3.0	5.5					
12	0.0	1.5	3.1	4.6					

5.3.1.2. Synthèse de l'analyse des variantes

La frontière entre moteur couple et moteur vitesse n'est pas une frontière bien délimitée, elle permet simplement de comparer deux types de variantes. Il est tout à fait possible de dimensionner un moteur se trouvant entre les deux.

On retient tout d'abord avec ces tableaux qu'il est difficile de concurrencer le moteur Emrax tout en restant dans le cahier des charges en termes de poids, le volume à disposition ne pose pas de problèmes. En étant moins exigeant sur le couple nominal, il devient possible de dimensionner des moteurs en respectant le cahier des charges.

En ce qui concerne les moteurs couple :

- Lorsque la longueur augmente et le diamètre diminue, le volume occupé par le creux dans le rotor se réduit, ce qui explique pourquoi les variantes deviennent plus lourdes avec une réduction du diamètre et augmentation de la longueur.
- L'idéal serait $r = 1$ pour des questions de simplicité et autres déjà discutés dans 4.4.1.1. Le couple nominal doit probablement être réduit pour rentrer dans le poids maximal.
- Pour maximiser le couple et la densité de puissance, il faut maximiser le diamètre. Ce qui est confirmé par ces tableaux, on note que plus D_s diminue et la longueur active augmente, plus les moteurs sont lourds (pour un même couple).

En ce qui concerne les moteurs vitesse :

- Pour atteindre un certain couple, la longueur active est grande, ce qui signifie que le rapport de réduction est à maximiser pour réduire la demande de couple et donc la taille.
- Ils ont malgré la tendance habituelle, un désavantage en termes de poids dans notre cas, car le diamètre réduit signifie un volume creux dans le rotor très réduit voir inexistant.

5.3.1.3. Prédimensionnement pour le volume maximal

Pour se situer plus clairement dans le cahier des charges, on effectuera en premier à l'aide des valeurs trouvées précédemment, un calcul pour une machine occupant tout le volume à disposition.

- Diamètre max : 250 [mm]
- Longueur max : 200 [mm]

Le couple est calculé selon l'équation (5-2). En s'appuyant sur les variantes analysées, la surface active du rotor pour un stator de longueur totale de 200 [mm] est estimée à 160 [mm].

(5-17)

$$M \cong 50.4 \cdot 10^3 \left[\frac{N}{m^2} \right] \cdot 0.16[m] \cdot \frac{0.16[m]}{2} \cdot 0.16[m] \cong 334 [Nm]$$

On retrouve les volumes correspondant, avec un diamètre de rotor de 160 [mm] et un diamètre creux dans le rotor de 140 [mm]. Le diamètre du rotor est réduit à 230 [mm] pour laisser place au manchon de refroidissement sans dépasser le diamètre maximal.

(5-18)

$$V_r \cong \frac{\pi \cdot 0.16^2}{4} \cdot 0.16 - \frac{\pi \cdot 0.14^2}{4} \cdot 0.16 \cong 0.74 \cdot 10^{-3} [m^3]$$

$$V_s \cong \frac{\pi \cdot 0.23^2}{4} \cdot 0.2 - \frac{\pi \cdot 0.16^2}{4} \cdot 0.2 \cong 4.29 \cdot 10^{-3} [m^3]$$

Finalement les masses, en multipliant le volume par les masses volumiques d'un moteur couple typique.

(5-19)

$$m_r = 7436 \cdot 0.74 \cdot 10^{-3} = 5.6 [kg]$$

$$m_s = 5530 \cdot 4.29 \cdot 10^{-3} = 23.7 [kg]$$

$$m_{tot} = 13.35 + 5.55 = \mathbf{29.3 [kg]}$$

Le poids pour une machine est bien trop élevé par rapport à la valeur limite du cahier des charges.

Selon le creux possible dans le rotor, le poids estimé est encore légèrement faible.

5.3.1.4. Prédimensionnement pour le poids maximal

Par après, il est également possible, à l'aide du poids maximal autorisé, de déterminer les dimensions limites que peuvent atteindre les moteurs et donc en déduire le couple qu'il est possible d'atteindre avec les restrictions du cahier des charges.

En partant de la restriction de poids de 8 [kg], les dimensions et donc le couple des machines sont donc estimés.

Le poids du rotor par rapport à celui du stator peut être défini comme tel.

(5-20)

$$m_s = x \cdot m_r$$

En partant des machines analysées, on définit $x = 2.6$.

(5-21)

$$8 = m_r + 2.6 \cdot m_r \rightarrow m_r = \frac{8}{1 + 2.6} = 2.16 [kg]$$

$$m_s = m_{tot} - m_r = 8 - 2.16 = 5.84 [kg]$$

Avec les masses volumiques, les volumes sont calculés.

(5-22)

$$V_r = \frac{m_r}{m v_r} = \frac{2.16}{7436} = 0.30 \cdot 10^{-3} [m^3]$$

$$V_s = \frac{m_s}{m v_s} = \frac{5.84}{5530} = 1.05 \cdot 10^{-3} [m^3]$$

Pour un moteur couple, on cherche à maximiser le diamètre de la machine, on choisit donc $D_s = 230 [mm]$ (en prenant comme diamètre du manchon de refroidissement à 250 [mm]), selon les valeurs analysées et utilisées précédemment, on définit aussi $D_r = 160 [mm]$.

Les longueurs sont calculées à partir des volumes et des diamètres.

(5-23)

$$L_s = \frac{1.05 \cdot 10^{-3}}{\frac{\pi \cdot 0.23^2}{4} - \frac{\pi \cdot 0.16^2}{4}} = 48.7 \text{ [mm]}$$

Pour le rotor, sa longueur doit logiquement être inférieure à celle du stator, dans cette étude de cas on estime la longueur du rotor à $L_r = 0.8 \cdot L_s$, estimation faite avec les machines analysées.

(5-24)

$$L_r = 0.8 \cdot 48.7 = 39 \text{ [mm]}$$

Le diamètre creux dans le rotor D_{cr} se calcule avec la masse volumique V_r , la longueur L_r ainsi que le diamètre du rotor D_r .

(5-25)

$$V_r = L_r \cdot \frac{\pi}{4} \cdot (D_r^2 - D_{cr}^2) \rightarrow D_{cr} = \sqrt{D_r^2 - \frac{4 \cdot V_r}{\pi \cdot L_r}} = \sqrt{0.16^2 - \frac{4 \cdot 0.30 \cdot 10^{-3}}{\pi \cdot 0.039}} = 126 \text{ [mm]}$$

L'augmentation du ratio x fait augmenter le diamètre creux dans le rotor D_{cr} .

Ces valeurs correspondent alors au couple suivant selon l'équation (5-2).

$$M = \gamma \cdot \pi \cdot D_r \cdot \frac{D_r}{2} \cdot l_r = 50.4 \cdot 10^3 \left[\frac{N}{m^2} \right] \cdot \pi \cdot 0.16 \cdot \frac{0.16}{2} \cdot 0.039 = 79 \text{ [Nm]}$$

Ce résultat est une approximation du couple nominal atteignable pour chaque machine en respectant le cahier des charges. Cependant, dans le cadre du dimensionnement grossier, plusieurs valeurs notamment le ratio $x = 2.6$ sont estimées, il n'est donc pas possible d'affirmer si ce couple est trop élevé ou trop faible. Cette valeur sert de bonne approximation pour un dimensionnement plus précis.

Ce couple est vérifiable via des simulations au chapitre 6.

5.4. Choix des variantes

Il est clair que le poids est la limitation critique dans notre cas, c'est pourquoi, pour le prédimensionnement des diamètres du stator et du rotor, les calculs seront effectués tel que 5.3.1.4.

Selon les tableaux du 5.3.1.1, le nombre de possibilités est restreint car le couple avec lequel les calculs ont été effectués est exigeant.

Ceci est une bonne raison pour partir du poids maximal et d'en déterminer des dimensions ainsi qu'un couple, en ayant comme ordre de grandeur en tête, les valeurs de ces tableaux.

Les machines analysées ne sont pas spécialement conçues pour être le plus légères possible.

C'est pourquoi il reste à tester par calculs et simulations, si contrairement à ce que montrent les tableaux, il est possible de concurrencer l'Emrax tout en restant léger. Notamment en augmentant le nombre de pôles comme expliqué dans 4.4.1.1.

Selon les tableaux, on se concentrera dans le cadre de ce diplôme sur le dimensionnement d'un moteur-couple. Le temps à disposition ne permet pas de dimensionner plusieurs variantes de manière approfondie.

On choisit ce type de machine du fait de leur densité de force légèrement supérieure, également car la suppression du réducteur simplifie la maintenance et augmente le rendement de la chaîne cinématique. Le poids du réducteur est peu estimable et le dimensionnement devrait développer plusieurs rapports de réduction pour les comparer, ce qui prendrait du temps supplémentaire.

Selon la synthèse faite au 5.3.1.2, le diamètre sera alors maximisé et la longueur active adaptée en conséquence.

5.5. Prédimensionnement supplémentaire

5.5.1. Valeurs fixées

La taille de l'entrefer δ doit d'un point de vue électrique, être minimisée. Cependant pour des questions de montage et de précision d'usinage, l'entrefer se veut plus large d'un point de vue mécanique. Il est nécessaire de trouver un compromis.

- Pour une machine de cette taille, l'entrefer est fixé à $\delta = 1 [mm]$

Comme énoncé dans le chapitre [4.4.1.1](#), le nombre de pôles est déterminant pour les dimensions, le poids et le couple du moteur. Il est possible de déterminer un nombre de pôles maximal en fonction de la fréquence max du sinus en sortie de l'onduleur, ainsi que de la vitesse max du moteur.

La vitesse maximale du moteur est connue et a été fixée dans [4.4.1.2](#) ($n_{max} = 1819 [rpm]$), la fréquence des sinus quant à elle est fixée à $f_{sinus,max} = 400 [Hz]$ pour rester conservateur et se laisser de la liberté dans le choix de l'onduleur.

Alors le nombre de pôles max se calcule comme suit.

(5-26)

$$n = \frac{f_{sinus,max} \cdot 60}{p_{max}} \rightarrow 2p_{max} = 2 \cdot \frac{f_{sinus,max} \cdot 60}{n} = 2 \cdot \frac{400 \cdot 60}{1819} = 26.4 [-]$$

- Le nombre de pôles max est alors $2p_{max} = 26 [-]$

En ce qui concerne le bobinage, dans l'optique d'avoir un nombre de pôles élevé et pour se faire une première approximation, le nombre d'encoche par pôle et par phase est fixé à 1 pour un bobinage distribué.

- $q = 1 [-]$

En guise de première approximation également et de manière standard, on fixe une valeur d'induction dans le fer.

- $B_{max} = 1.6 [T]$

5.5.2. Dimensionnement des dents et des encoches

Les encoches et les dents du stator sont pré dimensionnées selon certaines grandeurs [8]. Ce dimensionnement permet d'avoir un bon ordre de grandeurs afin d'ajuster les paramètres en simulation.

Le calcul est effectué en exemple pour une machine de 26 pôles. Le nombre d'encoches vaut alors (m étant le nombre de phases).

(5-27)

$$Z = q \cdot 2p \cdot m = 1 \cdot 26 \cdot 3 = 78 \text{ encoches}$$

Le pas dentaire λ est calculé, avec le diamètre D_r estimé dans 5.3.1.4 correspondant à $D_s = 250$ [mm].

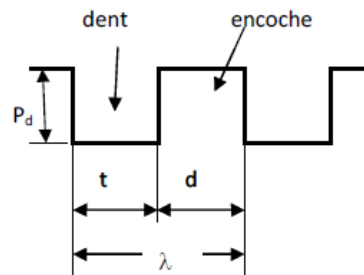


Figure 5-3 : Pas dentaire et taille de dent et d'encoche

(5-28)

$$\lambda = \frac{\pi \cdot D_r}{Z} = \frac{\pi \cdot 0.16}{78} = 6.4 \text{ [mm]}$$

Avec un rapport $\frac{t}{d} = 0.5$, on obtient.

- $t = 3.2$ [mm]
- $d = 3.2$ [mm]

On connaît donc la surface d'une encoche. La profondeur d'encoche est estimée à $P_d = 30$ [mm].

(5-29)

$$S_{enc} = d \cdot P_d = 3.2 \cdot 30 = 96 \text{ [mm}^2\text{]}$$

Pour un facteur de remplissage classique $K_{cu} = 0.45$ [-], la section de cuivre dans une encoche se calcule comme suit.

(5-30)

$$S_{cu} = S_{enc} \cdot 0.45 = 48 \text{ [mm}^2\text{]}$$

En ce qui concerne la densité de courant, pour un conducteur en cuivre refroidi à l'eau on peut aller jusqu'à environ $J = 15$ $\left[\frac{A}{mm^2}\right]$. Comme estimation du courant, on utilisera le courant de la machine TMK0175-050-3UBS de chez Etel qui a servi au prédimensionnement grossier, $I_{nom} = 26.4$ [A]. On trouve alors une section de conducteur.

(5-31)

$$S_c = \frac{I}{J} = \frac{26.4}{15} = 1.76 \text{ [mm}^2\text{]}$$

En supposant qu'il est possible de réaliser cette section, le nombre de conducteurs par encoche vaut ceci.

(5-32)

$$N_c = \frac{S_{cu}}{S_c} = \frac{48}{1.76} = 27.3 [-]$$

Ce qui donne un nombre de conducteurs total.

(5-33)

$$n_{ct} = N_c \cdot Z = 27.3 \cdot 78 = 2127.3 [-]$$

La densité linéique de courant est la suivante.

(5-34)

$$A_c = \frac{n_{ct} \cdot I}{\pi \cdot D_r} = \frac{2127.3 \cdot 26.4}{\pi \cdot 0.16} = 111'726 \left[\frac{A}{m} \right]$$

Ce nombre de conducteurs est élevé pour la petite géométrie du moteur, les dimensions des encoches seront à vérifier.

De plus, la machine sera optimisée pour être le plus légère possible pour un plus grand couple possible, le diamètre D_r sera donc possiblement plus élevé.

Les dimensions calculées dans ce chapitre sont des approximations, de plus, la forme des dents et des encoches n'est pas rectangulaire comme c'est le cas pour le calcul.

6. Base du dimensionnement Motor-CAD

L'objectif est de dimensionner par un processus itératif un certain nombre de machines et de développer les variantes faisant du sens.

Comme défini suite au prédimensionnement 5.4 le poids est le critère limitant, une fois le type de machine défini (nombre de pôles, nombre d'encoches (type de bobinage), type de rotor) le processus de dimensionnement itératif est le suivant.

Deux machines ayant deux types de bobinage sont analysées et comparées dans 9, un bobinage distribué 7 et un bobinage concentrique 8. Le distribué sert également de premier outil pour analyser certaines choses qui sont retranscrites dans le bobinage concentrique.

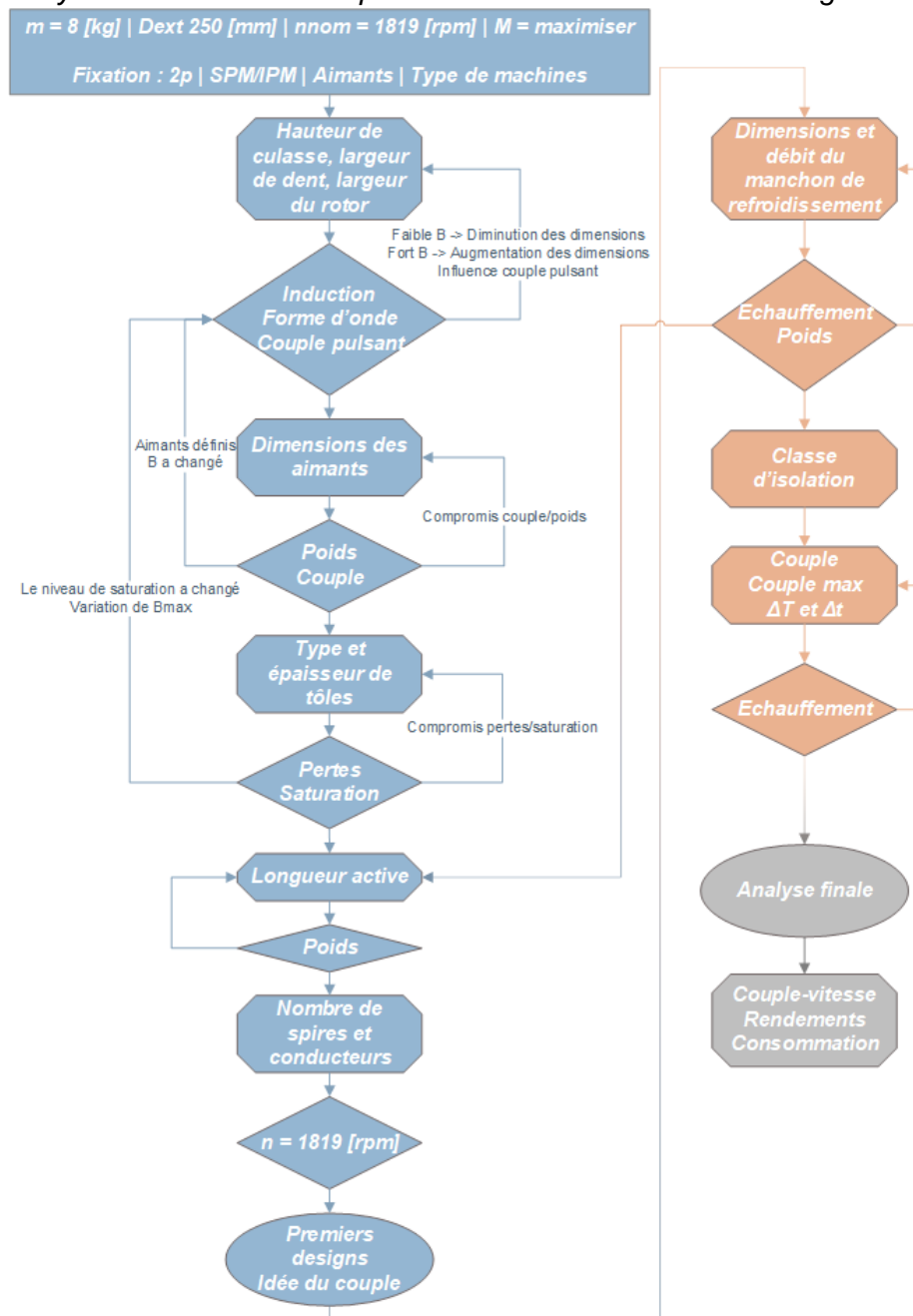


Figure 6-1 : Diagramme du processus de dimensionnement itératif

6.1. Design du prédimensionnement

Comme design de base pour commencer la modélisation, une machine est modélisée selon les critères développés dans le prédimensionnement (diamètres et longueur selon 5.3.1.4, dents/encoches/nombre de spires selon 5.5.2, etc...).

Les autres paramètres non-prédimensionnés tels que les aimants ou les ouvertures d'encoches ont pour l'instant été estimés ou laissés comme paramètre de base. Le type de rotor (SPM) pour cet exemple a été choisi arbitrairement.

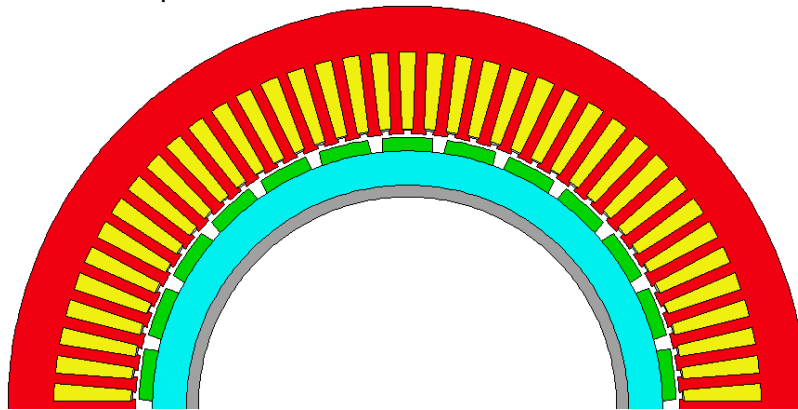


Figure 6-2 : Allure de la machine selon les valeurs de prédimensionnement, vue radiale

On remarque ci-dessous selon l'induction que la hauteur de culasse statorique est grande et peut être réduite, de même que l'épaisseur du rotor.

L'induction dans les dents est supérieure à la première approximation de 1.6 [T] selon 5.5.1, elles doivent être élargies.

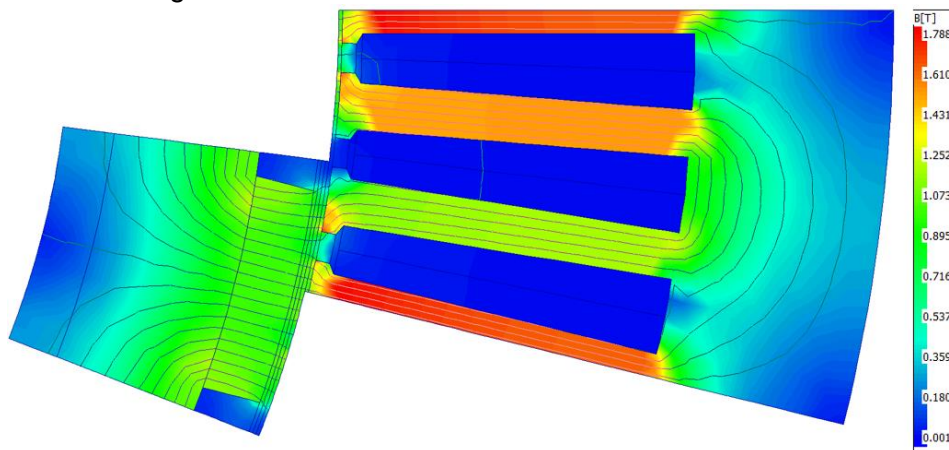


Figure 6-3 : Induction dans la machine prédimensionnée

Les 27 spires dans une encoche. Les conducteurs (chaque spire) seront séparés en plusieurs brins afin de faciliter le bobinage.

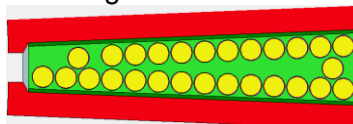


Figure 6-4 : Allure d'une encoche de la machine prédimensionnée

Pour une densité de courant de $15 \left[\frac{A}{mm^2} \right]$, le couple simulé est de 100.9 [Nm].

L'ordre de grandeur permet de confirmer le prédimensionnement. Le couple est légèrement plus élevé car ici la machine est probablement plus lourde.

6.2. Type de rotor et nombre de pôles

6.2.1. SPM et IPM

Les deux rotors typiques des machines PMSM sont les rotors à aimants en surface SPM 2.3.1.1 et rotors à aimants interne (en V) IPM 2.3.1.2. Un modèle à rotor externe est analysé au 9.3.

Selon les avantages et inconvénients décrits dans leurs chapitres respectifs, c'est la machine SPM qui fait le plus de sens pour un moteur couple.

Particulièrement dans notre cas, car ce type de rotor demande moins de fer qu'un IPM comme illustré ci-dessous. Il sera donc plus léger. Le couple est également légèrement supérieur avec des aimants en surface.

L'affaiblissement du champ (meilleur avec un rotor IPM) n'est pas nécessaire ici en direct-drive car la vitesse de rotation de la machine est faible.

Les aimants montés en surface doivent être retenus par un bandage, qui fera partie de l'entrefer de 1 [mm]. Ce bandage en fibres mesure environ 0.3 [mm].

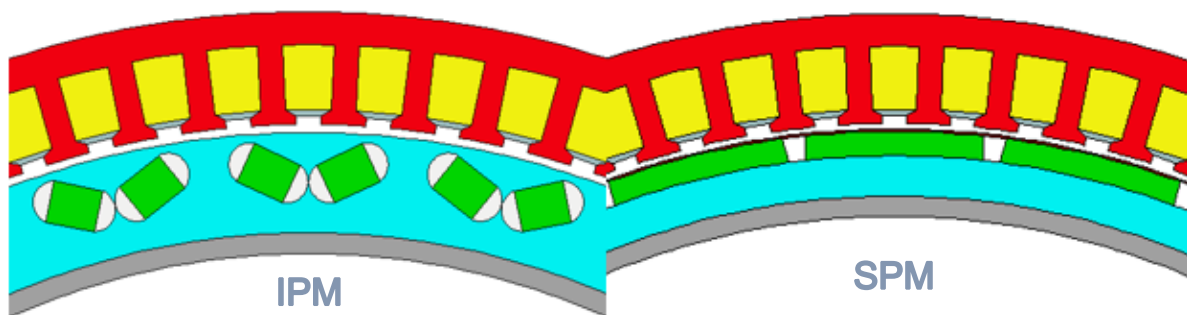


Figure 6-5 : Comparaison d'exemples de géométries entre un rotor IPM (gauche) et SPM (droite)

6.2.2. Nombre de pôles

Les dimensions des tôles sont fonction du nombre de pôles comme expliqué dans 4.4.1.1, elles sont ajustées pour obtenir l'induction souhaitée dans le fer.

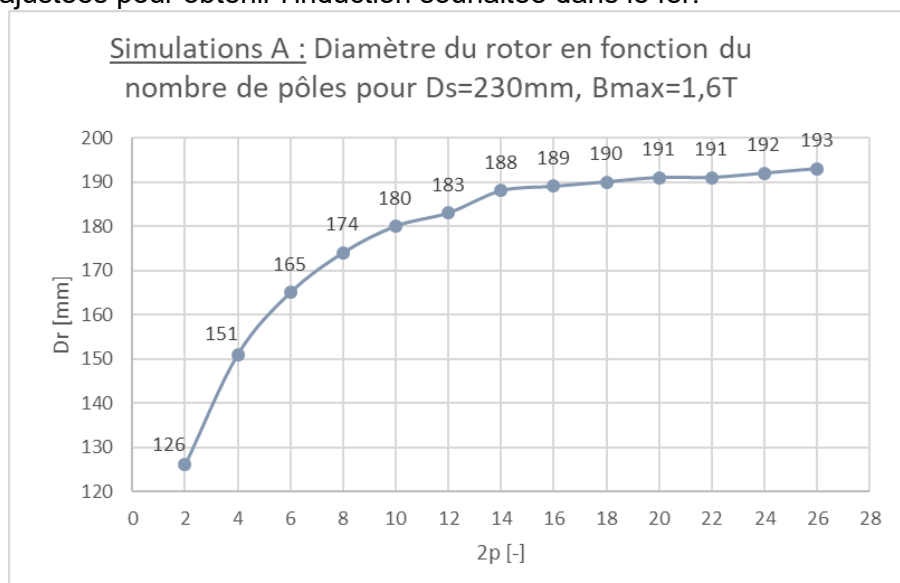


Figure 6-6 : Graphique du diamètre du rotor en fonction du nombre de pôles

A partir d'un certain nombre de pôles les variations de D_r sont minimales. On note avec l'image ci-dessous que les machines avec un plus grand nombre de pôles sont plus fines et donc plus légères pour un même diamètre de stator.

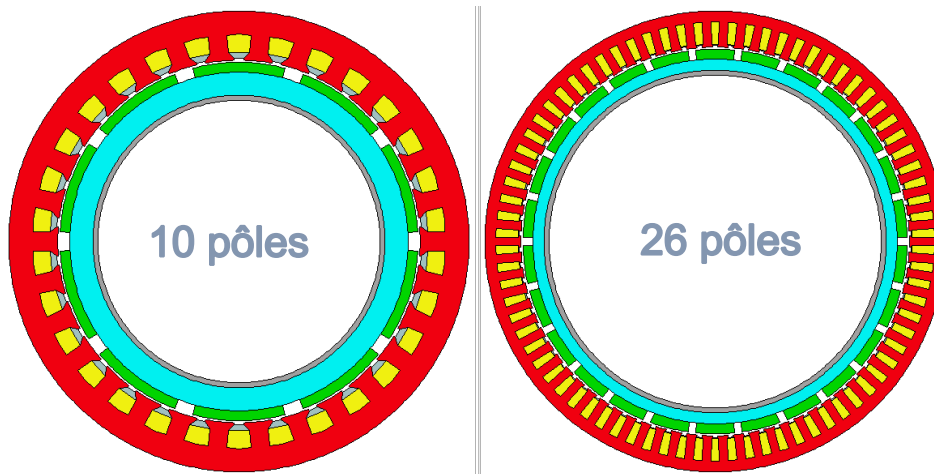


Figure 6-7 : Comparaison des géométries entre un moteur 10 pôles et un moteur 26 pôles

Choix : Les machines disposeront de 26 pôles afin de maximiser le diamètre de rotor.

Le nombre d'encoches selon la première estimation est alors.

(6-1)

$$Z = q \cdot 2p \cdot m = 1 \cdot 26 \cdot 3 = 78 [-]$$

6.3. Qualité des aimants permanents

Afin de minimiser la taille des aimants tout en optimisant le flux magnétique, on choisira des aimants de bonne qualité N54UH. Dont les courbes de démagnétisation sont les suivantes.

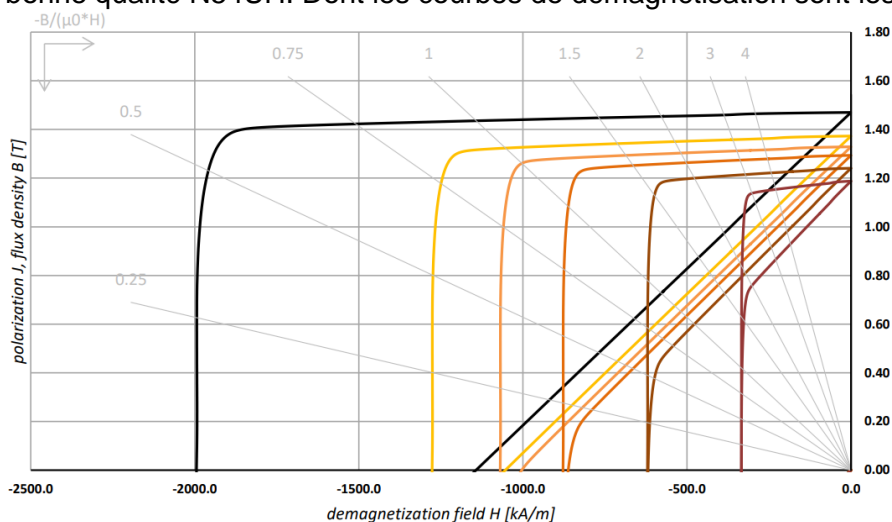


Figure 6-8 : Courbes de démagnétisation pour N54UH

A 20 [°C], l'induction vaut $B_r = 1.47$ [T] et le champ coercitif $H_{jc} = 1995$ $\left[\frac{kA}{m}\right]$.

Ces aimants permettent alors d'économiser du poids et d'augmenter la taille des encoches pour placer plus de conducteurs par exemple.

Pour des raisons de coûts et de simplicité de fabrication, la magnétisation des aimants est parallèle.

6.4. Types de bobinage

En guise de première approximation c'est jusqu'à maintenant un bobinage distribué avec $q = 1$ qui a été étudié. Les désavantages de ce type de bobinage sont les grandes têtes de bobines ainsi que l'extension de ces tête d'environ $5 - 10 [mm]$ avec le papier d'isolation monté dans les encoches (l'extension due au papier d'isolation pour un bobinage concentrique est aussi présente et est de $2 - 4 [mm]$).

Le bobinage distribué (gauche ci-dessous) contient plus de pertes cuivre car les têtes de bobines sont des pertes uniquement, le rendement peut alors être optimisé en optant pour un bobinage concentrique (droite) avec des têtes de bobines réduites et donc des longueurs de fils minimisées. On optera pour un moteur court plutôt pour un bobinage concentrique car les têtes de bobines représentent un bon pourcentage de la longueur de la machine.

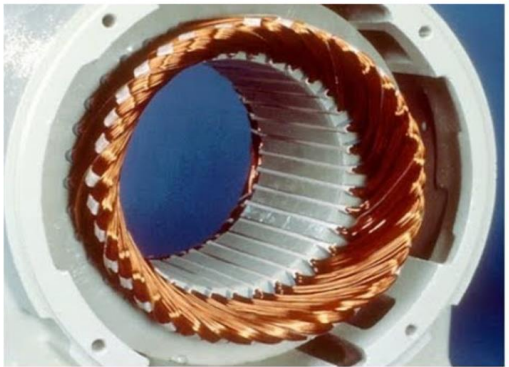
L'autre avantage du bobinage concentrique est qu'il est facile à bobiner, avec des bobines qui peuvent simplement s'enfiler dans les encoches. Cette facilité permet d'améliorer le facteur de remplissage des encoches pour avoir une meilleure densité de puissance, ce qui correspond bien à un moteur couple.

- $K_{cu,distribué} \rightarrow 0.5$
- $K_{cu,concentrique} \rightarrow 0.6$

Le facteur de bobinage est néanmoins plus faible.

Dans un bobinage concentrique, le nombre d'encoches est proche du nombre de pôles.

Distributed Winding



Concentrated Winding



Figure 6-9 : Image d'un bobinage distribué (gauche) et concentrique (droite) [10]

7. Machine à bobinage distribué

7.1. Bobinage et optimisation paramétrique

7.1.1. Configuration du bobinage

Le bobinage peut se faire en une ou deux couches, on privilégie le bobinage une couche afin de maximiser le remplissage de cuivre dans une encoche (qui sont déjà petites).

Les bobinages à plusieurs couches nécessitent des isolants supplémentaires car les risques de court-circuit entre phases sont présents.

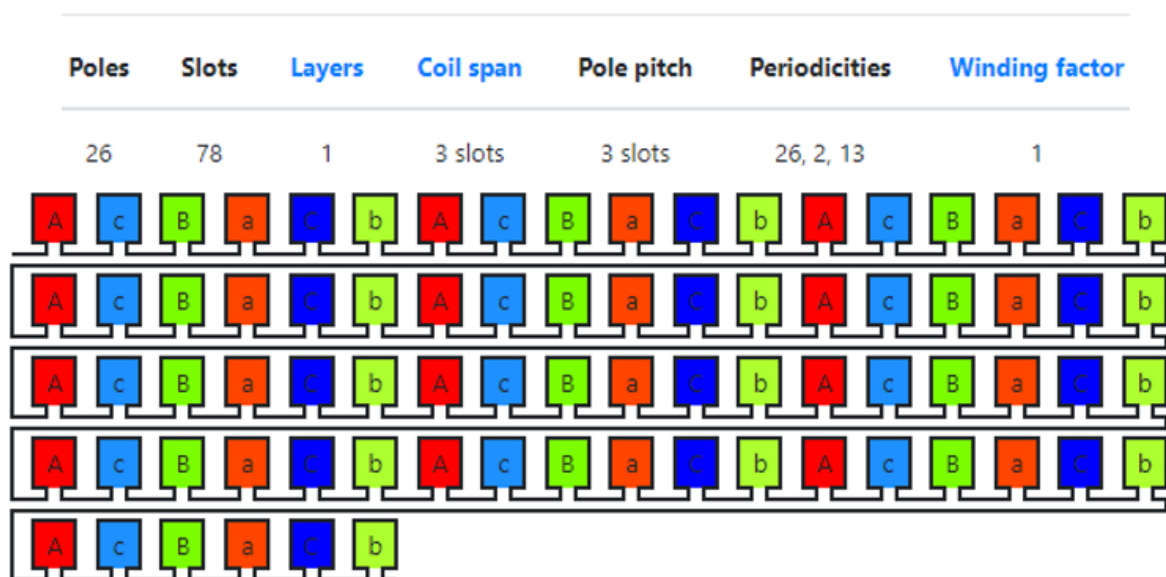


Figure 7-1 : Configuration du bobinage distribué

7.1.2. Flux et induction (première géométrie)

Les dimensions telles que la hauteur de culasse statorique, la largeur des dents, les dimensions du rotor sont modifiées de façon itérative pour atteindre le niveau d'induction dans le fer voulu de $B_{max} = 1.6 [T]$.

Lorsque l'espace dans une encoche est trop restreint, la section des conducteurs est légèrement réduite (le facteur de remplissage K_{cu} est maintenu constant). Inversement lorsque l'espace est agrandi.

Tous ces paramètres influent sur la forme de tensions induites et donc le couple pulsant, ces résultats sont analysés au chapitre suivant 7.1.3.

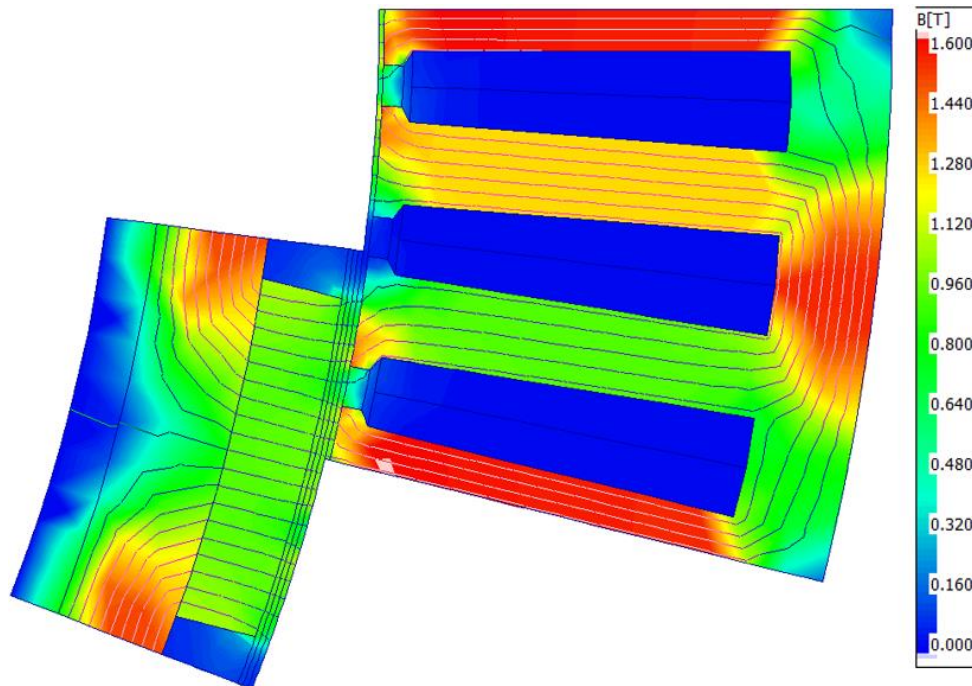


Figure 7-2 : Induction dans la machine avec $B_{max} = 1.6 [T]$

Le fer est donc minimisé en fonction de $B = 1.6 [T]$, cependant, la surface d'encoche a été réduite, ce qui signifie que la section des conducteurs doit être légèrement diminuée donc le courant également.

Cette réduction est compensée par l'augmentation du diamètre du rotor puisque le couple pour une densité de courant de $15 \left[\frac{A}{mm^2} \right]$ est maintenant de $94.9 [Nm]$. La machine est également plus légère et la longueur active peut être augmentée par rapport au design prédimensionné.

7.1.3. Forme d'onde, couple pulsant et skewing

La géométrie de la machine, en particulier des dents, influe sur la forme d'onde de tension induite et par conséquent sur le couple pulsant. L'objectif est de réduire ce couple pulsant afin d'éviter les vibrations causant l'usure de pièces mécaniques.

- Lorsque l'ouverture d'encoche se fait plus grande, le flux a moins la disponibilité de se frayer un chemin de manière continue jusqu'à la culasse statorique. Ce qui résulte en un couple pulsant plus élevé.
De plus, moins de flux signifie moins de couple, même si cette variation est minime. L'ouverture d'encoche est alors un compromis entre couple pulsant et facilité de bobinage.
- Lorsque la dent est plus large, le flux récupéré par les pieds de dent peut circuler plus librement dans le stator, le couple pulsant est plus faible.
Cependant, la surface d'encoche est réduite, les conducteurs également et donc le couple.

Ci-dessous l'allure des tensions induites pour une ouverture d'encoche de 2 [mm] et une largeur de dent $t = 4.1$ [mm].

Les courbes lisses sont avec skewing, celles présentant des oscillation sont sans skewing. Les pics sont a ~ 450 [V]. L'axe horizontal représente la position en degrés électriques.

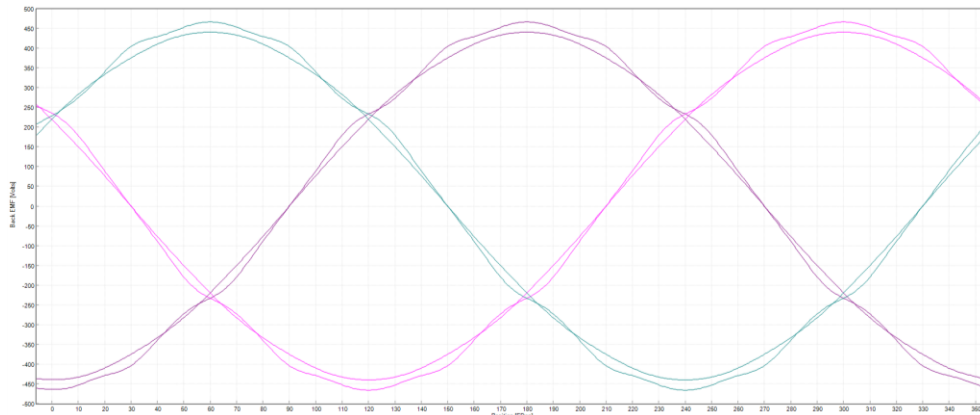


Figure 7-3 : Allure des tensions induites, ouverture d'encoche de 2 [mm]

Le couple de la machine avec et sans skewing ci-dessous. Le couple moyen est de 99.4 [Nm]. L'angle de skewing optimal donné par le logiciel permet à la tension induite d'être sinusoïdale, le couple pulsant est alors nul. Cependant, le couple moyen baisse légèrement avec le skewing (voir le tableau).

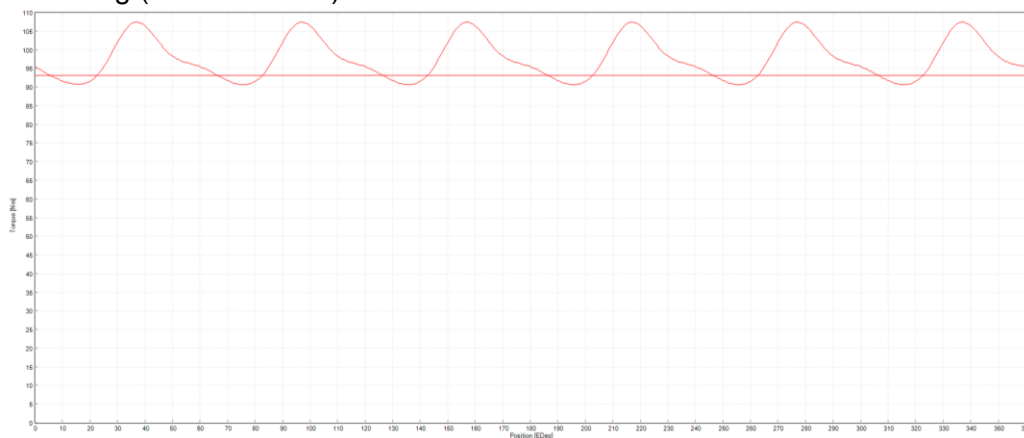


Figure 7-4 : Allure du couple et couple pulsant

Pour comparer à ouverture d'encoche de 3 [mm] par exemple, on remarque de plus petites ondulations sur les courbes sans skewing. Le couple pulsant est alors réduit.

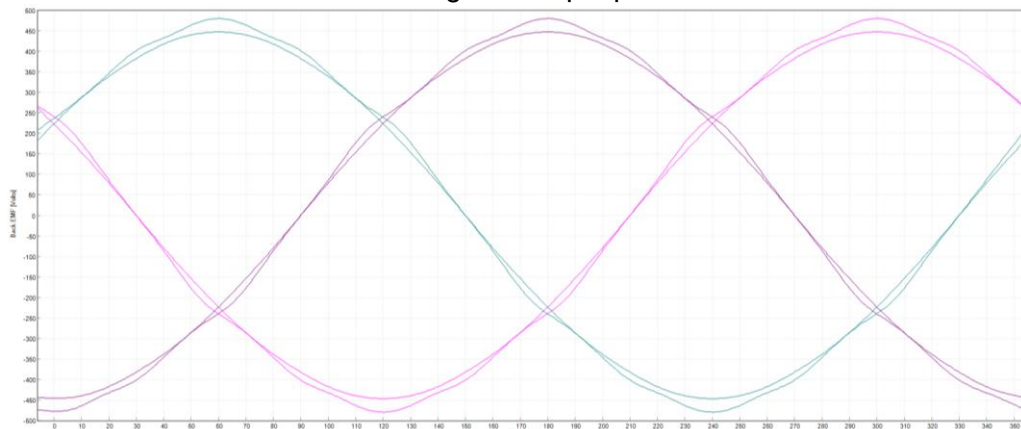


Figure 7-5 : Allure des tensions induites, ouverture d'encoche de 3 [mm]

Tableau 7-1 : Analyse du couple pulsant en fonction de la géométrie des dents

Skewing	Ouverture d'encoche [mm]	Largeur de dent [mm]	Couple moyen [Nm]	Couple pulsant [Nm]	Commentaire
non	2	4.1	99.4	18.5	
non	3	4.1	98.4	21.9	
oui	2	4.1	94.9	0	Couple plus faible avec skewing
oui	3	4.1	94	0	
non	2	4.4	89.4	16.4	Encoche plus petite -> moins de courant
non	2	3.6	101.4	20	Induction 1.73 [T] !

Le skewing sera appliqué pour le distribué, afin de pouvoir laisser une ouverture d'encoche de 3 [mm] pour le bobinage sans se soucier du couple pulsant assez élevé.

7.1.4. Géométrie des aimants permanents

Lorsque la largeur des aimants augmente, l'induction dans le fer augmente. Comme le démontre l'illustration ci-dessous. Le couple augmente également car l'induction dans l'entrefer est plus importante.

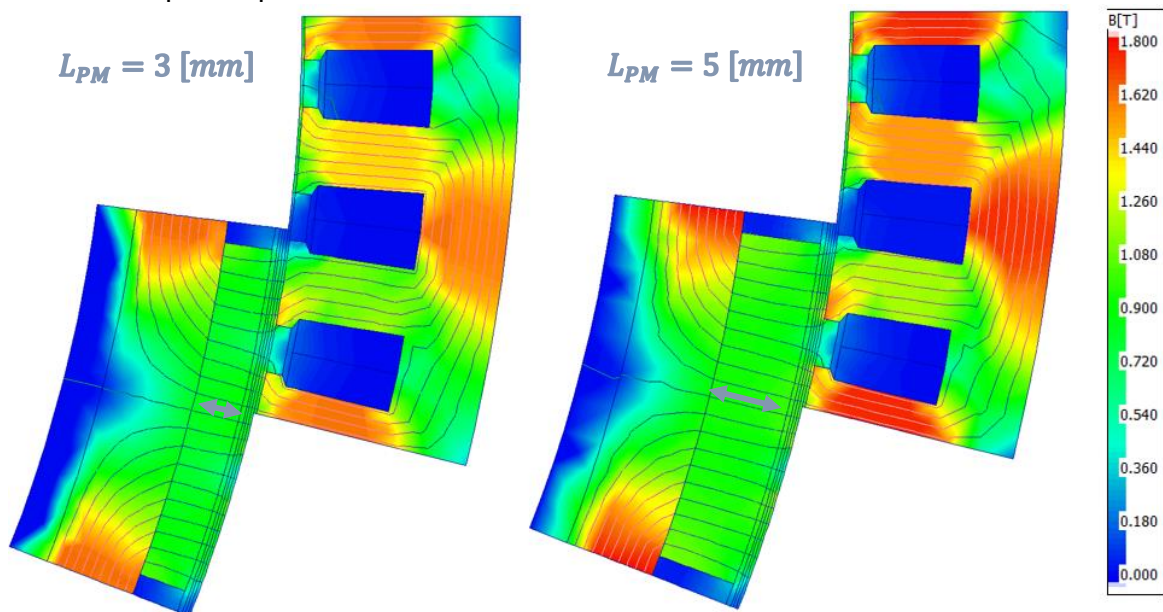


Figure 7-6 : Induction en fonction de la largeur des aimants

L'augmentation de la taille des aimants (donc également du fer) demande une augmentation de poids trop conséquente qui pourrait être plutôt utilisée pour augmenter la longueur du moteur et gagner plus de couple.

On cherchera donc à minimiser la taille des aimants tout en gardant un minimum de 3 [mm] pour être raisonnable et faciliter la production.

En ce qui concerne l'espacement entre les aimants, il sera de 2 – 3 [mm] minimum, étant donné que l'entrefer mesure 1 [mm]. Ceci permet d'éviter que le flux passe d'un aimant à l'autre comme la ligne de flux ci-dessous. Donc maximiser le flux passant par les dents.

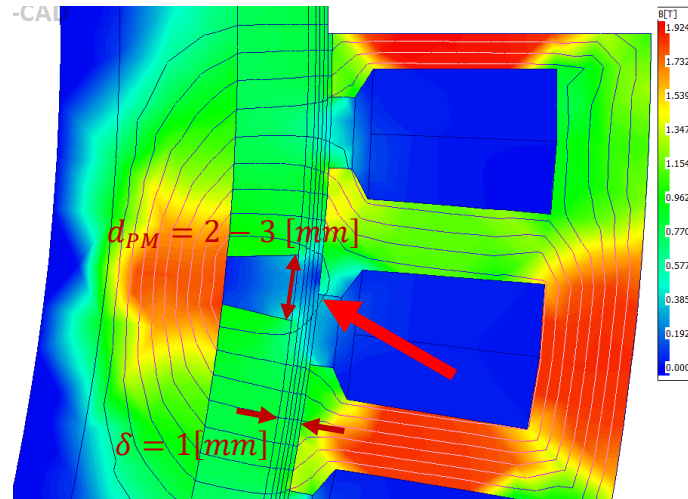


Figure 7-7 : Espacement des aimants

Les pertes fer dans les aimants sont de $\sim 1 - 3 [W]$ pour les deux machines, car l'alimentation est purement sinusoïdale. Aussitôt que l'alimentation viendra d'une PWM, les pertes vont augmenter, c'est pourquoi on choisit de segmenter les aimants en 2 radialement et en 4 axialement.

Les aimants de la machine à bobinage concentrique seront semblables à ceux-ci.

7.1.4.1. Première adaptation pour le poids

Après vérification du poids ($\sim 12 [kg]$ sans manchon de cooling), la profondeur d'encoche est diminuée. Ce qui permet d'augmenter le diamètre du rotor ainsi que son creux et donc grandement gagner en poids.

On a alors $\rightarrow \sim 9 [kg]$ (sans manchon de cooling).

Le couple diminue à $84 [Nm]$ suite à cette étape obligatoire car la surface d'encoche est réduite, malgré l'augmentation du diamètre du rotor.

La profondeur d'encoche pour le bobinage concentrique sera également adaptée pour réduire le poids.

7.1.5. Type et épaisseur de tôle

Les premiers designs ne satisfont de loin pas la contrainte de 8 [kg] par moteur et sont trop lourds (~9 [kg] sans manchon de cooling). C'est pourquoi, étant encore loin de la saturation magnétique dans le fer (saturation à partir de ~2 [T]), les tôles peuvent être affinées ce qui conduit à une induction pouvant aller jusqu'à 1.9 [T] comme ci-dessous.

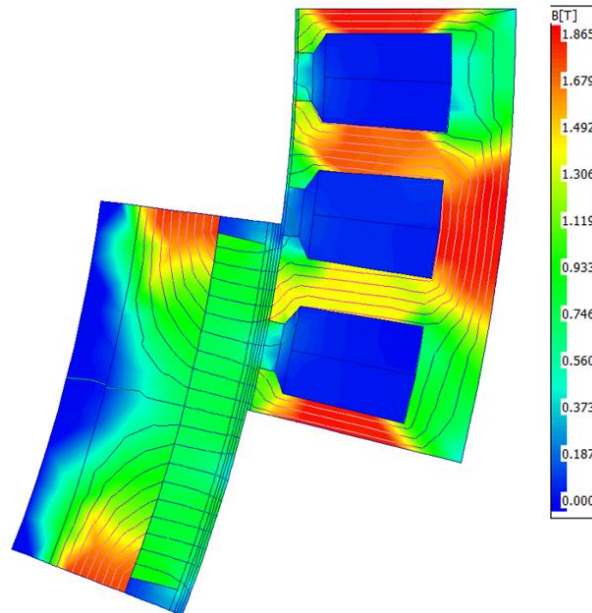


Figure 7-8 : Induction dans le fer optimisé jusqu'à 1,9 [T]

De plus, des roulements SKF spécialement conçus pour être légers sont choisis. Le poids est réduit à 5.7 [kg] (sans manchon de refroidissement).

La matière des tôles est Fer-Silicium (FeSi), lorsqu'on cherche une très grande induction (jusqu'à 2.2 [T]) on peut opter pour du Fer-Cobalt (FeCo) qui coûte bien plus cher et donc ne nous convient pas. Les tôles de la gamme M...-... (FeSi) peuvent être choisies selon deux critères.

- La saturation
- Les pertes fer

Les tôles :

- M800-... : Meilleure saturation (+ de pertes)
- ...
- M270-... : Moins bonne saturation (- de pertes)

Une simulation en charge permet de se faire un idée de l'importance des pertes fer. Le fer de base dans Motor-CAD est le M350-50A.

Tableau 7-2 : Pertes cuivre et pertes fer (premières valeurs)

Variable	Value	Units
Armature DC Copper Loss (on load)	744.1	Watts
Stator iron Loss [total](static on load)	155	Watts

Les pertes fer sont nettement moins importantes que les pertes cuivre, on cherchera donc à minimiser le fer (augmentation des pertes fer) pour laisser plus de place au cuivre afin d'en diminuer les pertes tout en gardant une certaine structure.

A première vue, un fer avec une bonne saturation et plus de pertes est donc envisageable. Cependant, la hauteur de culasse de la machine est déjà petite et ne peut pas être trop réduite pour cause de fabrication et de contraintes mécaniques. (Hauteur de culasse min. selon LCD LaserCut : ~ 3 [mm]).

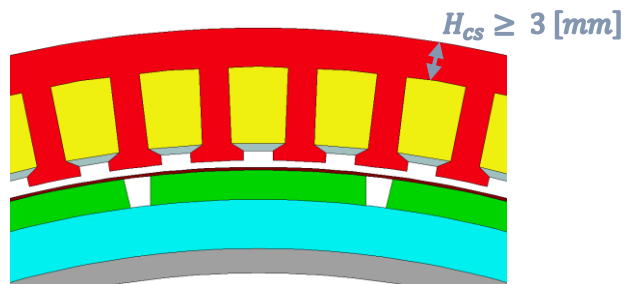


Figure 7-9 : Hauteur de culasse

Il reste alors à justifier de demander une meilleure saturation. Afin d'obtenir un couple max élevé par rapport au couple nominal, il faut s'éloigner de la saturation en régime nominal selon la courbe ci-dessous (ordre de grandeur).

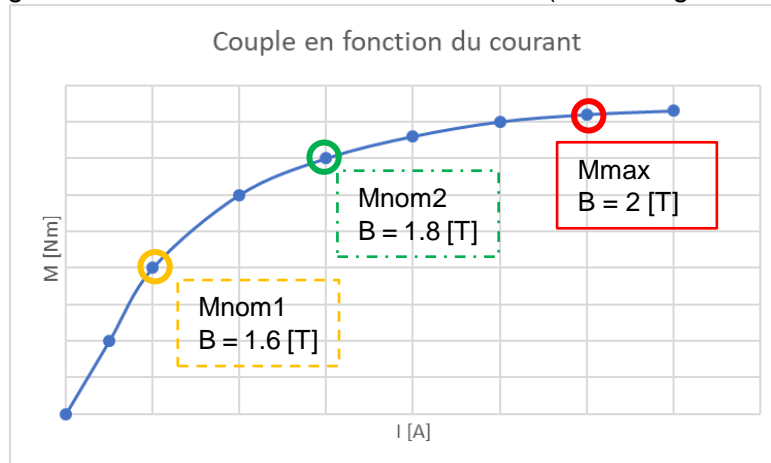


Figure 7-10 : Allure du couple en fonction du courant

Ordre de grandeur du couple max :

- $M_{max} \cong 2 \cdot M_{nom1}$
- $M_{max} \cong 1.2 \cdot M_{nom2}$

Comme décrit dans 4.4.1.1, il serait plutôt intéressant dans notre cas de disposer d'un couple max élevé.

On conservera alors une hauteur de culasse semblable et choisira un fer ayant une bonne saturation pour chercher un couple max optimisé. Les pertes fer n'augmentant que de 40 [W] (pour un même modèle) entre le fer M350-50A et M800-50A, on choisit le M800-50A.

En ce qui concerne l'épaisseur de tôle, 0.5 [mm] est satisfaisant car la fréquence est faible donc les pertes par courant de Foucault et par hystérésis relativement faibles.

Le type de tôle est le même pour la machine à bobinage concentrique.

7.1.6. Conducteurs et nombre de spires

La limite de vitesse sans affaiblissement du champ est à 902 [rpm]. Conformément à 4.4.1.2, on souhaite placer la vitesse nominale à 1819 [rpm]. Le nombre de spires est alors réduit et la section des conducteurs augmentée (augmentation du nombre de brins par conducteurs) pour garantir le même facteur de remplissage.

Il y a alors $N = 15$ spires par encoches. Toujours la densité de courant $J = 15 \left[\frac{A}{mm^2} \right]$ qui permet d'atteindre un couple de 79 [Nm] (le courant et donc le couple vont varier en fonction du comportement thermique et de la densité de courant qui en découle).

Chaque spire est divisée en $N_{st} = 9$ conducteurs de 0.5 [mm] de diamètre pour faciliter le bobinage, ce qui donne un total de $N_c = 135$ conducteurs par encoche. Le facteur de remplissage est de $K_{cu} = 0.495 [-]$.

Poids : 5.7 [kg] (sans manchon de refroidissement)

7.2. Analyse thermique

Pour les analyses thermique, la température ambiante est considérée à $T_{amb} = 40$ [°C]. Etant donné que la voiture peut rester une journée au soleil sur le bitume.

L'objectif principal de la partie thermique est de déterminer par la suite quel courant est admissible et donc quel couple le moteur est capable de fournir en continu ou pendant un certain temps.

7.2.1. Manchon et échauffement

En se basant sur des manchons existants et en observant la géométrie des machines, on peut augmenter le diamètre du stator (en adaptant les paramètres qui en découlent) à $D_s = 235$ [mm]. Car la hauteur du manchon importe peu sur l'efficacité du refroidissement, à moins que le liquide ne devienne excessivement chaud.

Le diamètre extérieur vaut donc 250 [mm], ce qui signifie une épaisseur de 15 [mm]. L'épaisseur axiale des capots avant et arrière est adaptée à l'épaisseur axiale des roulements.

Afin de maintenir une certaine pression de liquide, les murs des cavités de refroidissement sont de 2 [mm] minimum. Ce qui signifie une hauteur de cavité de $\frac{15}{2} - 2 \cdot 2 = 3.5$ [mm].

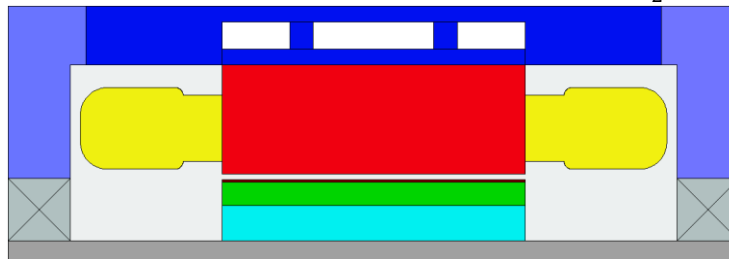


Figure 7-11 : Premier design de manchon de refroidissement

Selon les simulation les aimants sont loin de la température de démagnétisation pour n'importe quel point de fonctionnement ($T_{PM} \sim 75$ [°C]), c'est donc la température du bobinage qui nous intéresse maintenant, plus précisément de point chaud du bobinage (hotspot).

Ci-dessous deux topologies de machines différentes sont modélisées afin d'analyser l'influence de la géométrie et de la surface de contact sur le refroidissement. La machine de gauche est plus fine et plus longue.

Les deux machines ont les mêmes tôles d'un point de vue radial pour garantir une comparaison cohérente. Uniquement l'épaisseur axiale et la longueur de la machine sont modifiées.

Les deux machines font le même poids mais celle de gauche se comporte le mieux thermiquement car la surface de contact avec le refroidissement liquide est supérieure. De plus, la géométrie plus fine permet de répartir l'échauffement du bobinage plus rapidement vers le fer statorique. On optimisera donc les designs pour les rendre plus fins.

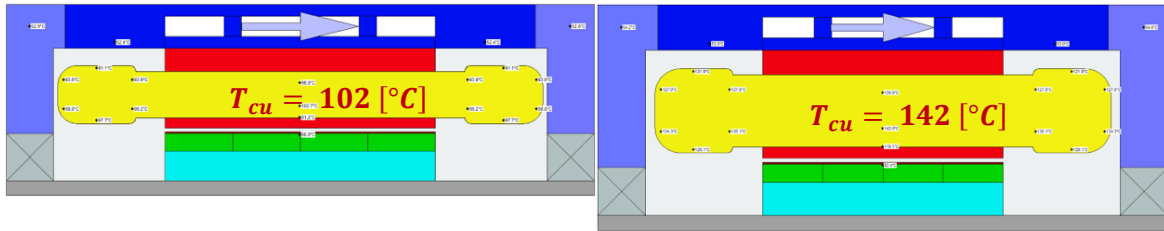


Figure 7-12 : Comparaison thermique de deux machines en vue axiale

Comme première approximation le débit de refroidissement est $Q = 8 \left[\frac{l}{mn} \right]$. La densité de courant est $J = 15 \left[\frac{A}{mm^2} \right]$.

7.2.1.1. Débit du liquide de refroidissement

On analyse l'effet de la variation du débit de l'eau de refroidissement sur la machine de gauche précédente.

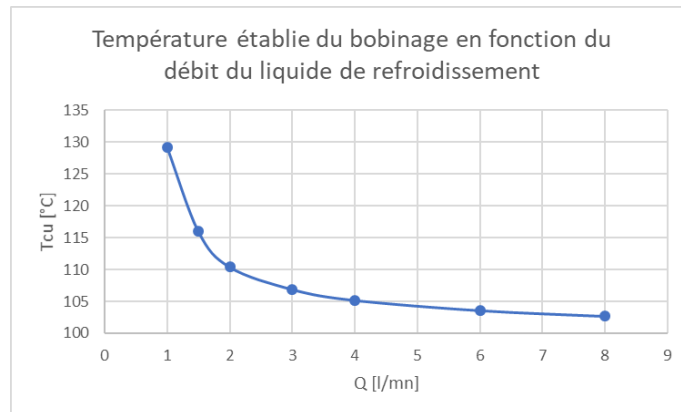


Figure 7-13 : Température établie du bobinage en fonction du débit du liquide de refroidissement

Le débit de l'eau de refroidissement importe peu à partir d'une certaine valeur, car l'évacuation de la chaleur par le fer statorique jusqu'au liquide de refroidissement ne peut pas se faire plus vite que tant. Le débit minimal sera alors choisi lors du dimensionnement final afin de permettre un bon refroidissement sans être excessif.

Le manchon étant maintenu à la température du liquide de refroidissement (environ 50 – 60 [°C]), on peut en déduire que sa taille n'a pas besoin d'être augmentée. Elle ne sera pas diminuée car l'épaisseur du manchon est déjà minimisée. La pression dans les cavités devient sinon trop importante et la résistance mécanique trop faible.

Un débit minimal de $4 \left[\frac{l}{mn} \right]$ est imposé et est utilisé pour le reste des simulations.

La machine à bobinage concentrique disposera du même manchon et même débit de refroidissement

7.2.2. Potting et classe d'isolation

Du fait de l'épaisseur des tôles réduites pour économiser du poids, les machines ont de petites inerties thermiques et sont capables de chauffer très rapidement.

L'objectif sur la piste est évidemment les performances, c'est pourquoi on choisit d'utiliser une isolation de classe H ($T_{classeH} = 180 [°C]$).

Avec la marge sur les normes, on fixe alors une température de bobinage max à $T_{max} = 150 [^{\circ}C]$.

Le potting permet d'améliorer l'évacuation de la chaleur des bobinages, c'est le coulage d'une résine thermiquement conductrice dans le bobinage et sur les têtes de bobines.

Le potting (vert ci-dessous) sur les têtes de bobines permet également d'avoir un contact physique entre le manchon (bleu) et les têtes (jaune), ce qui signifie un échange par conduction plus efficace qu'avec de l'air.



Figure 7-14 : Vue axiale sur le potting des têtes de bobines

Pour $Q = 4 \left[\frac{W}{mm} \right]$ et $J = 15 \left[\frac{A}{mm^2} \right]$.

- Sans potting : $T_{cu} = 105 [^{\circ}C]$
- Avec potting : $T_{cu} = 87 [^{\circ}C]$

Au vu de cette différence de température, le poids supplémentaire engendré par le potting ($\sim 320 [g]$) est justifié et le potting choisi de manière définitive, sur les têtes de bobines également.

La conductivité thermique typique d'une résine de potting est de $0.6 \left[\frac{W \cdot ^{\circ}C}{m} \right]$.

On peut suite à ça augmenter la surface de refroidissement au-delà de la partie active comme suit.

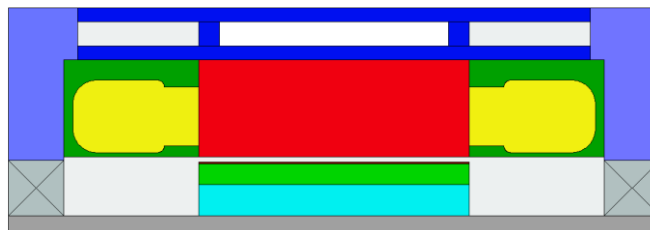


Figure 7-15 : Vue axiale sur le potting avec surface de cooling augmentée au-delà de la surface active

Ce qui permet de réduire la température de quelques degrés jusqu'à $83.7 [^{\circ}C]$, on conservera donc ce paramètre.

Même chose pour le bobinage concentrique.

7.2.3. Température, inertie thermique et couple

Maintenant les dimensions et donc le poids du manchon connu, la longueur des machines est adaptée pour rentrer dans la condition de 8 [kg].

Le couple est également relevé toujours pour une densité de courant estimée à 15 $\left[\frac{A}{mm^2}\right]$.

- Longueur active : $L_a = 39$ [mm]
- Longueur totale : $L_{tot} = 94$ [mm]
- Couple : $M = 77.1$ [Nm]

Ce qui donne ces valeurs de température à une vitesse de 1819 [rpm].

Tableau 7-3 : Températures pour une densité de courant de 15 [A/mm²]

		Valeur
Températures [°C]	Bobinage (point chaud)	104.6
	Bobinage (moyenne)	97.8
	Aimants	83
	Fer statorique	70.8
	Liquide de refroidissement	54.3
	Manchon (moyenne)	57.4
	Constante de temps [s]	45

7.3. Géométrie finale

L'extérieur des machines est rendu invisible sur les images en 3D. Toutes les dimensions sont récupérables dans le fichier motor-CAD correspondant.

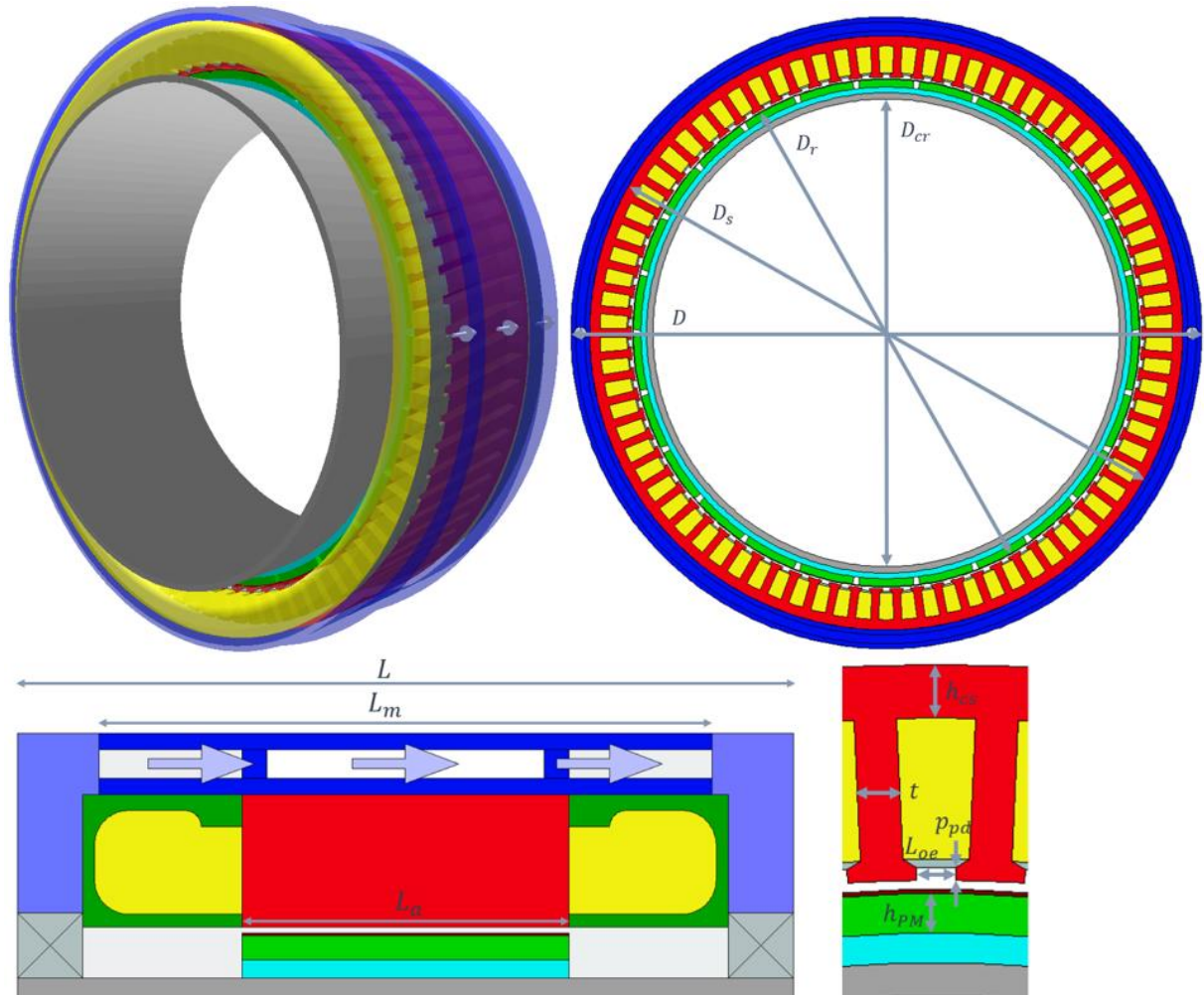


Figure 7-16 : Géométrie de la machine à bobinage distribué

Tableau 7-4 : Dimensions de la machine à bobinage distribué

Radial			
D	250	[mm]	Diamètre total de la machine (avec manchon)
D_s	235	[mm]	Diamètre extérieur du stator
D_r	201.5	[mm]	Diamètre extérieur du rotor
D_{cr}	185	[mm]	Diamètre creux dans le rotor
Axial			
L	94	[mm]	Longueur totale de la machine
L_m	74	[mm]	Longueur de la surface de cooling
L_a	39	[mm]	Longueur active
Détails			
h_{cs}	4	[mm]	Hauteur de culasse statorique
t	3.2	[mm]	Largeur de dent
p_{pd}	1	[mm]	Profondeur du pied d'encoche
L_{oe}	3	[mm]	Largeur d'ouverture d'encoche
h_{PM}	3	[mm]	Hauteur des aimants

8. Machine à bobinage concentrique

8.1. Bobinage et optimisation paramétrique

8.1.1. Configuration du bobinage

Afin d'optimiser les performances, le nombre d'encoches de la machine avec bobinage concentrique est choisi en fonction du facteur de bobinage (winding factor). C'est le ratio du flux et de la tension induite générés par ce bobinage comparé à un bobinage :

- Une couche
- Pas de pôle (pole pitch) entier ($\frac{\text{Nombre d'encoches}}{\text{Nombre de pôles}} = \text{Nombre entier}$)
- Nombre d'encoche par pôle et par phase $q = 1$
- Avec le même nombre de spires

La machine à bobinage distribué correspond à ces critères, son facteur de bobinage est égal à 1.

On cherche donc à maximiser le facteur de bobinage de la machine concentrique car le couple est proportionnel à celui-ci.

Sur l'axe horizontal le nombre de pôles, l'axe vertical le nombre d'encoches.

	20	22	24	26	28	30	32
15	0.866	0.711		0.389	0.199		0.199
18	0.945	0.902	0.866	0.735	0.617	0.5	0.328
21	0.953	0.953		0.89	0.866		0.65
24	0.966	0.958		0.958	0.966		0.866
27	0.877	0.915	0.945	0.954	0.954	0.945	0.915
30	0.866	0.874		0.936	0.951		0.951
33	0.778	0.866		0.903	0.928		0.954

Figure 8-1 : Facteur de bobinages pour un bobinage concentrique 26 pôles avec $q < 0.5$ [9]

On choisit alors l'option à $Z = 24$ encoches dont le facteur de bobinage est de 0.958.

Le nombre de pôle actuel n'est pas quelque chose qui se fait fréquemment dans l'industrie, on aura plutôt tendance à faire du 22 pôles 24 encoches par exemple. Cependant, en analysant la période du cogging (interaction entre les aimants et le fer), on trouve que globalement les deux machines se valent car le nombre de périodes par pôle est égal.

(8-1)

$$N_{\frac{\text{périodes}}{\text{poles}}, 26p24z} = \frac{T_{\text{cogging}, 26p24z}}{2p} = \frac{312}{26} = 12$$

$$N_{\frac{\text{périodes}}{\text{poles}}, 22p24z} = \frac{T_{\text{cogging}, 22p24z}}{2p} = \frac{264}{22} = 12$$

Pour les mêmes raisons que le distribué, le bobinage se fera en une couche. Ce qui donne cette disposition et cette allure d'encoche.

A noter que les conducteurs devraient être plutôt regroupés d'un côté de l'encoche, cependant la disposition automatique de Motor-CAD cherche une certaine symétrie, c'est pourquoi le bobinage est réparti autour du milieu de l'encoche sur l'image.

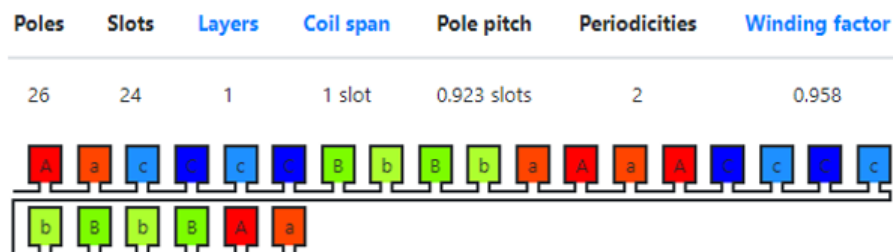


Figure 8-2 : Disposition du bobinage concentrique une couche

Comme première approximation, on assume comme pour le bobinage distribué que la largeur d'encoche est égale à la largeur de dent. Le nombre de spires est adapté pour être équivalent au bobinage distribué.

(8-2)

$$N_{concentrique} = \frac{Z_{distribué}}{Z_{concentrique}} \cdot N_{distribué} = \frac{78}{24} \cdot 27 = 88 [-]$$

8.1.2. Flux et induction (première géométrie)

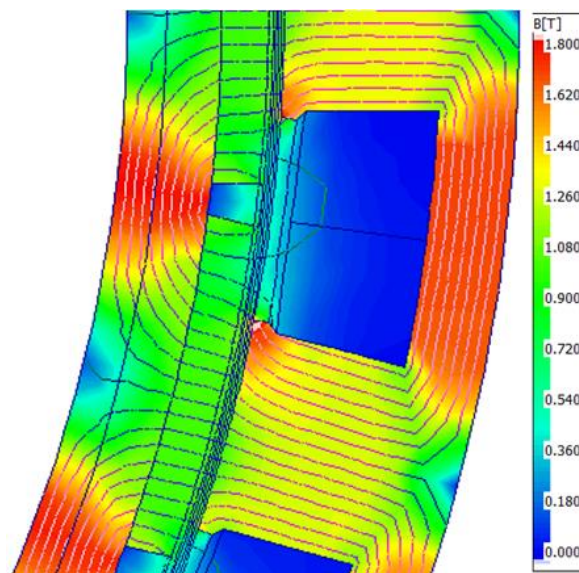


Figure 8-3 : Induction dans la machine à bobinage concentrique avec $B_{max} = 1.6 [T]$

L'induction dans le stator est plus faible que le bobinage distribué car :

- Les dents doivent être larges pour permettre le passage d'un maximum de flux, tandis que pour un bobinage distribué, un pôle du stator n'a pas de mal à englober un pôle du rotor.

- La hauteur de culasse statorique n'est pas complètement minimisée car elle doit conserver une certaine taille par rapport à la largeur des dents pour éviter toute géométrie de machine aberrante.

Le couple pour une densité de courant de $15 \left[\frac{A}{mm^2} \right]$ est de $99.8 [Nm]$.

8.1.3. Forme d'onde et couple pulsant

Le bobinage concentrique et sa géométrie sont faits tels que la forme de la tension induite sera toujours très sinusoïdale, on s'attend alors à avoir un couple pulsant très faible.

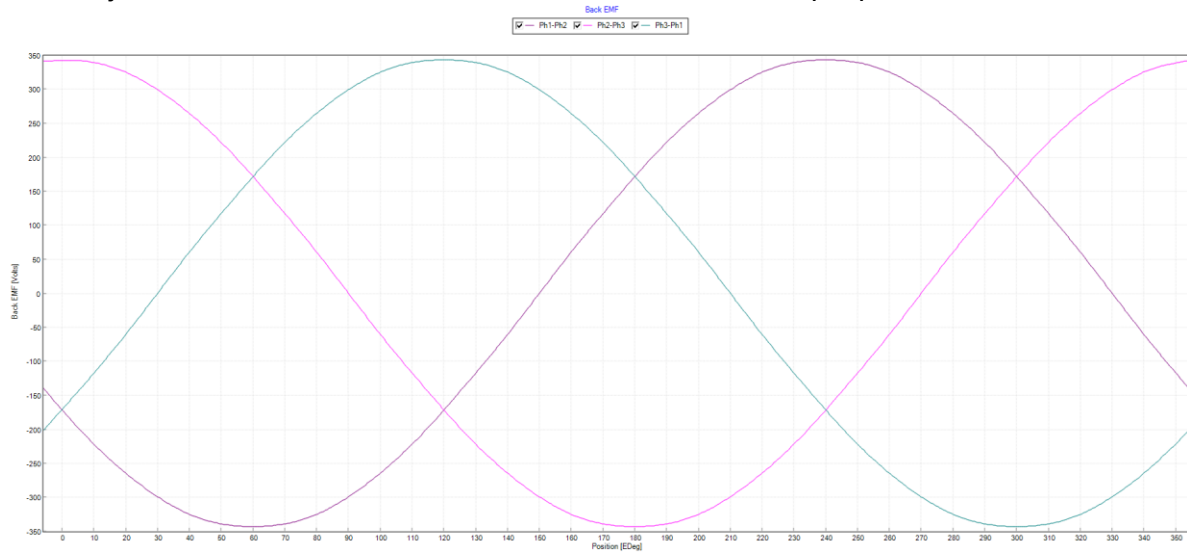


Figure 8-4 : Allure des tensions induites

Le couple pulsant est effectivement minime. Le couple moyen est de $99.8 [Nm]$.

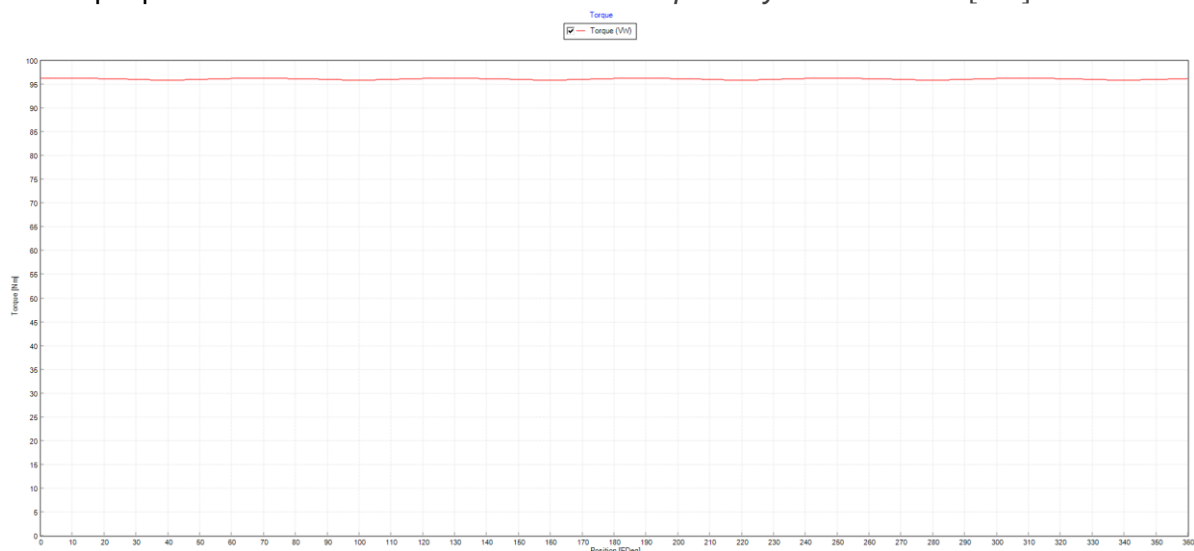


Figure 8-5 : Allure du couple et couple pulsant

Tableau 8-1 : Analyse du couple pulsant en fonction des dents

Skewing	Ouverture d'encoche [mm]	Largeur de dent [mm]	Couple moyen [Nm]	Couple pulsant [Nm]	Commentaire
non	13	11	90.8	3.32	
non	11	13	81.7	3.36	Encoche plus petite -> moins de courant

Le concentrique ne pose pas de soucis au niveau des tensions induites et couple pulsant, la largeur des dents est plus profondément analysée au chapitre [8.2.2.1](#).

8.1.4. Conducteurs et nombre de spires

Pour faire une comparaison avec le bobinage distribué, il faut adapter le nombre de spires pour que le nombre de conducteurs total soit égal.

(8-3)

$$N_{concentrique} = \frac{Z_{distribué}}{Z_{concentrique}} \cdot N_{distribué} = \frac{78}{24} \cdot 15 = 49 [-]$$

Chaque spire est divisée en $N_{st} = 11$ conducteurs, ce qui donne un total de $N_c = 539$ conducteurs par encoche. Le facteur de remplissage est de $K_{cu} = 0.59 [-]$.

Avec une densité de courant similaire au bobinage distribué, on obtient un couple d'environ 84 [Nm].

Cependant, la limite de vitesse avant affaiblissement du champ est à 1440 [rpm], le nombre de spires est adapté à $N_{concentrique} = 37 [-]$ pour augmenter cette limite à 1872 [rpm]. Le couple est alors 81.2 [Nm].

Poids : 5.9 [kg] (sans manchon de refroidissement)

8.2. Analyse thermique

8.2.1. Echauffement

Selon le même manchon et paramètres de refroidissement que la machine à bobinage distribué.

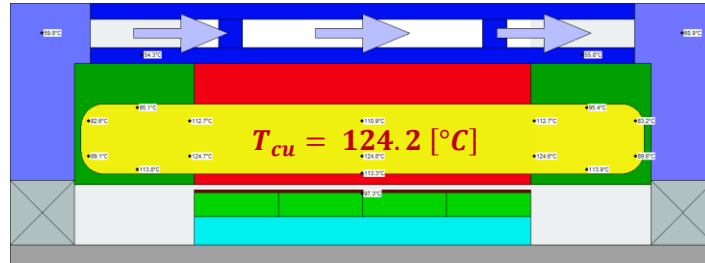


Figure 8-6 : Première analyse de l'échauffement de la machine à bobinage concentrique, vue axiale

La température est plus élevée que la machine à bobinage distribué, on essaie de réduire cette température en jouant sur certains paramètres au chapitre suivant [8.2.2.](#)

8.2.2. Paramètres supplémentaires pour le bobinage concentrique

8.2.2.1. Variation de la largeur de dent

Etant donné que le nombre d'encoches est réduit en comparaison au bobinage distribué, la taille des bobines est plus importante. Il faut néanmoins garder une largeur de dent suffisante pour récupérer un maximum de flux des aimants.

De plus, la largeur des dents joue un rôle important sur la thermique du moteur.

Puisque les dents sont suffisamment larges pour ne pas se poser la question de la saturation magnétique, il s'agit donc de trouver le compromis entre :

- Une grande largeur de dent (+ de flux, - de bobine)
- Une plus petite largeur de dent (- de flux, + de bobine)

On peut illustrer ce point comme ceci.

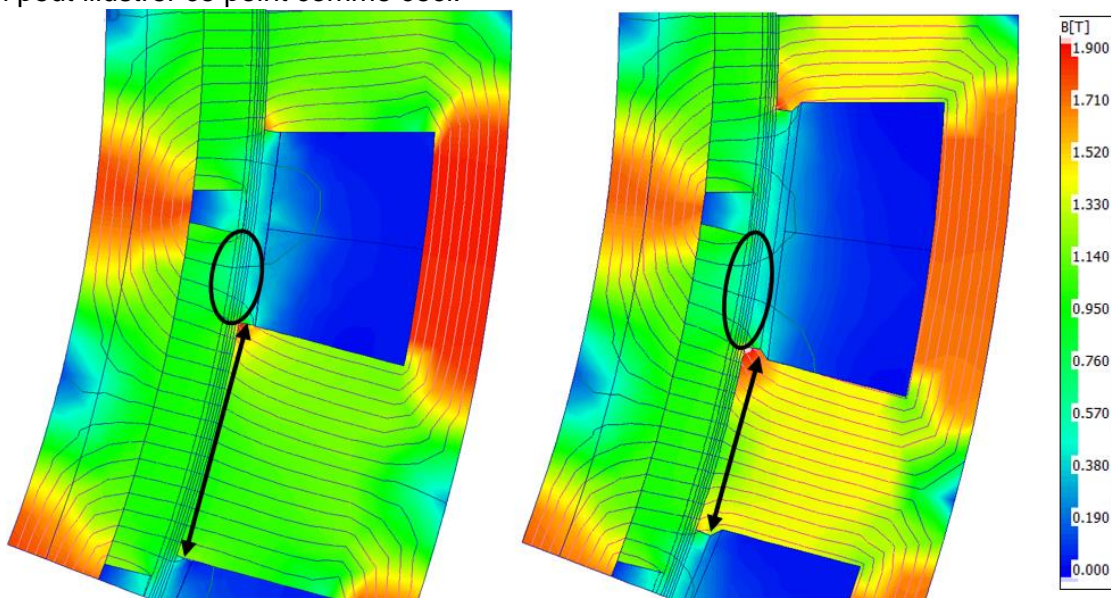


Figure 8-7 : Explication sur le compromis des largeurs de dents et d'encoches pour le bobinage concentrique

La surface d'aimant qui n'est pas sous une dent (entouré) est supérieure à droite, le flux aura tendance à plus se diriger vers l'aimant d'à côté.

On note clairement que la version avec une largeur de dent supérieure permet un plus grand passage de flux, ce qui cause une augmentation de l'induction dans la culasse statorique (rouge).

Ci-dessous les résultats de plusieurs simulations comparant des machines de même poids et de même densité de courant.

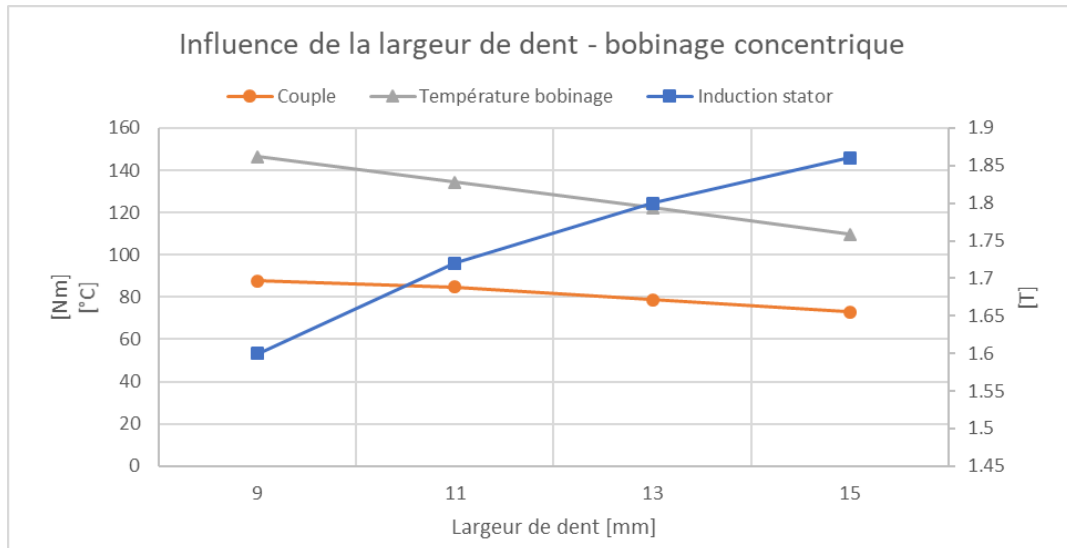


Figure 8-8 : Graphique d'analyse de l'influence de la largeur de dent pour un bobinage concentrique

Avec l'augmentation de la largeur de dent :

- *Négatif* : Le couple diminue car le flux supplémentaire passant dans les dents ne compense pas le nombre de conducteurs réduit dans l'encoche.
- *Positif* : La température diminue car le nombre de conducteurs étant réduit, les pertes cuivre le sont aussi (pour une même densité de courant).
- *Négatif* : L'induction dans le stator augmente car plus de flux peut circuler.

Pour compenser la perte de couple, le courant peut être augmenté car la température a diminué. Pour une dent de 13 [mm] on a :

- À 15 $\left[\frac{A}{mm^2}\right]$
 - Couple : 78.9 [Nm]
 - Température : 122 [°C]
 - Induction : 1.8 [T]
- À 17 $\left[\frac{A}{mm^2}\right]$
 - Couple : 89 [Nm]
 - Température : 147 [°C]
 - Induction : 1.8 [T]

A $17 \left[\frac{A}{mm^2} \right]$ les valeurs de couple et température correspondent à celles d'une largeur de dent de $9 [mm]$ ($15 \left[\frac{A}{mm^2} \right]$) selon le graphique précédent.

Ce qui signifie que les principales différences sont une plus grande inertie thermique avec une dent plus large, ainsi qu'une plus grande induction dans la culasse statorique.

On peut diminuer la profondeur d'encoche pour réduire l'induction dans la culasse statorique. Ce qui a pour conséquence de diminuer la surface d'encoche et donc le nombre de conducteurs, mais le flux circule plus librement et le couple max peut être optimisé.

On a alors :

- À $17 \left[\frac{A}{mm^2} \right]$
 - Couple : $82.5 [Nm]$
 - Température : $134 [^{\circ}C]$
 - Induction : $1.57 [T]$

Avec cette dernière étape, la température a diminué, on peut donc augmenter le courant et retrouver le même couple que précédemment ($\sim 89 [Nm]$). N'étant pas en saturation, le critère le plus important n'est donc pas l'induction mais l'inertie

Pour pouvoir développer un couple max pendant un certain temps, il faut disposer d'une certaine inertie thermique et donc de largeur de dent. Après une multitude de simulations, on conservera une largeur de dent de $13 [mm]$, qui est un bon compromis entre couple et inertie thermique.

En termes de poids, les enroulements et les dents se compensent quasiment parfaitement, donc il varie de manière négligeable avec ces changements.

8.2.2.2. Variation de la forme d'encoche

La machine à bobinage concentrique possède moins de pertes mais est thermiquement moins bonne que le bobinage distribué. Car les encoches sont plus larges et possèdent une plus petite surface de contact avec le fer statorique pour échanger de la chaleur.

On aimerait essayer pour réduire la température de maximiser cette surface de contact en modifiant la forme des encoches comme suit. Même largeur d'encoche mais plus grande profondeur.

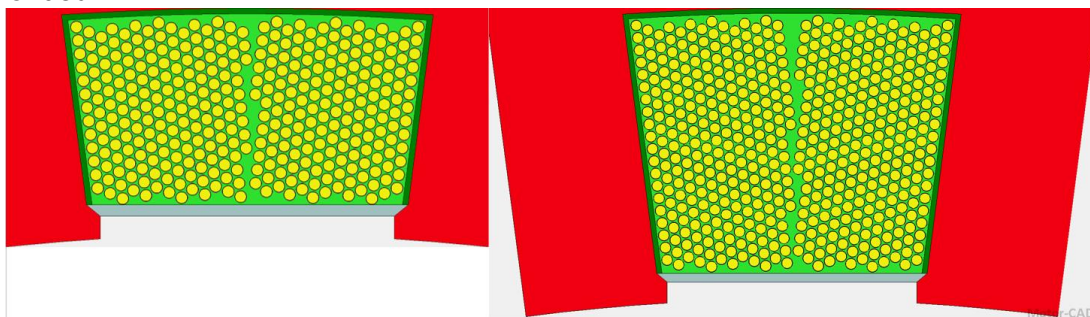


Figure 8-9 : Maximisation de la surface de contact entre bobinage et encoche pour le bobinage concentrique

La machine devient néanmoins plus épaisse, il faut déterminer si le gain en poids est problématique et donc la réduction de la longueur active pas trop impactante sur le couple.

Tout en sachant que la plus grande profondeur d'encoches permet d'augmenter le nombre de conducteurs.

Ainsi que si cette modification apporte un réel avantage thermique.

Tableau 8-2 : Comparaison des grandeurs après maximisation de la surface entre bobinage et encoche

Grandeur		Avant	Après
Largeur de dent	[mm]	13	13
Profondeur d'encoche	[mm]	10	14
Nombre de brins par spire	[-]	9	12
Longueur active	[mm]	42	33
Couple à 15 [A/mm ²]	[Nm]	78.9	68
Température de bobinage max	[°C]	122	151.1

L'idée n'est pas bonne non seulement car le couple baisse, mais l'hypothèse de base disant que la température baisse également est fausse.

Ceci est dû à l'épaisseur du moteur qui augmente et donc l'évacuation de chaleur vers le manchon qui devient plus difficile comme expliqué dans 7.2.1.

8.2.3. Température, inertie thermique et couple

Après l'ajustement de la longueur active pour un poids de 8 [kg].

- Longueur active : $L_a = 42$ [mm]
- Longueur totale : $L_{tot} = 88$ [mm]
- Couple : $M = 81.7$ [Nm]

Les températures sont les suivantes.

		Valeur
Températures [°C]	Bobinage (point chaud)	123.6
	Bobinage (moyenne)	106
	Aimants	96
	Fer statorique	68.5
	Liquide de refroidissement	53.4
	Manchon (moyenne)	55.5
Constante de temps [s]		61

Figure 8-10 : Températures pour une densité de courant de 15 [A/mm²]

8.3. Géométrie finale

L'extérieur des machines est rendu invisible sur les images en 3D. Toutes les dimensions sont récupérables dans le fichier motor-CAD correspondant. L'affichage 3D de Motor-CAD présente un bobinage à deux couches, c'est bien un bobinage une couche qui a été analysé.

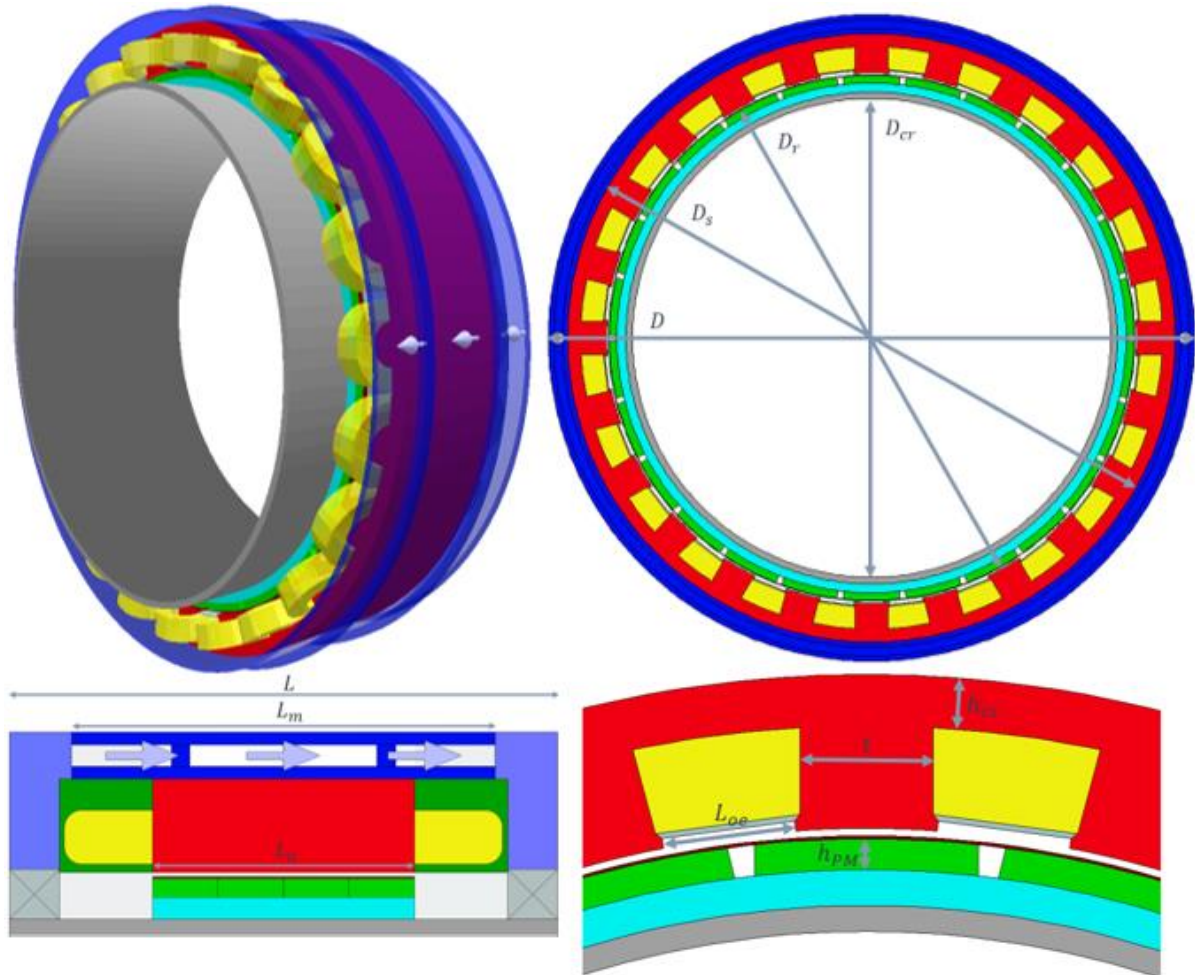


Figure 8-11 : Géométrie de la machine à bobinage distribué

Tableau 8-3 : Dimensions de la machine à bobinage distribué

Radial			
D	250	[mm]	Diamètre total de la machine (avec manchon)
D_s	235	[mm]	Diamètre extérieur du stator
D_r	204	[mm]	Diamètre extérieur du rotor
D_{cr}	185	[mm]	Diamètre creux dans le rotor
Axial			
L	88	[mm]	Longueur totale de la machine
L_m	68	[mm]	Longueur de la surface de cooling
L_a	42	[mm]	Longueur active
Détails			
h_{cs}	5	[mm]	Hauteur de culasse statorique
t	13	[mm]	Largeur de dent
L_{oe}	13	[mm]	Largeur d'ouverture d'encoche
h_{PM}	3	[mm]	Hauteur des aimants

9. Synthèse, performances et comparaison

9.1. Comparaison thermique

La machine à bobinage concentrique chauffe plus comme observé tout au long du dimensionnement.

Elle n'est cependant pas à éliminer car sa plus grande inertie thermique est intéressante dans notre cas.

L'utilisation de la machine pour une course automobile demande un couple variant énormément et surtout un couple max sur de courtes périodes, comme discuté dans le cahier des charges [4.4.1.1](#). Le couple max est alors potentiellement meilleur avec le bobinage concentrique.

	<i>Distribué</i>	<i>Concentrique</i>	
Températures [°C]	Bobinage (point chaud)	104.6	123.6
	Bobinage (moyenne)	97.8	106
	Aimants	83	96
	Fer statorique	70.8	68.5
	Liquide de refroidissement	54.3	53.4
	Manchon (moyenne)	57.4	55.5
	Constante de temps [s]	45	61

Figure 9-1 : Comparaison des températures et inerties thermique

La surface du stator de la machine à bobinage distribué est plus chaude car l'évacuation de chaleur depuis les bobines dans le fer statorique se fait de manière beaucoup plus fluide qu'avec la machine à bobinage concentrique qui possède de beaucoup plus grosses encoches.

9.2. Performances

Maintenant le dimensionnement terminé, les performances sont analysées et comparées en vue du choix final.

9.2.1. Couple nominal et couple max

9.2.1.1. Bobinage distribué – Nominal

Le couple nominal est défini par la limite de température du bobinage en fonctionnement continu. Donc à 150 [°C] selon 7.2.2.

A l'aide de la recherche de point de fonctionnement, on peut déterminer les valeurs correspondantes à cette température de bobinage.

Tableau 9-1 : Valeurs nominales du bobinage distribué

Valeurs nominales	Unité	Valeur
M	[Nm]	96.9
n	[rpm]	1850
η	[%]	88.15
P	[W]	18960
I	[A]	35.8
UI	[V]	349.2
Uph	[V]	201.6

La courbe couple-vitesse en régime nominal.

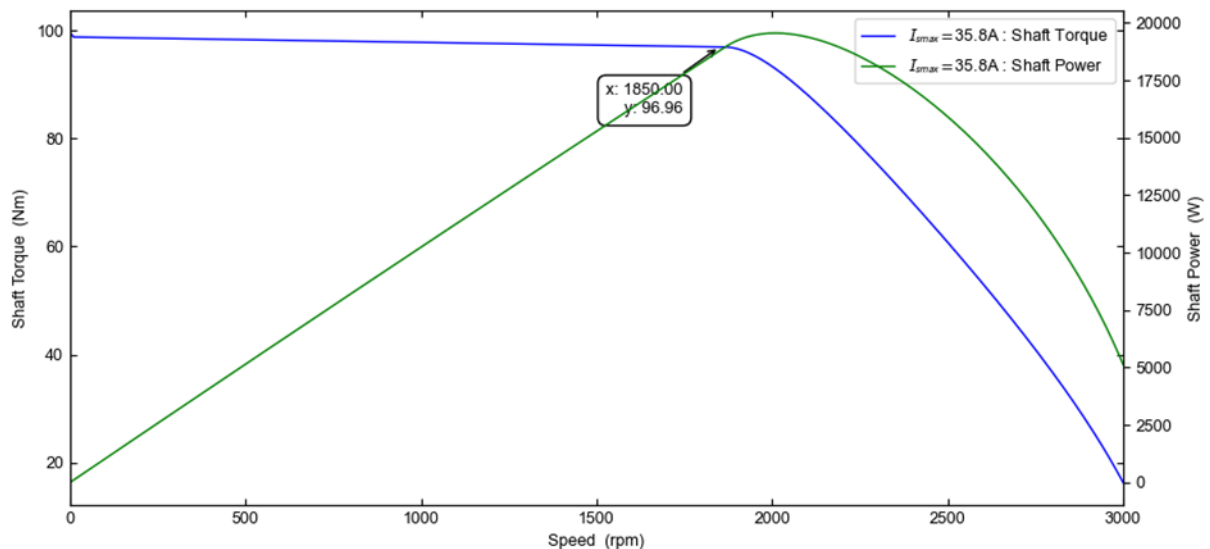


Figure 9-2 : Courbe nominale couple-vitesse et puissance-vitesse pour le bobinage distribué

9.2.1.2. Bobinage distribué – Maximal

Le courant max est limité par la puissance max de 35 [kW] donnée dans le cahier des charges.

- $I_{s,max} = 73 [A]$

A l'aide de la recherche de point de fonctionnement, les valeurs en fonctionnement à puissance maximale sont relevées dans le tableau suivant.

Tableau 9-2 : Valeurs pour le couple maximal du bobinage distribué

Valeurs maximales	Unité	Valeur
M_max	[Nm]	178
M_max pu	[p.u.]	1.84
M_max (n=0rpm)	[Nm]	193
I _{s_max}	[A]	73
P_max	[W]	34940

Dans le tableau précédent, le couple max est donné pour une vitesse nominale de 1850 [Nm], à vitesse nulle le couple peut aller jusqu'à 193 [Nm].

Etant donné que le facteur de tension induite augmente avec le courant, la limite de l'affaiblissement du champ se trouve à une vitesse plus réduite de 1650 [rpm].

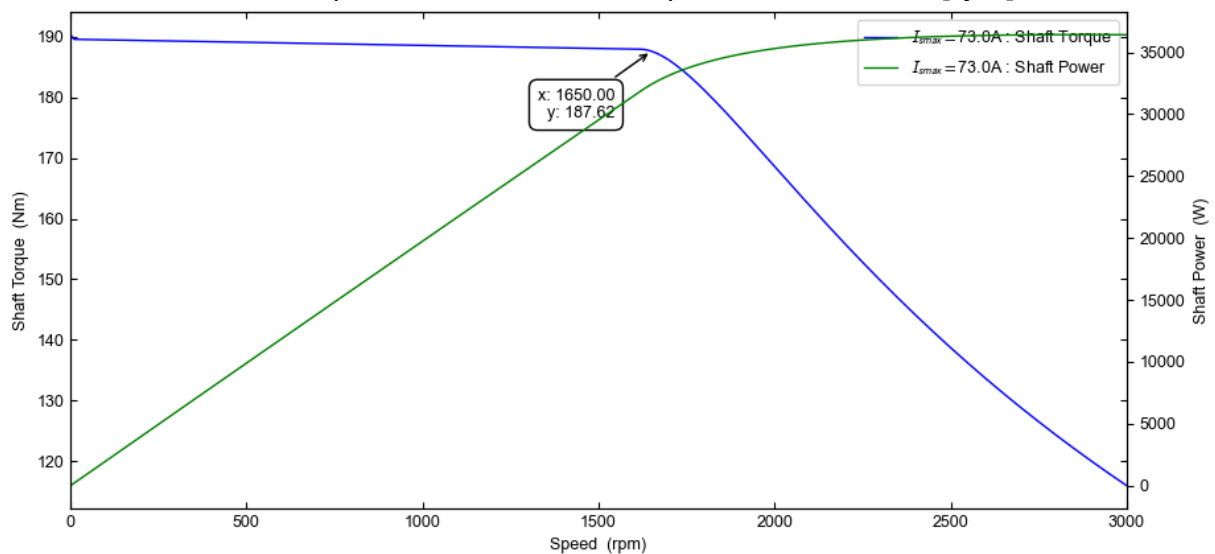


Figure 9-3 : Courbe maximale couple-vitesse et puissance-vitesse pour le bobinage distribué

9.2.1.3. Bobinage concentrique – Nominal

Le régime nominal contient ces valeurs.

Tableau 9-3 : Valeurs nominales du bobinage concentrique

Valeurs nominales	Unité	Valeur
M	[Nm]	86
n	[rpm]	1850
η	[%]	91.9
P	[W]	17060
I	[A]	33.5
UI	[V]	346.1
U _{ph}	[V]	199.8

Ci-dessous la courbe couple-vitesse.

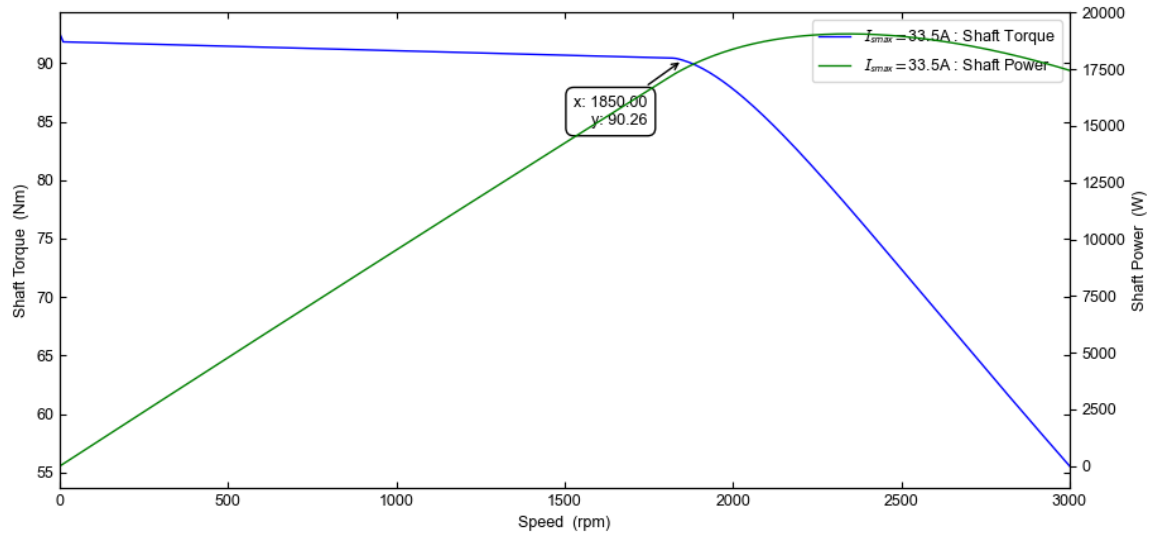


Figure 9-4 : Courbe nominale couple-vitesse et puissance-vitesse pour le bobinage concentrique

On remarque que l'affaiblissement du champ est meilleur que le bobinage distribué car la puissance est maintenue plus constante et le couple plus élevé. Dans le cas où l'on voudrait dépasser $120 \left[\frac{km}{h} \right]$.

9.2.1.4. Bobinage concentrique – Maximal

Le courant maximal pour une puissance de 35 [kW] est le suivant.

- $I_{s,max} = 78 [A]$

Tableau 9-4 : Valeurs pour le couple maximal du bobinage concentrique

Valeurs maximales	Unité	Valeur
M_max	[Nm]	178
M_max pu	[p.u.]	2.07
M_max (n=0rpm)	[Nm]	204
I _{s,max}	[A]	78
P_max	[W]	34486

Dans le tableau précédent, le couple max est donné pour une vitesse nominale de 1850 [rpm], à vitesse nulle le couple peut aller jusqu'à 204 [Nm].

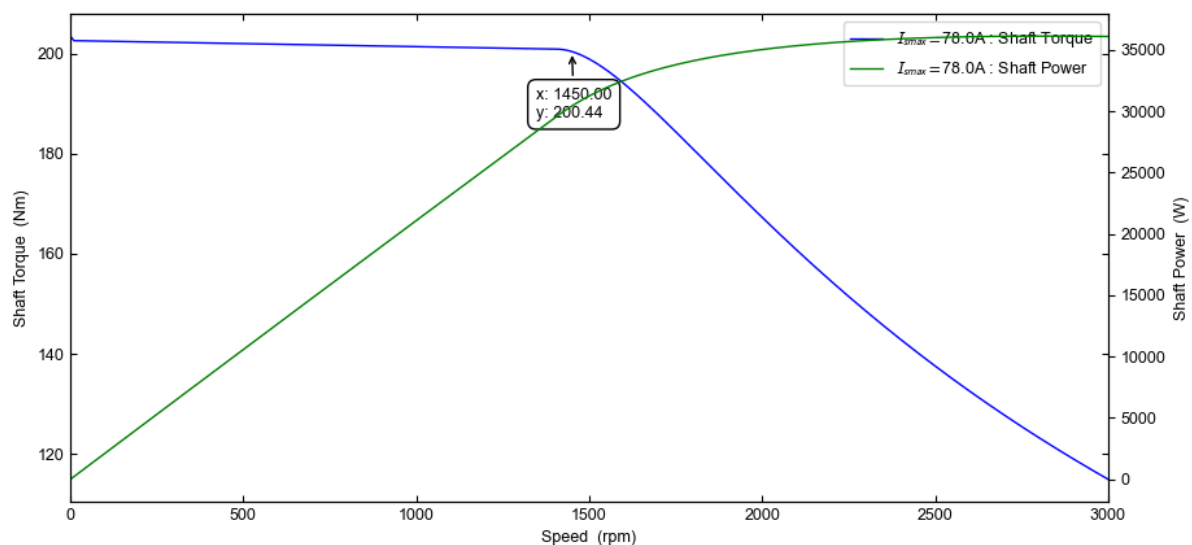


Figure 9-5 : Courbe maximale couple-vitesse et puissance-vitesse pour le bobinage concentrique

9.2.1.5. Comparaison des couples

Le couple maximal est déterminé par une durée de fonctionnement depuis une température de machine égale à la température ambiante (40 [°C]) avant d'atteindre la température maximale de 150 [°C].

Un duty-cycle est déterminé pour mesurer le temps de fonctionnement à certains couples (courants), à vitesse nominale de 1850 [rpm]. Les valeurs relevées sont les suivantes.

Tableau 9-5 : Valeurs de couple max et de temps pour les deux machines à 1850 [rpm]

Distribué			Concentrique		
pu	Couple	Temps	pu	Couple	Temps
1.0	96.7	1010	1.0	86	2035
1.1	104	197	1.1	95	205
1.2	112	125	1.2	103	138
1.2	120	89	1.3	112	98
1.3	128	69	1.4	120	74
1.4	136	56	1.5	129	57
1.5	144	47	1.6	138	45.5
1.6	152	39	1.7	146	37.5
1.7	160	33.5	1.8	155	31
1.7	168	29	1.9	163	25.5
1.84	178	22	2.0	172	21
	Pmax		2.07	178	19
				Pmax	

Par son rendement supérieur, la machine à bobinage concentrique permet d'avoir un plus grand courant et donc un meilleur ratio entre couple nominal et couple max de 2.07 [p. u.], comparé à 1.86 [p. u.] pour le bobinage distribué.

Néanmoins, la saturation magnétique étant légèrement supérieure comme le démontre le graphique suivant, le couple maximal demeure plus faible.

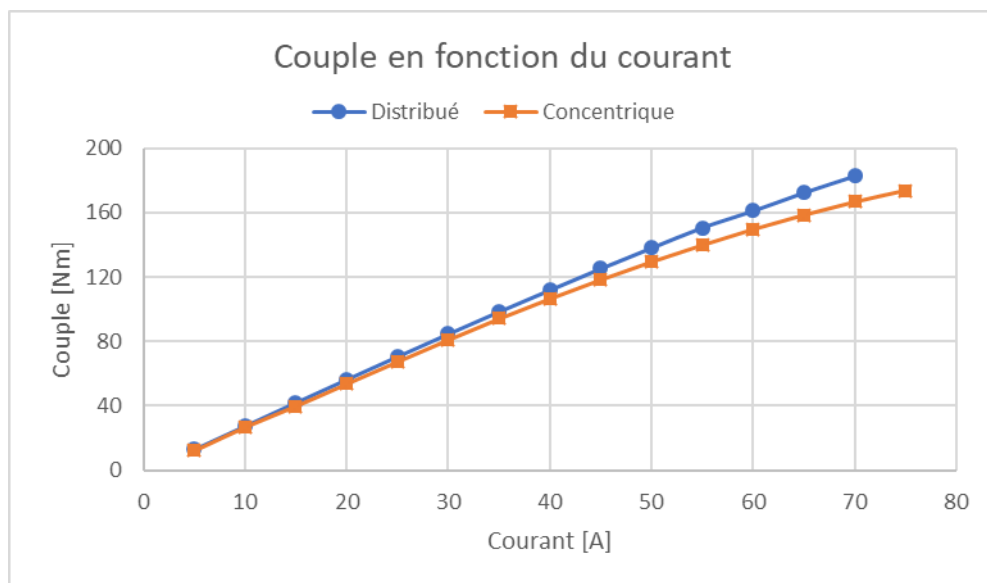


Figure 9-6 : Comparaison du couple en fonction du courant

Cette saturation fait que malgré l'augmentation de courant, le couple commence à stagner, ce qui fait que le couple max pour les deux machines est par coïncidence de 178 [Nm]. Si le niveau de saturation était le même pour les deux machines, celle au bobinage concentrique aurait un plus grand couple max. On note également que le couple peut être maintenu plus longtemps avec le distribué. Ci-dessous le tableau précédent illustré graphiquement.

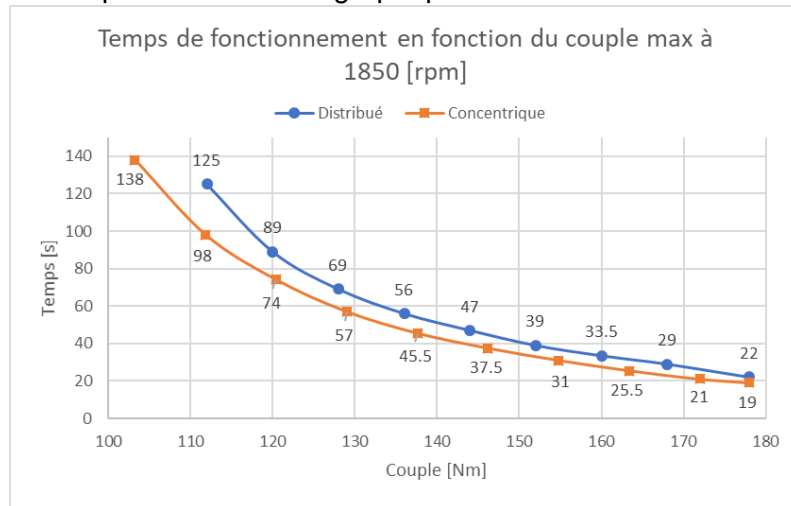


Figure 9-7 : Comparaison des temps de fonctionnement en fonction du couple max à 1850 [rpm]

Cependant, les mesures étant prises à vitesse nominale de 1850 [rpm], les points de fonctionnement sont en affaiblissement du champ selon les graphiques couple-vitesse max. Il est donc plus intéressant et plus réel d'analyser un cas où le couple max est demandé lorsque la vitesse n'est pas maximale et le point de fonctionnement hors affaiblissement du champ.

On prendra donc 1450 [rpm] car c'est la vitesse « nominale » pour le couple max de la machine à bobinage concentrique. Celui du bobinage distribué étant à 1650 [rpm]. Etant donné que le bobinage concentrique entre plus tôt en affaiblissement du champ, malgré un couple plus élevé, les couples max à 1850 [rpm] sont les mêmes. Ce qui n'est pas le cas lorsque les deux machines ne fonctionnent pas en affaiblissement du champ.

Tableau 9-6 : Valeurs de couple max et de temps pour les deux machines à 1450 [rpm]

Distribué			Concentrique		
pu	Couple	Temps	pu	Couple	Temps
1.0	96.9	1010	1.0	86.0	2035
1.1	106.6	200	1.1	94.6	305
1.2	116.3	107	1.2	103.2	160
1.3	126.0	77	1.3	111.8	111
1.4	135.7	59	1.4	120.4	80
1.5	145.4	47	1.5	129.0	63.5
1.6	155.0	38.5	1.6	138.0	52
1.7	164.7	32	1.7	146.2	43.5
1.8	174.4	26.75	1.8	154.8	37
1.9	184.1	22.5	1.9	163.4	32
1.94	188.0	21.25	2.0	172.0	27.5
			2.1	180.6	24
			2.2	189.2	21
			2.308	198.5	18.5
					Imax

Le bobinage concentrique a donc un meilleur couple pour le courant max sans FW.

Ce qui donne graphiquement.

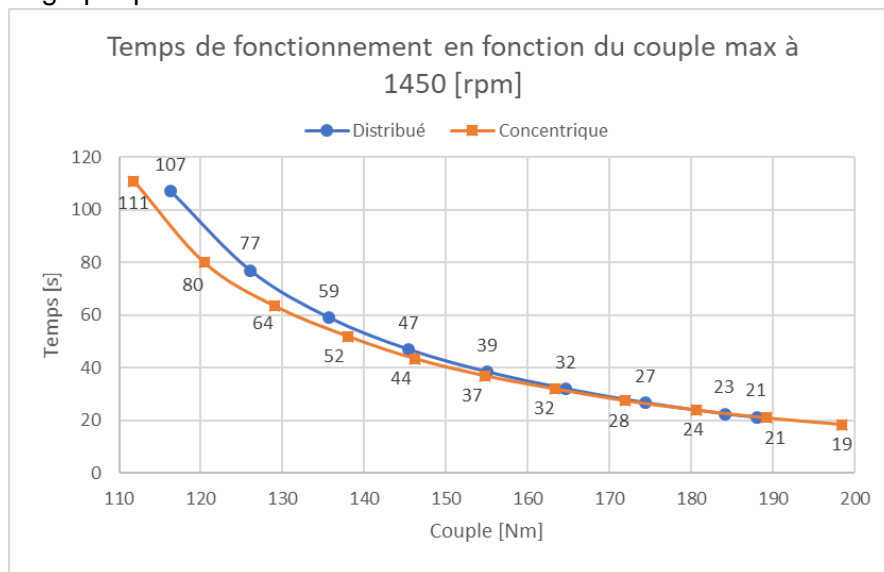


Figure 9-8 : Comparaison des temps de fonctionnement en fonction du couple max à 1450 [rpm]

Par sa plus grande inertie thermique et son meilleur rendement, la machine à bobinage concentrique égalise cette au bobinage distribué lorsque les temps de fonctionnement deviennent faibles, c'est-à-dire à grand couple (courant).

9.2.2. Rendements

9.2.2.1. Bobinage distribué

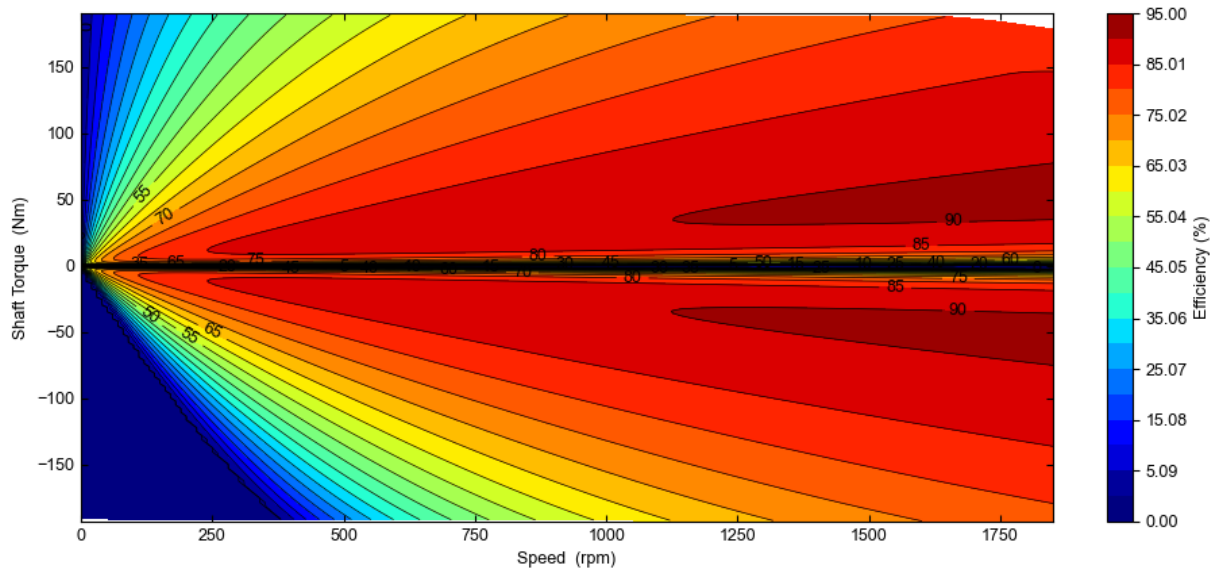


Figure 9-9 : Carte de rendement en moteur et génératrice pour la machine à bobinage distribué

Le rendement augmente majoritairement avec la vitesse et non le couple. Car la densité de courant élevée de la machine lorsque le couple augmente signifie une augmentation considérable des pertes cuivre.

9.2.2.2. Bobinage concentrique

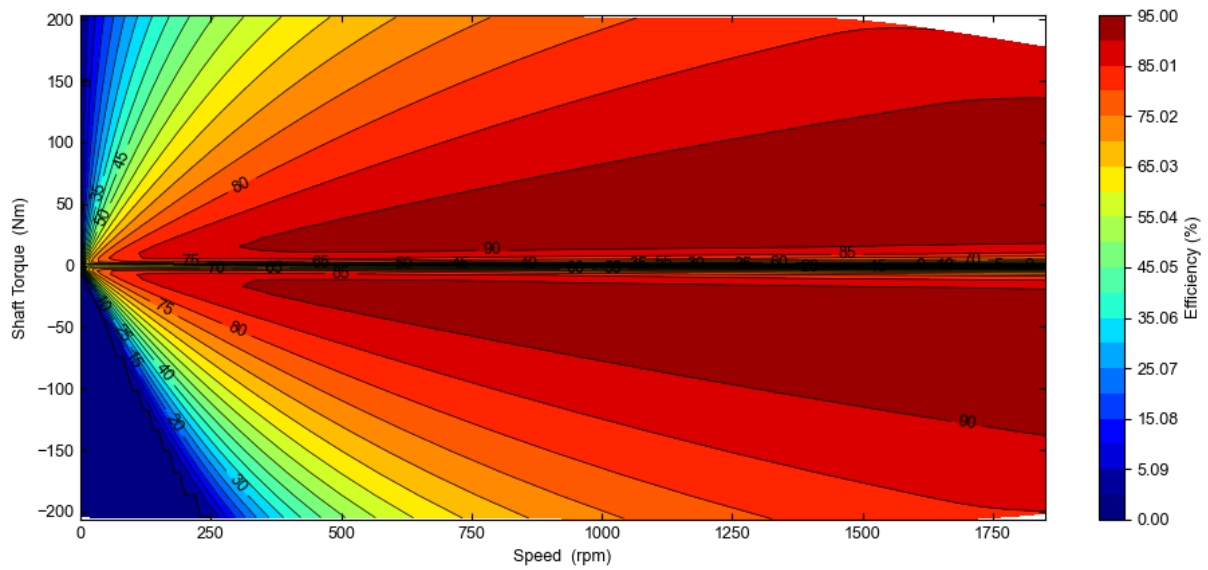


Figure 9-10 : Carte de rendement en moteur et génératrice pour la machine à bobinage concentrique

Le résultat est principalement le même que la machine à bobinage distribué, avec un meilleur rendement.

9.2.3. Consommation énergétique

Afin d'analyser la consommation des deux machines, un duty-cycle de 30 minutes donné par Motor-CAD est utilisé. La vitesse moyenne du cycle est de 702.2 [rpm], ce qui correspond à 46 $\left[\frac{km}{h}\right]$ environ. Ce cycle a été choisi car la vitesse moyenne estimée (voir 4.4.1.2) est de 50 $\left[\frac{km}{h}\right]$.

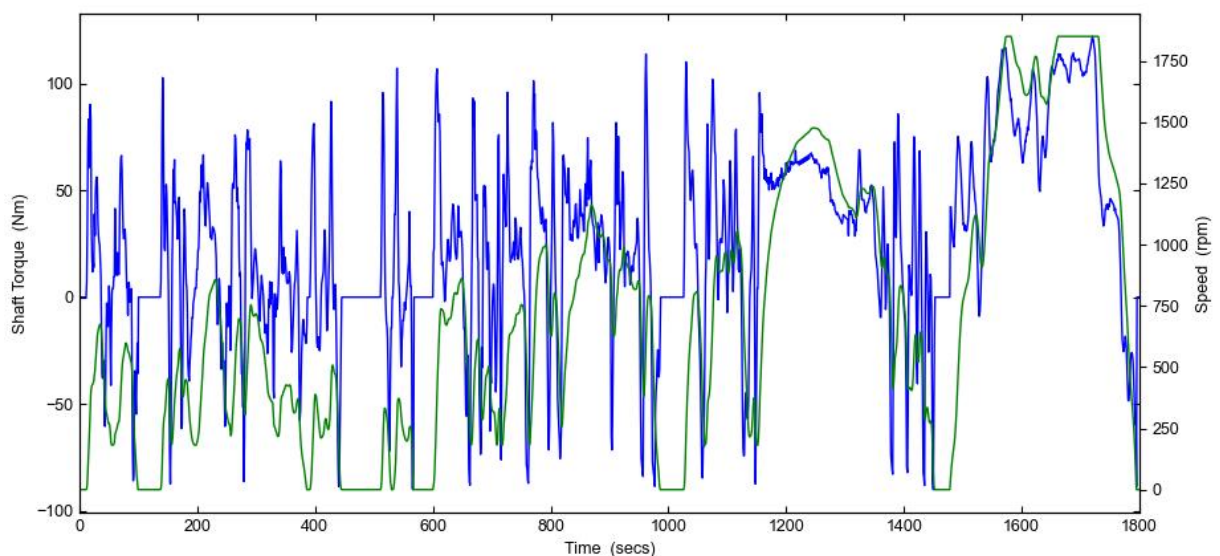


Figure 9-11 : Couple et vitesse des machines pour le duty-cycle

9.2.3.1. Bobinage distribué

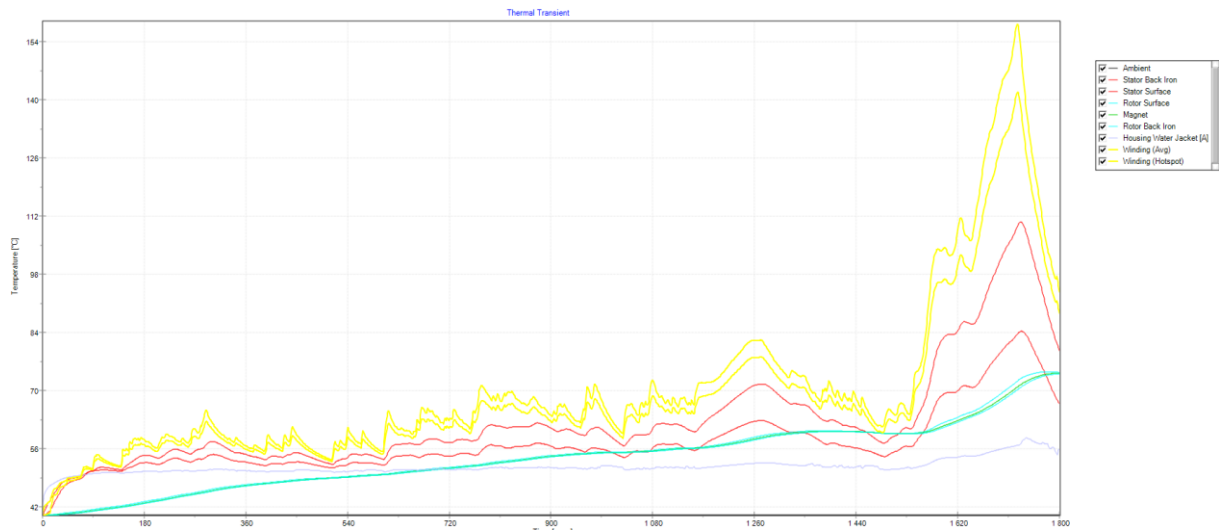


Figure 9-12 : Echauffement du bobinage distribué avec duty-cycle

La barre des 150 [°C] a été dépassée (157.7 [°C]) car un couple trop élevé est maintenu durant une trop longue période sur la fin (environ 200 [s]).

Ce cas ne se produira jamais en course ou quelconque autre épreuve.

En ajoutant les points du duty-cycle. On pourrait avec l'analyse d'une course de Formula Student, créer un duty-cycle et analyser les rendements plus précisément.

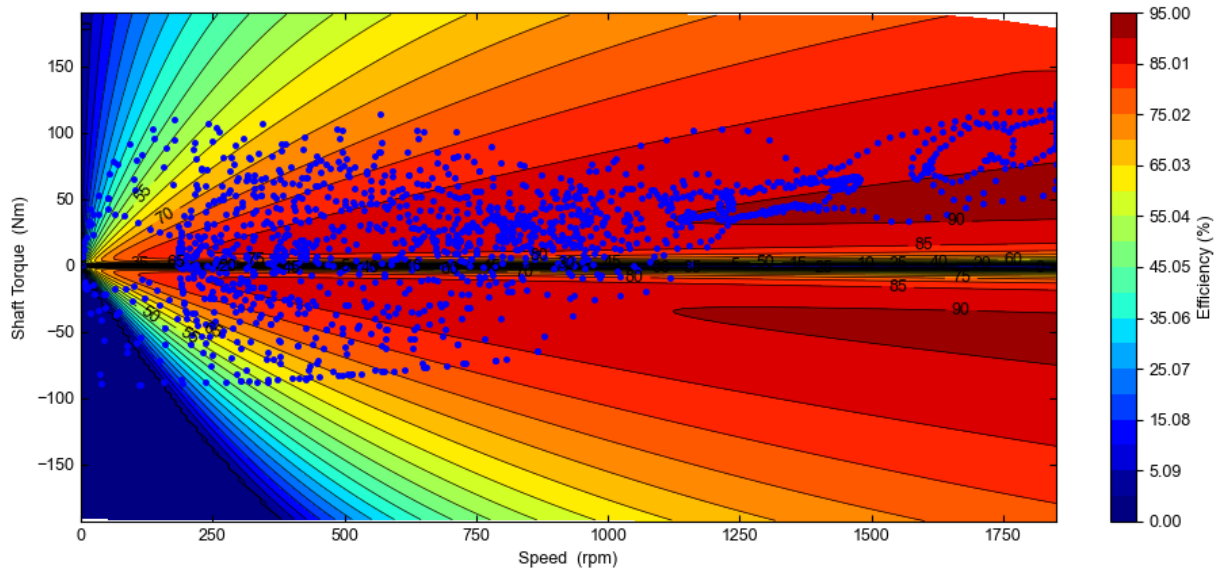


Figure 9-13 : Carte de rendement avec points du duty-cycle pour le bobinage distribué

9.2.3.2. Bobinage concentrique

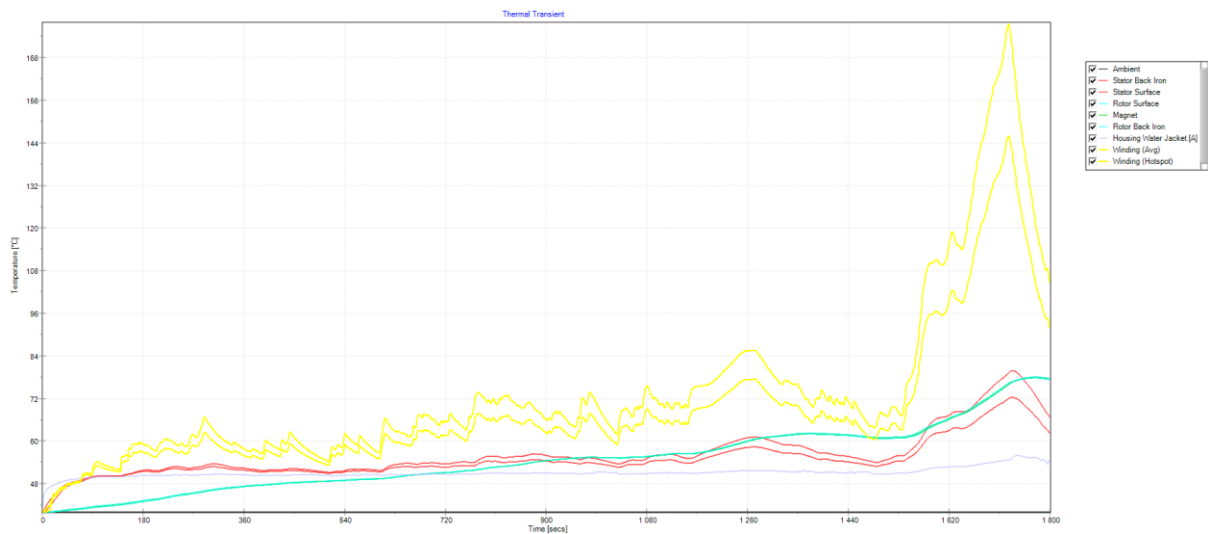


Figure 9-14 : Echauffement du bobinage concentrique avec duty-cycle

On constate de nouveau un dépassement de température à 177.2 [°C] par utilisation excessive du couple.

Le duty-cycle représenté sur la carte de rendement.

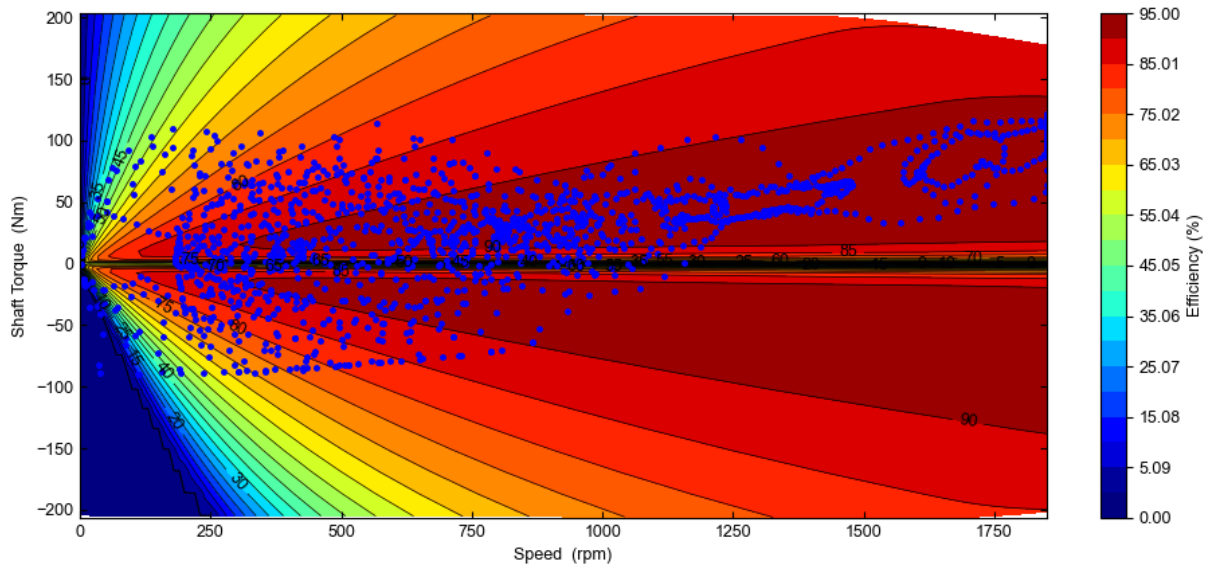


Figure 9-15 : Carte de rendement avec points du duty-cycle pour le bobinage concentrique

9.2.3.3. Comparaison finale et bilan énergétique

On en bilan énergétique avec ce duty-cycle.

Duty Cycle Data		Duty Cycle Data	
	Value		Value
Average Efficiency (Energy Use) (%)	87.49	Average Efficiency (Energy Use) (%)	90.96
Average Efficiency (Point by Point) (%)	83.22	Average Efficiency (Point by Point) (%)	86.99
Electrical Input Energy (Wh)	2110.80	Electrical Input Energy (Wh)	2035.14
Shaft Motoring Energy (Wh)	1860.09	Shaft Motoring Energy (Wh)	1860.15
Electrical Output (Recovered) Energy (Wh)	112.67	Electrical Output (Recovered) Energy (Wh)	121.99
Shaft Generating Energy (Wh)	144.04	Shaft Generating Energy (Wh)	144.09
Total Loss (Wh)	282.09	Total Loss (Wh)	197.10
Copper Loss (Wh)	215.06	Copper Loss (Wh)	145.35
Iron Loss (Wh)	66.07	Iron Loss (Wh)	51.75
Magnet Loss (Wh)	0.96	Magnet Loss (Wh)	0.00
Mechanical Loss (Wh)	0.00	Mechanical Loss (Wh)	0.00
Motoring Operation (%)	78.72	Motoring Operation (%)	77.89
Generating Operation (%)	21.28	Generating Operation (%)	22.11

Figure 9-16 : Bilan énergétique avec le duty-cycle, distribué (gauche) et concentrique (droite)

Comme attendu par son meilleur rendement, la machine à bobinage concentrique a consommé moins d'énergie.

- $E_{distribué} = 2110.8 [Wh]$
- $E_{concentrique} = 2035.14 [Wh]$

Ce qui correspond à une économie d'énergie de 75.66 [Wh] donc 3.58 [%]. A peu de chose près, c'est la différence de rendement des deux machines.

Au final, les avantages de chaque modèle se présentent comme suit.

- Distribué
 - Meilleur maintien du couple max
 - Echauffement plus faible à faible couple
 - Affaiblissement du champ plus haut en couple max (1650 [rpm] contre 1450 [rpm])
- Concentrique
 - Meilleur couple max à vitesse nulle (204 [Nm] contre 193 [Nm])
 - Meilleur couple max jusqu'à 1450 [rpm]
 - Meilleur rendement
 - Plus facile à bobiner
 - Longueur réduite (88 [mm] contre 94 [mm])

9.3. Machine à rotor externe

L'analyse d'une variante à rotor externe fait du sens car les machines modélisées jusqu'à maintenant disposent d'un grand espace intérieur, ce qui permettrait un bon cooling pour une machine à rotor externe. Cooling qui pose en général problème lorsque l'espace intérieur est trop restreint.

Ce type de moteur a toute sa place dans le cadre d'une voiture Formula Student, les meilleures équipes disposent souvent de ce genre de machines.

Cependant, après discussion avec l'équipe VRT, ce type de machine faisant intégralement partie du châssis serait au stade actuel compliqué à dimensionner mécaniquement. Dans le cadre du diplôme et pour une potentielle future machine de ce type, le cas est tout de même étudié (moins en profondeur).

Le bobinage de la machine à rotor externe est concentrique, c'est le même bobinage que celui développé au chapitre précédent.

9.3.1. Géométrie de la machine

La géométrie est quasiment la même que la machine à bobinage concentrique, la machine est simplement « retournée ».

Pour des raisons de poids, le diamètre total de la machine a été réduit à 235 [mm], pour ne pas réduire excessivement la longueur ce qui conduit à un mauvais cooling comme vu dans [7.2.1.](#)

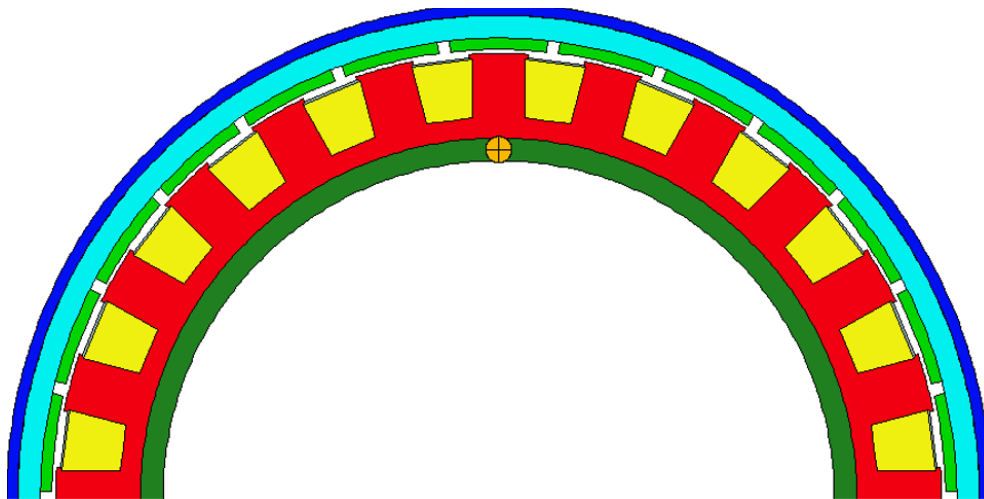


Figure 9-17 : Design de la machine à rotor externe, vue radiale

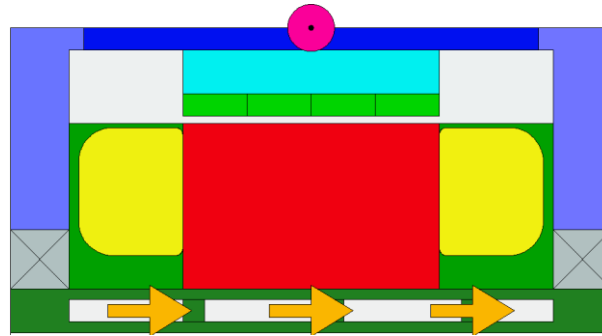


Figure 9-18 : Design de machine à rotor externe, vue axiale

9.3.2. Thermique

D'un point de vue du couple, le rotor externe compense la réduction du diamètre de la machine (plus de surface rotorique), puisque le couple obtenu est de 123 [Nm]. Supérieur au bobinage concentrique avec rotor interne.

Dû au moins bon cooling, la température du bobinage est de 185 [°C], on adapte alors la densité de courant à 10 $\left[\frac{A}{mm^2}\right]$ pour abaisser cette température. Ce qui donne :

- 83 [Nm]
- 96 [°C]

On observe que le cooling n'est finalement pas si mauvais, car comme on peut le voir sur la vue axiale précédente, le potting permet d'avoir une excellente surface de contact entre le manchon de refroidissement et le bobinage.

9.3.3. Performances

Comme discuté dans les performances des deux autres machines, c'est le couple à basse et moyenne vitesse qui est intéressant, on comparera alors directement le couple max sans affaiblissement du champ, à une vitesse de 1450 [rpm] comme avant.

Tableau 9-7 : Temps de fonctionnement en fonction du couple

Rotor externe		
pu	Couple	Temps
1.0	103.2	1595
1.1	113.5	547.0
1.2	123.8	307.0
1.3	134.2	211.0
1.4	144.5	152.0
1.5	154.8	116.0
1.6	165.1	90.0
1.7	175.4	72.0
1.8	185.8	60.0
1.9	196.1	50.0
1.98	204.3	43.0
Imax		

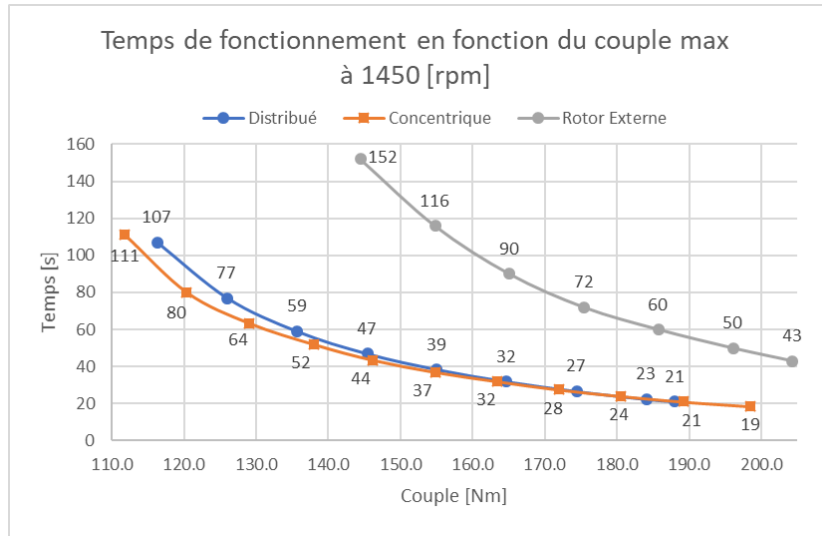


Figure 9-19 : Temps de fonctionnement en fonction du couple

Le nombre de conducteurs supplémentaires pour un même courant permet à cette machine d'être efficace thermiquement. C'est pourquoi le couple max peut être maintenu plus longtemps malgré la surface de refroidissement réduite. C'est la surface de rotor supérieure qui permet d'obtenir un grand couple.

9.3.3.1. Régime nominal

Tableau 9-8 : Valeurs nominales

Valeurs nominales	Unité	Valeur
M	[Nm]	103.2
n	[rpm]	1850
η	[%]	93.7
P	[W]	20360
I	[A]	39.17
U _I	[V]	353.6
U _{ph}	[V]	204.1

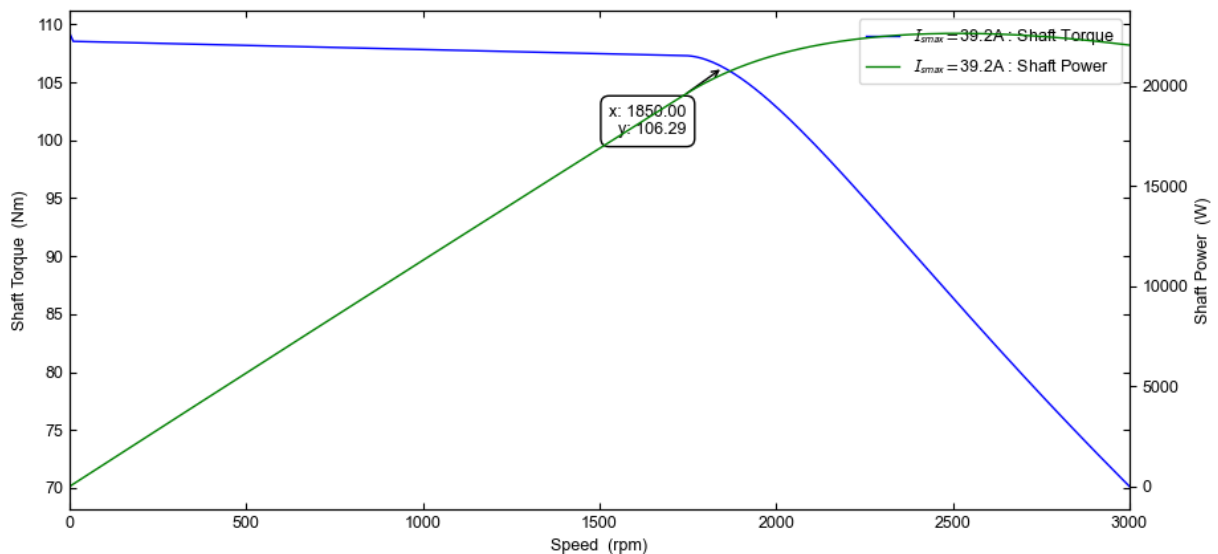


Figure 9-20 : Courbe couple-vitesse à régime nominal

9.3.3.2. Régime maximal

Tableau 9-9 : Valeurs maximales

Valeurs maximales	Unité	Valeur
M_max	[Nm]	179
M_max pu	[p.u.]	1.73
M_max (n=0rpm)	[Nm]	208
Is_max	[A]	78
P_max	[W]	34990

Dans le tableau précédent, le couple max est donné pour une vitesse nominale de 1850 [Nm], à vitesse nulle le couple peut aller jusqu'à 208 [Nm].

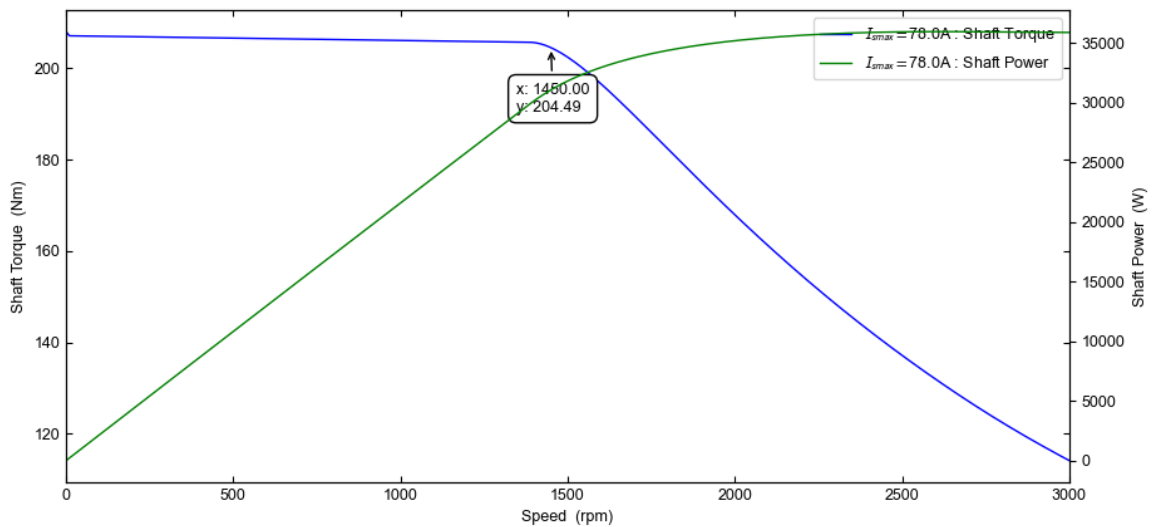


Figure 9-21 : Courbe couple-vitesse du régime maximal

9.3.3.3. Rendement

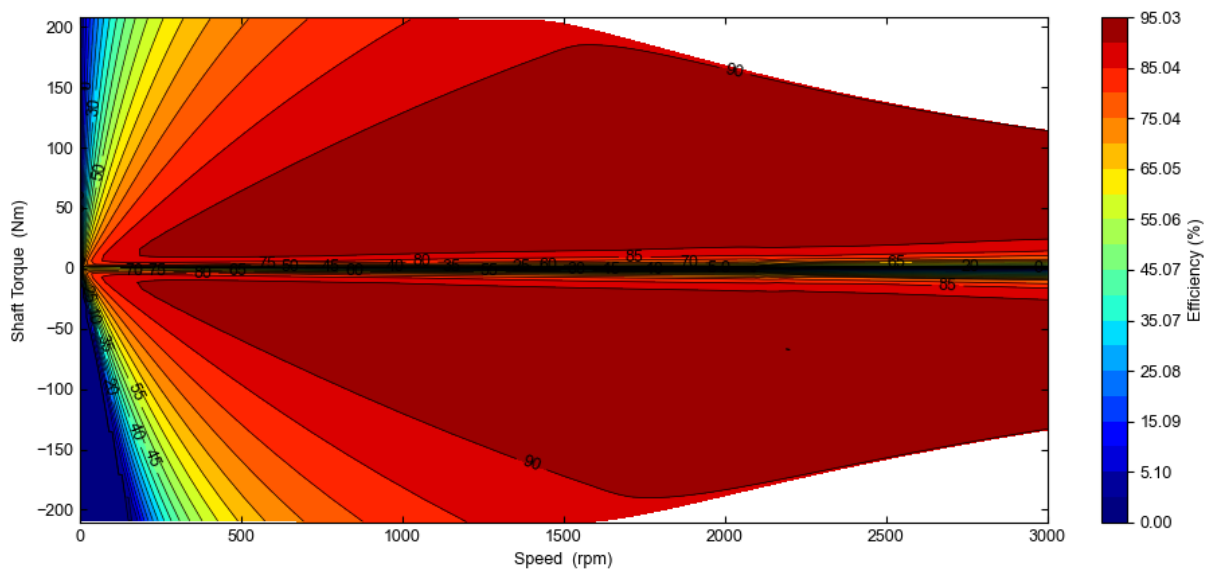


Figure 9-22 : Carte de rendement de la machine à rotor externe

Cette machine a également un rendement supérieur qu'il s'étend sur une grande zone de points de fonctionnement par rapport au rotor interne.

9.3.3.4. Consommation énergétique

Ce rendement se traduit en une meilleure consommation énergétique. On illustre ceci avec le duty-cycle automobile utilisé pour les deux autres machines également.

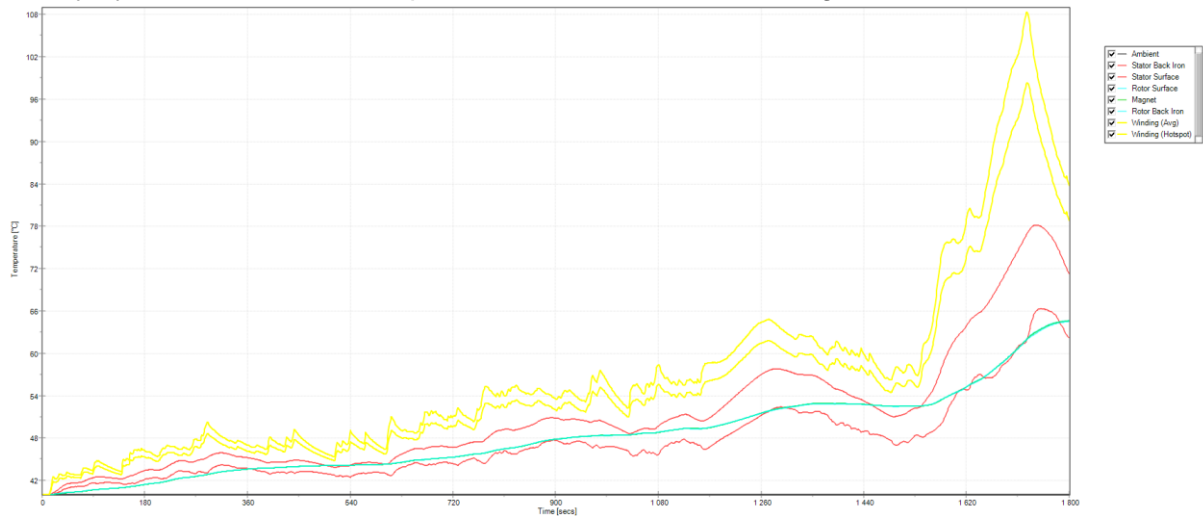


Figure 9-23 : Température du duty-cycle pour le rotor externe

On remarque que la machine ne dépasse pas la température max contrairement aux deux autres machines, ici la température max est seulement de 108 [°C].

Duty Cycle Data	
	Value
Average Efficiency (Energy Use) (%)	93.77
Average Efficiency (Point by Point) (%)	89.75
Electrical Input Energy (Wh)	1977.56
Shaft Motoring Energy (Wh)	1860.23
Electrical Output (Recovered) Energy (Wh)	129.27
Shaft Generating Energy (Wh)	144.17
Total Loss (Wh)	132.23
Copper Loss (Wh)	84.06
Iron Loss (Wh)	48.17
Magnet Loss (Wh)	0.00
Mechanical Loss (Wh)	0.00
Motoring Operation (%)	77.51
Generating Operation (%)	22.49

Figure 9-24 : Bilan énergétique du duty-cycle pour la machine à rotor externe

Résumé des consommations énergétiques du duty-cycle.

- $E_{distribué} = 2110.8 [Wh]$
- $E_{concentrique} = 2035.14 [Wh]$
- $E_{rotorExterne} = 1977.56 [Wh]$

Pour les considérations données au début de ce chapitre, cette machine n'est pas optimisée et étudiée de manière plus approfondie. Cependant vu son efficacité, elle serait intéressante pour le futur de la voiture de l'équipe VRT.

10. Conclusion

10.1. Choix de la machine

Selon les avantages de chaque machine dont la synthèse est faite au [9.2.3.3](#), **c'est la machine à bobinage concentrique qui est la plus avantageuse.**

La machine à bobinage concentrique possède un meilleur couple nominal ainsi qu'un échauffement plus faible lorsqu'on se rapproche de la vitesse nominale.

Cependant, dans notre cas d'application la machine ne fonctionne quasiment jamais en régime nominal. Des pics de couple sont demandés et la vitesse est en général plutôt faible ou modérée.

Les pics de couple (courant) peuvent être maintenus de manière générale plus longtemps avec le bobinage distribué. Mais ce critère importe peu car l'écart de temps diminue plus le couple augmente.

Les plus grands écarts se situent à couple max plus faible entre 100 et 130 [Nm] (voir la Figure 9-8). A ces couples, le temps de maintien du couple max est largement suffisant pour les deux machines et ne pose aucun problème d'échauffement.

C'est pour ces raisons que les avantages de la machine à bobinage distribué valent moins que ceux du bobinage concentrique, qui répond mieux aux exigences de couple à basse et moyenne vitesse, en plus d'avoir un meilleur rendement énergétique. Rendement qui est un des critères de notation de la Formula Student.

De plus, étant quasiment de même géométrie, le bobinage simplifié du bobinage concentrique permettrait potentiellement d'économiser des coûts de fabrication.

10.2. Conclusion du travail

La complexité du travail résidait dans le fait que le dimensionnement de machine possède une énorme quantité de paramètres d'entrée, pour seulement quelques paramètres de sortie comme le couple et la vitesse.

Ce travail de diplôme a également demandé l'acquisition de nouvelles connaissances concernant le dimensionnement de machine synchrone à aimants permanents, qui n'ont pas été vues aux cours. Ainsi que la prise en main du logiciel Motor-CAD.

Les tests en laboratoire sur la machine Emrax ont permis de mieux saisir le fonctionnement d'une PMSM et d'avoir une idée des performances à égaliser lors du dimensionnement.

Après ces tests, il a fallu avant d'entrer dans un dimensionnement, récolter des informations concernant des machines existantes, ces informations ont été utiles pour avoir une idée générale des dimensions et du couple des machines. C'est lors de cette analyse que l'on a observé qu'il est difficile de concurrencer une machine à flux axial avec une machine à flux radial.

Après ces étapes, une première machine a été modélisée. Tout au long du prédimensionnement sur Motor-CAD et comme prévu depuis l'établissement du cahier des charges, c'est le poids du moteur qui a été l'élément déterminant.

Pour pouvoir se rapprocher des performances de l'Emrax tout en respectant ce poids, les dimensions des tôles et des conducteurs ont été finement adaptés au long du dimensionnement.

Au final c'est lors de l'analyse du couple que la machine à bobinage concentrique s'est démarquée. En prenant en compte le fait qu'il y ait un moteur par roue arrière, on peut théoriquement (à vitesse nulle) atteindre un couple de $2 \cdot 204 [Nm] = 408 [Nm]$. Le couple max aux roues de l'Emrax étant de $420 [Nm]$, les performances sont proches si l'on ne compte pas le fait que l'Emrax peut développer ce couple jusqu'à des vitesses très élevées.

D'un point de vue personnel, ce travail fut très intéressant malgré qu'il soit majoritairement théorique. Pouvoir adapter n'importe quel paramètre ou géométrie et en observer les conséquences sur le couple ou la vitesse par exemple, pour trouver la meilleure optimisation est quelque chose de passionnant. En plus du cadre de travail autour de la Formula Student qui est un magnifique projet.

10.3. Date et signature

Sion, le 18 août 2023

11. Liste des illustrations

Figure 1-1 : L'équipe Valais Wallis Racing Team et leur monoplace	10
Figure 2-1 : Structure d'une machine synchrone à aimants permanents [2]	13
Figure 2-2 : Schéma électrique équivalent d'une phase de la PMSM [2]	14
Figure 2-3 : Schéma d'une PMSM à flux radial [3]	15
Figure 2-4 : Machine avec aimants en surface (SPM)	15
Figure 2-5 : Machine avec aimants en interne (IPM)	16
Figure 2-6 : Machines à rotor interne et externe [4]	16
Figure 2-7 : Schéma d'une PMSM à flux axial [3]	17
Figure 2-8 : Schéma d'une machine à flux transverse [5]	17
Figure 2-9 : Schéma d'une PMSM en moteur et en génératrice à vide	18
Figure 2-10 : Schéma d'une PMSM en court-circuit	18
Figure 2-11 : Schéma d'une PMSM en charge	18
Figure 2-12 : Schéma équivalent d'une phase de la PMSM en court-circuit	21
Figure 3-1 : Emrax - Photo de la machine à vide	24
Figure 3-2 : Emrax - Schéma bloc en génératrice à vide	25
Figure 3-3 : Emrax - Photo du montage en génératrice à vide	25
Figure 3-4 : Emrax - Pertes fer et pertes frottement en fonction de la vitesse de rotation	26
Figure 3-5 : Emrax - Allure de la tension induite	27
Figure 3-6 : Emrax - Schéma bloc en moteur à vide	27
Figure 3-7 : Emrax - Allure de la vitesse pour calcul de l'inertie	28
Figure 3-8 : Emrax - Schéma bloc du montage en charge avec frein	30
Figure 3-9 : Emrax - Schéma bloc du frein et de ses éléments	30
Figure 3-10 : Emrax - Photo du montage en charge avec frein	30
Figure 3-11 : Emrax - Autres images du montage en charge avec frein	31
Figure 3-12 : Emrax - Carte du rendement en fonction du couple et de la vitesse	33
Figure 3-13 : Emrax - Collines de rendement de l'onduleur et rendement total	33
Figure 3-14 : Emrax - Colline de rendement de la machine	34
Figure 3-15 : Emrax - Colline de rendement de la machine en 2D	34
Figure 3-16 : Emrax - Influence de la fréquence de commutation sur le rendement	36
Figure 3-17 : Emrax - Puissances à 1592 [tr/mn]	37
Figure 3-18 : Emrax - Courbe d'accélération pour 300rpm, 40Nm	38
Figure 3-19 : Emrax - Accélérations en fonction du couple constant du frein	38
Figure 4-1 : Règlement FS concernant le desserrage	41
Figure 4-2 : Définition du rapport de réduction r	41
Figure 4-3 : Chemin du flux magnétique en fonction du nombre de pôles	42
Figure 4-4 : Comparaison des caractéristiques couple-vitesse des moteurs couple et moteurs vitesse	42
Figure 4-5 : Profil typique du couple pour une course (circuit d'endurance FSG)	43
Figure 4-6 : Principe de conservation de l'énergie cinétique	44
Figure 5-1 : Densité de force tangentielle sur un rotor	49
Figure 5-2 : Définition des dimensions géométriques d'une machine électrique	51
Figure 5-3 : Pas dentaire et taille de dent et d'encoche	63
Figure 6-1 : Diagramme du processus de dimensionnement itératif	65
Figure 6-2 : Allure de la machine selon les valeurs de prédimensionnement, vue radiale	66
Figure 6-3 : Induction dans la machine prédimensionnée	66
Figure 6-4 : Allure d'une encoche de la machine prédimensionnée	66
Figure 6-5 : Comparaison d'exemples de géométries entre un rotor IPM (gauche) et SPM (droite)	67
Figure 6-6 : Graphique du diamètre du rotor en fonction du nombre de pôles	67

Figure 6-7 : Comparaison des géométries entre un moteur 10 pôles et un moteur 26 pôles	68
Figure 6-8 : Courbes de démagnétisation pour N54UH	68
Figure 6-9 : Image d'un bobinage distribué (gauche) et concentrique (droite) [10]	69
Figure 7-1 : Configuration du bobinage distribué	70
Figure 7-2 : Induction dans la machine avec $B_{max} = 1.6 [T]$	71
Figure 7-3 : Allure des tensions induites, ouverture d'encoche de 2 [mm]	72
Figure 7-4 : Allure du couple et couple pulsant	72
Figure 7-5 : Allure des tensions induites, ouverture d'encoche de 3 [mm]	72
Figure 7-6 : Induction en fonction de la largeur des aimants	73
Figure 7-7 : Espacement des aimants	74
Figure 7-8 : Induction dans le fer optimisé jusqu'à 1,9 [T]	75
Figure 7-9 : Hauteur de culasse	76
Figure 7-10 : Allure du couple en fonction du courant	76
Figure 7-11 : Premier design de manchon de refroidissement	78
Figure 7-12 : Comparaison thermique de deux machines en vue axiale	79
Figure 7-13 : Température établie du bobinage en fonction du débit du liquide de refroidissement	79
Figure 7-14 : Vue axiale sur le potting des têtes de bobines	80
Figure 7-15 : Vue axiale sur le potting avec surface de cooling augmentée au-delà de la surface active	80
Figure 7-16 : Géométrie de la machine à bobinage distribué	82
Figure 8-1 : Facteur de bobinages pour un bobinage concentrique 26 pôles avec $q < 0.5 [9]$	83
Figure 8-2 : Disposition du bobinage concentrique une couche	84
Figure 8-3 : Induction dans la machine à bobinage concentrique avec $B_{max} = 1.6 [T]$	84
Figure 8-4 : Allure des tensions induites	85
Figure 8-5 : Allure du couple et couple pulsant	85
Figure 8-6 : Première analyse de l'échauffement de la machine à bobinage concentrique, vue axiale	87
Figure 8-7 : Explication sur le compromis des largeurs de dents et d'encoches pour le bobinage concentrique	87
Figure 8-8 : Graphique d'analyse de l'influence de la largeur de dent pour un bobinage concentrique	88
Figure 8-9 : Maximisation de la surface de contact entre bobinage et encoche pour le bobinage concentrique	89
Figure 8-10 : Températures pour une densité de courant de 15 [A/mm ²]	90
Figure 8-11 : Géométrie de la machine à bobinage distribué	91
Figure 9-1 : Comparaison des températures et inerties thermique	92
Figure 9-2 : Courbe nominale couple-vitesse et puissance-vitesse pour le bobinage distribué	93
Figure 9-3 : Courbe maximale couple-vitesse et puissance-vitesse pour le bobinage distribué	94
Figure 9-4 : Courbe nominale couple-vitesse et puissance-vitesse pour le bobinage concentrique	95
Figure 9-5 : Courbe maximale couple-vitesse et puissance-vitesse pour le bobinage concentrique	95
Figure 9-6 : Comparaison du couple en fonction du courant	96
Figure 9-7 : Comparaison des temps de fonctionnement en fonction du couple max à 1850 [rpm]	97
Figure 9-8 : Comparaison des temps de fonctionnement en fonction du couple max à 1450 [rpm]	98
Figure 9-9 : Carte de rendement en moteur et génératrice pour la machine à bobinage distribué	98
Figure 9-10 : Carte de rendement en moteur et génératrice pour la machine à bobinage concentrique	99
Figure 9-11 : Couple et vitesse des machines pour le duty-cycle	99
Figure 9-12 : Echauffement du bobinage distribué avec duty-cycle	100
Figure 9-13 : Carte de rendement avec points du duty-cycle pour le bobinage distribué	100
Figure 9-14 : Echauffement du bobinage concentrique avec duty-cycle	101
Figure 9-15 : Carte de rendement avec points du duty-cycle pour le bobinage concentrique	101
Figure 9-16 : Bilan énergétique avec le duty-cycle, distribué (gauche) et concentrique (droite)	102
Figure 9-17 : Design de la machine à rotor externe, vue radiale	103
Figure 9-18 : Design de machine à rotor externe, vue axiale	104
Figure 9-19 : Temps de fonctionnement en fonction du couple	105
Figure 9-20 : Courbe couple-vitesse à régime nominal	105
Figure 9-21 : Courbe couple-vitesse du régime maximal	106

<i>Figure 9-22 : Carte de rendement de la machine à rotor externe</i>	106
<i>Figure 9-23 : Température du duty-cycle pour le rotor externe</i>	107
<i>Figure 9-24 : Bilan énergétique du duty-cycle pour la machine à rotor externe</i>	107

12. Liste des tableaux

Tableau 1-1 : Valeurs du cahier des charges	12
Tableau 3-1 : Emrax - résistance de phase R_s	24
Tableau 3-2 : Emrax - Tableau mesures facteur de tension induite K_u	26
Tableau 3-3 : Emrax - Tableau de mesures pour le calcul de l'inertie	28
Tableau 3-4 : Emrax – Mesures en court-circuit	29
Tableau 3-5 : Emrax - Exemple de points de mesures en charge avec frein	32
Tableau 4-1 : Contraintes de dimensionnement imposées par l'équipe VRT	39
Tableau 4-2 : Cahier des charges pour le refroidissement des moteurs et classes d'isolation des bobinages	40
Tableau 4-3 : Caractéristiques de l'onduleur DTI 550	40
Tableau 4-4 : Calculs d'accélération	45
Tableau 5-1 : Densités de force tangentielle pour des moteurs couple	51
Tableau 5-2 : Densité de force tangentielle pour des moteurs vitesse	51
Tableau 5-3 : Masses volumiques pour des moteurs couple	52
Tableau 5-4 : Masses volumiques pour des moteurs vitesse	53
Tableau 5-5 : Valeurs fixées pour le dimensionnement approximatif	54
Tableau 5-6 : Variantes de moteurs couple	56
Tableau 5-7 : Variantes de moteurs vitesse	57
Tableau 7-1 : Analyse du couple pulsant en fonction de la géométrie des dents	73
Tableau 7-2 : Pertes cuivre et pertes fer (premières valeurs)	75
Tableau 7-3 : Températures pour une densité de courant de $15 [A/mm^2]$	81
Tableau 7-4 : Dimensions de la machine à bobinage distribué	82
Tableau 8-1 : Analyse du couple pulsant en fonction des dents	86
Tableau 8-2 : Comparaison des grandeurs après maximisation de la surface entre bobinage et encoche	90
Tableau 8-3 : Dimensions de la machine à bobinage distribué	91
Tableau 9-1 : Valeurs nominales du bobinage distribué	93
Tableau 9-2 : Valeurs pour le couple maximal du bobinage distribué	94
Tableau 9-3 : Valeurs nominales du bobinage concentrique	94
Tableau 9-4 : Valeurs pour le couple maximal du bobinage concentrique	95
Tableau 9-5 : Valeurs de couple max et de temps pour les deux machines à 1850 [rpm]	96
Tableau 9-6 : Valeurs de couple max et de temps pour les deux machines à 1450 [rpm]	97
Tableau 9-7 : Temps de fonctionnement en fonction du couple	104
Tableau 9-8 : Valeurs nominales	105
Tableau 9-9 : Valeurs maximales	106

13. Bibliographie

- [1] Valais-Wallis Racing Team. *Site internet de la VRT*. 2022.
- [2] Alberto Colotti & Felix Jenni. *Entraînements électriques*. Promouvoir l'efficacité, 2015.
- [3] Daan Moreels & Peter Leijnen. *This inside-out motor for EVs is power dense and (finally) practical*. 2019.
- [4] Vishal Sapale. *Exploring the differences between outer rotor motors and inner rotor motors*. 2022.
- [5] Xiaobao Yang. *Torque Characteristic Analysis of a Transverse Flux Motor Using a Combined-Type Stator Core*. 2016.
- [6] Chevailler Samuel. *Entraînements électriques, introduction*. 2016.
- [7] Yves Thurel, CERN. *L'effet de peau & les courants de Foucault*. 2002.
- [8] Université Batna 2. *Chapitre III Dimensionnement du moteur synchrone à aimants permanents*.
- [9] Emetor.com. *Electric motor winding calculator*.
- [10] Electrical4u.net. *What is distributed & concentric winding*.

14. Lexique et liste des symboles

$PMSM$	Permanent Magnet Synchronous Motor (Moteur synchrone à aimants permanents)
SPM	Surface Permanent Magnet (Moteur synchrone à aimants permanents avec aimants en surface du rotor)
IPM	Internal Permanent Magnet (Moteur synchrone à aimants permanents avec aimants en interne du rotor)
FS	Formula Student
FW	Flux weakening (affaiblissement du champ)
rpm	Rotations par minute
R_s	Résistance statorique d'une phase [Ω]
P_{fer}	Pertes fer totales de la machine [W]
P_{fv}	Pertes par frottement ventilation de la machine [W]
n_s	Vitesse du champ tournant du stator [$\frac{tr}{mn}$]
Ω_s	Vitesse du champ tournant du stator [$\frac{rad}{s}$]
n_r	Vitesse de rotation du rotor [$\frac{tr}{mn}$]
Ω_r	Vitesse de rotation du rotor [$\frac{rad}{s}$]
k_u	Constante de tension induite de phase [$\frac{V}{\frac{tr}{mn}}$]
L_s	Inductance synchrone [mH]
L_d	Inductance longitudinale [mH]
L_q	Inductance transverse [mH]
U_p	Tension induite de ligne [V]
p	Nombre de paires de pôles [-]
φ	Angle de déphasage [$^\circ$]
ϑ	Angle de charge [$^\circ$]
M_{em}	Couple électromagnétique [Nm]
P_{em}	Puissance électromagnétique [W]

M_{mec}	Couple mécanique [Nm]
P_{mec}	Puissance mécanique [W]
P_{el}	Puissance électrique [W]
η	Rendement [%]
AC	Courant alternatif (alternative current)
DC	Courant continu (direct current)
μ_0	Perméabilité du vide [$\frac{H}{m}$]
ρ	Résistivité du matériau [$\frac{\Omega mm^2}{m}$]
S_u	Surface utile [mm^2]
$r_{..}$	Rayon de ... [m]
v	Vitesse linéaire [$\frac{m}{s}$] (ou [$\frac{km}{h}$] à titre indicatif)
a	Accélération linéaire [$\frac{m}{s^2}$]
J	Inertie [$kg \cdot m^2$]
α	Coefficient de température pour une résistance électrique [$\frac{\Omega}{^\circ C}$]
r	Rapport de réduction [-]
V	Volume [m^3]
mv	Masse volumique [$\frac{kg}{m^3}$]
δ	Entrefer [mm]
q	Nombre d'encoches par pôle et par phase [-]
Z	Nombre d'encoches [-]
K_{cu}	Facteur de remplissage d'une encoche [-]

15. Annexes

- A. Planning et suivi du TB (.pdf)
- B. Tests préliminaires sur la machine 095U
- C. Choix de la charge pour les test sur la machine Emrax
- D. Datasheet de la machine Emrax
- E. Datasheet du frein Magtrol 2PB65
- F. Feuille Excel des résultats de tests de l'Emrax

Les autres documents tels que les fichiers de simulations se trouvent sous :

<R:\Diploma\TD2023\SYND\romain.servajan>

Annexe B

Contents

1. Tests préparatifs sur la PMSM 095U	1
1.1. Choix de la charge pour les tests	1
1.1.1. Ajout d'une résistance et inductance	2
1.2. Validation du modèle en charge	5

1. Tests préparatifs sur la PMSM 095U

En premier lieu, des tests sont effectués sur une plus petite PMSM, avec pour objectif d'établir un protocole de tests permettant de tester en toute sécurité la PMSM de la FS.

La machine testée est une machine synchrone à aimants permanents de chez Control Techniques 095U2B300BACAA100190. Elle est contrôlée par un convertisseur de fréquence Emerson M700.

Afin d'effectuer la plupart des mesures, un analyseur de puissance N4L est utilisé.

Les tests à vide et en court-circuit étant possibles dans tous les cas car ne demandant pas de grands moyens pour être réalisés, **il s'agit de déterminer de quelle manière les tests en charge peuvent être effectués pour être réalisables avec la machine de la FS.**

1.1. Choix de la charge pour les tests

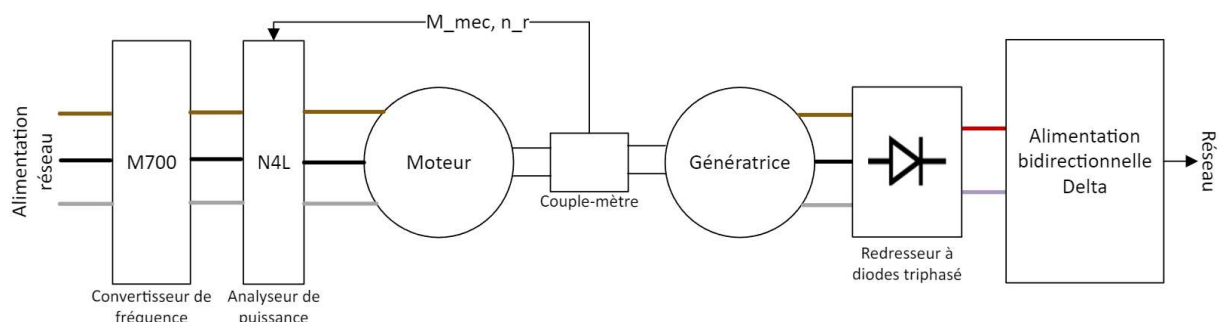


Figure 1-1 : Schéma bloc du banc de test de la petite PMSM

La solution permettant d'effectuer les tests et mesures en charge de la manière la plus complète est l'utilisation d'une génératrice, transmettant sa puissance électrique au réseau. Idéalement, le machine fonctionnant en génératrice fournirait sa puissance au réseau directement en triphasé.

Cette option n'est pas envisageable car il faut s'occuper de synchroniser la génératrice au réseau, de plus, une fois la génératrice synchronisée au réseau triphasé, le flux de puissance pourrait s'inverser dans le cas où le moteur ne fournit plus assez de couple. Ce qui est impossible pour le convertisseur pilotant la machine fonctionnant en moteur, et pourrait potentiellement l'endommager.

Aussi, la machine fonctionnant en moteur est régulée en vitesse, il n'est donc pas faisable de lui imposer la vitesse du réseau, il faut réguler uniquement le couple de l'autre machine.

On utilisera donc un redresseur à diodes triphasé suivi d'une alimentation DC bidirectionnelle. Ce montage permet de varier la charge imposée au moteur en variant le courant imposé par l'alimentation bidirectionnelle.

Avec ce montage, la charge est contrôlée par le courant imposé sur l'alimentation Delta. Pour contrôler ce courant la tension imposée à la Delta est de 0 [V], ce qui correspond à un court-circuit et donc un freinage maximal pour la génératrice.

Cependant, la limitation de courant de la Delta ne permet pas à la tension d'être nulle, en augmentant cette limitation de courant, la tension va baisser et par conséquent le courant ainsi que le couple de la génératrice vont augmenter.

C'est ainsi qu'en modifiant la limite de courant sur l'alimentation bidirectionnelle, la charge est contrôlée.

1.1.1. Ajout d'une résistance et inductance

Le circuit peut se simplifier à deux sources de tensions comme ci-dessous.

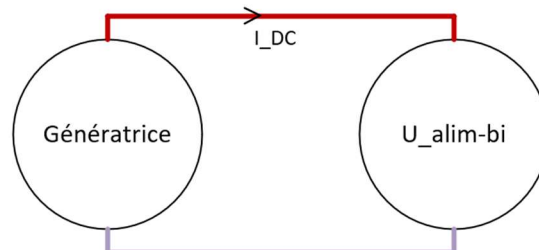


Figure 1-2 : Schéma simplifié en deux sources de tensions pour les tests en charge

Le problème avec l'alimentation Delta est qu'elle ne possède pas de résistance ou d'inductance interne. Donc la limitation en courant ne fonctionne pas puisqu'on a deux sources face à face au même potentiel.

Pour que le courant I_{DC} puisse circuler, on ajoute une résistance ainsi qu'une inductance entre le redresseur à diode et l'alimentation Delta afin de créer la chute de tension dans le circuit permettant le réglage du courant avec l'alimentation bidirectionnelle.

Le système après la génératrice est modélisé sur PLECS comme ci-dessous. L'alimentation bidirectionnelle Delta peut être représentée par une source de tension, modifier sa tension revient à modifier la limitation en courant dans le circuit.

Les valeurs d'inductance et de résistance sur le schéma correspondent au matériel qui sera utilisé pour le test.

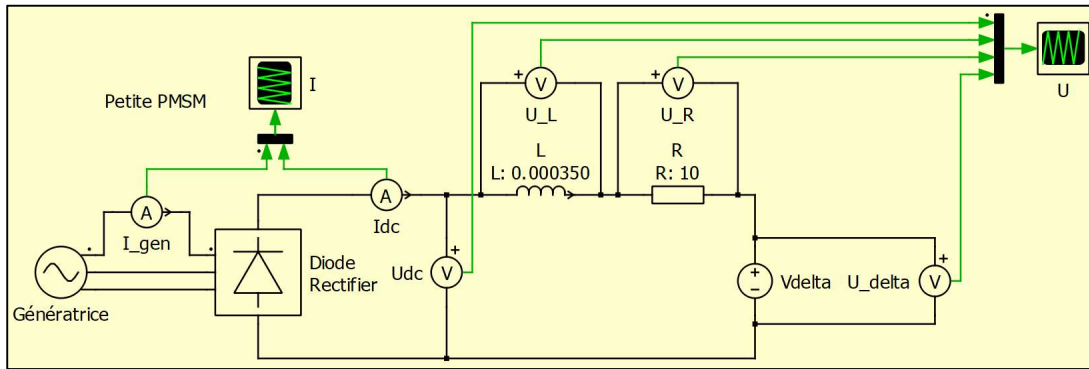


Figure 1-3 : Modélisation PLECS du banc de tests en charge, après la génératrice

Plusieurs tensions et courant sont mesurés pour déterminer si l'inductance joue un rôle important.

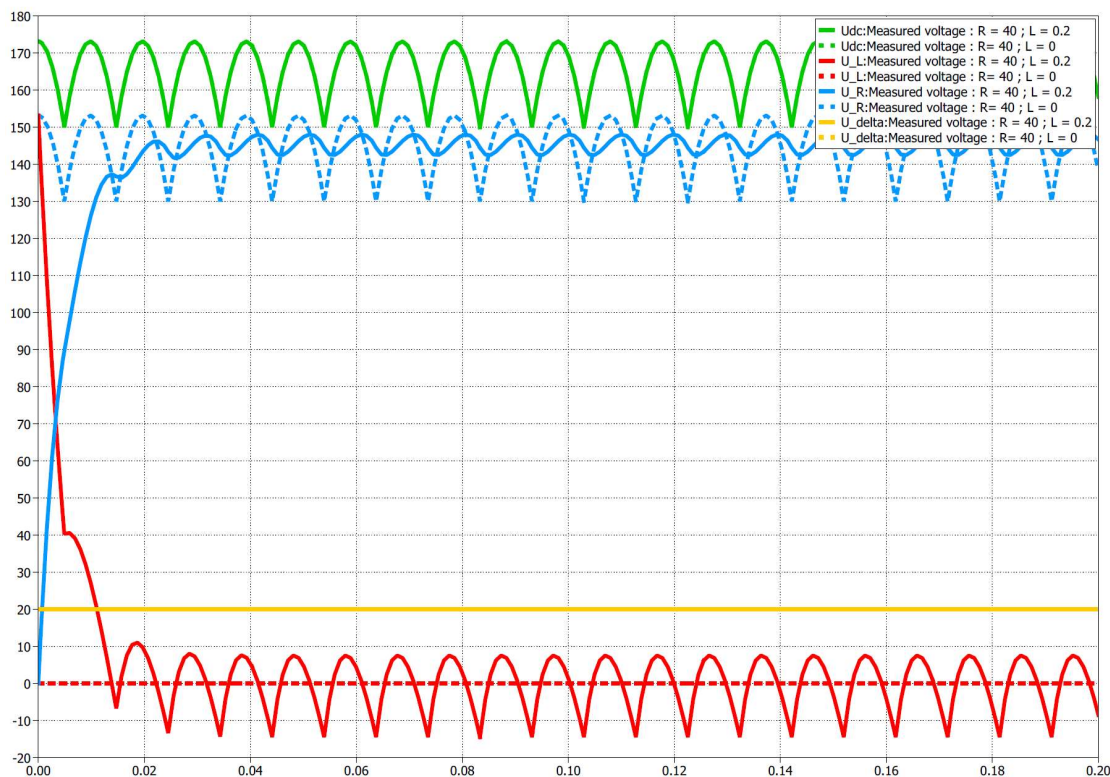


Figure 1-4 : Simulation PLECS – Tensions : alimentation Delta avec et sans inductance

En trait-tillé les signaux sans l'inductance. Les valeurs de résistance, d'inductance et de tension de la Delta ne sont pas représentatives de la situation réelle, ces valeurs permettent une bonne visualisation des effets de la résistance et de l'inductance rajoutées. Car avec l'inductance disponible les effets ne sont pas bien visibles.

On observe d'abord l'allure des tensions, comme attendu, l'inductance ne joue pas un grand rôle mis à part la réduction des variations de tension sur la résistance.

Néanmoins, le courant détermine directement le couple de la machine, il est donc intéressant de pouvoir limiter les oscillations de courant pour éviter d'avoir un couple oscillant sur la machine.

En ce qui concerne les courants dans le circuit, on peut tirer ci-dessous la même conclusion concernant l'inductance ne servant qu'à réduire l'amplitude des oscillations.

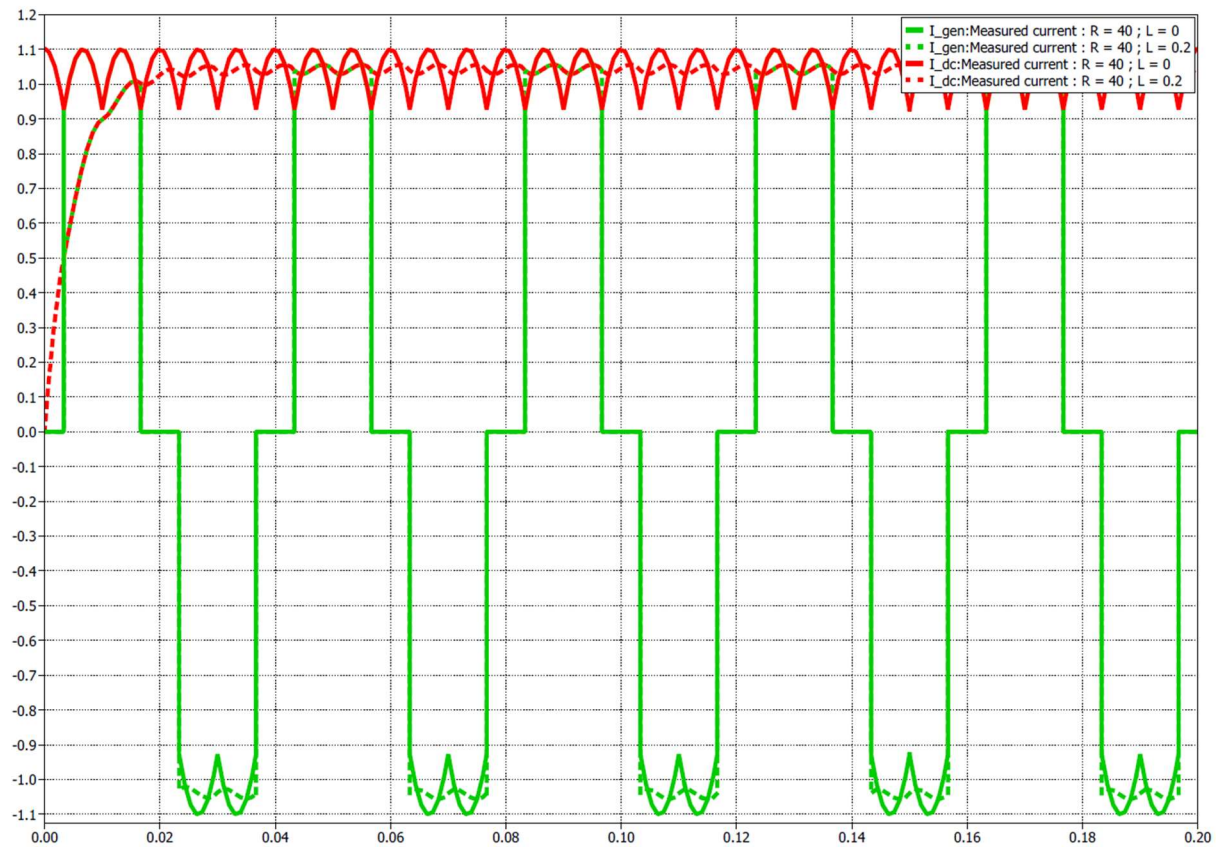


Figure 1-5 : Simulation PLECS – Courants : alimentation Delta avec et sans inductance

$$I_{gen} = 850 \text{ [mA] RMS}$$

Si le tout est faisable pour tester la machine de la FS, l'inductance sera donc rajoutée uniquement si elle est disponible facilement, comme elle ne joue pas un grand rôle.

Quant à la résistance, elle est primordiale pour pouvoir réguler le courant I_{dc} . Elle permet de dissiper une partie de la puissance. Ici, les courants sont faibles, il est alors possible d'atteindre le courant nominal de la machine fonctionnant en moteur tout en gardant une certaine tension sur la Delta ($\sim 6.5 \text{ [V]}$ dans notre cas), le tout avec une résistance de 10 [\Omega] .

1.2. Validation du modèle en charge

Maintenant l'influence des deux composants analysée, il est nécessaire de valider le modèle PLECS avec une comparaison entre système réel et simulation. Ce qui permettra de dimensionner la résistance et potentiellement l'inductance utilisées pour tester la machine de la FS.

On procède d'abord à un test sur le banc d'essai, afin de connaître tous les paramètres à rentrer dans la simulation.

Le test est effectué à une vitesse de rotation de 500rpm et à courant nominal pour la machine fonctionnant en moteur. La résistance vaut 10 [Ω] et l'inductance 350 [μH].

Les résultats suivants sont obtenus.

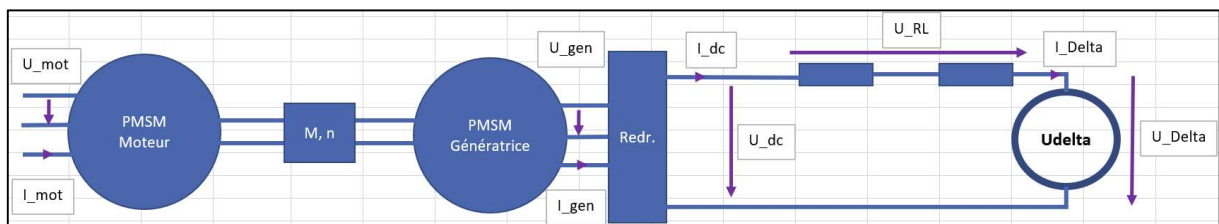


Figure 1-6 : Schéma électrique des tests en charge de la petite PMSM

Tableau 1-1 : Comparaison entre simulation et mesures des tests en charge de la petite PMSM

Dénomination	Mesure	Simulation	Unité
U_gen	30.2	30.16	[V]
I_gen	2.84	2.65	[A]
U_diodes	0.7	0.7	[V]
U_dc	43.3	39.15	[V]
U_RL	35.7	32.65	[V]
U_Delta	6.5	6.5	[V]
I_Delta	3.54	3.27	[A]

La tension de la génératrice est la tension mesurée entre deux bornes de celle-ci.

On constate que les résultats de la simulation se rapprochent bien du réel.

Une partie des différences vient du fait que la source de tension triphasée sur la simulation n'est pas totalement fidèle à la machine en génératrice, notamment en termes de puissance réactive.

Autrement, l'alimentation delta n'est aussi pas représentée de manière totalement fidèle sur PLECS.

Annexe C

Contents

1. Choix de la charge pour tester l'Emrax..... 1

1. Choix de la charge pour tester l'Emrax

Pour tester la PMSM Emrax en charge, on dispose d'une machine Brusa capable de reprendre le couple nominal de la première. Ce qui permettra d'atteindre plusieurs points de fonctionnement et donc connaître les rendements et puissances du moteur selon l'environnement et les caractéristiques de la voiture.

La machine doit fonctionner à couple nominal de $M_{nom} = 68 [Nm]$, courant nominal $I_{nom} = 100 [A]$. Afin de ne pas tirer de trop grosses puissances, les tests veulent être effectués à environ $n = 500 [rpm]$.

La puissance mécanique vaut donc :

(1-1)

$$P_{mec} = M_{mec} \cdot \Omega = 68 [Nm] \cdot 500 \cdot \frac{2\pi}{60} \left[\frac{rad}{s} \right] = 3561 [W]$$

En assumant que les pertes sont nulles entre la puissance mécanique et le circuit DC, après la génératrice et le redresseur, on peut dire que :

(1-2)

$$P_{mec} = P_{el,dc} = U_{dc} \cdot I_{dc}$$

Pour déterminer U_{dc} , on détermine la tension induite de la Brusa servant de génératrice. A $n = 500 [rpm]$, la tension induite redressée vaut $U_{dc} = 20 [V]$.

7.9 Induced motor voltage

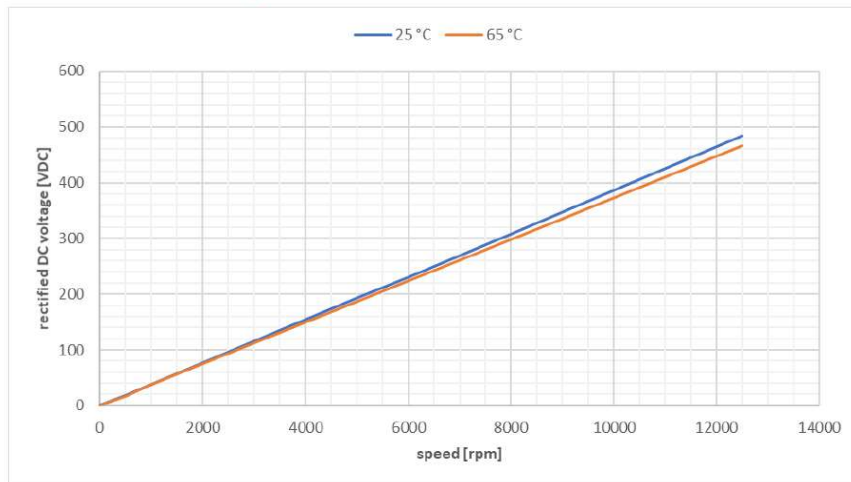


Figure 1-1 : Graphique de la tension induite de la Brusa

$$\text{Alors } I_{dc} = \frac{P_{mec}}{U_{dc}} = \frac{3561 [W]}{20 [V]} = 178 [A].$$

La tension U_{dc} étant très faible, la tension de la Delta doit être minimisée afin de permettre une plus grande circulation de courant, c'est donc la résistance qui devra dissiper la grande majorité de la puissance.

On aurait, pour une tension de Delta nulle :

(1-3)

$$R = \frac{U_{dc}}{I_{dc}} = 112,3 [m\Omega]$$

Vérification par simulation avec les valeurs mentionnées dans les calculs ci-dessus.

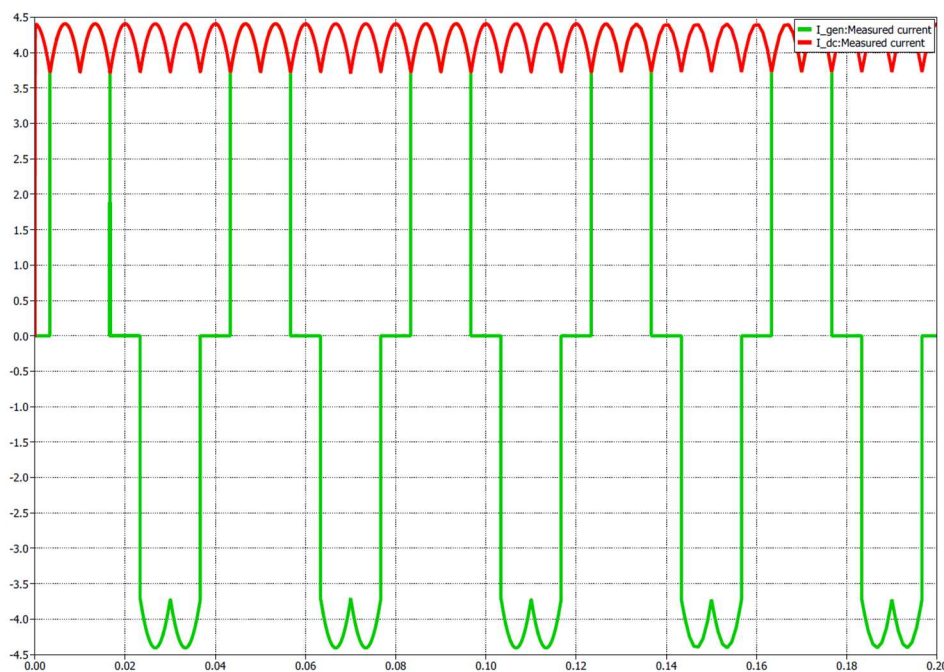


Figure 1-2 : Vérification du courant par simulation, après dimensionnement de R

$$I_{gen} = 140.2 [A] \text{ RMS}$$

$$I_{dc} = 171.8 [A] \text{ RMS}$$

La simulation confirme donc les calculs et hypothèses, hormis un léger décalage de courant, car la tension continue U_{dc} est légèrement plus faible en simulation.

Tableau 1-1 : Comparaison des courants entre calcul et simulation pour le dimensionnement de R

Dénomination	Calcul	Simulation	Unité
I_dc	178	171.8	[A]

La résistance de $112,3 [m\Omega]$ calculée est minime et difficile à réaliser précisément. Les résistances à disposition ne permettent pas d'utiliser la machine Brusa en guise de charge.

Il n'est pas possible d'augmenter la valeur de la résistance dimensionnée pour utiliser celles à disposition, car la tension induite de la Brusa est trop faible.

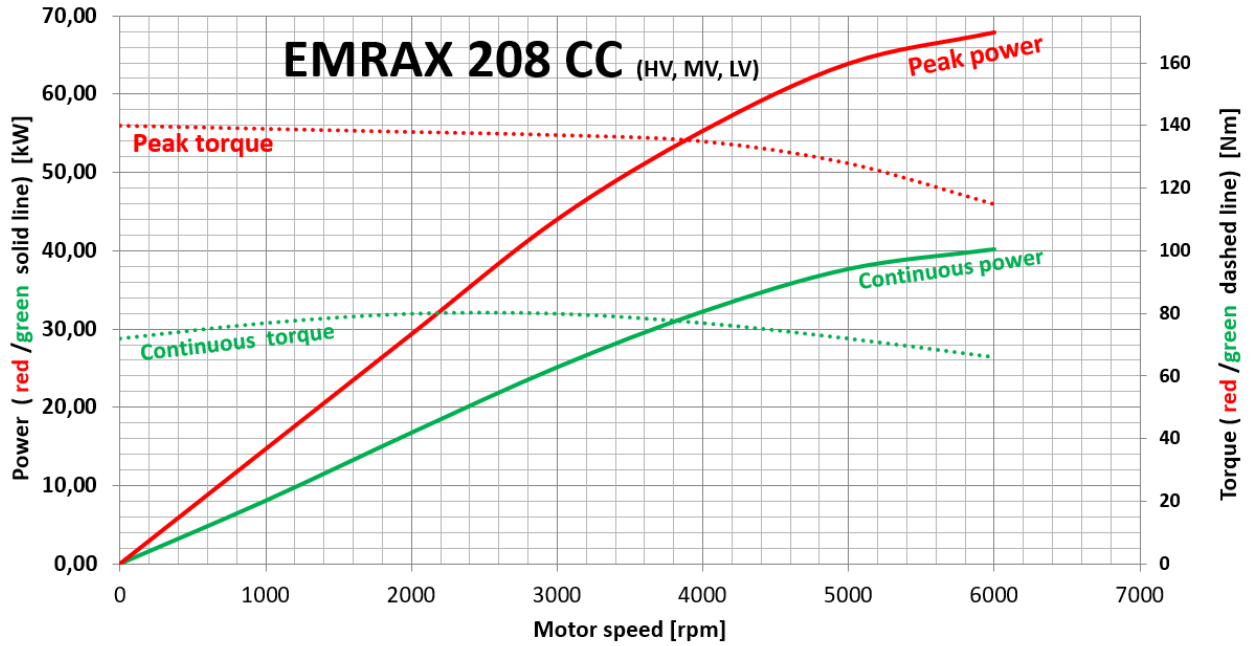
C'est donc un frein magnétique Magtrol 2PB65 qui sera utilisé.

Le frein à un couple maximal de $50 [Nm]$ et une vitesse maximale de $3000 [tr/mn]$, ce qui ne permet pas de tester l'Emrax sur toute sa plage de fonctionnement, mais il est amplement suffisant pour satisfaire les tests et passer à la tâche principale du TB qu'est le dimensionnement d'une machine.

EMRAX 208 Technical Data Table (dynamometer test data)

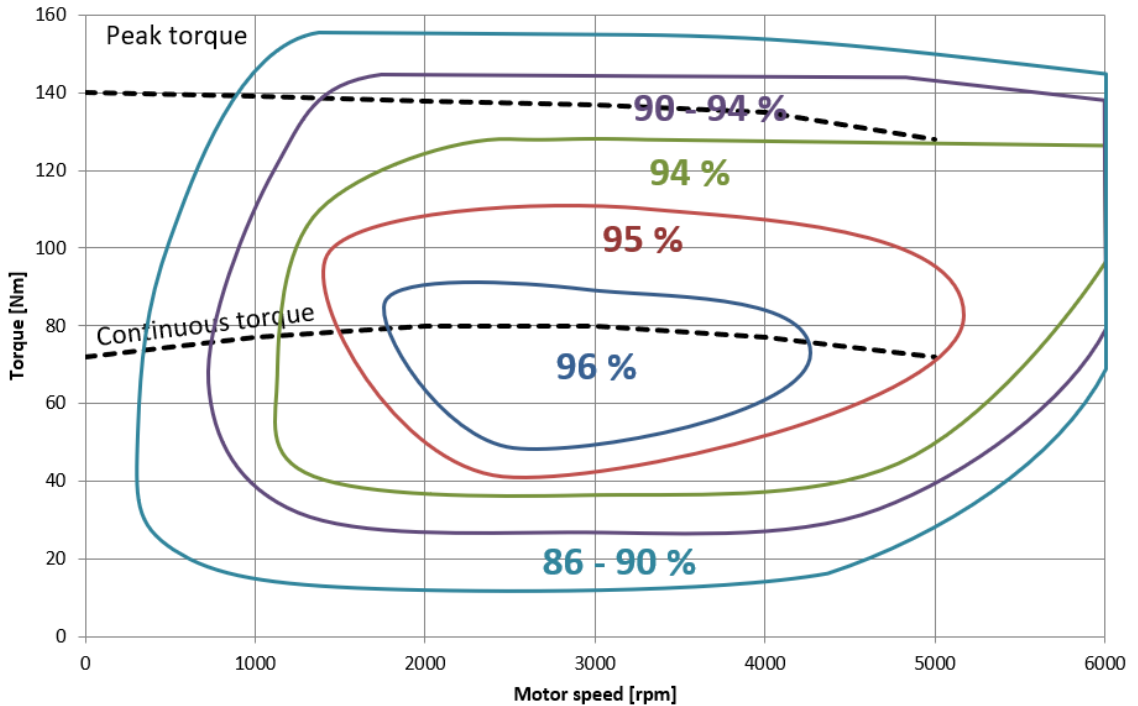
Type	EMRAX 208 High Voltage			EMRAX 208 Medium Voltage			EMRAX 208 Low Voltage		
Technical data									
Air cooled = AC Liquid cooled = LC Combined cooled = Air + Liquid cooled = CC	AC	LC	CC	AC	LC	CC	AC	LC	CC
Ingress protection	IP21	IP65	IP21	IP21	IP65	IP21	IP21	IP65	IP21
Cooling medium specification (Air Flow = AF; Inlet Water/glycol Flow = WF; Ambient Air = AA) If inlet WF temperature and/or AA temperature are lower, then continuous power is higher.	AF=20m/s; AA=25°C	WF=8l/min at 50°C; AA=25°C	WF=8l/min at 50°C; AA=25°C	AF=20m/s; AA=25°C	WF=8l/min at 50°C; AA=25°C	WF=8l/min at 50°C; AA=25°C	AF=20m/s; AA=25°C	WF=8l/min at 50°C; AA=25°C	WF=8l/min at 50°C; AA=25°C
Weight [kg]	9,1	9,4	9,3	9,1	9,4	9,3	9,1	9,4	9,3
Diameter ϕ / width [mm]	208 / 85								
Maximal battery voltage [Vdc] and max load RPM	550 Vdc (6000 RPM)			350 Vdc (6000 RPM)			120 Vdc (6000 RPM)		
Peak motor power at max load RPM (few min at cold start / few seconds at hot start) [kW]	68								
Continuous motor power (at 6500 RPM)	33	35	41	33	35	41	33	35	41
Maximal rotation speed [RPM]	6000 (7000 for a few seconds with magnetic field weakening)								
Maximal motor current (for 2 min if cooled as described in Manual) [Arms]	200			320			800		
Continuous motor current [Arms]	100			160			400		
Maximal peak motor torque [Nm]	140								
Continuous motor torque [Nm]	64	68	80	64	68	80	64	68	80
Torque / motor current [Nm/1Aph rms]	0,80			0,50			0,19		
Maximal temperature of the copper windings in the stator and max. temperature of the magnets [°C]	120								
Motor efficiency [%]	92-98%								
Internal phase resistance at 25 °C [m Ω]	12,0			5,0			0,9		
Input phase wire cross-section [mm ²]	11,4			17,0			42,5		
Wire connection	star								
Induction Ld/Lq [μ H] of 1 phase	125/130			52/56			7,2/7,5		
Controller / motor signal	sine wave								
AC voltage between two phases [Vrms/1RPM]	0,0487			0,0319			0,0117		
Specific idle speed (no load) [RPM/1Vdc]	15			22			58		
Specific load speed (max load) [RPM/1Vdc]	11			17			50		
Magnetic field weakening (for higher RPM at the same power and lower torque) [%]	up to 100								
Magnetic flux – axial [Vs]	0,0393			0,0257			0,0095		
Temperature sensor on the stator windings	kty 81/210								
Number of pole pairs	10								
Rotor Inertia LC motor [kg*m ²]	0.023								
Bearings (front:back) - FAG	6206:3206 (for axial-radial forces; for pull-push mode, $\alpha=25^\circ$)								

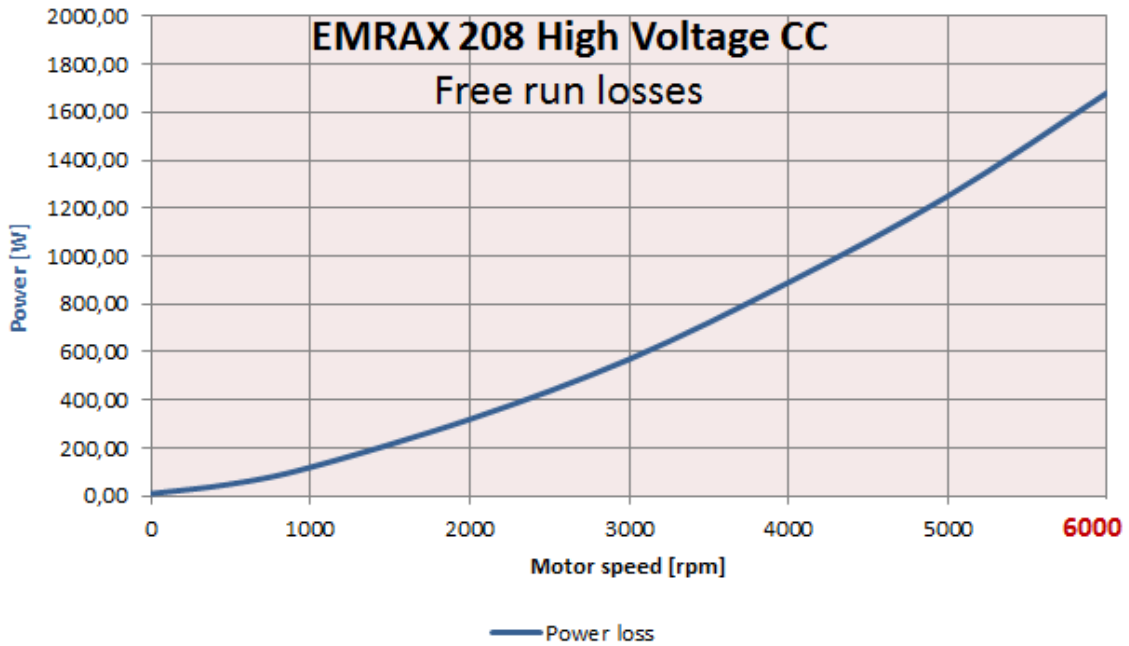
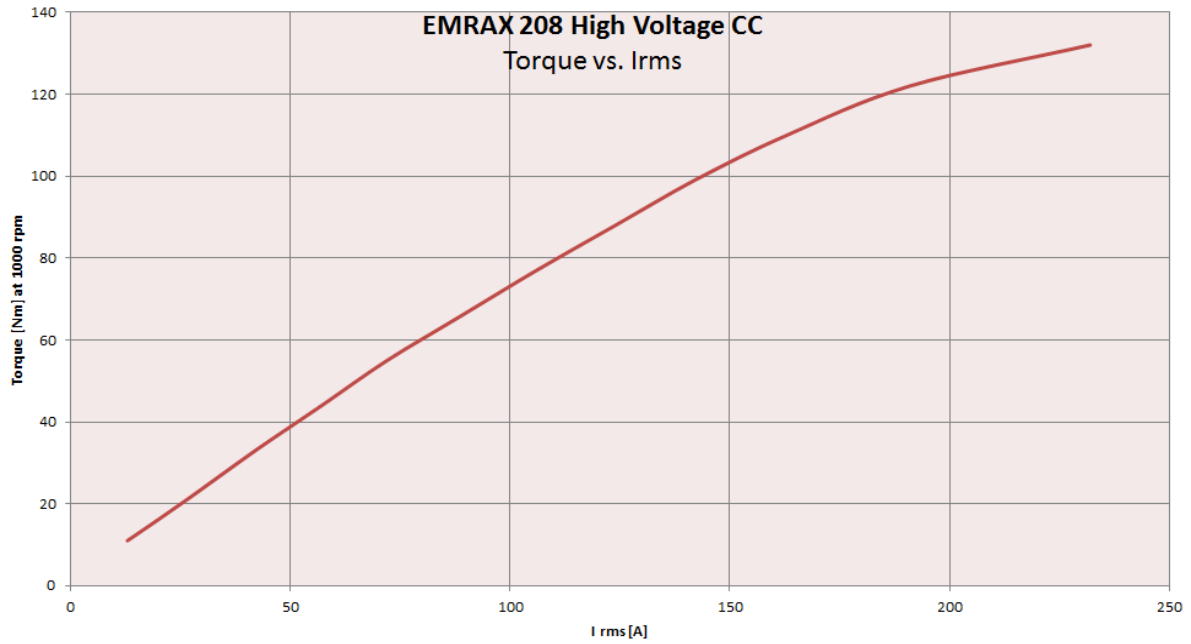
Graphs valid for EMRAX 208:



Note 1: for determining peak or continuous power (kW) you should choose motor speed and then read power from chosen power curve (in the left graph side)
 Note 2: for determining peak or continuous torque (Nm) you should choose motor speed and then read torque from chosen torque curve (in the right graph side)

EMRAX 208 CC
Efficiency map





Graphs of EMRAX air cooled and liquid cooled type:

The continuous power and continuous torque for air cooled motor is 20% lower and for liquid cooled motor is 15% lower.

Graphs of the EMRAX 208 medium and low voltage motor type:

Graphs of EMRAX 208 low voltage and EMRAX 208 medium voltage are similar to graphs of EMRAX 208 high voltage. The only differences are the DC voltage and motor current. These two parameters can be read from the Technical data table for the EMRAX 208 low and medium voltage motor.

Low voltage motor needs 4 x higher motor current and 4 x lower DC voltage for the same power/torque and RPM, compared to EMRAX 208 high voltage motor.

Medium voltage motor needs 1.52 x higher motor current and 1/3 lower DC voltage for the same power/torque and RPM, compared to EMRAX 208 high voltage motor.

PB SERIES

POWDER BRAKE DYNAMOMETERS

Magtrol offers 3 types of dynamometer brakes to absorb load: Hysteresis (**HD Series**), Eddy-Current (**WB Series**) and Magnetic Powder (**PB Series**). Each type of Dynamometer has advantages and limitations and choosing the correct one will depend largely on the type of testing to be performed. With over 50 standard models to choose from, Magtrol Sales professionals are readily available to assist in selecting the proper Dynamometer to meet your testing needs.

FEATURES

- 12 Models with Maximum Torque
600 mN·m ... 1 200 N·m (84 oz·in ... 885 lb·ft)
- Braking Power: 150 W ... 48 kW
- Stable Braking Torque
- Low Moment of Inertia
- Operation in Either Rotational Direction
- Braking Torque Measurement Integrated
- Integrated Optical Speed Sensor
- Special designs available upon request



Fig. 1: 1PB115 | Eddy-Current Dynamometer

DESCRIPTION

Powder Brake Dynamometers (PB Series) are ideal for applications operating in the low to middle speed range or when operating in the middle to high torque range. Powder Brakes provide full torque at zero speed and are water-cooled, allowing for power ratings up to 48kW. PB Series Powder Dynamometers integrate a torque measuring system with an accuracy ratings $\pm 0.3\%$... $\pm 0.5\%$ full scale, depending on size and system configuration.

POWDER DYNAMOMETER OPERATING PRINCIPLES

The PB Series - Powder Dynamometers contain, as their name suggests, a magnetic powder. The electrical current passing through the coil generates a magnetic field, which changes the property of the powder, thus producing a smooth braking torque through friction between rotor and stator. The Powder Dynamometers (PB) produce their rated torque at zero speed. The element to be tested can be loaded at standstill to determine the starting torque.

APPLICATIONS

Mounted on test benches, the PB Series Powder Dynamometers allow performance and reliability testing on driving elements such as servomotors, geared motor, gearbox, windshield wiper motor, starter motor, fans, drills, hydraulic transmission systems and motors for domestic appliances.

OPTICAL SPEED SENSOR

Each PB Series Dynamometer has an optical speed sensor delivered as standard. PB 2.7 & PB 43 has an optical speed sensor with a 30 PPR (Pulses Per Revolution); PB 65, PB 115 & PB 15 has an optical speed sensor with a 60 PPR.

For higher speed resolution in low speed applications, Magtrol offers a 600 PPR or 6 000 PPR encoder as an option.

DYNAMOMETER CONFIGURATIONS

The Dynamometers can be complemented by various electronic modules such as the DES Series (Power Supply), TSC401 (Torque/Speed Conditioner) and DSP7000 (High Speed Programmable Dynamometer Controller).

Magtrol also offers In-Line Torque Transducers (TS Series or TM Series) or Torque Flange (TF Series) for extremely

accurate torque and speed measurement. For a dynamic, high-precision system, the torque transducer can be mounted in line between the unit under test and the dynamometer, providing a torque accuracy of 0.1 %.

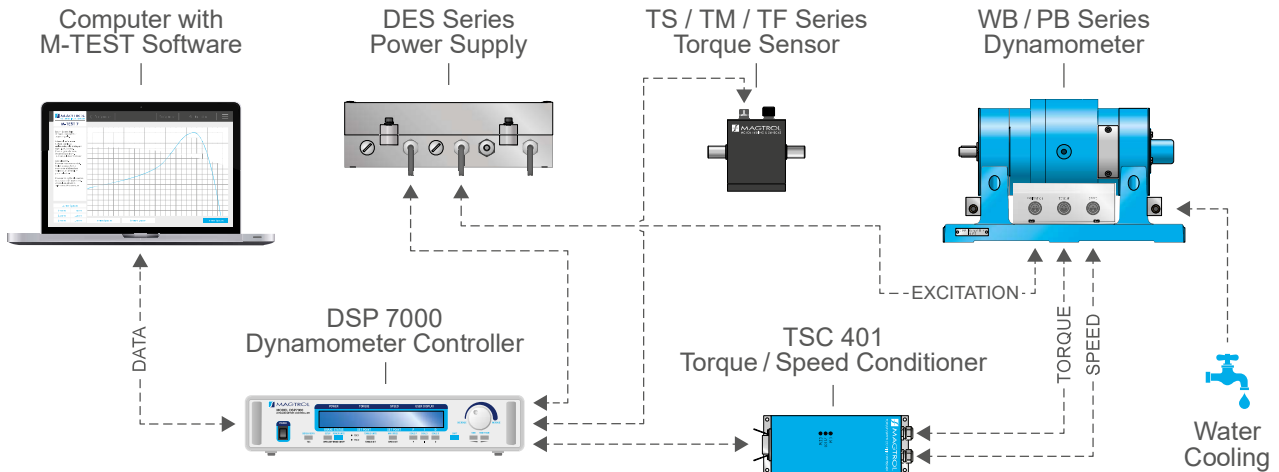


Fig.2: Configuration of the PB Series Dynamometer with its accessories

SPECIFICATIONS

NOTE: For continuous operating (≥ 2 hours) at constant torque or power, please consider 20% reserve in both torque & power

MODEL	RATED TORQUE		DRAG TORQUE DE-ENERGIZED		NOMINAL INPUT INERTIA		RATED POWER	RATED SPEED ^{a)}	MAX. SPEED	EXCITATION CURRENT
	N·m	oz·in	mN·m	oz·in	kg·m ²	lb·ft·s ²	W	rpm	rpm	A
1PB2.7	0.6	84	18	2.54	1.49×10^{-5}	1.09×10^{-5}	150			0.5 ^{b)}
2PB2.7	1.2	169	30	4.24	2.33×10^{-5}	1.71×10^{-5}	300	2390	10000	1.0 ^{b)}
4PB2.7	2.4	339	48	6.79	4.03×10^{-5}	2.97×10^{-5}	600			2.0 ^{b)}
1PB43	5.0	708	100	14.10	1.41×10^{-4}	1.03×10^{-4}	500	955	4000	1.0 ^{b)}
2PB43	10.0	1416	200	28.30	2.40×10^{-4}	1.77×10^{-4}	1000			2.0 ^{b)}

MODEL	RATED TORQUE		DRAG TORQUE DE-ENERGIZED		NOMINAL INPUT INERTIA		RATED POWER	RATED SPEED ^{a)}	MAX. SPEED	EXCITATION CURRENT
	N·m	lb·ft	N·m	lb·in	kg·m ²	lb·ft·s ²	kW	rpm	rpm	A
1PB65	25	18.4	0.5	4.42	0.92×10^{-3}	6.78×10^{-4}	1.5	570	3000	2.5 ^{c)}
2PB65	50	36.8	1.0	8.85	1.71×10^{-3}	1.26×10^{-3}	3.0			5.0 ^{c)}
1PB115	100	73.7	2.0	17.70	1.24×10^{-2}	9.14×10^{-3}	5.0	480	3000	2.5 ^{c)}
2PB115	200	147.5	4.0	35.40	2.50×10^{-2}	1.84×10^{-2}	10.0			5.0 ^{c)}
1PB15	300	221.0	6.0	53.10	5.40×10^{-2}	3.98×10^{-2}	12.0			4.0 ^{d)}
2PB15	600	442.0	12.0	106.20	1.08×10^{-1}	7.96×10^{-2}	24.0	382	2000	7.5 ^{d)}
4PB15	1200	885.0	24.0	212.41	2.16×10^{-1}	1.59×10^{-1}	48.0			12.0 ^{d)}

a) Depending on torsional stiffness of the drive line, magnetic powder may generate a "slip-stick" effect (torsional vibration) at low speed (around 10rpm)

b) Voltage @ 20°C : 24 V

c) Voltage @ 20°C : 30 V

d) Voltage @ 20°C : 45 V

3. Essai en charge

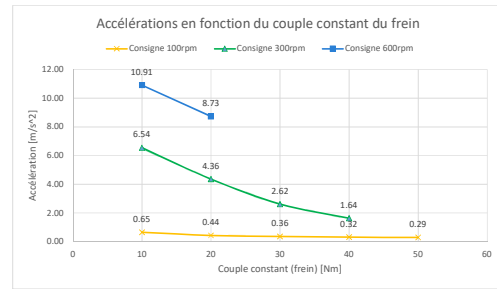
Mesuré
Calculé

3.2				dO/dt		
N° mesure	N° suppl	Dénomination	Valeur	Unité	Précision de mesure	Commentaire
3.3.1	1	M_mec	10	[Nm]		Couple du frein
		J_tot	0.373	[kg*m ²]		Inertie totale à accélérer
		Δt	0.8	[s]		Temps d'accélération
		Δn	60	[tr/mn]		Consigne de vitesse
		dO/dt	7.85	[rad/s ²]		Accélération angulaire
	2	a	0.65	[m/s ²]		Accélération linéaire voiture
		M_mec	20	[Nm]		Couple du frein
		Δt	0.8	[s]		Temps d'accélération
		Δn	40	[tr/mn]		Consigne de vitesse
		dO/dt	5.24	[rad/s ²]		Accélération angulaire
	3	a	0.44	[m/s ²]		Accélération linéaire voiture
		M_mec	30	[Nm]		Couple du frein
		Δt	1.5	[s]		Temps d'accélération
		Δn	62.5	[tr/mn]		Consigne de vitesse
		dO/dt	4.36	[rad/s ²]		Accélération angulaire
4	a	0.36	[m/s ²]		Accélération linéaire voiture	
	M_mec	40	[Nm]		Couple du frein	
	Δt	1.1	[s]		Temps d'accélération	
	Δn	40	[tr/mn]		Consigne de vitesse	
	dO/dt	3.81	[rad/s ²]		Accélération angulaire	
5	a	0.32	[m/s ²]		Accélération linéaire voiture	
	M_mec	50	[Nm]		Couple du frein	
	Δt	1.2	[s]		Temps d'accélération	
	Δn	40	[tr/mn]		Consigne de vitesse	
	dO/dt	3.49	[rad/s ²]		Accélération angulaire	
3.3.2	1	M_mec	10	[Nm]		Couple du frein
		Δt	0.2	[s]		Temps d'accélération
		Δn	150	[tr/mn]		Consigne de vitesse
		dO/dt	78.54	[rad/s ²]		Accélération angulaire
		a	6.54	[m/s ²]		Accélération linéaire voiture
	2	M_mec	20	[Nm]		Couple du frein
		Δt	0.4	[s]		Temps d'accélération
		Δn	200	[tr/mn]		Consigne de vitesse
		dO/dt	52.36	[rad/s ²]		Accélération angulaire
		a	4.36	[m/s ²]		Accélération linéaire voiture
	3	M_mec	30	[Nm]		Couple du frein
		Δt	0.5	[s]		Temps d'accélération
		Δn	150	[tr/mn]		Consigne de vitesse
		dO/dt	31.42	[rad/s ²]		Accélération angulaire
		a	2.62	[m/s ²]		Accélération linéaire voiture
4	M_mec	40	[Nm]		Couple du frein	
	Δt	0.8	[s]		Temps d'accélération	
	Δn	150	[tr/mn]		Consigne de vitesse	
	dO/dt	19.63	[rad/s ²]		Accélération angulaire	
	a	1.64	[m/s ²]		Accélération linéaire voiture	
3.3.3	1	M_mec	10	[Nm]		Couple du frein
		Δt	0.4	[s]		Temps d'accélération
		Δn	500	[tr/mn]		Consigne de vitesse
		dO/dt	130.90	[rad/s ²]		Accélération angulaire
		a	10.91	[m/s ²]		Accélération linéaire voiture
	2	M_mec	20	[Nm]		Couple du frein
		Δt	0.5	[s]		Temps d'accélération
		Δn	500	[tr/mn]		Consigne de vitesse
		dO/dt	104.72	[rad/s ²]		Accélération angulaire
		a	8.73	[m/s ²]		Accélération linéaire voiture

Comm. :

3.3				T °C		
N° mesure	N° suppl	Dénomination	Valeur	Unité	Précision de mesure	Commentaire
3.4.1	1	T_m		[°C]		
		T_m		[°C]		
		T_m		[°C]		
		T_m		[°C]		
		T_m		[°C]		
		T_m		[°C]		
		T_m		[°C]		
		T_m		[°C]		
3.4.2		M_mec		[Nm]		
3.4.3	1	T_m		[°C]		
		T_m		[°C]		
		T_m		[°C]		
		T_m		[°C]		
		T_m		[°C]		
		T_m		[°C]		
		T_m		[°C]		
		T_m		[°C]		
3.4.4		M_mec		[Nm]		

Comm. :



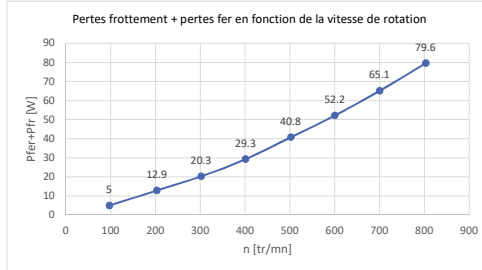
1. Essai à vide

Mesuré
Calculé

1.1						Rs
N° mesure	N° suppl	Dénomination	Valeur	Unité	Précision de mesure	Commentaire
1.1.1		R_s mes	0.031	[Ω]		
		R_s	0.0155	[Ω]		
		R_s inspection	0.01217	[Ω]		

Comm. : Rs = Rs mes / 2 car couplage étoile

1.2						Pfer+Pfr
N°	N° suppl	Dénomination	Valeur	Unité	Précision de mesure	Commentaire
1.2.1	1	P_fer+fr	5	[W]		
	2	P_fer+fr	12.9	[W]		
	3	P_fer+fr	20.3	[W]		
	4	P_fer+fr	29.3	[W]		
	5	P_fer+fr	40.8	[W]		
	6	P_fer+fr	52.2	[W]		
	7	P_fer+fr	65.1	[W]		
	8	P_fer+fr	79.6	[W]		
1.2.2	1	n_r	97	[tr/mn]		
	2	n_r	203	[tr/mn]		
	3	n_r	302	[tr/mn]		
	4	n_r	401	[tr/mn]		
	5	n_r	502	[tr/mn]		
	6	n_r	600	[tr/mn]		
	7	n_r	700	[tr/mn]		
	8	n_r	803	[tr/mn]		



Comm. :

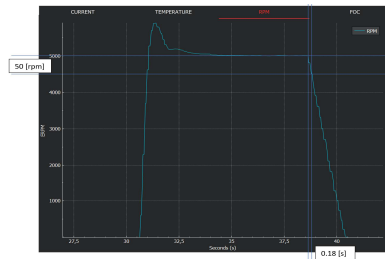
1.3						Ku
N°	N° suppl	Dénomination	Valeur	Unité	Précision de mesure	Commentaire
1.3.1		n_r	506	[tr/mn]		
1.3.2		U_p mes	24.7	[V]		Tension de ligne RMS
		U_p_ph	14.3	[V]		Tension de phase
		K_u	0.0488	[V/(tr/mn)]		Ku ligne
		K_u inspection	0.0468	[V/(tr/mn)]		Ku ligne

Comm. : Ku se calcule avec la tension de ligne



1.4						J
N°	N° suppl	Dénomination	Valeur	Unité	Précision de mesure	Commentaire
		P_fer+fr	40.8	[W]		
1.4.1		Δt	0.18	[s]		
1.4.2		Δn	50	[tr/mn]		
		ΔΩ	5.23599	[rad/s]		
1.4.3		n	500	[tr/mn]		
		M_fer+fr	0.77922	[Nm]		
		J	0.0268	[kg*m^2]		
		J datasheet	0.023	[kg*m^2]		

Comm. :



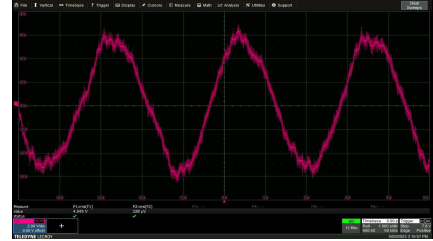
2. Essai en court-circuit

Mesuré

Calculé

2.1			L _s , L _d , L _q		Précision de mesure	Commentaire
	N° mesure	N° suppl	Dénomination	Valeur		
2.1.1		n _r	2	[tr/mn]		
2.1.2		I _{cc}	4.24	[A]		
		U _p	0.05473	[V]		Calculé avec la vitesse et Ku
		L _s	1.5386	[mH]		
		p	10	[paires pôles]		
		R _s	0.0125	[Ω]		
		L _s datasheet	0.125	[mH]		

Comm. : Attention au courant. $L_s = (L_d + L_q)/2$



N°	159							318							637								
	Mmec	ηtot	Pdc	ηond	Pac	ηm	Pmec	Mmec	ηtot	Pdc	ηond	Pac	ηm	Pmec	Mmec	ηtot	Pdc	ηond	Pac	ηm	Pmec		
	[Nm]	[%]	[W]	[%]	[W]	[%]	[W]	[Nm]	[%]	[W]	[%]	[W]	[%]	[W]	[Nm]	[%]	[W]	[%]	[W]	[%]	[W]		
1	5	43.3	191.9	49.6	95	87.37	83	5	53.2	315	61.4	193.8	86.69	168	5	57.3	576	69.1	400	83.0	332		
2	10	45.2	370	50.3	186	89.78	167	10	61.9	548	68.5	376	90.43	340	10	68.4	979	76.3	747	89.7	670		
3	15	48.5	517	53.9	279	89.96	251	15	65.7	761	71.5	544	91.91	500	15	72.4	1396	79.6	1112	91.0	1012		
4	20	50.0	667	56.1	374	89.04	333	20	67.5	981	73.2	719	92.21	663	20	75.6	1767	81.3	1436	93.0	1336		
5	25	50.8	820	57.6	472	88.14	416	25	68.6	1216	74.4	905	92.15	834	25	77.5	2164	83.1	1799	93.2	1677		
6	30	51.0	980	58.8	576	86.81	500	30	69.0	1447	75.18	1088	91.73	998	30	78.1	2564	83.8	2148	93.2	2002		
7	35	51.0	1142	59.6	681	85.61	583	35	69.0	1692	75.74	1282	91.11	1168	35	79.0	3380	84.7	2868	93.3	2675		
8	40	50.6	1313	60.3	792	83.84	664	40	68.6	1951	76.13	1485	90.1	1338	40	79.1	3796	84.9	3223	93.1	3000		
9	45	50.0	1496	60.7	909	82.4	749	45	68.4	2194	76.34	1675	89.55	1500	45	<i>trop de puissance, ça coupe</i>							
10	50	49.1	1686	61.0	1029	80.56	829	50	67.8	2439	76.46	1865	88.63	1653									
<i>Mmax pour 3kW</i>							180.2 [Nm]	<i>Mmax pour 3kW</i>							90.1 [Nm]	<i>Mmax pour 3kW</i>							45.0 [Nm]
<i>V_lineaire</i>							5 [km/h]	<i>V_lineaire</i>							10 [km/h]	<i>V_lineaire</i>							20 [km/h]

Rayon roue

0.25 [m]

Réduction

3 [-]

Vitesse linéaire	Vitesse rot roue	Vitesse rot moteur	
5 [km/h]	6 [rad/s]	17 [rad/s]	159 [rpm]
10	11	33	318
20	22	67	637
30	33	100	955
40	44	133	1273
50	56	167	1592
60	67	200	1910
70	78	233	2228
80	89	267	2546
90	100	300	2865
100	111	333	3183
110	122	367	3501
120	133	400	3820
130	144	433	4138
140	156	467	4456
150	167	500	4775
160	178	533	5093
170	189	567	5411
180	200	600	5730
190	211	633	6048
200	222	667	6366
210	233	700	6685
220	244	733	7003

Caractéristiques frein

Pmax 3000 [W]
Mmax 50 [Nm]
nmax 3000 [rpm]

Caractéristiques onduleur

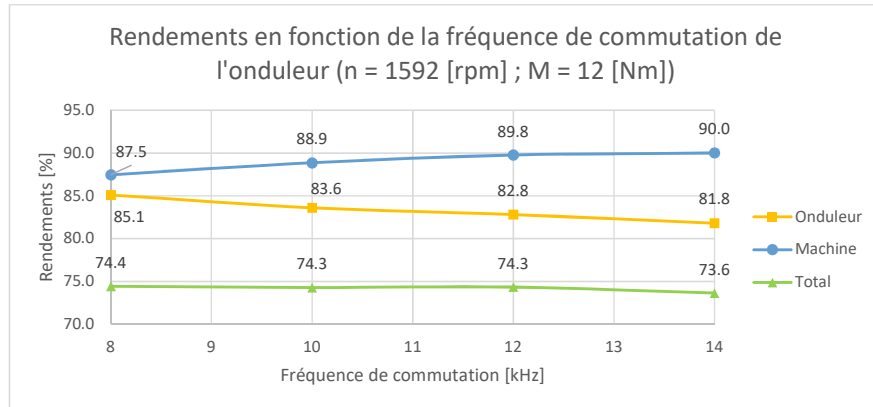
Fond 8 [kHz]

Moyenne endurance

3.1 Essai en charge

955							1273							Vitesse n [tr/mn] 1592						
Mmec [Nm]	η_{tot} [%]	Pdc [W]	η_{ond} [%]	Pac [W]	η_m [%]	Pmec [W]	Mmec [Nm]	η_{tot} [%]	Pdc [W]	η_{ond} [%]	Pac [W]	η_m [%]	Pmec [W]	Mmec [Nm]	η_{tot} [%]	Pdc [W]	η_{ond} [%]	Pac [W]	η_m [%]	Pmec [W]
2	38.8	515	62.5	322	62.11	200	2	37.8	703	64.1	451	59.0	266	2	37.5	903	66.1	597	56.8	339
5	58.4	856	73.5	629	79.49	500	4	54.0	997	73.8	736	73.2	539	4	54.1	1231	75.0	924	72.1	666
10	70.7	1417	80.2	1136	88.2	1002	8	68.1	1574	80.4	1264	84.7	1071	8	67.9	1974	82.0	1612	82.8	1335
15	77.8	1967	83.3	1604	93.45	1499	12	74.4	2159	83.7	1806	88.9	1605	12	74.4	2697	85.1	2296	87.5	2008
20	78.8	2540	85.0	2159	92.77	2003	16	77.8	2745	85.6	2350	90.9	2136	14	76.7	3063	85.9	2631	89.3	2350
25	80.4	3110	86.1	2678	93.39	2501	19	79.7	3191	86.7	2765	91.9	2542	16	78.1	3423	86.8	2970	89.9	2671
30	81.3	3685	86.9	3201	93.63	2997	22.5	81.0	3704	87.5	3241	92.6	3000	18	79.6	3768	87.4	3293	91.0	2998
Mmax pour 3kW						30.0 [Nm]	Mmax pour 3kW						22.5 [Nm]	Mmax pour 3kW						18.0 [Nm]
V_linéaire						30 [km/h]	V_linéaire						40 [km/h]	V_linéaire						50 [km/h]

Fond	10 [kHz]	12	74.3	2693	83.6	2253	88.9	2002
Fond	12 [kHz]	12	74.3	2689	82.8	2228	89.8	2000
Fond	14 [kHz]	12	73.6	2717	81.8	2222	90.0	2000



1910							2228							2546						
Mmec [Nm]	η_{tot} [%]	Pdc [W]	η_{ond} [%]	Pac [W]	η_m [%]	Pmec [W]	Mmec [Nm]	η_{tot} [%]	Pdc [W]	η_{ond} [%]	Pac [W]	η_m [%]	Pmec [W]	Mmec [Nm]	η_{tot} [%]	Pdc [W]	η_{ond} [%]	Pac [W]	η_m [%]	Pmec [W]
2	36.4	1097	67.2	737	54.1	399	2	33.2	1406	65.5	920	50.8	467	2	32.7	1620	66.0	1069	49.6	530
4	53.1	1508	76.0	1147	69.8	801	4	50.1	1867	73.9	1379	67.7	934	3	42.4	1889	71.1	1344	59.7	802
8	68.1	2357	83.0	1956	82.1	1605	6	59.8	2345	79.1	1855	75.6	1403	4	49.2	2165	74.6	1615	66.0	1066
10	72.1	2784	84.7	2357	85.1	2006	8	65.7	2845	81.8	2328	80.3	1869	6	59.2	2703	79.6	2151	74.3	1599
12	74.8	3218	86.0	2767	87.0	2408	10	70.0	3359	83.8	2814	83.5	2351	8	65.5	3258	82.5	2687	79.4	2134
14.5	77.0	3766	87.2	3289	88.3	2904	13	74.0	4049	85.8	3474	86.3	2998	10	69.8	3821	84.3	3220	82.8	2666
15	<i>trop de puissance, ça coupe</i>													11.3	72.1	4151	86.1	3574	83.7	2992
Mmax pour 3kW						15.0 [Nm]	Mmax pour 3kW						12.9 [Nm]	Mmax pour 3kW						11.3 [Nm]
V_linéaire						60 [km/h]	V_linéaire						70 [km/h]	V_linéaire						80 [km/h]

2865							3000						
Mmec	η_{tot}	Pdc	η_{ond}	Pac	η_m	Pmec	Mmec	η_{tot}	Pdc	η_{ond}	Pac	η_m	Pmec
[Nm]	[%]	[W]	[%]	[W]	[%]	[W]	[Nm]	[%]	[W]	[%]	[W]	[%]	[W]
2	32.0	1868	68.9	1287	46.4	597	2	32.3	1964	69.5	1364	46.4	633
3	42.0	2148	73.0	1569	57.5	902	3	41.7	2266	73.5	1666	56.7	945
4	49.2	2446	76.2	1864	64.5	1203	4	49.1	2571	76.6	1969	64.0	1261
6	59.3	3046	80.8	2461	73.4	1806	5	54.5	2889	79.1	2285	68.9	1575
8	65.2	3684	83.8	3088	77.8	2403	6	58.7	3208	81.2	2605	72.3	1884
9.5	69.8	4142	85.3	3533	81.8	2890	7	62.8	3508	82.7	2901	75.9	2203
10	<i>trop de puissance, ça coupe</i>						8	65.5	3839	83.9	3221	78.1	2515
							9	70.4	4155	85.0	3533	82.9	2928
Mmax pour 3kW						10.0 [Nm]	Mmax pour 3kW						9.5 [Nm]
V_linéaire						90 [km/h]	V_linéaire						94.25 [km/h]

Vitesse max du frein