



ORGANISATION EUROPÉENNE POUR LA RECHERCHE NUCLÉAIRE
EUROPEAN ORGANIZATION FOR NUCLEAR RESEARCH

Laboratoire Européen pour la Physique des Particules
European Laboratory for Particle Physics

Group code: BE-BI-BL
EDMS No.: 1416824
Date: 10 August 2014

Author: Colin Grosjean, HEIG-VD, IESE
Supervision: Christophe Besson, IESE
CERN Contact Person: Jonathan Emery

Motor and Break Design for the Wire Scanner

(Motorisation d'un Scanner du CERN)

Abstract

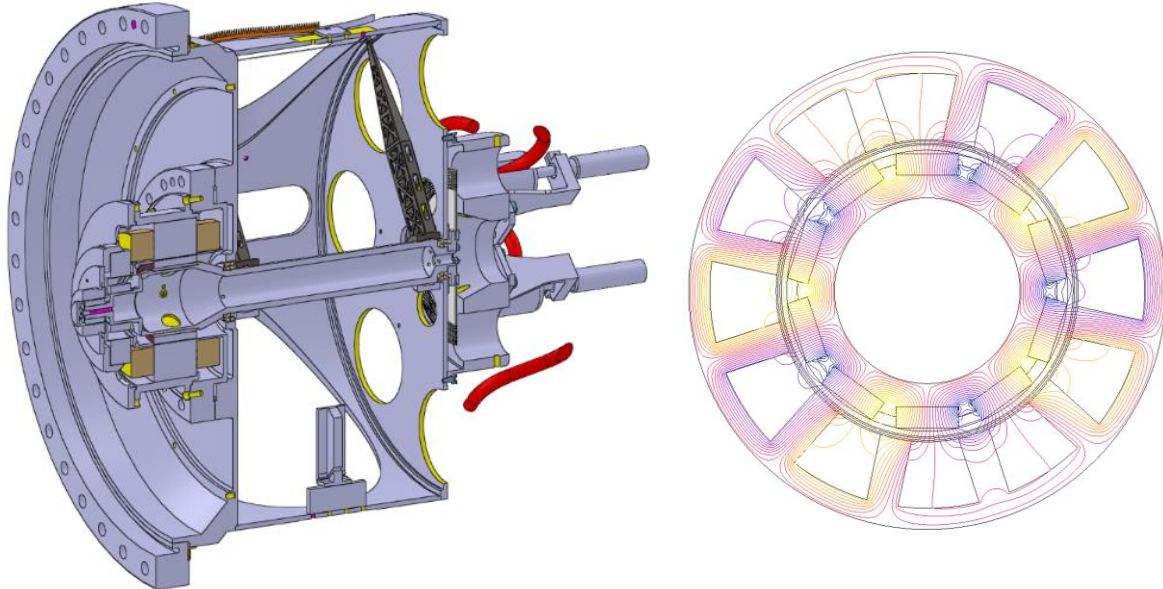
Ce travail a pour but d'analyser la motorisation du nouveau BWS et de proposer un moteur adapté aux spécifications. Ce moteur doit entraîner un axe sur lequel sont fixées deux fourches qui sont reliées à leurs extrémités par un fil de carbone. Lors de la mesure, le fil traverse le faisceau et dévie une partie des particules qui sont alors interceptées par un détecteur. Le fil doit donc traverser le faisceau suffisamment rapidement pour ne pas être endommagé. La vitesse idéale de déplacement du fil se situe aux environs de 20 [m/s]. Pour satisfaire à cette exigence, le moteur doit pouvoir fournir une vitesse maximale de 2'000 [tr/min] et une accélération angulaire maximale de 40'000 [rad/s²]. Cette énorme accélération s'explique par le mouvement particulièrement court ($\pi/3$ [rad]) que le moteur peut réaliser pour atteindre la vitesse maximale.

En plus des contraintes de vitesse et d'accélération, le moteur du BWS doit pouvoir fonctionner dans un environnement hostile. En effet, il doit pouvoir supporter une température de 200 [°C] (au repos) et une dose maximale de rayonnements ionisants cumulée de 20 [kGy]. De plus, le rotor étant placé à l'intérieur de la chambre à vide, il doit être constitué de matériaux possédant un faible taux de dégazage.

L'analyse détaillée du fonctionnement et des spécifications du nouveau BWS a permis de définir que le moteur synchrone à aimants permanents est le plus approprié. Une recherche de ce type de moteurs, disponibles sur le marché, a permis de confirmer qu'il n'y a pas de moteurs susceptibles de répondre à toutes les spécifications. Par conséquent, la conception d'un moteur dédié spécifiquement au BWS est nécessaire.

Pour terminer, un verrouillage magnétique de l'axe du BWS a été étudié. Cet appareil doit être capable de ramener l'axe du BWS en position de repos lorsque le système n'est pas sous tension et le maintenir dans cette position. De plus, il ne doit pas freiner le moteur lorsque celui-ci est alimenté.





MOTORISATION D'UN SCANNER DU CERN

Travail de Bachelor

Colin Grosjean

Professeur :	Christophe Besson
Mandant :	CERN
Département :	Technologies industrielles (TIN)
Filière :	Génie électrique (GE)
Orientation :	Système énergétique (EN)
Période du travail :	Mars 2014 – Août 2014

Travail de bachelor 2014

Motorisation d'un scanner du CERN

Proposé par : CERN

Résumé

Le CERN travaille actuellement sur le développement d'un nouveau « Beam Wire Scanner ». Il s'agit d'un instrument électromécanique permettant la mesure du profil de la densité transversale d'un faisceau de particules dans un accélérateur. Son fonctionnement est basé sur le principe d'un fil traversant le faisceau de particules à haute vitesse. La vitesse de déplacement du fil doit être supérieure à 20 m/s avec une précision de mesure pour la position de 4 microns. Le système doit être compact et modulable afin de pouvoir être intégré facilement dans différents accélérateurs du CERN et d'autres laboratoires.

Une nouvelle structure a été développée et testée récemment par le CERN. Pour le moteur, une vitesse maximale voisine de 2000 tr/min et une accélération de 20 000 rad/s² sont spécifiées. L'environnement impose des contraintes sévères pour le moteur. Le rotor doit être placé à l'intérieur de la chambre à vide et le stator à l'extérieur. Le système doit supporter une température de 200°C et des radiations ionisantes jusqu'à 20kGy.

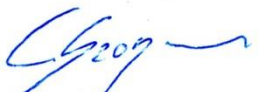
Après avoir réalisé une étude bibliographique, l'étudiant analysera l'impact des spécifications et des conditions particulières de l'application sur le dimensionnement du moteur. Différentes topologies envisageables pour le moteur seront proposées et comparées. Une variante sera ensuite dimensionnée, modélisée et simulée à l'aide du logiciel à éléments finis Flux2D. Les différentes données techniques nécessaires à la réalisation du moteur et une fiche technique avec les principales performances seront établies.

./..

Cahier des charges

- Etude du mécanisme développé par le CERN pour le « Beam Wire Scanner »
- Etude des possibilités de motorisation et recherche de solutions disponibles sur le marché
- Analyse des contraintes particulières et des spécifications imposées par l'application
- Etude et comparaison de différentes topologies envisageables pour le moteur
- Dimensionnement, modélisation, simulation et optimisation d'un moteur synchrone à aimants dédié pour l'application à l'aide du logiciel à éléments finis Flux2D
- Analyse des performances et des aspects de fabrication
- Rédaction d'une fiche technique détaillée du moteur dimensionné

Le candidat :



Colin Grosjean

Le professeur responsable :



Christophe Besson

Le chef du département des
Technologies industrielles



Prof. Guido Frosio

Confidentialité liée au Travail de Bachelor (TB)

Diplômant	Colin Grosjean – TIN – EN – Systèmes énergétiques
Titre du Travail de Bachelor	Motorisation d'un scanner du CERN
Question de recherche du TB (ou thématique)	Le projet de diplôme concerne l'étude d'un moteur électrique destiné à l'entraînement d'un mécanisme développé par le CERN (« Beam Wire Scanner »).
Professeur responsable du TB	Christophe Besson
Entreprise partenaire	CERN
Personne de référence (non-publié)	Jonathan Emery

Tous les TB sont déposés à la Bibliothèque de la HEIG-VD qui en gère l'archivage et la consultation. Quel que soit le niveau de confidentialité du TB, le nom du diplômé, le nom du professeur responsable, le titre du TB et la question de recherche figurent dans tous les documents de présentation des TB ainsi que dans la base de données des TB (<http://tb.heig-VD.ch>). Le professeur responsable veille à ce que le titre du TB et le libellé de la question de recherche soient rédigés conformément au niveau de confidentialité voulu. Les TB peuvent être soumis à un logiciel anti-plagiat. Dans ce cas, leur contenu sera traité de manière confidentielle.

☒ **Le TB n'est pas confidentiel :**

Outre les informations mentionnées ci-dessus, les documents de présentation du TB contiennent également le nom de l'entreprise partenaire, un résumé et une affiche descriptive.

Le TB peut être consulté ou emprunté librement à la Bibliothèque par le corps enseignant et les étudiants. Si une personne externe à la HEIG-VD souhaite consulter ou emprunter un TB, elle dépose une demande motivée auprès de la Bibliothèque, laquelle sollicite l'accord du professeur responsable et du doyen du département concerné.

☐ **Le TB est confidentiel :** les conditions suivantes de diffusion des informations sont à appliquer :

Oui ☐ Non ☐ Nous acceptons que le **nom de l'entreprise partenaire** figure dans les documents publiés ainsi que dans la base de données consultable sur <http://tb.heig-VD.ch>.

Oui ☐ Non ☐ Nous acceptons que, une fois validés par l'entreprise partenaire, le **résumé et l'affiche descriptive** du TB figurent dans la base de données consultable sur <http://tb.heig-VD.ch>.

Oui ☐ Non ☐ Nous acceptons que le TB soit consultable et empruntable par le corps enseignant, les étudiants ou une personne externe à la HEIG-VD sous condition de l'obtention de l'accord de l'entreprise partenaire, du professeur responsable du TB et du doyen du département concerné. Le TB porte la mention « **confidentiel, consultable sous condition** ».

Oui ☐ Non ☐ Nous demandons qu'aucune consultation ou emprunt du TB ne soit permis hormis par le professeur responsable du TB qui s'engage à ne pas faire usage des informations mises à sa disposition. Le TB porte la mention « **confidentiel, non consultable** ».

Dans tous les cas, un accord de confidentialité doit être signé par l'étudiant, l'expert et toutes les personnes participant à l'évaluation du TB.

Nous déclarons accepter les conditions de diffusion du Travail de Bachelor indiquées ci-dessus.

Date : 11.07.2014

signature du diplômé :



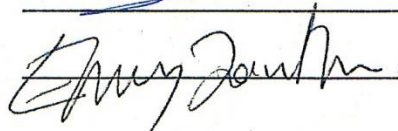
Date : 11.07.2014

signature du professeur responsable :



Date : 3.07.2014

signature de l'entreprise partenaire :



N.B. : Ce document fait partie intégrante du cahier des charges du TB.

La forme masculine est utilisée comme genre neutre et désigne à la fois les hommes et les femmes.

Remerciements

Pour commencer, je tiens à remercier tous ceux qui ont contribué de près ou de loin à la réalisation de ce travail de Bachelor.

Un remerciement particulier à Monsieur Christophe Besson, professeur responsable de ce travail de Bachelor, pour m'avoir aidé, conseillé et guidé tout au long de mon travail. Ses amplies connaissances dans le domaine des machines électriques m'ont été particulièrement précieuses.

Je tiens également à remercier Monsieur Jonathan Emery, personne de contact au CERN, pour le temps qu'il a bien voulu m'accorder, et pour les nombreuses informations qu'il m'a transmises au fur et à mesure de l'avancée de mon travail.

Mes remerciements vont également à mes collègues avec qui j'ai partagé de bons moments durant l'ensemble de ma formation et particulièrement les "machinistes" de la salle B57 avec qui j'ai passé passablement de temps durant ce travail de Bachelor.

Finalement, je tiens à remercier toute ma famille de m'avoir soutenu durant mes trois années d'études.

Table des matières

Résumé	7
1 Introduction	9
2 Beam Wire Scanner (BWS).....	10
2.1 Fonctionnement d'un BWS [5]	10
2.2 Accélérateurs de particules du CERN [30].....	11
2.3 Types de BWS du CERN [8].....	14
2.4 Nouvelle génération de BWS du CERN	16
2.4.1 Spécifications	16
2.4.2 Conception du nouveau BWS	22
2.4.3 Prototype du nouveau BWS	22
2.4.4 Banc d'essai pour le nouveau BWS	25
3 Motorisation du BWS.....	26
3.1 Type du moteur du BWS [8]	26
3.2 Moteur actuel du BWS [8]	26
3.3 Alimentation du moteur du BWS	27
3.4 Moteur synchrone à aimants permanents [14].....	28
3.5 Influence du diamètre et de la longueur active du moteur.....	30
4 Moteurs disponibles sur le marché	32
5 Conception d'un moteur	35
5.1 Dimensions du rotor	35
5.1.1 Modèle de base	38
5.1.2 Influence du moment d'inertie de la charge	43
5.1.3 Influence de l'épaisseur du rotor	44
5.1.4 Influence du couple résistant	46
5.1.5 Influence de la densité de force moyenne	46
5.1.6 Résumé des dimensions du rotor	48
5.2 Topologie du rotor.....	48
5.3 Topologie du stator.....	50
6 Simulation électromagnétique du moteur du BWS	51
6.1 Logiciel de simulation Flux2D.....	51
6.2 Géométrie, physique et maillage du moteur.....	51
6.2.1 Bobinage, nombre de paires de pôles et nombre d'encoches	52
6.2.2 Géométrie du moteur	59
6.2.3 Nombre de spires et résistances du bobinage	65
6.2.4 Résumé des paramètres du bobinage.....	72
6.2.5 Matériaux du moteur	73
6.2.6 Maillage du moteur [23].....	80

6.2.7	Conditions aux limites et polarisation des aimants [23].....	82
6.3	Simulation magnétostatique sur Flux2D	83
6.3.1	Lignes de champ et induction magnétique	83
6.3.2	Induction dans l'entrefer.....	87
6.3.3	Couple électromagnétique total	92
6.3.4	Densité de courant	92
6.3.5	Couple de détente	93
6.3.6	Couple réluctant.....	94
6.3.7	Couple électromagnétique total	96
6.4	Simulation magnétodynamique sur Flux2D	103
6.4.1	Schéma équivalent d'une phase du moteur synchrone à aimants permanents	103
6.4.2	Essai du moteur en génératrice à vide	104
6.4.3	Essai à vide	112
6.4.4	Essai en court-circuit	123
6.5	Risque de démagnétisation des aimants permanents	126
6.5.1	Moteur non alimenté et à la température d'étuvage	126
6.5.2	Moteur alimenté avec le courant maximal limite	128
6.5.3	Risque de démagnétisation pour les deux cas critiques.....	131
6.6	Résumé des constantes K_T , K_u et K_m	132
7	Simulation thermique du moteur du BWS	134
7.1	Logiciel de simulation Motor-CAD	134
7.2	Modélisation du moteur du BWS sur Motor-CAD	134
7.3	Simulation thermique du moteur sur Motor-CAD	139
8	Alimentation du moteur du BWS	146
9	Modification de la longueur active du moteur.....	149
10	Fiches techniques des trois variantes de moteur.....	151
10.1	Fiches techniques du moteur AT.....	152
10.2	Fiches techniques du moteur ATA.....	153
10.3	Fiches techniques du moteur ARE	154
11	Dispositif de verrouillage électromagnétique.....	155
11.1	Description du dispositif.....	155
11.2	Simulation électromagnétique du dispositif	158
12	Conclusion.....	163
	Références :	164
Annexe 1 :	Dose limite de rayonnement ionisant pour divers matériaux	167
Annexe 2 :	Fiche technique du moteur Parker K500150	169
Annexe 3 :	Liste des moteurs disponibles sur le marché	173
Annexe 4 :	Vue en plan des trois variantes de moteur	176

Résumé

Actuellement, le CERN développe un nouveau « Beam Wire Scanner (BWS) » pour remplacer les anciens modèles afin d'obtenir des performances et une fiabilité plus élevée. Ces appareils sont des instruments électromécaniques servant à réaliser des mesures de faisceaux de particules dans un accélérateur. Ils sont donc soumis à des contraintes particulièrement sévères.

Ce travail a pour but d'analyser la motorisation du nouveau BWS et de proposer un moteur adapté aux spécifications. Ce moteur doit entraîner un axe sur lequel sont fixées deux fourches qui sont reliées à leurs extrémités par un fil de carbone. Lors de la mesure, le fil traverse le faisceau et dévie une partie des particules qui sont alors interceptées par un détecteur. Le fil doit donc traverser le faisceau suffisamment rapidement pour ne pas être endommagé. La vitesse idéale de déplacement du fil se situe aux environs de 20 [m/s]. Pour satisfaire à cette exigence, le moteur doit pouvoir fournir une vitesse maximale de 2'000 [tr/min] et une accélération angulaire maximale de 40'000 [rad/s²]. Cette énorme accélération s'explique par le mouvement particulièrement court ($\pi/3$ [rad]) que le moteur peut réaliser pour atteindre la vitesse maximale.

En plus des contraintes de vitesse et d'accélération, le moteur du BWS doit pouvoir fonctionner dans un environnement hostile. En effet, il doit pouvoir supporter une température de 200 [°C] (au repos) et une dose maximale de rayonnements ionisants cumulée de 20 [kGy]. De plus, le rotor étant placé à l'intérieur de la chambre à vide, il doit être constitué de matériaux possédant un faible taux de dégazage.

L'analyse détaillée du fonctionnement et des spécifications du nouveau BWS a permis de définir que le moteur synchrone à aimants permanents est le plus approprié. Une recherche de ce type de moteurs, disponibles sur le marché, a permis de confirmer qu'il n'y a pas de moteurs susceptibles de répondre à toutes les spécifications. Par conséquent, la conception d'un moteur dédié spécifiquement au BWS est nécessaire.

Par la suite, un modèle théorique a été réalisé pour déterminer les dimensions idéales du rotor du moteur du BWS. Il en est ressorti qu'un moteur d'une longueur active de 150 [mm] avec un rotor dont le diamètre extérieur fait 55 [mm] est susceptible de fournir une accélération angulaire suffisante.

Les principales dimensions du moteur et les spécifications du nouveau BWS permettent de déterminer la topologie la mieux adaptée au moteur. Afin de réduire au maximum l'épaisseur de l'entrefer, le stator est réalisé avec des dents. Quant à la réalisation du rotor, la principale contrainte est la prohibition des colles pour fixer les aimants à cause de l'ultravide. Par conséquent, trois topologies de rotor ne nécessitant pas l'usage de colles ont été sélectionnées. La première variante (AT) possède des aimants trapézoïdaux qui sont glissés dans des rainures et maintenus sur les côtés avec des flasques. La seconde variante (ATA) est très proche de la première, mais elle possède des aimants trapézoïdaux arrondis sur le dessus. La dernière variante (ARE) est composée d'aimants rectangulaires qui sont retenus par une enveloppe et maintenus sur les côtés avec des flasques.

A partir de là, le type de bobinage et ses caractéristiques ont pu être déterminés. Un bobinage concentrique « alternate » a été choisi, car il permet d'obtenir un couple important et une grande robustesse. Le nombre de paires de pôles et le nombre d'encoches ont été déterminés à l'aide d'un logiciel prévu à cet effet. Il en résulte que la solution 12 encoches/10 pôles est la mieux adaptée.

Une des parties importantes de ce travail réside dans le choix des matériaux du moteur. En effet, les contraintes sévères de l'environnement dans lequel se trouve le BWS limitent considérablement les matériaux utilisables. Du samarium-cobalt a été choisi pour les aimants permanents en raison de sa bonne résistance aux températures élevées. Pour la culasse du rotor, c'est de l'acier S235 qui a été choisi, et pour la culasse du stator, des tôles M 400-50 A. Les autres matériaux utilisés pour la

réalisation du moteur sont du cuivre pour les bobines et des isolants pour le fil de cuivre, les bobines, les tôles de la culasse du stator et les clavettes d'isolation placées aux extrémités du stator. Divers isolants particulièrement résistants aux hautes températures, comme le Nomex®, ont été choisis. Cependant, ils limitent la température maximale que le moteur peut supporter en continu à 220 [°C].

Les trois variantes de moteur ont ensuite été conçues avec un logiciel de calcul par éléments finis (Flux2D). Pour ce faire, il a fallu définir la géométrie, les caractéristiques physiques, le maillage, la polarisation des aimants permanents et les conditions aux limites. Après cela, les trois variantes de moteur ont été simulées afin de déterminer leurs principaux paramètres dans le but de pouvoir réaliser la fiche technique de chaque variante de moteur. Au cours de ces simulations, les harmoniques de l'induction magnétique, du couple électromagnétique et de la tension induite ont été analysées tout comme les phénomènes de saturation des matériaux ferromagnétiques et le risque de démagnétisation des aimants permanents.

Une analyse thermique a également été réalisée à l'aide du logiciel Motor-CAD. Les trois variantes de moteur étant relativement proches, d'un point de vue géométrique, un moteur générique a été conçu pour cette analyse. Les simulations thermiques effectuées ont pour but de compléter la fiche technique des trois variantes de moteur.

D'après les résultats des simulations magnétiques et thermiques obtenus, il est apparu que les trois variantes de moteur étudiées sont susceptibles d'être utilisées pour la motorisation du BWS. Le choix définitif de la variante de moteur à utiliser pour le BWS doit tenir compte d'un grand nombre de paramètres externes, comme l'alimentation utilisée ou encore le moment d'inertie total de la charge qui ne sont pas encore connus avec suffisamment de précision. Par conséquent, ce travail fournit les avantages et les inconvénients de chaque variante, mais n'a pas pour but de décider de la variante de moteur à utiliser. Cette décision incombe aux spécialistes des BWS du CERN.

Les variantes AT et ATA ont des avantages et des inconvénients très proches. La principale différence est que la variante ATA possède un K_T légèrement plus grand, alors que les aimants permanents de la variante AT sont plus simples à fabriquer et coûtent par conséquent moins cher. Par rapport à la variante ARE, ces deux variantes ont l'avantage de fournir un couple plus important pour un courant similaire (K_T plus grand). Par contre, elles possèdent une harmonique de couple et de tension induite d'ordre 5 relativement importante et ont également une plus grande ondulation de couple. Finalement, la variante ARE, avec ses aimants rectangulaires et son enveloppe, est plus facile à fabriquer.

Les principaux paramètres des trois variantes de moteur dont la longueur active vaut 150 [mm] ont ensuite été calculés pour des longueurs actives de 50 [mm] et 100 [mm]. Ces valeurs ont ensuite été introduites dans les trois fiches techniques. Il est ainsi possible de réaliser un moteur plus petit particulièrement bien adapté aux accélérateurs de particules où l'espace pour la mise en place du BWS est restreint, et qui peuvent se contenter d'un couple plus faible, par exemple le PSB (Proton Synchrotron Booster).

Pour terminer, un verrouillage magnétique de l'axe du BWS a été étudié. Cet appareil doit être capable de ramener l'axe du BWS en position de repos lorsque le système n'est pas sous tension et le maintenir dans cette position. De plus, il ne doit pas freiner le moteur lorsque celui-ci est alimenté.

1 Introduction

L'Organisation européenne pour la recherche nucléaire (CERN) utilise des instruments électromécaniques appelés « Beam Wire Scanner (BWS) », pour réaliser des mesures de faisceaux dans ses accélérateurs de particules. Afin d'augmenter les performances de ses anciens appareils, le CERN développe actuellement un nouveau BWS. Son fonctionnement consiste à dévier une partie du faisceau de particules sur un détecteur, au moyen d'un fil de carbone. Il faut donc déplacer le fil à travers le faisceau suffisamment rapidement pour ne pas l'endommager. Pour ce faire, le fil est relié à un axe au moyen de deux fourches, et l'axe est entraîné par un moteur électrique.

Ce travail a donc pour but d'analyser la motorisation du nouveau BWS et de proposer un moteur adapté aux spécifications.

Dans un premier temps, une analyse détaillée du nouveau BWS sera réalisée, afin de pouvoir déterminer le type de moteur à utiliser. Une recherche des moteurs disponibles sur le marché, susceptibles de répondre aux spécifications sera alors effectuée.

La topologie, les dimensions, le bobinage et les matériaux du moteur seront ensuite étudiés afin de concevoir un moteur qui répond au mieux aux spécifications du nouveau BWS.

Par la suite, plusieurs variantes de moteur seront dimensionnées, modélisées et simulées à l'aide du logiciel à éléments finis Flux2D. Elles seront ensuite comparées, et leurs fiches techniques seront réalisées.

Une analyse thermique sera également effectuée à l'aide du logiciel Motor-CAD, afin de compléter la fiche technique des trois variantes de moteur.

Les trois variantes de moteur seront alors proposées en plusieurs dimensions, afin de pouvoir adapter la motorisation du BWS en fonction du type d'accélérateur de particules.

Finalement, un verrouillage magnétique de l'axe du BWS sera étudié. Ce système devra être capable de ramener l'axe du BWS en position de repos lorsque le système n'est pas sous tension et de le maintenir dans cette position. De plus, il ne devra pas freiner le moteur lorsque celui-ci sera alimenté.

2 Beam Wire Scanner (BWS)

Ce chapitre commence par l'explication du fonctionnement d'un BWS. Il présente ensuite de manière concise les différents accélérateurs de particules et les différents types de BWS du CERN. Par la suite, il se concentre sur la nouvelle génération de BWS actuellement en développement au CERN. En particulier, l'analyse des spécifications et des contraintes environnementales qui lui sont attachées et sa conception. Finalement, ce chapitre présente le prototype du nouveau BWS et le banc d'essai réalisé par le CERN.

2.1 Fonctionnement d'un BWS [5]

Un Beam Wire Scanner (BWS) est un dispositif électromécanique permettant de mesurer le profil de densité transverse d'un faisceau de particules de manière intermittente. Le principe de la mesure, illustré à l'aide de la figure 2.1, est le suivant :

- Un fil de carbone traverse le faisceau de particules, générant une émission secondaire de particules ;
- Une partie de ces particules sont interceptées par un détecteur à scintillation couplé à un photomultiplicateur ;
- Le profil de densité transverse d'un faisceau de particules est ensuite reconstruit à partir de la position du fil de carbone et du courant généré par le photomultiplicateur.

Une autre technique consiste à mesurer le courant circulant dans le fil, provoqué par l'interaction des particules avec le fil. Ce courant est alors proportionnel à la densité du faisceau de particules.

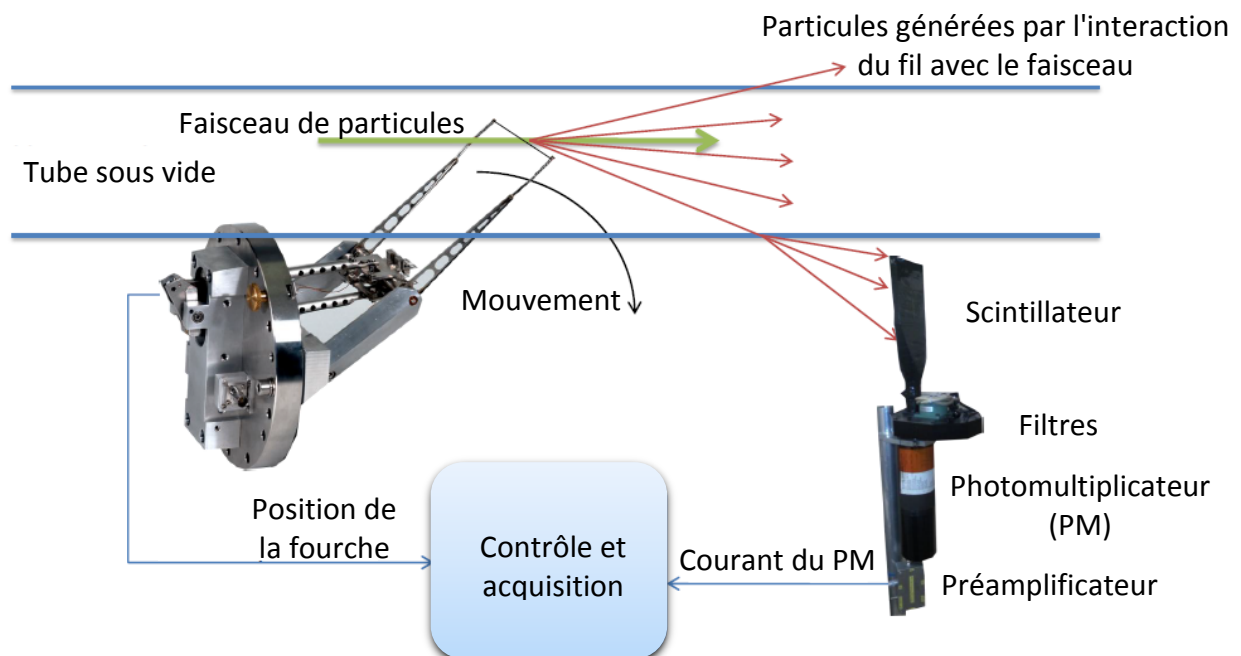


figure 2.1 : Principe de fonctionnement d'un BWS [4]

Le profil transversal d'un faisceau de particules peut être scanné de deux différentes manières :

- Horizontalement : le fil, placé horizontalement, se déplace verticalement à travers le faisceau ;
- Verticalement : le fil, placé verticalement, se déplace horizontalement à travers le faisceau.

Un exemple de profil transversal d'un faisceau de particules est représenté à la figure 2.2.

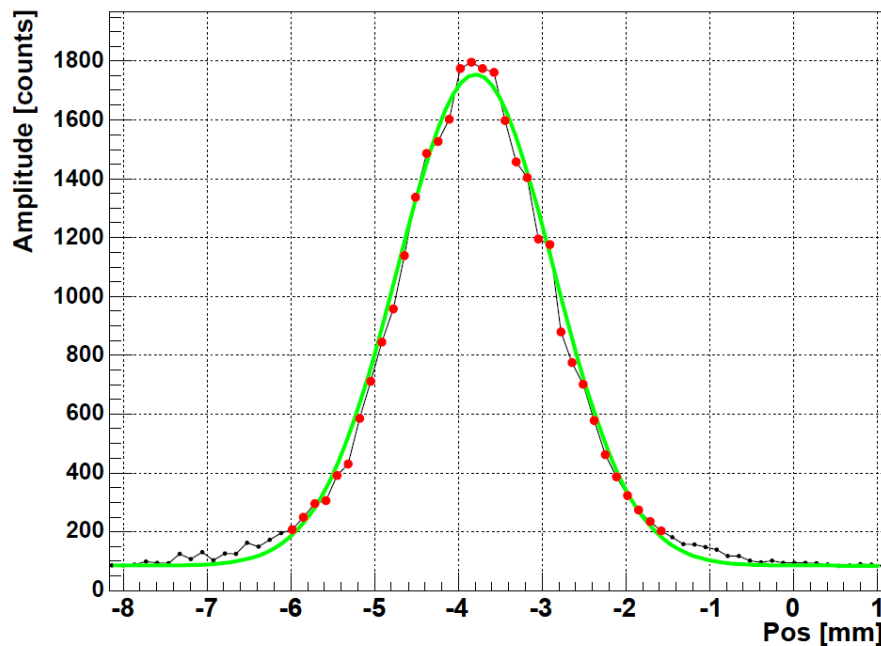


figure 2.2 : Exemple d'un profil de faisceau transversal [7]

2.2 Accélérateurs de particules du CERN [30]

Le CERN dispose de plusieurs accélérateurs de particules de tailles diverses, sur lesquelles peuvent être fixés des BWS. Le complexe du CERN, avec ses différents accélérateurs et détecteurs de particules, est représenté à la figure 2.3. Les accélérateurs de particules pour lesquelles des BWS sont utilisés sont les suivants :

- PSB : Le Booster du Synchrotron à protons (Proton Synchrotron Booster) ;
- PS : Le synchrotron à protons (Proton Synchrotron) ;
- SPS : Le supersynchrotron à protons (Super Proton Synchrotron) ;
- LHC : Le Grand collisionneur de hadrons (Large Hadron Collider).

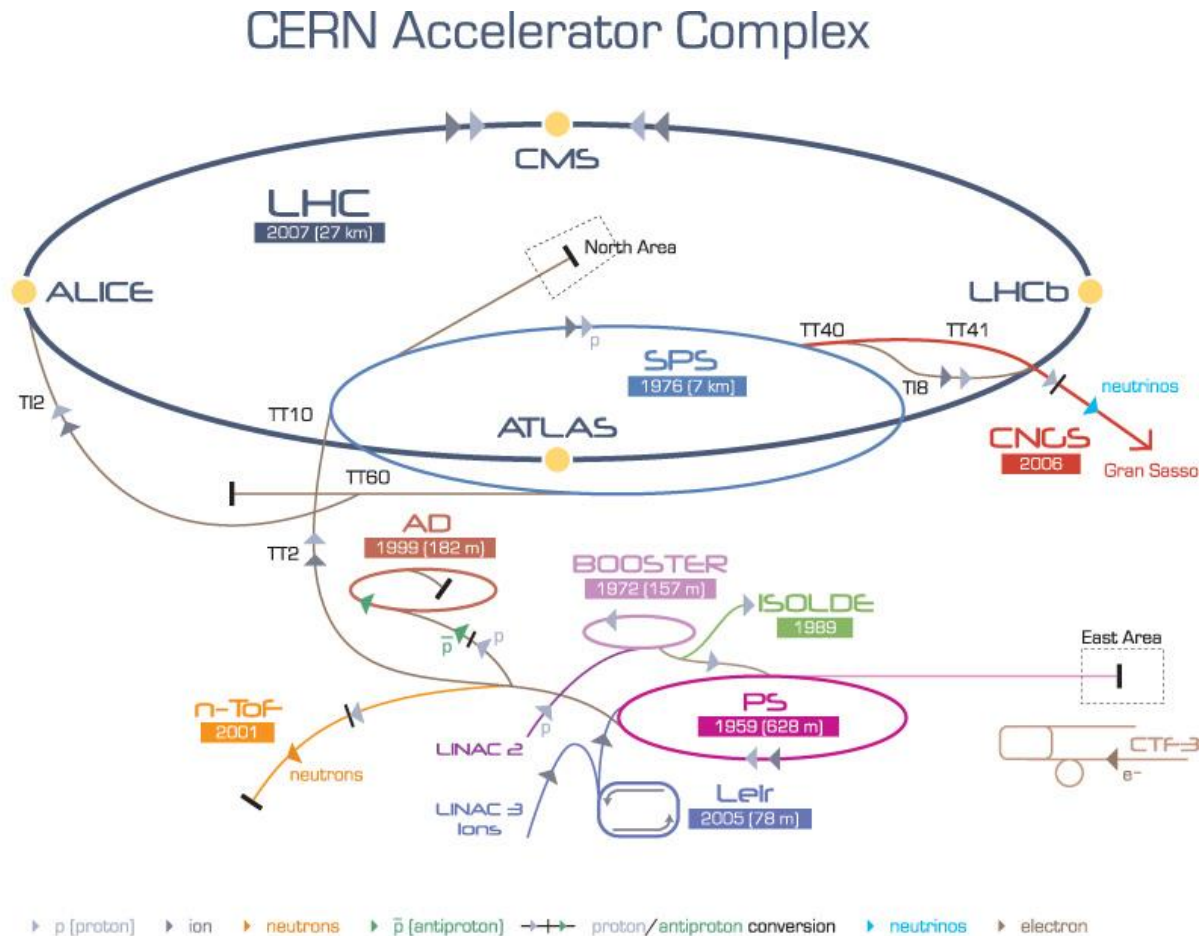


figure 2.3 : Carte des accélérateurs du CERN [4]

Le PSB :

Il permet d'accélérer des faisceaux de protons avant de les injecter dans le synchrotron à protons (PS).

Le PS :

Il s'agit du plus ancien synchrotron du CERN. Il a pour but principal d'accélérer les protons qui proviennent du Booster (PSB) avant de les envoyer dans le supersynchrotron à protons (SPS).

Le SPS :

Il récupère les particules sortant du synchrotron à protons (PS) les accélère puis les envoie au Grand collisionneur de hadrons (LHC).

Le LHC :

Le LHC est, actuellement, le plus grand et le plus puissant accélérateur de particules du monde, avec une circonférence de 27 kilomètres. Il se situe entre le Jura et les Alpes, de part et d'autre de la frontière franco-suisse (figure 2.4) à une profondeur moyenne d'environ 100 mètres. Il a pour but d'augmenter l'énergie des particules provenant du supersynchrotron à protons (SPS).



figure 2.4 : Vue aérienne de l'emplacement des accélérateurs SPS et LHC [31]

L'intérieur de l'accélérateur de particules (figure 2.5) est parcouru par deux faisceaux qui circulent en sens opposés, à des énergies extrêmement élevées, et à une vitesse proche de celle de la lumière. A un moment donné, un aimant dévie la trajectoire des deux faisceaux pour les faire entrer en collision dans les détecteurs (ATLAS, CMS, Alice, LHCb). Ce choc permet de reproduire des conditions similaires à celles qui ont suivi le Big Bang.

Les tubes dans lesquels circulent les deux faisceaux de particules sont placés sous un vide très poussé appelé ultravide. Un puissant champ magnétique, généré par des électroaimants supraconducteurs, composés de bobines de câbles conduisant l'électricité sans résistance et sans perte d'énergie, permet de guider les faisceaux le long de l'anneau de l'accélérateur.

Pour atteindre la supraconductivité, une grande partie de l'accélérateur de particules est relié à un système de distribution d'hélium liquide servant à refroidir les aimants à $-271\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Les collisions de faisceaux au centre des détecteurs de particules sont toutes déclenchées depuis le centre de contrôle du CERN. C'est dans ce bâtiment que sont regroupés tous les systèmes de contrôle de l'accélérateur et de son infrastructure technique.

Actuellement, le LHC est en train de subir diverses modifications afin d'augmenter ses performances et d'améliorer la précision des mesures.

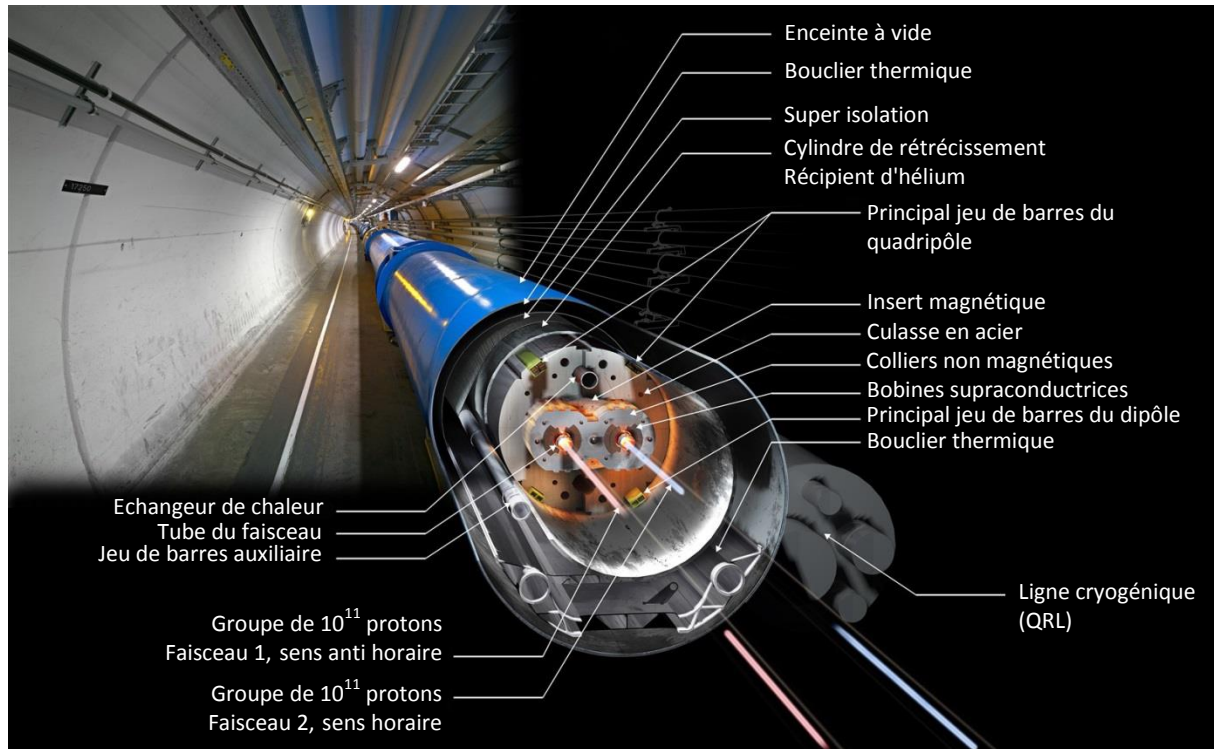


figure 2.5 : Vue en coupe d'un dipôle du LHC [31]

2.3 Types de BWS du CERN [8]

Les BWS du CERN peuvent être classés en trois catégories distinctes :

- Les BWS linéaires : Ils sont utilisés pour mesurer le profil orthogonal d'un faisceau de particules. Ils sont équipés d'un moteur linéaire et d'un système de mesure de la position du fil extrêmement précis. Toutefois, leur vitesse maximale est limitée à environ 1 [m/s].
- Les BWS rotatifs : Ils sont utilisés pour mesurer le profil horizontal ou vertical d'un faisceau. La position du fil est déterminée à partir de la position de l'arbre du moteur. La précision est par conséquent moins élevée que pour les BWS linéaires. Cependant, la vitesse du fil peut atteindre environ 6 [m/s].
- Les BWS à balancier : Ils sont généralement appelés « Fast Wire Scanner », car ils permettent un déplacement du fil allant jusqu'à 20 [m/s]. Leur fonctionnement est proche de celui des BWS rotatifs, à la différence près que le moteur n'est pas relié à la fourche par un axe, mais par deux tiges.

Un exemple de BWS linéaire et de BWS rotatif sont représentés à la figure 2.6, et un BWS à balancier est représenté à la figure 2.7.

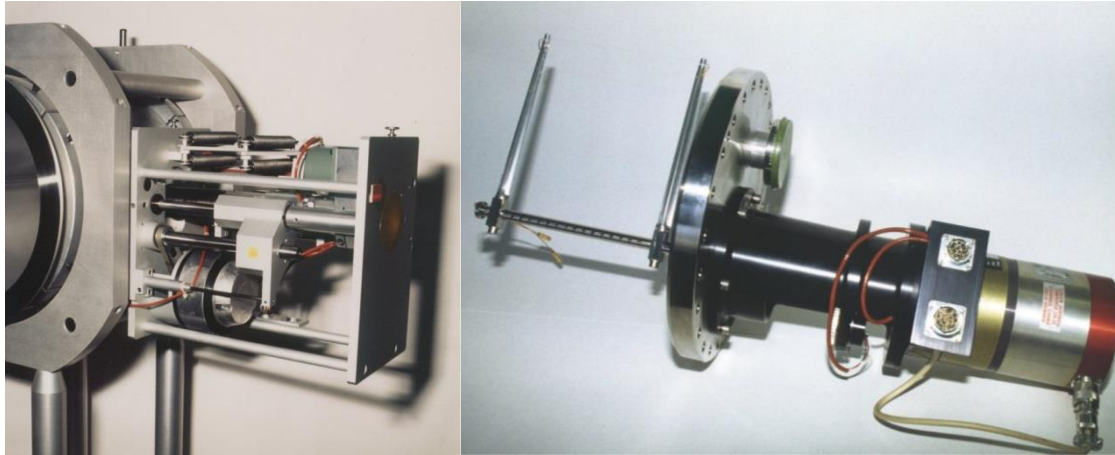


figure 2.6 : BWS linéaire pour SPS et LHC (à gauche) [5], BWS rotatif pour SPS (à droite) [4]

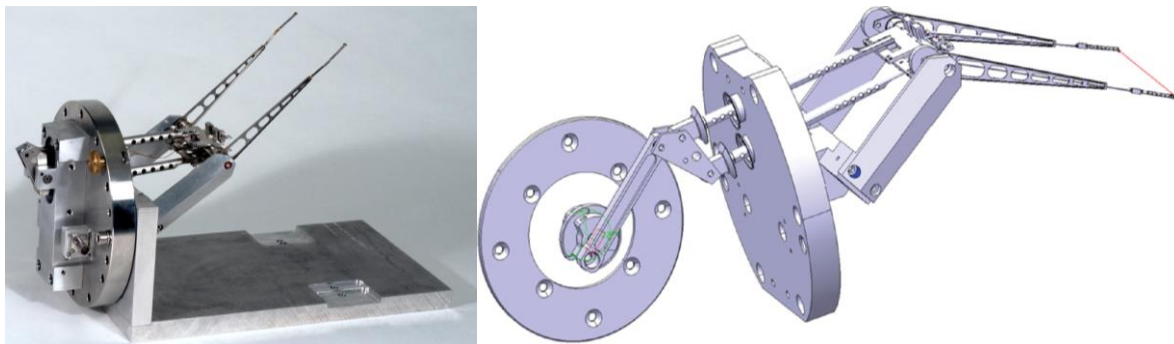


figure 2.7 : BWS à balancier pour PSB et PS (à gauche) [4] et son mécanisme (à droite)

Le nombre et le type de BWS actuellement utilisés au CERN, pour chaque accélérateur de particules, sont résumés dans le tableau 2.1. La vitesse et la précision des différents BWS figurent également dans ce tableau.

Accélérateur	Type de BWS	Vitesse [m/s]	Précision [μm]	Nb. de BWS horizontaux	Nb. de BWS verticaux	Nb. de BWS
PSB	Balancier	20	100	4	4	8
PS	Balancier	20	100	3	2	5
SPS	Rotatif (6)	6	40	5	5	10
	Linéaire (4)	1	15			
LHC	Linéaire	1	15	4	4	8
Total				16	15	31

tableau 2.1 : Nombre de BWS opérationnels au CERN [4]

Les BWS actuellement utilisés au CERN sont relativement anciens. Ceux qui sont utilisés sur les accélérateurs PS et PSB datent des années 1970, alors que ceux utilisés sur le SPS et le LHC datent des années 1980.

Ces BWS sont tous entraînés par un moteur placé à l'extérieur de la chambre à vide (rotor et stator). La transmission du moteur à la fourche au travers de la chambre à vide se fait au moyen d'un soufflet (figure 2.8). Cette solution permet d'éviter les problèmes posés par l'introduction du moteur ou d'une partie de celui-ci, dans un environnement aux conditions particulières. Toutefois, les soufflets ont une fâcheuse tendance à perdre leur étanchéité, à la suite d'un grand nombre de cycles d'utilisation. Il en résulte une perte du vide, qui est préjudiciable à toute l'installation.



figure 2.8 : Exemple d'un soufflet [5]

2.4 Nouvelle génération de BWS du CERN

Afin de remédier aux problèmes posés par l'exploitation des anciens BWS, notamment dus aux soufflets, le CERN a décidé de réaliser un nouveau BWS rotatif.

2.4.1 Spécifications

Pour pouvoir être utilisé sur les accélérateurs de particules du CERN, le nouveau BWS doit respecter les spécifications du tableau 2.2 [2].

Spécifications	
Vitesse lors de la traversée du faisceau	20 [m/s]
Précision de la mesure de la position du fil	4 [μm]
Parcours maximal pour atteindre la vitesse maximale	$\pi/3$ [rad]
Epaisseur minimale de la paroi de la chambre à vide	0.3 [mm]
Température lors des phases d'étuvage	200 [$^{\circ}\text{C}$]
Pression de l'ultravide (UHV)	10^{-8} [Pa]
Dégazage maximal	10^{-9} [Pa · m ³ /s]
Dose maximale de rayonnements ionisants cumulée	20'000 [Gy]

tableau 2.2 : Spécifications pour le nouveau BWS du CERN [2]

De plus, le nouveau BWS doit être compact et modulable, afin de pouvoir être facilement intégré aux différents accélérateurs de particules du CERN, ainsi que dans d'autres laboratoires disposants d'accélérateurs.

Le tableau 2.3 permet de définir les contraintes environnementales qui s'appliquent aux divers équipements du CERN en fonction de leurs emplacements.

	Ultravide (UHV)	Température d'étuvage	Rayonnements ionisants
Installations de surface			
Installations dans le tunnel			
A l'extérieur de la chambre à vide, en contact avec elle			
Dans la chambre à vide			

tableau 2.3 : Contraintes environnementales en fonction des emplacements [8]

2.4.1.1 Vitesse de traversée du faisceau [8]

La vitesse du fil, lors de la traversée du faisceau de particules, est dictée par deux phénomènes principaux :

- La quantité de particules déviées lors de l'interaction du fil avec le faisceau : si ces particules sont trop nombreuses à aller frapper les aimants, elles risquent de provoquer la perte de la supraconductivité ;
- L'augmentation de température du fil : les particules qui entrent en contact avec le fil provoquent une augmentation de sa température. Si elle est trop importante, le fil peut être endommagé ou, dans le pire des cas, détruit.

La vitesse de traversée du faisceau doit donc être assez lente pour permettre la numérisation de l'intégralité du faisceau, mais assez rapide pour éviter que les deux phénomènes cités précédemment se produisent. Une vitesse de 20 [m/s] a donc été prise comme référence, car elle permet de respecter au mieux ces conditions.

2.4.1.2 Précision de la mesure de la position du fil [8]

La précision nécessaire pour la mesure de la position du fil est définie de sorte à obtenir une précision suffisante sur la mesure de la taille du faisceau. Un double système de mesure, composé d'un resolver et d'un codeur optique, permet de garantir la précision de 4 [μm] souhaitée. Cette spécification n'est donc pas fondamentale pour la conception de la motorisation du BWS.

2.4.1.3 Mouvement du fil du BWS [8]

Le mouvement total du fil du BWS est composé de trois parties :

- Une accélération sur un tiers du parcours ($\pi/3$ [rad]) à partir de la position de repos ;
- Un déplacement à vitesse constante sur un second tiers du parcours ($\pi/3$ [rad]) ;
- Une décélération sur le dernier tiers du parcours ($\pi/3$ [rad]) jusqu'à la position finale.

Le mouvement complet du fil est représenté à la figure 2.9.

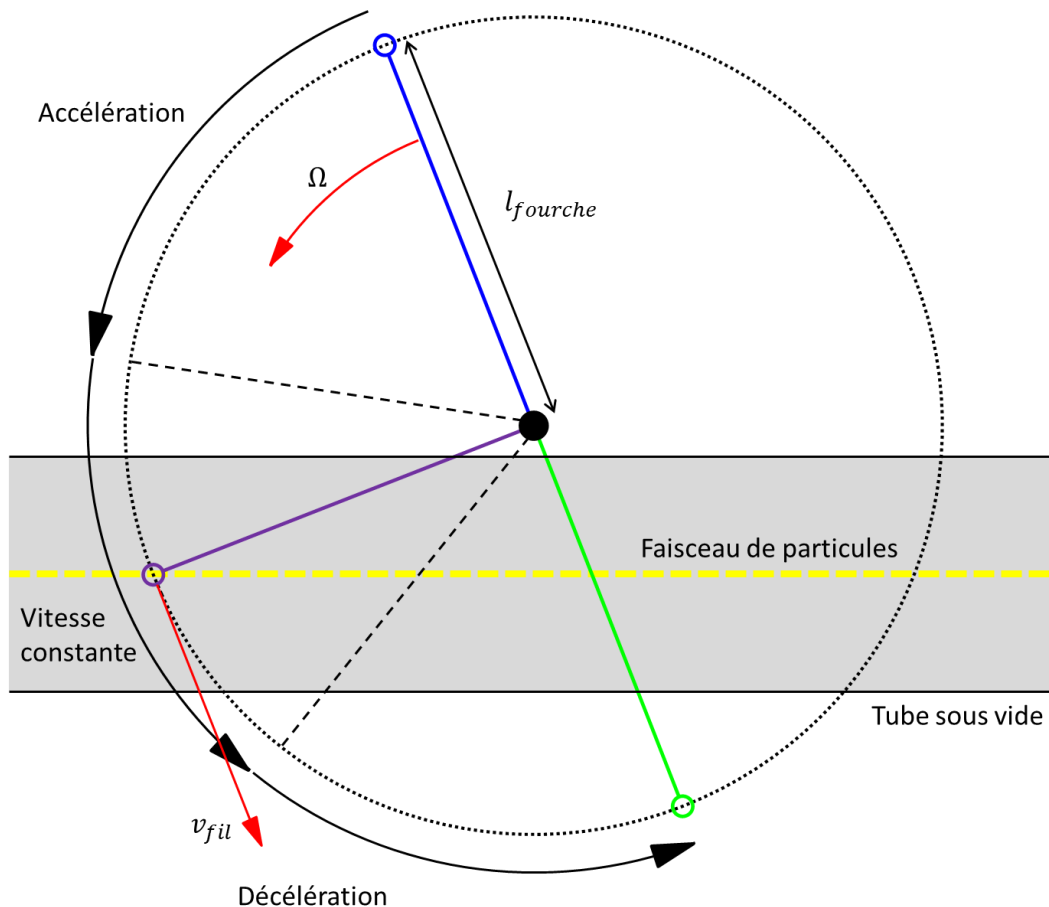


figure 2.9 : Mouvement du fil du BWS [8]

La distance du chemin d'accélération ne peut pas être augmentée en raison de plusieurs paramètres :

- La précision du contrôle de la position du fil ;
- La position de la chambre qui protège le fil. En effet, sa position a été définie afin de limiter au maximum les changements d'impédance se produisant lors du passage du fil à l'intérieur du faisceau de particules. Car si le changement d'impédance est trop important, il peut conduire à la rupture du fil.

2.4.1.4 Vitesse angulaire et accélération maximale du fil [5]

A partir de la vitesse du fil et de la longueur de la fourche, il est possible de calculer la vitesse angulaire du fil :

$$\Omega = \frac{v_{fil}}{l_{fourche}} \left[\frac{rad}{s} \right] \quad (2.1)$$

avec :

v_{fil} : Vitesse linéaire du fil [m/s]
 $l_{fourche}$: Longueur de la fourche [m]

Les contraintes les plus exigeantes sont données par l'utilisation du BWS sur l'accélérateur LHC [1], car la précision sur la mesure de la position du fil est extrêmement sévère. Par conséquent, les fourches utilisées sur cet accélérateur doivent être courtes. Le CERN a défini leur longueur à 100 [mm].

La vitesse angulaire maximale vaut donc :

$$\Omega_{max} = \frac{v_{fil\ max}}{l_{fourche}} = \frac{20}{0.1} = 200 \left[\frac{rad}{s} \right] \equiv 1910 [tr/min] \quad (2.2)$$

Pour un profil à accélération constante, il vient les relations :

$$\theta = \frac{1}{2} \cdot \alpha \cdot t^2 [rad] \quad (2.3)$$

$$\Omega = \alpha \cdot t \left[\frac{rad}{s} \right] \quad (2.4)$$

L'accélération angulaire est donc donnée par la relation :

$$\alpha = \frac{1}{2} \cdot \frac{\Omega^2}{\theta} \left[\frac{rad}{s^2} \right] \quad (2.5)$$

Le parcours maximal pour atteindre la vitesse angulaire maximale étant connu, il est possible de calculer l'accélération angulaire maximale.

$$\alpha_{max} = \frac{1}{2} \cdot \frac{200^2}{\frac{\pi}{3}} = 19'099 \left[\frac{rad}{s^2} \right] \quad (2.6)$$

Cependant, le moteur doit pouvoir fournir une accélération angulaire plus importante afin de pouvoir optimiser le profil de mouvement. Pour cette raison, un ratio de 1.85 a été défini [1].

Le moteur doit donc pouvoir fournir une accélération angulaire de :

$$\alpha_{max} = 1.85 \cdot 19099 = 35'332 \left[\frac{rad}{s^2} \right] \quad (2.7)$$

Toutefois, il est préférable de prendre une marge de sécurité afin de pouvoir modifier, si nécessaire, le profil de mouvement, et de permettre de futures améliorations du BWS. L'accélération angulaire souhaitée sera donc fixée à 40'000 [rad/s²].

Le tableau 2.4 fournit l'accélération angulaire maximale nécessaire pour tous les accélérateurs de particules du CERN.

Accélérateurs	$l_{fourche}$ [mm]	$v_{fil\ max}$ [m/s]	Ratio	θ [rad]	α_{max} [rad/s ²]
PSB	140.00	20.00	1.85	$\pi/3$	18'027
PS	140.00	20.00	1.85	$\pi/3$	18'027
SPS	182.00	20.00	1.85	$\pi/3$	10'667
LHC	100.00	20.00	1.85	$\pi/3$	35'332

tableau 2.4 : Accélération angulaire maximale pour les différents accélérateurs du CERN [1]

2.4.1.5 Fiabilité [1]

Le principal problème de fiabilité des anciens modèles de BWS provient de l'usure des soufflets qui génère des fuites. En effet, ces fuites peuvent conduire à la perte du vide dans l'accélérateur, et provoquer un arrêt de plusieurs jours de l'installation.

La défaillance des soufflets des anciens BWS du CERN se produit environ tous les 6'000 cycles pour les plus anciens modèles, et environ tous les 100'000 cycles pour les modèles les plus récents. La nouvelle génération de BWS permettra d'augmenter encore la fiabilité, car l'élimination des soufflets garantit une meilleure étanchéité. Le tableau 2.5 renseigne sur le nombre de cycles réalisés par les différents BWS du CERN en une année.

Accélérateurs	Type de BWS	Nombre de cycles par BWS en 2012
PSB	rotatif	3'000 – 11'000
PS	rotatif	2'000 – 11'000
SPS	rotatif	4'500 – 9'500
	linéaire	200
LHC	linéaire	4'000

tableau 2.5 : Nombre de cycles d'utilisation des différents BWS du CERN en 2012 [1]

Le nombre de cycles d'utilisation des BWS est voué à prendre l'ascenseur, car les physiciens du CERN prévoient de les utiliser de manière automatique, afin de contrôler le faisceau en continu.

2.4.1.6 Epaisseur de la paroi de la chambre à vide [8]

L'épaisseur de la paroi de la chambre à vide est un paramètre important, car il influence l'épaisseur de l'entrefer du moteur. En effet, avec l'intégration du rotor du moteur à l'intérieur de la chambre à vide, la paroi de la chambre à vide passe entre le rotor et le stator. Une étude [20] a été réalisée afin de définir l'épaisseur optimale de la paroi en fonction de la longueur du moteur. Cette épaisseur, actuellement de 0.3 [mm], sera donc modifiée, si nécessaire, une fois que les dimensions du moteur seront connues.

2.4.1.7 Température lors des phases d'étuvage [8]

Le BWS est utilisé à température ambiante. Toutefois, les éléments qui se situent à l'intérieur du tunnel de l'accélérateur doivent pouvoir résister à une température de 200 [°C] durant 24 heures. En effet, des phases d'étuvage, qui consistent à chauffer les tubes à vide de l'extérieur dans le but d'améliorer la qualité du vide, sont régulièrement effectuées. A l'avenir, certaines phases d'étuvage pourraient même atteindre 300 [°C]. A noter que ces considérations s'appliquent essentiellement au LHC, car les autres accélérateurs ne subissent pas, en principe, de phases d'étuvage.

Le rotor du moteur du BWS qui se situe dans la chambre à vide doit donc pouvoir supporter des températures de l'ordre de 300 [°C]. Quant au stator, bien qu'il soit entouré d'une couche de protection durant la phase d'étuvage, il doit pouvoir résister à la température la plus élevée possible. De telles températures ne posent pas de problèmes pour les métaux, mais elles peuvent être problématiques pour les résines parfois utilisées pour coller les aimants permanents au rotor, et pour les isolants. De plus, le risque de démagnétisation des aimants doit également être pris en compte. Ces limitations thermiques seront étudiées plus en détail lors de la conception du rotor.

2.4.1.8 Ultravide (UHV) et dégazage [8]

A l'intérieur de la chambre à vide, la pression ne doit pas dépasser 10^{-8} [Pa]. Pour y parvenir, les composants qui sont exposés au vide ne doivent pas avoir un taux de dégazage supérieur à 10^{-9} [Pa·m³/s] après la phase d'étuvage.

Le tableau 2.6 donne le taux de dégazage de divers matériaux. L'acier inoxydable a un taux de dégazage relativement élevé pour un métal. Toutefois, le CERN a développé des techniques pour le diminuer. Il peut donc être utilisé dans la chambre à vide. Les résines qui sont utilisées pour la fixation des aimants du rotor ne peuvent par contre pas l'être. En effet, leur taux de dégazage est bien trop élevé, même après l'étuvage. La technique de fixation des aimants sera étudiée dans le détail lors de la conception du rotor.

Matériaux	Durée de l'étuvage [h]	Température de l'étuvage [°C]	Taux de dégazage [Pa · m ³ /s]	Source
Cuivre OFS	24	200	$\approx 1.33 \cdot 10^{-11}$	[9]
Aluminium	24	200	$\approx 1.33 \cdot 10^{-11}$	[10]
Acier inox austénitique	24	200	$\approx 2.66 \cdot 10^{-9}$	[9]
Résine époxy	-	-	$\approx 1.33 \cdot 10^{-3}$	[10]

tableau 2.6 : Valeurs indicatives pour le taux de dégazage de divers matériaux

Le taux de dégazage des aimants permanents est relativement élevé. Ils ne devraient donc pas être utilisés à l'intérieur d'une chambre à ultravide. Cependant, l'utilisation d'une pompe ionique positionnée sous le BWS permet d'évacuer une grande partie des gaz libérés par les matériaux du BWS. Elle permet donc l'utilisation d'aimants permanents.

2.4.1.9 Rayonnement ionisant [8]

En général, les matériaux inorganiques et métalliques se situant à l'intérieur et autour des accélérateurs du CERN ne sont pas affectés par les doses maximales de rayonnements ionisants (20'000 [Gy], environ 1'000 [Gy/an]). Par contre, ce n'est pas le cas des composants électroniques qui peuvent déjà être endommagés avec des doses de 100 – 1'000 [Gy]. L'électronique doit donc être installée en surface, ce qui implique l'utilisation de câbles pouvant mesurer jusqu'à 250 [m]. Le tableau 2.7 donne les doses limites de rayonnement ionisant pour divers matériels et matériaux.

Matériels et matériaux	Doses limites [Gy]
Composants électroniques (actifs)	$10^2 - 10^3$
Matériaux magnétiques	$> 10^8$
Métaux	

tableau 2.7 : Doses limites de rayonnement ionisant pour divers matériels et matériaux [11]

De plus, la résistivité du cuivre et la perméabilité du fer ne sont pas altérées par la dose maximale de rayonnements ionisants cumulée à l'intérieur et autour des accélérateurs du CERN [12].

Un tableau comportant un nombre plus important de matériaux figure en annexe 1.

2.4.2 Conception du nouveau BWS

La conception du nouveau BWS a fait l'objet d'un grand nombre d'études, afin de développer un appareil plus performant, et qui puisse s'adapter à tous les accélérateurs de particules du CERN. De plus, les principales défaillances survenues entre 2009 et 2012 ont été analysées dans le but d'augmenter la fiabilité du nouveau BWS. Ces diverses études et analyses ont permis de réaliser une vue d'ensemble du nouveau BWS. Une vue en coupe de l'appareil sous forme de dessin simplifié est illustré à la figure 2.10.

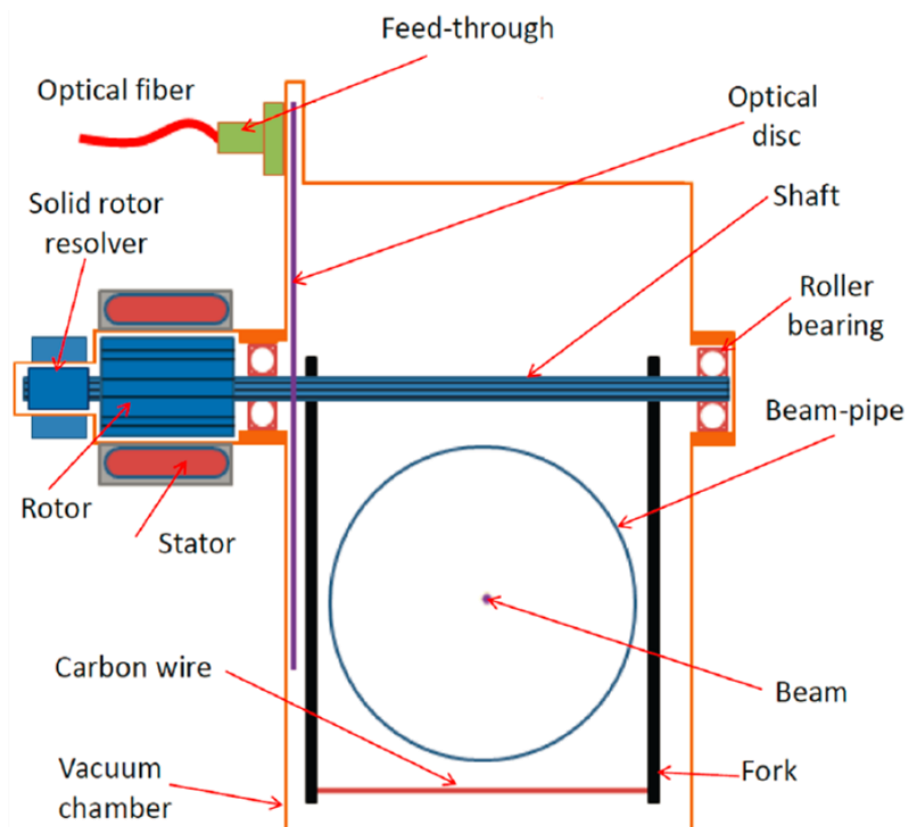


figure 2.10 : Dessin simplifié du BWS (vue en coupe) [8]

La figure 2.10 permet de visualiser les différents composants du nouveau BWS, et de bien comprendre son fonctionnement. Il manque encore, sur ce dessin, le verrouillage magnétique qui doit se situer entre le moteur et le resolver. De plus, la position des composants n'est pas définitive. Quant à l'électronique de commande, elle ne figure pas sur ce dessin, car elle se situe dans des bâtiments en surface, et est reliée au BWS au moyen de longs câbles pouvant mesurer jusqu'à 250 mètres. Cette spécificité est due aux radiations dans le tunnel des accélérateurs de particules, car elles endommagent les composants électroniques.

2.4.3 Prototypage du nouveau BWS

Un prototype est en cours de réalisation au CERN. Il doit permettre de vérifier le bon fonctionnement de la nouvelle génération de BWS. Pour ce faire, il sera testé dans l'accélérateur SPS à l'horizon 2015. Le CERN a déjà réalisé le prototype sous forme informatique à l'aide du logiciel de CAO 3D SolidWorks. La figure 2.11 illustre la vue générale du prototype du nouveau BWS réalisé sur SolidWorks.

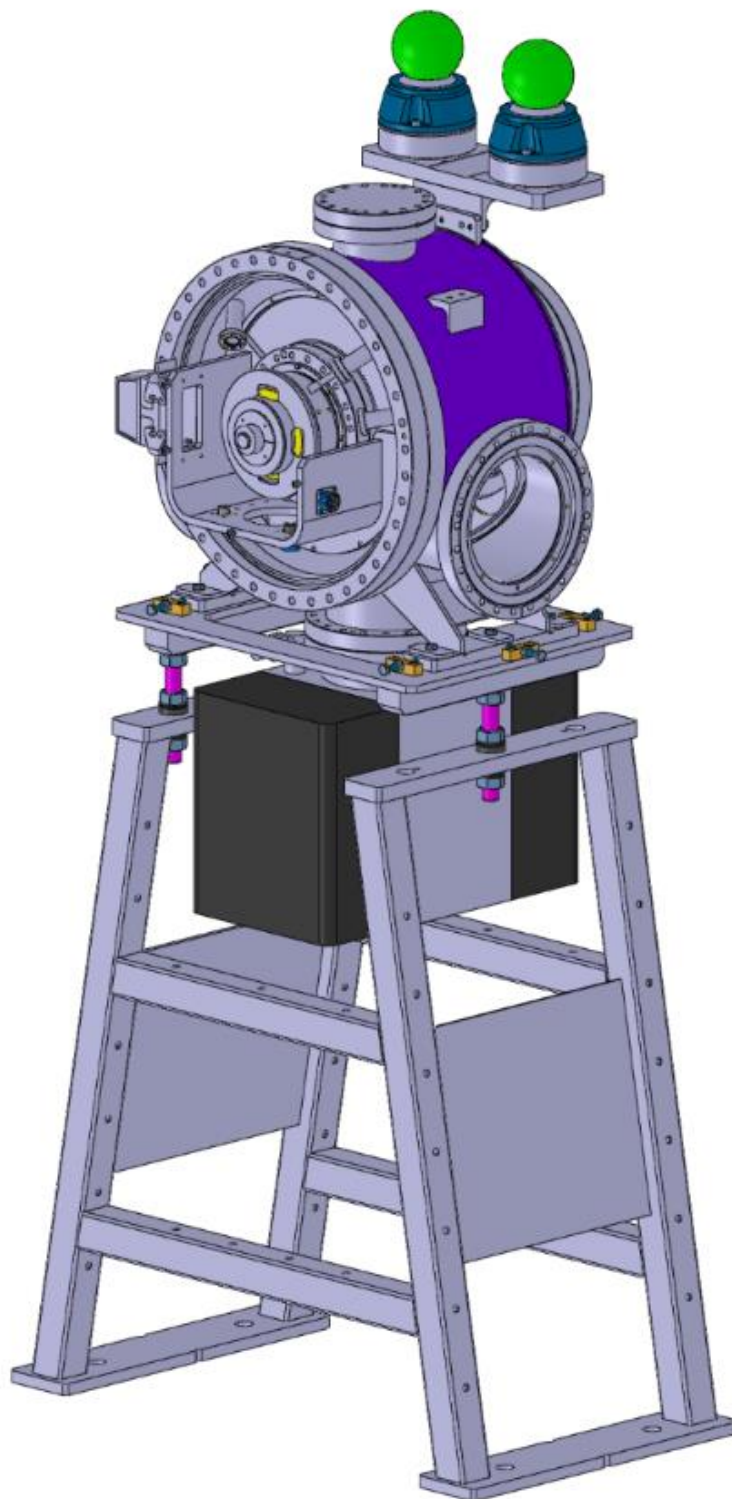


figure 2.11 : Vue générale du prototype du nouveau BWS réalisé sur SolidWorks

La figure 2.11 permet de bien visualiser la structure du prototype, avec notamment les pieds de fixation et la pompe ionique (en noir) positionnés sous le BWS. Le tube par lequel passe le faisceau de particules est également bien visible, sur la droite du BWS. Afin de mieux voir la motorisation du BWS, une vue détaillée est représentée à la figure 2.12.

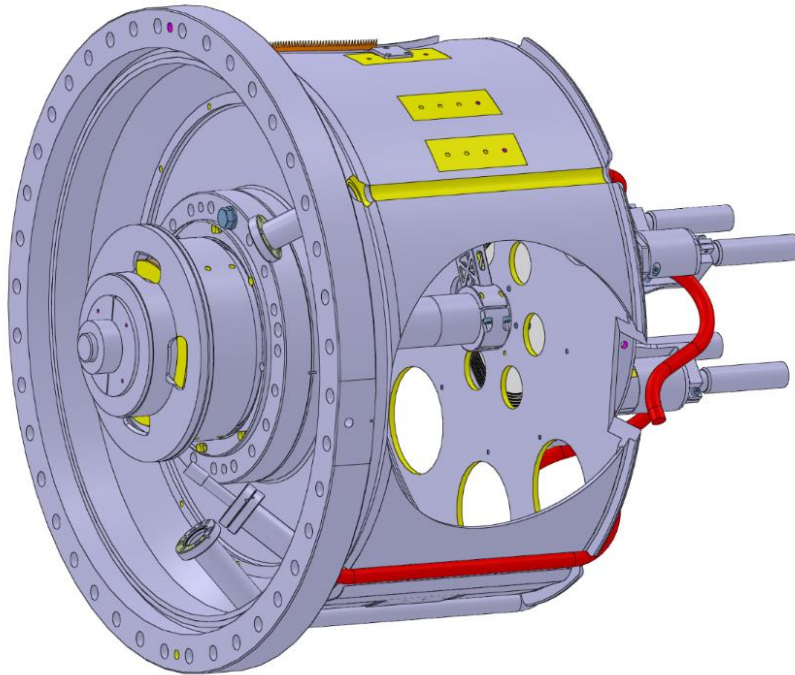


figure 2.12 : Vue détaillée du prototype du nouveau BWS réalisé sur SolidWorks

Le moteur du BWS se situe sur la gauche de la figure 2.12. Finalement, une vue de coupe du BWS a été réalisée. Elle est représentée à la figure 2.13.

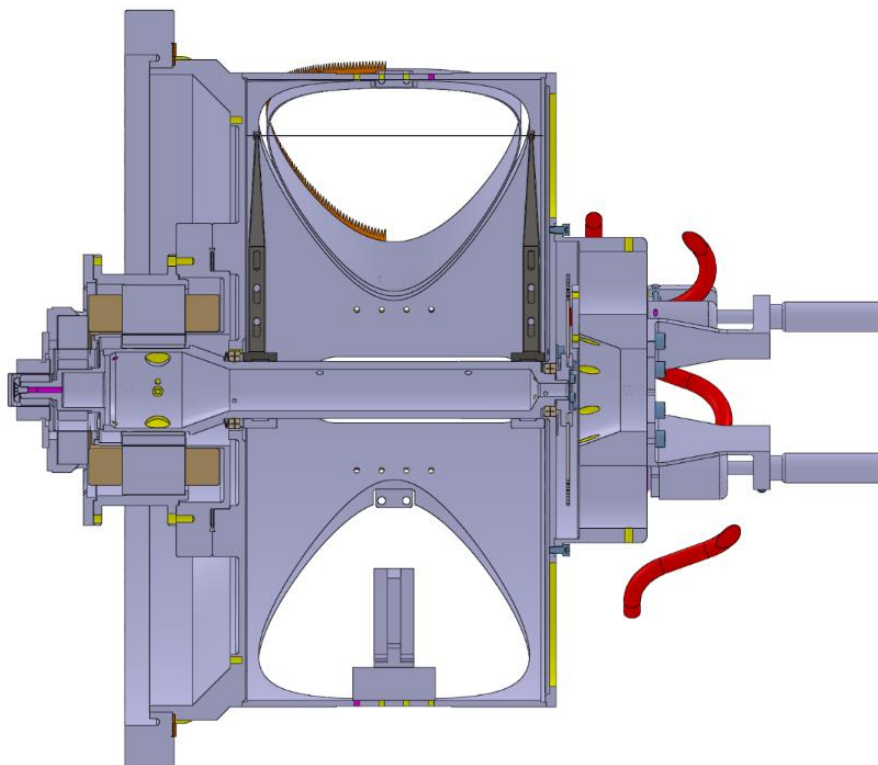


figure 2.13 : Vue en coupe du prototype du nouveau BWS réalisé sur SolidWorks

Au centre de la figure 2.13, se trouve l'arbre du BWS. Sur cet arbre, sont positionnés de gauche à droite, le resolver, le verrouillage magnétique, le moteur, les fourches et le codeur optique.

2.4.4 Banc d'essai pour le nouveau BWS

Un banc d'essai a été réalisé au CERN, afin d'évaluer les performances du moteur et du resolver du nouveau BWS. Il est représenté à la figure 2.14. Il permet notamment d'étalonner la position du fil par rapport à la position de l'arbre, et de mesurer la vitesse de l'arbre et son accélération. De plus, il permet de déterminer les vibrations structurelles des fourches, du fil et de l'arbre.

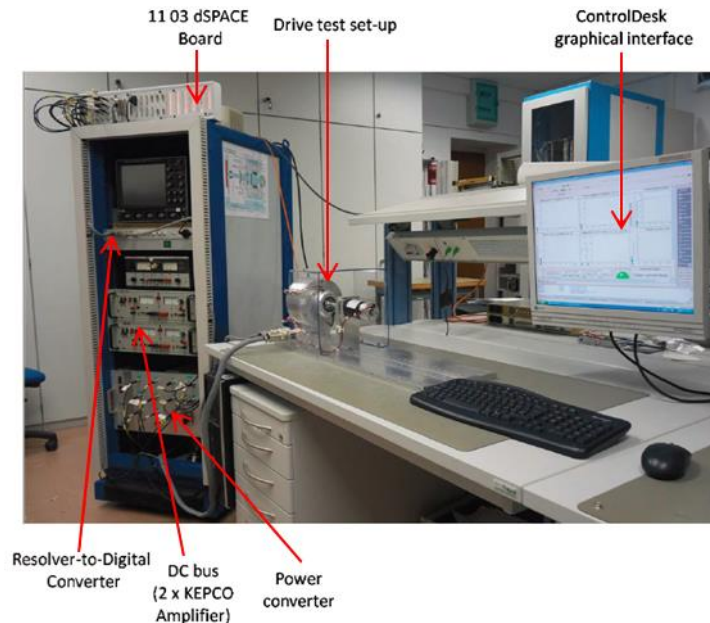


figure 2.14 : Banc d'essai pour l'entraînement du nouveau BWS [8]

Le schéma mécanique et une photo du test de l'entraînement du nouveau BWS sont représentés à la figure 2.15.

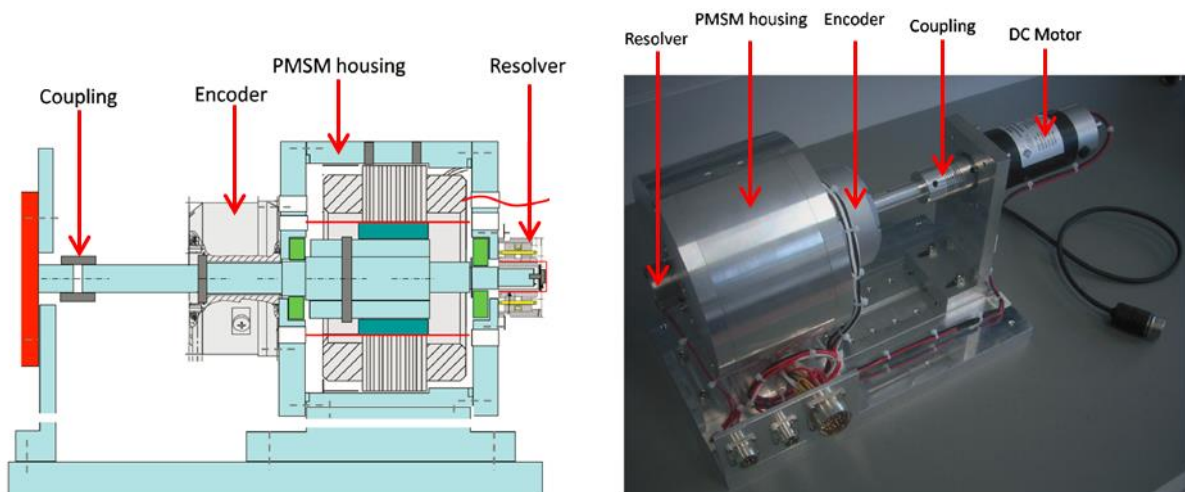


figure 2.15 : Schéma mécanique et photo du test de l'entraînement du nouveau BWS [8]

Le moteur à courant continu placé à l'extrémité de l'arbre, visible sur la photo du test de l'entraînement du BWS de la figure 2.15, permet de varier la charge du moteur du BWS.

A noter que ce banc d'essai a été réalisé en fonction du moteur choisi initialement. Il devra donc être modifié, dans le cas où il devrait être utilisé pour tester le moteur proposé à la fin de ce travail.

3 Motorisation du BWS

Suite à la présentation du nouveau BWS, ce chapitre se concentre sur sa motorisation. Dans un premier temps, il traite du type de moteur utilisé pour le nouveau BWS et du moteur sélectionné pour le prototype. Ensuite, ce chapitre présente brièvement l'alimentation et le principe de fonctionnement du moteur utilisé pour le nouveau BWS. Finalement, il met en évidence l'influence du diamètre et de la longueur active du moteur sur ses caractéristiques.

3.1 Type du moteur du BWS [8]

Le choix du type de moteur le plus adapté au nouveau BWS a fait l'objet d'une étude approfondie [8]. Dans cette étude, quatre types de moteur ont été comparés, à savoir :

- Moteur synchrone à aimants permanents (MSAP) / Permanent Magnet Synchronous Motor (PMSM) ;
- Moteur asynchrone / Induction motor (IM) ;
- Moteur à réluctance variable (MRV) / Switched Reluctance Motors (SRM) ;
- Moteur synchrone à réluctance assisté d'aimants permanents / Permanent Magnet Assisted Synchronous Reluctance Motor (PMASynRM).

L'étude se base sur les critères suivants :

- Epaisseur de l'entrefer ;
- Rapport couple/inertie ;
- Compatibilité avec l'ultravide ;
- Tolérance aux rayonnements ionisants ;
- Tolérance à la température ;
- Ondulation de couple.

Cette étude arrive à la conclusion que le moteur synchrone à aimants permanents est le plus adapté pour la motorisation du BWS. Les raisons principales de ce choix sont son rapport couple/inertie particulièrement élevé, est la possibilité de réaliser un entrefer relativement large afin de pouvoir insérer la barrière de vide entre le rotor et le stator. Cependant, afin de pouvoir utiliser un moteur synchrone à aimants permanents, il faut s'assurer qu'il n'y a pas de risque de démagnétisation des aimants permanents lors des phases d'étuvage. De plus, les matériaux du rotor doivent être compatibles avec le vide.

3.2 Moteur actuel du BWS [8]

Suite au choix du type de moteur, le CERN a sélectionné un moteur synchrone à aimants permanents disponible sur le marché. Son choix s'est porté sur le moteur Parker K500150. Sa fiche technique est donnée en annexe 2 (encadré en bleu). Le rotor de ce moteur a été modifié afin de répondre aux spécifications du nouveau BWS. Il est représenté à la figure 3.1.



figure 3.1 : Rotor modifié du moteur Parker K500150

Initialement, le moteur Parker K500150 pouvait fournir une accélération suffisamment élevée au nouveau BWS. Cependant, au cours de la phase de conception mécanique (en 2013), le moment d'inertie de la charge a augmenté d'un facteur trois, en limitant l'accélération maximale possible en dessous de l'exigence du LHC. Elle reste néanmoins suffisamment élevée pour les autres accélérateurs de particules du CERN. Par conséquent, le moteur Parker K500150 sera utilisé pour la motorisation du prototype du nouveau BWS. Puis, dans une seconde phase, le BWS pourra être modifié afin de remplacer ce moteur par celui proposé au CERN à la fin de ce travail.

3.3 Alimentation du moteur du BWS

Dans un premier temps, le CERN a créé un prototype d'alimentation linéaire pour le moteur Parker K500150 [8]. Toutefois, par la suite, il prévoit d'utiliser une alimentation disponible sur le marché, ou d'en créer une nouvelle adaptée au futur moteur [6]. Pour le moment, les hypothèses suivantes peuvent être utilisées pour l'alimentation du futur moteur :

- Bus DC : 300 [V] ;
- Courant de sortie : 50 [A] – 100 [A] continus.

Les câbles blindés qui relient l'alimentation au connecteur du moteur, compatibles avec les contraintes souterraines du CERN et d'une longueur comprise entre 150 [m] et 250 [m], ont une section de 5 [mm²]. Ils sont composés de 7 conducteurs et offrent donc la possibilité de regrouper deux fils ensemble afin de doubler la section. Pour permettre de relier les enroulements du moteur au connecteur, il faut laisser dépasser les fils du stator d'une longueur équivalente à ceux du moteur Parker, soit d'environ 450 [mm].

3.4 Moteur synchrone à aimants permanents [14]

Le moteur synchrone à aimants permanents, comme toutes les machines synchrones, possède un rotor qui tourne à la même vitesse que le champ tournant créé par le stator. Cette vitesse synchrone est donnée par la relation :

$$n_s = \frac{f}{p} \left[\frac{tr}{s} \right] \quad (3.1)$$

où :

$f [Hz]$: Fréquence

$p [-]$: Nombre de paires de pôles

La relation (3.1) permet de mettre en évidence que la vitesse de rotation est proportionnelle à la fréquence à laquelle sont alimentées les bobines du stator.

Le stator des moteurs synchrones à aimants permanents doit être alimenté au moyen d'un convertisseur électronique. Il a pour objectif de répartir le courant dans les phases statoriques en fonction de la position du rotor, et donc du flux créé par les aimants. La position du rotor peut être détectée par un capteur, la plupart du temps réalisé avec des sondes de Hall, disposées au stator, qui mesurent le champ magnétique des aimants. Il est également possible d'utiliser un resolver ou un codeur optique. En connaissant la position relative du rotor par rapport au stator, il est possible de synchroniser les courants de phase avec les tensions induites de mouvement de phase afin d'obtenir un couple optimal. Un schéma électrique simplifié de l'alimentation et de la commande d'un moteur synchrone à aimants permanents est représenté à la figure 3.2.

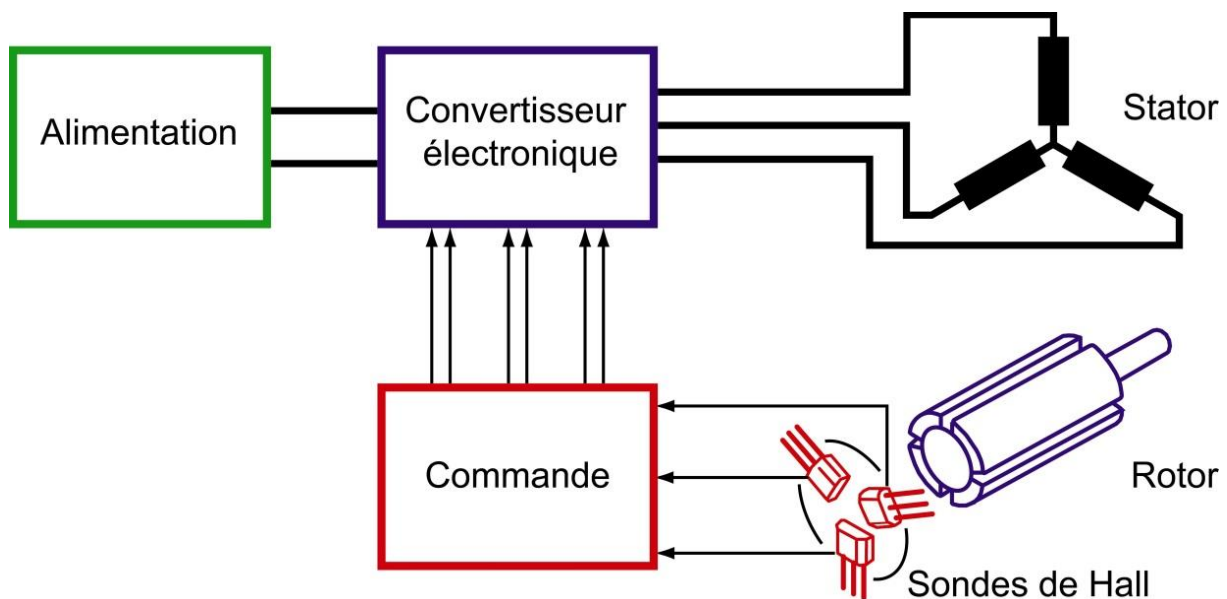


figure 3.2 : Schéma électrique simplifié de l'alimentation et de la commande d'un moteur synchrone à aimants permanents auto-commuté [14]

Trois principaux modes de commutation sont utilisés pour la commande du convertisseur électronique d'un moteur synchrone à aimants permanents :

- Commutation par la tension avec une séquence pleine (commutation à 180°) ;
- Commutation par la tension avec une séquence partielle (commutation à 120°) ;
- Commutation par le courant avec une commande par modulation de largeur d'impulsion (PWM : Pulse Width Modulation).

Il existe deux familles de moteurs synchrones à aimants permanents :

- Moteurs à courant continu sans collecteur (DC-Brushless) ;
- Moteurs synchrones auto-commutés (AC-Brushless).

Ces deux familles de moteurs sont semblables, et leur principe de fonctionnement est analogue. Toutefois, le moteur synchrone auto-commuté est alimenté par des courants sinusoïdaux, et est dimensionné de façon à ce que la tension induite de mouvement soit sinusoïdale, alors que le moteur à courant continu sans collecteur est alimenté par des courants de phase qui varient par paliers. Les allures des courants d'alimentation (i_1 ; i_2 ; i_3), des tensions induites de mouvement de phase (u_{im1} ; u_{im2} ; u_{im3}) et du couple électromagnétique (T_{em}) d'un moteur DC-Brushless en commutation à 120° sont représentées à gauche de la figure 3.3. Les courants d'alimentation de cette famille de moteurs peuvent également être composés de plusieurs paliers, ce qui conduit à des tensions induites de mouvement de phase d'allures trapézoïdales et non pas carrées. Quant au moteur AC-Brushless, les allures des mêmes signaux sont illustrées à droite de la figure 3.3.

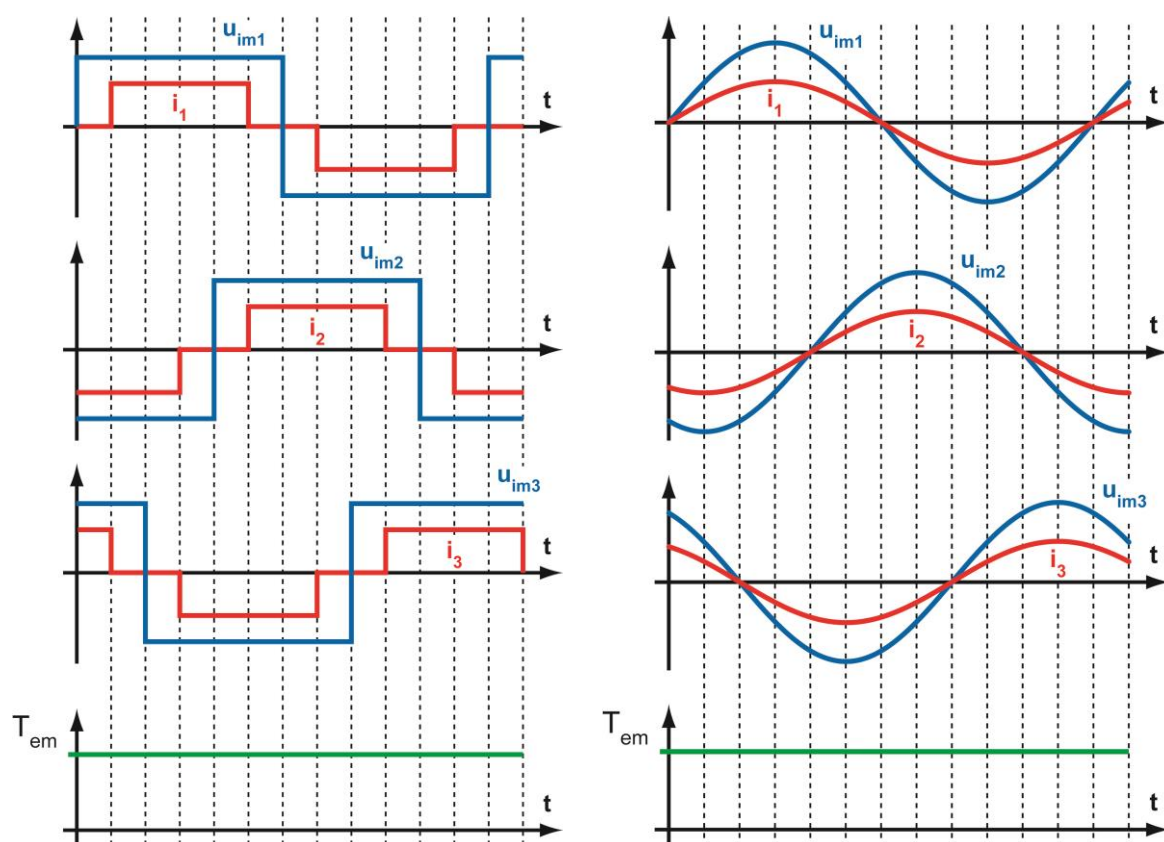


figure 3.3 : Allures du courant d'alimentation i , de la tension induite de mouvement u_{im} et du couple électromagnétique T_{em} d'un moteur DC-Brushless (à gauche) et AC-Brushless (à droite) [14]

En pratique, le courant d'alimentation et la tension induite de mouvement du moteur DC-Brushless ne sont pas parfaitement carrés. Il en résulte une ondulation de couple. Ce problème est réduit avec le moteur AC-Brushless, car il est plus aisé d'obtenir des courants sinusoïdaux. La conception d'un moteur AC-Brushless permet donc de diminuer l'ondulation de couple, quand bien même elle n'est pas uniquement provoquée par l'allure du courant. De plus, l'utilisation d'un moteur AC-Brushless est particulièrement bien adaptée, lorsque la mesure de la position du rotor est réalisée au moyen d'un resolver. Par conséquent, un moteur synchrone à aimants permanents AC-Brushless sera utilisé pour la motorisation du BWS.

3.5 Influence du diamètre et de la longueur active du moteur

Il est intéressant d'analyser l'influence de la longueur active l et du diamètre extérieur D_e du rotor d'un moteur sur le couple et sur l'accélération angulaire.

Les variables utilisées pour les dimensions et la densité de force du rotor du moteur sont les suivantes :

- Longueur active du rotor : l [m]
- Diamètre extérieur du rotor : D_e [m]
- Diamètre intérieur du rotor : D_i [m]
- Epaisseur du rotor : e_r [m]
- Densité de force moyenne : ρ_F [N/m²]

Ces grandeurs sont illustrées à la figure 3.4.

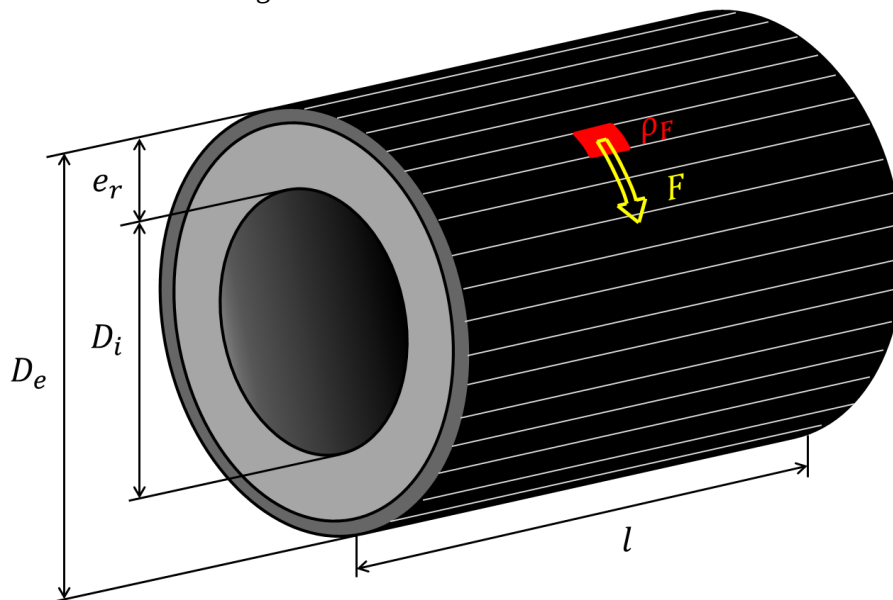


figure 3.4 : Dimensions et densité de force du rotor

En supposant une force tangente F , appliquée sur la surface du rotor, l'amplitude du couple T exercé par rapport à l'axe est donnée par la relation [16] :

$$T = F \cdot \frac{D_e}{2} \text{ [Nm]} \quad (3.2)$$

La densité de force moyenne ρ_F qui représente un ensemble de forces tangentielles agissant sur la surface du rotor S est quant à elle définie par la relation [16] :

$$\rho_F = \frac{F}{S} = \frac{F}{\pi \cdot D_e \cdot l} \left[\frac{\text{N}}{\text{m}^2} \right] \quad (3.3)$$

Finalement, en regroupant les relations (3.2) et (3.3), le couple s'écrit :

$$T = \frac{1}{2} \cdot \rho_F \cdot \pi \cdot D_e^2 \cdot l \text{ [Nm]} \quad (3.4)$$

Le couple est donc proportionnel à la longueur active, alors qu'il augmente avec le carré du diamètre rotorique. Donc, si le but est de réaliser un moteur avec un couple élevé, il est préférable d'augmenter le diamètre du rotor plutôt que sa longueur. Toutefois, l'augmentation du diamètre provoque également une augmentation du moment d'inertie du rotor.

Le rotor peut être simplifié par un cylindre creux de masse M_{rotor} , de masse volumique ρ_{rotor} , de rayon extérieur $R_e = D_e/2$ et de rayon intérieur $R_i = D_i/2$ dont le moment d'inertie est donné par la relation :

$$J_{rotor} = \frac{1}{2} \cdot M_{rotor} \cdot (R_i^2 + R_e^2) [kg \cdot m^2] \quad (3.5)$$

avec :

$$M_{rotor} = \rho_{rotor} \cdot \pi \cdot l \cdot (R_e^2 - R_i^2) [kg] \quad (3.6)$$

Finalement, en regroupant les relations (3.5) et (3.6), le moment d'inertie du rotor s'écrit :

$$J_{rotor} = \frac{1}{2} \cdot \rho_{rotor} \cdot \pi \cdot l \cdot (R_e^4 - R_i^4) [kg \cdot m^2] \quad (3.7)$$

Le moment d'inertie augmente proportionnellement avec la longueur active, alors qu'il augmente avec le rayon à la puissance 4. Il est donc préférable d'augmenter la longueur du rotor, afin de ne pas trop augmenter le moment d'inertie du rotor. De plus, un rotor de faible épaisseur est à privilégier.

Maintenant que le couple et le moment d'inertie du rotor sont connus, il ne reste plus qu'à déterminer l'accélération angulaire en fonction de ces deux paramètres. En partant de l'équation de mouvement [16] :

$$J_{tot} \cdot \alpha = T - T_{rés} [Nm] \quad (3.8)$$

L'accélération angulaire s'écrit simplement :

$$\alpha = \frac{T - T_{rés}}{J_{tot}} = \frac{T - T_{rés}}{J_{rotor} + J_{ch}} \left[\frac{rad}{s^2} \right] \quad (3.9)$$

Le moment d'inertie total J_{tot} est l'addition du moment d'inertie du rotor J_{rotor} et de celui de la charge J_{ch} , donné par les différents composants du BWS (fourche, arbre, resolver, roulements...).

En rassemblant les relations (3.4) ; (3.7) et (3.9), il vient :

$$\alpha = \frac{\frac{1}{2} \cdot \rho_F \cdot \pi \cdot D_e^2 \cdot l - T_{rés}}{\frac{1}{2} \cdot \rho_{rotor} \cdot \pi \cdot l \cdot \left(\left(\frac{D_e}{2} \right)^4 - \left(\frac{D_i}{2} \right)^4 \right) + J_{ch}} \left[\frac{rad}{s^2} \right] \quad (3.10)$$

La relation (3.10) permet de bien mettre en évidence l'influence de la longueur active et du diamètre intérieur et extérieur du rotor sur l'accélération angulaire du moteur. Pour obtenir une accélération angulaire élevée, il faut donc privilégier un rotor de faible épaisseur. De plus, comme il sera montré plus en détail lors du dimensionnement du rotor, les gros diamètres rotoriques ne sont pas adaptés pour de fortes accélérations angulaires. En revanche, une fois le diamètre optimal déterminé, il est encore possible d'augmenter l'accélération angulaire en agrandissant la longueur active du moteur.

Ces constatations permettent de simplifier la recherche des moteurs disponibles sur le marché, en se focalisant sur des moteurs possédant une grande longueur active et un rotor avec un diamètre extérieur relativement faible.

4 Moteurs disponibles sur le marché

Une recherche sur le marché de moteurs synchrones à aimants permanents susceptibles de fournir une accélération de 40'000 [rad/s²] a été réalisée. Les variantes de moteur avec un nombre de pôles important et un rotor creux sont couramment appelées moteur couple (torque motor) par les fabricants. Un exemple est représenté à la figure 4.1.

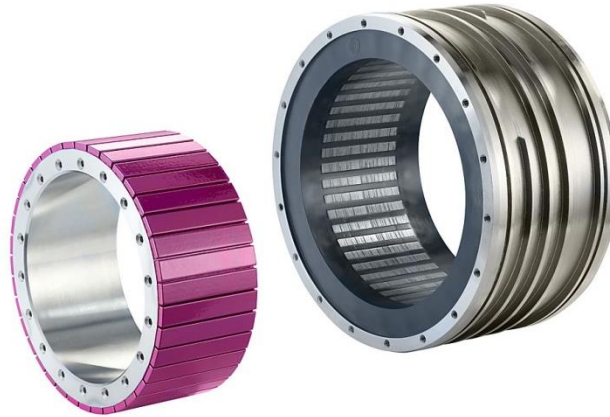


figure 4.1 : Exemple de moteur couple [38]

La liste des moteurs trouvés figure en annexe 3 sous forme de trois tableaux, rassemblant les données les plus importantes. Toutes les informations, à l'exception de l'accélération angulaire maximale et de la densité de force moyenne, proviennent des « datasheet » des fabricants.

L'accélération angulaire maximale a été calculée à partir de la relation :

$$\alpha_{max} = \frac{T_{max} - T_{rés}}{J_{rotor} + J_{ch}} = \frac{T_{max}}{J_{rotor} + 7 \cdot 10^{-4}} \left[\frac{rad}{s^2} \right] \quad (4.1)$$

avec :

$$T_{rés} = 0 [Nm]$$

Le couple résistif peut être considéré nul car les pertes par frottement et ventilation sont faibles.

$$J_{ch} = 7 \cdot 10^{-4} [kg \cdot m^2]$$

La valeur du moment d'inertie de la charge du moteur du BWS est fournie par le CERN [1].

Quant à la densité de force moyenne, elle est calculée à partir de la relation :

$$\rho_F = \frac{2 \cdot T_{max}}{\pi \cdot D_e^2 \cdot l} [N/m^2] \quad (4.2)$$

Sur toute la liste, seuls sept moteurs sont capables de fournir une accélération angulaire supérieure à 40'000 [rad/s²]. Parmi eux, les cinq moteurs de la marque « Danaher motion » semblent avoir un couple maximum surévalué. En effet, ils possèdent une densité de force moyenne supérieure à 13 [N/cm²], ce qui est nettement plus important que pour les autres moteurs de la liste.

Il ne reste donc plus que deux modèles de moteurs capables de fournir une accélération suffisante, à savoir, le 145STK6M et le 145STK8M de chez « Alxion ». Toutefois, leurs masses, supérieures à 14 [kg], sont conséquentes.

Malgré une accélération angulaire inférieure à 40'000 [rad/s²], le moteur TK85-140-01 de chez « Phase automation » semble posséder des dimensions intéressantes. En effet, son rotor a une longueur active importante et un diamètre pas trop grand. De plus, sa densité de force moyenne semble sous-

évaluée. Cela peut provenir du couple utilisé pour le calcul de l'accélération. En effet, le fabricant donne deux valeurs de couple. Un couple maximum de 53 [Nm] (utilisé pour le calcul des valeurs figurant dans la liste des moteurs en annexe 3) et un couple critique pour le contrôle du flux de 64 [Nm]. Si ce dernier est utilisé pour les calculs, il vient une accélération angulaire maximale de $41'558 \text{ [rad/s}^2\text{]}$ et une densité de force moyenne de $8.77 \text{ [N/cm}^2\text{]}$. A noter que cette dernière valeur est dans la moyenne de celles des moteurs trouvés sur le marché. De plus, le moteur est relativement peu encombrant et sa masse de 3.46 [kg] le situe parmi les plus légers de la liste.

Les caractéristiques des deux moteurs qui répondent le mieux aux exigences figurent dans le tableau 4.1.

Marque	Alxion	Phase automation
Modèle	145STK6M	TK85-140-01
$l_{\text{rotor}} \text{ [mm]}$	194.0	140.0
$l_{\text{totale}} \text{ [mm]}$	227.0	172.0
$D_{\text{ext. stator}} \text{ [mm]}$	145.0	85.0
$D_{\text{int. stator}} \text{ [mm]}$	78.5	58.6
$D_{\text{ext. rotor}} \text{ [mm]}$	77.5	57.6
$D_{\text{int. rotor}} \text{ [mm]}$	56.0	44.0
$e_{\text{rotor}} \text{ [mm]}$	10.75	6.80
$e_{\text{entrefer}} \text{ [mm]}$	0.5	0.5
Nb. de pôles	12	10
$T_{\text{max.}} \text{ [Nm]}$	165.00	64.00
$J_{\text{rotor}} \text{ [kg} \cdot \text{m}^2\text{]}$	$3.19 \cdot 10^{-3}$	$8.40 \cdot 10^{-4}$
$\alpha_{\text{max}} \text{ [rad/s}^2\text{]}$	42'416	41'558
$M_{\text{tot.}} \text{ [kg]}$	14.50	3.46
$\rho_F \text{ [N/cm}^2\text{]}$	9.01	8.77
Remarques	Vitesse nominale : 1500 [tr/min]	Accélération au couple max. : 33543 [rad/s ²] Vitesse mécanique max. : 19'100 [tr/min] Vitesse nominale : 6000 [tr/min]

tableau 4.1 : Caractéristiques techniques des deux moteurs les plus adaptés trouvés sur le marché

Bien que ces deux moteurs puissent fournir une accélération angulaire maximale suffisante, ils ne sont pas pour autant utilisables pour le BWS. En effet, leurs aimants permanents sont collés au rotor au moyen de résines, qui ne sont pas utilisables à l'intérieur de la chambre à ultravide. Il est donc possible de modifier le rotor du moteur comme cela a été fait avec celui utilisé actuellement (Parker K500150). Toutefois, cette solution n'est pas optimale.

Une autre solution serait d'aligner axialement deux moteurs standards identiques et d'utiliser la même alimentation. Dans ce cas, le couple maximal et le moment d'inertie du rotor sont doublés et le moment d'inertie de la charge augmente légèrement, car l'axe doit être plus long.

Pour quantifier cette augmentation, le moment d'inertie de la partie de l'axe supportant le rotor est considéré comme un cylindre plein en aluminium de masse M , de longueur l_{cyl} et de rayon R_{cyl} dont la relation est la suivante :

$$J_{\text{cylindre plein}} = \frac{1}{2} \cdot M \cdot R_{\text{cyl}}^2 \text{ [kg} \cdot \text{m}^2\text{]} \quad (4.3)$$

avec :

$$M = \rho_{\text{alu}} \cdot \pi \cdot l_{\text{cyl}} \cdot R_{\text{cyl}}^2 \text{ [kg]} \quad (4.4)$$

Finalement, en regroupant les relations (4.3) et (4.4), le moment d'inertie du cylindre plein s'écrit :

$$J_{\text{cylindre plein}} = \frac{1}{2} \cdot \rho_{\text{alu}} \cdot \pi \cdot l_{\text{cyl}} \cdot R_{\text{cyl}}^4 \text{ [kg} \cdot \text{m}^2] \quad (4.5)$$

avec :

La masse volumique de l'aluminium : $\rho_{\text{alu}} = 2700 \text{ [kg/m}^3]$
 La longueur du cylindre : $l_{\text{cyl}} = 2 \cdot l_{\text{moteur}} \text{ [m]}$
 Le rayon du cylindre : $R_{\text{cyl}} = R_{\text{int. rotor}} \text{ [m]}$

Afin d'obtenir un moment d'inertie de la charge correcte lors de l'utilisation de deux moteurs Parker K500300, la longueur du cylindre en aluminium à ajouter a été calculée de la manière suivante :

$$l_{\text{cyl}} = 2 \cdot l_{\text{totale K500300}} - l_{\text{totale K500150}} \text{ [m]} \quad (4.6)$$

La comparaison des caractéristiques techniques obtenues avec l'utilisation d'un seul ou de deux moteurs Parker K500300 est présentée dans le tableau 4.2.

Marque	Parker	
Modèle	K500300	
Nb de moteurs	1	2
$l_{\text{active}} \text{ [mm]}$	76.2	152.4
$l_{\text{totale}} \text{ [mm]}$	117.2	234.4
$M_{\text{tot.}} \text{ [kg]}$	4.18	8.36
$T_{\text{max.}} \text{ [Nm]}$	46.2	92.4
$J_{\text{charge}} \text{ [kg} \cdot \text{m}^2]$	$7 \cdot 10^{-4}$	$9.8 \cdot 10^{-4}$
$J_{\text{rotor}} \text{ [kg} \cdot \text{m}^2]$	$6.92 \cdot 10^{-4}$	$13.84 \cdot 10^{-4}$
$\alpha_{\text{max}} \text{ [rad/s}^2]$	33°190	39°086

tableau 4.2 : Caractéristiques techniques issues de l'utilisation d'un seul ou de deux moteurs Parker K500300

La mise en série de deux moteurs permet d'augmenter l'accélération angulaire maximale, mais comme le montre la figure 4.2, les bobines des moteurs provoquent une perte de la longueur active utile. Cette longueur perdue provoque également une légère augmentation du moment d'inertie de la charge, car il faut augmenter la longueur de l'arbre. Cette solution n'est donc pas optimale.

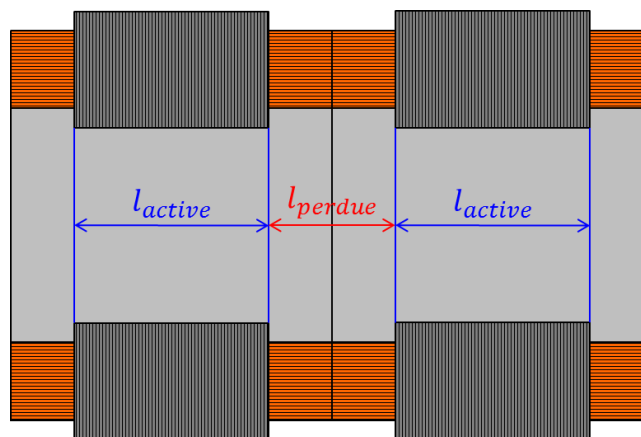


figure 4.2 : Dessin simplifié de la vue de coupe de deux moteurs identiques alignés axialement

L'utilisation d'un moteur disponible sur le marché ou l'utilisation de deux moteurs en série ne sont pas des solutions convaincantes. La conception d'un nouveau moteur qui répond à toutes les exigences est donc la meilleure solution.

5 Conception d'un moteur

Ce chapitre vise à déterminer les dimensions idéales et la topologie la plus adaptée pour le moteur du nouveau BWS. Pour déterminer les dimensions idéales du rotor, un modèle théorique a été réalisé. Quant à la topologie du rotor et celle du stator, elles ont fait l'objet d'une recherche bibliographique.

5.1 Dimensions du rotor

Afin de pouvoir déterminer approximativement les dimensions du rotor, il est possible de réaliser un modèle théorique basé sur la relation (3.10). Pour ce faire, il est nécessaire de décomposer le moment d'inertie de la charge en deux, une fixe et une variable :

$$\alpha = \frac{T - T_{rés}}{J_{rotor} + J_{charge\ variable} + J_{charge\ fixe}} \left[\frac{rad}{s^2} \right] \quad (5.1)$$

La charge fixe prend en compte les roulements, le disque lithographié et son support, les deux fourches, le rotor du resolver, le rotor du verrouillage magnétique et une partie de l'arbre. Quant à la charge variable, elle est composée uniquement de la partie de l'arbre qui varie en fonction de la longueur et du diamètre intérieur du rotor. La figure 5.1 permet de visualiser les divers éléments qui composent la charge.

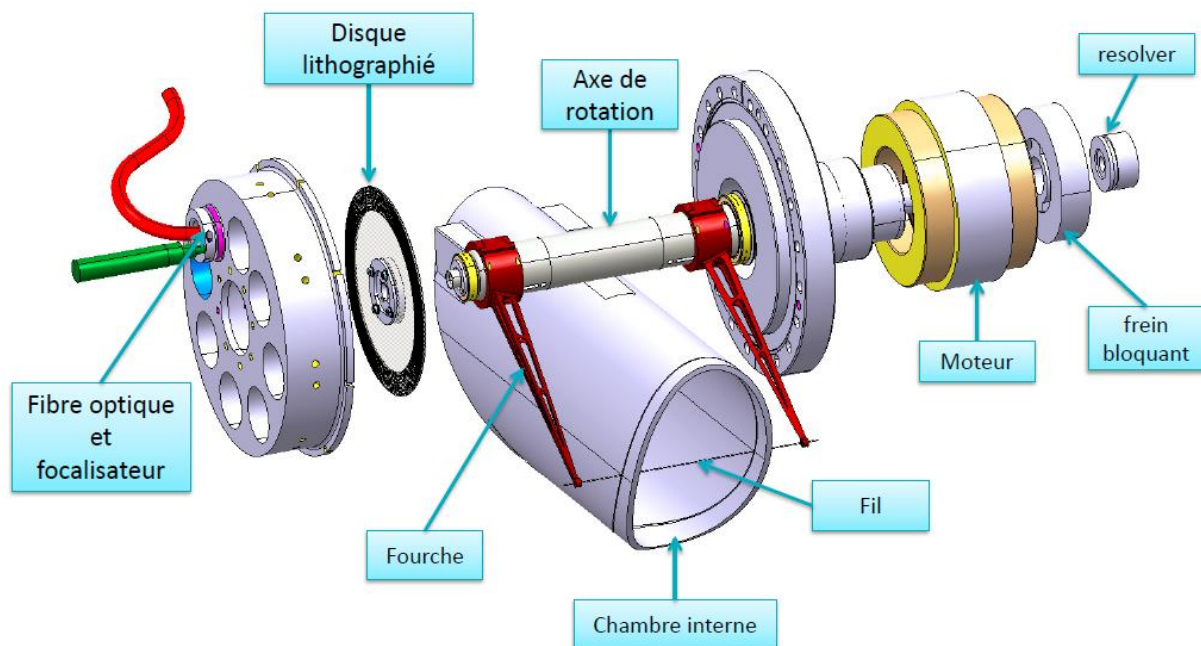


figure 5.1 : Vue en éclaté du BWS [6]

Les moments d'inertie des composants de la charge du BWS ont été fournis par le CERN [1]. Ils sont donnés par le tableau 5.1. A noter que le calcul du moment d'inertie total de la charge a été réalisé pour le pire cas. Soit avec la fourche de 182 [mm] utilisée pour l'accélérateur de particules SPS.

Composants	Moment d'inertie : J [$kg \cdot m^2$]
Roulement 1	$1.96 \cdot 10^{-5}$
Roulement 2	$2.45 \cdot 10^{-6}$
Disque lithographique	$1.45 \cdot 10^{-4}$
Support du disque lithographique	$2.01 \cdot 10^{-5}$
Deux fourches	$1.51 \cdot 10^{-4}$
Resolver	$4.00 \cdot 10^{-6}$
Frein à blocage magnétique	$6.61 \cdot 10^{-5}$
Arbre	$2.91 \cdot 10^{-4}$
Total	$6.9925 \cdot 10^{-4}$

tableau 5.1 : Moments d'inertie des composants de la charge du BWS [1]

Il faut donc soustraire le moment d'inertie de la partie de l'arbre supportant le rotor du moteur, au moment d'inertie total donné par le tableau 5.1. Pour ce faire, le moment d'inertie de la partie de l'arbre supportant le rotor, considéré comme un cylindre plein en aluminium, est calculé à l'aide de la relation (4.5).

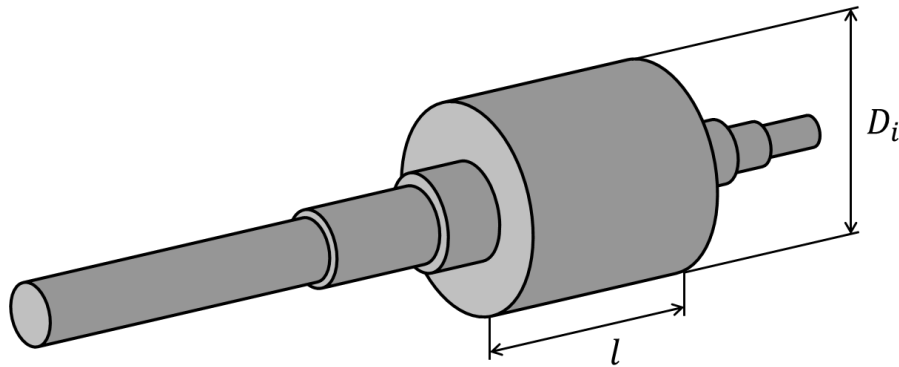


figure 5.2 : Dessin simplifié de l'axe du BWS

Les dimensions du cylindre à soustraire de l'axe du BWS, représenté à la figure 5.2, sont données par la longueur active l et le diamètre intérieur du rotor D_i du moteur actuellement utilisé sur le BWS, le Parker K500150. Le moment d'inertie du cylindre vaut donc :

$$J_{cylindre\ plein} = \left(0.5 \cdot 2700 \cdot \pi \cdot 38.1 \cdot 10^{-3} \cdot \left(\frac{50.8 \cdot 10^{-3}}{2} \right)^4 \right) = 6.725 \cdot 10^{-5} [kg \cdot m^2] \quad (5.2)$$

Le moment d'inertie de la charge fixe s'obtient à partir de la relation suivante :

$$J_{charge\ fixe} = J_{charge\ totale} - J_{cylindre\ plein} [kg \cdot m^2] \quad (5.3)$$

Il vaut donc :

$$J_{charge\ fixe} = 6.9925 \cdot 10^{-4} - 6.725 \cdot 10^{-5} = 6.32 \cdot 10^{-4} [kg \cdot m^2] \quad (5.4)$$

Quant au moment d'inertie de la charge variable, il est obtenu, en fonction de la longueur active du moteur l , du diamètre extérieur du rotor D_e et de l'épaisseur du rotor e_r , par la relation :

$$J_{charge\ variable} = \frac{1}{2} \cdot \rho_{axe} \cdot \pi \cdot l \cdot \left(\frac{D_e}{2} - e_r \right)^4 [kg \cdot m^2] \quad (5.5)$$

Finalement, le moment d'inertie du rotor du moteur est donné par la relation :

$$J_{rotor} = \frac{1}{2} \cdot \rho_{rotor} \cdot \pi \cdot l \cdot \left(\left(\frac{D_e}{2} \right)^4 - \left(\frac{D_e}{2} - e_r \right)^4 \right) [kg \cdot m^2] \quad (5.6)$$

Et le couple maximum est donné par :

$$T_{max} = \frac{1}{2} \cdot \rho_F \cdot \pi \cdot D_e^2 \cdot l [Nm] \quad (5.7)$$

L'accélération angulaire maximale est donc définie par la relation :

$$\alpha_m = \frac{\frac{1}{2} \cdot \rho_F \cdot \pi \cdot D_e^2 \cdot l - T_{rés}}{\left(\frac{1}{2} \cdot \rho_r \cdot \pi \cdot l \cdot \left(\left(\frac{D_e}{2} \right)^4 - \left(\frac{D_e}{2} - e_r \right)^4 \right) \right) + \left(\frac{1}{2} \cdot \rho_a \cdot \pi \cdot l \cdot \left(\frac{D_e}{2} - e_r \right)^4 \right) + J_{c.f.}} \left[\frac{rad}{s^2} \right] \quad (5.8)$$

avec :

Longueur active du moteur :	$l [m]$
Diamètre extérieur du rotor :	$D_e [m]$
Densité de force moyenne :	$\rho_F [N/m^2]$
Couple résistant :	$T_{rés} [Nm]$
Épaisseur du rotor :	$e_r [m]$
Masse volumique du rotor :	$\rho_r [kg/m^3]$
Masse volumique de l'axe :	$\rho_a [kg/m^3]$
Moment d'inertie de la charge fixe :	$J_{c.f.} [kg \cdot m^2]$

La longueur active du moteur l et le diamètre extérieur du rotor D_e sont les deux paramètres variables. Il faut donc donner des valeurs aux autres paramètres. Pour ce faire, un certain nombre d'hypothèses doivent être posées :

$$- \rho_F = 10 \cdot 10^4 [N/m^2]$$

Cette valeur a été obtenue en réalisant la moyenne des densités de force moyenne ρ_F des moteurs trouvés sur le marché (annexe 3). Cette valeur n'étant pas fournie par les fabricants, elle a été calculée à l'aide de la relation suivante :

$$\rho_F = \frac{2 \cdot T_{max}}{\pi \cdot l \cdot D_e^2} [N/m^2] \quad (5.9)$$

$$- T_{rés} = 0 [Nm]$$

Le couple résistif peut être considéré comme étant nul, car les pertes par frottement et ventilation sont faibles.

$$- e_r = 10 [mm]$$

L'épaisseur du rotor est un paramètre beaucoup plus délicat à déterminer précisément. En effet, l'épaisseur des rotors des moteurs trouvés sur le marché varie entre 6.5 [mm] et 14 [mm]. Elle dépend principalement de la topologie du moteur qui sera étudiée dans un chapitre ultérieur. La valeur utilisée a donc été obtenue en réalisant la moyenne des épaisseurs des rotors des moteurs trouvés sur le marché.

$$- \rho_r = 8000 \text{ [kg/m}^3\text{]}$$

Le rotor d'un moteur synchrone à aimants permanents est généralement constitué d'une culasse en acier et d'aimants permanents. Ces derniers peuvent être réalisés à partir de divers matériaux. Toutefois, celui qui répond le mieux aux spécifications du tableau 2.2 est le samarium cobalt. En effet, il possède un champ coercitif de démagnétisation et une température de Curie élevés. La masse volumique de l'acier variant entre 7500 [kg/m³] et 8000 [kg/m³], celle du samarium cobalt entre 8000 [kg/m³] et 8500 [kg/m³], la masse volumique du rotor doit se situer aux environs de 8000 [kg/m³].

$$- \rho_a = 2700 \text{ [kg/m}^3\text{]}$$

L'axe étant en aluminium, sa masse volumique vaut 2700 [kg/m³].

$$- J_{c.f.} = 6.32 \cdot 10^{-4} \text{ [kg} \cdot \text{m}^2\text{]}$$

Le moment de l'inertie de la charge fixe a été calculé précédemment, à partir des valeurs fournies par le CERN.

Dans un premier temps, le modèle de base sera étudié. Après quoi, l'influence sur l'accélération de la variation des divers paramètres sera analysée.

5.1.1 Modèle de base

La relation (5.8) a été introduite dans le logiciel MATLAB afin de pouvoir définir les dimensions du rotor les plus adaptées pour fournir une accélération angulaire maximale de 40'000 [rad/s²]. Les paramètres variables sont la longueur du rotor (équivalent à la longueur active du moteur) variant jusqu'à 250 [mm] par pas de 1 [mm] et le diamètre extérieur du rotor variant de 30 [mm] à 120 [mm] également par pas de 1 [mm]. Ces dimensions ont été choisies en fonction des dimensions des moteurs disponibles sur le marché.

Quatre courbes 3D ont été tracées afin de bien comprendre comment la masse du rotor, le moment d'inertie total de la partie mobile du BWS, le couple maximal et l'accélération angulaire maximale que le moteur peut fournir varient en fonction des dimensions du rotor.

La figure 5.3 représente la masse du rotor, en fonction de la longueur et du diamètre extérieur du rotor, calculée à partir de la relation (5.10) qui est issue de la relation (3.6).

$$M_{rotor} = \rho_{rotor} \cdot \pi \cdot l \cdot \left(\left(\frac{D_e}{2} \right)^2 - \left(\frac{D_e}{2} - e_r \right)^2 \right) \text{ [kg]} \quad (5.10)$$

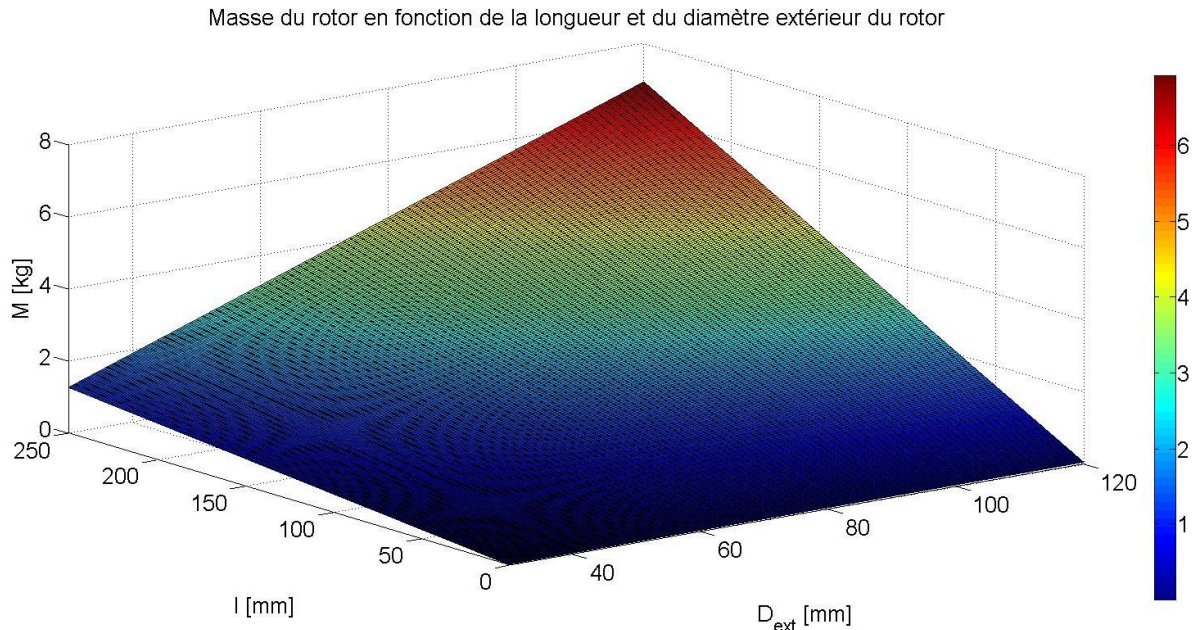


figure 5.3 : Masse du rotor en fonction de la longueur et du diamètre extérieur du rotor

Comme le montre la courbe 3D de la figure 5.3, la masse du rotor varie linéairement avec la longueur et avec le diamètre extérieur du rotor. En effet, la relation (5.10) peut également s'écrire :

$$M_{rotor} = \rho_{rotor} \cdot \pi \cdot l \cdot (D_e \cdot e_r - e_r^2) [kg] \quad (5.11)$$

Comme l'épaisseur du rotor est une valeur fixe, la masse du rotor varie bel et bien de façon linéaire avec la longueur et avec le diamètre extérieur du rotor. Il vaut donc mieux privilégier de faibles dimensions pour ne pas se retrouver avec un rotor trop lourd.

La figure 5.4 représente le moment d'inertie total de la partie mobile du BWS en fonction de la longueur et du diamètre extérieur du rotor calculé à partir de la relation (5.12).

$$J_{tot.} = J_{rotor} + J_{charge\ variable} + J_{charge\ fixe} [kg \cdot m^2] \quad (5.12)$$

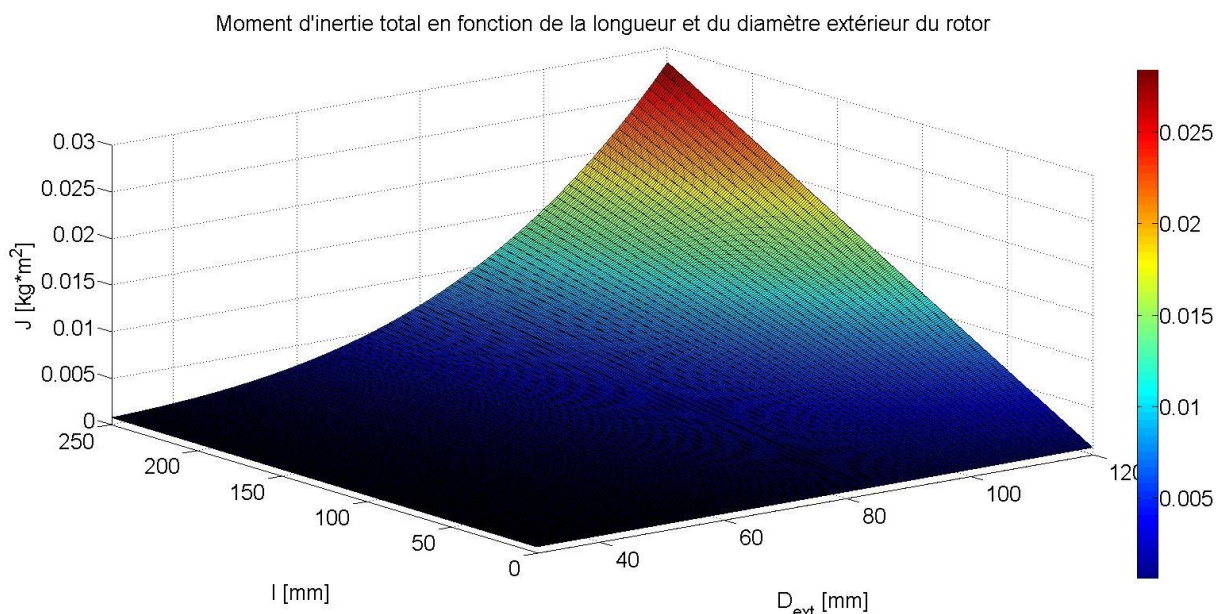


figure 5.4 : Moment d'inertie total en fonction de la longueur et du diamètre extérieur du rotor

La courbe 3D de la figure 5.4 montre que le moment d'inertie total de la partie mobile du BWS varie linéairement avec la longueur du rotor, alors qu'il varie selon une allure qui ressemble à une fonction de puissance supérieure à un en fonction du diamètre extérieur du rotor. En effet, la relation (5.12) peut également s'écrire :

$$J_{tot.} = \frac{1}{2} \cdot \rho_r \cdot \pi \cdot l \cdot \left(\left(\frac{D_e}{2} \right)^4 - \left(\frac{D_e}{2} - e_r \right)^4 \right) + \frac{1}{2} \cdot \rho_a \cdot \pi \cdot l \cdot \left(\frac{D_e}{2} - e_r \right)^4 + J_{c.f.} [kg \cdot m^2] \quad (5.13)$$

Le moment d'inertie de la charge fixe $J_{c.f.}$ provoque un offset qui est visible sur la figure 5.4. Alors que la relation (5.13) permet de bien saisir la variation linéaire du moment d'inertie total avec la longueur du rotor, elle ne permet pas de concevoir aisément la variation provoquée par la modification du diamètre extérieur du rotor.

La courbe 3D du moment d'inertie total de la partie mobile du BWS conduit à favoriser un rotor long avec un diamètre extérieur relativement faible.

La figure 5.5 représente le couple maximal que le moteur peut fournir en fonction de la longueur et du diamètre extérieur du rotor calculé à partir de la relation (3.4).

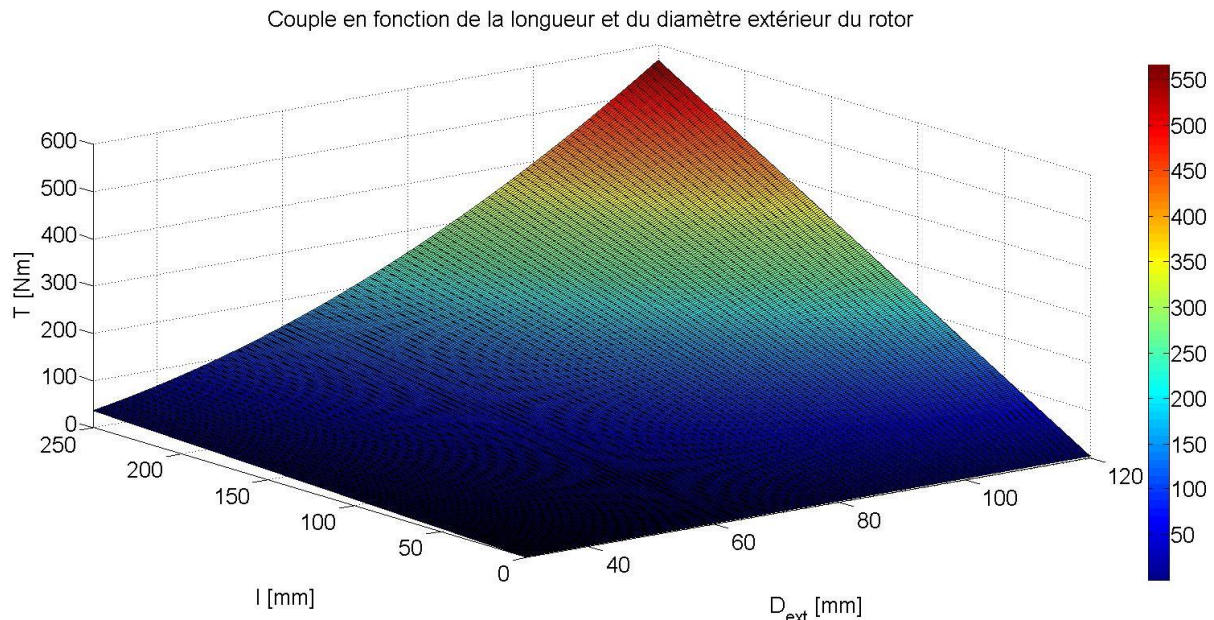


figure 5.5 : Couple maximal en fonction de la longueur et du diamètre extérieur du rotor

La figure 5.5 permet de mettre en évidence la variation linéaire du couple maximum avec la longueur du rotor et la variation au carré du couple maximum avec le diamètre du rotor. Cette constatation peut également se faire directement à partir de la relation (3.4).

Dans le but d'accroître le couple, il est donc préférable d'augmenter le diamètre extérieur du rotor, plutôt que la longueur de celui-ci.

Finalement, l'accélération angulaire maximale que le moteur peut fournir, en fonction de la longueur et du diamètre extérieur du rotor, calculée à partir de la relation (5.8) est représentée à la figure 5.6.

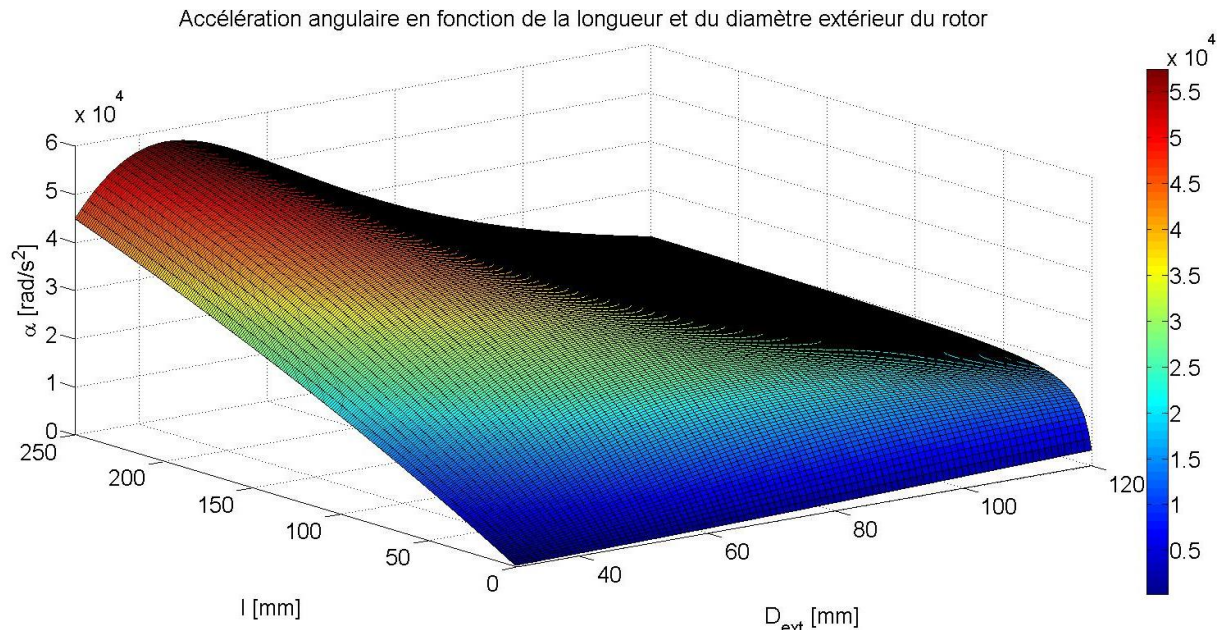


figure 5.6 : Accélération angulaire maximale en fonction de la longueur et du diamètre extérieur du rotor

Contrairement à la relation (5.8), la courbe 3D de la figure 5.6 permet de déterminer immédiatement les dimensions du rotor qui sont susceptibles de pouvoir fournir une accélération angulaire maximale supérieure à $40'000 \text{ [rad/s}^2\text{]}$.

Afin de visualiser de manière plus précise la zone où les dimensions du rotor permettent d'obtenir une accélération angulaire suffisante pour le BWS, la courbe 3D de la figure 5.6 a été réalisée en 2D au moyen de courbes de niveau, comme pour les cartes topographiques. Les lignes rouges représentent l'accélération angulaire maximale et les lignes bleues le couple maximal, issu de la figure 5.5, en fonction de la longueur et du diamètre extérieur du rotor. La courbe de niveau qui illustre une accélération angulaire maximale de $40'000 \text{ [rad/s}^2\text{]}$ est représentée par une ligne rouge plus épaisse. Le résultat ainsi obtenu est illustré à la figure 5.7.

Les moteurs issus de la liste des moteurs disponibles sur le marché (annexe 3) ont également été placés sur la figure 5.7 en fonction de la longueur et du diamètre extérieur de leur rotor. Par conséquent, il est possible que le couple maximal et l'accélération angulaire maximale donnée par les courbes de niveau ne correspondent pas parfaitement aux valeurs qui se trouvent dans l'annexe 3.

La figure 5.7 permet de déterminer les dimensions du rotor les plus adaptés au moteur du BWS. En effet, le diamètre extérieur du rotor optimal se situe aux environs de 55 [mm] . Quant à la longueur du rotor, plus elle est grande, plus elle permet d'obtenir une accélération angulaire maximale élevée. Cependant, pour des raisons d'encombrement, une longueur du rotor d'environ 150 [mm] semble plutôt bien adaptée.

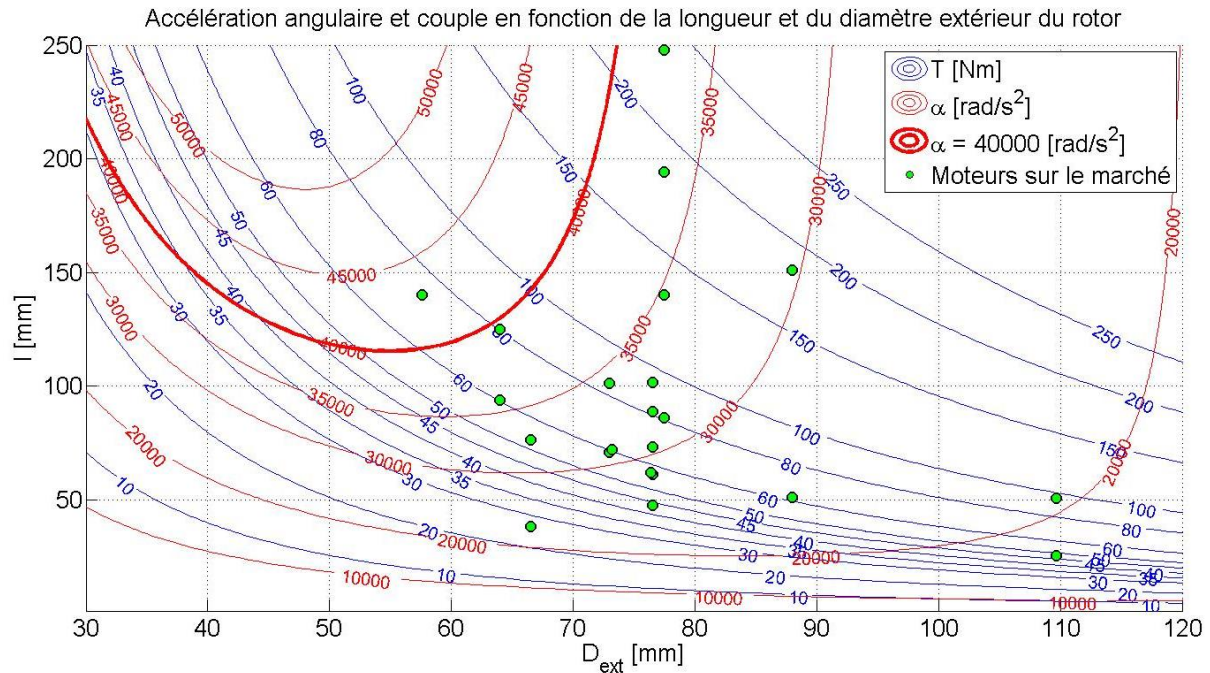


figure 5.7 : Accélération angulaire maximale et couple maximum en fonction de la longueur et du rayon intérieur du rotor (modèle de base)

D'après la figure 5.7, il n'y a qu'un moteur sur le marché qui permette de fournir une accélération angulaire maximale suffisamment élevée. Il s'agit du moteur TK85-140-01 de chez « Phase automation » qui fait partie des deux moteurs, trouvés sur le marché, qui répondent le mieux aux exigences du nouveau BWS. Cette constatation permet de confirmer que le modèle théorique utilisé est plausible.

La figure 5.8 permet de déterminer l'emplacement des moteurs issus de la liste des moteurs disponibles sur le marché (annexe 3) au moyen du numéro qui leur a été attribué en annexe 3.

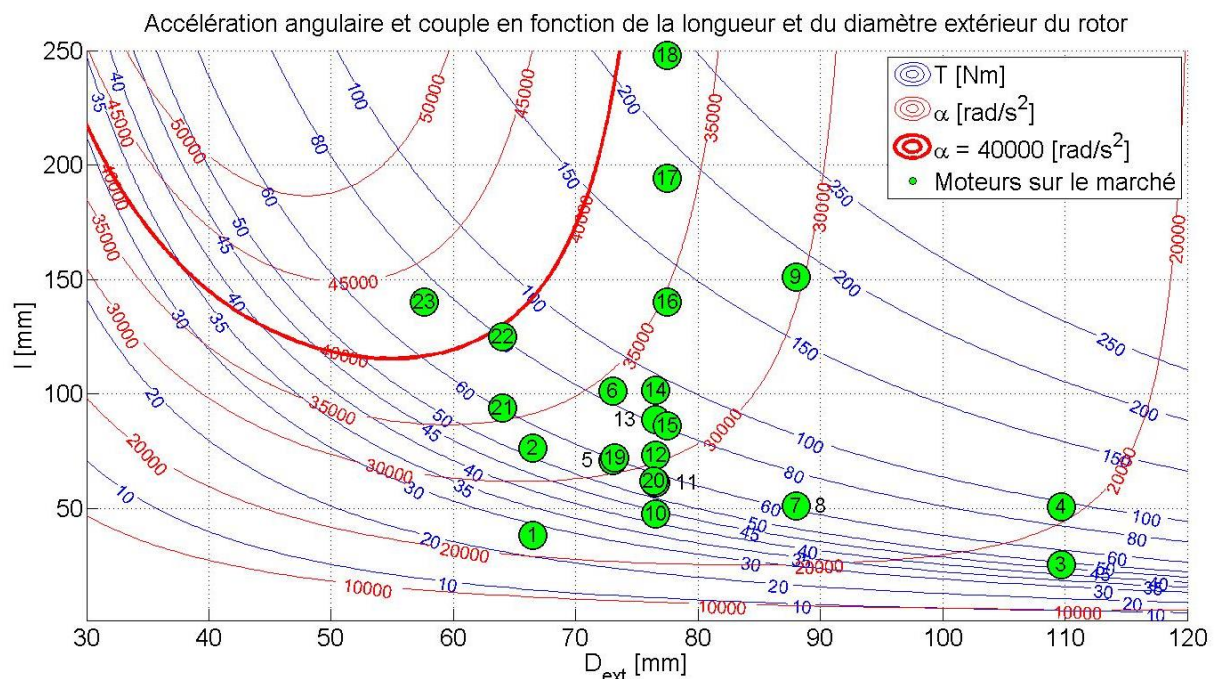


figure 5.8 : Emplacement des moteurs issus de la liste des moteurs disponibles sur le marché (annexe 3)

Il est intéressant de constater qu'une grande partie des moteurs issus de la liste des moteurs disponibles sur le marché (annexe 3) ont des dimensions relativement proches.

Afin de conforter le choix des dimensions du rotor, il convient d'analyser l'influence de diverses grandeurs sur l'accélération angulaire maximale que le moteur peut fournir.

5.1.2 Influence du moment d'inertie de la charge

L'analyse de l'influence du moment d'inertie de la charge sur l'accélération angulaire maximale est particulièrement importante, car il s'agit du paramètre le plus enclin à être modifié.

Dans le cas où il n'y a pas de charge, la relation (5.8) se simplifie :

$$\alpha_{max} = \frac{\rho_F \cdot D_e^2}{\left(\rho_r \cdot \left(\left(\frac{D_e}{2} \right)^4 - \left(\frac{D_e}{2} - e_r \right)^4 \right) \right)} \left[\frac{rad}{s^2} \right] \quad (5.14)$$

L'accélération angulaire maximale ne dépend alors plus de la longueur du rotor. Dans ce cas, le résultat obtenu est représenté à la figure 5.9.

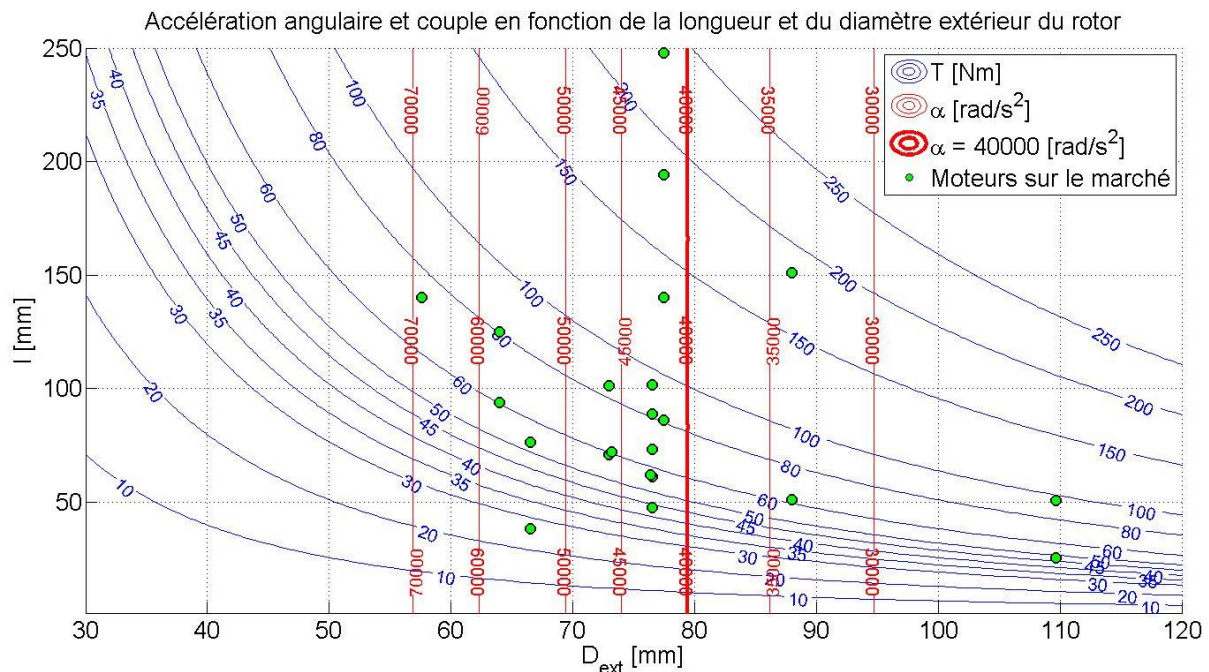


figure 5.9 : Influence d'une diminution du moment d'inertie de la charge ($J_{cf} = 0 \text{ [kg} \cdot \text{m}^2]$)

Dans le cas où il n'y a pas de charge, l'accélération angulaire maximale est limitée par le moment d'inertie du rotor. Par conséquent, un moteur dont le diamètre extérieur du rotor est supérieur à 80 [mm] ne peut en aucun cas fournir une accélération angulaire supérieure ou égale à 40'000 [rad/s²].

Il est également intéressant d'analyser l'influence d'une augmentation du moment d'inertie de la charge. Pour ce faire, le moment d'inertie de la charge fixe est augmenté à $10 \cdot 10^{-4} \text{ [kg} \cdot \text{m}^2]$. Le résultat ainsi obtenu est illustré à la figure 5.10.

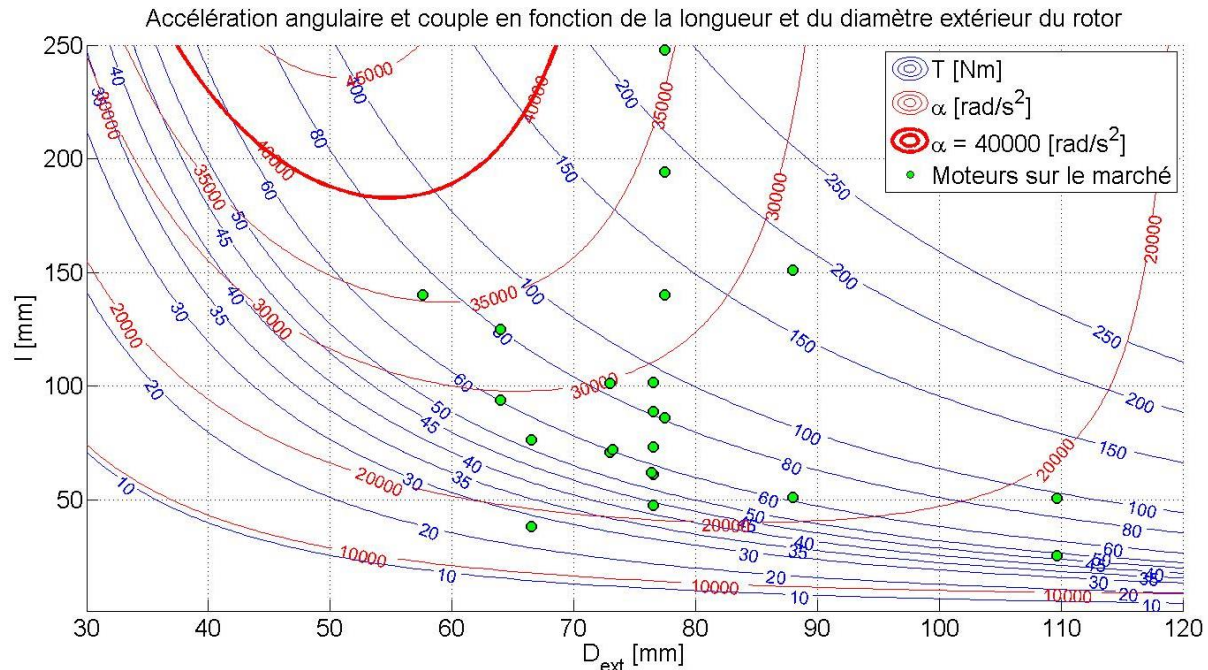


figure 5.10 : Influence d'une augmentation du moment d'inertie de la charge ($J_{c.f.} = 10 \cdot 10^{-4} [kg \cdot m^2]$)

Une augmentation du moment d'inertie de la charge influence fortement l'accélération angulaire maximale. En effet, dans le cas où la charge fixe vaut $10 \cdot 10^{-4} [kg \cdot m^2]$, un moteur possédant un rotor d'une longueur inférieure à 180 [mm] ne peut pas fournir une accélération angulaire suffisante pour le BWS. En revanche, le diamètre extérieur du rotor optimal reste le même.

Dans ce cas, il n'y a aucun moteur issu de la liste des moteurs disponibles sur le marché (annexe 3) qui permet de fournir une accélération angulaire maximale suffisamment élevée.

5.1.3 Influence de l'épaisseur du rotor

L'épaisseur du rotor est également un paramètre qui peut passablement varier, notamment en fonction de la topologie du rotor. Le résultat obtenu en diminuant l'épaisseur du rotor à 6.5 [mm] est représenté à la figure 5.11. Cette valeur correspond à l'épaisseur du rotor le plus fin de la liste des moteurs disponibles sur le marché (annexe 3).

La figure 5.11 permet de constater que la diminution de l'épaisseur du rotor modifie relativement peu l'accélération angulaire. Dans ce cas, quatre moteurs sur le marché sont capables de fournir une accélération angulaire maximale suffisante, à savoir :

- TK85-140-01 de « Phase automation » ;
- 145STK6M de « Alxion » ;
- 145STK8M de « Alxion » ;
- KBM-25X04-X de « Kollmorgen ».

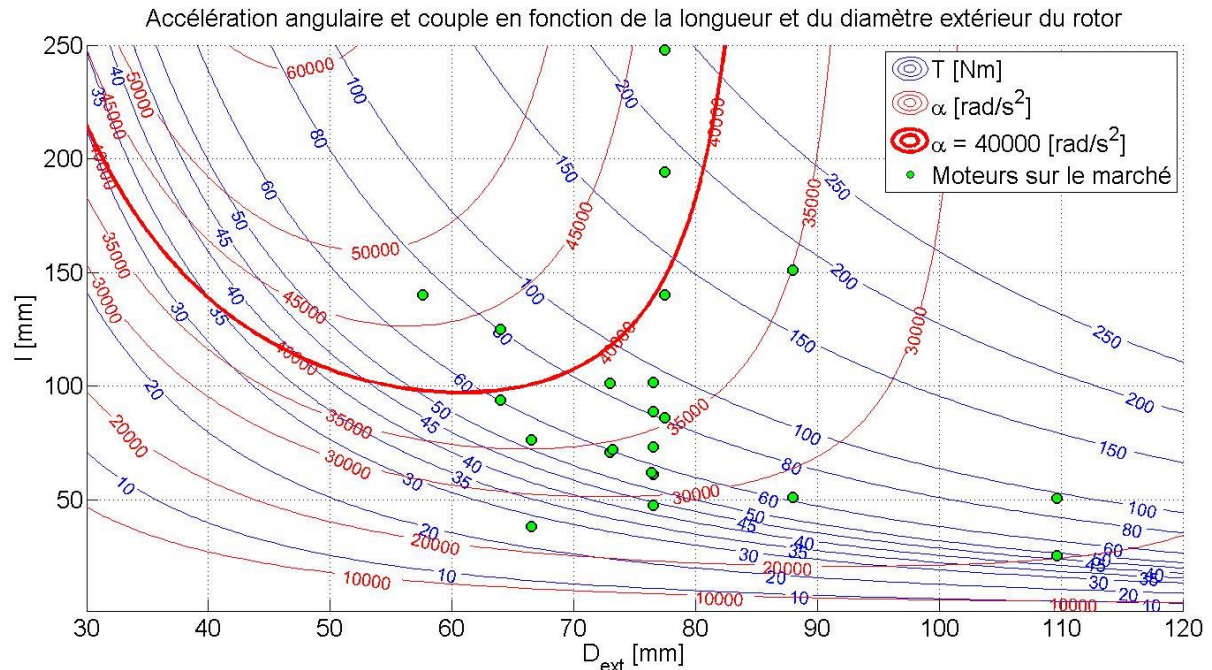


figure 5.11 : Influence d'une diminution de l'épaisseur du rotor ($e_r = 6.5$ [mm])

Quant au résultat obtenu en augmentant l'épaisseur du rotor à 14 [mm], il est représenté à la figure 5.12. Cette valeur correspond à l'épaisseur du rotor le plus épais de la liste des moteurs disponibles sur le marché (annexe 3).

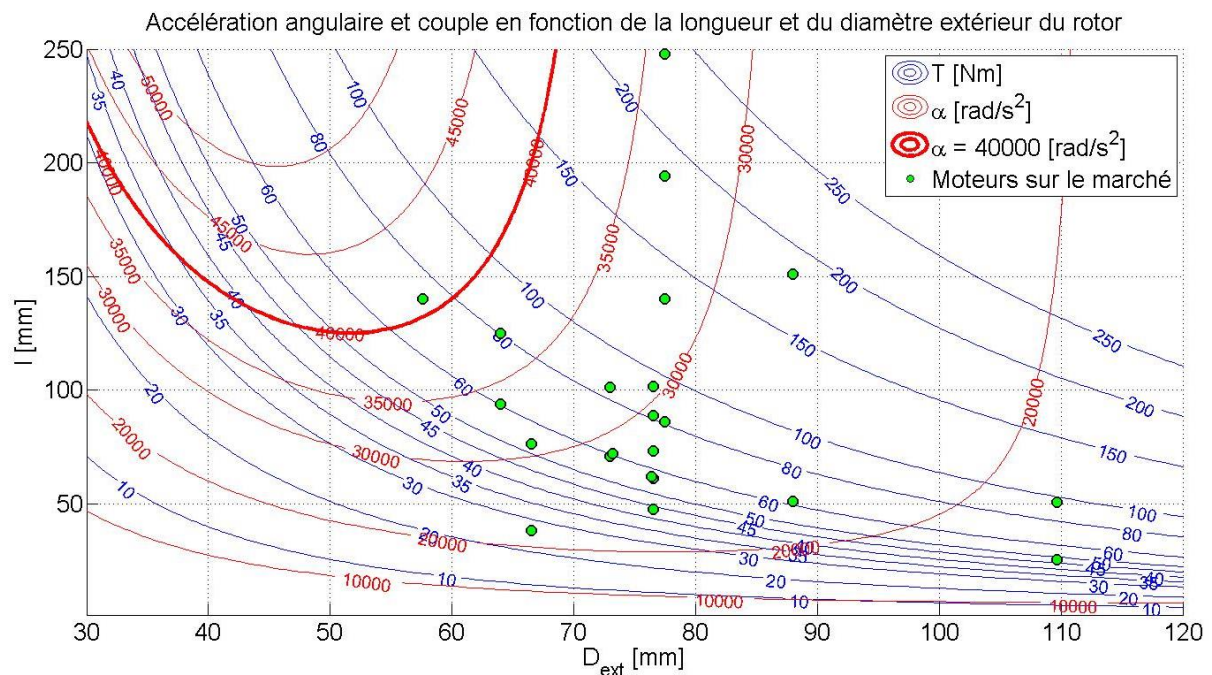


figure 5.12 : Influence d'une augmentation de l'épaisseur du rotor ($e_r = 14$ [mm])

La figure 5.12 permet de constater que, comme pour la diminution de l'épaisseur du rotor, son augmentation ne modifie pratiquement pas l'accélération angulaire.

5.1.4 Influence du couple résistant

Le couple résistant, provoqué principalement par les frottements, tend à réduire le couple, et par conséquent, l'accélération angulaire que peut fournir le moteur. De ce fait, il est intéressant d'étudier son influence sur ces deux paramètres. Pour ce faire, un couple résistant de 5 [Nm] a été ajouté. Le résultat obtenu est représenté à la figure 5.13.

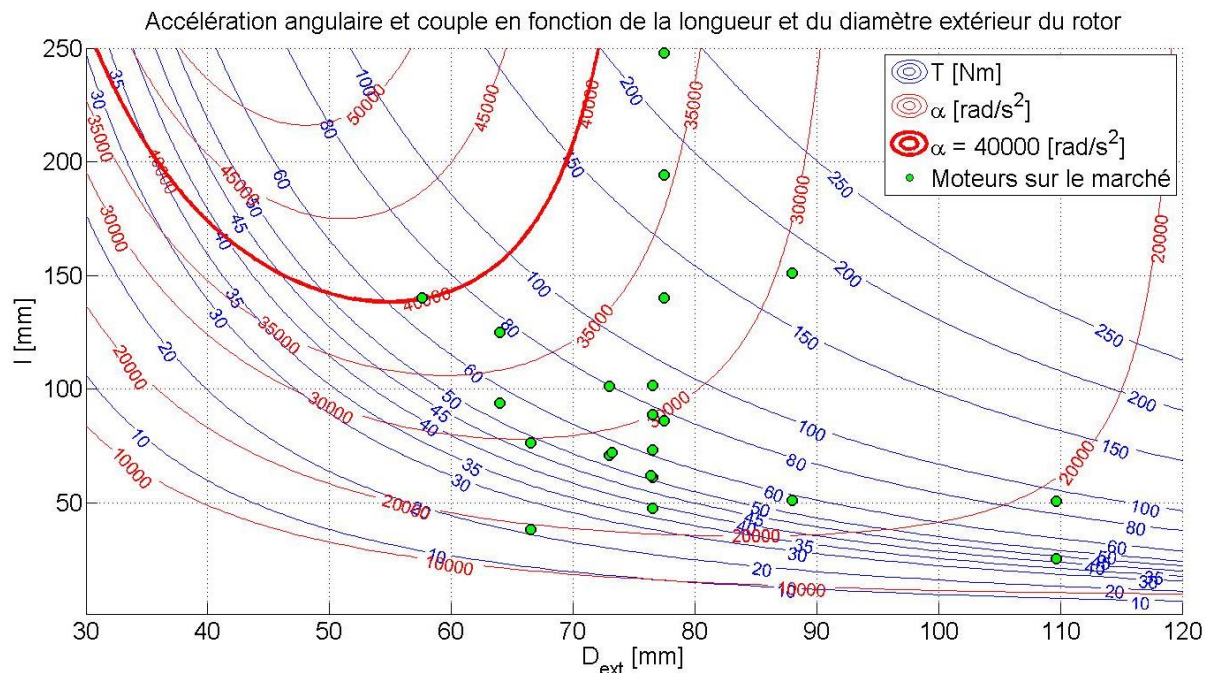


figure 5.13 : Influence de l'ajout d'un couple résistant ($T_{rés} = 5[Nm]$)

La figure 5.13 permet de constater que l'ajout d'un couple résistant de 5 [Nm] influence légèrement l'accélération angulaire maximale. De plus, un couple résistant de 5 [Nm] semble être exagéré. En effet, les seuls frottements mécaniques se produisent dans les deux roulements, car, comme le rotor se trouve dans l'ultravide, il n'y a pas de résistance due à l'air. Par contre, des couples résistants peuvent également être provoqués par les appareils de mesure de la position de l'axe du BWS et par le verrouillage magnétique. Toutefois, ils sont en principe dérisoires.

5.1.5 Influence de la densité de force moyenne

Le dernier paramètre intéressant à analyser est la densité de force. Bien que la plupart du temps une valeur de 10 [N/cm^2] peut être prise par défaut, il convient d'analyser l'influence d'une diminution ou d'une augmentation de la densité de force sur l'accélération angulaire. Pour ce faire, la densité de force a été abaissée, dans un premier temps, à 8 [N/cm^2]. Le résultat ainsi obtenu est illustré à la figure 5.14. Puis, elle a été augmentée à 12 [N/cm^2]. Le résultat obtenu, pour ce second cas, est représenté à la figure 5.15.

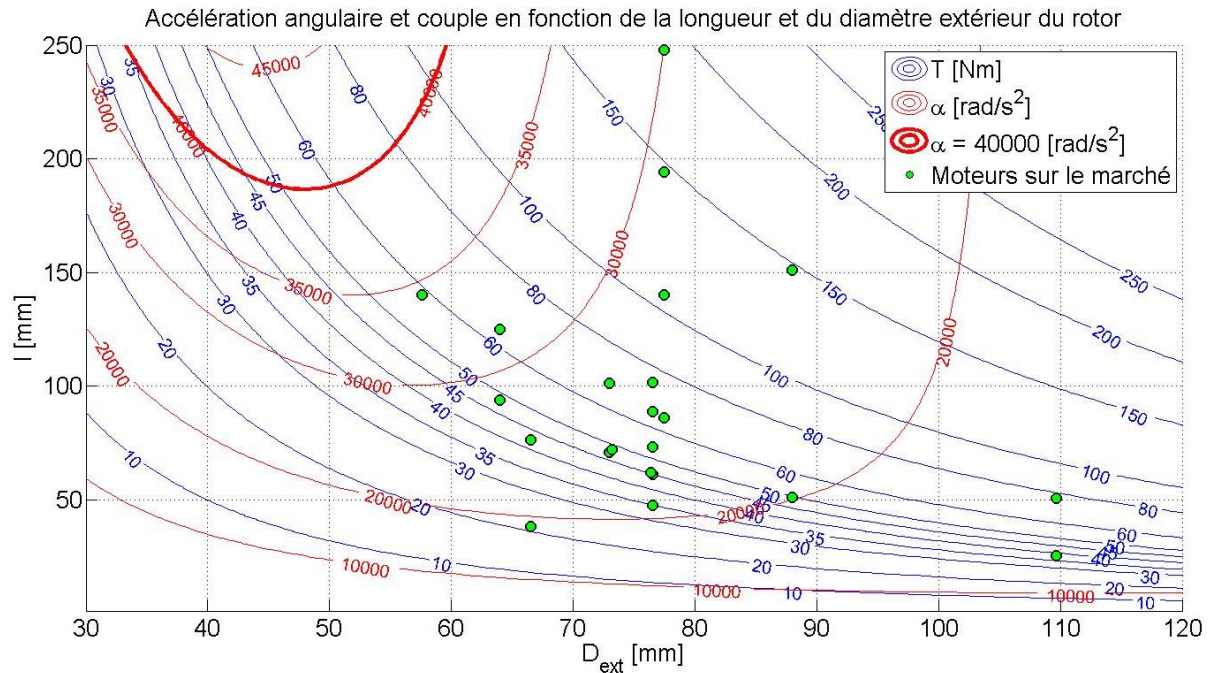


figure 5.14 : Influence d'une diminution de la densité de force moyenne ($\rho_F = 8$ [N/cm²])

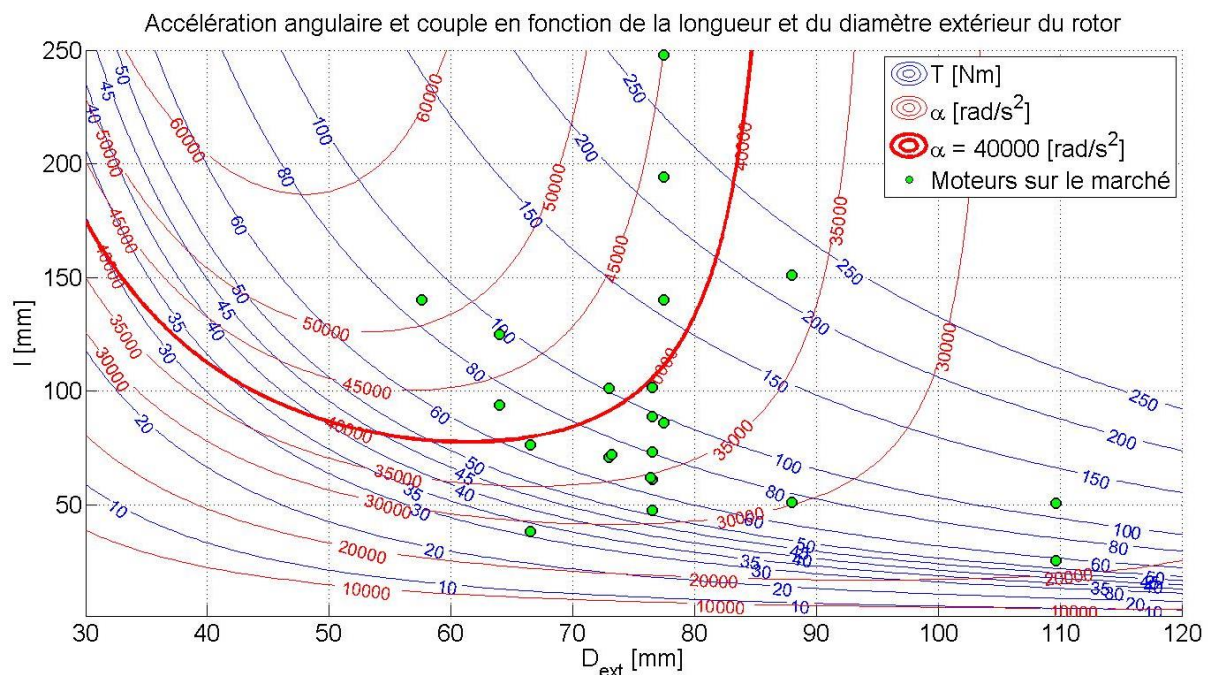


figure 5.15 : Influence d'une augmentation de la densité de force moyenne

La figure 5.14 et la figure 5.15 permettent de constater qu'une diminution ou une augmentation de la densité de force moyenne influence passablement l'accélération angulaire que peut fournir le moteur.

5.1.6 Résumé des dimensions du rotor

L'analyse du modèle de base et de l'influence des différents paramètres sur l'accélération angulaire que peut fournir le moteur permet de déterminer les dimensions les plus appropriées pour le rotor du moteur du BWS. Le choix du diamètre extérieur du rotor est aisé, car le diamètre optimal n'est pratiquement pas influencé par la modification des différents paramètres analysés. Il se situe toujours aux environs de 55 [mm]. Par conséquent, cette valeur sera utilisée pour la conception du moteur du BWS. Quant au choix de la longueur active du moteur, il s'avère un peu plus complexe, car la longueur active minimale permettant d'atteindre l'accélération maximale souhaitée est passablement influencée par la variation des paramètres analysés. De plus, l'obtention d'une accélération supérieure ou égale à $40'000 \text{ [rad/s}^2\text{]}$ n'est pas le seul critère pour déterminer la longueur active optimale. Il faut également tenir compte de l'encombrement du moteur et des problèmes mécaniques, comme les vibrations et les tolérances d'alignement, qui augmentent avec la longueur active du moteur. Par conséquent, le choix d'une longueur active de 150 [mm] est un bon compromis. D'autre part, il faut privilégier un rotor de faible épaisseur lors du choix de la topologie du moteur. Les principales dimensions choisies pour la conception du moteur du BWS sont résumées dans le tableau 5.2.

Description	Symbole	Valeur	Unité
Longueur du rotor (longueur active)	l_{active}	150	[mm]
Diamètre extérieur du rotor	$D_{ext. \text{ rotor}}$	55	[mm]

tableau 5.2 : Dimensions principales du rotor choisies pour la conception du moteur du BWS

A noter que l'augmentation de la longueur du moteur pose problème pour les BWS utilisés sur l'accélérateur de particules PSB, car l'espace pour leur mise en place est restreint. Toutefois, comme l'accélération angulaire maximale exigée pour cet accélérateur est plus faible que pour le LHC, la longueur du moteur peut être réduite. Par conséquent, le moteur sera proposé pour différentes longueurs actives.

5.2 Topologie du rotor

A présent que les dimensions principales du rotor sont connues, il convient de sélectionner une topologie de rotor qui peut satisfaire toutes les spécifications du BWS. Pour ce faire, un état de l'art a été réalisé. Diverses topologies de rotor sont illustrées à la figure 5.16. Elles sont définies par la position de leurs aimants permanents :

- Aimants montés en surface (SPM) ;
- Aimants encastrés en surface ;
- Aimants montés en surface, sous des sabots polaires (« pole shoes ») ;
- Aimants tangentiels encastrés ;
- Aimants radiaux encastrés ;
- Aimants encastrés inclinés en V ;
- Construction laminée axialement (pour moteurs synchrones à réluctance assistée d'aimants permanents).

Cette liste n'est bien évidemment pas exhaustive. Il existe une multitude d'autres topologies plus originales les unes que les autres. Toutefois, la topologie de rotor la plus utilisée pour les moteurs synchrones à aimants permanents est celle où les aimants sont montés en surface (SPM).

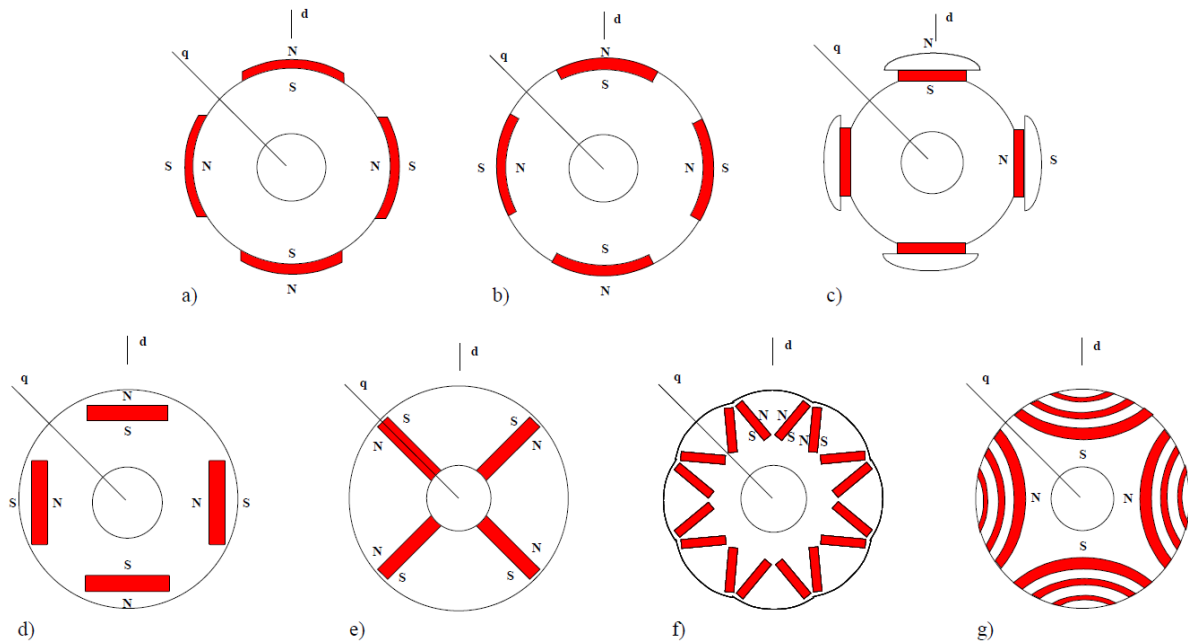


figure 5.16 : Diverses topologies de rotor de machines synchrones à aimants permanents [27]

Il faut à présent déterminer la topologie la plus adaptée pour le rotor du moteur du BWS. Cette topologie doit respecter les contraintes suivantes :

- Pas de résines pour fixer les aimants permanents ;
- Pas de tôles feuilletées isolées au moyen de vernis ;
- Rotor de faible épaisseur.

De plus, étant donné que la longueur active du moteur est importante, il est préférable d'utiliser une culasse de rotor monobloc pour des raisons mécaniques. Par conséquent, toutes les topologies possédant des aimants permanents à l'intérieur du rotor sont à exclure (d, e, f). Quant à celles qui possèdent les aimants permanents en surface, elles sont, en principe, incompatible avec le vide, car leurs aimants sont fixés au moyen de résines.

Afin d'éviter l'usage de résines, il est possible de recourir à un système mécanique de fixation. Une solution consiste à glisser des aimants permanents trapézoïdaux dans des encoches et à les maintenir en place au moyen de deux flasques fixées aux extrémités du rotor. Deux variantes ont été représentées en vue de coupe à la figure 5.17. La première (à gauche) possède des aimants trapézoïdaux plats sur le dessus, alors que ceux de la seconde (à droite) sont arrondis.

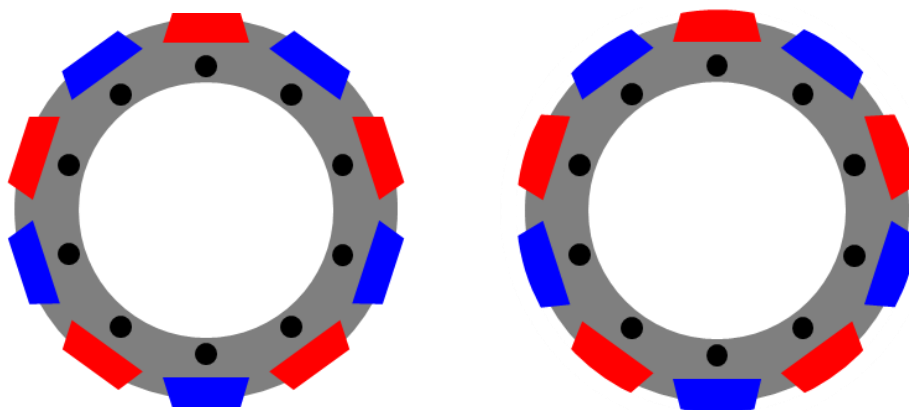


figure 5.17 : Rotor avec aimants trapézoïdaux et avec des aimants trapézoïdaux arrondis

Une autre technique de fixation proposée notamment par la société E+A [39] consiste à maintenir en place des aimants rectangulaires au moyen d'une enveloppe métallique. Un exemple de rotor fabriqué de la sorte est illustré à la figure 5.18.

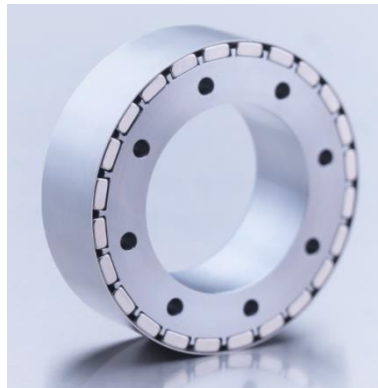


figure 5.18 : Rotor avec des aimants rectangulaires et une enveloppe métallique [39]

Cette solution a l'avantage d'utiliser des aimants dont la forme est simple à réaliser. Par contre, l'enveloppe en métal amagnétique provoque une augmentation de la distance entre les aimants permanents et les bobines.

Afin de déterminer la topologie de rotor la plus adaptée au moteur du BWS, il a été décidé de simuler trois variantes de rotor, à savoir :

- Rotor avec des aimants trapézoïdaux ;
- Rotor avec des aimants trapézoïdaux arrondis ;
- Rotor avec des aimants rectangulaires et une enveloppe métallique.

5.3 Topologie du stator

Il faut encore sélectionner la topologie de stator la plus adaptée au BWS. Ce choix est toutefois nettement plus simple que pour le rotor. En effet, un stator standard peut être utilisé, car il ne se situe pas dans l'ultravide. Diverses topologies de stator sont représentées à la figure 5.19, avec de gauche à droite :

- Stator avec des encoches et un bobinage réparti ;
- Stator avec des encoches et un bobinage concentrique une dent sur deux (« alternate ») ;
- Stator avec des encoches et un bobinage concentrique sur chaque dent (« all teeth ») ;
- Stator sans encoches (« slotless ») et avec un bobinage réparti.

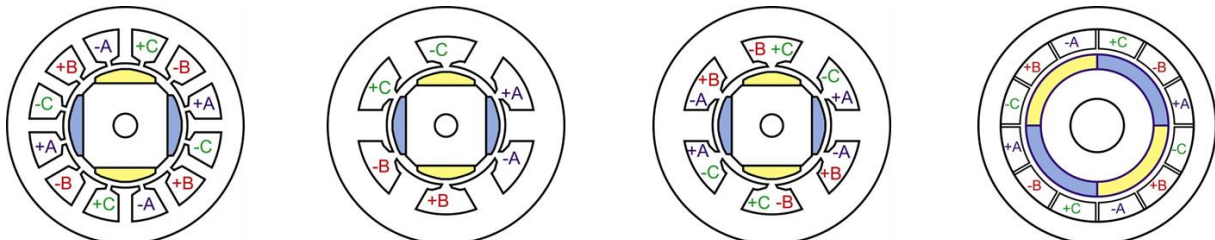


figure 5.19 : Diverses topologies de stator de machines synchrones à aimants permanents [14]

L'utilisation d'un stator avec des encoches est mieux adaptée au moteur du BWS, car il permet de réduire la largeur de l'entrefer, et donc d'obtenir un couple plus élevé. Le type de bobinage sera quant à lui sélectionné au chapitre suivant.

6 Simulation électromagnétique du moteur du BWS

Ce chapitre a pour but de déterminer et d'analyser les principales caractéristiques électromagnétiques des trois variantes de moteur afin de pouvoir réaliser leurs fiches techniques. Pour ce faire, la géométrie et les caractéristiques physiques du moteur seront déterminées, puis le maillage du moteur sera réalisé. Finalement, les trois variantes de moteur seront simulées afin de pouvoir déterminer leurs principaux paramètres électromagnétiques.

6.1 Logiciel de simulation Flux2D

Afin de pouvoir simuler les trois variantes de moteur retenues, il convient d'utiliser un programme informatique. Pour ce travail, le logiciel Flux2D (version 11.1) est utilisé. Il s'agit d'un logiciel de conception assistée par ordinateur (CAO), qui repose sur une méthode de calcul par éléments finis.

Avant de pouvoir simuler un moteur, il faut commencer par définir sa géométrie et ses caractéristiques physiques.

6.2 Géométrie, physique et maillage du moteur

Le type de moteur, et les dimensions principales du rotor étant connus, il s'agit à présent de modéliser les trois variantes de rotor sélectionnées qui sont représentées à la figure 6.1. La première variante est réalisée avec des aimants permanents trapézoïdaux. La seconde est similaire à la première, mais les aimants permanents utilisés sont arrondis sur le dessus. Finalement, la troisième variante est composée d'aimants permanents rectangulaires qui sont maintenus en place par une enveloppe.

Les diminutifs, qui seront utilisés tout au long de ce travail, pour les trois variantes sont les suivants :

- AT : rotor avec Aimants Trapézoïdaux ;
- ATA : rotor avec Aimants Trapézoïdaux Arrondis ;
- ARE : rotor avec Aimants Rectangulaires et Enveloppe.

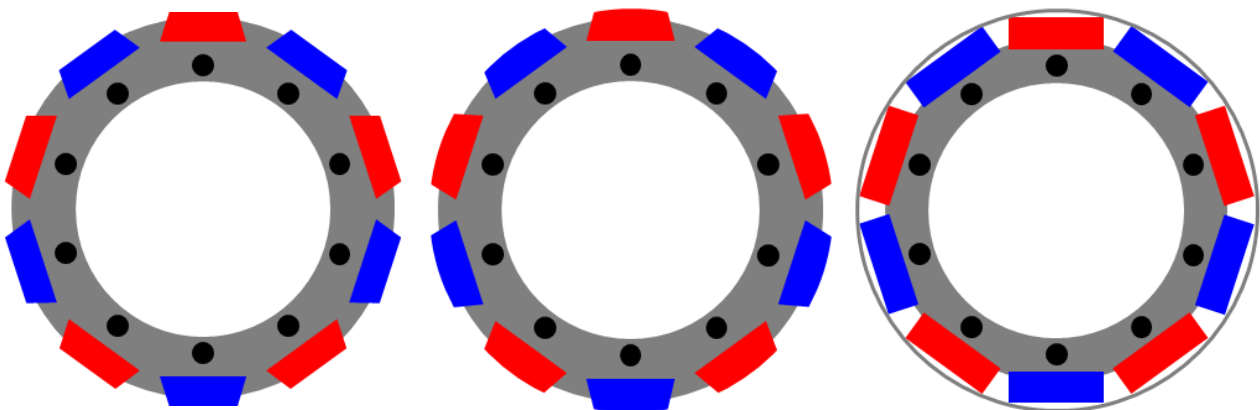


figure 6.1 : Trois variantes de rotor sélectionnées : AT ; ATA ; ARE

6.2.1 Bobinage, nombre de paires de pôles et nombre d'encoches

La première étape de la modélisation consiste à déterminer le nombre de paires de pôles p et le nombre d'encoches Z du moteur. Pour ce faire, un programme dédié spécialement à cette tâche a été utilisé. Il s'agit d'un code Matlab : « winding_table_parameters » réalisé par l'institut IESE de la HEIG-VD.

Avec ce programme, il suffit de sélectionner le type de bobinage et la plage du nombre de paires de pôles et du nombre d'encoches du moteur à analyser, afin d'obtenir un tableau comparatif des différentes variantes de bobinage possibles. Ce tableau permet alors de sélectionner aisément la variante la plus adaptée au moteur du BWS.

6.2.1.1 Types de bobinage [15] [17] [18]

Il existe deux principaux types de bobinage pour les moteurs synchrones à aimants permanents :

- Bobinage réparti : « distributed winding » ;
- Bobinage concentrique : « concentrated winding ».

Pour faire le bon choix, il convient d'analyser les avantages et les inconvénients principaux de chacun de ces bobinages. L'influence du bobinage sur les pertes rotoriques et statoriques ne sera pas prise en compte pour le choix du bobinage, car le moteur est utilisé pour des cycles très brefs (un demi-tour).

Bobinage réparti :

Le bobinage réparti (figure 6.2), aussi appelé imbriqué ou distribué est défini par un nombre d'encoches par pôle et phase supérieur à 1 ($q > 1$).

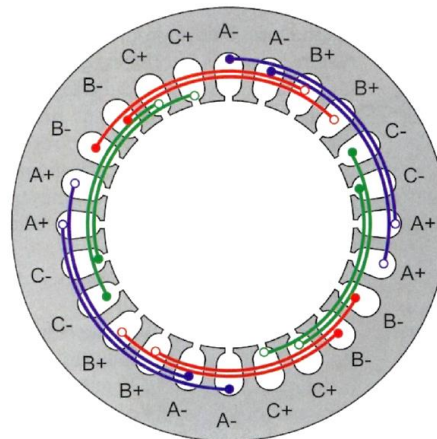


figure 6.2 : Bobinage réparti (24 dents) [17]

Avantages :

- Adapté pour un faible nombre de pôles ;
- Adapté pour de grandes vitesses ;

Inconvénients :

- Peu adapté aux grands nombres de pôles ;
- Difficile à réaliser pour de petites séries.

Bobinage concentrique :

Le bobinage concentrique est couramment utilisé pour la réalisation de moteurs avec un nombre important de pôles, destinés à fournir un couple élevé pour des vitesses relativement faibles. Il est donc particulièrement bien adapté pour les moteurs couples.

Ce type de bobinage est défini par un nombre d'encoches par pôle et phase inférieur à 1 ($q < 1$). Le bobinage concentrique peut être réalisé de deux manières différentes :

- Bobinage concentrique sur chaque dent : « all teeth » ou « double layer » ;
- Bobinage concentrique une dent sur deux : « alternate » ou « single layer ».

Le bobinage concentrique sur chaque dent possède deux bobines par encoche. Il est illustré à la figure 6.3.

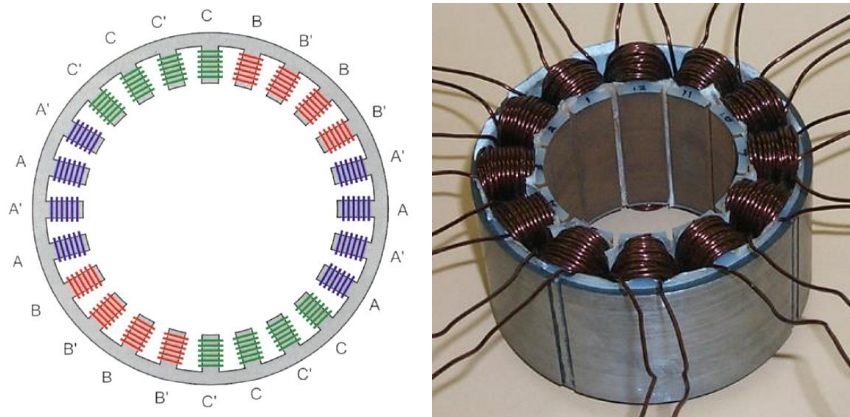


figure 6.3 : Bobinage concentrique sur chaque dent (à gauche : 24 dents [17] ; à droite : 12 dents [18])

Avantages :

- Adapté pour un nombre de pôles élevé ;
- Petites têtes de bobines (encombrement réduit) ;
- Permet un couple élevé pour de faibles vitesses.

Inconvénients :

- Peu adapté pour un faible nombre de pôles ;
- Peu adapté pour de grandes vitesses.

Le bobinage concentrique une dent sur deux possède une bobine par encoche. Il est illustré à la figure 6.4.

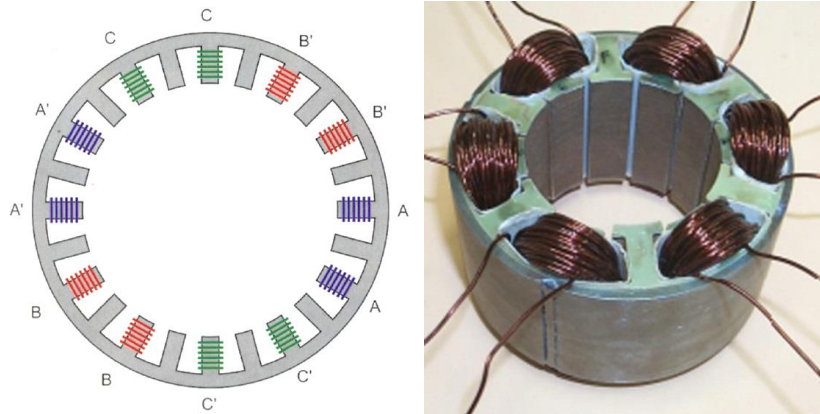


figure 6.4 : Bobinage concentrique une dent sur deux (gauche : 24 dents [17] ; droite : 12 dents [18])

Avantages :

- Plus grande densité de couple que pour le bobinage concentrique sur chaque dent ;
- Bobinage plus aisé à réaliser ;
- Plus grande robustesse (risque de court-circuit réduit) ;
- Adapté pour un nombre de pôles élevé ;
- Permet un couple élevé pour de faibles vitesses.

Inconvénients :

- Têtes de bobines légèrement plus grosses que pour le bobinage concentrique sur chaque dent ;
- Peu adapté pour un faible nombre de pôles ;
- Peu adapté pour de grandes vitesses.

6.2.1.2 Choix du bobinage

Pour réaliser le bon choix entre les différents bobinages, il convient de répondre au mieux aux spécifications du BWS. Afin de pouvoir atteindre une accélération angulaire de $40'000 \text{ [rad/s}^2\text{]}$, le moteur du BWS doit permettre de réaliser un couple élevé (environ 50 [Nm]) pour une vitesse maximale modérée (1910 [tr/min]). A partir de ces informations, le choix entre le bobinage réparti et le bobinage concentrique est évident. En effet, d'après les avantages et les inconvénients des différents types, le bobinage concentrique est le plus adapté, car il est plus enclin à fournir un couple élevé à vitesse modérée.

Le choix entre les deux variantes de bobinage concentrique dépend principalement de l'encombrement et de la densité de couple du moteur. Etant donné que pour le moteur du BWS, les contraintes d'accélération, et donc de couple, sont plus importantes que les contraintes d'encombrement, le bobinage concentrique, une dent sur deux (« alternate »), est le plus adapté. De plus, il permet une plus grande robustesse, ce qui n'est pas négligeable lorsque le moteur doit être utilisé sur des appareils de haute technologie comme les accélérateurs de particules.

6.2.1.3 Choix du nombre de paires de pôles et du nombre d'encoches

Il faut à présent déterminer le nombre de paires de pôles p et le nombre d'encoches Z du moteur à l'aide du programme prévu à cet effet. Pour ce faire, et pour valider définitivement le choix du bobinage, le programme a été utilisé pour le bobinage concentrique sur chaque dent (« all teeth ») et pour le bobinage concentrique une dent sur deux (« alternate »).

Bobinage concentrique sur chaque dent (« all teeth ») :

La figure 6.5 donne le facteur de bobinage 1k_w en fonction du nombre d'encoches Z (3 à 21) et du nombre de paires de pôles p (2 à 10) du moteur. Pour obtenir un couple élevé, il faut un facteur de bobinage le plus proche possible de 1. Le logiciel propose automatiquement les solutions réalisables.

Nm	4	6	8	10	12	14	16	18	20	Nm
Z \ p	2	3	4	5	6	7	8	9	10	p / Z
3	0.866		-0.866	-0.866		0.866	0.866		-0.866	3
6	0.866		0.866	0.500		-0.500	-0.866		-0.866	6
9	0.617	0.866	0.945	0.945	0.866	0.617	0.328		-0.328	9
12			0.866	0.933		0.933	0.866		0.500	12
15	0.389		0.711	0.866		0.951	0.951		0.866	15
18	0.328		0.617	0.735	0.866	0.902	0.945		0.945	18
21	0.282		0.538	0.650		0.866	0.890		0.953	21

Z=12 P=5 Kw1=0.933 lcm(Z,Nm)=60 q=0.400
 Zsup=2 Zli=6.00 Zmm = 2.00 alpha_z = 150.0 deg

figure 6.5 : Facteur de bobinage 1k_w en fonction du nombre d'encoches Z et du nombre de paires de pôles p pour un bobinage « all teeth »

Les variantes 21/20 ; 15/16 et 15/14 ($Z/2p$) fournissent le facteur de bobinage le plus élevé. Cependant, d'après la vitesse maximale nécessaire, les dimensions du rotor et les moteurs disponibles sur le marché, le nombre de pôles le plus adapté pour le moteur du BWS se situe entre 8 et 12 pôles. Les variantes les plus adaptées sont donc 9/8 ; 9/10 et 12/10.

Le programme permet également de visualiser le bobinage souhaité. La figure 6.6 représente un bobinage concentrique sur chaque dent 12 encoches/10 pôles.

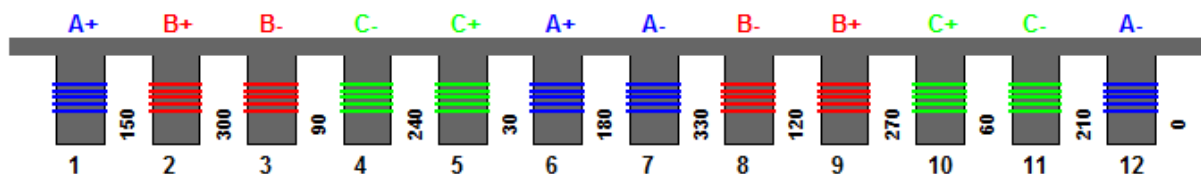


figure 6.6 : Bobinage « all teeth » (12 encoches/10 pôles)

Bobinage concentrique une dent sur deux (« alternate ») :

La figure 6.7 donne le facteur de bobinage 1k_w en fonction du nombre d'encoches Z (6 à 42) et du nombre de paires de pôles p (2 à 10) du moteur.

Nm	4	6	8	10	12	14	16	18	20	Nm
Z \ p	2	3	4	5	6	7	8	9	10	p / Z
6	0.866		0.866	0.500		-0.500	-0.866		-0.866	6
12	0.500		0.866	0.966		0.966	0.866		0.500	12
18	0.328	0.500	0.617	0.735	0.866	0.902	0.945		0.945	18
24			0.500	0.588		0.766	0.866		0.966	24
30	0.199		0.389	0.500		0.640	0.711		0.866	30
36	0.167		0.328	0.406	0.500	0.551	0.617		0.735	36
42	0.142		0.282	0.349		0.500	0.538		0.650	42

Z=12 P=5 Kw1=0.966 lcm(Z,Nm)=60 q=0.400
 Zsup=2 Zli=6.00 Zmm = 2.00 alpha_z = 150.0 deg

figure 6.7 : Facteur de bobinage 1k_w en fonction du nombre d'encoches Z et du nombre de paires de pôles p pour un bobinage « alternate »

Les variantes 12/10 ; 12/14 et 24/20 ($Z/2p$) fournissent le facteur de bobinage le plus élevé. Cependant, comme le nombre de pôles le plus approprié se situe entre 8 et 12 pôles, il ne reste plus que la variante 12 encoches/10 pôles. Cette dernière est représentée à la figure 6.8.

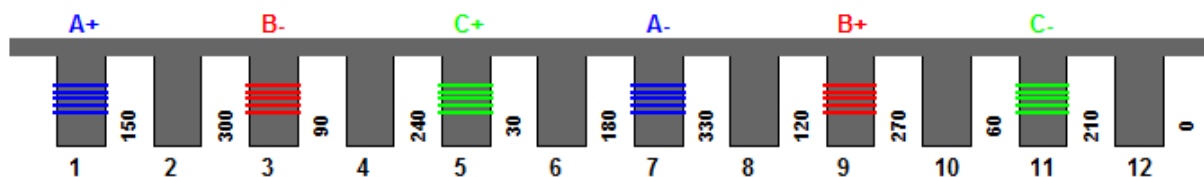


figure 6.8 : Bobinage « alternate » (12 encoches/10 pôles)

Le bobinage qui donne le facteur de bobinage 1k_w le plus élevé est celui qui avait été présélectionné, à savoir le bobinage concentrique une dent sur deux (« alternate »). Le programme permet de confirmer que ce bobinage est le plus adapté au moteur du BWS.

En plus du facteur de couplage, le choix du nombre de pôles et du nombre d'encoches se base sur la vitesse maximale, la densité de couple et le couple de détente.

La vitesse de rotation d'un moteur synchrone est définie par la relation :

$$n_s = \frac{f}{p} \text{ [tr/s]} \quad (6.1)$$

avec :

f [Hz] : fréquence de la tension
 p [-] : nombre de paires de pôles

Cette relation permet de bien comprendre que le nombre de pôles influence directement sur la vitesse de rotation de moteur. Pour une fréquence fixe, il est donc préférable d'avoir un nombre de paires de pôles faible, pour atteindre des vitesses importantes.

Le programme de la HEIG-VD permet également d'obtenir le plus petit multiple commun (PPMC) en fonction du nombre d'encoches et du nombre de pôles. Ce paramètre fournit des informations sur le couple de détente.

Ce couple sans courant, également appelé « couple résiduel », « cogging torque » ou encore « detent torque », est provoqué par les aimants permanents en raison de la réluctance variable du circuit magnétique du moteur. En effet, lorsque le stator possède des dents, les aimants permanents tentent de s'aligner sur la structure ferromagnétique du stator. Il en résulte des positions d'équilibre stable et instable, lorsqu'il n'y a pas de courant qui circule dans les bobines. Il faut par conséquent chercher à minimiser ce couple. Pour ce faire, il faut choisir une variante $Z/2p$ avec un PPMC le plus grand possible, car plus il est élevé, plus l'amplitude et la période du couple de détente seront faibles. Les PPMC obtenus pour diverses variantes $Z/2p$ sont donnés par la figure 6.9.

Nm	2	4	6	8	10	12	14	16	18	20	Nm
Z \ p	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	p / Z
6	6	12		24	30		42	48		60	6
12		12		24	60		84	48		60	12
18	18	36	18	72	90	36	126	144		180	18
24				24	120		168	48		120	24
30	30	60		120	30		210	240		60	30
36		36		72	180	36	252	144		180	36
42	42	84		168	210		42	336		420	42

q

Kw_n

bar(Kw)

Z=12 P=5 Kw1=0.966 l_{cm}(Z,Nm)=60 q=0.400

Wind.conf.

Legend

Z_{sup}=2 Z_{li}=6.00 Z_{mm}=2.00 alpha_z = 150.0 deg

figure 6.9 : PPMC en fonction du nombre d'encoches Z et du nombre de paires de pôles p pour un bobinage « alternate »

La variante qui est la plus favorable est une nouvelle fois la 12/10. Elle se prête donc particulièrement bien au moteur du BWS pour les raisons suivantes :

- Nombre de pôles pas trop important qui permet d'atteindre sans problèmes la vitesse maximale nécessaire ;
- Facteur de bobinage élevé, donc densité de couple élevée ;
- PPMC élevé, donc faible couple de détente.

6.2.1.4 Calcul des facteurs de raccourcissement et de distribution [19]

Il convient encore de calculer les facteurs de raccourcissement et de distribution du bobinage. Pour ce faire, il faut commencer par calculer le nombre d'encoches par pôle et par phase, qui est donné par la relation :

$$q = \frac{Z}{2 \cdot p \cdot m} = \frac{12}{2 \cdot 5 \cdot 3} = 0.4 [-] \quad (6.2)$$

Etant donné qu'il s'agit d'un bobinage concentrique, le nombre d'encoches par pôle et par phase est inférieur à 1.

Pour un nombre d'encoches par pôle et par phase entier, le facteur de distribution du fondamental est obtenu à partir de la relation :

$$^1k_z = \frac{\sin\left(\frac{\pi}{2 \cdot m}\right)}{q \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2 \cdot m \cdot q}\right)} [-] \quad (6.3)$$

avec :

$m [-]$: nombre de phases

Cependant, lorsque le nombre d'encoches par pôles et par phase est fractionnaire, le facteur de distribution doit tenir compte de la répartition des bobines dans les encoches. Dans ce cas, la relation du facteur de distribution du fondamental devient :

$$^1k_z' = \frac{\sin\left(\frac{\pi}{2 \cdot m}\right)}{q' \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2 \cdot m \cdot q'}\right)} = \frac{\sin\left(\frac{\pi}{2 \cdot 3}\right)}{1 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2 \cdot 3 \cdot 1}\right)} = 1 [-] \quad (6.4)$$

avec q' qui correspond au plus petit commun multiple de q , et qui s'exprime :

$$q' = \frac{N_b}{PGCD(N_b, 2 \cdot p \cdot m)} = \frac{6}{6} = 1 [-] \quad (6.5)$$

où N_b est le nombre de bobines, qui pour un bobinage « alternate » est donné par la relation :

$$N_b = \frac{Z}{2} = \frac{12}{2} = 6 [-] \quad (6.6)$$

Quant au facteur de raccourcissement du fondamental, il est obtenu à partir de la relation :

$$^1k_s = \cos\left(\frac{1}{2} \cdot \varepsilon\right) = \cos\left(\frac{1}{2} \cdot \frac{\pi}{6}\right) = 0.9659 [-] \quad (6.7)$$

avec ε l'angle de raccourcissement :

$$\varepsilon = \pi - \frac{\pi \cdot 2 \cdot p}{Z} = \pi - \frac{\pi \cdot 2 \cdot 5}{12} = \frac{\pi}{6} [rad] \quad (6.8)$$

Le facteur de distribution et le facteur de raccourcissement étant connus, il est possible de vérifier que le facteur de bobinage obtenu à partir du logiciel est identique à celui obtenu à partir de la relation :

$$^1k_w = ^1k_z \cdot ^1k_s = 1 \cdot 0.9659 = 0.9659 [-] \quad (6.9)$$

La valeur théorique correspond, aux arrondis près, à la valeur fournie par le logiciel.

6.2.2 Géométrie du moteur

A présent que le nombre de pôles et le nombre d'encoches du moteur sont connus, il faut réaliser la géométrie du stator et des trois variantes de rotor sous Flux2D.

6.2.2.1 Géométrie du stator

Le stator est identique pour les trois variantes du moteur du BWS. De plus, avec 12 encoches, la structure se répète tous les 30 [°]. Il suffit donc de dimensionner le 1/12 du stator et de le propager. Le choix des dimensions est basé sur les stators des moteurs disponibles sur le marché (annexe 3).

La figure 6.10 représente une vue de coupe d'une partie du stator et ses principales dimensions, qui sont données dans le tableau 6.1.

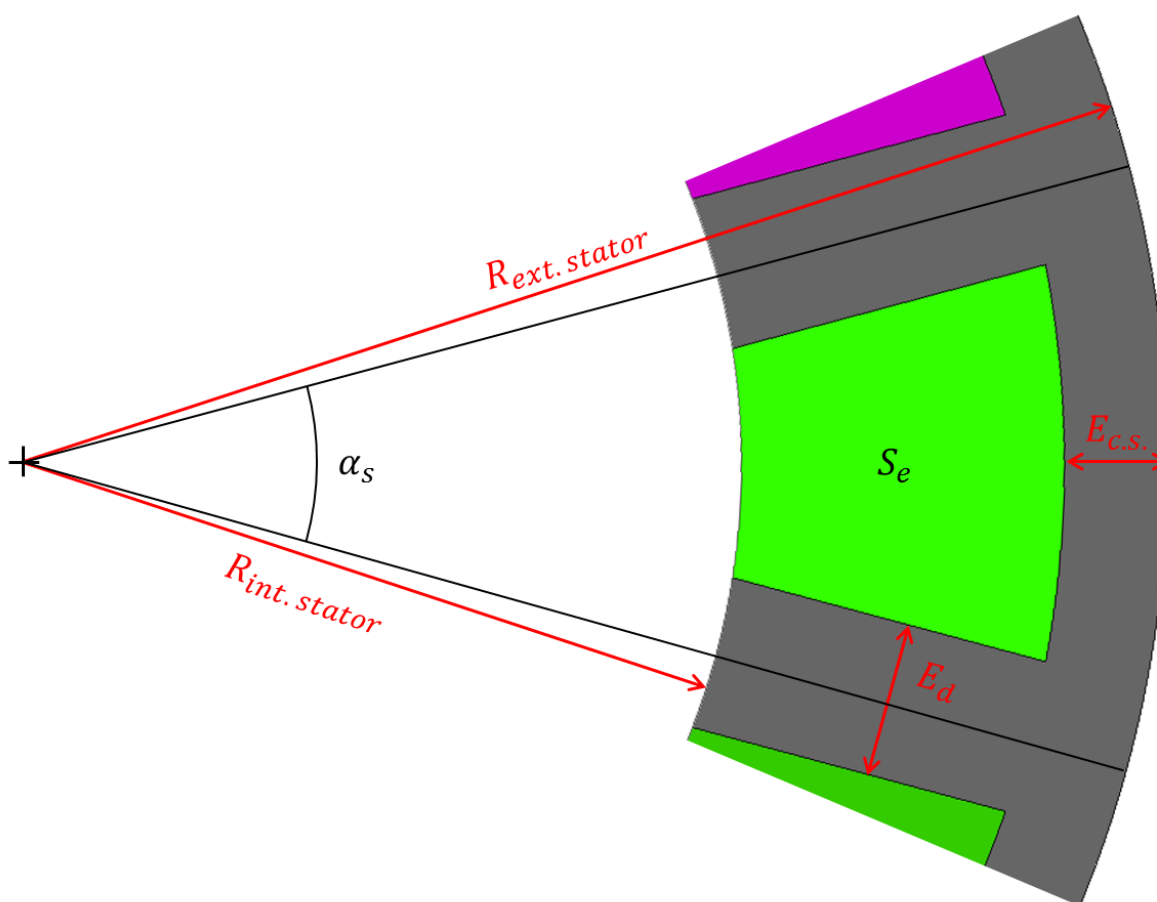


figure 6.10 : Vue en coupe d'une partie du stator

Description	Symbole	Valeur	Unité
Angle de périodicité du stator	α_s	30	[°]
Rayon extérieur du stator	$R_{ext. stator}$	45	[mm]
Rayon intérieur du stator	$R_{int. stator}$	28.5	[mm]
Epaisseur d'une dent	E_d	6	[mm]
Epaisseur de la culasse statorique	$E_{c.s.}$	4	[mm]
Surface d'une encoche	S_e	152	[mm ²]

tableau 6.1 : Paramètres géométriques du stator

6.2.2.2 Géométrie de l'entrefer

L'entrefer est également identique pour les trois variantes du moteur du BWS. Il est représenté à la figure 6.11 et ses dimensions sont données dans le tableau 6.2. L'entrefer est composé de trois parties distinctes :

- L'ultravide côté rotor (1) ;
- La paroi de la chambre à vide au centre (2) ;
- L'air côté stator (3).

Une étude approfondie sur l'épaisseur idéale de la paroi de la chambre du vide en fonction de sa longueur a déjà été réalisée [20]. Toutefois, elle se limitait à des longueurs de paroi comprises entre 50 [mm] et 90 [mm], ce qui est trop court pour y entrer un rotor de 150 [mm] de longueur. L'épaisseur de la paroi de la chambre du vide conseillée par l'étude (0.3 [mm]) a donc été légèrement augmentée. Cette augmentation de l'épaisseur de la paroi permet de réduire les problèmes d'excentricité et d'élévation de la température du rotor causés par un accroissement de la longueur du rotor.

Quant à l'entrefer, il doit être assez large, afin de pouvoir introduire la paroi de la chambre à vide entre le rotor et le stator et d'éviter tout contact entre ces différents éléments. Il a donc également été légèrement augmenté par rapport à celui du moteur actuellement utilisé (Parker K500150) qui est de 0.8 [mm]. Un entrefer de 1 [mm] est particulièrement adapté, car il permet de ne pas trop diminuer le couple et de faciliter le montage du rotor et du stator sur le BWS. De plus, la mise en place de la protection thermique du stator lors des phases d'étuvage sera ainsi plus aisée.

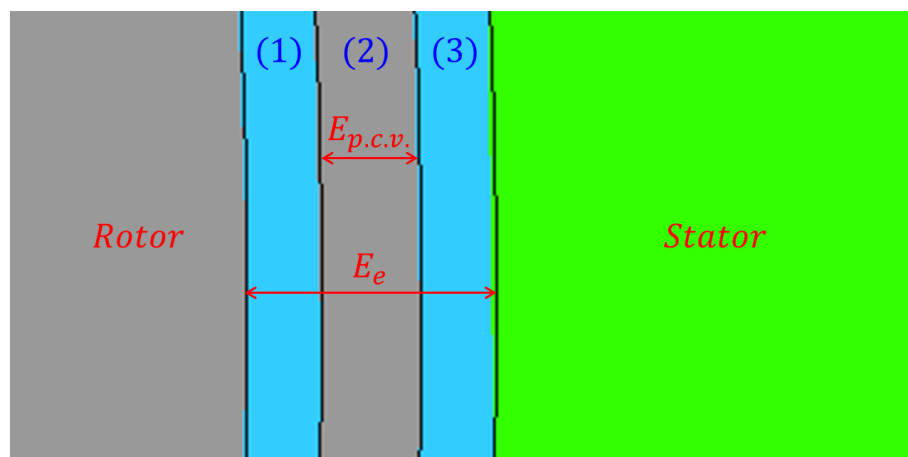


figure 6.11 : Vue en coupe d'une partie de l'entrefer du moteur

Description	Symbole	Valeur	Unité
Epaisseur de l'entrefer	E_e	1	[mm]
Epaisseur de la paroi de la chambre à vide	$E_{p.c.v.}$	0.4	[mm]

tableau 6.2 : Paramètres géométriques de l'entrefer

6.2.2.3 Géométrie du rotor AT

Les trois variantes de rotor du moteur du BWS étant composées de 10 pôles, sa structure se répète tous les 36 [°]. Il suffit donc de dimensionner le 1/10 du rotor et de le propager.

La figure 6.12 représente une vue de coupe d'une partie du rotor avec des aimants trapézoïdaux et ses principales dimensions, qui sont données dans le tableau 6.3.

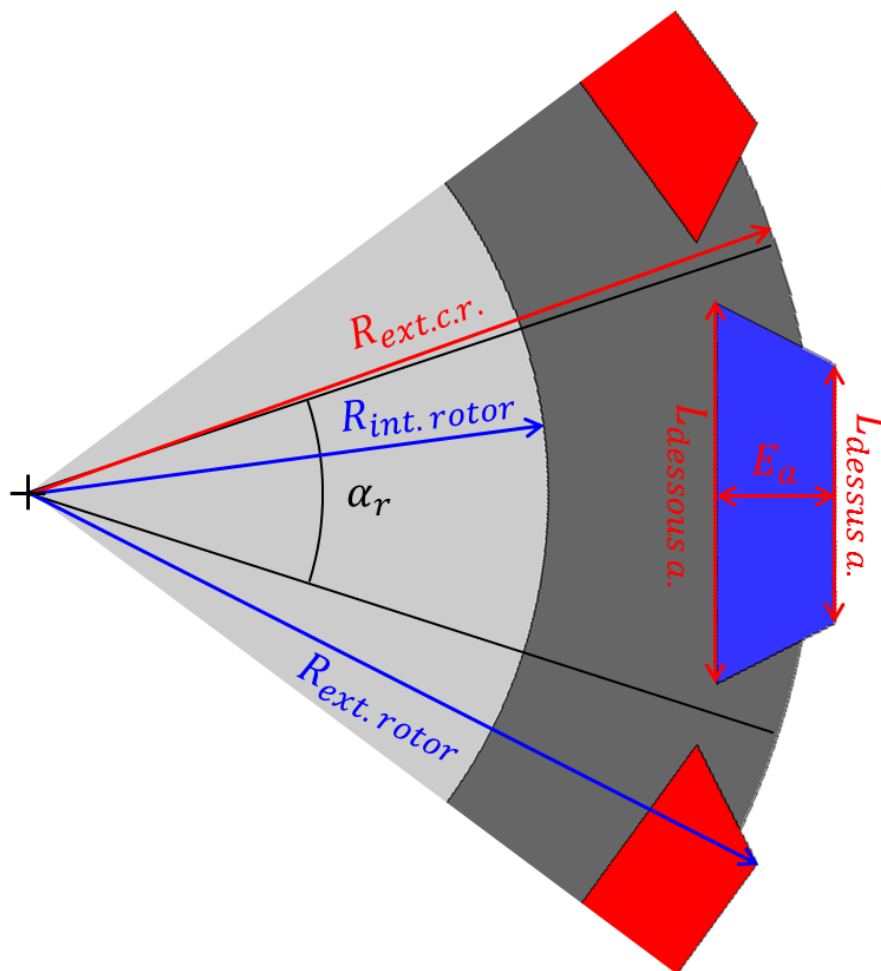


figure 6.12 : Vue en coupe d'une partie du rotor AT

Description	Symbole	Valeur	Unité
Angle de périodicité du rotor	α_r	36	[°]
Rayon extérieur du rotor	$R_{ext. rotor}$	27.5	[mm]
Rayon intérieur du rotor	$R_{int. rotor}$	17.5	[mm]
Largeur du dessous d'un aimant	$L_{dessous a.}$	12.8	[mm]
Largeur du dessus d'un aimant	$L_{dessus a.}$	8.7	[mm]
Épaisseur d'un aimant	E_a	4	[mm]
Rayon extérieur de la culasse rotorique	$R_{ext.c.r.}$	26.5	[mm]

tableau 6.3 : Paramètres géométriques du rotor AT

Le rayon extérieur du rotor a été obtenu lors du dimensionnement du rotor. Le choix du rayon intérieur du rotor est basé sur des considérations mécaniques. En effet, pour pouvoir atteindre une accélération angulaire suffisante, le rotor ne doit pas être trop épais afin de ne pas augmenter excessivement le moment d'inertie. Toutefois, il doit être suffisamment solide pour résister aux importantes accélérations et décélérations. De plus, il faut pouvoir réaliser des perçages dans le rotor, en dessous des aimants, afin de fixer des flasques à chaque extrémité, pour maintenir les aimants permanents en place.

Le rayon extérieur de la culasse rotorique, l'épaisseur des aimants et la largeur au-dessous et au-dessus des aimants ont été choisis en fonction de deux critères :

- La résistance mécanique ;
- Le couple de détente.

Les zones les plus critiques d'un point de vue mécanique sont les rainures dans lesquelles sont glissés les aimants permanents lors de l'assemblage du moteur. Il a donc été décidé que les aimants doivent être en contact avec la rainure sur au moins 3 [mm] de chaque côté, et qu'à l'endroit le plus étroit, la largeur de la rainure ne doit pas être inférieure à 2 [mm].

Le deuxième paramètre qui influence la géométrie du rotor est le couple de détente, qui doit être réduit au maximum. Cependant, pour pouvoir le mesurer, il est nécessaire de simuler le moteur. Dans un premier temps, le moteur a donc été réalisé avec des dimensions provisoires, puis il a été optimisé au maximum, tout en respectant les contraintes mécaniques. Les dimensions données dans le tableau 6.3 sont donc les dimensions définitives qui résultent d'un grand nombre de simulations.

6.2.2.4 Géométrie du rotor ATA

Dans cette seconde variante, les aimants trapézoïdaux sont arrondis afin d'augmenter les performances du moteur. En contrepartie, les aimants sont plus compliqués à produire.

La figure 6.13 représente une vue de coupe d'une partie du rotor avec des aimants trapézoïdaux arrondis et ses principales dimensions, qui sont données dans le tableau 6.4.

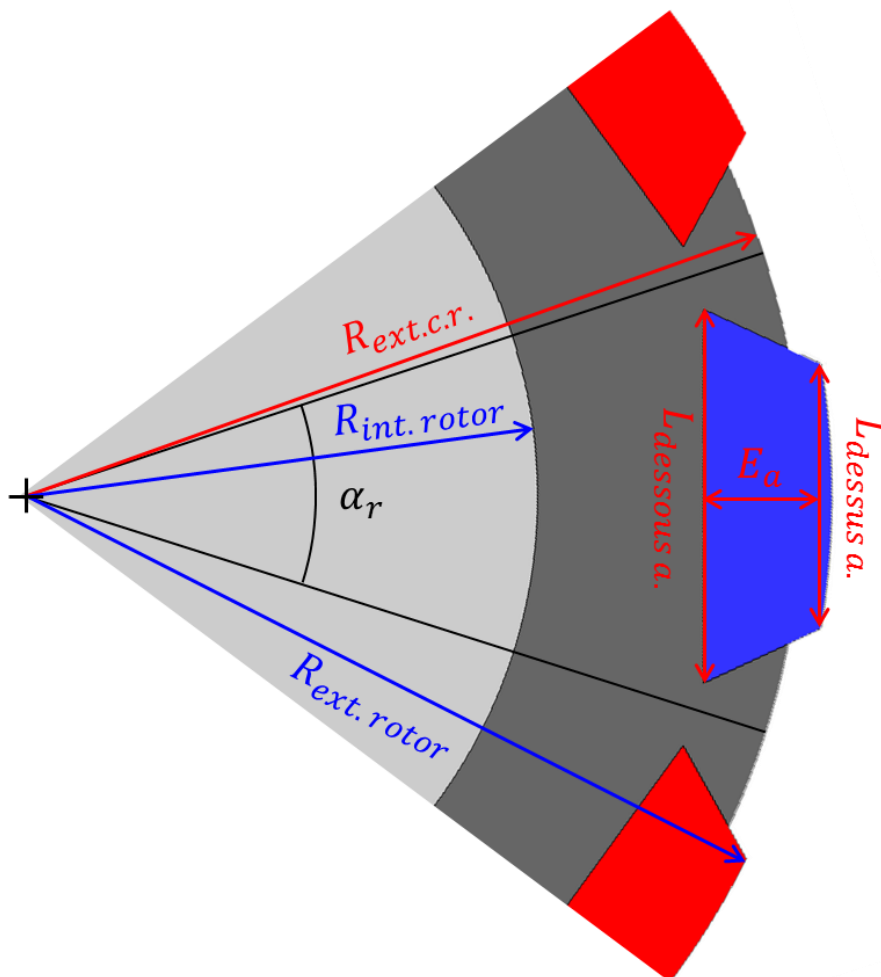


figure 6.13 : Vue en coupe d'une partie du rotor ATA

Description	Symbole	Valeur	Unité
Angle de périodicité du rotor	α_r	36	[°]
Rayon extérieur du rotor	$R_{ext. rotor}$	27.5	[mm]
Rayon intérieur du rotor	$R_{int. rotor}$	17.5	[mm]
Largeur du dessous d'un aimant	$L_{dessous a.}$	12.7	[mm]
Largeur du dessus d'un aimant	$L_{dessus a.}$	9	[mm]
Épaisseur d'un aimant	E_a	4	[mm]
Rayon extérieur de la culasse rotorique	$R_{ext.c.r.}$	26.5	[mm]

tableau 6.4 : Paramètres géométriques du rotor ATA

Les faibles différences de dimensions entre les aimants permanents de la version AT et ceux de la version ATA résultent de l'optimisation visant à réduire au maximum le couple de détente.

6.2.2.5 Géométrie du rotor ARE

Dans cette dernière variante, les aimants sont rectangulaires et ils sont maintenus en place par des rainures, une enveloppe et deux flasques aux extrémités.

La figure 6.14 représente une vue de coupe d'une partie du rotor avec des aimants rectangulaires et une enveloppe ainsi que ses principales dimensions, qui sont données dans le tableau 6.5.

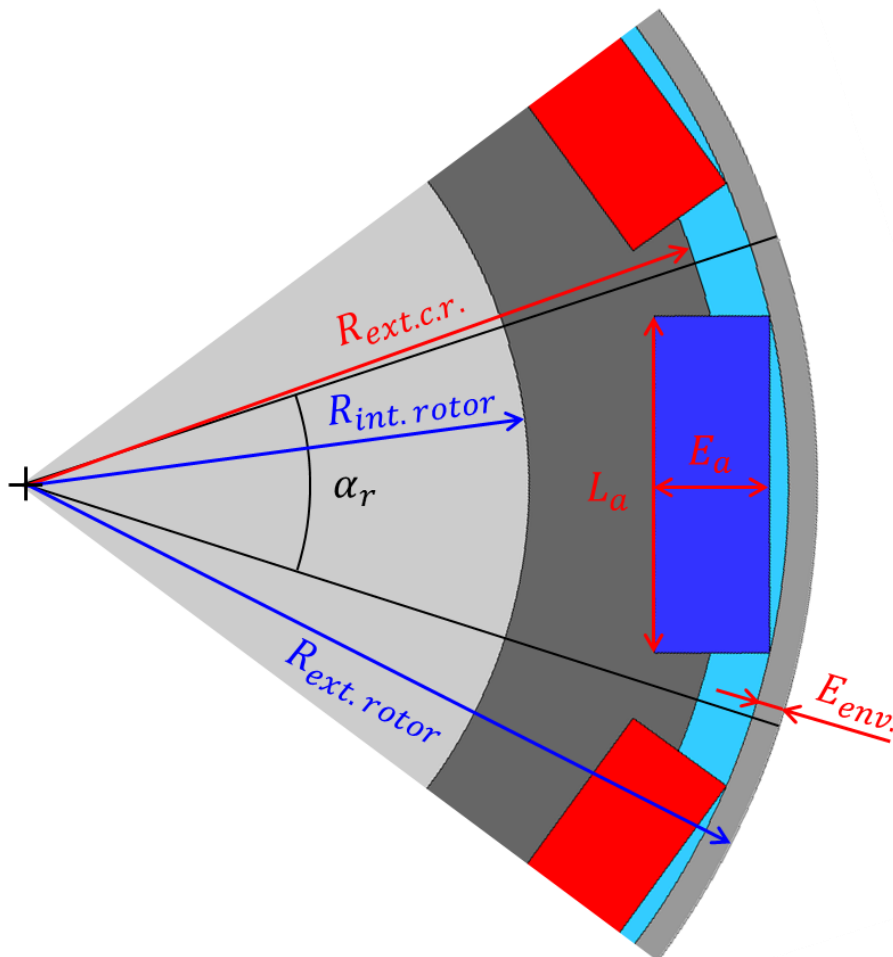


figure 6.14 : Vue en coupe d'une partie du rotor ARE

Description	Symbole	Valeur	Unité
Angle de périodicité du rotor	α_r	36	[°]
Rayon extérieur du rotor	$R_{ext. rotor}$	27.5	[mm]
Rayon intérieur du rotor	$R_{int. rotor}$	17.5	[mm]
Largeur d'un aimant	L_a	11.7	[mm]
Épaisseur d'un aimant	E_a	4	[mm]
Rayon extérieur de la culasse rotorique	$R_{ext.c.r.}$	24.5	[mm]
Épaisseur de l'enveloppe	$E_{env.}$	1	[mm]

tableau 6.5 : Paramètres géométriques du rotor ARE

L'épaisseur de l'enveloppe a été choisie de façon à résister aux contraintes mécaniques, tout en restant relativement fine, afin de ne pas trop éloigner les aimants permanents du stator. La largeur des aimants permanents a quant à elle été choisie dans le but de minimiser le couple de détente.

6.2.2.6 Vue générale des trois variantes de moteur

Les trois variantes de moteur, telles qu'elles sont visibles sur Flux2D, sont illustrées à la figure 6.15.

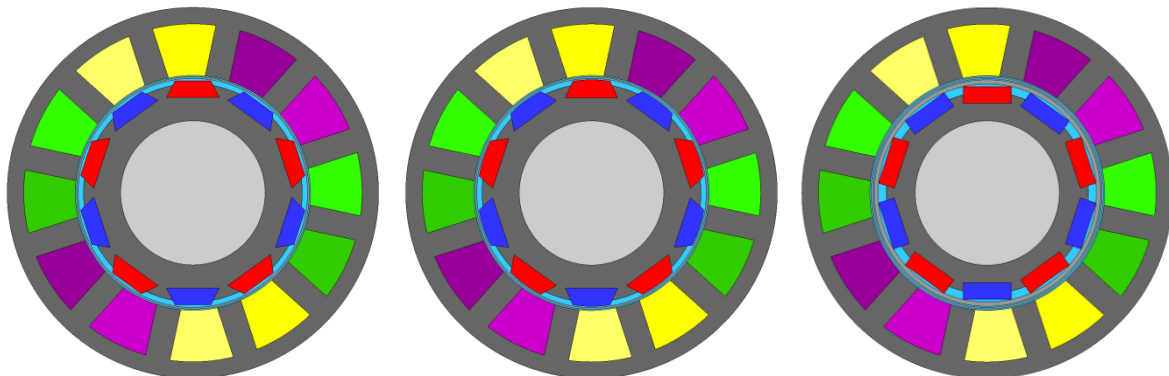


figure 6.15 : Moteur AT (à gauche) ; Moteur ATA (au centre) ; Moteur ARE (à droite)

6.2.3 Nombre de spires et résistances du bobinage

A présent que la section d'une encoche est connue, il est possible de calculer le nombre de spires par bobine et par phase, ainsi que la résistance de bobine et de phase.

6.2.3.1 Calcul du nombre de spires par bobine et par phase

Pour déterminer le nombre de spires par bobine, il faut commencer par sélectionner le fil de bobinage et son diamètre. Le choix du type de fil se base sur deux caractéristiques : une résistance à de hautes températures (phases d'étuvage) et une fiabilité élevée.

Le fil de cuivre rond émaillé THERMEX® 240 de la société Von Roll [40] répond particulièrement bien aux spécifications. Ses caractéristiques principales sont données par le tableau 6.6.

Désignation	THERMEX® 240
Indice de température	240
Normes	CEI 60317-46 EN 60317-46 NEMA MW 1000/16C
Base chimique du vernis isolant	Polyimide aromatique
Grade	2B
Dureté crayon	5H
Choc thermique	250 [°C]
Thermoplasticité	410 [°C]
Rigidité diélectrique spécifique	150 [V/μm]
Propriétés particulières	» Excellentes propriétés thermiques » Propriétés chimiques et mécaniques exceptionnelles » Bon comportement aux rayons gamma » Excellent comportement en cryogénie

tableau 6.6 : Caractéristiques principales du fil de bobinage [40]

Le type de fil étant choisi, il faut à présent définir le diamètre du fil. Etant donné que le mouvement du BWS est réalisé en quelques centièmes de seconde, il est possible d'utiliser du fil de bobinage de section relativement faible.

Le fil de bobinage de 1 [mm] de diamètre est couramment utilisé. Il sera par conséquent pris par défaut. Une vérification de l'échauffement du fil sera réalisée ultérieurement. Les caractéristiques du fil utilisé pour la réalisation du bobinage du moteur sont données par le tableau 6.7.

Désignation	THERMEX® 240
Diamètre nominal nu	1.000 [mm]
Surépaisseur d'isolation mini	0.084 [mm]
Diamètre extérieur max isolé	1.123 [mm]
Poids/1000m	7.26 [kg]
Longueur par kg	138 [m]

tableau 6.7 : Caractéristiques du fil de bobinage de 1 [mm] de diamètre et de grade 2B [40]

Il est à présent possible de calculer le nombre de spires par bobine. La section de cuivre du fil de bobinage est donnée par la relation :

$$S_{\text{fil de cuivre}} = \frac{\pi \cdot D_{\text{fil de cuivre}}^2}{4} = 0.785 [mm^2] \quad (6.10)$$

avec : $D_{\text{fil de cuivre}} = 1 [mm]$

Il faut ensuite déterminer la surface de l'encoche disponible :

$$S_{\text{encoche disponible}} = S_{\text{encoche}} \cdot K_{cu} = 53.2 [mm^2] \quad (6.11)$$

avec :

la surface d'une encoche (tableau 6.1) : $S_{\text{encoche}} = 152 [mm^2]$
le facteur de remplissage : $K_{cu} = 0.35 [-]$

La valeur du facteur de remplissage K_{cu} a été prise par défaut. Elle sera vérifiée par la suite.

Le nombre de spires par bobine correspond, pour un bobinage « alternate », au nombre de spires par encoche. Il se calcule donc de la manière suivante :

$$N_{\text{spires/bobine}} = \frac{S_{\text{encoche disponible}}}{S_{\text{fil de cuivre}}} = \frac{53.2}{0.785} = 67.8 \approx 68 [\text{spires/bobine}] \quad (6.12)$$

Le moteur possédant 3 phases et 12 encoches, il y a donc deux bobines par phase, et donc :

$$N_{\text{spires/phase}} = 2 \cdot N_{\text{spires/bobine}} = 136 [\text{spires/phase}] \quad (6.13)$$

Pour garantir une bonne isolation, les bobines de fil doivent être entourées par un isolant souple. Trois types d'isolant, de la société Von Roll, particulièrement résistants aux hautes températures sont donnés dans le tableau 6.8.

Produit	Support	Epaisseur totale [mm]	Tension de claquage [V_{eff}]	Classe thermique
Intertape® 4118	Kapton®	0.063	7'000	H (180 [°C])
Intertape® 4429	Polyimide	0.089	11'000	H (180 [°C])
Intertape® 4618	Tissu de verre	0.180	3'000	C (200 [°C])

tableau 6.8 : Rubans adhésifs pour l'isolation électrique [40]

L'intertape® 4618 (Tissu de verre) est le ruban adhésif qui résiste le mieux à la température. Toutefois, il est plus épais et possède une résistance diélectrique moins élevée que l'intertape® 4118 (Kapton®) et que l'intertape® 4429 (Polyimide). A noter que la classe thermique stipule que le ruban peut être utilisé en continu durant 20'000 heures à la température indiquée.

Une autre solution consiste à enrouler une feuille de Nomex® (fibre synthétique, notamment utilisée dans la fabrication de vêtements pour pompiers) autour de chaque bobine. La société Micel [41] propose un produit particulièrement intéressant, le Nomex® T418, dont les caractéristiques figurent dans le tableau 6.9.

Produit	Epaisseur totale [mm]	Tension de claquage [V_{eff}]	Classe thermique [°C]
Nomex® T418	0.25	7'500	220

tableau 6.9 : Propriétés du Nomex® T418 [41]

En plus d'une résistance thermique et diélectrique élevée, le Nomex® a également l'avantage d'être particulièrement résistant aux radiations.

La figure 6.16 permet de vérifier que la bobine, composée de 68 spires ($\varnothing = 1.123$ [mm]) et d'un isolant en Nomex® (0.25 [mm] d'épaisseur) entre sans problèmes dans l'encoche. L'avantage d'une bobine rectangulaire comme celle-ci est de pouvoir être bobinée avant d'être glissée dans l'encoche. Cependant, il est possible d'augmenter le nombre de spires par encoche en réalisant la bobine directement à l'intérieur de l'encoche.

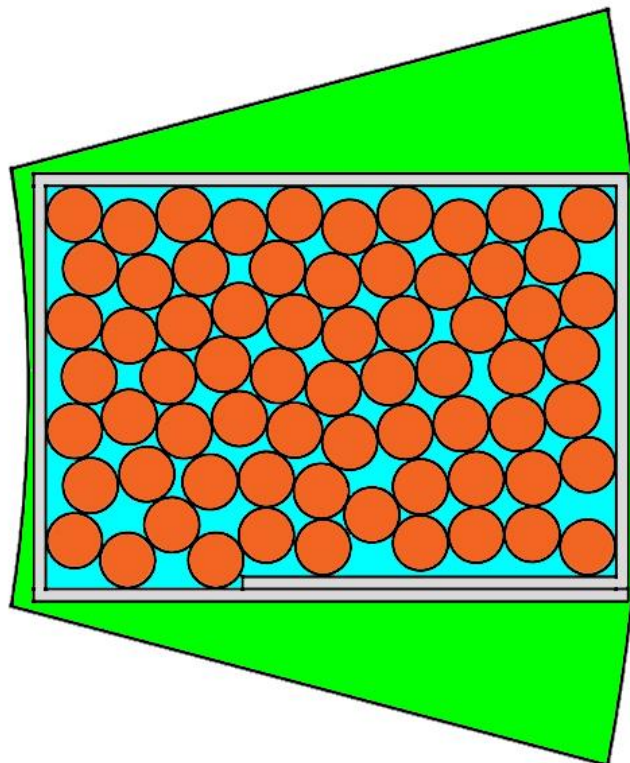


figure 6.16 : Bobine de fil de cuivre dans une encoche du stator

Les caractéristiques d'une bobine, sélectionnée pour le moteur du BWS, sont résumées dans le tableau 6.10.

Nombre de spires	68 [spires/bobine]
Diamètre du fil de bobinage	1 [mm]
Fil de bobinage	THERMEX® 240 (Von Roll)
Isolant	Nomex® T418 de 0.25 [mm] d'épaisseur (Micel)

tableau 6.10 : Caractéristiques principales d'une bobine

6.2.3.2 Calcul des résistances de bobine et de phase

Le nombre de spires par bobine et le nombre de spires par phase étant déterminés, il est possible de calculer la résistance de bobine et la résistance de phase. Pour ce faire, il faut commencer par déterminer la longueur moyenne d'une spire, représentée en trait tillé sur la figure 6.17.

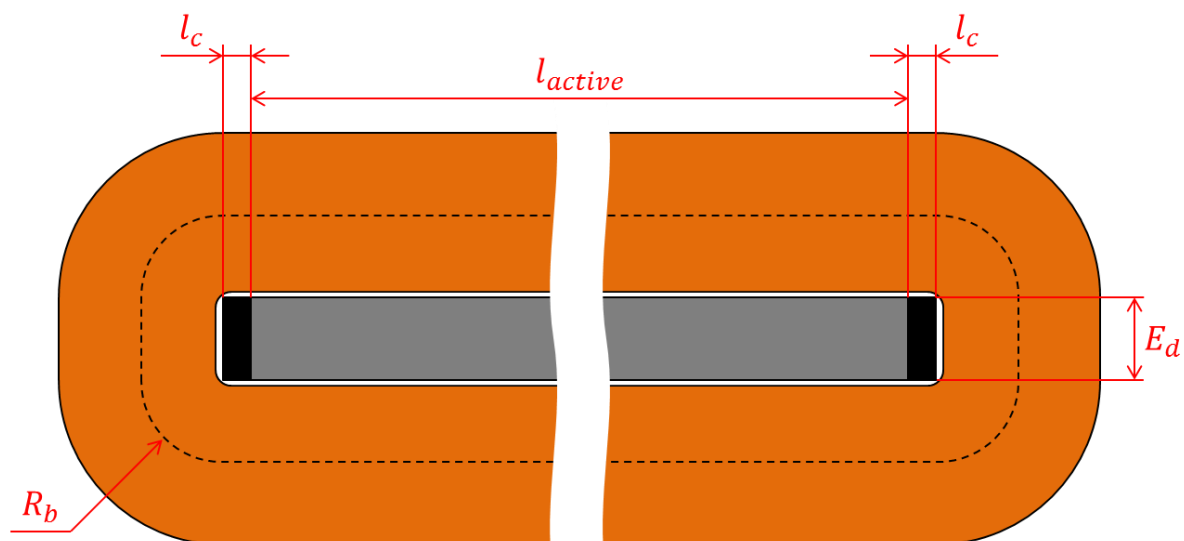


figure 6.17 : Vue en coupe d'une bobine

Des clavettes d'isolation (en noir sur la vue de coupe) ont été ajoutées aux extrémités des dents du stator (en gris sur la vue de coupe). Elles ont pour but de protéger le fil de bobinage de l'extrémité de la dent, afin d'éviter tous risques de claquage. L'isolant, situé entre les parois de la dent et la bobine, étant très fin, il est représenté par un simple trait noir entourant la dent.

La société Von Roll [40] propose des isolants stratifiés à base de tissu de verre particulièrement résistants aux hautes températures, qui peuvent être utilisés pour la réalisation des clavettes d'isolation. Le produit le plus adapté pour le moteur du BWS est le VETRONITE® SGS. Ses principales caractéristiques sont résumées dans le tableau 6.11.

Produit	Epaisseur [mm]	Rigidité diélectrique transversale [kV/mm]	Classe thermique [°C]
VETRONITE® SGS	1	8	220

tableau 6.11 : Propriétés du VETRONITE® SGS [40]

Afin de déterminer la longueur moyenne d'une spire, il faut calculer la distance entre les centres de deux encoches (figure 6.18) :

$$d_{c.e.} = 2 \cdot \sin\left(\frac{\alpha_s}{2}\right) \cdot R_{c.e.} = 2 \cdot \sin\left(\frac{\pi/6}{2}\right) \cdot 34.75 = 18.0 \text{ [mm]} \quad (6.14)$$

avec le rayon passant par le centre des encoches :

$$R_{c.e.} = \frac{R_{int. \text{ stator}} + (R_{ext. \text{ stator}} - E_{c.s.})}{2} = \frac{28.5 + (45 - 4)}{2} = 34.75 \text{ [mm]} \quad (6.15)$$

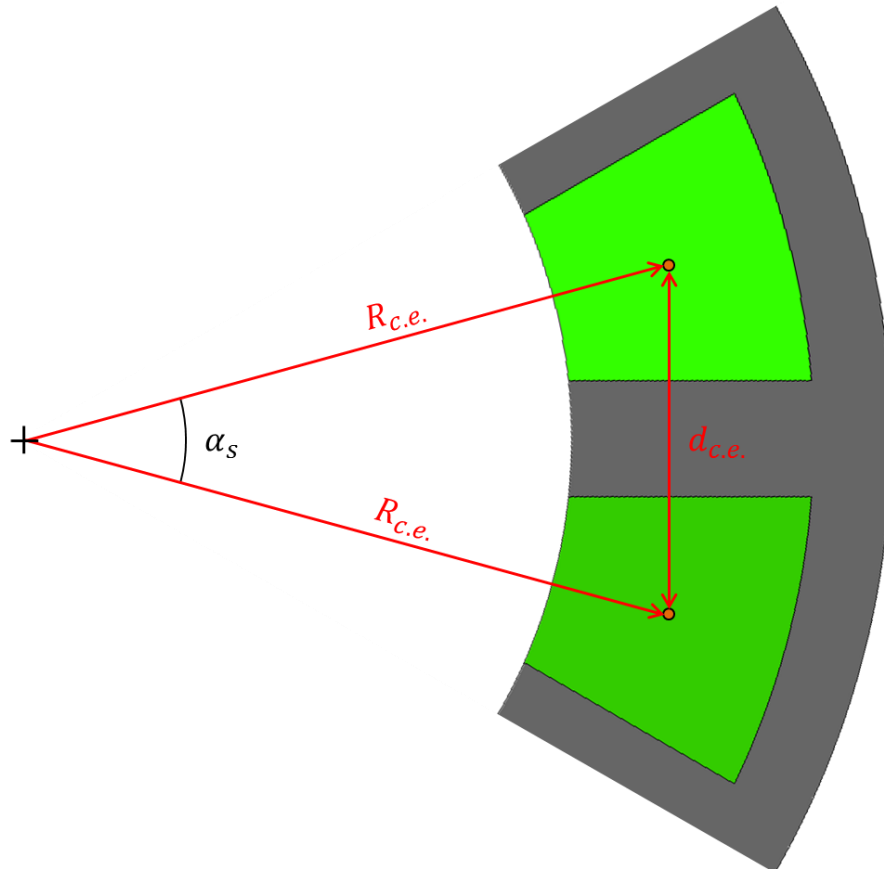


figure 6.18 : Distance entre les centres de deux encoches

La distance $d_{c.e.}$ permet de calculer le rayon de la bobine :

$$R_b = \frac{d_{c.e.} - E_d}{2} = \frac{18 - 6}{2} = 6 \text{ [mm]} \quad (6.16)$$

Les paramètres géométriques permettant de calculer la longueur d'une bobine figurent dans le tableau 6.12.

Description	Symbole	Valeur	Unité
Longueur active du moteur	l_{active}	150	[mm]
Longueur d'une clavette	l_c	1	[mm]
Epaisseur d'une dent	E_d	6	[mm]
Rayon d'une bobine	R_b	6	[mm]

tableau 6.12 : Paramètres géométriques pour le calcul de la longueur d'une bobine

La longueur moyenne d'une spire s'obtient aisément :

$$l_{spire} = 2 \cdot l_{active} + 4 \cdot l_c + 2 \cdot E_d + 2 \cdot \pi \cdot R_b = 353.7 \text{ [mm]} \quad (6.17)$$

La longueur du fil de cuivre d'une bobine peut être obtenue approximativement en multipliant la longueur moyenne d'une spire par le nombre de spires par bobine :

$$l_{bobine} = l_{spire} \cdot N_{spires/bobine} = 353.7 \cdot 10^{-3} \cdot 68 = 24.05 \text{ [m]} \quad (6.18)$$

De même pour la longueur du fil de cuivre dans une phase :

$$l_{phase} = l_{spire} \cdot N_{spires/phase} = 353.7 \cdot 10^{-3} \cdot 136 = 48.10 \text{ [m]} \quad (6.19)$$

La résistance d'une bobine à 20 [°C] se calcule avec la relation :

$$R_{bobine_{20^\circ C}} = \rho_{cu} \cdot \frac{l_{bobine}}{S_{fil \text{ de cuivre}}} = 1.68 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{24.05}{0.785 \cdot 10^{-6}} = 0.515 \text{ [\Omega]} \quad (6.20)$$

avec la résistivité du cuivre [21] : $\rho_{cu} = 1.68 \cdot 10^{-8} \text{ [\Omega} \cdot \text{m]}$

Et pour terminer, la résistance d'une phase à 20 [°C] vaut :

$$R_{phase_{20^\circ C}} = \rho_{cu} \cdot \frac{l_{phase}}{S_{fil \text{ de cuivre}}} = 1.68 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{48.10}{0.785 \cdot 10^{-6}} = 1.03 \text{ [\Omega]} \quad (6.21)$$

La résistance du fil de cuivre en fonction de la température s'obtient à partir de la relation :

$$R_{\theta^\circ C} = R_{20^\circ C} \cdot (1 + \alpha_{cu} \cdot \Delta T) \text{ [\Omega]} \quad (6.22)$$

avec :

$R_{20^\circ C} \text{ [\Omega]} :$	résistance du fil à une température de 20 [°C]
$\alpha_{cu} = 4 \cdot 10^{-3} \text{ [K}^{-1}\text{]} :$	coefficient de température de la résistivité du cuivre
$\Delta T \text{ [K]} \text{ ou } [^\circ C] :$	différence de température par rapport à 20 [°C] ($\Delta T = \theta - 20$)

Il est à présent possible de vérifier l'échauffement du fil de cuivre. En effet, la durée de déplacement du BWS étant très courte (environ 30 [ms]), il est possible de négliger la dissipation thermique. Dans ce cas, il s'agit d'un régime adiabatique. Avant de pouvoir calculer l'échauffement du fil, il faut encore faire les hypothèses suivantes :

- Le courant maximal dans une phase est estimé à 100 [A] ;
- Le courant ne varie pas au cours du déplacement.

L'estimation du courant maximal est basée sur les mesures réalisées avec le moteur Parker K500150 lors des tests expérimentaux [6] (LHC : $\hat{I} \cong 60 \text{ [A]} \rightarrow I = \hat{I}/\sqrt{2} \cong 42 \text{ [A]}$). Cette valeur a été largement augmentée afin de prendre une importante marge de sécurité. De plus, en réalité, le courant est nettement plus bas lors de la phase de déplacement à vitesse constante que lors des phases d'accélération est de décélération. Une mesure des trois courants de phase réalisée, sur le banc d'essai du CERN, avec le moteur du prototype permet de bien s'en rendre compte. Elle est illustrée à la figure 6.19. Avec ces hypothèses, l'échauffement est donc largement surévalué.

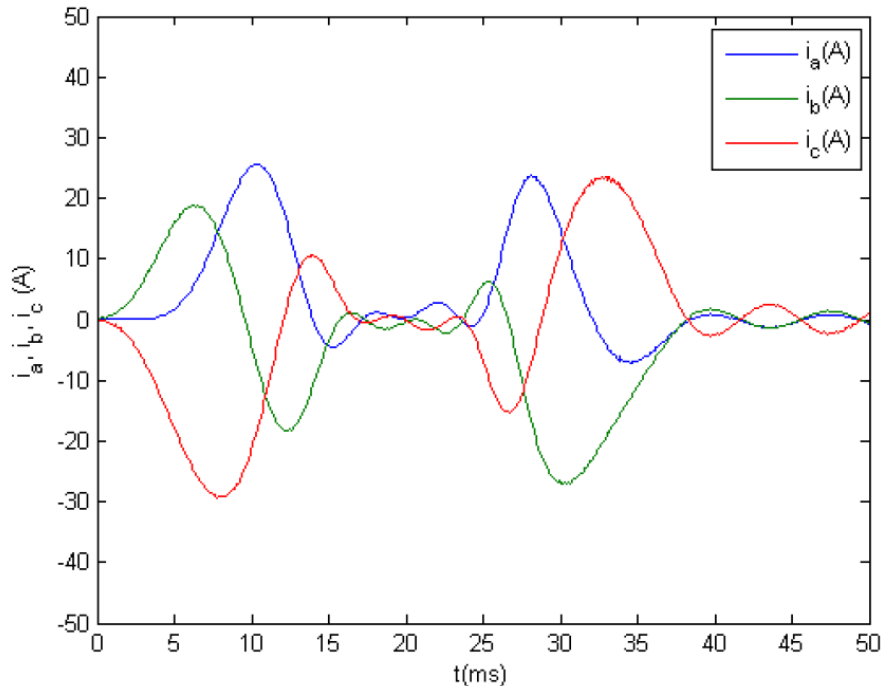


figure 6.19 : Mesure des trois courants de phase réalisée, sur le banc d'essai du CERN, avec le moteur du prototype [8]

En cas de régime adiabatique, l'augmentation de la température du fil de cuivre peut se calculer au moyen de la relation :

$$\Delta\theta = \frac{I^2 \cdot R \cdot t}{m \cdot c_{cu}} = \frac{100^2 \cdot 1.03 \cdot 0.03}{0.3368 \cdot 390} = 2.35 [K] \quad (6.23)$$

avec :

courant dans une phase envisageable durant un cycle du BWS : $I = 100 [A]$

durée d'un cycle complet du BWS (rotation du fil d'un demi-tour) [1] : $t \cong 0.03 [s]$

chaleur massique du cuivre à l'état solide [21] : $c_{cu} = 390 [J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}]$

résistance d'une phase : $R = 1.03 [\Omega]$

masse d'une phase : $m = V_{phase} \cdot \rho_{cu} = 37.76 \cdot 10^{-6} \cdot 8920 = 0.3368 [kg]$

avec :

volume d'une phase : $V_{phase} = S_{fil\ de\ cuivre} \cdot l_{phase} = 37.76 \cdot 10^{-6} [m^3]$

masse volumique du cuivre à l'état solide [21] : $\rho_{cu} = 8920 [kg \cdot m^{-3}]$

Malgré ces hypothèses, il est possible de conclure que le bobinage du moteur est adapté, car l'échauffement est plutôt faible (environ 2 [°C]).

L'échauffement du moteur sera étudié plus en détail ultérieurement, au moyen d'un logiciel de simulation prévu à cet effet.

6.2.4 Résumé des paramètres du bobinage

Tous les paramètres principaux du bobinage « alternate » du moteur sont à présent connus. Ils sont résumés dans le tableau 6.13.

Description	Symbole	Valeur	Unité
Nombre de phases	m	3	[–]
Nombre de paires de pôles	p	5	[–]
Nombre d'encoches	Z	12	[–]
Nombre d'encoches par phase et pôle	q	0.4	[–]
Facteur de bobinage	1k_w	0.966	[–]
Facteur de raccourcissement	1k_s	0.966	[–]
Facteur de distribution	1k_z	1	[–]
Facteur de remplissage	K_{cu}	0.35	[–]
Résistance d'une bobine à 20 [°C]	R_{bobine}	0.515	[Ω]
Résistance d'une phase à 20 [°C]	R_{phase}	1.03	[Ω]

tableau 6.13 : Paramètres principaux du bobinage

La disposition des bobines (AB'CA'BC') est illustrée à la figure 6.20.

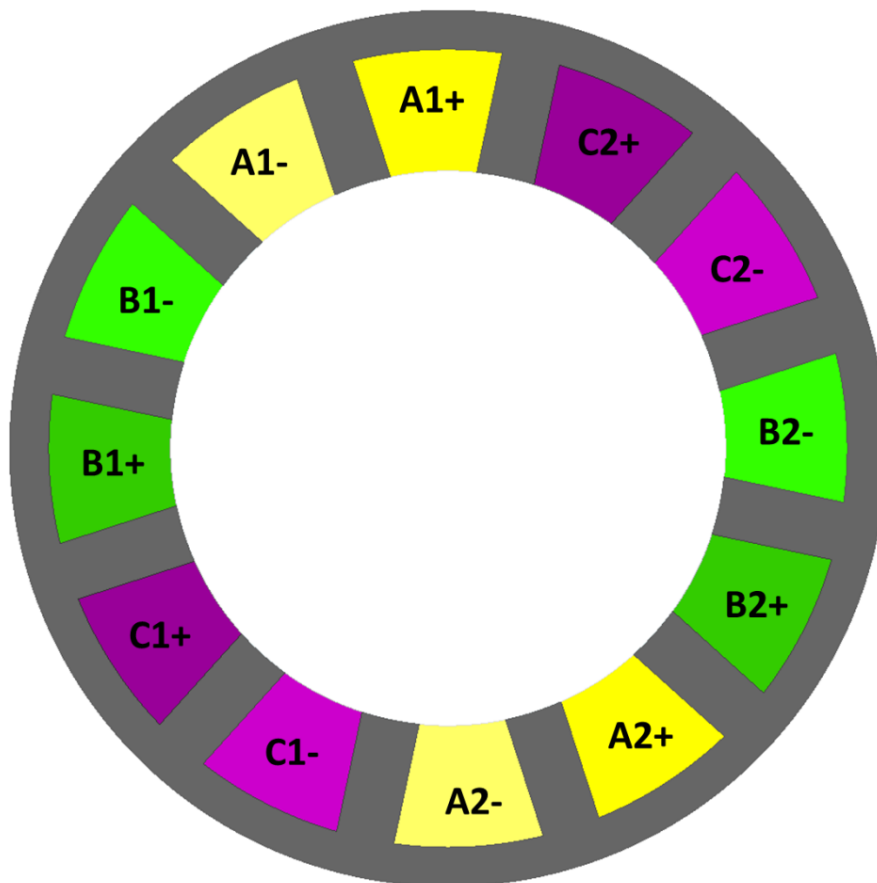


figure 6.20 : Disposition des bobines dans les encoches du stator

6.2.5 Matériaux du moteur

Le moteur du BWS est soumis à des contraintes environnementales sévères qui restreignent fortement les matériaux utilisables pour sa fabrication. Le choix des matériaux est donc un point crucial de la conception de ce moteur.

Seuls les principaux matériaux du moteur du BWS seront abordés dans ce chapitre. En effet, les isolants ont tous déjà été sélectionnés au chapitre « nombre de spires et résistances du bobinage ».

6.2.5.1 Aimants permanents

Les quatre classes principales d'aimants sont :

- Ferrite (ou céramique) ;
- AlNiCo (Aluminium-Nickel-Cobalt) ;
- SmCo (Samarium-Cobalt) ;
- NdFeB (Néodyme-Fer-Bore).

Les aimants en SmCo et en NdFeB sont les plus utilisés pour la réalisation de moteurs électriques. Une rapide comparaison des quatre classes d'aimants est donnée par le tableau 6.14.

Classe	Avantages	Inconvénients
Ferrite	- Faible coût	- Faible énergie volumique
AlNiCo	- Résistant à des températures très élevées - Faible coût	- Se démagnétise facilement
SmCo	- Energie volumique élevée - Résistant à des températures élevées	- Coût élevé
NdFeB	- Energie volumique très élevée	- Ne résiste pas aux températures élevées - Coût élevé

tableau 6.14 : Caractéristiques des quatre principales classes d'aimants

Le choix de la classe d'aimant est aisé, car les aimants en SmCo sont les seuls qui allient une énergie volumique élevée et une résistance à des températures élevées. De plus, ils résistent mieux aux radiations [26].

La société Vacuumschmelze [42] propose une large gamme d'aimants en SmCo et en NdFeB. Parmi ses produits, les aimants VACOMAX 225HR ($\text{Sm}_2\text{Co}_{17}$) sont les plus adaptés pour le moteur du BWS, car ils ont une énergie volumique et une résistance à la température particulièrement élevée. Les principales caractéristiques des aimants VACOMAX 225HR sont résumées dans le tableau 6.15 et sa courbe de démagnétisation est représentée à la figure 6.21.

Description	Symbole	Valeur	Unité
Induction rémanente typique	$B_r \text{ typ}$	1.10	[T]
Induction rémanente minimale	$B_r \text{ min}$	1.03	[T]
Champ coercitif typique	$H_{cB \text{ typ}}$	820	[kA/m]
Champ coercitif minimal	$H_{cB \text{ min}}$	720	[kA/m]
Coefficient de température (20 – 150 [°C])	$TC(B_r)_{\text{typ}}$	-0.03	[%/°C]
Température maximale (continue)	T_{max}	350	[°C]
Masse volumique typique	ρ_{typ}	8.4	[g/cm ³]

tableau 6.15 : Principales caractéristiques des aimants VACOMAX 225HR [42]

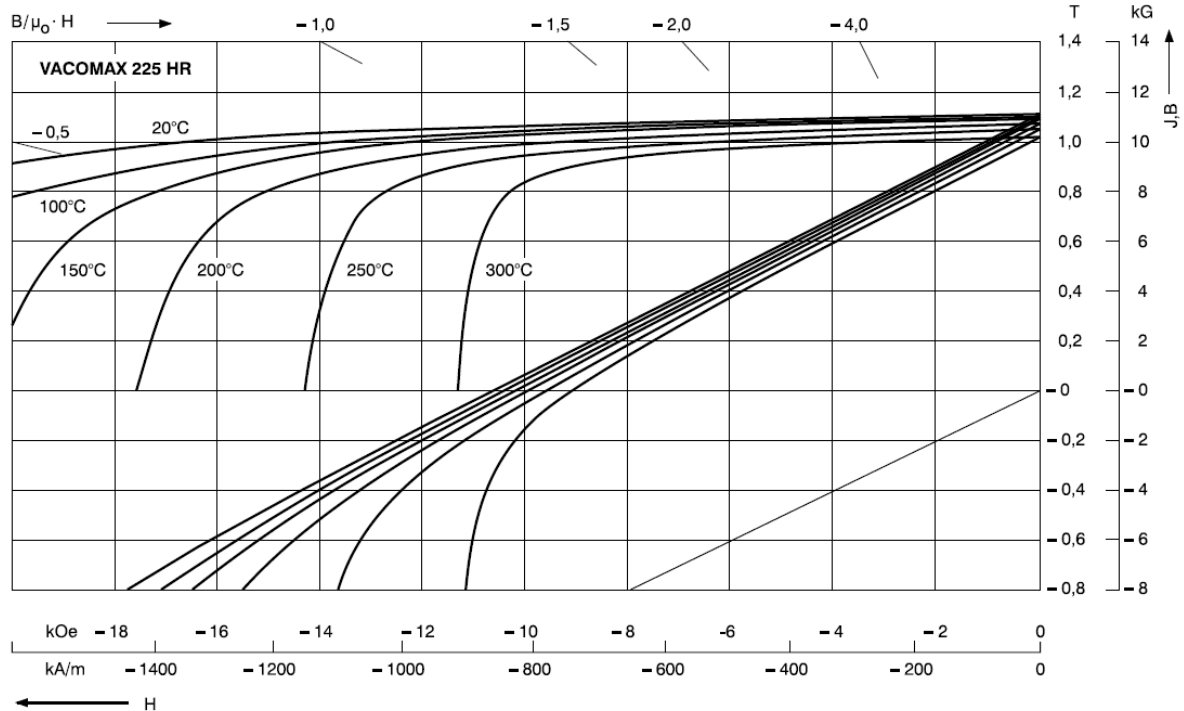


figure 6.21 : Courbe de démagnétisation des aimants VACOMAX 225HR [42]

La courbe de démagnétisation permet de constater d'une part que l'induction rémanente des aimants VACOMAX 225HR varie peu en fonction de la température (1.10 [T] à 20 [°C] et 1.03 [T] à 300 [°C]). D'autre part, elle permet de déterminer la valeur du champ coercitif en fonction de la température. Cette valeur renseigne sur le risque de démagnétisation de l'aimant. En effet, si un champ magnétique d'une puissance égale ou supérieure à la valeur du champ coercitif est induit dans les aimants par les bobines du moteur, ils sont démagnétisés.

Etant donné que la courbe de démagnétisation des aimants VACOMAX 225HR est linéaire (jusqu'à une température d'environ 200 [°C]), elle peut être décrite, dans le logiciel Flux2D, par le module de l'induction rémanente. Pour ce faire, il faut déterminer la perméabilité relative μ_r des aimants [22] :

$$B = \mu_0 \cdot \mu_r \cdot H + B_r [T] \quad (6.24)$$

$$0 = \mu_0 \cdot \mu_r \cdot H_c + B_r [T] \quad (6.25)$$

$$\mu_r = -\frac{B_r}{\mu_0 \cdot H_c} = \frac{1.03}{4 \cdot \pi \cdot 10^{-7} \cdot (-720 \cdot 10^3)} = 1.14 [1] \quad (6.26)$$

avec:

$B_r [T]$: Induction rémanente

$H_c [A/m]$: Champ coercitif

$\mu_0 [H/m]$: Perméabilité du vide ($4 \cdot \pi \cdot 10^{-7} [H/m]$)

Les valeurs de l'induction rémanente et du champ coercitif utilisées pour le calcul de la perméabilité relative correspondent aux valeurs minimales du tableau 6.15. Le but de ce choix est de se placer dans le cas le plus défavorable pour prendre une marge de sécurité. La courbe B(H) des aimants permanents prise en considération par le logiciel Flux2D est représentée à la figure 6.22.

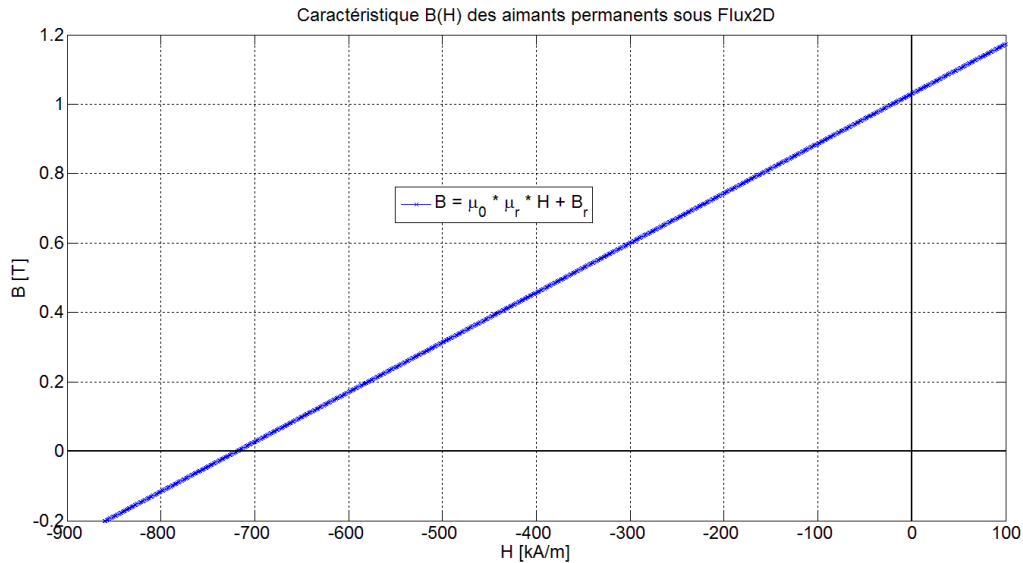


figure 6.22 : Caractéristique B(H) des aimants permanents sous Flux2D

Les dimensions et les formes des aimants permanents utilisés dans les trois variantes de rotor ont été déterminées à partir du catalogue de la société Vacuumschmeltze [42].

Les aimants rectangulaires (variante ARE) ne posent aucun problème. Par contre, les aimants trapézoïdaux et trapézoïdaux arrondis ne figurent pas dans le catalogue. Il faut donc, soit faire une demande particulière, soit commander des aimants rectangulaires (pour la variante AT) ou rectangulaires arrondis sur le dessus (pour la variante ATA) et les usiner au moyen d'outillages diamantés.

En ce qui concerne la longueur des aimants, la société Vacuumschmeltze [42] est capable de réaliser ces types d'aimants jusqu'à une longueur de 150 [mm]. Cependant, il est plus économique de commander des aimants moins longs et de les positionner en série (par exemple : 3 aimants de 50 [mm]).

En plus des dimensions et de la forme des aimants, il faut encore spécifier le type d'aimantation. Pour le moteur du BWS, une aimantation parallèle, par l'épaisseur, est adaptée pour les trois variantes d'aimants. D'autre part, la polarisation des aimants permanents doit être alternée. Par conséquent, pour les variantes AT et ATA il faut commander deux séries d'aimants.

6.2.5.2 Culasse du stator et du rotor

La culasse du stator et celle du rotor forment le circuit magnétique du moteur. Elles doivent donc être réalisées avec des matériaux magnétiques très perméables, afin de bien canaliser le flux magnétique.

Culasse du stator :

Le stator du moteur se situant à l'extérieur de la chambre à vide, un empilage de tôles peut être utilisé pour la fabrication de la culasse du stator. Il a l'avantage de réduire les courants de Foucault et par conséquent, les pertes et les échauffements.

Parmi la grande variété de tôles en fer doux, l'utilisation de tôles M 400-50 A en FeSi (Fer-Silicium) de la société ArcelorMittal [43] est une bonne solution pour la fabrication de la culasse du stator du moteur du BWS. Les principales caractéristiques de la tôle M 400-50 A sont résumées dans le tableau 6.16.

Description	Valeur	Unité
Epaisseur	0.50	[mm]
Masse volumique	7.70	[kg/dm ³]
Pertes maximales à 50 [Hz] à 1,5 [T]	4.00	[W/kg]
Polarisation minimale à 2500 [A/m]	1.53	[T]
Facteur de foisonnement minimal	0.97	[1]

tableau 6.16 : Principales caractéristiques de la tôle M 400-50 A [43]

La tôle M 400-50 A possède donc une induction à saturation relativement élevée. Quant aux pertes maximales à 50 [Hz] elles n'ont pas besoin d'être minimisées au maximum, car le moteur du BWS est utilisé pour des cycles de durées extrêmement courtes.

Le logiciel Flux2D dispose d'une liste de matériaux dans laquelle figure la tôle M 400-50 A. Sa courbe B(H), prise en considération par le logiciel Flux2D, est représentée à la figure 6.23.

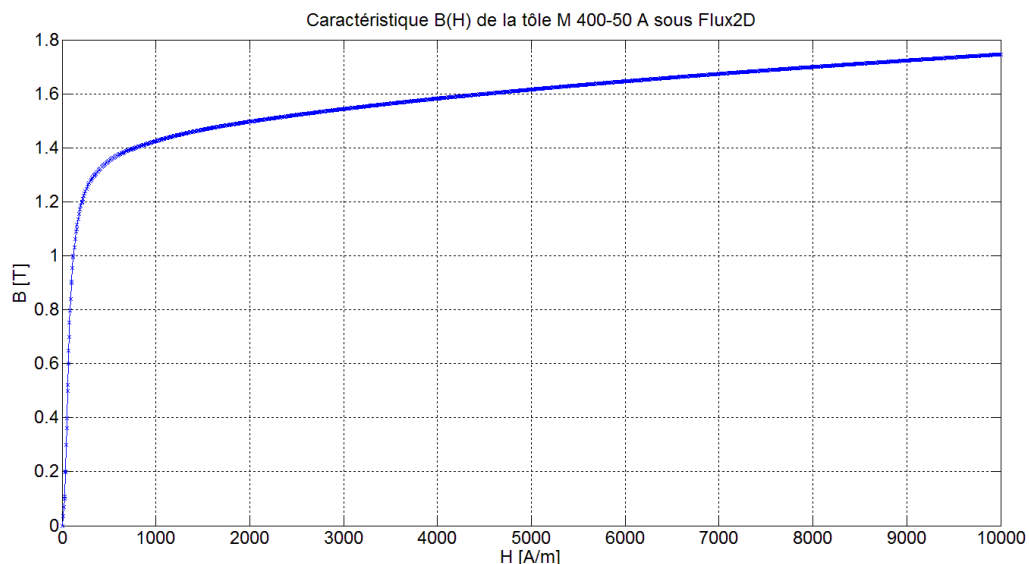


figure 6.23 : Caractéristique B(H) de la tôle M 400-50 A sous Flux2D

Le facteur de foisonnement permet de calculer la longueur de fer au stator :

$$l_{fer} = l_{active\ réelle} = l_{active} \cdot K_f = 150 \cdot 0.97 = 145.5 \text{ [mm]} \quad (6.27)$$

C'est cette longueur qui est prise en compte par flux2D pour les simulations.

Le facteur de foisonnement est défini par l'épaisseur du vernis d'isolation des tôles. ArcelorMittal [43] propose un vernis particulièrement résistant aux hautes températures dont les principales caractéristiques sont résumées dans le tableau 6.17.

Désignation	C5
Epaisseur	2 – 4 [μm]
Tenue en température continue / intermittente	250/850 [°C]

tableau 6.17 : Principales caractéristiques du vernis d'isolation C5 [43]

Culasse du rotor :

Etant donné que le rotor se trouve à l'intérieur de la chambre à vide, il n'est pas possible d'utiliser des tôles magnétiques, car le taux de dégazage du vernis est trop important [8]. Il faut donc utiliser de l'acier massif pour la fabrication de la culasse du rotor. Avec une induction à saturation élevée, l'acier S235 (anciennement A37) se prête particulièrement bien pour la réalisation de la culasse du rotor. Ses principales caractéristiques sont résumées dans le tableau 6.18.

Description	Symbole	Valeur	Unité
Masse volumique	ρ_{S235}	7.85	$[kg/dm^3]$
Perméabilité relative à l'origine	μ_r	1000	[1]
Aimantation à saturation	J_s	1.65	[T]

tableau 6.18 : Principales caractéristiques de l'acier S235 [43]

La courbe B(H) de l'acier S235 a été créée sous Flux2D à partir d'un modèle de saturation isotrope analytique. Elle est représentée à la figure 6.24.

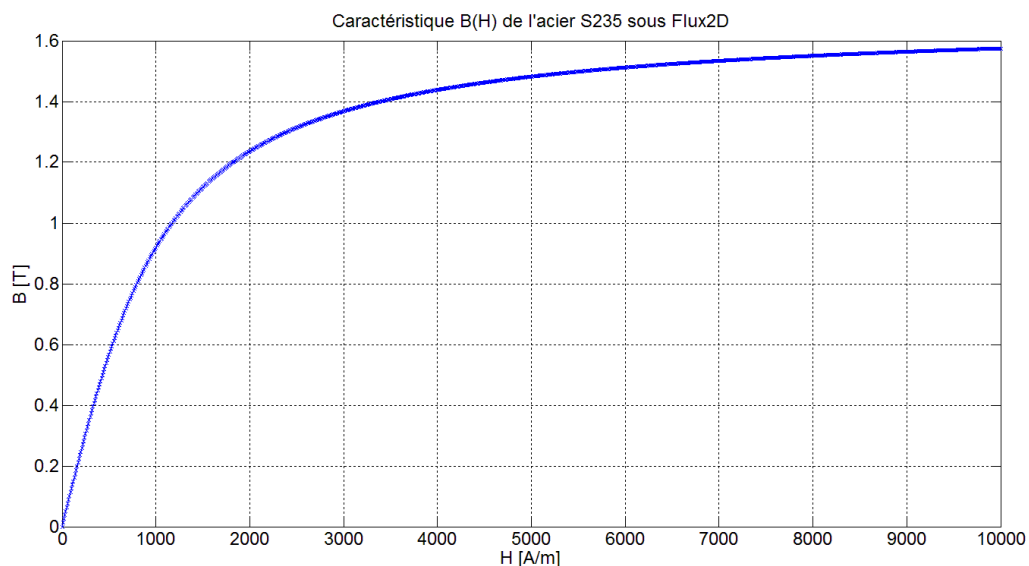


figure 6.24 : Caractéristique B(H) de l'acier S235 sous Flux2D

6.2.5.3 Bobines

Les bobines doivent être réalisées avec un matériau conducteur de faible résistivité, dont la fonction est de canaliser les courants électriques. Pour cette raison, le cuivre est pratiquement toujours utilisé pour la réalisation des bobines des moteurs électriques. Le fil utilisé pour la réalisation des bobines du moteur a déjà été sélectionné au chapitre « nombre de spires et résistances du bobinage ». Cependant, pour le logiciel Flux2D les bobines sont simplement des blocs de cuivre qui remplissent entièrement les encoches du stator. Elles sont donc considérées comme un matériau magnétique de perméabilité relative $\mu_r = 1$ [1].

6.2.5.4 Ultravide, air et autres matériaux

Ultravide et air :

L'entrefer côté rotor se situe à l'intérieur de la chambre à vide, dans l'ultravide. Alors que l'entrefer côté stator se situe à l'extérieur de la chambre à vide, il est donc constitué d'air.

Paroi de la chambre à vide :

Une étude approfondie sur le matériau à utiliser pour la fabrication de la paroi de la chambre à vide a été réalisée [20]. Elle arrive à la conclusion qu'il faut utiliser de l'acier inoxydable austénitique 316L. Plusieurs fabricants proposent ce produit (Aperam [44], Ugitech [45], etc.), ses principales caractéristiques sont résumées dans le tableau 6.19.

Description	Symbole	Valeur	Unité
Masse volumique	ρ_{316L}	7.9	$[kg/dm^3]$
Perméabilité relative	μ_r	1.005	[1]

tableau 6.19 : Principales caractéristiques de l'acier inoxydable austénitique 316L [44]

La perméabilité relative de cet acier inoxydable est suffisamment proche de 1 pour qu'il soit considéré comme une « région air ou vide » sous Flux2D.

Axe du BWS :

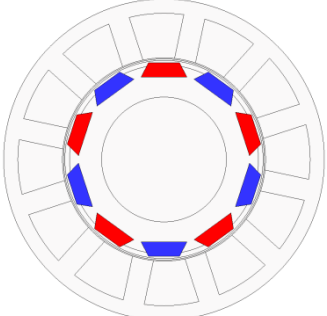
Selon une première étude [8], l'axe du BWS devait être réalisé en alliage d'aluminium (AW 6082) afin d'avoir un moment d'inertie le plus bas possible. Tous les calculs, utilisant le moment d'inertie de l'axe du BWS, réalisés jusqu'à présent sont basés sur un axe en aluminium. Cependant, une seconde étude, plus récente [20] (qui m'est parvenue en cours de route), préconise d'utiliser un axe creux en acier inoxydable austénitique 316L (tableau 6.19) avec un rayon extérieur de 17.5 [mm] et un rayon interne de 12.5 [mm]. Bien que ce changement de matériau affecte le calcul du moment d'inertie total du BWS, il n'a strictement aucune influence sur le modèle du moteur réalisé sous Flux2D, car l'acier inoxydable austénitique 316L et l'alliage d'aluminium (AW 6082) sont tous deux amagnétiques, est donc considérés comme une « région air ou vide ».

Enveloppe de la variante ARE :

L'enveloppe de la variante ARE du rotor se situe dans l'ultravide. Elle doit donc être fabriquée avec un matériau possédant un faible taux de dégazage. De plus, elle doit être amagnétique afin de ne pas canaliser le flux magnétique. Elle ressemble donc fortement, de par ses spécifications, sa forme et ses dimensions, à la paroi de la chambre à vide. Par conséquent, l'acier inoxydable austénitique 316L (tableau 6.19) est également bien adapté pour la fabrication de l'enveloppe.

6.2.5.5 Résumé des matériaux du moteur

Les matériaux du moteur ainsi que les paramètres introduits dans le logiciel Flux2D sont résumés dans le tableau 6.20.

	<u>Aimants permanents</u> Matériau : Samarium-cobalt (Sm_2Co_{17}) Paramètres Flux2D : - Aimant linéaire décrit par le module de B_r - Induction rémanente : $B_r = 1.03 [T]$ - Perméabilité relative : $\mu_r = 1.14 [1]$
---	--

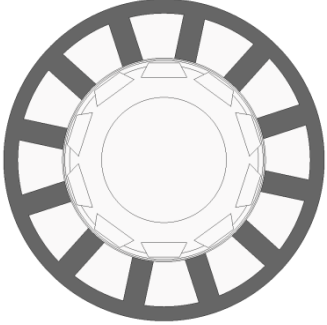
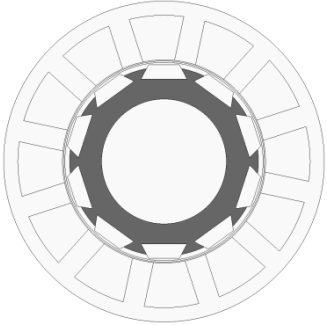
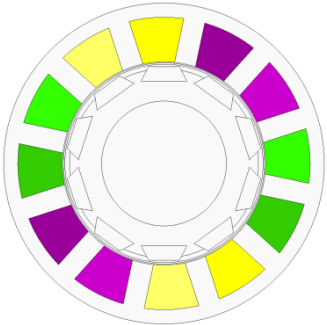
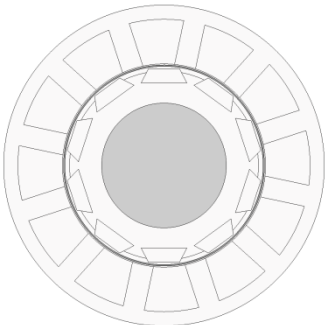
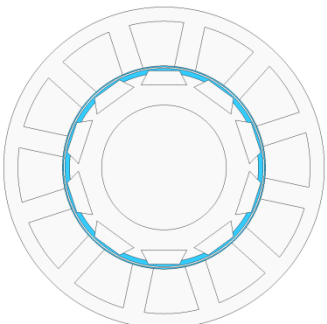
	<u>Culasse du stator</u> Matériau : Tôle M 400-50 A Paramètres Flux2D : - Saturation isotrope spline (tôle disponible sous Flux2D)
	<u>Culasse du rotor</u> Matériau : Acier S235 Paramètres Flux2D : - Saturation isotrope analytique - Perméabilité relative à l'origine : $\mu_r = 1000$ [1] - Aimantation à saturation : $J_s = 1.65$ [T]
	<u>Bobines</u> Matériau : Cuivre Paramètres Flux2D : - Linéaire isotrope - Perméabilité relative : $\mu_r = 1$ [1]
	<u>Barrière de vide ; axe ; enveloppe (ARE)</u> Matériaux : Acier inoxydable austénitique 316L Paramètres Flux2D : - Région air ou vide
	<u>Ultravide ; air</u> Paramètres Flux2D : - Région air ou vide

tableau 6.20 : Matériaux du moteur

6.2.6 Maillage du moteur [23]

Le maillage du moteur consiste à discrétiser une zone composée d'une infinité de points en un nombre fini de points. Il permet ainsi de régler la précision de calcul souhaitée en fonction des diverses zones du moteur. Plus la densité de points est élevée, plus la précision est grande. En contrepartie, une grande précision nécessite un temps de calcul plus long. Pour obtenir un maillage de qualité, il faut donc faire en sorte d'avoir un compromis temps/précision optimal. Pour ce faire, il faut réaliser un maillage fin dans les zones importantes (entrefer et zones qui lui sont proches) et un maillage plus grossier dans les zones moins importantes (zones éloignées de l'entrefer). Le maillage réalisé pour le moteur du BWS est représenté à la figure 6.25. Etant donné qu'il est analogue pour les trois variantes de rotor, seul celui de la variante AT est représenté dans ce document.

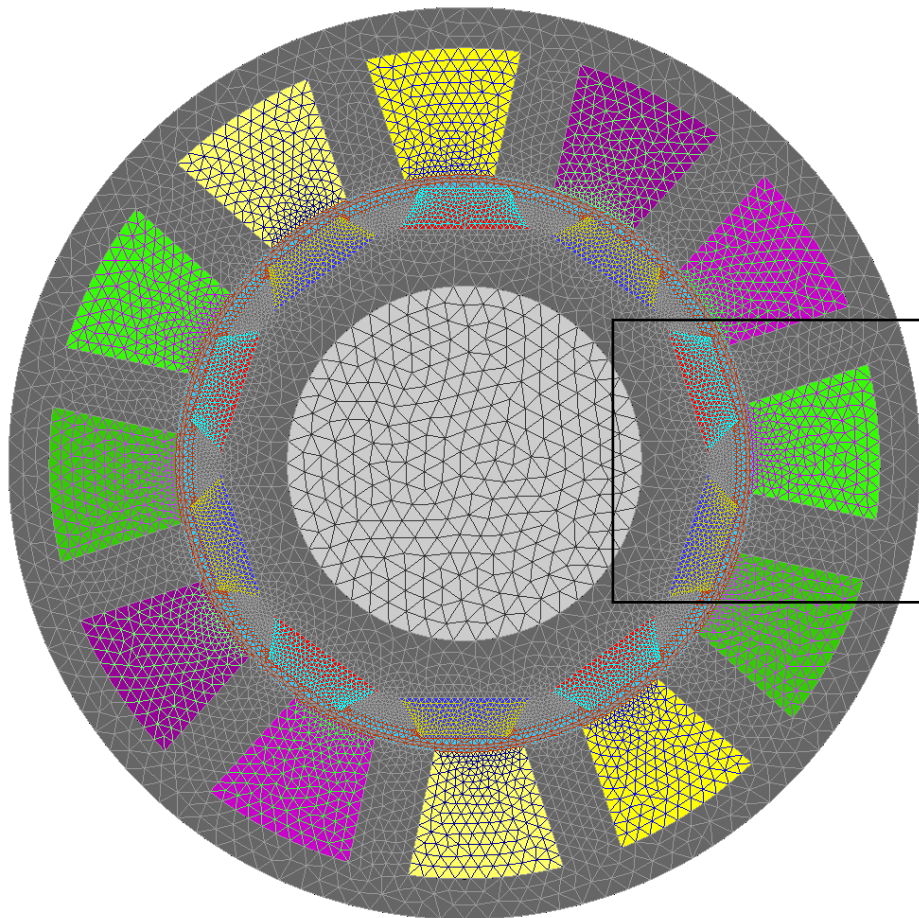


figure 6.25 : Maillage du moteur du BWS sous Flux2D (variante AT)

Un zoom sur la partie encadrée en noir de la figure 6.25 a été réalisé pour bien visualiser le maillage réalisé dans l'entrefer et ses environs. Il est représenté à la figure 6.26.

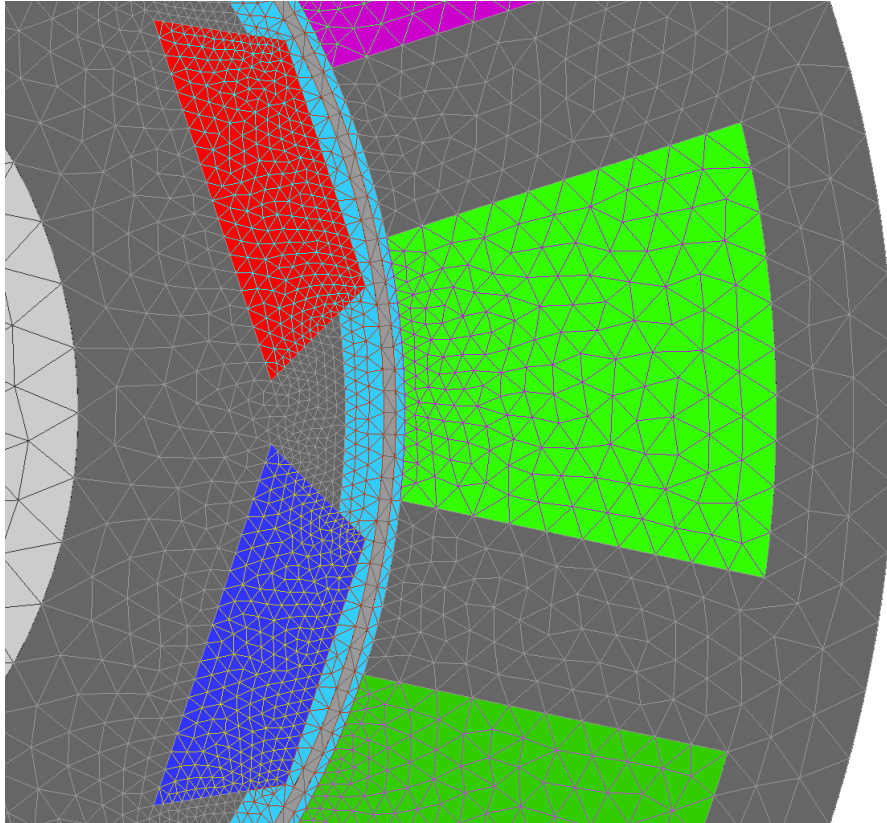


figure 6.26 : Maillage du moteur du BWS sous Flux2D dans l'entrefer et ses environs (variante AT)

Les éléments finis utilisés pour le maillage sont tous du second ordre, ce qui signifie qu'il y a 6 nœuds par élément rectangulaire, comme l'illustre la figure 6.27.

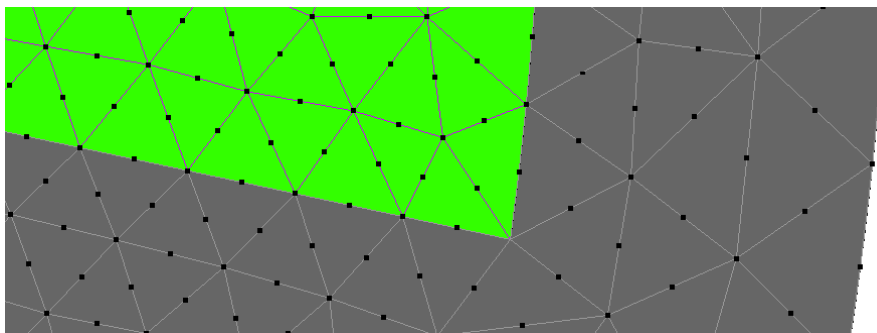


figure 6.27 : Éléments finis, du second ordre, utilisés pour le maillage du moteur du BWS

Afin de pouvoir simuler le moteur, un ensemble mécanique tournant (le rotor) et un ensemble mécanique fixe (le stator) doivent être définis sous Flux2D. Il en résulte une décomposition de l'entrefer en deux parties.

Au moment de l'exécution d'une simulation (résolution), le maillage est reconstruit à chaque changement de position de la partie mobile.

6.2.7 Conditions aux limites et polarisation des aimants [23]

Avant de pouvoir simuler le moteur, il faut encore définir les conditions aux limites et la polarisation des aimants.

6.2.7.1 Conditions aux limites

Afin de faire converger les algorithmes de calcul vers une solution unique, des conditions aux limites (champ magnétique tangentiel ou boîte infinie) doivent être affectées sur les nœuds des frontières du domaine de simulation.

Dans le cas du moteur du BWS, un champ magnétique tangentiel est appliqué sur l'extérieur du stator. Il est représenté par un trait bleu foncé à la figure 6.28.

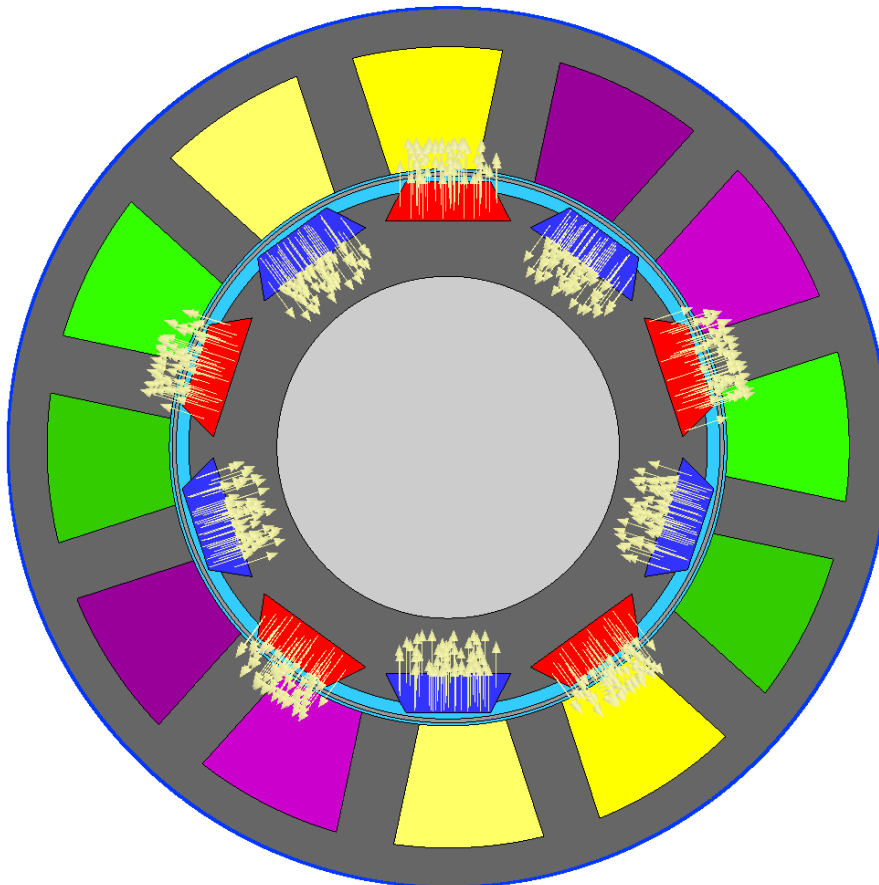


figure 6.28 : Conditions aux limites et polarisation des aimants permanents du moteur du BWS sous Flux2D

6.2.7.2 Polarisation des aimants permanents

L'aimantation des aimants permanents du moteur du BWS est parallèle. De plus, ils sont polarisés avec une alternance d'un aimant sur deux, comme le montrent les flèches jaunes de la figure 6.28.

Le moteur est à présent entièrement modélisé sous Flux2D, et est prêt à être simulé.

6.3 Simulation magnétostatique sur Flux2D

La simulation magnétostatique permet notamment de visualiser les lignes de champ, de mesurer l'induction magnétique à l'intérieur du moteur et de mesurer les divers couples électromagnétiques. Il s'agit d'une simulation qui ne tient pas compte du temps (statique). Toutefois, il est possible de varier la position angulaire du rotor à l'aide d'un paramètre piloté.

6.3.1 Lignes de champ et induction magnétique

Les trois variantes de moteur ont été simulées sans courant afin de pouvoir visualiser les lignes de champ et l'induction magnétique à l'intérieur du moteur du BWS.

Les lignes de champ magnétique sont représentées à la figure 6.29 pour la variante AT, à la figure 6.30 pour la variante ATA et à la figure 6.31 pour la variante ARE. Elles permettent de visualiser l'importance des matériaux ferromagnétiques, utilisés pour la fabrication de la culasse du rotor et du stator, qui servent à les canaliser.

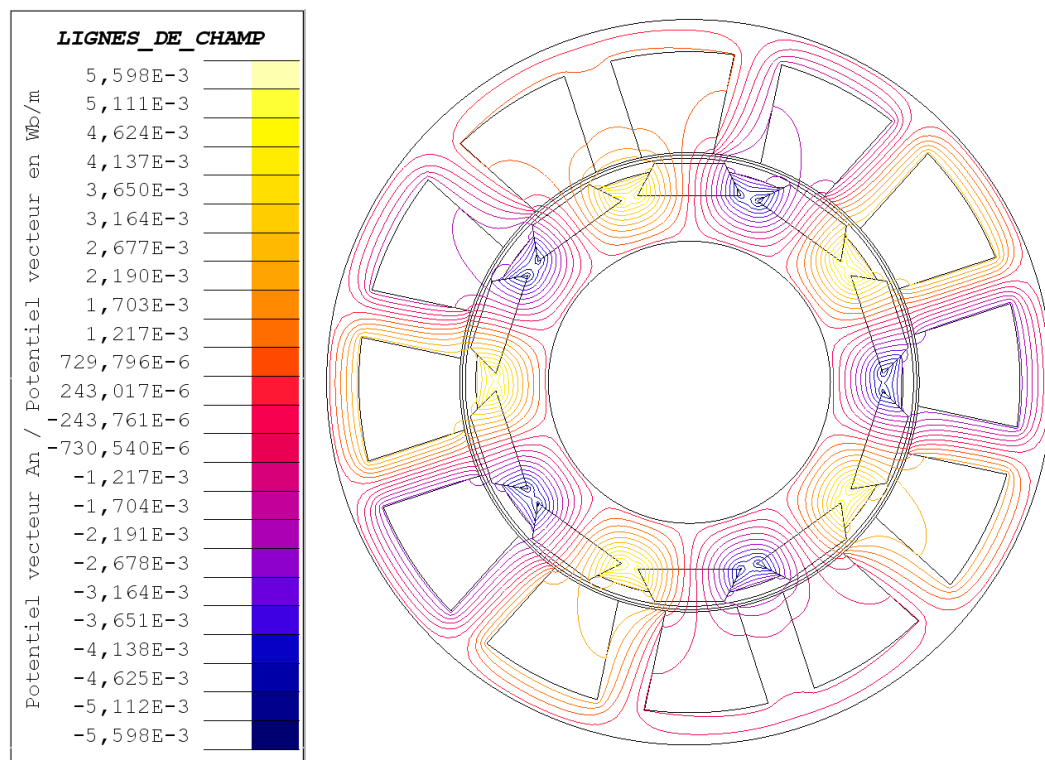


figure 6.29 : AT : Lignes de champ

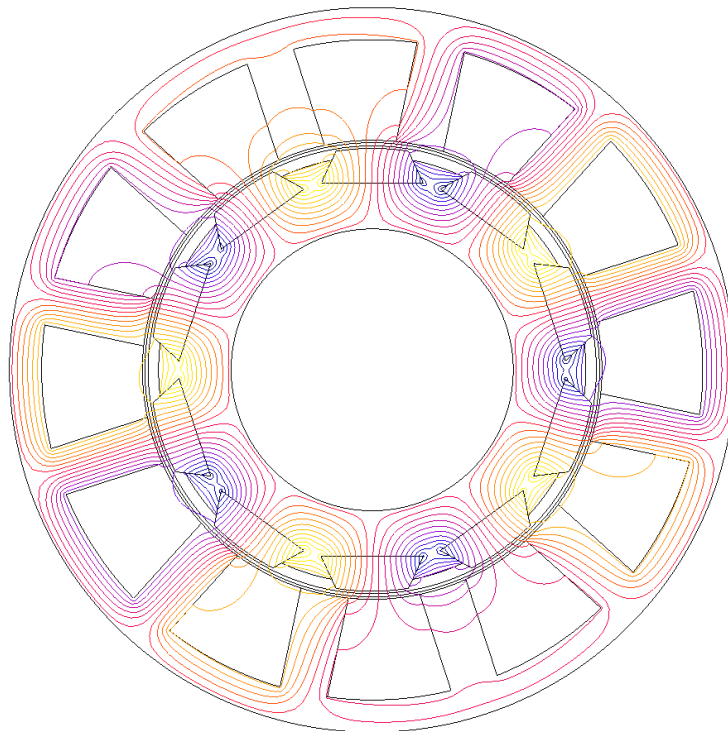
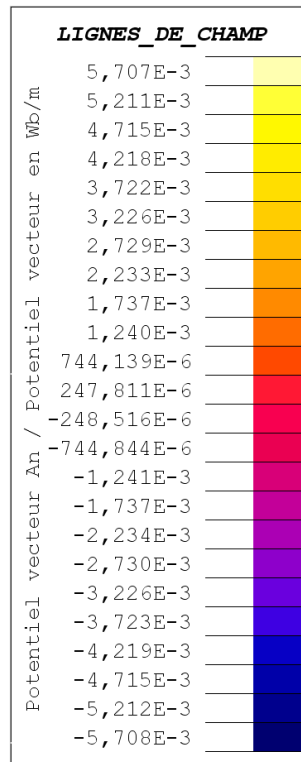


figure 6.30 : ATA : Lignes de champ

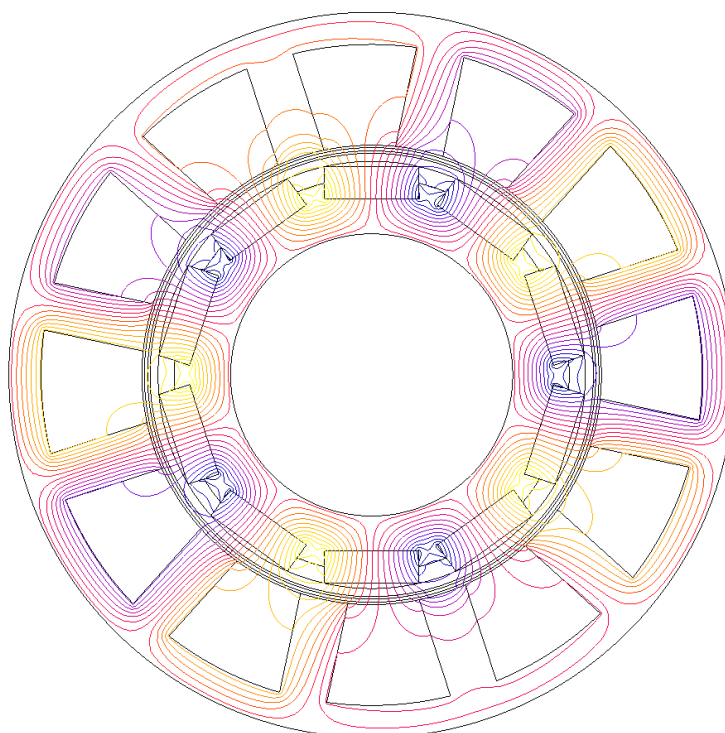
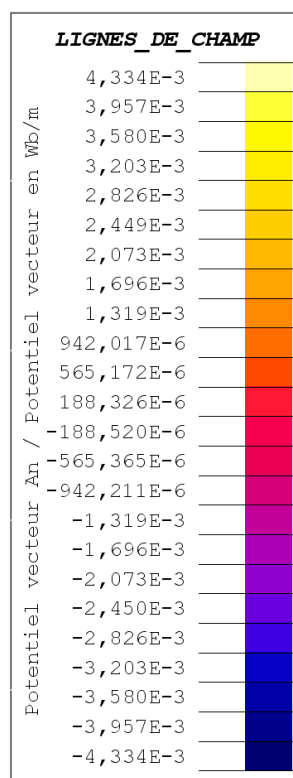


figure 6.31 : ARE : Lignes de champ

Les lignes de champ sont bien canalisées pour les trois variantes de moteur. Afin de visualiser le sens de circulation de l'induction magnétique dans les différentes parties du moteur, il convient de représenter l'induction magnétique au moyen de vecteurs. La figure 6.32 représente le champ d'induction magnétique dans la partie droite du moteur du BWS (variante AT).

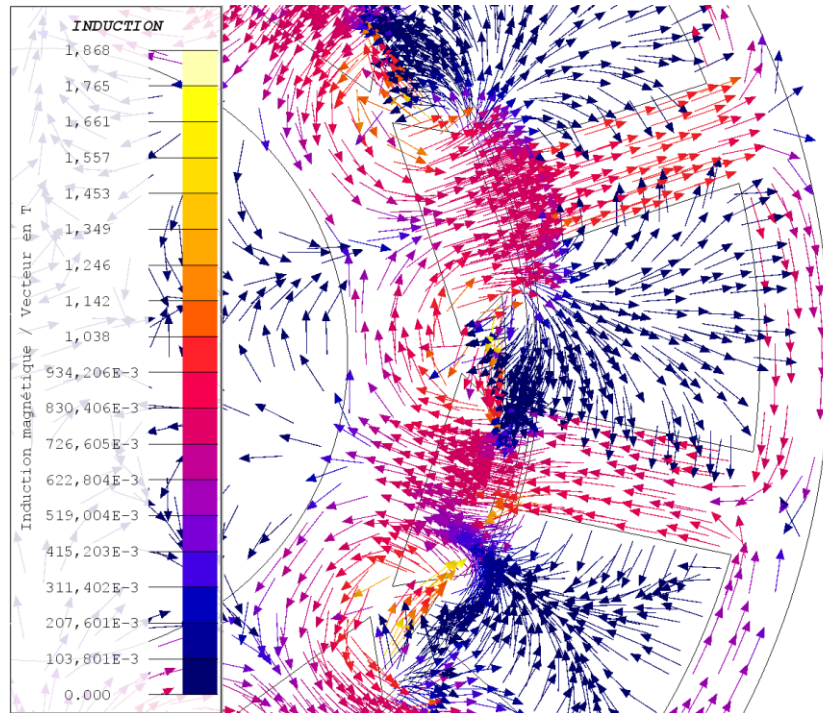


figure 6.32 : Champ d'induction magnétique dans une partie du moteur du BWS

La figure 6.32 permet d'observer la polarisation alternée des aimants permanents et la canalisation du flux magnétique par les matériaux ferromagnétiques.

L'induction magnétique est représentée à la figure 6.33 pour la variante AT, à la figure 6.34 pour la variante ATA et à la figure 6.35 pour la variante ARE. Elle permet de définir les zones où il y a un risque de saturation des matériaux ferromagnétiques.

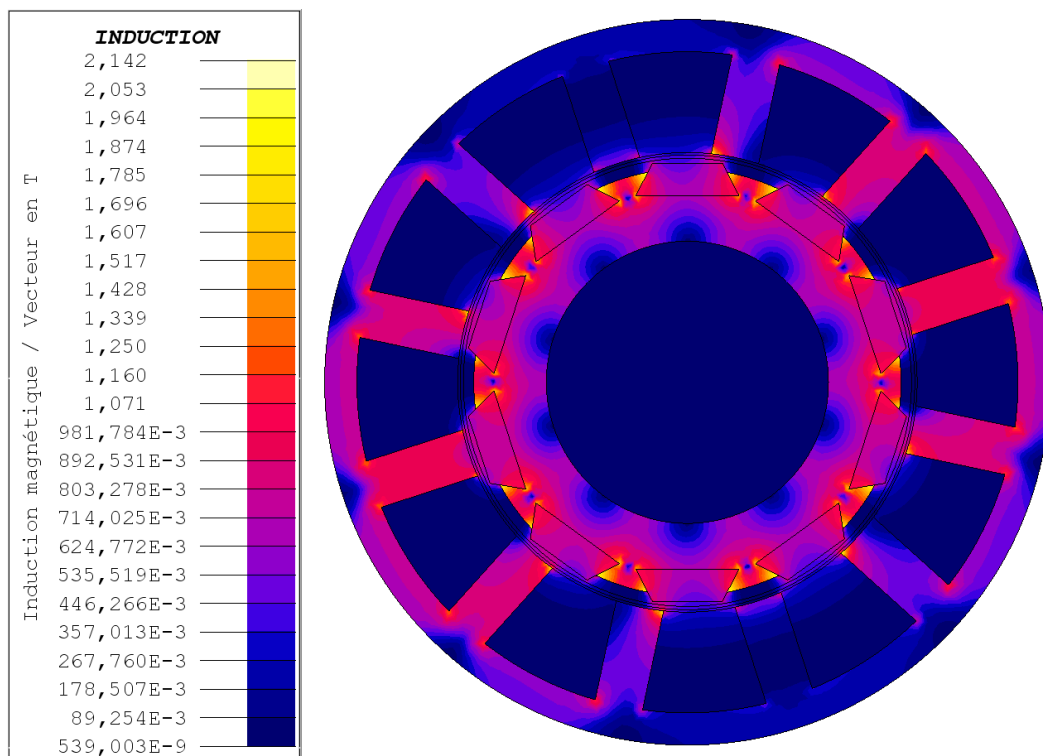


figure 6.33 : AT : Induction magnétique

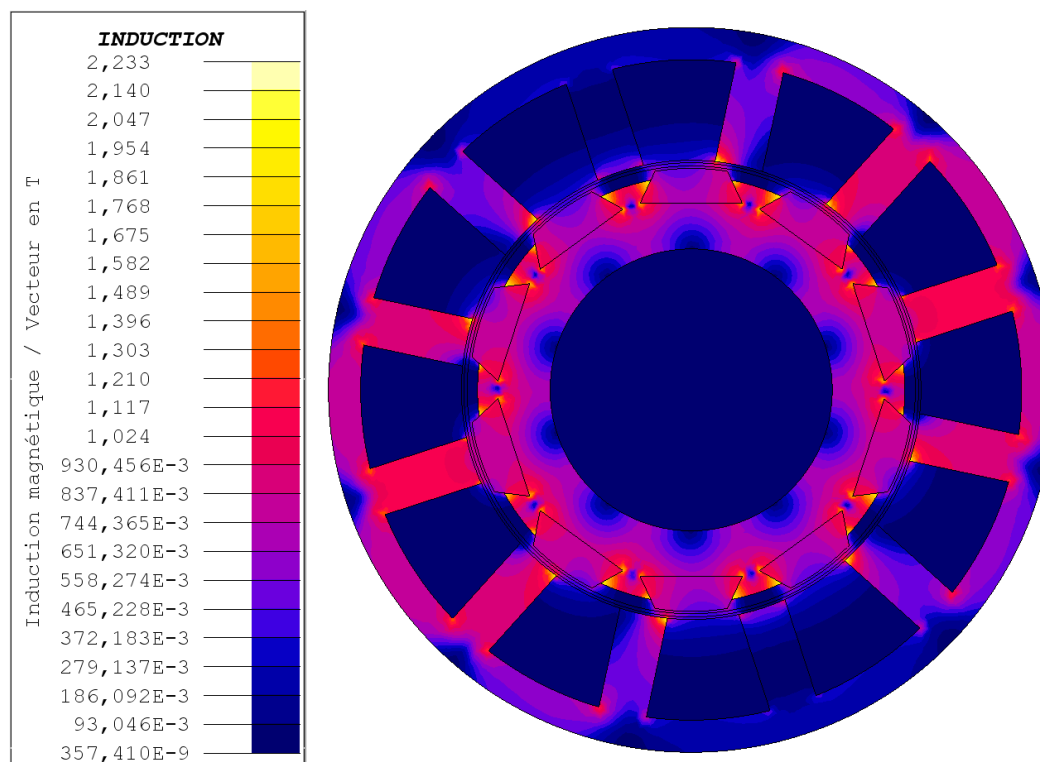


figure 6.34 : ATA : Induction magnétique

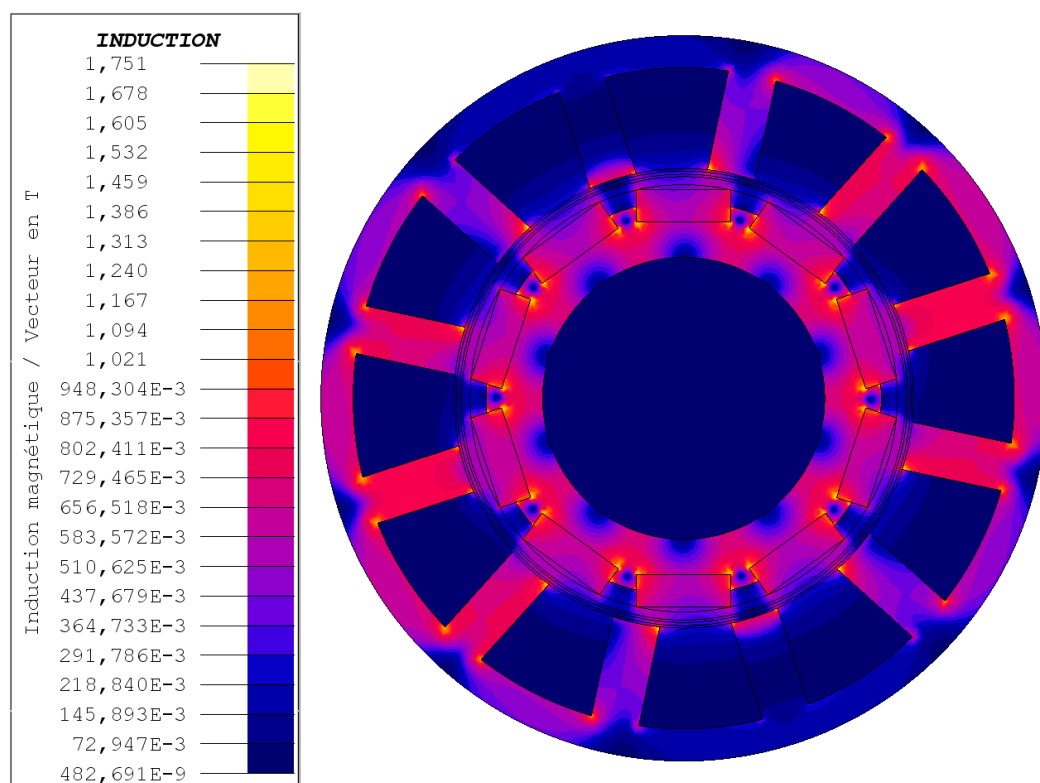


figure 6.35 : ARE : Induction magnétique

L'induction magnétique peut être réduite en changeant les dimensions des diverses pièces du moteur. Afin de déceler la présence de saturation dans le fer, l'affichage a été modifié de façon à n'afficher que les zones où l'induction magnétique est supérieure à 1.4 [T]. Les résultats obtenus pour les variantes AT et ARE sont représentés à la figure 6.36.

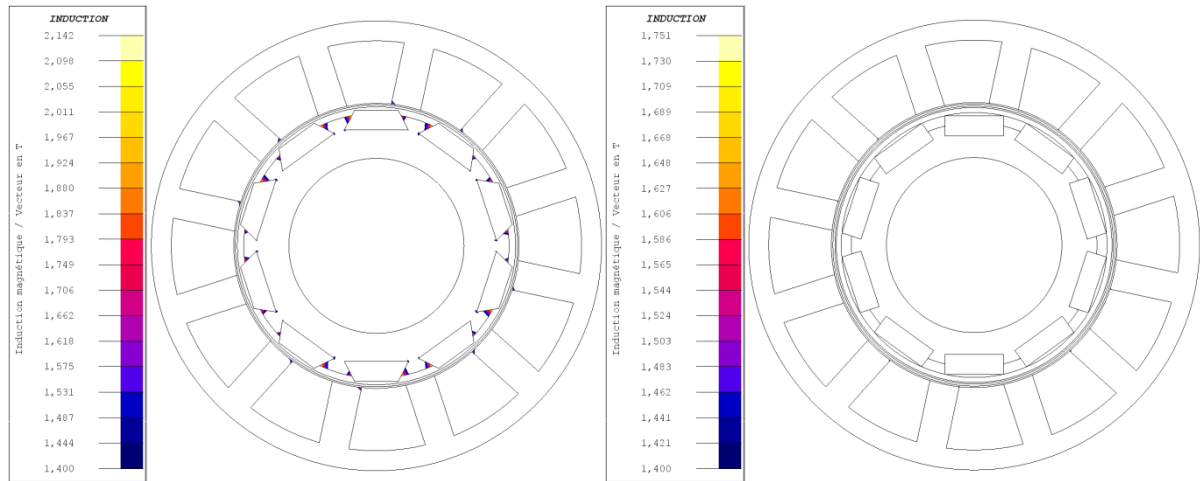


figure 6.36 : Induction magnétique supérieure à 1.4 [T] dans le moteur AT (à gauche) et ARE (à droite)

La culasse du rotor de la variante AT sature légèrement dans les angles de la partie servant à tenir les aimants permanents en place. Quant à celle du stator, mis à part de minuscules zones dans les extrémités des dents, elle ne sature pas. La variante ATA n'a pas été illustrée, car elle donne un résultat quasiment identique à celui obtenu pour la variante AT. Par contre, la variante ARE permet de réduire fortement la superficie des zones saturées. En effet, il ne reste plus que d'infimes zones de saturation, à peine perceptibles sur la figure 6.36. Etant donné que pour les trois variantes il n'y a pas de zones de saturation étendues, leurs dimensions n'ont pas besoin d'être modifiées.

6.3.2 Induction dans l'entrefer

A partir de l'induction dans l'entrefer, il est possible de déterminer, pour un moteur synchrone à aimants permanents :

- La constante de tension induite : $K_u \left[\frac{V}{rad/s} \right]$
- La constante de couple : $K_T \left[\frac{Nm}{A} \right]$

En effet, le fondamental de la tension induite de mouvement est donné par la relation [14] :

$${}^1U_{im} = \frac{2 \cdot \pi}{\sqrt{2}} \cdot f \cdot {}^1k_w \cdot N \cdot {}^1\hat{\Phi}_a [V] \quad (6.28)$$

où :

$$f = p \cdot n [Hz] \quad (6.29)$$

avec :

- $f [Hz]$: Fréquence du fondamental de la tension induite de mouvement
- ${}^1k_w [-]$: Facteur de bobinage (6.9)
- $N [-]$: Nombre total de spires en série par phase (6.13)
- ${}^1\hat{\Phi}_a [Wb]$: Flux par pôle du fondamental de l'onde d'induction créé par les aimants
- $p [-]$: Nombre de paires de pôles
- $n [tr/s]$: Vitesse de rotation du champ tournant et du rotor

Et comme, dans un moteur synchrone à aimants permanents, la tension induite de mouvement est proportionnelle à la vitesse de rotation Ω [rad/s] [14] :

$${}^1U_{im} = K_u \cdot \Omega [V] \quad (6.30)$$

Il vient [14] :

$$K_u = \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot {}^1k_w \cdot p \cdot N \cdot {}^1\hat{\Phi}_a \left[\frac{V}{rad/s} \right] \quad (6.31)$$

Il faut donc déterminer ${}^1\hat{\Phi}_a$ via la relation [15] :

$${}^1\hat{\Phi}_a = \frac{2}{\pi} \cdot {}^1\hat{B}_\delta \cdot \tau_p \cdot l_{active\ réelle} [Wb] \quad (6.32)$$

avec :

${}^1\hat{B}_\delta [T]$: Valeur crête du fondamental de l'induction dans l'entrefer
 $\tau_p [m]$: Pas polaire
 $l_{active\ réelle} [m]$: Longueur active réelle du moteur (6.27)

Le pas polaire est la largeur d'un pôle. Etant donné que tous les pôles du moteur ont une largeur identique, il se calcule simplement par :

$$\tau_p = \frac{\pi \cdot D}{2 \cdot p} = \frac{\pi \cdot 0.056}{2 \cdot 5} = 0.0176 [m] \equiv 17.6 [mm] \quad (6.33)$$

Où D est le diamètre moyen au centre de l'entrefer en [m].

Il est à présent possible de calculer la constante de tension induite K_u en fonction de la valeur crête du fondamental de l'induction dans l'entrefer ${}^1\hat{B}_\delta$. Pour ce faire, il faut réaliser une simulation de l'induction sur un chemin placé au centre de l'entrefer (figure 6.37 : trait rouge). A noter que le chemin est identique pour les trois variantes de moteur.

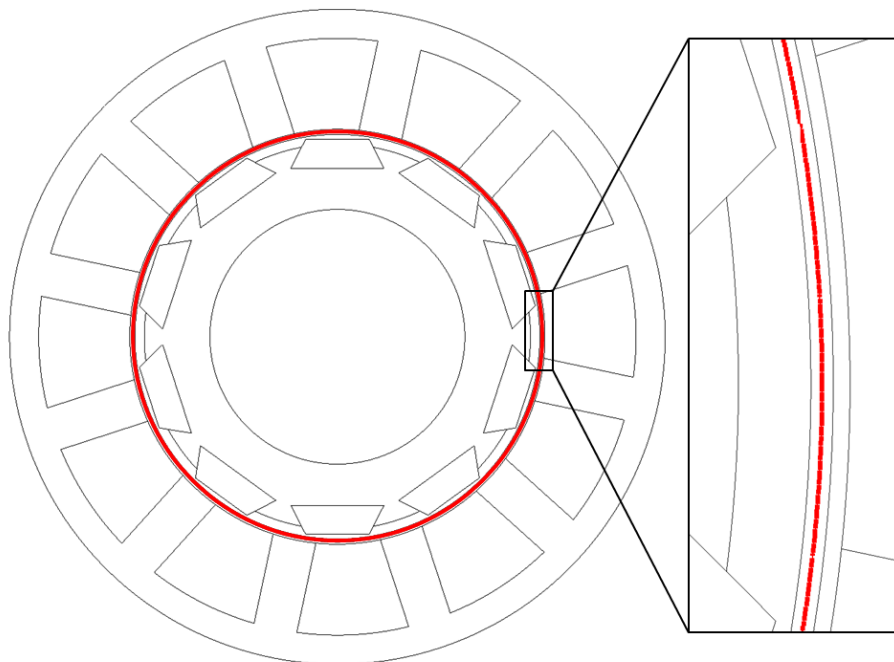


figure 6.37 : Chemin créé pour la mesure de l'induction dans l'entrefer sous Flux2D

L'induction dans l'entrefer obtenue pour les trois variantes de moteur est représentée à la figure 6.38.

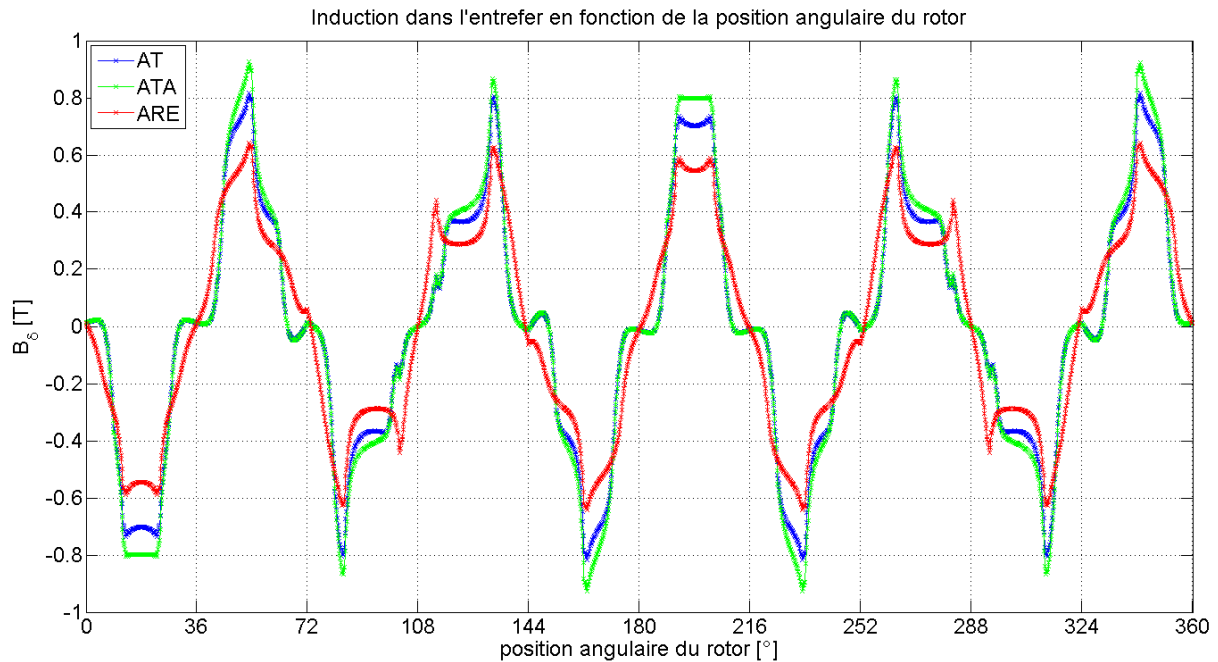


figure 6.38 : Induction dans l'entrefer en fonction de la position angulaire du rotor (0 [°] → 360 [°]) pour les trois variantes de rotor

La période spatiale de l'induction vaut $2 \cdot \tau_p$, ce qui correspond à une rotation du rotor de 72 [°]. Il y a donc le même nombre de périodes spatiales, lors d'un tour du rotor (360 [°]), que de paires de pôles.

Les trois variantes donnent des formes d'ondes relativement proches. Cependant pour obtenir précisément la valeur crête du fondamental de l'induction dans l'entrefer $^1\hat{B}_\delta$, il convient de tracer les harmoniques. Elles sont données par la figure 6.39.

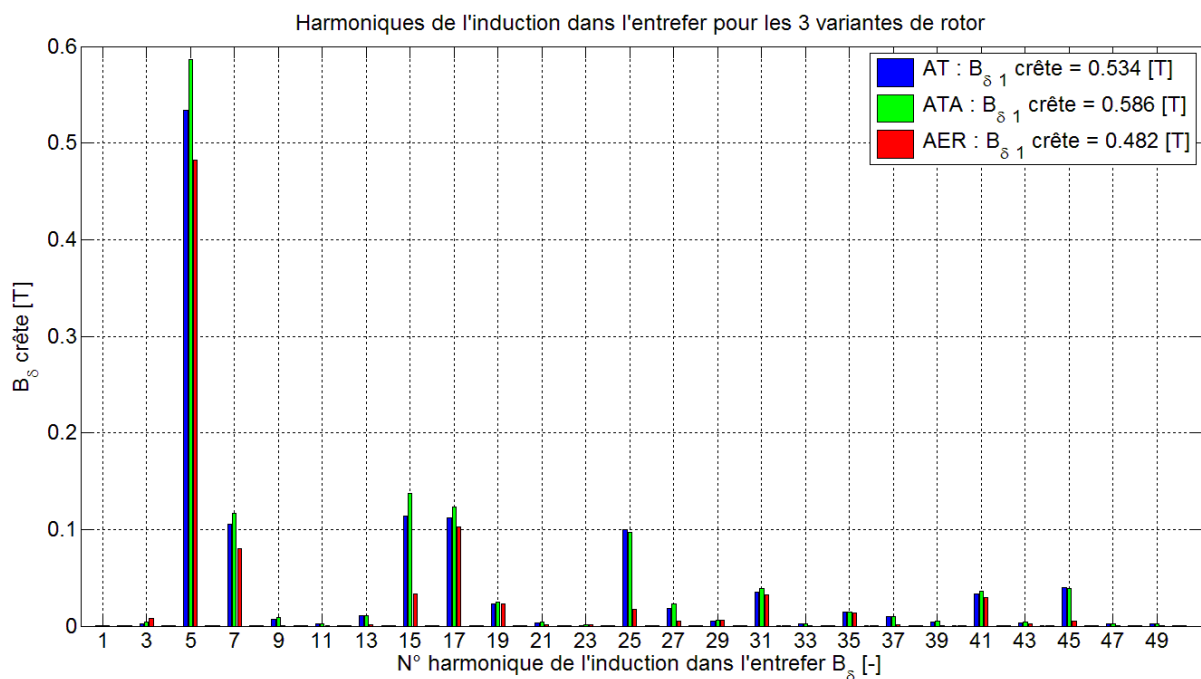


figure 6.39 : Harmoniques de l'induction dans l'entrefer pour les trois variantes de rotor

Le fondamental de l'induction dans l'entrefer est une harmonique d'ordre 5, car le moteur possède cinq paires de pôles ($p = 5$). Les autres harmoniques importantes sont les multiples de cinq (10, 15, 20, 25, etc.), elles donnent lieu à des phénomènes parasites. La variante ARE permet de les réduire passablement.

6.3.2.1 Calcul des constantes K_T et K_u à partir de l'induction dans l'entrefer

La constante de couple et celle de la tension induite sont liées par un facteur qui peut être déterminé à partir des équations de la puissance électromagnétique [14] :

$$P_{em} = P_{el} - P_{cu} = P_{mec} + P_{ffv} [W] \quad (6.34)$$

$$P_{em}(t) = u_{im1} \cdot i_1 + u_{im2} \cdot i_2 + u_{im3} \cdot i_3 [W] \quad (6.35)$$

avec :

$P_{el} [W]$:	Puissance électrique absorbée par le moteur
$P_{cu} [W]$:	Pertes cuivre
$P_{mec} [W]$:	Puissance mécanique fournie à l'arbre du moteur
$P_{ffv} [W]$:	Pertes fer, frottement et ventilation
$u_{imx} [V]$:	Tension induite de mouvement dans la phase x (avec $x = 1 ; 2 ; 3$)
$i_x [A]$:	Courant dans la phase x (avec $x = 1 ; 2 ; 3$)

De plus, la puissance électromagnétique en fonction du couple électromagnétique et de la vitesse de rotation est donnée par la relation [14] :

$$P_{em} = T_{em} \cdot \Omega [W] \quad (6.36)$$

Le couple électromagnétique peut donc s'écrire [14] :

$$T_{em}(t) = \frac{u_{im1} \cdot i_1 + u_{im2} \cdot i_2 + u_{im3} \cdot i_3}{\Omega} [Nm] \quad (6.37)$$

avec, pour un système triphasé de tensions induites de mouvement sinusoïdales :

$$\begin{cases} u_{im1}(t) = U_{im} \cdot \sqrt{2} \cdot \sin(\omega \cdot t) [V] \\ u_{im2}(t) = U_{im} \cdot \sqrt{2} \cdot \sin\left(\omega \cdot t + \frac{2 \cdot \pi}{3}\right) [V] \\ u_{im3}(t) = U_{im} \cdot \sqrt{2} \cdot \sin\left(\omega \cdot t + \frac{4 \cdot \pi}{3}\right) [V] \end{cases} \quad (6.38)$$

et:

$$\begin{cases} i_1(t) = I \cdot \sqrt{2} \cdot \sin(\omega \cdot t + \gamma) [A] \\ i_2(t) = I \cdot \sqrt{2} \cdot \sin\left(\omega \cdot t + \frac{2 \cdot \pi}{3} + \gamma\right) [A] \\ i_3(t) = I \cdot \sqrt{2} \cdot \sin\left(\omega \cdot t + \frac{4 \cdot \pi}{3} + \gamma\right) [A] \end{cases} \quad (6.39)$$

où :

- $U_{im} [V]$: Tension induite de mouvement de phase efficace
- $I [A]$: Courant de phase efficace
- $\omega [rad/s]$: Pulsation
- $t [s]$: Temps
- $\gamma [rad]$: Déphasage du courant par rapport aux tensions induites de mouvement

Après simplifications à l'aide des règles de trigonométrie, il vient [14] :

$$T_{em} = 3 \cdot \frac{U_{im}}{\Omega} \cdot I \cdot \cos \gamma = 3 \cdot K_u \cdot I \cdot \cos \gamma [Nm] \quad (6.40)$$

Le couple électromagnétique est donc indépendant du temps, et il est optimal lorsque le déphasage du courant par rapport aux tensions induites de mouvement est nul ($\gamma = 0 [rad]$). Il est par conséquent judicieux d'alimenter le moteur avec des courants qui sont en phase avec les tensions induites de mouvement.

La relation (6.40) permet de confirmer que le couple électromagnétique est proportionnel au courant, pour autant qu'il n'y ait pas de saturation dans les matériaux ferromagnétiques. Il peut s'écrire :

$$T_{em} = K_T \cdot I [Nm] \quad (6.41)$$

Où K_T est la constante de couple en $[Nm/A]$.

Dans un moteur synchrone à aimants permanents couplé en étoile, la constante de couple est donc liée à la constante de tension induite :

$$K_T \equiv 3 \cdot K_u \quad (6.42)$$

Il est à présent possible de calculer les valeurs des constantes K_u et K_T pour les trois variantes de moteur. Les résultats obtenus sont résumés dans le tableau 6.21.

Variante du moteur	AT	ATA	ARE
$^1\hat{B} [T]$ (figure 6.39)	0.534	0.586	0.482
$^1\hat{\Phi}_a [\mu Wb]$ (6.32)	871	955	786
$K_u [V/(rad/s)]$ (6.31)	0.405	0.444	0.365
$K_T [Nm/A]$ (6.42)	1.22	1.33	1.10

tableau 6.21 : K_u et K_T calculés à partir de l'induction dans l'entrefer B_δ

La variante ATA permet d'obtenir les constantes K_u et K_T les plus élevées.

6.3.3 Couple électromagnétique total

Le couple électromagnétique total du moteur synchrone à aimants permanents étudié peut être décomposé en trois couples distincts [24] :

$$T_{em\ tot} = T_{em} + T_a + T_b \text{ [Nm]} \quad (6.43)$$

avec :

T_{em} : Couple électromagnétique résultant de l'interaction aimants-bobines [Nm]

T_a : Couple de détente (créé uniquement par les aimants) [Nm]

T_b : Couple réluctant (créé uniquement par les bobines) [Nm]

Dans le cas d'un système rotatif possédant une bobine, un aimant et du fer, le couple électromagnétique total peut s'écrire [24] :

$$T_{em\ tot} = \frac{d\lambda_{ab}}{d\alpha} \cdot \theta_a \cdot \theta_b + \frac{1}{2} \cdot \frac{d\lambda_a}{d\alpha} \cdot \theta_a^2 + \frac{1}{2} \cdot \frac{d\lambda_b}{d\alpha} \cdot \theta_b^2 \text{ [Nm]} \quad (6.44)$$

$$T_{em\ tot} = \frac{d\lambda_{ab}}{d\alpha} \cdot \theta_a \cdot n \cdot i + \frac{1}{2} \cdot \frac{d\lambda_a}{d\alpha} \cdot \theta_a^2 + \frac{1}{2} \cdot \frac{d\lambda_b}{d\alpha} \cdot (n \cdot i)^2 \text{ [Nm]} \quad (6.45)$$

avec :

α : Position angulaire [rad]

λ_{ab} : Perméance mutuelle (aimants-bobines) [H]

λ_a : Perméance propre des aimants permanents [H]

λ_b : Perméance propre des bobines [H]

θ_a : Potentiel magnétique des aimants [A]

θ_b : Potentiel magnétique des bobines [A]

n : Nombre de spires des bobines [—]

i : Courant circulant dans les bobines [A]

La relation (6.45) permet de constater que le couple de détente ne dépend pas du courant et que le couple réluctant varie avec le carré du courant.

Pour le moteur du BWS, dont la position doit être connue avec une grande précision, le couple de détente est le couple réluctant doivent être réduits au maximum, car ils détériorent l'allure du couple électromagnétique. Ils peuvent donc être considérés comme des couples parasites.

6.3.4 Densité de courant

En magnétostatique, la plupart des simulations nécessitent d'imposer un courant dans une phase. Il faut par conséquent définir la densité de courant en fonctionnement standard. Les valeurs usuelles se situent entre 4 [A/mm²] et 5 [A/mm²]. Dans le cas du moteur du BWS, où le fil de bobinage et les isolants sont particulièrement résistants, une densité de courant dans les conducteurs bobinés relativement élevée peut être admise. Par conséquent, une densité de courant de 5 [A/mm²] est prise par défaut.

Il est à présent possible de déterminer le courant à appliquer dans une phase du moteur au moyen de la relation :

$$I = S_{\text{fil de cuivre}} \cdot J = 3.925 [A] \approx 4[A] \quad (6.46)$$

avec :

$$\begin{aligned} \text{densité de courant :} & J = 5 [A/mm^2] \\ \text{section du fil de bobinage (6.10) :} & S_{\text{fil de cuivre}} = 0.785 [mm^2] \end{aligned}$$

6.3.5 Couple de détente

Le couple de détente provient de l'interaction entre les aimants permanents et la culasse du stator. Il ne dépend donc pas du courant. Il peut provoquer des vibrations qui sont susceptibles de poser des problèmes mécaniques et de rendre le réglage du moteur plus difficile. Afin de le diminuer au maximum, un grand nombre de simulations, sans courant, ont été réalisées en modifiant à chaque fois les dimensions des aimants permanents.

Le couple de détente obtenu, pour les trois variantes de rotor, après optimisation des dimensions des aimants, est représenté à la figure 6.40.

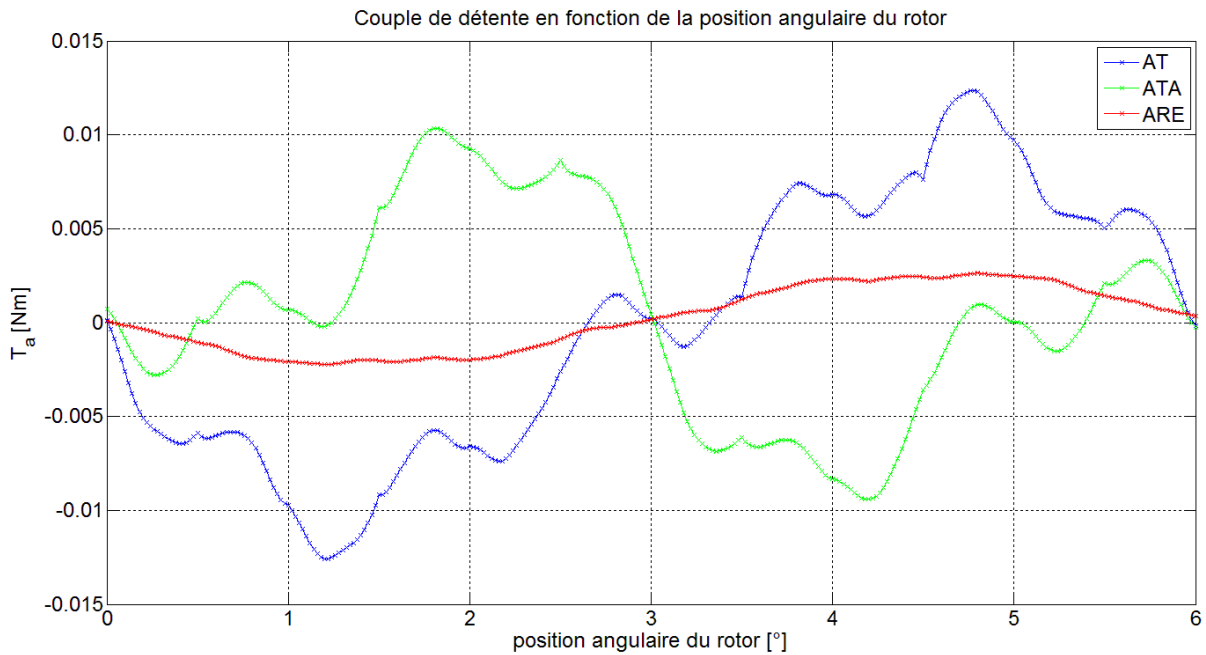


figure 6.40 : Couple de détente en fonction de la position angulaire du rotor (0 [°] → 6 [°]) pour les trois variantes de rotor

La variante ARE permet de réduire le couple de détente, d'environ un facteur 4. Quant aux variantes AT et ATE, avec leurs aimants de forme plus complexe, elles produisent un couple de détente plus important et nettement moins lisse.

La période du couple de détente obtenue par simulation est de 6 [°]. Elle est définie par le nombre de pôles et d'encoches du moteur, et peut être vérifiée à l'aide de la relation :

$$\tau_{T_a} = \frac{360}{PPMC(2 \cdot p, Z)} = \frac{360}{PPMC(10, 12)} = 6 [°] \equiv \frac{\pi}{30} [rad] \quad (6.47)$$

6.3.6 Couple réluctant

Le couple réluctant provient de l'interaction entre les bobines et la culasse du rotor, il varie donc avec le courant. Il peut être réduit en diminuant le diamètre extérieur de la culasse du rotor. Cependant, la culasse doit être suffisamment solide pour maintenir les aimants permanents en place. Par conséquent, son diamètre ne peut être diminué que légèrement.

Le couple réluctant obtenu pour les trois variantes de rotor, en appliquant un courant de 4 [A] dans la phase 1, est représenté à la figure 6.41.

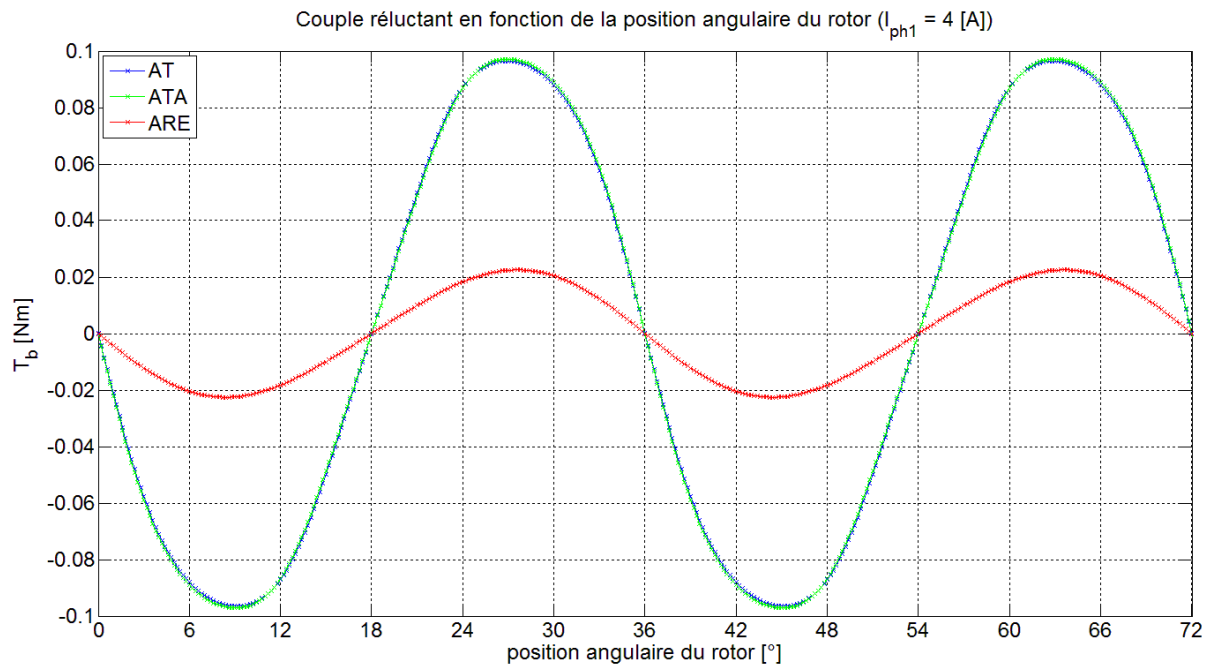


figure 6.41 : Couple réluctant en fonction de la position angulaire du rotor (0 [°] → 72 [°]), avec un courant de 4 [A] dans la phase 1, pour les trois variantes de rotor

Pour les trois variantes de rotor, le couple réluctant est plus important que le couple de détente. Toutefois, il est moins problématique, car sa période est plus grande. Comme pour le couple de détente, c'est également la variante ARE qui produit le couple réluctant le plus faible. Il est réduit d'environ un facteur 4 par rapport aux deux autres variantes.

Les variantes AT et ATA ont un couple réluctant quasiment identique, car leurs culasses rotoriques sont pratiquement similaires.

La période du couple réluctant obtenue par simulation est de 36 [°]. Elle est définie par le nombre de pôles du moteur, et peut être vérifiée à l'aide de la relation :

$$\tau_{T_b} = \frac{360}{2 \cdot p} = 36 [^\circ] \equiv \frac{\pi}{5} [rad] \quad (6.48)$$

Une seconde simulation a été réalisée pour visualiser l'influence du courant de phase sur le couple réluctant. La figure 6.42 montre le couple réluctant, de la variante AT, obtenu pour un courant dans la phase 1 allant de 0 [A] à 10 [A] par pas de 2 [A].

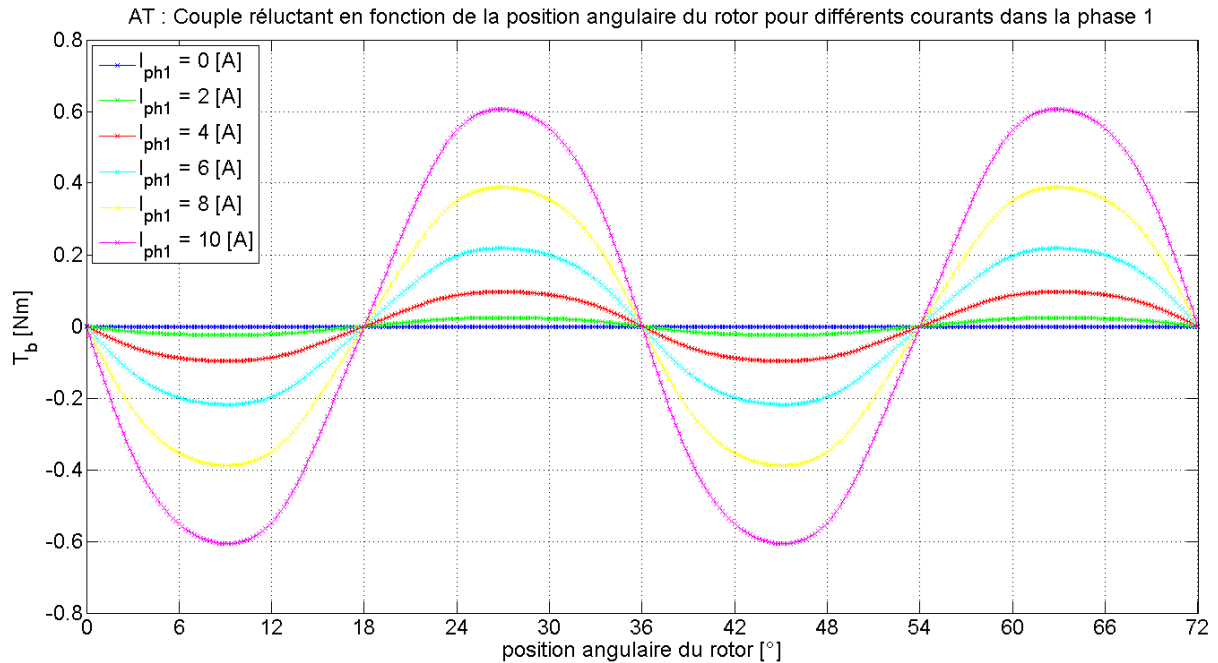


figure 6.42 : AT : Couple réductant en fonction de la position angulaire du rotor (0 [°] → 72 [°]), pour différents courants dans la phase 1

A partir de la valeur maximale du couple réductant obtenue pour chaque valeur de courant, il est possible de tracer l'augmentation du couple réductant en fonction du courant. Le résultat obtenu, pour la variante AT, est représenté à la figure 6.43.

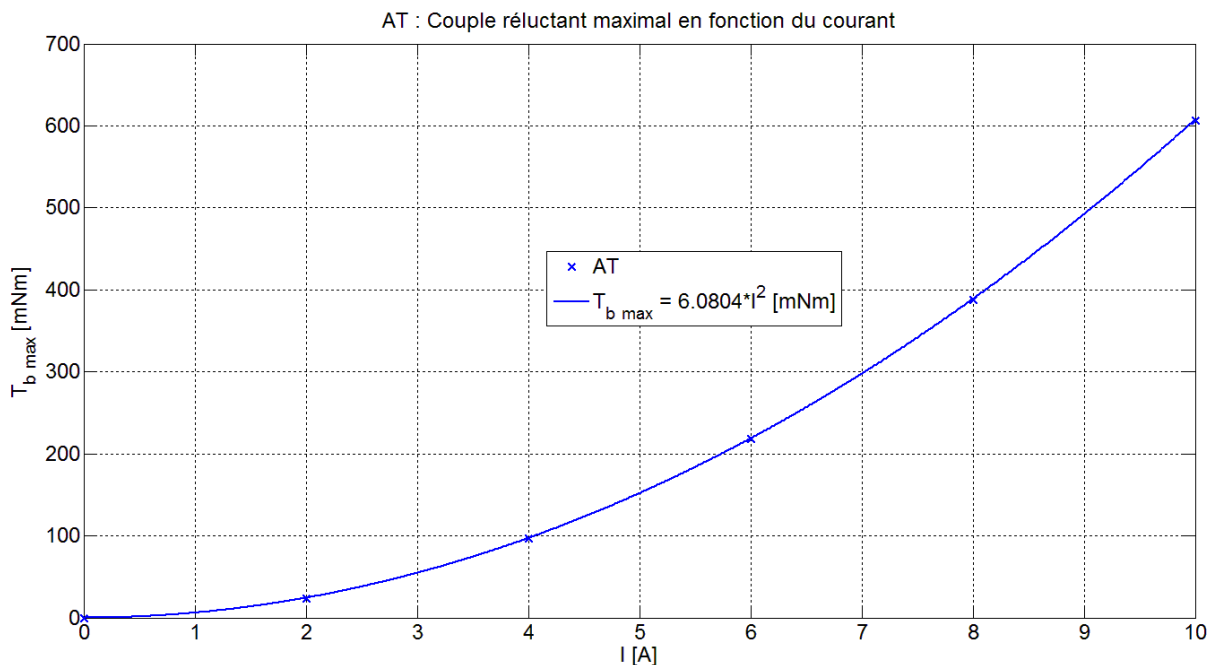


figure 6.43 : AT : Couple réductant maximal en fonction du courant

La figure 6.43 permet de vérifier que le couple réductant varie avec le carré du courant.

6.3.7 Couple électromagnétique total

Le couple électromagnétique total a été obtenu à partir d'une simulation avec un courant de 4 [A] dans la phase 1. Il est représenté, pour les trois variantes de moteur, à la figure 6.44.

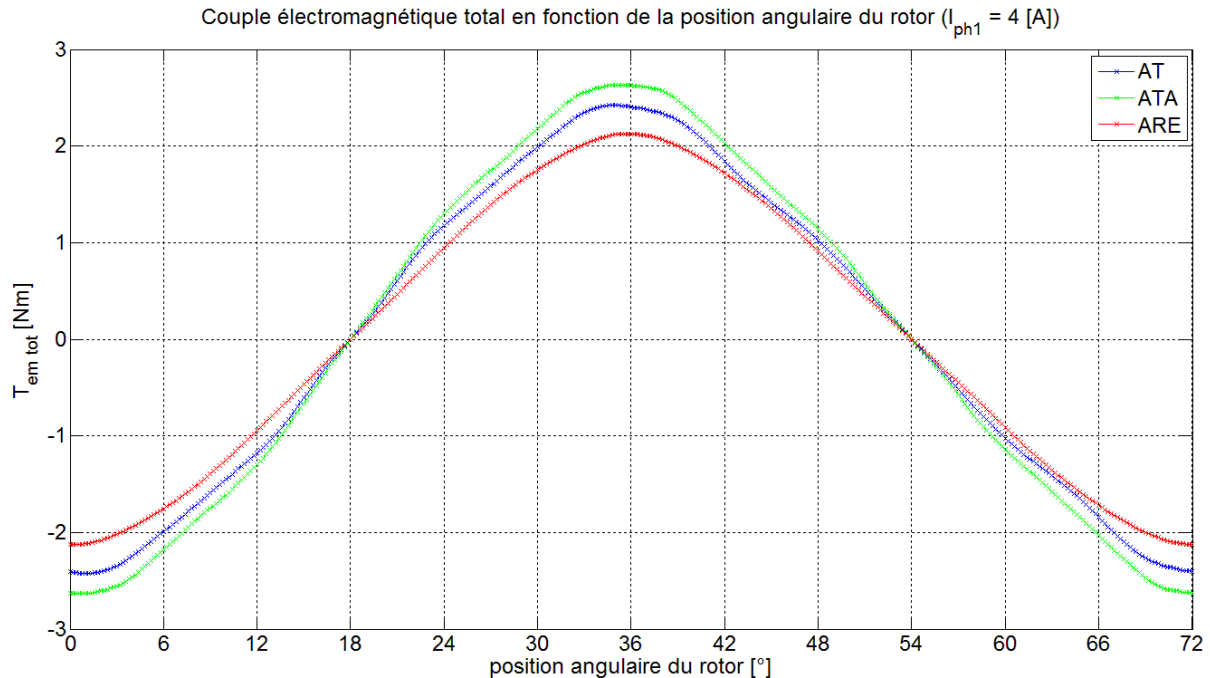


figure 6.44 : Couple électromagnétique total en fonction de la position angulaire du rotor (0 [°] → 72 [°]), avec un courant de 4 [A] dans la phase 1, pour les trois variantes de rotor

La période du couple électromagnétique total obtenue par simulation est de 72 [°]. Elle est définie par le nombre de pôles du moteur, et peut être vérifiée à l'aide de la relation :

$$\tau_{T_{em\ tot}} = \frac{360}{p} = 72 [^\circ] \equiv \frac{2 \cdot \pi}{5} [rad] \quad (6.49)$$

En mesurant les valeurs crêtes du couple de détente $\hat{T}_a$ et du couple réductant $\hat{T}_b$, il est possible de déterminer leurs influences en [%] sur le couple électromagnétique total $\hat{T}_{em\ tot}$. Les résultats obtenus sont résumés dans le tableau 6.22.

Variante du moteur	AT	ATA	ARE
$\hat{T}_{em\ tot}$ [Nm] (figure 6.44)	2.42	2.63	2.13
$\hat{T}_{em\ tot}$ en [%] par rapport à la variante ATA	92	100	81
$\hat{T}_a$ [mNm] (figure 6.40)	12.6	10.3	2.63
$(\hat{T}_a / \hat{T}_{em}) \cdot 100$ [%]	0.5	0.4	0.1
$\hat{T}_b$ [mNm] (figure 6.41)	96.6	97.2	22.5
$(\hat{T}_b / \hat{T}_{em}) \cdot 100$ [%]	4.0	3.7	1.1

tableau 6.22 : Résumé des valeurs crêtes des différents couples électromagnétiques et de leurs influences

La variante ATA permet d'obtenir un couple électromagnétique total plus élevé d'environ 20 [%] par rapport à la variante ARE et d'environ 10 [%] par rapport à la variante AT. Par contre, l'influence du couple de détente et surtout du couple réductant est plus importante pour les variantes AT et ATA que pour la variante ARE. Cette influence plus grande se traduit par une courbe moins propre, comme le montre bien la figure 6.44.

Les harmoniques du couple électromagnétique total, en [%] du fondamental, sont représentées, pour les trois variantes du moteur, à la figure 6.45. Les valeurs du fondamental sont données dans la légende de la figure (en haut à droite).

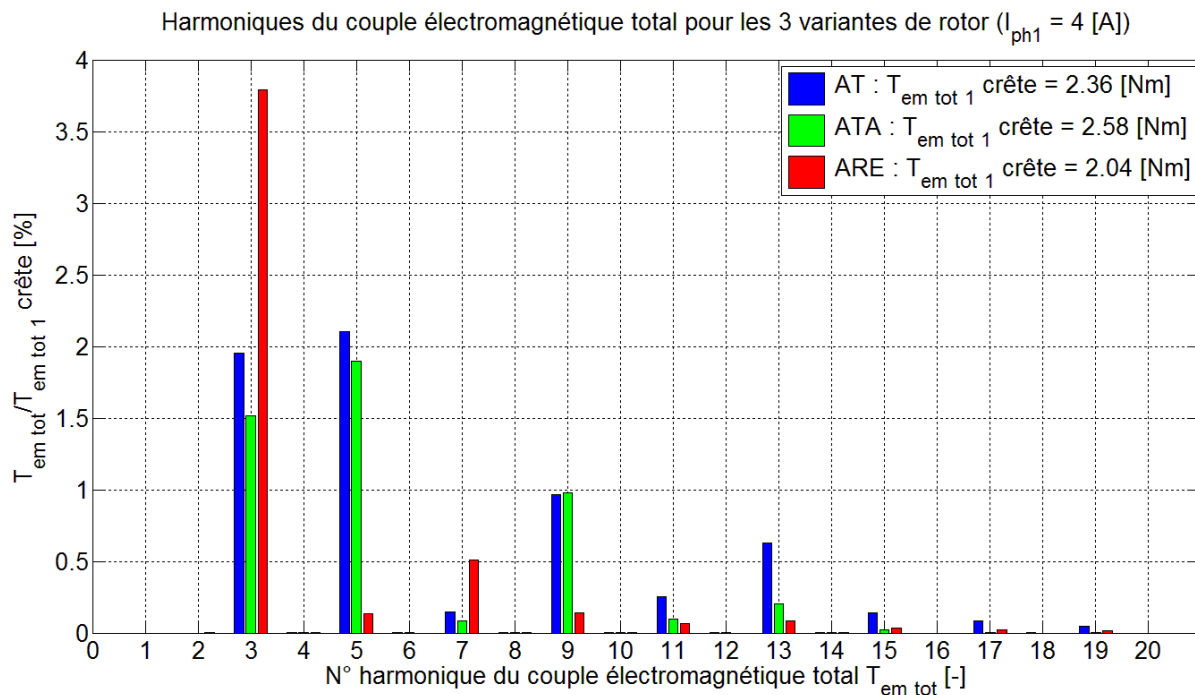


figure 6.45 : Harmoniques du couple électromagnétique total pour les trois variantes de rotor, avec un courant de 4 [A] dans la phase 1

Les harmoniques dont le rang est un multiple de trois (3, 6, 9, 12, etc.) ne posent pas de gros problèmes, car elles se superposent relativement bien à l'onde fondamentale. De plus, avec un branchement des phases du moteur en étoile, toutes les harmoniques de la tension de ligne qui sont des multiples de trois sont supprimées. Les variantes AT et ATA ont une 5^{ème} harmonique plutôt importante. Quant à la variante ARE, c'est la 7^{ème} qui est prépondérante. Toutefois, les harmoniques restent modestes au vu du fondamental. A noter qu'il n'y a pas d'harmoniques paires, car une courbe sinusoïdale est une fonction mathématique périodique possédant une symétrie par rapport à l'axe du temps.

En alimentant une phase après l'autre, avec un courant de 4 [A], il est possible de représenter le couple électromagnétique total produit par les trois phases du moteur. Le résultat ainsi obtenu, pour la variante AT, est représenté à la figure 6.46. Les deux autres variantes donnent des résultats similaires.

Comme le montre la figure 6.46, les 3 phases sont déphasées de 120 [°] entre elles, ce qui représente un décalage de la position angulaire du rotor de 24 [°] ($\tau_{T_{em\ tot}}/3$).

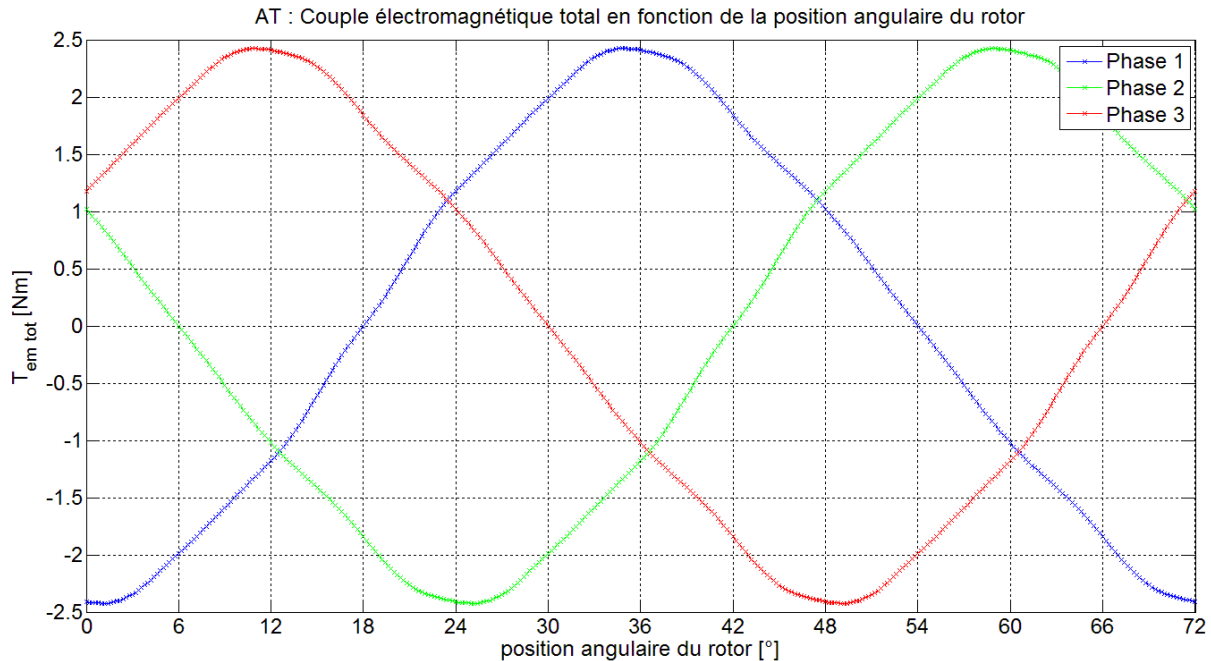


figure 6.46 : AT : Couple électromagnétique total en fonction de la position angulaire du rotor (0 [°] → 72 [°]), avec les trois phases alimentées séparément

6.3.7.1 Couple électromagnétique en fonction du courant de phase

Le couple électromagnétique total a également été tracé pour plusieurs valeurs de courant dans la phase 1. Les résultats obtenus pour la variante AT sont représentés à la figure 6.47. Les deux autres variantes donnent des résultats analogues, ils n'ont par conséquent pas été illustrés.

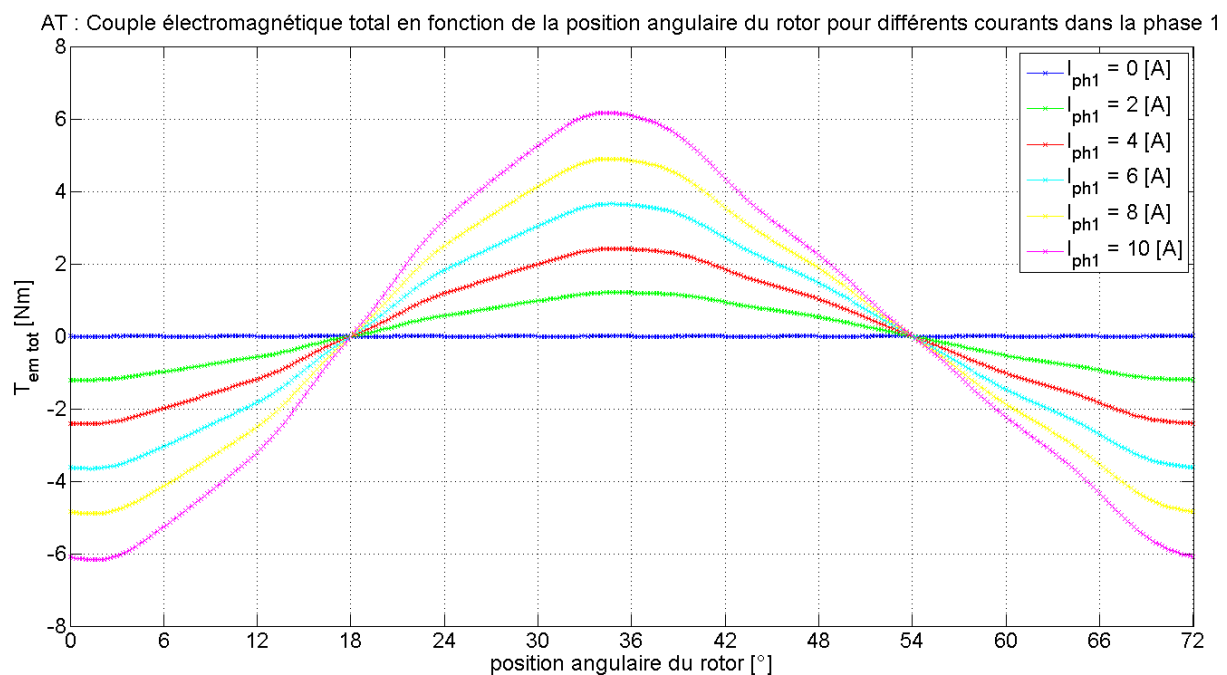


figure 6.47 : AT : Couple électromagnétique total en fonction de la position angulaire du rotor (0 [°] → 72 [°]), pour différents courants dans la phase 1

Pour des courants relativement faibles, le couple électromagnétique total varie quasiment de façon proportionnelle au courant, car le couple réluctant, qui varie au carré du courant, est particulièrement faible. Par contre, lorsque les courants deviennent importants, le couple réluctant s'intensifie, et provoque de sérieuses déformations de l'onde du couple électromagnétique total.

6.3.7.2 Calcul des constantes K_T et K_u à partir du couple électromagnétique crête

Les constantes K_T et K_u peuvent être obtenues à partir du couple électromagnétique crête. En effet, dans le cas où il n'y a que la phase 1 qui est alimentée par un courant constant, il vient, à partir de la relation (6.37) :

$$T_{em\,ph1}(t) = \frac{U_{im} \cdot \sqrt{2} \cdot \sin(\omega \cdot t) \cdot I_1}{\Omega} [Nm] \quad (6.50)$$

En positionnant le rotor à $36 [^\circ]$ ($\omega \cdot t = \pi/2 [rad]$), le couple électromagnétique est maximum, tandis que le couple de détente et le couple réluctant sont nuls :

$$T_{em\,ph1\,36^\circ} = \hat{T}_{em} = \frac{U_{im} \cdot \sqrt{2}}{\Omega} \cdot I_1 [Nm] \quad (6.51)$$

En posant $I_1 = I$ et en mettant I en évidence dans les relations (6.40) et (6.51), il vient :

$$I = T_{em} \cdot \frac{\Omega}{3 \cdot U_{im}} = \hat{T}_{em} \cdot \frac{\Omega}{\sqrt{2} \cdot U_{im}} [A] \quad (6.52)$$

Le couple électromagnétique est donc lié au couple électromagnétique crête :

$$T_{em} = \hat{T}_{em} \cdot \frac{3}{\sqrt{2}} [Nm] \quad (6.53)$$

Pour déterminer les constantes K_T et K_u , il faut commencer par tracer le couple électromagnétique crête en fonction du courant dans la phase 1 lorsque le rotor est à $36 [^\circ]$. Le résultat obtenu, pour les trois variantes de moteur est illustré à la figure 6.48.

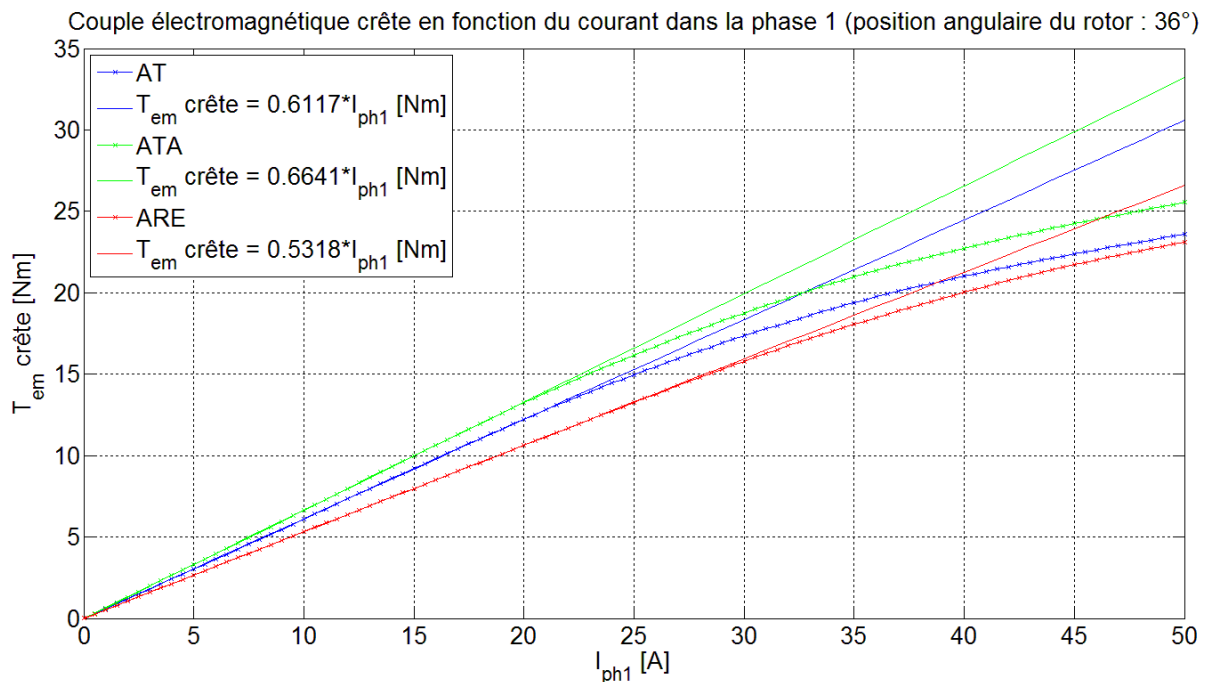


figure 6.48 : Couple $\hat{T}_{em}$ en fonction du courant I_{ph1} pour une position angulaire du rotor de 36 [°], pour les trois variantes de rotor

Il faut ensuite effectuer une régression linéaire sur la partie de la courbe où il n'y a pas de saturation (0 [A] → 20 [A]), et relever la valeur de sa pente ($\Delta\hat{T}_{em}/\Delta I_{ph1}$). Les constantes K_T et K_u sont alors calculées avec les relations :

$$K_T = \frac{\Delta\hat{T}_{em}}{\Delta I_{ph1}} \cdot \frac{3}{\sqrt{2}} \left[\frac{Nm}{A} \right] \quad (6.54)$$

$$K_u = \frac{K_T}{3} \left[\frac{V}{rad/s} \right] \quad (6.55)$$

Les résultats ainsi obtenus sont résumés dans le tableau 6.23.

Variante du moteur	AT	ATA	ARE
$\Delta\hat{T}_{em}/\Delta I_{ph1}$ [Nm/A]	0.612	0.664	0.532
K_T [Nm/A]	1.30	1.41	1.13
K_u [V/(rad/s)]	0.433	0.470	0.377

tableau 6.23 : K_T et K_u calculés à partir du couple électromagnétique crête $\hat{T}_{em}$

6.3.7.3 Calcul des constantes K_T et K_u à partir du couple électromagnétique

Une autre méthode permet de déterminer les constantes K_T et K_u à partir d'une simulation magnétostatique. Elle consiste à simuler un courant triphasé sinusoïdal lorsque le rotor du moteur se trouve dans des positions déterminées. Pour ce faire, deux positions particulières ont été définies :

- Position angulaire du rotor à 36° :

$$Ph_1 = \hat{I} [A] ; Ph_2 = -\frac{1}{2} \cdot \hat{I} [A] ; Ph_3 = -\frac{1}{2} \cdot \hat{I} [A] \quad (6.56)$$

- Position angulaire du rotor à 54° :

$$Ph_1 = 0 [A] ; Ph_2 = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \hat{I} [A] ; Ph_3 = -\frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \hat{I} [A] \quad (6.57)$$

Le couple électromagnétique en fonction du courant efficace a été tracé pour ces deux positions. Il est représenté à la figure 6.49 pour la variante AT, à la figure 6.50 pour la variante ATA et à la figure 6.51 pour la variante ARE.

Une régression linéaire effectuée à partir de la moyenne des deux courbes (36° et 54°) et dans la partie où il n'y a pas de saturation ($0 [A] \rightarrow 20 [A]$) a été tracée. Sa pente ($\Delta T_{em} / \Delta I_{eff}$) permet de calculer les constantes K_T et K_u via les relations :

$$K_T = \frac{\Delta T_{em}}{\Delta I_{eff}} \left[\frac{Nm}{A} \right] \quad (6.58)$$

$$K_u = \frac{K_T}{3} \left[\frac{V}{rad/s} \right] \quad (6.59)$$

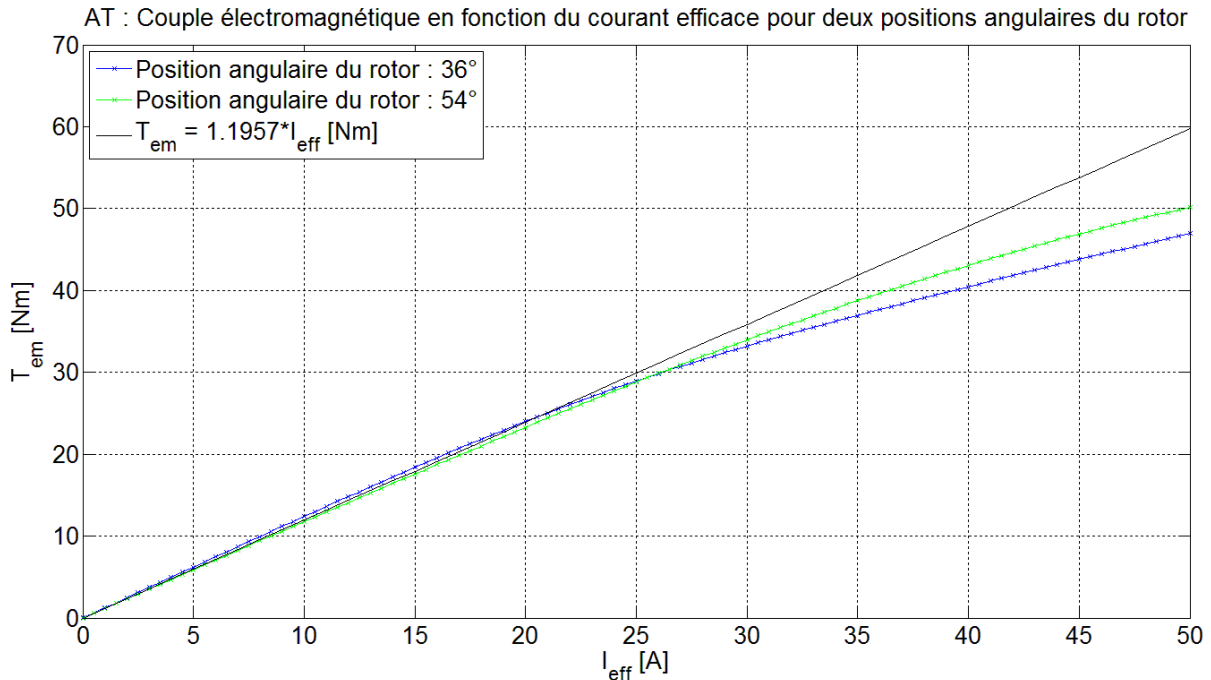


figure 6.49 : AT : Couple électromagnétique T_{em} en fonction du courant efficace I_{eff} pour deux positions angulaires du rotor (36° et 54°)

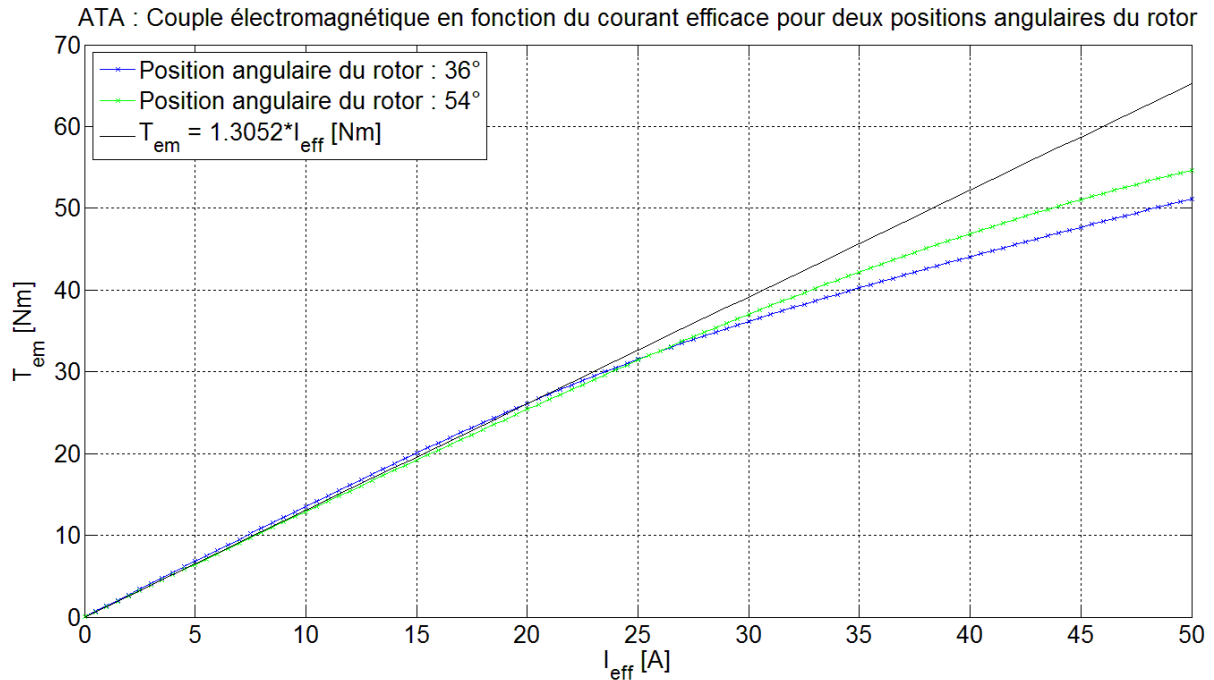


figure 6.50 : ATA : Couple électromagnétique T_{em} en fonction du courant efficace I_{eff} pour deux positions angulaires du rotor (36° et 54°)

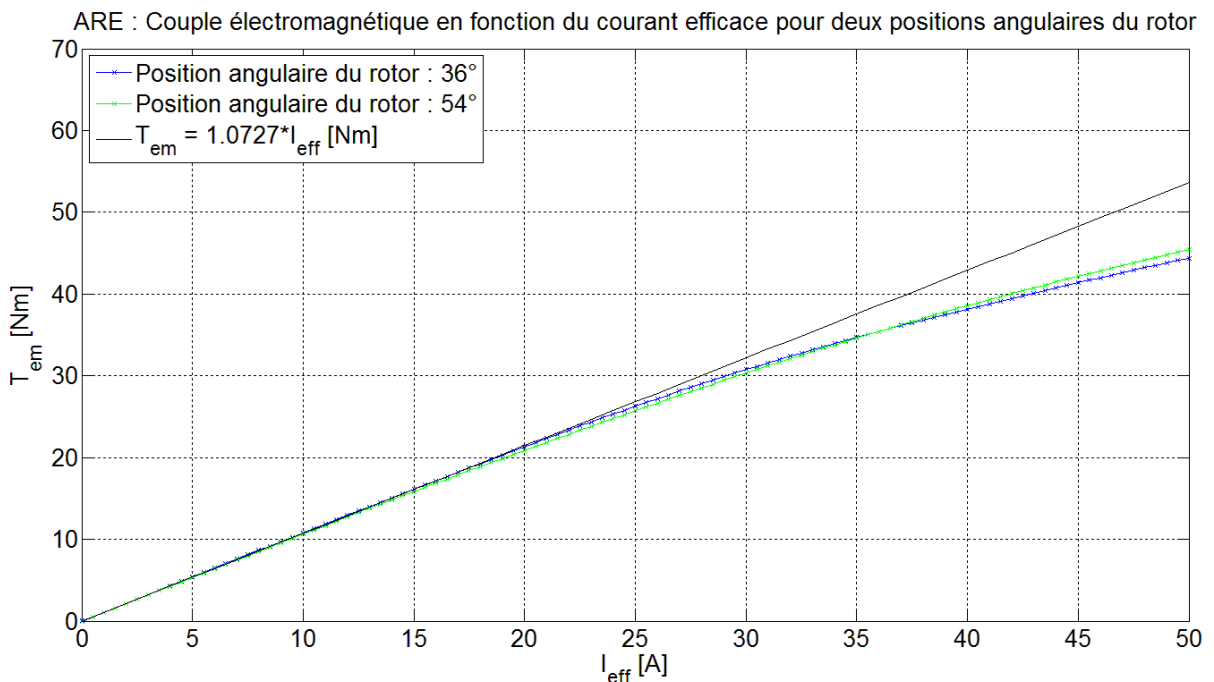


figure 6.51 : ARE : Couple électromagnétique T_{em} en fonction du courant efficace I_{eff} pour deux positions angulaires du rotor (36° et 54°)

Les valeurs des constantes K_T et K_u obtenues sont résumées dans le tableau 6.24.

Variante du moteur	AT	ATA	ARE
K_T [Nm/A]	1.20	1.31	1.07
K_u [V/(rad/s)]	0.400	0.437	0.357

tableau 6.24 : K_T et K_u calculés à partir du couple électromagnétique T_{em}

6.4 Simulation magnétodynamique sur Flux2D

La simulation magnétodynamique permet notamment de mesurer la tension induite de mouvement et le couple électromagnétique en fonction du temps. Avec cette simulation, il est possible de tester le moteur à vide, en court-circuit et en fonctionnement en génératrice à vide.

6.4.1 Schéma équivalent d'une phase du moteur synchrone à aimants permanents

Il est possible de représenter schématiquement une phase du moteur synchrone à aimants permanents à partir de l'équation de tension d'une phase [14] :

$$u(t) = R \cdot i(t) + u_i(t) = R \cdot i + \frac{d\Psi_a(t)}{dt} [V] \quad (6.60)$$

avec :

- R : Résistance de phase [Ω]
- i : Courant de phase [A]
- u_i : Tension induite totale [V]
- Ψ_a : Flux totalisé [Wb]

Le flux totalisé qui est dû aux courants statoriques et aux aimants permanents, se compose du :

- Flux de champ principal créé par les bobines ;
- Flux de fuite statorique ;
- Flux créé par les aimants dans la phase.

Dans le cas où il n'y a pas de saturation, la relation (6.60) devient [14] :

$$u(t) = R \cdot i(t) + L_d \cdot \frac{di(t)}{dt} + u_{im}(t) [V] \quad (6.61)$$

avec :

- L_d : Inductance synchrone de phase [H]
- u_i : Tension induite de mouvement de phase [V]

L'inductance synchrone de phase L_d prend en compte l'inductance de champ principal L_h et l'inductance de fuite L_σ .

Le schéma électrique équivalent d'une phase, issu de la relation (6.61), est représenté à la figure 6.52.

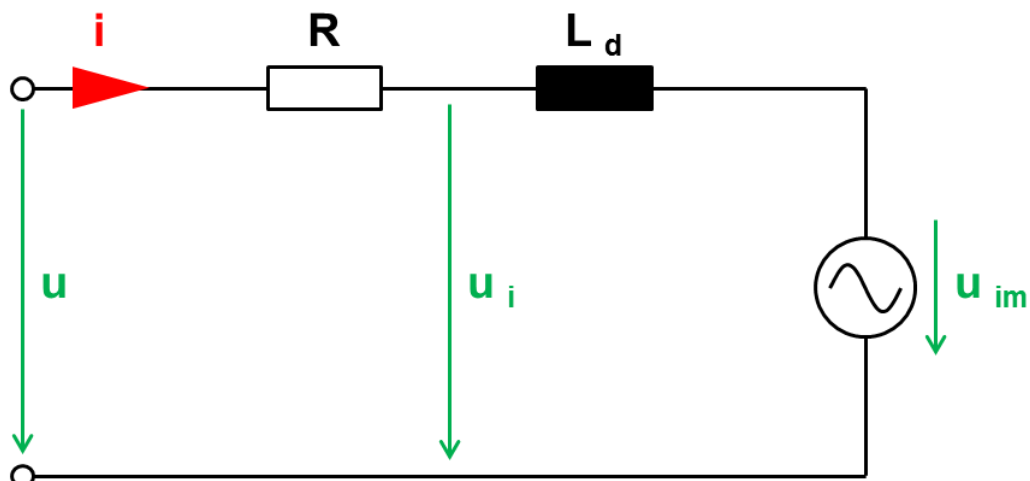


figure 6.52 : Schéma équivalent d'une phase du moteur synchrone à aimants permanents

6.4.2 Essai du moteur en génératrice à vide

La tension induite de mouvement est engendrée par la variation du flux totalisé, dans la phase, créée par la rotation des aimants. Elle peut donc s'écrire [14] :

$$u_{im} = \frac{d\Psi_a(t)}{dt} = \frac{d\Psi_a(t)}{d\alpha} \cdot \frac{d\alpha}{dt} = \frac{d\Psi_a(t)}{d\alpha} \cdot \Omega \text{ [V]} \quad (6.62)$$

Cette tension peut être mesurée à partir d'un essai en génératrice à vide, qui consiste à entraîner le rotor à vitesse constante. Pour réaliser cet essai sous Flux2D, le schéma électrique de la figure 6.53 a été effectué. Les valeurs des composants du circuit sont résumées dans le tableau 6.25.

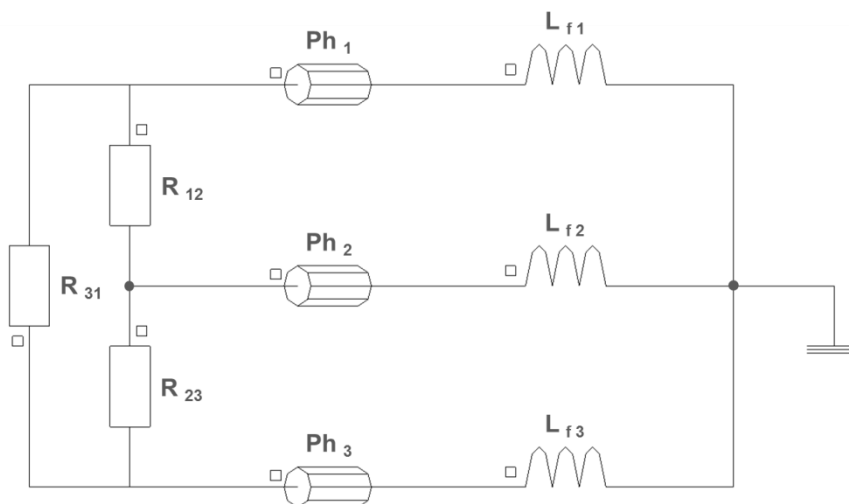


figure 6.53 : Schéma électrique pour l'essai en génératrice à vide sous Flux2D

Description	Symbole	Valeur	Unité
Résistances de phase (6.21)	$Ph_1 ; Ph_2 ; Ph_3$	1.03	[Ω]
Résistances pour la mesure de la tension composée	$R_{12} ; R_{23} ; R_{31}$	10	[MΩ]
Inductances de fuites	$L_{f1} ; L_{f2} ; L_{f3}$	1	[μH]

tableau 6.25 : Composants du circuit électrique pour l'essai en génératrice à vide sous Flux2D

Les résistances pour la mesure de la tension composée ont été choisies très grandes, afin d'obtenir un circuit qui peut être considéré comme ouvert. Quant aux inductances de fuites, qui représentent les pertes de flux dans les têtes de bobines, elles ont été choisies très petites.

Afin de pouvoir réaliser la simulation sous flux2D, il faut encore choisir la vitesse de rotation du moteur. Le plus simple est de fixer la fréquence à 50 [Hz] et de calculer la vitesse à l'aide de la relation :

$$n = \frac{f}{p} = \frac{50}{5} = 10 \text{ [tr/s]} \equiv N = 600 \text{ [tr/min]} \equiv \Omega \cong 62.83 \text{ [rad/s]} \quad (6.63)$$

6.4.2.1 Tension induite de mouvement

La tension induite de mouvement de phase obtenue, pour la variante AT, est représentée à la figure 6.54.

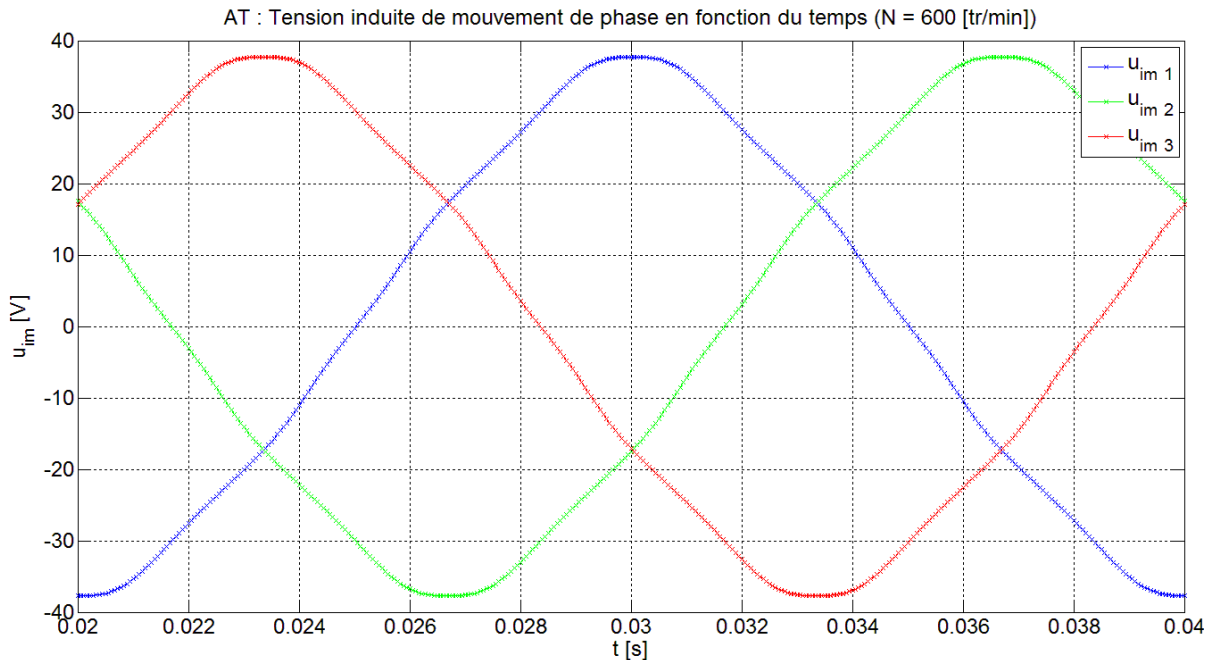


figure 6.54 : AT : Tension induite de mouvement de phase en fonction du temps (20 [ms] → 40 [ms]) pour une vitesse de rotation de 600 [tr/min]

Il s'agit bien d'un système de tension triphasé dont les 3 phases sont déphasées de 120 [°] entre elles. La période de la tension induite de mouvement obtenue par simulation est de 20 [ms]. Elle peut être vérifiée à l'aide de la relation :

$$T = \frac{1}{f} = \frac{1}{50} \text{ [s]} \equiv 20 \text{ [ms]} \quad (6.64)$$

La tension induite de mouvement composée, représentée à la figure 6.55 pour la variante AT, est définie par :

$$\begin{cases} u_{im\ 12} = u_{im\ 1} - u_{im\ 2} [V] \\ u_{im\ 23} = u_{im\ 2} - u_{im\ 3} [V] \\ u_{im\ 31} = u_{im\ 3} - u_{im\ 1} [V] \end{cases} \quad (6.65)$$

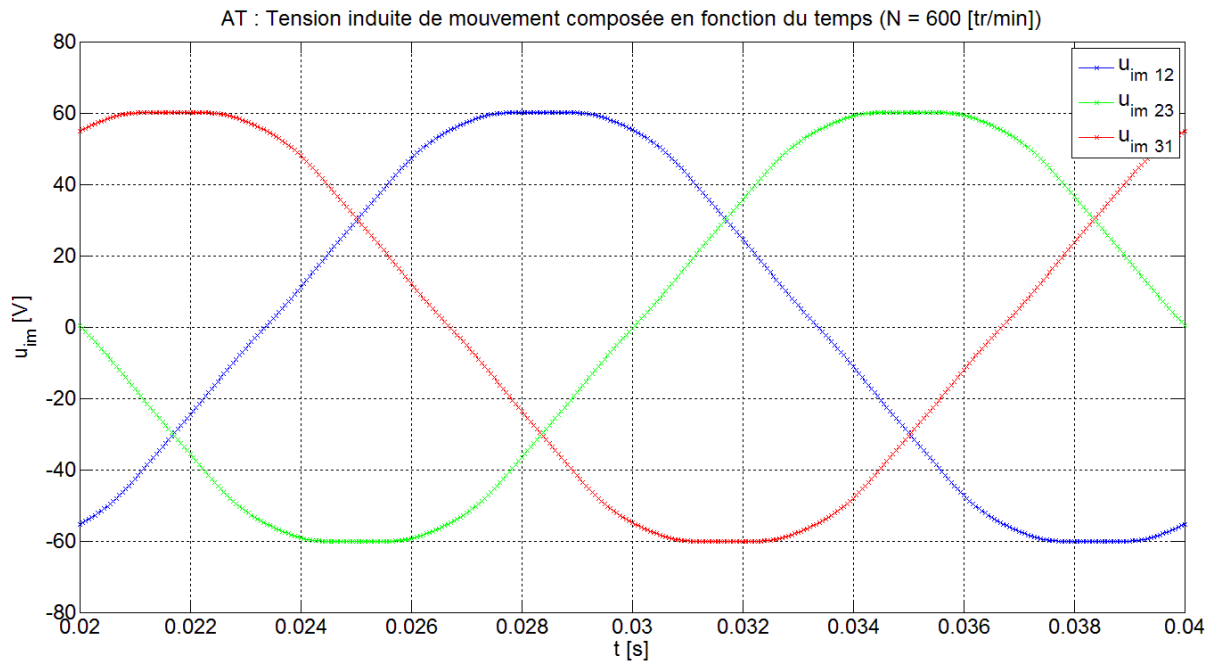


figure 6.55 : AT : Tension induite de mouvement composée en fonction du temps (20 [ms] → 40 [ms]) pour une vitesse de rotation de 600 [tr/min]

Il est intéressant de regarder ce qui se passe lorsque la fréquence, et donc la vitesse du moteur, varie. Pour ce faire, la tension induite de mouvement de phase $u_{im\ 1}$ a été tracée pour quatre différentes fréquences données dans le tableau 6.26.

$f [Hz]$	$N [tr/min]$	$T [ms]$
25	300	40
50	600	20
100	1200	10
200	2400	5

tableau 6.26 : Fréquences utilisées pour tracer $u_{im\ 1}$ (figure 6.56)

Le résultat obtenu, pour la variante AT, est représenté à la figure 6.56.

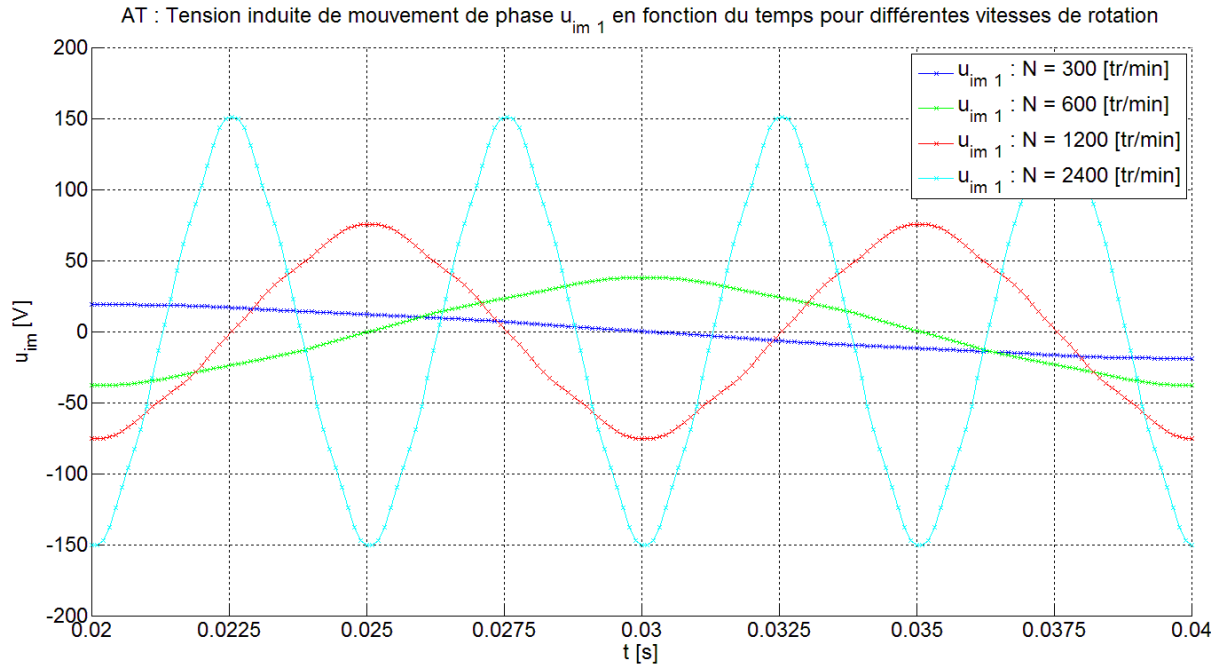


figure 6.56 : AT : Tension induite de mouvement dans la phase 1 en fonction du temps (20 [ms] → 40 [ms]) pour différentes vitesses de rotation

La tension induite de mouvement est bel et bien proportionnelle à la vitesse de rotation :

$$U_{im} = K_u \cdot \Omega [V] \quad (6.66)$$

La tension induite de mouvement de phase u_{im1} a ensuite été tracée pour les trois variantes de moteur à une vitesse de rotation de 600 [tr/min]. Les allures de tension obtenues sont représentées à la figure 6.57 et les harmoniques à la figure 6.58.

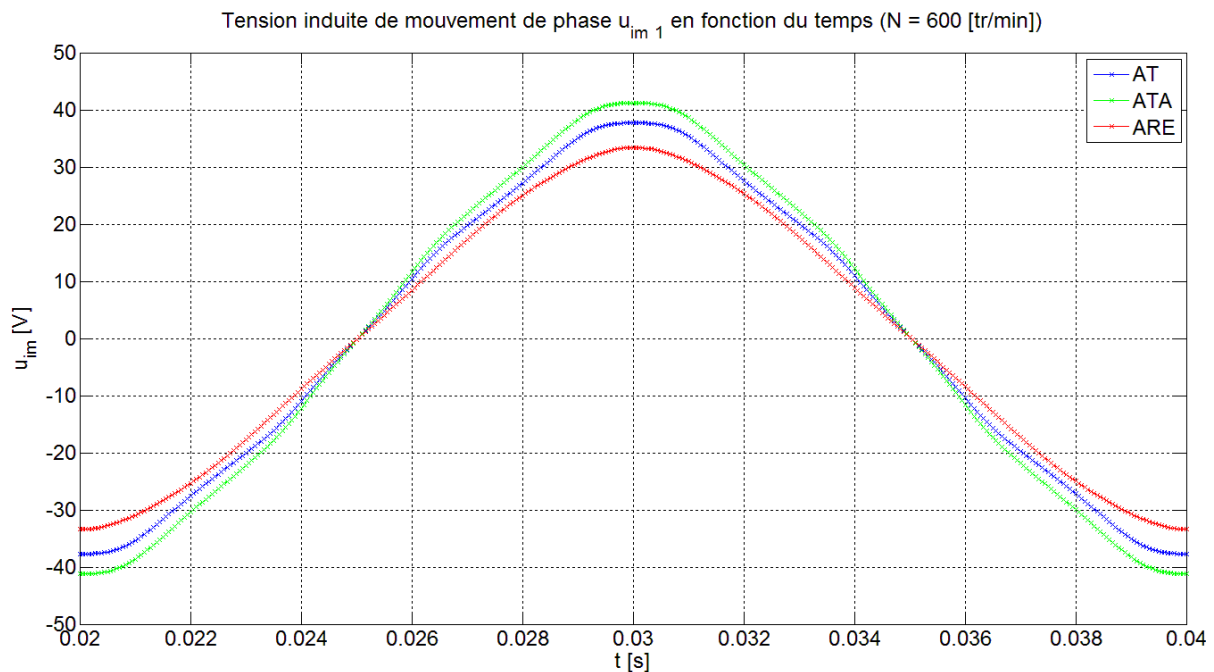


figure 6.57 : Tension induite de mouvement de phase (u_{im1}) en fonction du temps (20 [ms] → 40 [ms]), pour une vitesse de rotation de 600 [tr/min], pour les trois variantes de rotor

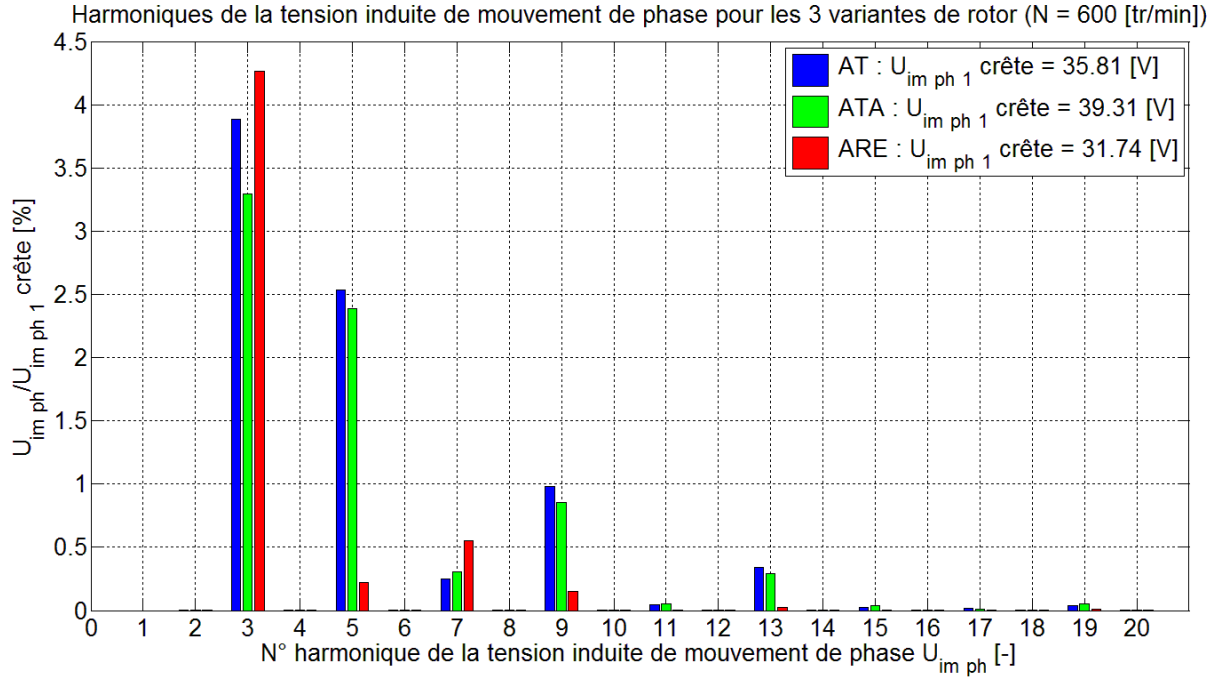


figure 6.58 : Harmoniques de la tension induite de mouvement de phase pour les trois variantes de rotor, pour une vitesse de rotation de 600 [tr/min]

Ces résultats sont très proches de ceux obtenus pour le couple électromagnétique total (figure 6.44 et figure 6.45). Pour bien s'en rendre compte, l'allure du couple électromagnétique total et celle de la tension induite de mouvement de phase, de la variante AT, ont été superposées. Pour ce faire, il faut diviser le couple électromagnétique total par le courant et la tension induite de mouvement de phase par la vitesse de rotation, car en partant de la relation (6.37) et en posant :

$$i_1 = I [A] ; i_2 = 0 [A] ; i_3 = 0 [A] \quad \text{et} \quad u_{im1} = u_{im} [V] \quad (6.67)$$

il vient :

$$T_{em\ tot}(t) - (T_a(t) + T_b(t)) = T_{em}(t) = \frac{u_{im}(t) \cdot I}{\Omega} [Nm] \quad (6.68)$$

et donc :

$$\frac{T_{em}(t)}{I} \left[\frac{Nm}{A} \right] \equiv \frac{u_{im}(t)}{\Omega} \left[\frac{V}{rad/s} \right] \quad (6.69)$$

Il faut également adapter l'axe des abscisses à l'aide de l'équivalence suivante :

$$T = 20 [ms] \equiv \tau_{T_{em\ tot}} = 72 [^\circ] \quad (6.70)$$

Le couple de détente T_a et le couple réactant T_b étant relativement faibles, l'allure du couple électromagnétique total et celle de la tension induite de mouvement de phase se ressemblent fortement, comme le montre la figure 6.59.

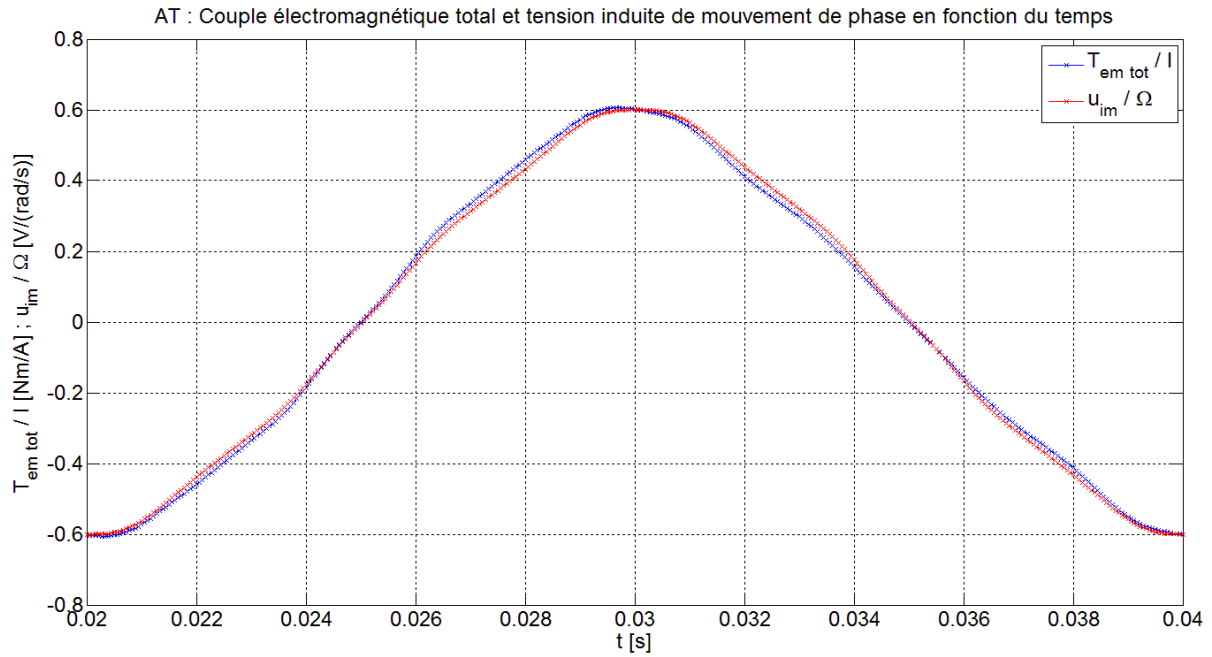


figure 6.59 : AT : Couple électromagnétique total et tension induite de mouvement de phase en fonction du temps (20 [ms] → 40 [ms])

Toutefois, il est possible d'obtenir un résultat parfaitement identique en soustrayant le couple de détente (figure 6.40) et le couple réluctant (figure 6.41) au couple électromagnétique total. Le résultat obtenu de la sorte est représenté à la figure 6.60.

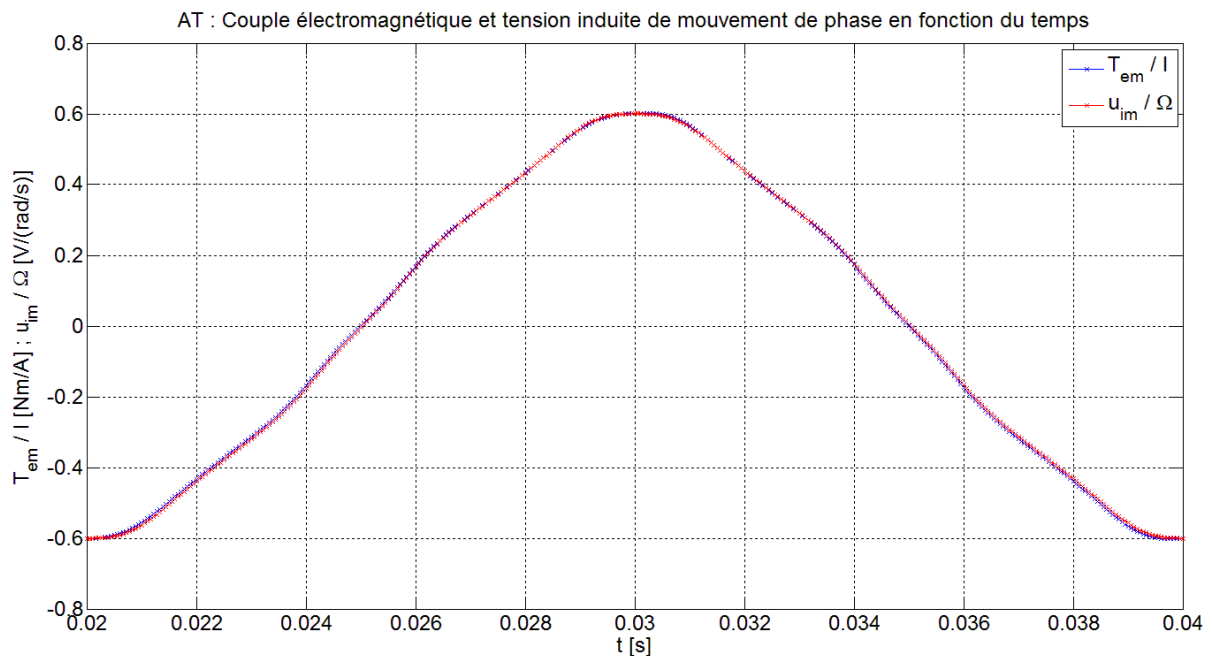


figure 6.60 : AT : Couple électromagnétique et tension induite de mouvement de phase en fonction du temps (20 [ms] → 40 [ms])

La tension induite de mouvement composée $u_{im\ 12}$ a également été tracée pour les trois variantes de moteur à une vitesse de rotation de 600 [tr/min]. Les allures de tension obtenues sont représentées à la figure 6.61 et les harmoniques à la figure 6.62.

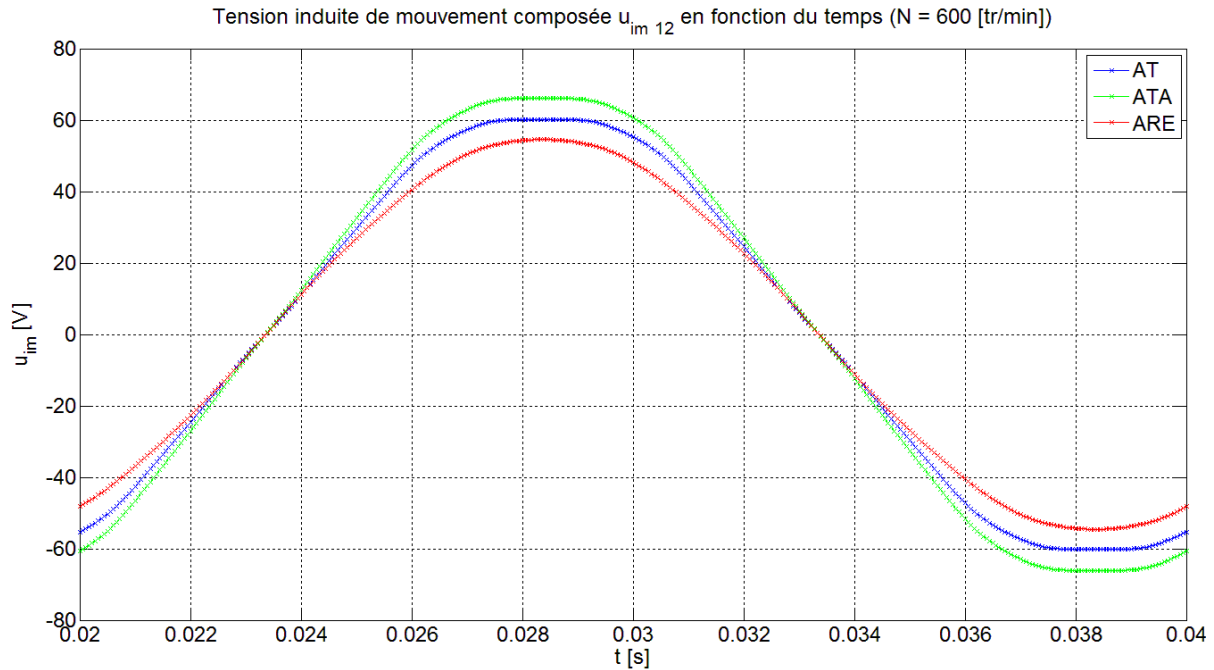


figure 6.61 : Tension induite de mouvement composée ($u_{im\ 12}$) en fonction du temps (20 [ms] $\rightarrow$ 40 [ms]), pour une vitesse de rotation de 600 [tr/min], pour les trois variantes de rotor

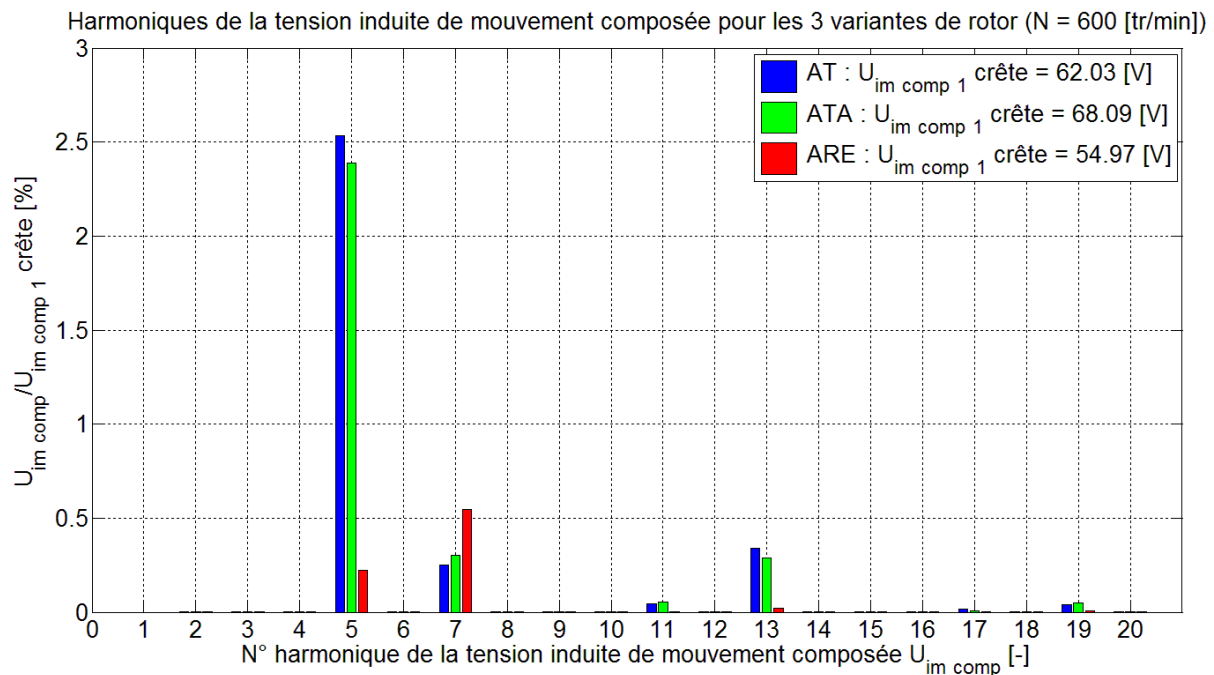


figure 6.62 : Harmoniques de la tension induite de mouvement composée pour les trois variantes de rotor, pour une vitesse de rotation de 600 [tr/min]

Le branchement des phases du moteur en étoile permet de supprimer toutes les harmoniques de la tension de ligne qui sont des multiples de trois. Il n'y a donc plus que les harmoniques de rang 5 ; 7 et 13 qui ne sont pas négligeables. La variante ARE permet de réduire passablement les harmoniques de rang 5 et 13.

6.4.2.2 Calcul des constantes K_T et K_u à partir de la tension induite de mouvement de phase

Il est possible de déterminer la constante de tension induite, en traçant la tension induite de mouvement de phase efficace en fonction de la vitesse de rotation du moteur. Les résultats obtenus pour les trois variantes de moteur sont illustrés à la figure 6.63.

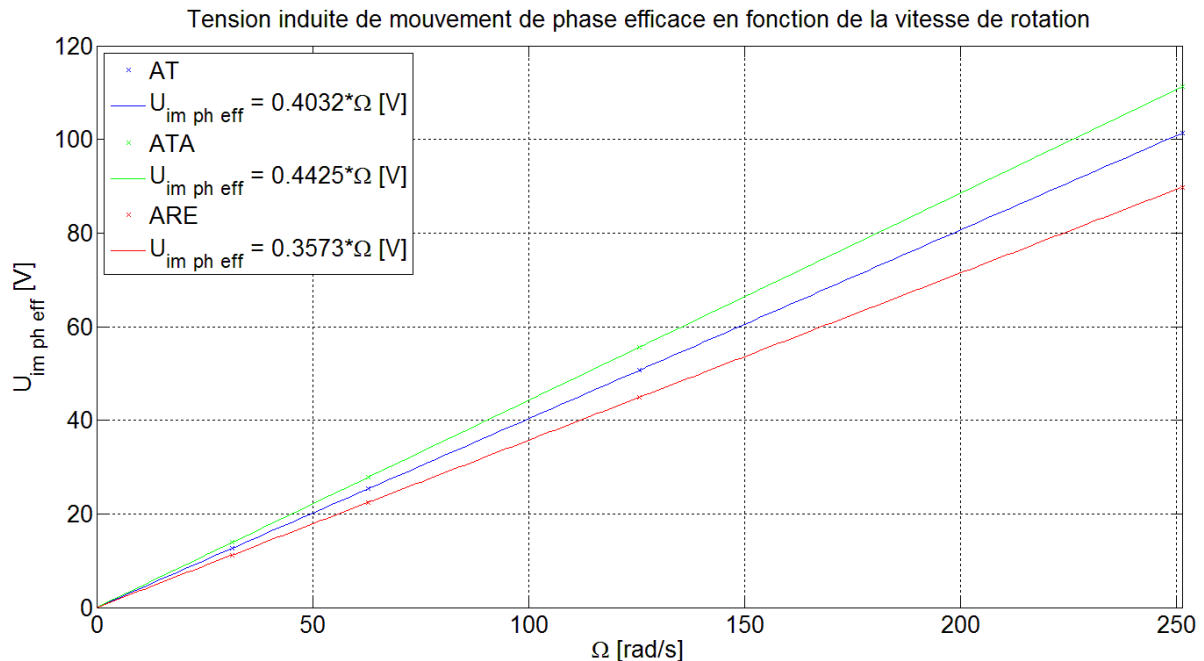


figure 6.63 : Tension induite de mouvement de phase efficace en fonction de la vitesse de rotation, pour les trois variantes de rotor

La constante de tension induite est donnée par la pente de la droite :

$$K_u = \frac{\Delta U_{im}}{\Delta \Omega} \left[\frac{V}{rad/s} \right] \quad (6.71)$$

Et la constante de couple vaut le triple de la constante de tension induite :

$$K_T = 3 \cdot K_u \left[\frac{Nm}{A} \right] \quad (6.72)$$

Les résultats ainsi obtenus sont résumés dans le tableau 6.27.

Type de moteur	AT	ATA	ARE
$K_u [V/(rad/s)]$	0.403	0.443	0.357
$K_T [Nm/A]$	1.21	1.33	1.07

tableau 6.27 : K_u et K_T calculés à partir de la tension induite de mouvement de phase efficace $U_{im ph eff}$

6.4.3 Essai à vide

L'essai à vide consiste à faire tourner le moteur sans charge. Il permet de mesurer le couple électromagnétique et son ondulation. Il peut également être utilisé pour déterminer les constantes K_T et K_u . Afin de simuler le moteur à vide, le schéma électrique illustré à la figure 6.64 a été réalisé sous Flux2D. Les valeurs des composants du circuit sont résumées dans le tableau 6.28.

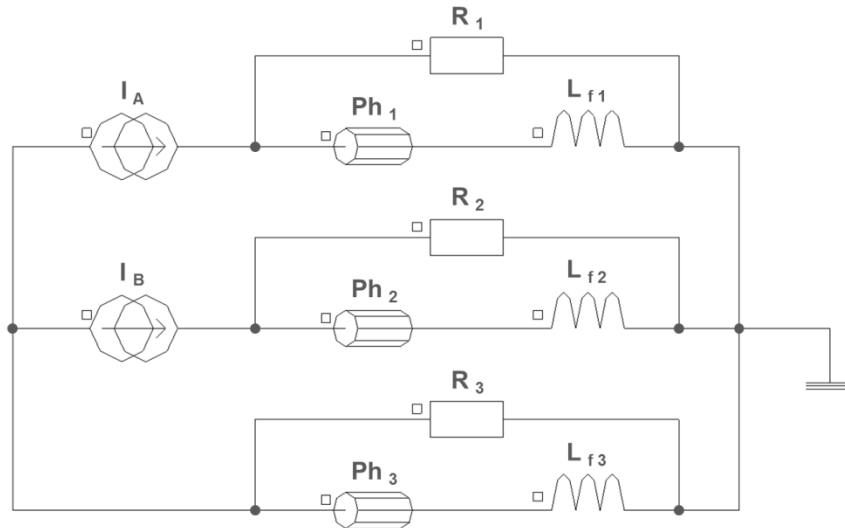


figure 6.64 : Schéma électrique pour l'essai à vide sous Flux2D

Description	Symbole	Valeur	Unité
Résistances de phase (6.21)	$Ph_1 ; Ph_2 ; Ph_3$	1.03	$[\Omega]$
Résistances pour la mesure de la tension $u_{im\,ph}$	$R_1 ; R_2 ; R_3$	10	$[M\Omega]$
Inductances de fuites	$L_{f\,1} ; L_{f\,2} ; L_{f\,3}$	1	$[\mu H]$

tableau 6.28 : Composants du circuit électrique pour l'essai en génératrice à vide sous Flux2D

Les deux sources de courant sont définies par les relations :

$$I_A = I \cdot \sqrt{2} \cdot \sin(\omega \cdot t) \text{ [A]} \quad (6.73)$$

$$I_B = I \cdot \sqrt{2} \cdot \sin\left(\omega \cdot t - \frac{2 \cdot \pi}{3}\right) \text{ [A]} \quad (6.74)$$

A noter que l'utilisation de deux sources de courant I_A et I_B , et non pas trois comme dans la réalité, provient d'une spécificité du logiciel Flux2D.

6.4.3.1 Position angulaire initiale du rotor

Pour commencer, il convient de déterminer la position angulaire initiale du rotor pour laquelle le couple électromagnétique est maximal. Pour ce faire, le couple électromagnétique a été tracé pour diverses positions angulaires initiales lorsque le moteur tourne à 600 [tr/min] et que le courant efficace est de 4 [A]. La valeur moyenne du couple électromagnétique a ensuite été tracée en fonction de la position angulaire initiale du rotor. Les résultats obtenus pour les trois variantes de moteur sont représentés à la figure 6.65.

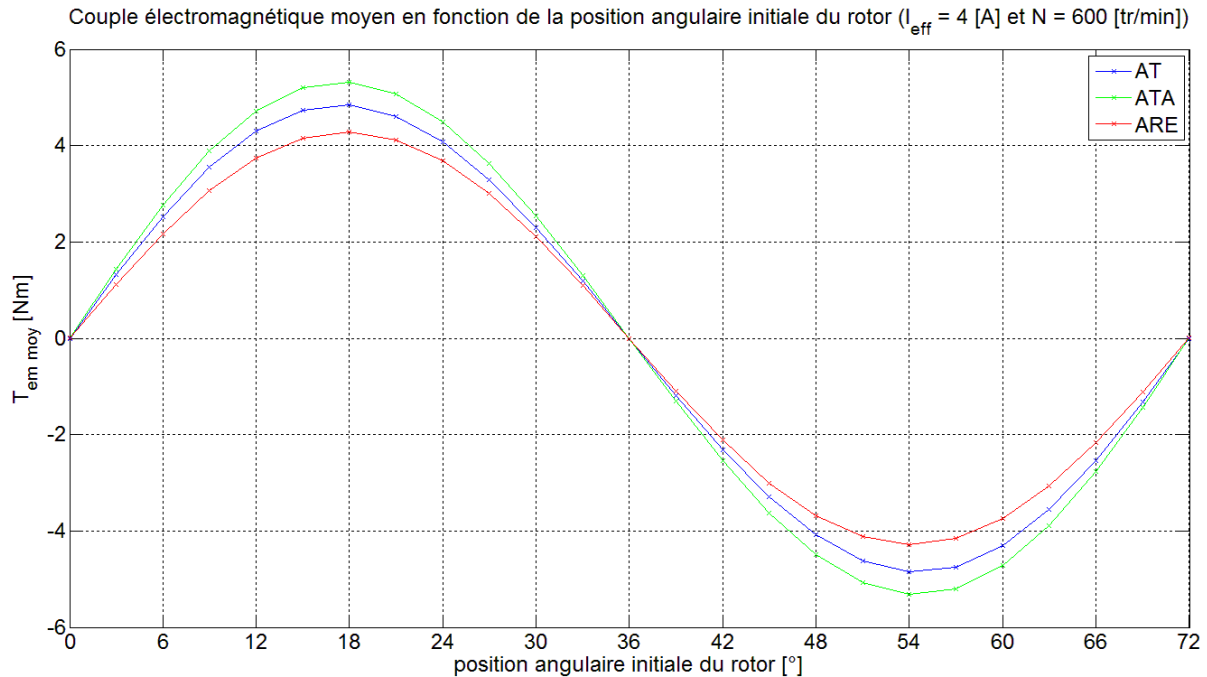


figure 6.65 : Couple électromagnétique en fonction de la position angulaire initiale du rotor, pour les trois variantes de rotor

Le couple électromagnétique est donc maximal lorsque la position angulaire initiale du rotor est de 18° , et ce pour les trois variantes de moteur. En positionnant le rotor initialement dans cette position, le déphasage du courant par rapport aux tensions induites de mouvement est nul ($\gamma = 0$ [rad]). En effet, comme cela a été démontré avec les relations (6.38), (6.39) et (6.40), c'est lorsque le courant est en phase avec la tension induite de mouvement que le couple est maximal.

6.4.3.2 Ondulation de couple

Le rotor du moteur a été positionné initialement à 18° , puis le couple électromagnétique de la version AT a été tracé en fonction du temps, afin de visualiser l'ondulation de couple. Elle est représentée à la figure 6.66, pour une vitesse de rotation de 600 [tr/min] et un courant efficace de 4 [A].

L'ondulation du couple électromagnétique est causée par la perturbation du champ d'entrefer due aux encoches statoriques. Elle peut être réduite en utilisant un stator ou un rotor incliné (« skewed ») [25]. La période de l'ondulation de couple obtenue par simulation est de $20/6$ [ms] (déplacement de 12° du rotor). Elle est définie par le nombre d'encoches Z , par le nombre de paires de pôles p , et par la vitesse de rotation n [tr/s] :

$$T_{ond} = \frac{1}{p \cdot Z \cdot n} \text{ [s]} \quad (6.75)$$

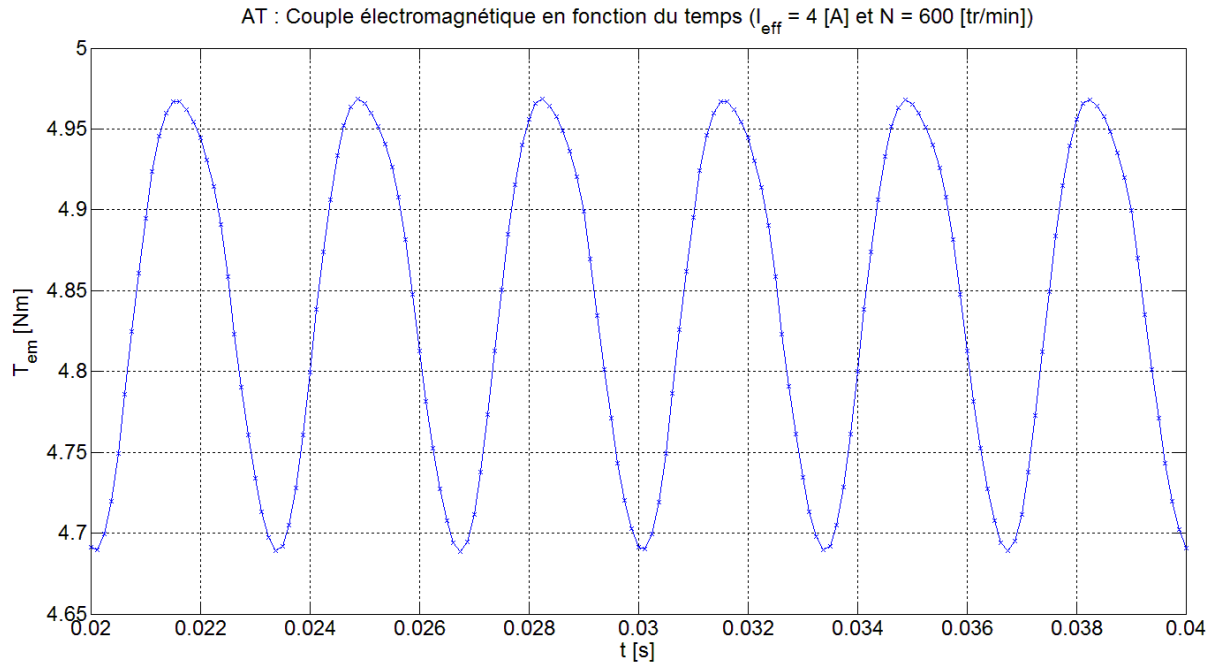


figure 6.66 : AT : Couple électromagnétique en fonction du temps (20 [ms] → 40 [ms]), pour un courant efficace de 4 [A] et une vitesse de rotation de 600 [tr/min]

6.4.3.3 Couple et courant maximums

L'essai à vide permet également de déterminer le courant maximal nécessaire pour atteindre l'accélération souhaitée, et le courant maximal limite au-delà duquel le moteur risque d'être endommagé. Pour cela, il faut commencer par calculer le couple maximal permettant d'atteindre une accélération suffisamment élevée :

$$T_{\text{max nécessaire}} = \alpha_{\text{max}} \cdot (J_{\text{ch}} + J_{\text{rotor}}) \text{ [Nm]} \quad (6.76)$$

L'accélération maximale α_{max} a été fixée à $40'000 \text{ [rad/s}^2\text{]}$. Il faut donc déterminer le moment d'inertie de la charge et celui du rotor. Actuellement, la charge du BWS n'est pas connue avec exactitude. En effet, diverses études sur les composants de la charge sont en cours de réalisation. Il a donc été décidé de se baser sur les valeurs fournies par le CERN [1] au début du projet (tableau 5.1). Il convient toutefois d'adapter la longueur de l'arbre aux nouvelles dimensions du moteur. Pour ce faire, le moment d'inertie d'un cylindre en aluminium de longueur identique à la longueur active du moteur a été ajouté au moment d'inertie obtenu à l'aide de la relation (5.4), il vient donc :

$$\begin{aligned} J_{\text{ch}} &= J_{\text{charge fixe}} + J_{\text{cylindre rotor}} = J_{\text{charge fixe}} + \frac{1}{2} \cdot \rho_{\text{axe}} \cdot \pi \cdot l \cdot R_{\text{int rotor}}^4 \\ &= 6.32 \cdot 10^{-4} + \frac{1}{2} \cdot 2700 \cdot \pi \cdot 0.15 \cdot 0.0175^4 = 6.92 \cdot 10^{-4} \text{ [kg} \cdot \text{m}^2\text{]} \end{aligned} \quad (6.77)$$

Il faut prendre cette valeur avec des pincettes, car elle est susceptible de varier au fur et à mesure du développement du nouveau BWS. A noter qu'une étude plus poussée sur la charge du BWS [20] conseille de réaliser un arbre en acier inoxydable austénitique 316L avec un rayon extérieur de 17.5 [mm] et un rayon interne de 12.5 [mm]. Malheureusement, cette étude ne fournit pas suffisamment d'informations pour déterminer le moment d'inertie de la charge avec une plus grande précision.

Quant au moment d'inertie du rotor, il a été déterminé avec une précision élevée, à l'aide du logiciel SolidWorks, pour les trois variantes de rotor (figure 6.67 ; figure 6.68 ; figure 6.69).



figure 6.67 : Rotor AT réalisé sous SolidWorks



figure 6.68 : Rotor ATA réalisé sous SolidWorks



figure 6.69 : Rotor ARE réalisé sous SolidWorks

Afin de bien visualiser les différentes pièces du rotor ARE, une vue éclatée a été réalisée. Elle est représentée à la figure 6.70.

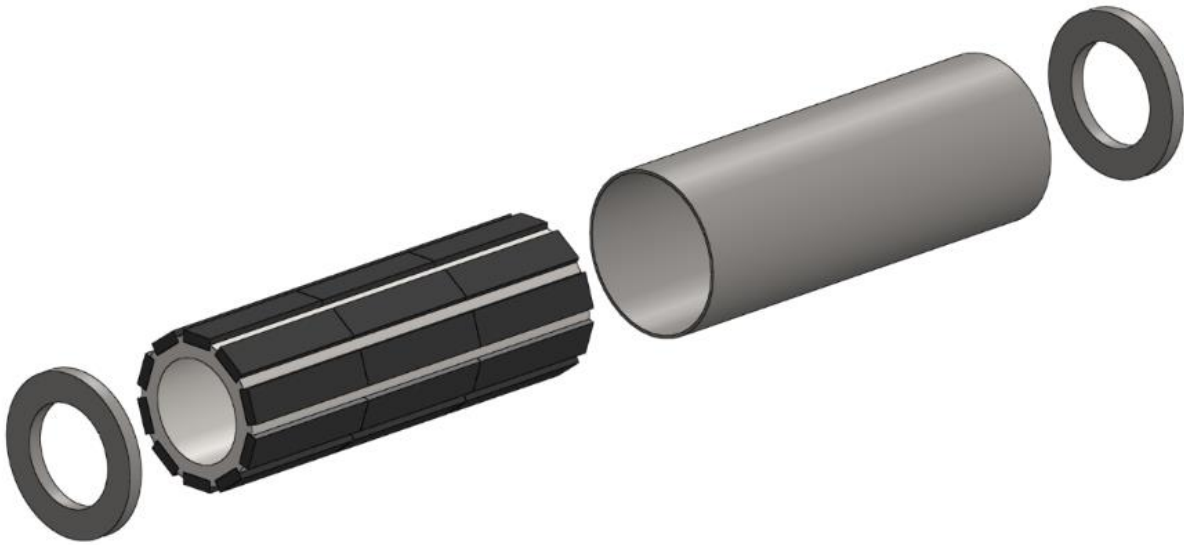


figure 6.70 : Vue éclatée du rotor ARE réalisé sous SolidWorks

Les vis servant à fixer les deux bagues sur la culasse du rotor, dans le but de maintenir les aimants en place, n'ont pas été réalisées sous SolidWorks, car elles ne modifient quasiment pas le moment d'inertie.

Le moment d'inertie et le couple maximal nécessaire, obtenus pour les trois variantes de rotor, sont résumés dans le tableau 6.29.

Il faut encore déterminer le couple maximal limite, qu'il ne faut en aucun cas dépasser. En effet, au-delà d'une densité de force $p_{F_{max}}$ d'environ $10 \text{ [N/cm}^2\text{]}$, il y a un risque de rupture mécanique.

Avant de calculer le couple maximal limite, il faut déterminer la surface sur laquelle s'applique cette densité de force. Comme cela a déjà été fait à la relation (4.2), lors du calcul de la densité de force des moteurs disponibles sur le marché, la surface a été calculée à partir du rayon extérieur et de la longueur active du rotor.

$$S_{rotor} = 2 \cdot \pi \cdot R_{ext.rotor} \cdot l_{active} \text{ [m}^2\text{]} \quad (6.78)$$

Il est alors possible de calculer la force maximale appliquée sur la surface du rotor et le couple maximal limite, applicable au rotor, à l'aide des relations :

$$F_{max} = S_{rotor} \cdot p_{F_{max}} \text{ [N]} \quad (6.79)$$

$$T_{max\ limite} = F_{max} \cdot R_{ext.rotor} \text{ [Nm]} \quad (6.80)$$

Les résultats ainsi obtenus figurent dans le tableau 6.29. A noter que le rayon extérieur du rotor de la variante ARE ne tient pas compte de l'épaisseur de l'enveloppe, car c'est le couple s'appliquant sur les aimants qui doit être pris en considération.

Variante de moteur		AT	ATA	ARE
$J_{rotor} [kg \cdot cm^2]$	(SolidWorks)	8.74	8.94	8.61
$T_{max\text{nécessaire}} [Nm]$	(6.76)	62.6	63.4	62.1
$p_{F_{max}} [N/cm^2]$		10	10	10
$S_{rotor} [cm^2]$	(6.78)	259	259	250
$F_{max} [N]$	(6.79)	2590	2590	2500
$R_{ext.rotor} [mm]$		27.5	27.5	26.5
$T_{max\text{limite}} [Nm]$	(6.80)	71.2	71.2	66.3

tableau 6.29 : $T_{max\text{nécessaire}}$ et $T_{max\text{limite}}$ pour les trois variantes de moteur

Pour déterminer le courant maximal nécessaire pour atteindre l'accélération souhaitée et le courant maximal limite, il faut tracer le couple électromagnétique moyen en fonction du courant efficace. La courbe ainsi obtenue est représentée en bleu à la figure 6.71 pour la variante AT, à la figure 6.72 pour la variante ATA, et à la figure 6.73 pour la variante ARE. Le traitillé vert donne le courant maximum nécessaire, et le traitillé rouge donne le courant maximum limite.

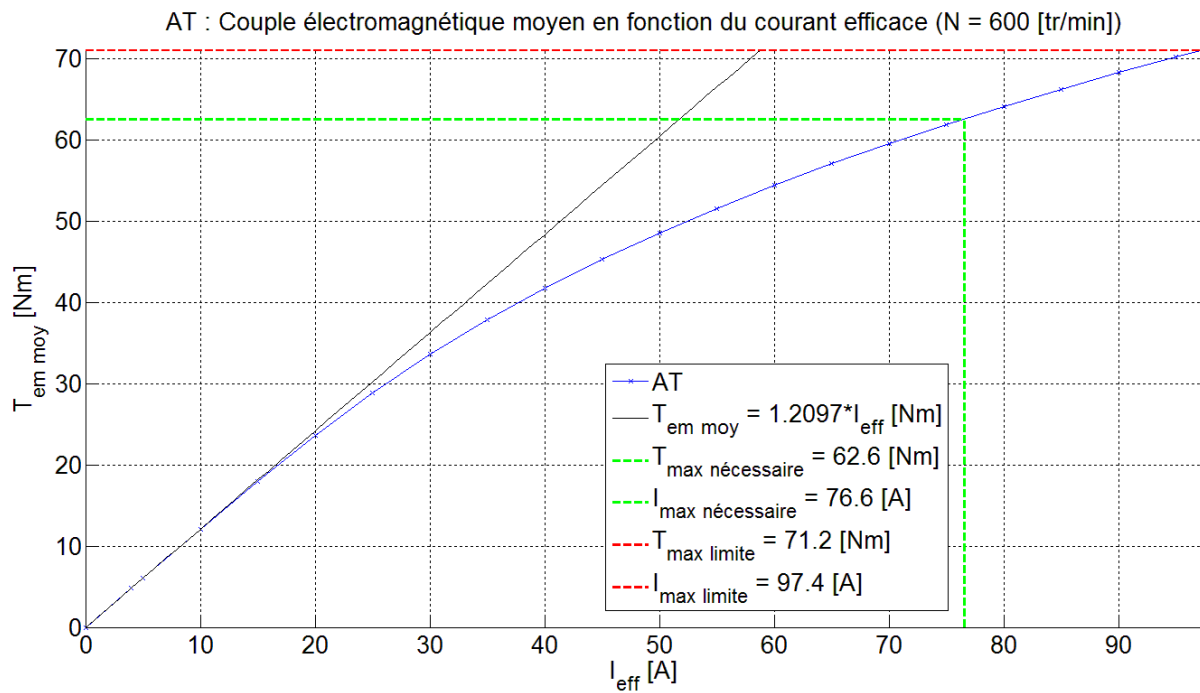


figure 6.71 : AT : Couple électromagnétique moyen en fonction du courant efficace, pour une vitesse de rotation de 600 [tr/min]

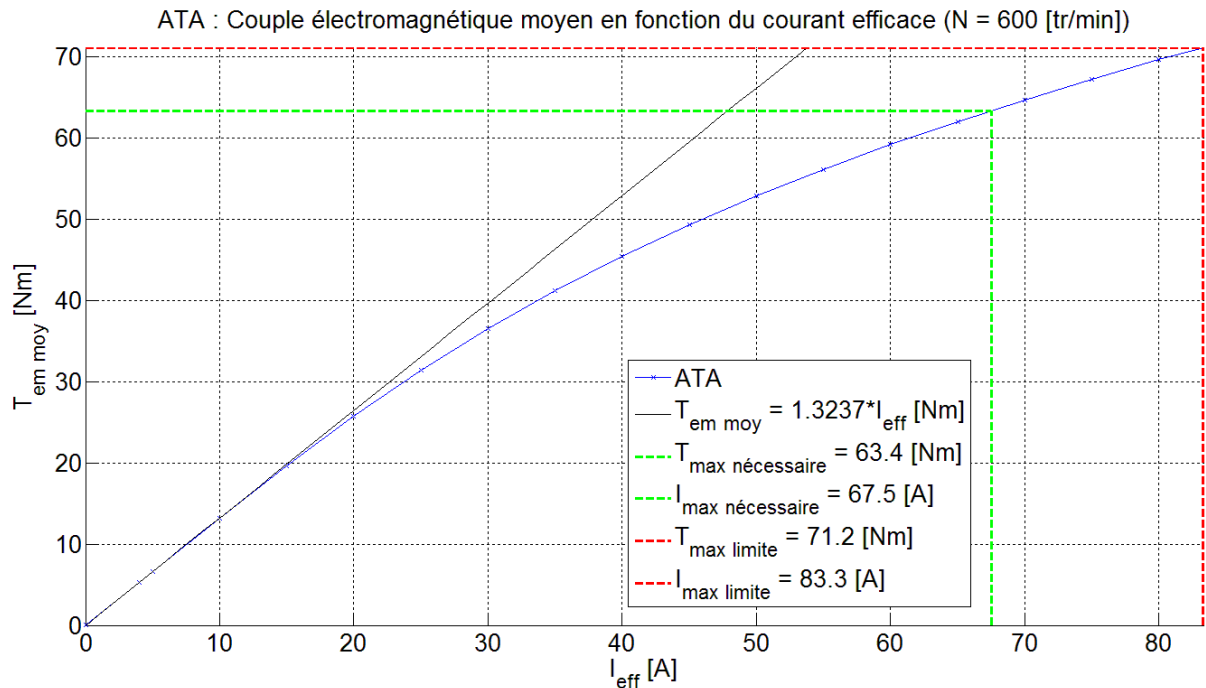


figure 6.72 : ATA : Couple électromagnétique moyen en fonction du courant efficace, pour une vitesse de rotation de 600 [tr/min]

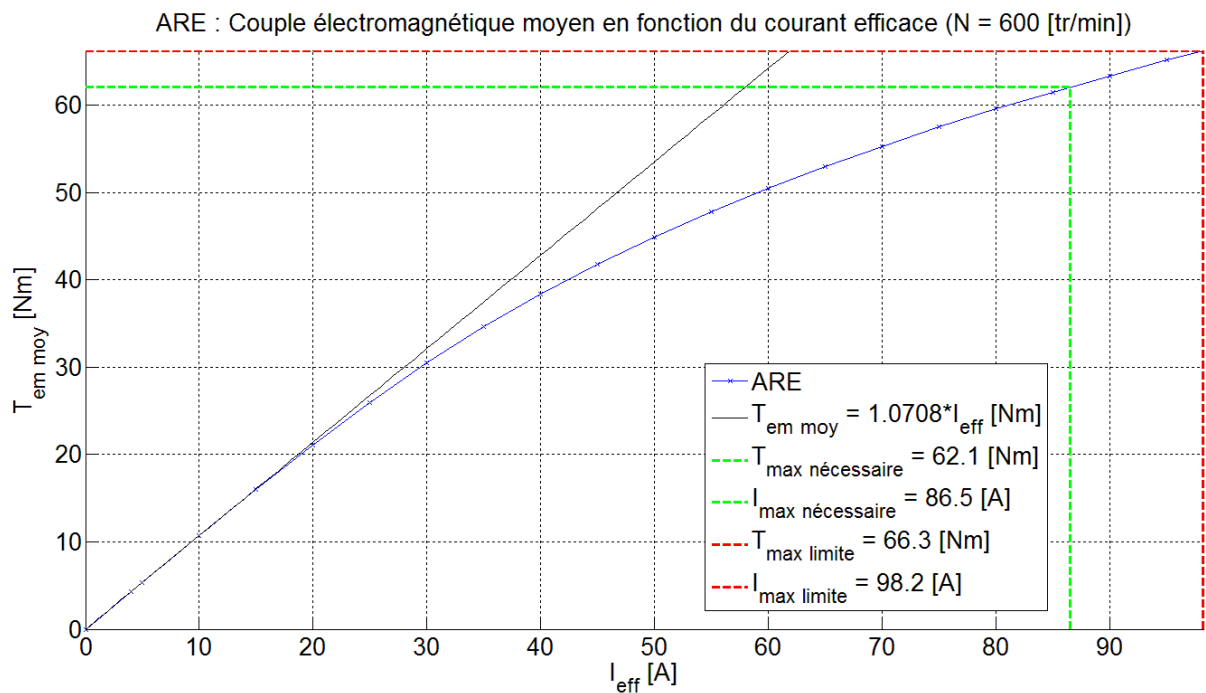


figure 6.73 : ARE : Couple électromagnétique moyen en fonction du courant efficace, pour une vitesse de rotation de 600 [tr/min]

Le courant maximum nécessaire et le courant maximum limite obtenus pour les trois variantes de moteur sont résumés dans le tableau 6.30. La variante ATA requiert moins de courant que les deux autres. Elle est donc favorable sur le plan de la consommation électrique, et permet de réduire la taille de l'électronique nécessaire à la commande du moteur.

Type de moteur	AT	ATA	ARE
$I_{max\text{nécessaire}}$ [A]	76.6	67.5	86.5
$I_{max\text{limite}}$ [A]	97.4	83.3	98.2

tableau 6.30 : $I_{max\text{nécessaire}}$ et $I_{max\text{limite}}$ pour les trois variantes de rotor

6.4.3.4 Puissance dissipée maximale

Le courant maximal limite permet de déterminer la puissance dissipée maximale à partir de la relation :

$$P_{cu\text{max}} = 3 \cdot R_{\text{phase}} \cdot I_{max\text{limite}}^2 [W] \quad (6.81)$$

Les valeurs de la puissance dissipée maximale obtenues pour les trois variantes de moteur sont résumées dans le tableau 6.31.

Type de moteur	AT	ATA	ARE
$P_{cu\text{max}}$ [kW]	29.3	21.4	29.8

tableau 6.31 : $P_{cu\text{max}}$ pour les trois variantes de rotor

6.4.3.5 Saturation des matériaux ferromagnétiques

Il est intéressant de visualiser la saturation dans les matériaux ferromagnétiques lorsque le moteur est alimenté avec le courant maximum limite. Le résultat obtenu pour la variante AT est illustré à la figure 6.74, ceux des deux autres variantes n'ont pas été représentés, car ils sont similaires.

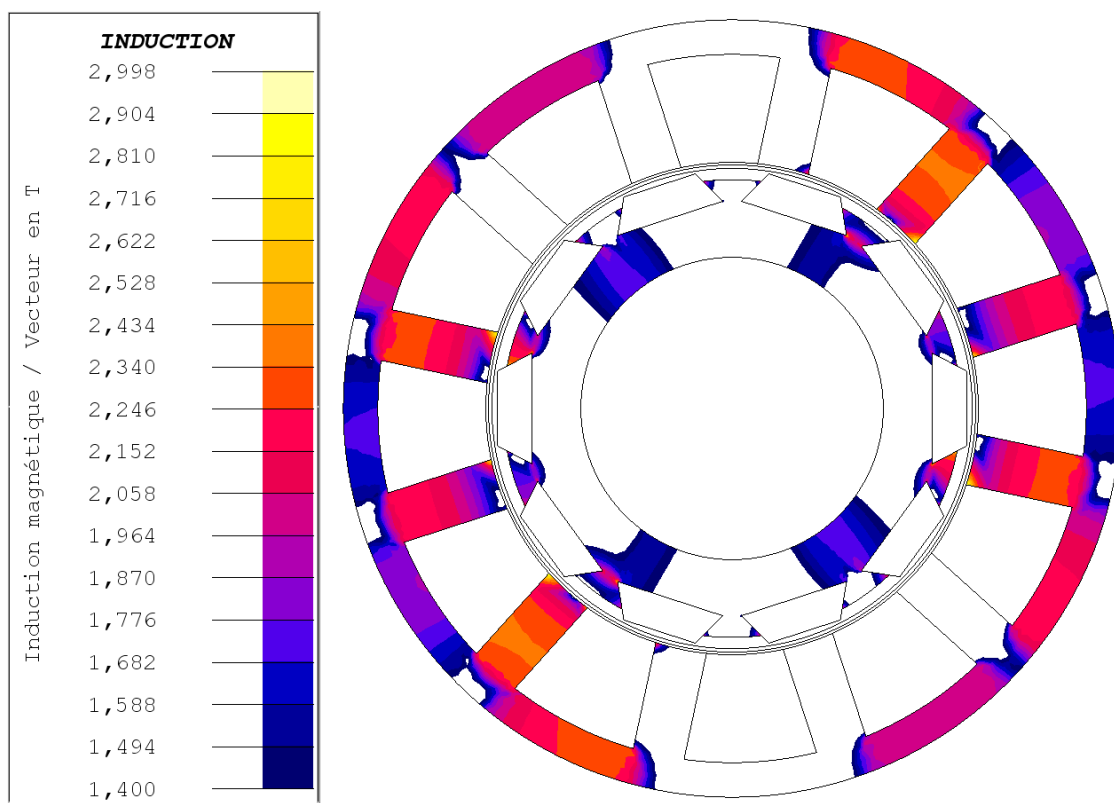


figure 6.74 : AT : Induction magnétique dans la culasse du rotor et du stator, avec $I_{ph} = 97.4 [A]$

La culasse du stator est quasiment entièrement saturée, alors que celle du rotor sature principalement dans les zones proches des aimants. La saturation des matériaux ferromagnétiques peut également être observée à la figure 6.71. En effet, sans saturation, le couple électromagnétique moyen en fonction du courant efficace donnerait la droite noire et non pas la courbe bleue. La saturation apparaît donc, pour les trois variantes, aux environs de 15 [A].

6.4.3.6 Calcul des constantes K_T et K_u à partir du couple électromagnétique moyen

La courbe du couple électromagnétique moyen en fonction du courant efficace (version AT : figure 6.71 ; version ATA : figure 6.72 ; version ARE : figure 6.73) permet également de déterminer les constantes K_T et K_u . Pour ce faire, il faut tracer une régression linéaire dans la partie où il n'y a pas de saturation. Sa pente ($\Delta \bar{T}_{em} / \Delta I_{eff}$) permet de calculer les constantes K_T et K_u via les relations :

$$K_T = \frac{\Delta \bar{T}_{em}}{\Delta I_{eff}} \left[\frac{Nm}{A} \right] \quad (6.82)$$

$$K_u = \frac{K_T}{3} \left[\frac{V}{rad/s} \right] \quad (6.83)$$

La régression linéaire est représentée, sur les trois figures, par la droite noire, et les valeurs des constantes K_T et K_u obtenues, pour les trois variantes de moteur, sont résumées dans le tableau 6.32.

Type de moteur	AT	ATA	ARE
$K_T [Nm/A]$	1.21	1.32	1.07
$K_u [V/(rad/s)]$	0.403	0.440	0.357

tableau 6.32 : K_T et K_u calculés à partir du couple électromagnétique moyen $\bar{T}_{em}$

6.4.3.7 Ondulation de couple en fonction du courant

L'essai à vide permet également de déterminer l'ondulation de couple en traçant le couple électromagnétique en fonction du temps pour plusieurs valeurs de courant. Parmi les valeurs de courant utilisées, figure celles du courant maximum nécessaire et du courant maximum limite.

Les résultats obtenus pour chaque variante sont illustrés au moyen d'une figure, et d'un tableau situé en dessous, dans lequel sont données les valeurs du couple moyen ($\bar{T}_{em} [Nm]$) et de l'ondulation de couple en Newton-mètre ($\Delta T_{em} [Nm]$) et en pour cent ($\Delta T_{em} / \bar{T}_{em} [\%]$).

Ondulation de couple pour la variante AT :

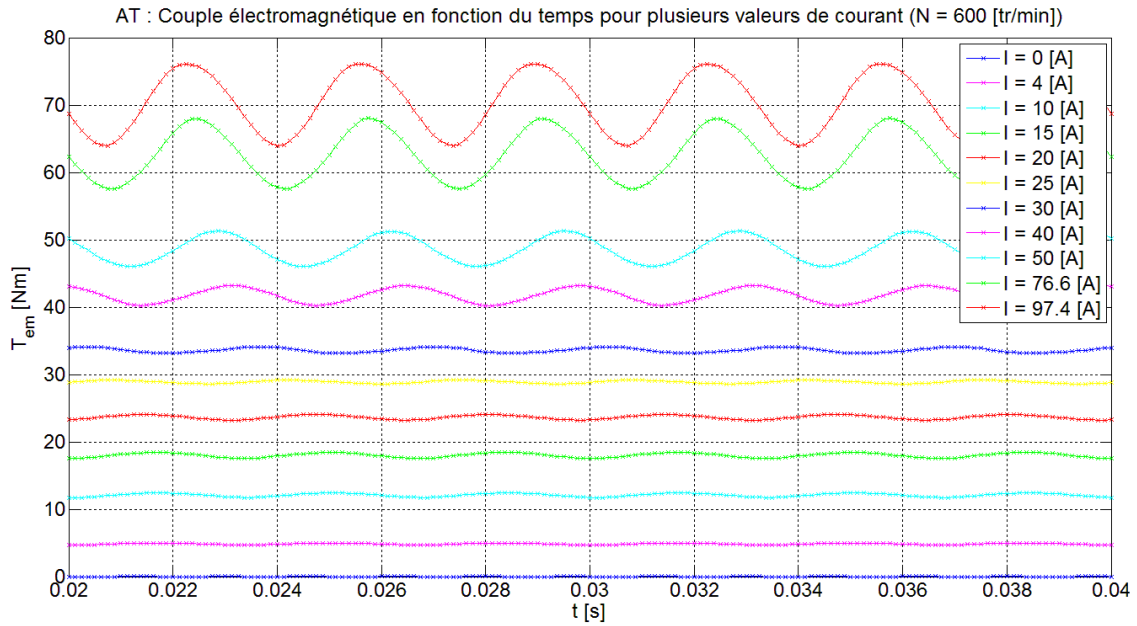


figure 6.75 : AT : Couple électromagnétique en fonction du temps (20 [ms] → 40 [ms]),
pour plusieurs valeurs de courant et une vitesse de rotation de 600 [tr/min]

I [A]	4	10	15	20	25	30	40	50	76.6	97.4
$\bar{T}_{em}$ [Nm]	4.84	12.09	18.00	23.65	28.89	33.60	41.73	48.57	62.61	71.22
ΔT_{em} [Nm]	0.280	0.666	0.878	0.794	0.585	0.926	2.95	5.25	10.48	12.15
$\Delta T_{em} / \bar{T}_{em}$ [%]	5.79	5.51	4.88	3.36	2.02	2.76	7.07	10.81	16.74	17.06

tableau 6.33 : AT : Couple électromagnétique moyen et ondulation de couple
pour plusieurs valeurs de courant

Ondulation de couple pour la variante ATA :

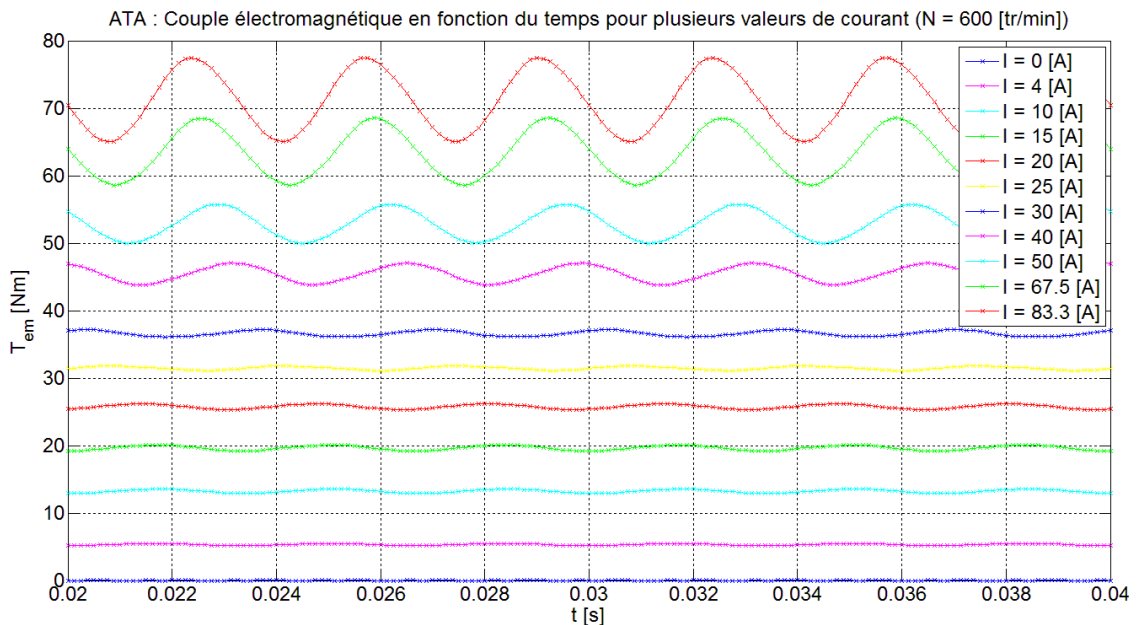


figure 6.76 : ATA : Couple électromagnétique en fonction du temps (20 [ms] → 40 [ms]),
pour plusieurs valeurs de courant et une vitesse de rotation de 600 [tr/min]

$I [A]$	4	10	15	20	25	30	40	50	67.5	83.3
$\bar{T}_{em} [Nm]$	5.31	13.22	19.63	25.75	31.46	36.60	45.43	52.85	63.41	71.21
$\Delta T_{em} [Nm]$	0.287	0.653	0.897	0.838	0.696	1.05	3.23	5.76	9.93	12.49
$\Delta T_{em} / \bar{T}_{em} [\%]$	5.40	4.94	4.57	3.25	2.21	2.87	7.11	10.90	15.66	17.54

tableau 6.34 : ATA : Couple électromagnétique moyen et ondulation de couple pour plusieurs valeurs de courant

Ondulaton de couple pour la variante ARE :

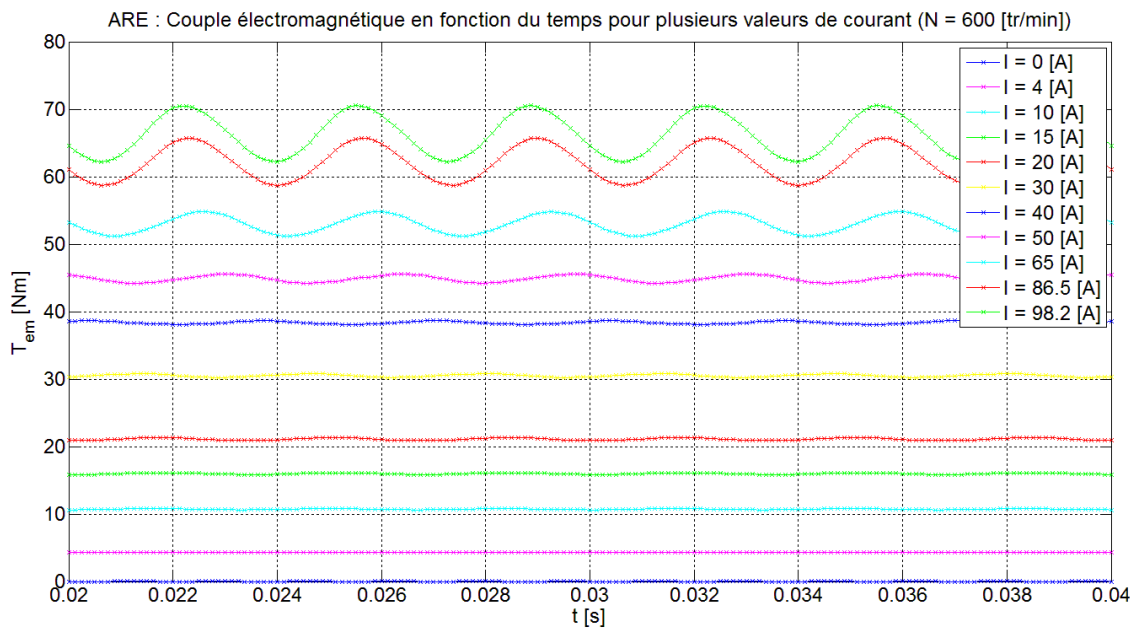


figure 6.77 : ARE : Couple électromagnétique en fonction du temps (20 [ms] → 40 [ms]), pour plusieurs valeurs de courant et une vitesse de rotation de 600 [tr/min]

$I [A]$	4	10	15	20	30	40	50	65	86.5	98.2
$\bar{T}_{em} [Nm]$	4.29	10.71	15.98	21.09	30.51	38.35	44.88	52.97	62.11	66.29
$\Delta T_{em} [Nm]$	0.068	0.173	0.267	0.450	0.560	0.546	1.30	3.60	7.01	8.31
$\Delta T_{em} / \bar{T}_{em} [\%]$	1.59	1.62	1.67	2.13	1.84	1.42	2.90	6.80	11.29	12.54

tableau 6.35 : ARE : Couple électromagnétique moyen et ondulation de couple pour plusieurs valeurs de courant

La variante ARE permet de réduire l'ondulation de couple de façon intéressante. Cependant, elle nécessite un courant plus important que les deux autres. Bien que l'ondulation de couple rende le réglage du moteur un peu plus difficile, elle n'est pas trop problématique, car le déplacement de l'axe est très bref (180 [°] de rotation en quelques centièmes de secondes).

6.4.4 Essai en court-circuit

L'essai en court-circuit permet de déterminer l'inductance de phase et la constante de temps électrique du moteur. Le schéma électrique réalisé, pour cet essai, sous Flux2D est illustré à la figure 6.78. Les valeurs des composants du circuit sont résumées dans le tableau 6.36.

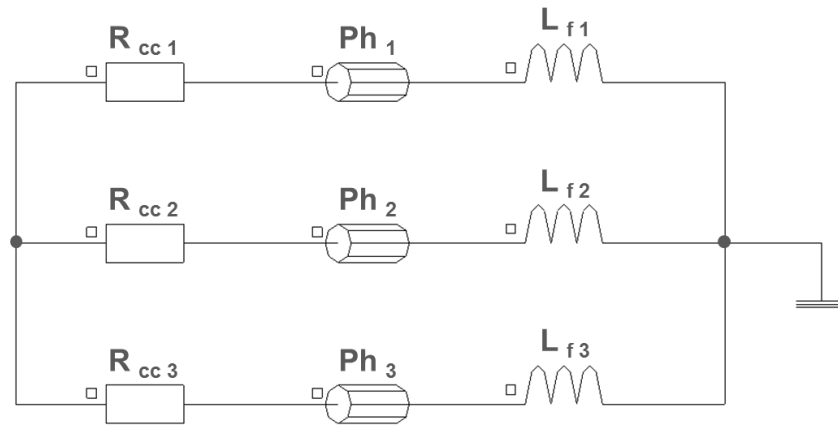


figure 6.78 : Schéma électrique pour l'essai en génératrice en court-circuit sous Flux2D

Description	Symbole	Valeur	Unité
Résistances de phase (6.21)	$Ph_1 ; Ph_2 ; Ph_3$	1.03	$[\Omega]$
Résistances de court-circuit	$R_{cc1} ; R_{cc2} ; R_{cc3}$	100	$[n\Omega]$
Inductances de fuites	$L_{f1} ; L_{f2} ; L_{f3}$	1	$[\mu H]$

tableau 6.36 : Composants du circuit électrique pour l'essai en génératrice à vide sous Flux2D

Les résistances de court-circuit servent uniquement à pouvoir court-circuiter les trois phases du moteur sous Flux2D. Elles ont donc une très faible valeur, afin de ne pas altérer les résultats.

Lors d'un essai en génératrice en court-circuit, la tension induite de mouvement de phase devient également la tension de phase du moteur, comme le montre le schéma électrique de la figure 6.79. Etant donné que la résistance de phase est connue, il est possible de déterminer la valeur de l'inductance de phase.

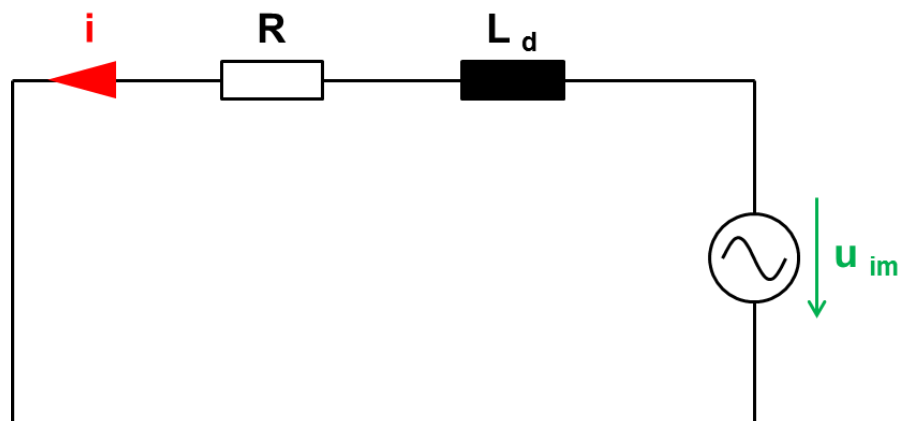


figure 6.79 : Schéma équivalent d'une phase du moteur synchrone à aimants permanents en court-circuit

Pour ce faire, il faut partir de la loi d'ohm :

$$\underline{U} = \underline{Z} \cdot \underline{I} [V] \quad (6.84)$$

Puis l'appliquer au circuit électrique de la figure 6.81 :

$$U_{im} = U_{ph} = Z_{ph} \cdot I_{ph} = \sqrt{R^2 + X_d^2} \cdot I_{ph} [V] \quad (6.85)$$

avec :

- U_{im} : Tension induite de mouvement de phase [V]
- U_{ph} : Tension de phase [V]
- Z_{ph} : Impédance de phase [Ω]
- I_{ph} : Courant de phase [A]
- R : Résistance de phase [Ω]
- X_d : Réactance synchrone [Ω]

La réactance synchrone X_d est liée à l'inductance synchrone L_d par la pulsation ω , et donc par la fréquence f :

$$X_d = \omega \cdot L_d = 2 \cdot \pi \cdot f \cdot L_d [\Omega] \quad (6.86)$$

Quant à la fréquence f , elle est liée à la vitesse de rotation n par le nombre de paires de pôles p :

$$f = p \cdot n [Hz] \quad (6.87)$$

En insérant la relation (6.87) dans la (6.86), il vient :

$$X_d = 2 \cdot \pi \cdot p \cdot n \cdot L_d = p \cdot \Omega \cdot L_d [\Omega] \quad (6.88)$$

Où Ω est la vitesse de rotation du moteur en [rad/s].

De plus, la tension induite de mouvement U_{im} est également liée à la vitesse de rotation Ω par la constante de tension induite K_u :

$$U_{im} = K_u \cdot \Omega [V] \quad (6.89)$$

En introduisant les relations (6.88) et (6.89) dans la relation (6.85), cette dernière peut se réécrire :

$$K_u \cdot \Omega = \sqrt{R^2 + (p \cdot \Omega \cdot L_d)^2} \cdot I_{ph} [V] \quad (6.90)$$

Finalement, en mettant l'inductance synchrone L_d en évidence, il vient :

$$L_d = \frac{\sqrt{\left(\frac{K_u \cdot \Omega}{I_{ph}}\right)^2 - R^2}}{p \cdot \Omega} [H] \quad (6.91)$$

Afin de déterminer la valeur de l'inductance synchrone des trois variantes de moteur, il faut tracer le courant de phase en fonction du temps pour une vitesse de rotation fixe. Le résultat obtenu pour la variante AT, avec une vitesse de rotation de 600 [tr/min], est illustré à la figure 6.80. Quant aux résultats issus des deux autres variantes, ils sont quasiment identiques et n'ont, par conséquent, pas été représentés.

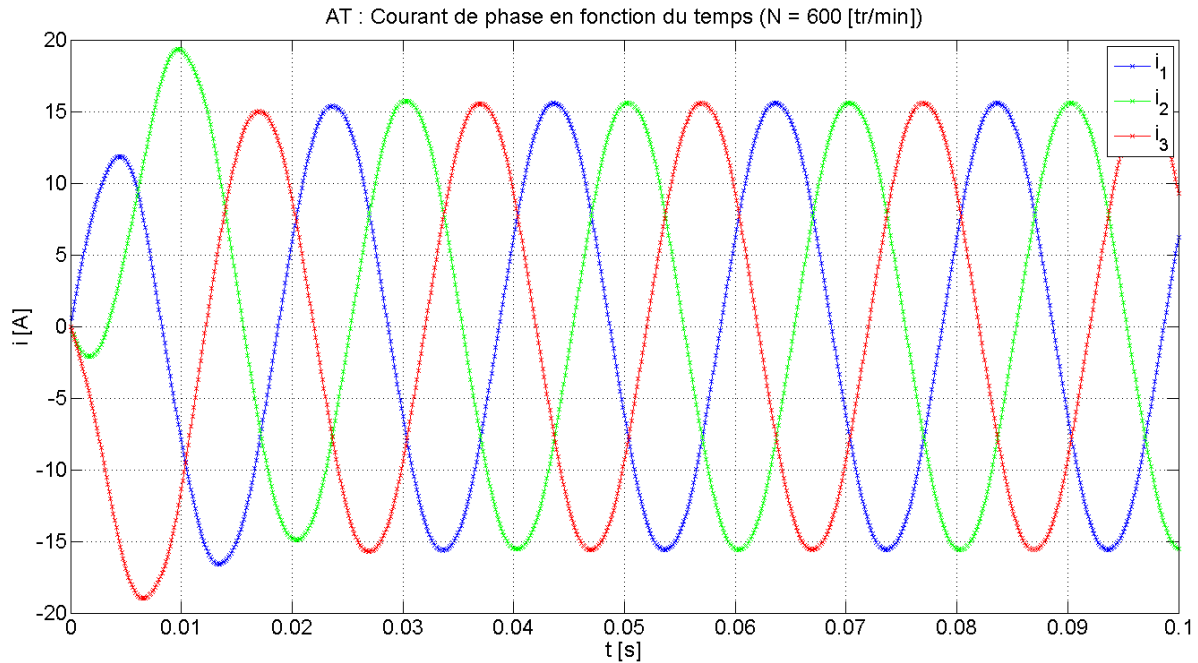


figure 6.80 : AT : Courant de phase en fonction du temps (0 [ms] → 100 [ms])
pour une vitesse de rotation de 600 [tr/min]

La courbe a bien une allure de court-circuit triphasé avec un régime transitoire au moment du court-circuit ($t = 0$ [s]). Le courant étant sinusoïdal, la valeur efficace du courant de phase peut être déterminée, en régime établi, à partir du courant de phase crête $\hat{I}_{ph}$ en appliquant la relation :

$$I_{ph} = \frac{\hat{I}_{ph}}{\sqrt{2}} [A] \quad (6.92)$$

L'inductance synchrone peut à présent être calculée à partir de la relation (6.91). Les valeurs de $\hat{I}_{ph}$, de I_{ph} et de L_d obtenues pour les trois variantes de moteur sont résumées dans le tableau 6.37.

La résistance de phase R et l'inductance synchrone L_d permettent de calculer la constante de temps électrique τ_e :

$$\tau_e = \frac{L_d}{R} [s] \quad (6.93)$$

La constante de temps électrique définit le temps nécessaire pour atteindre les 63 [%] de la variation finale de courant en cas de changement brutal de tension. La valeur de τ_e obtenue pour les trois variantes de moteur est également donnée par le tableau 6.37.

Type de moteur	AT	ATA	ARE
$\hat{I}_{ph} [A]$	15.6	17.1	16.3
$I_{ph} [A]$	11.0	12.1	11.5
$L_d [mH]$	6.54	6.48	5.24
$\tau_e [ms]$	6.35	6.29	5.09

tableau 6.37 : L_d et τ_e pour les trois variantes de moteur

La variante ARE est légèrement plus réactive, d'un point de vue électrique, que les deux autres.

6.5 Risque de démagnétisation des aimants permanents

Afin de garantir que les aimants permanents ne risquent pas de se démagnétiser, il faut mesurer l'induction et le champ magnétique dans les aimants permanents pour deux cas particulièrement critiques :

- Moteur non alimenté et à la température d'étuvage : $I_{ph} = 0 [A]$; $T = 300 [^{\circ}C]$
- Moteur alimenté avec le courant maximal limite et à la température de fonctionnement : $I_{ph} = 97.4 [A]$; $T = 100 [^{\circ}C]$ (variante AT)

A noter que la température de fonctionnement est une estimation, et qu'elle fera l'objet d'une étude plus approfondie lors de la modélisation thermique du moteur.

6.5.1 Moteur non alimenté et à la température d'étuvage

L'induction magnétique et le champ magnétique obtenus pour la variante AT sont représentés, respectivement, à la figure 6.81 et à la figure 6.82. Les résultats des deux autres variantes étant quasiment identiques, ils n'ont pas été illustrés.

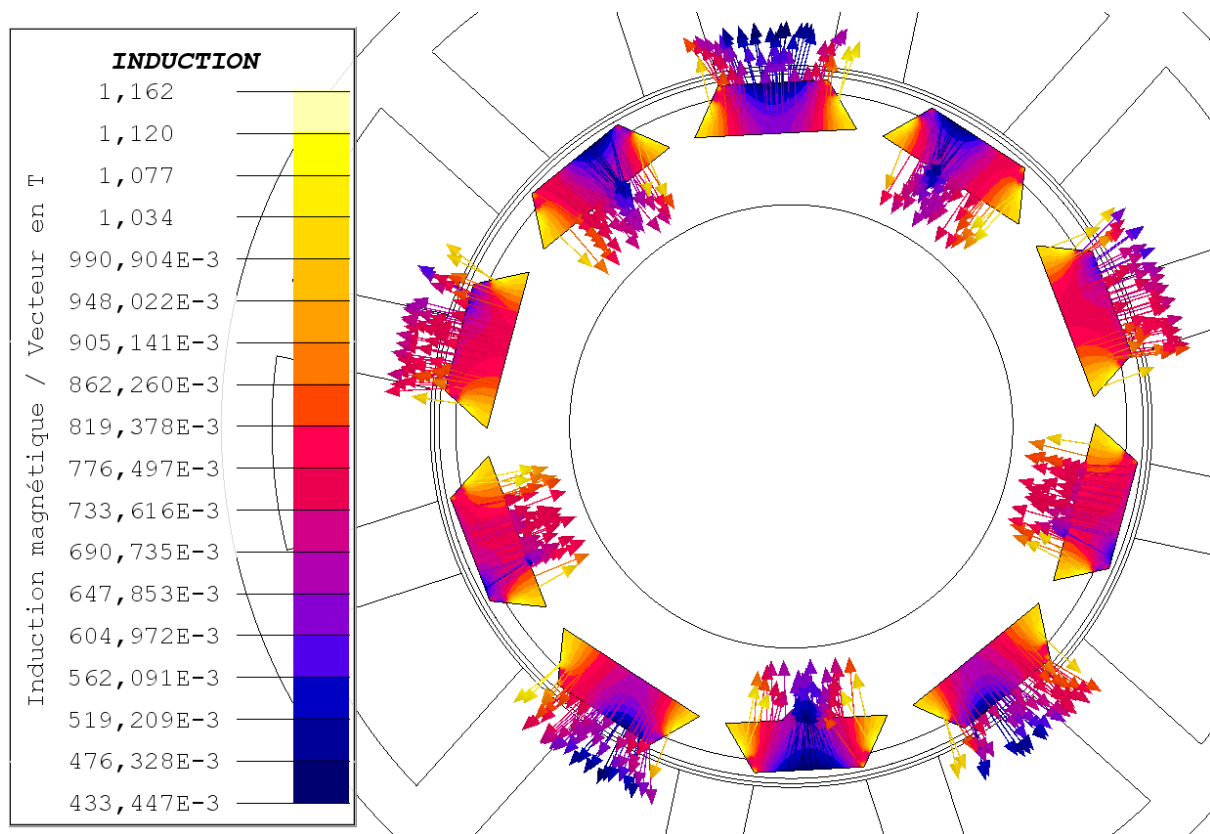


figure 6.81 : AT : Induction magnétique dans les aimants permanents, sans courant

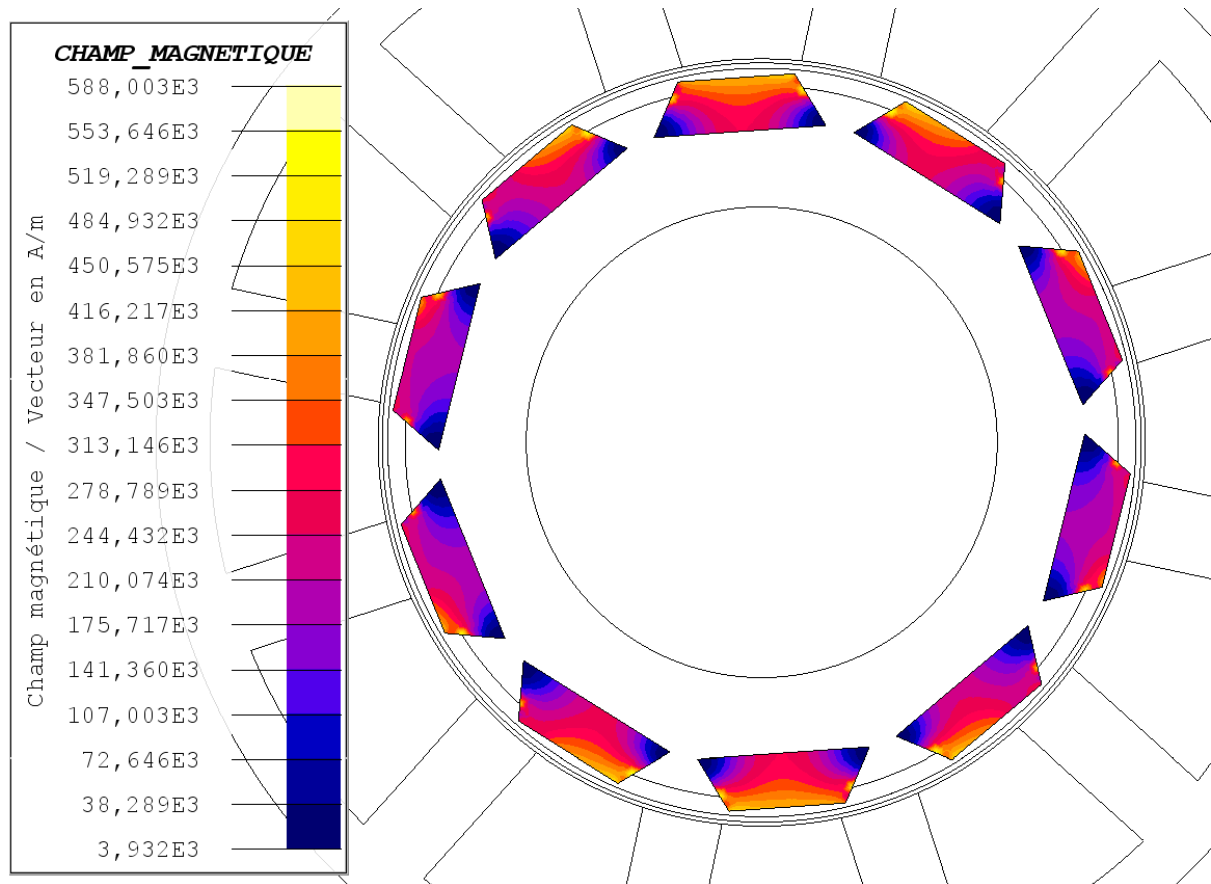


figure 6.82 : AT : Champ magnétique dans les aimants permanents, sans courant

L'induction et le champ magnétique varient en fonction de la position du rotor. Pour cette raison, ils ont été mesurés pour plusieurs positions, afin de pouvoir déterminer les valeurs maximales et minimales. Ces valeurs sont résumées dans le tableau 6.38, pour les trois variantes de moteur.

Variante de moteur	AT	ATA	ARE
B_{min} [T]	0.433	0.460	0.424
B_{max} [T]	1.17	1.18	1.12
H_{max} [kA/m]	588	604	673

tableau 6.38 : Induction magnétique minimale et maximale et champ magnétique maximal dans les aimants permanents, sans courant

A partir de ces valeurs, il est possible de visualiser sur la courbe de démagnétisation des aimants permanents s'il y a un risque de les démagnétiser. Cette analyse sera faite ultérieurement pour les deux cas critiques.

6.5.2 Moteur alimenté avec le courant maximal limite

L'induction magnétique et le champ magnétique obtenus pour la variante AT sont représentés, respectivement, à la figure 6.83 et à la figure 6.84. Les résultats des deux autres variantes étant quasiment identiques, ils n'ont pas été illustrés.

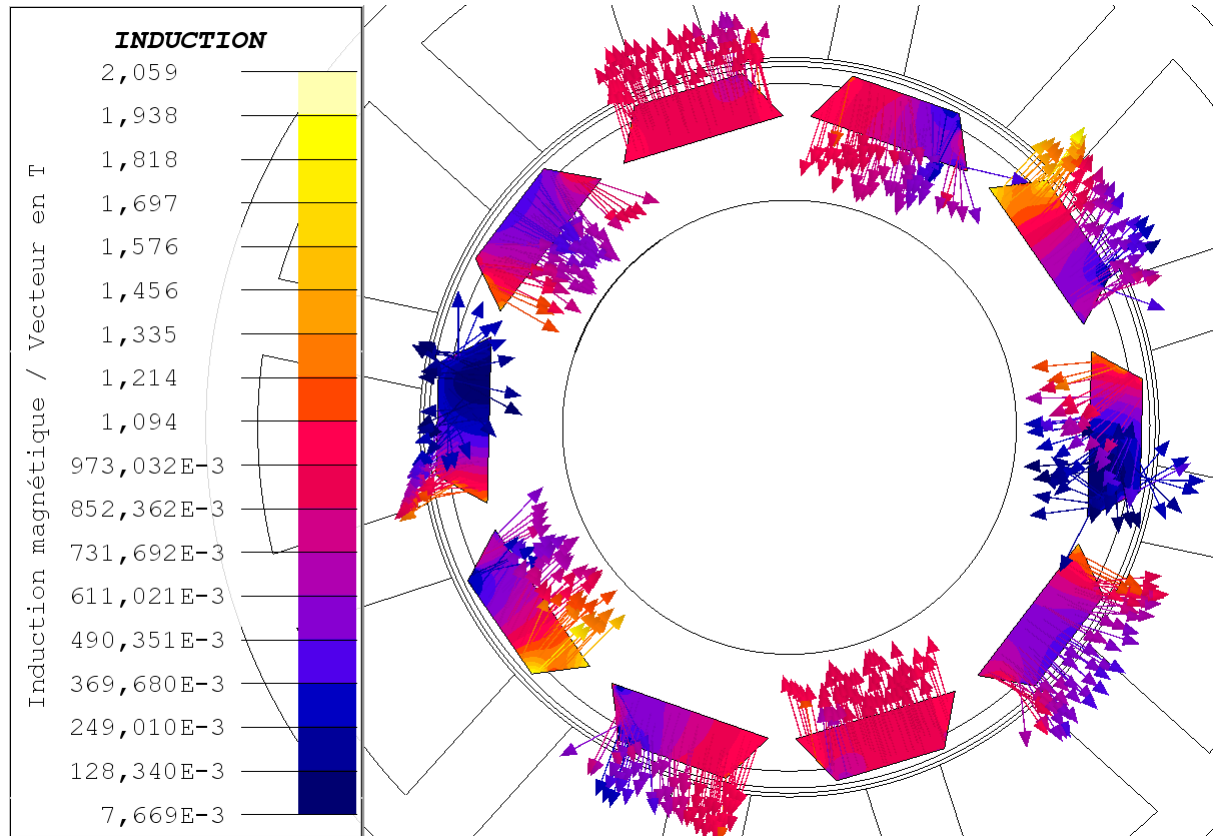


figure 6.83 : AT : Induction magnétique dans les aimants permanents, avec $I_{ph} = 97.4 [A]$

Lorsque le moteur est alimenté avec le courant maximal, le champ magnétique créé par les bobines est suffisamment important pour inverser le sens de l'induction magnétique dans certaines zones des aimants permanents. Même si ces zones restent modestes, il convient d'afficher le champ magnétique dans les aimants permanents, pour déterminer s'il y a des zones propices à la démagnétisation.

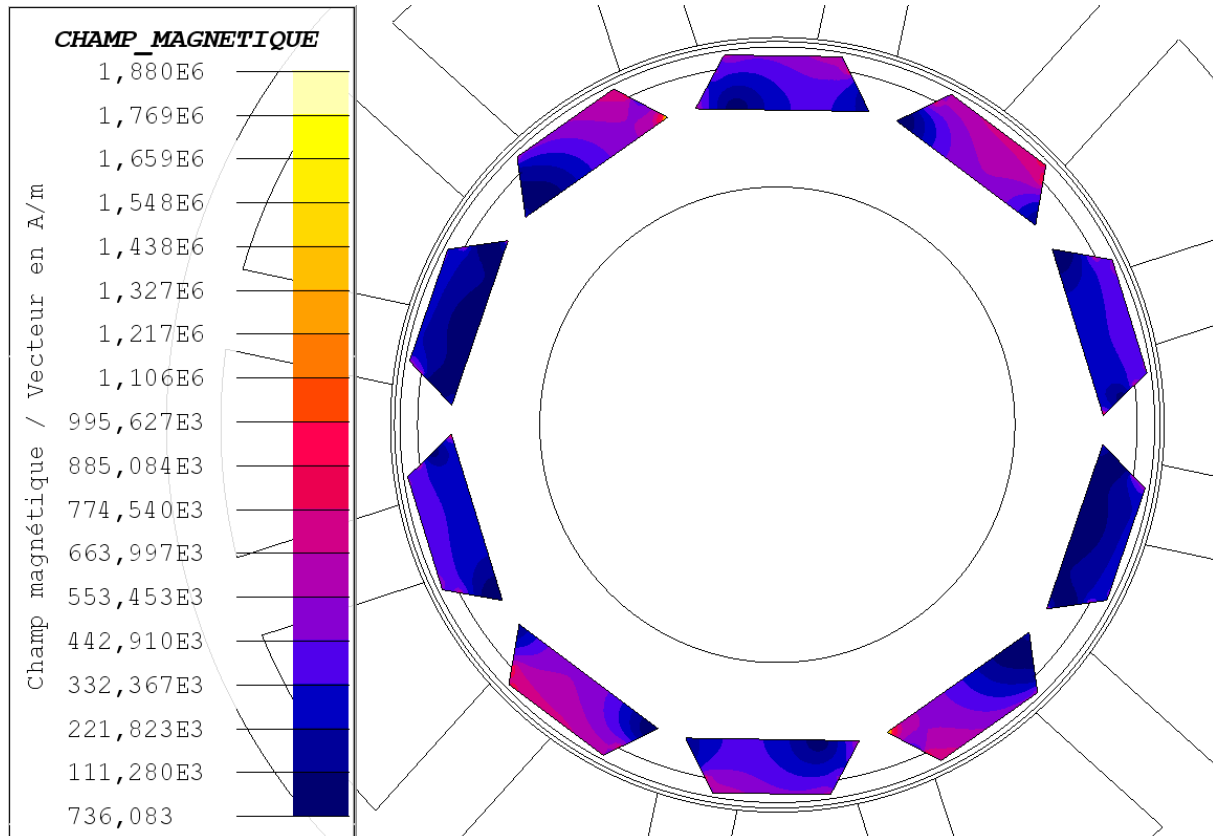


figure 6.84 : AT : Champ magnétique dans les aimants permanents, avec $I_{ph} = 97.4 [A]$

L'induction et le champ magnétique ont été mesurés pour plusieurs positions, afin de pouvoir déterminer les valeurs maximales et minimales. Ces valeurs sont résumées dans le tableau 6.39, pour les trois variantes de moteur.

Variante de moteur	AT	ATA	ARE
$B_{min} [T]$	0.00	0.00	0.00
$B_{max} [T]$	2.06	1.99	1.98
$H_{max} [kA/m]$	1880	1820	1390

tableau 6.39 : Induction magnétique minimale et maximale et champ magnétique maximale dans les aimants permanents, avec $I_{ph} = I_{ph \text{ max limite}}$

Les valeurs maximales du champ magnétique mesurées sont susceptibles de conduire à une démagnétisation des aimants permanents. Toutefois, il faut encore déterminer les zones où le champ magnétique est suffisamment élevé pour provoquer une démagnétisation partielle voir totale. Pour ce faire, il suffit d'afficher uniquement le champ magnétique dont la valeur est supérieure à ce que les aimants permanents peuvent supporter sans être démagnétisés partiellement. Cette valeur s'obtient à partir de la courbe de démagnétisation des aimants (figure 6.21). Elle se situe au début du coude de la caractéristique B(H). Pour les aimants VACOMAX 225HR à 100 [°C], cette valeur vaut environ 1.1 [MA/m]. Le résultat obtenu pour la variante AT est illustré à la figure 6.85.

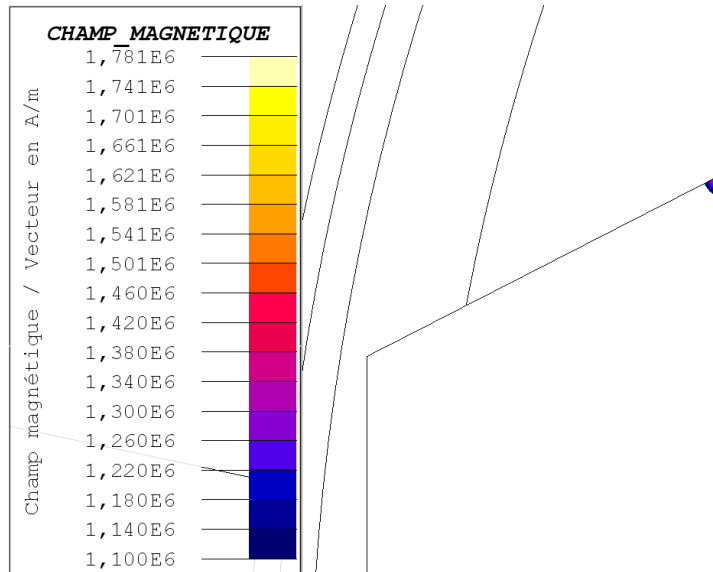


figure 6.85 : AT : Champ magnétique dans les aimants permanents supérieur à 1.1 [MA/m],
avec $I_{ph} = 97.4 [A]$

La zone de l'aimant subissant une démagnétisation partielle ou totale est extrêmement réduite, lorsque le moteur est alimenté avec le courant maximal limite. Elle n'est donc pas problématique pour le fonctionnement du moteur.

Le champ magnétique en jeu dans les aimants permanents des deux autres variantes a également été mesuré. Le résultat obtenu pour la variante ATA est quasiment identique à celui de la variante AT. Il n'a donc pas été illustré. Quant au résultat obtenu pour la variante ARE, il est représenté à la figure 6.86.

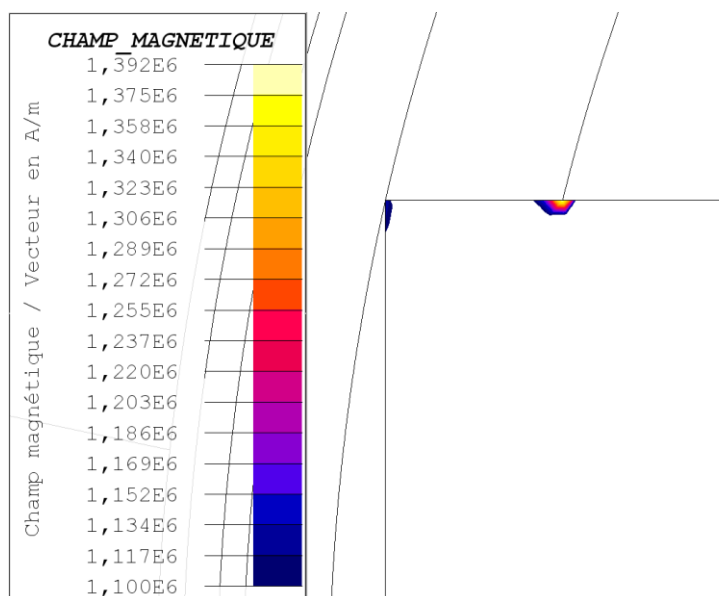


figure 6.86 : ARE : Champ magnétique dans les aimants permanents supérieur à 1.1 [MA/m],
avec $I_{ph} = 98.2 [A]$

La valeur maximale du champ magnétique, atteinte dans les aimants permanents de la variante ARE, est bien plus faible que celle obtenue pour les deux autres variantes. Il n'y a donc pas de zones où la démagnétisation est totale. Quant aux zones de démagnétisation partielle, elles sont très faibles et ne sont donc pas problématiques pour le fonctionnement du moteur.

Pour les trois variantes de moteur, le champ magnétique maximal dans les aimants permanents se situe aux environs de 1 [MA/m]. En effet, bien qu'il ait des zones soumises à un champ magnétique plus important, elles restent minimales, et ne sont pas problématiques pour le bon fonctionnement du moteur.

6.5.3 Risque de démagnétisation pour les deux cas critiques

Pour terminer l'analyse du risque de démagnétisation des aimants permanents, il est intéressant de représenter les deux cas critiques sur la courbe de démagnétisation :

- Flèche rouge : Induction magnétique minimale lorsque le moteur n'est pas alimenté et qu'il se trouve à la température d'étuvage (200 [°C] à 300 [°C]) ;
- Flèche bleue : Induction magnétique minimale lorsque le moteur est alimenté avec le courant maximal limite et qu'il se trouve à la température de fonctionnement (environ 100 [°C]).

A noter que les valeurs d'induction et de champ magnétique obtenues pour les trois variantes de moteur sont suffisamment proches pour tracer une seule flèche de chaque couleur. Le résultat ainsi obtenu est illustré à la figure 6.87.

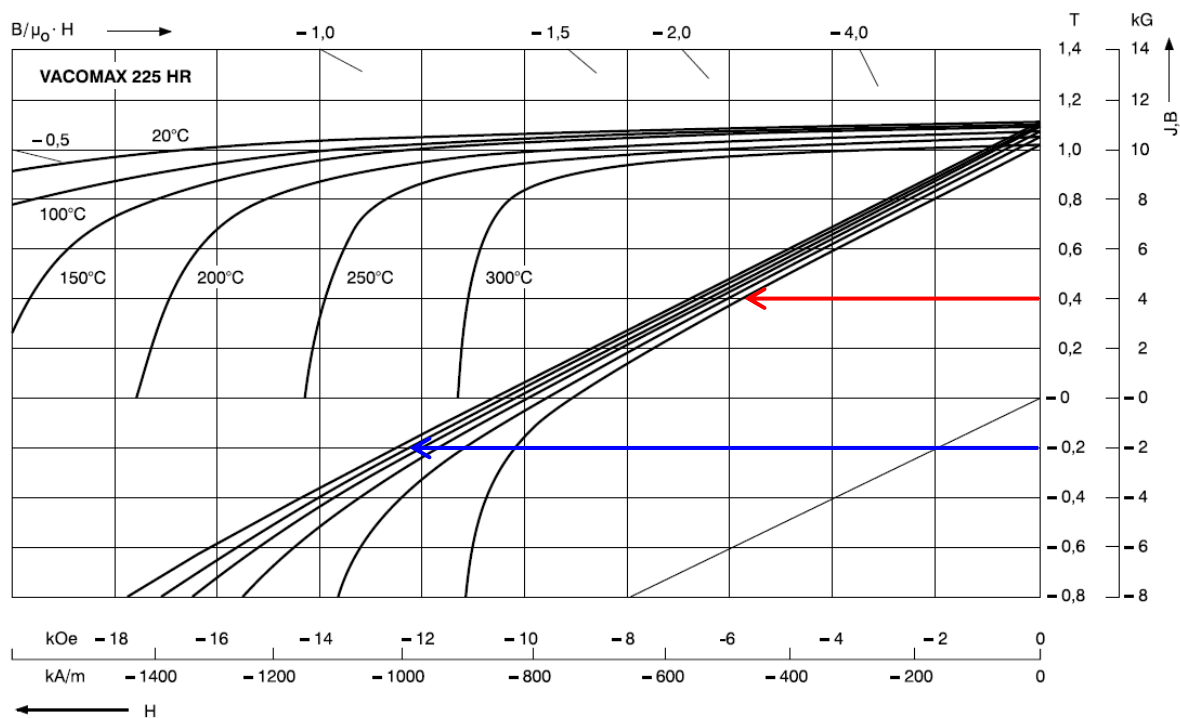


figure 6.87 : Courbe de démagnétisation des aimants VACOMAX 225HR [42] avec indication du risque de démagnétisation dans deux cas critiques d'utilisations du moteur

Pour les deux cas particulièrement critiques, l'induction magnétique dans les aimants permanents se situe dans la partie linéaire de la courbe de démagnétisation. Il n'y a donc pas de risque de démagnétisation partielle ou totale des aimants permanents, à l'exception de zones infimes.

6.6 Résumé des constantes K_T , K_u et K_m

Les constantes K_T et K_u ont été calculées de cinq façons différentes :

- 1) K_T et K_u calculés à partir du couple électromagnétique moyen $\bar{T}_{em}$ (tableau 6.32) ;
- 2) K_u et K_T calculés à partir de la tension induite de mouvement de phase efficace $U_{imph eff}$ (tableau 6.27) ;
- 3) K_T et K_u calculés à partir du couple électromagnétique T_{em} (tableau 6.24) ;
- 4) K_T et K_u calculés à partir du couple électromagnétique crête $\hat{T}_{em}$ (tableau 6.23) ;
- 5) K_u et K_T calculés à partir de l'induction dans l'entrefer B_δ (tableau 6.21).

Il est donc intéressant de comparer les cinq valeurs obtenues, et ce pour les trois variantes de moteur. Pour ce faire, les valeurs de K_T et K_u obtenues en dynamique (1) ont été choisies comme valeurs de références, car elles sont issues de la méthode la plus représentative du fonctionnement réel du moteur.

La différence entre les autres méthodes a ensuite été calculée au moyen de la relation :

$$\text{Différence} = \left| \frac{\text{Valeur comparée} - \text{Valeur de référence}}{\text{Valeur de référence}} \right| \cdot 100 [\%] \quad (6.94)$$

Tous les résultats obtenus sont résumés dans le tableau 6.40.

Variante AT				
Méthode	$K_T [Nm/A]$	Différence [%]	$K_u [V/(rad/s)]$	Différence [%]
1	1.21	-	0.403	-
2	1.21	0.0	0.403	0.0
3	1.20	0.8	0.400	0.7
4	1.30	7.4	0.433	7.4
5	1.22	0.8	0.405	0.5
Variante ATA				
Méthode	$K_T [Nm/A]$	Différence [%]	$K_u [V/(rad/s)]$	Différence [%]
1	1.32	-	0.440	-
2	1.33	0.8	0.443	0.7
3	1.31	0.8	0.437	0.7
4	1.41	6.8	0.470	6.8
5	1.33	0.8	0.444	0.9
Variante ARE				
Méthode	$K_T [Nm/A]$	Différence [%]	$K_u [V/(rad/s)]$	Différence [%]
1	1.07	-	0.357	-
2	1.07	0.0	0.357	0.0
3	1.07	0.0	0.357	0.0
4	1.13	5.6	0.377	5.6
5	1.10	2.8	0.365	2.2

tableau 6.40 : Comparaison des divers K_T et K_u calculés pour les trois variantes de moteur

Les valeurs de K_T et K_u obtenues à partir des méthodes 2, 3 et 5 diffèrent de moins de 3 [%] des valeurs obtenues avec la variante 1. Ces différences peuvent donc s'expliquer par la précision de la simulation et les arrondis. Par contre, la méthode 4 donne des valeurs de K_T et K_u qui diffèrent de plus de 5 [%] de celles obtenues avec la variante 1. Bien qu'elles ne dépassent pas les 8 [%], ces différences ne peuvent pas s'expliquer uniquement par la précision de la simulation et les arrondis. Une autre explication réside dans le fait qu'en divisant le couple crête $\hat{T}_{em}$ par $\sqrt{2}$, le couple est considéré comme une sinusoïde parfaite, ce qui n'est pas le cas, comme le montre bien la figure 6.44.

En plus des constantes K_T et K_u , une troisième constante permet de caractériser le moteur. Il s'agit de la constante du moteur K_m qui donne la puissance dissipée dans les bobines par effet Joule, pour produire le couple T_{em} . Cette constante peut être calculée à partir de la constante de couple K_T et de la résistance de phase, comme le montre la relation :

$$K_m = \frac{T_{em}}{\sqrt{P_{cu}}} = \frac{K_T \cdot I}{\sqrt{3 \cdot R_{ph} \cdot I^2}} = \frac{K_T}{\sqrt{3 \cdot R_{ph}}} \left[\frac{Nm}{\sqrt{W}} \right] \quad (6.95)$$

Les valeurs définitives des constantes K_T , K_u et K_m des trois variantes de moteur, tels qu'elles figureront dans les fiches techniques, sont résumées dans le tableau 6.41.

Variante de moteur	AT	ATA	ARE
$K_T [Nm/A]$	1.21	1.32	1.07
$K_u [V/(rad/s)]$	0.403	0.440	0.357
$K_m [Nm/\sqrt{W}]$	0.688	0.751	0.609

tableau 6.41 : K_T , K_u et K_m des trois variantes de moteur

7 Simulation thermique du moteur du BWS

Ce chapitre a pour but d'analyser les caractéristiques thermiques du moteur du BWS, afin de pouvoir parfaire les fiches techniques des trois variantes de moteur. Pour ce faire, le moteur du BWS a été modélisé au moyen du logiciel Motor-CAD. Diverses simulations ont ensuite été réalisées afin de déterminer les paramètres thermiques du moteur les plus importants.

L'analyse thermique est généralement réalisée pour étudier le fonctionnement du moteur en continu. Elle n'est donc pas primordiale pour le moteur du BWS qui est utilisé de manière cyclique pour des mouvements très brefs. Cependant, elle permet de compléter les fiches techniques des trois variantes de moteur, afin de fournir des caractéristiques dans le cas où le moteur serait utilisé en régime permanent.

7.1 Logiciel de simulation Motor-CAD

Afin de pouvoir simuler thermiquement le moteur du BWS, il convient d'utiliser un programme informatique. Pour ce travail, le logiciel Motor-CAD (version 7.6.4) est utilisé. Il s'agit d'un logiciel d'analyse thermique pour machines électriques.

Les modèles thermiques de Motor-CAD sont basés sur l'analyse de circuits équivalents donnant des résultats instantanés. Les états permanents et transitoires peuvent être analysés.

Avant de pouvoir simuler un moteur, il faut commencer par définir sa géométrie et ses caractéristiques physiques. Pour ce faire, le logiciel dispose d'une interface utilisateur permettant de simplifier la modélisation du moteur.

7.2 Modélisation du moteur du BWS sur Motor-CAD

Le logiciel Motor-CAD propose différentes variantes de rotor et de stator. Par conséquent, un moteur dont la topologie est proche des trois variantes de moteur étudiées (AT, ATA et ARE) a été réalisé. Ses principaux paramètres radiaux sont donnés à gauche de la figure 7.1, et une vue en coupe radiale est illustrée à droite. Alors que ses principaux paramètres axiaux sont donnés à gauche de la figure 7.2, et qu'une vue en coupe axiale est représentée à droite. Les principales dimensions du moteur sont identiques à celles utilisées lors de la simulation électromagnétique. En plus du moteur, il faut modéliser le logement dans lequel se trouve le moteur. Les dimensions du logement ont été déterminées, en partie, à partir du prototype réalisé par le CERN sous SolidWorks. Cependant, il n'est pas possible de réaliser l'entier du BWS sur Motor-CAD. Par conséquent, un logement et un arbre simplifiés ont été réalisés.

D'autre part, le milieu dans lequel se trouve le moteur n'est pas connu avec précision. Les seules informations connues sont que le rotor évolue dans l'ultravide et que le stator se situe dans le tunnel de l'accélérateur de particules. Par conséquent, il faut estimer la température ambiante à l'intérieur du tunnel. Une température de 30 [°C] sera donc utilisée comme référence. De plus, le logiciel Motor-CAD ne permet pas de placer le rotor du moteur dans le vide et son stator dans l'air. Pour cette raison, le moteur sera entièrement placé dans de l'air pour la simulation thermique.

La simulation thermique du moteur du BWS réalisée dans ce travail a pour but de donner une idée de l'échauffement des différents composants du moteur et de son logement. Elle ne vise donc pas à obtenir des valeurs extrêmement précises.

Housing:	Round	Mounting:	Not Mounted
Slot Type:	Parallel Tooth	BPM Rotor:	Inset Breadloaf
Stator Ducts:	None	Rotor Ducts:	None

Stator Dimensions	Value	Rotor Dimensions	Value
Slot Number	12	Pole Number	10
Housing Dia	103	Magnet Thickness	4
Stator Lam Dia	90	Magnet Arc [ED]	140
Stator Bore	57	Magnet Segments	1
Tooth Width	6	Airgap	1
Slot Depth	12.5	Banding Thickness	0
Slot Corner Radius	0	Shaft Dia	35
Slot Opening	9	Shaft Hole Diameter	0
Tooth Tip Depth	0.2		
Tooth Tip Angle	0		
Sleeve Thickness	0		

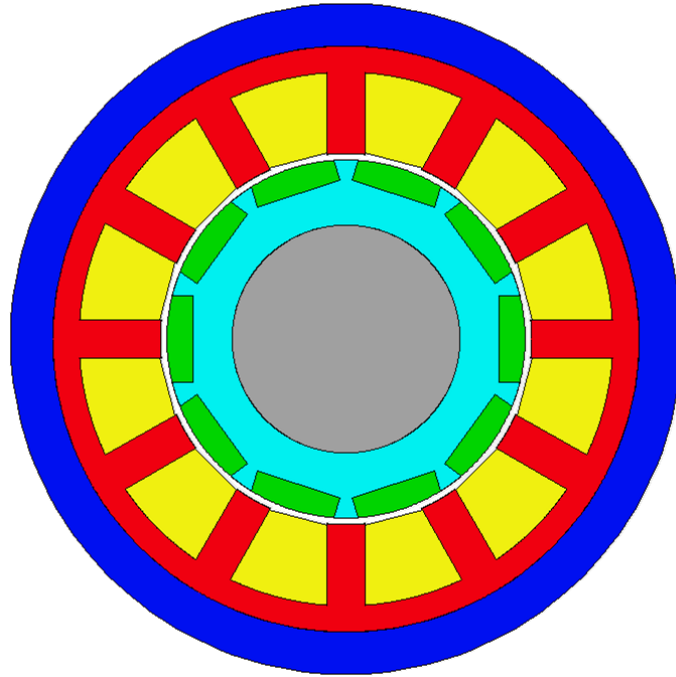


figure 7.1 : Principaux paramètres radiaux du moteur réalisé sous Motor-CAD et sa vue en coupe radiale

Housing:	Round	Mounting:	Not Mounted
EWdg Cavity:	Not Potted	Feedback:	Not Fitted
Cowling:	Not Fitted	Shaft Type:	Solid
Fan:	No Fan		

Radial Dimensions	Value	Axial Dimensions	Value
Housing Dia	103	Motor Length	192
Housing Add [Outer F]	12	Stator Lam Length	150
Housing Add [Outer R]	12	Magnet Length	150
Housing Add [Inner F]	0	Magnet Segments	1
Housing Add [Inner R]	0	Rotor Lam Length	150
Stator Lam Dia	90	Stator Axial Offset	0
Stator Bore	57	Magnet Axial Offset	0
Airgap	1	Rotor Axial Offset	0
Banding Thickness	0	EWdg Overhang [F]	1
Sleeve Thickness	0	EWdg Overhang [R]	1
Magnet Thickness	4	Wdg Extension [F]	15
Wafte Number	0	Wdg Extension [R]	15
Shaft Dia	35	Endcap Length [F]	0
Shaft Dia [F]	25	Endcap Length [R]	0
Shaft Dia [R]	25	Endcap Thickness [F]	6
Shaft Hole Diameter	0	Endcap Thickness [R]	6
Wdg Add [Outer F]	0	Shaft Extension [F]	0
Wdg Add [Outer R]	0	Shaft Extension [R]	0
Wdg Add [Inner F]	0	Bearing Width [F]	6
Wdg Add [Inner R]	0	Bearing Width [R]	6
EWdg Insulation [F]	0	Bearing Offset [F]	0
EWdg Insulation [R]	0	Bearing Offset [R]	0
Bearing Dia [F]	37	Stator Plate Thick [F]	0
Bearing Dia [R]	37	Stator Plate Thick [R]	0
		Rotor Plate Thick [F]	0
		Rotor Plate Thick [R]	0

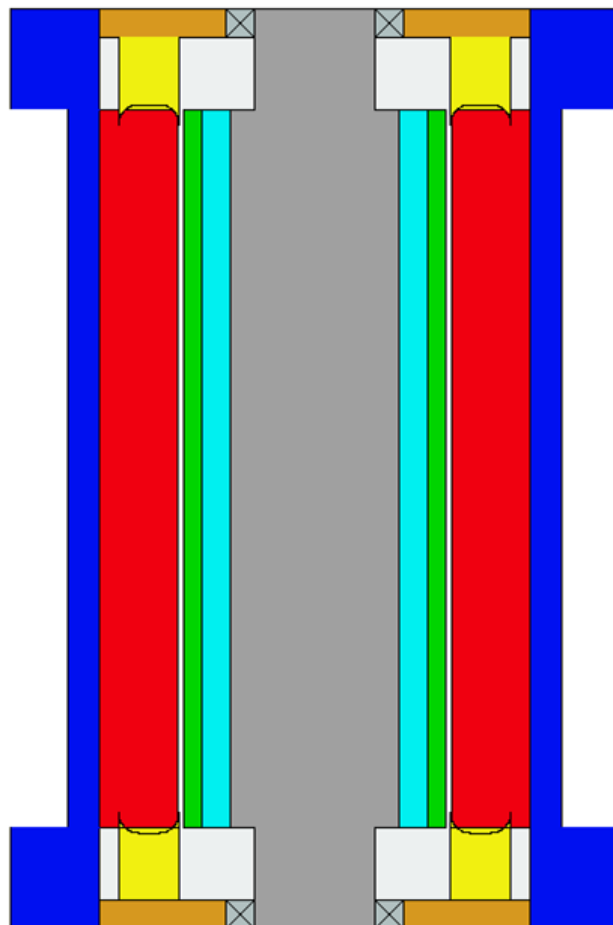


figure 7.2 : Principaux paramètres axiaux du moteur réalisé sous Motor-CAD et sa vue en coupe axiale

Une fois que la géométrie du moteur a été réalisée, il faut réaliser le bobinage. Pour ce faire, il suffit de spécifier le nombre de spires par bobine et le diamètre du fil avec et sans isolation. Le logiciel positionne ensuite les fils de manière automatique. Les principaux paramètres du bobinage sont donnés à gauche de la figure 7.3, et une vue en coupe d'une encoche est illustrée à droite.

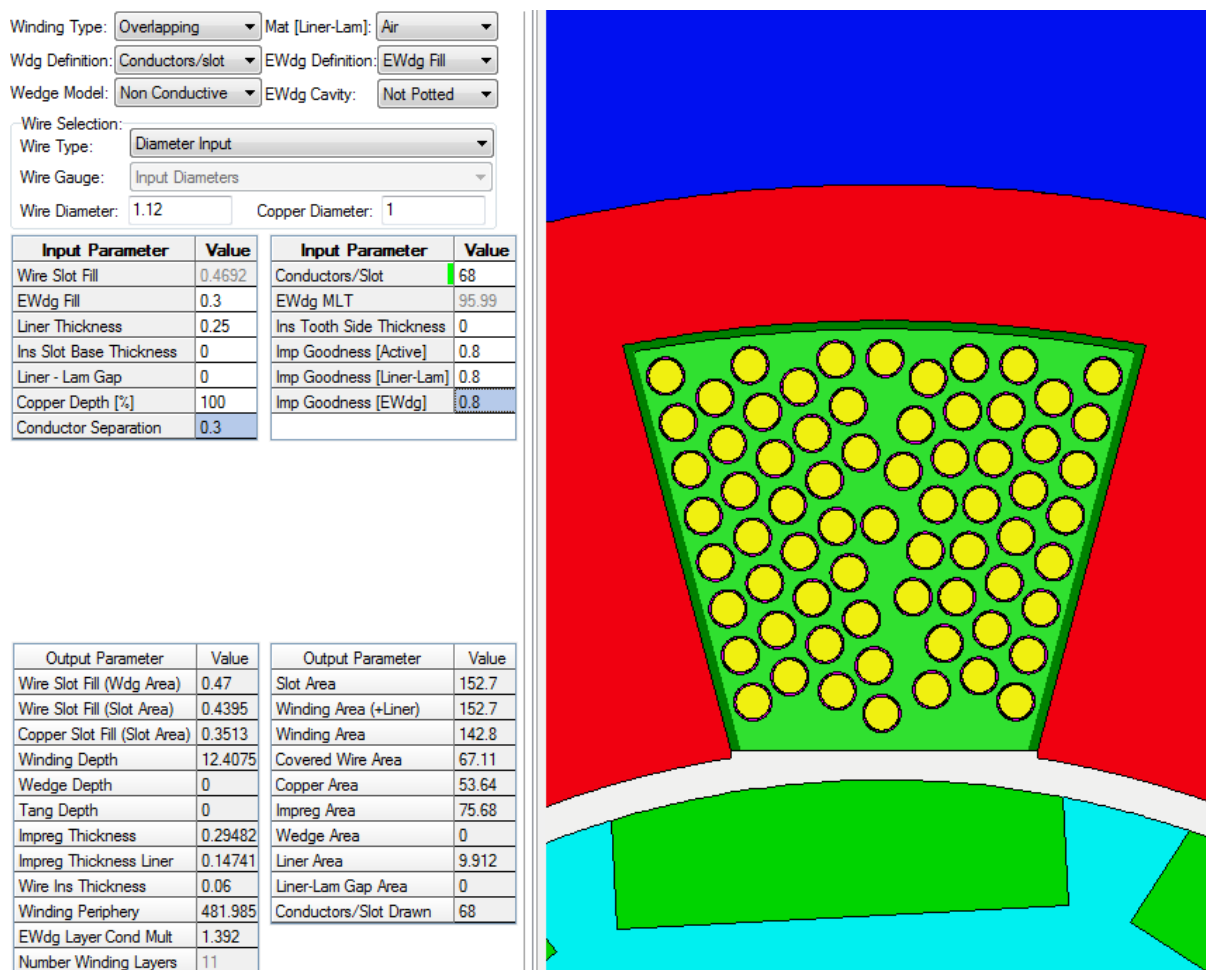


figure 7.3 : Principaux paramètres du bobinage du moteur réalisé sous Motor-CAD et vue en coupe d'une encoche

Il faut ensuite définir les matériaux du moteur. Pour ce faire, une liste de matériaux est disponible sur Motor-CAD. Il suffit donc d'appliquer au moteur les mêmes matériaux, ou des matériaux aux caractéristiques thermiques similaires que ceux utilisés sur Flux2D.

Finalement, avant de pouvoir simuler le moteur, il faut encore déterminer les pertes cuivre et les pertes fer au stator. Pour les pertes cuivre, le logiciel les calcule automatiquement à partir de la résistance de phase au moyen de la relation :

$$P_{cu} = 3 \cdot R_{ph} \cdot I^2 [W] \quad (7.1)$$

Il suffit donc d'introduire la valeur de la résistance de phase (1.03 [Ω]) dans Motor-CAD. Ainsi que le courant efficace souhaité.

Quant aux pertes fer au stator, elles peuvent être calculées au moyen de la relation [16] :

$$P_{fer} = p_{fer} \cdot \left(\frac{f}{f_0}\right)^{1.6} \cdot \left(\frac{\hat{B}}{\hat{B}_0}\right)^2 \cdot m_{fer} \quad (7.2)$$

avec :

- p_{fer} : Chiffre de pertes spécifiques [W/kg] (fourni par le fabricant de tôles)
- f_0 : Fréquence de référence [Hz] (fournie par le fabricant de tôles)
- $\hat{B}_0$: Induction de référence [T] (fournie par le fabricant de tôles)
- f : Fréquence de fonctionnement [Hz]
- $\hat{B}$: Induction de fonctionnement [T]
- m_{fer} : Masse de fer [kg]

L'analyse thermique est réalisée pour une vitesse légèrement supérieure à la vitesse maximale exigée par le BWS, soit 2000 [tr/min]. De cette façon, il est possible de déterminer le courant continu que le moteur peut supporter sur toute la plage de vitesse du BWS.

Le chiffre de pertes spécifiques, la fréquence de référence et l'induction de référence sont obtenus à partir du catalogue de tôles d'ArcelorMittal [43]. Ils sont donnés dans le tableau 7.1.

Description	Valeur	Unité
Chiffre de pertes spécifiques	1.7	[W/kg]
Fréquence de référence	50	[Hz]
Induction de référence	1.0	[T]

tableau 7.1 : p_{fer} , f_0 et $\hat{B}_0$ de la tôle M 400-50 A [43]

La fréquence de fonctionnement est obtenue à partir de la vitesse de rotation du moteur au moyen de la relation :

$$f = n_s \cdot p = \frac{2000}{60} \cdot 5 \cong 167 [Hz] \quad (7.3)$$

L'induction magnétique, dans la culasse du stator, a été tracée sur Flux2D afin de déterminer l'induction de fonctionnement. Bien que l'induction au stator n'ait pas partout la même valeur, une induction de fonctionnement de 1 [T] peut être utilisée, comme le montre, pour la variante AT, la figure 7.4. De plus, cette valeur peut être utilisée pour les trois variantes de moteur, car les résultats obtenus pour les deux autres variantes sont relativement proches.

Quant à la masse de fer, elle a été déterminée avec une précision élevée, à l'aide du logiciel SolidWorks. La culasse du stator réalisée sur SolidWorks pour déterminer cette valeur est illustrée à la figure 7.5.

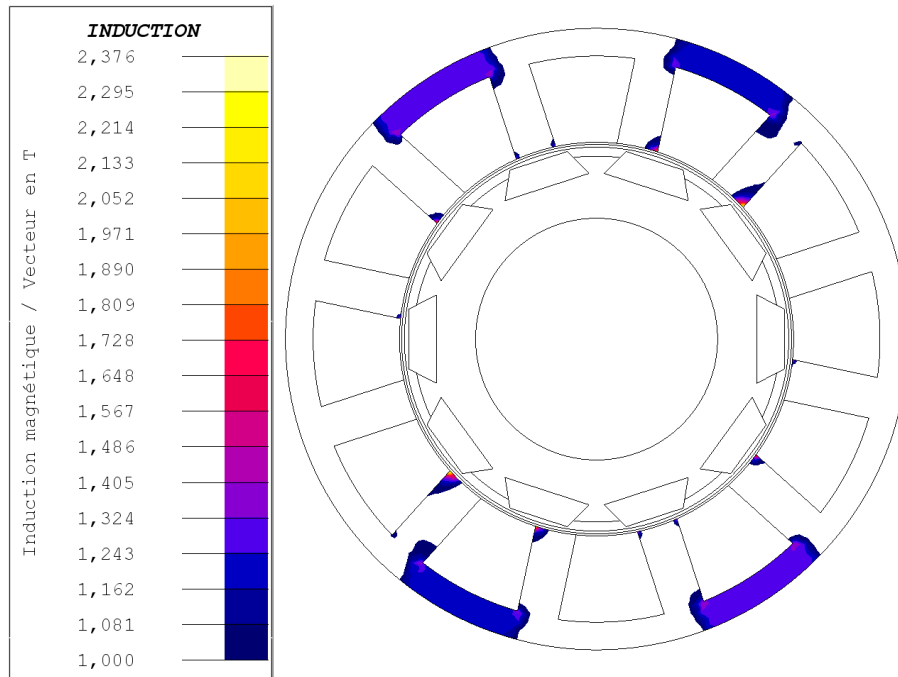


figure 7.4 : Induction magnétique dans le stator pour $I = 4$ [A] et $N = 2000$ [tr/min]

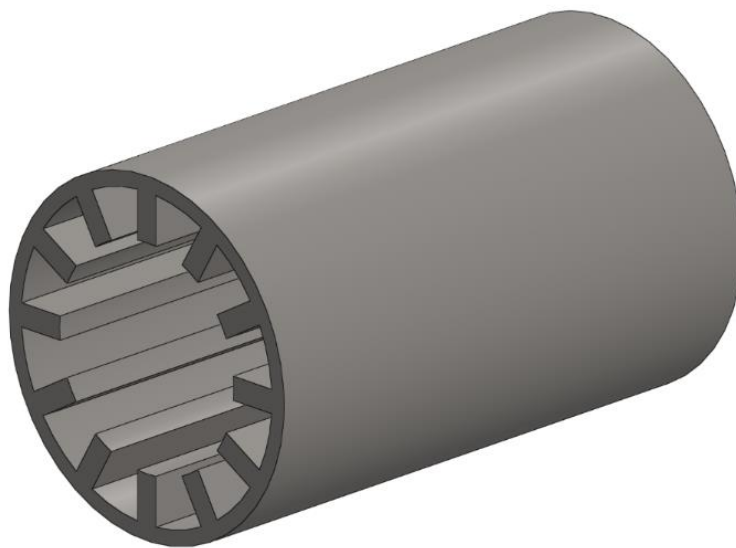


figure 7.5 : Culasse du stator réalisée sur SolidWorks

La masse de fer, au stator, obtenue à partir de SolidWorks, et les pertes fer au stator, calculées au moyen de la relation (7.2) sont résumées dans le tableau 7.2.

m_{fer} [kg]	2.3
P_{fer} [W]	26.9

tableau 7.2 Masse de fer et pertes fer au stator

Afin de simplifier le modèle thermique, les autres pertes sont négligées. Cette simplification est acceptable, car les pertes cuivre et les pertes fer au stator sont largement supérieures aux autres pertes.

7.3 Simulation thermique du moteur sur Motor-CAD

Dans un premier temps, une simulation thermique a été réalisée lorsque le moteur est alimenté avec le courant de référence (4 [A]). Elle a pour but de déterminer la température, en régime permanent, dans différentes parties du moteur. Le résultat obtenu est représenté à la figure 7.6.

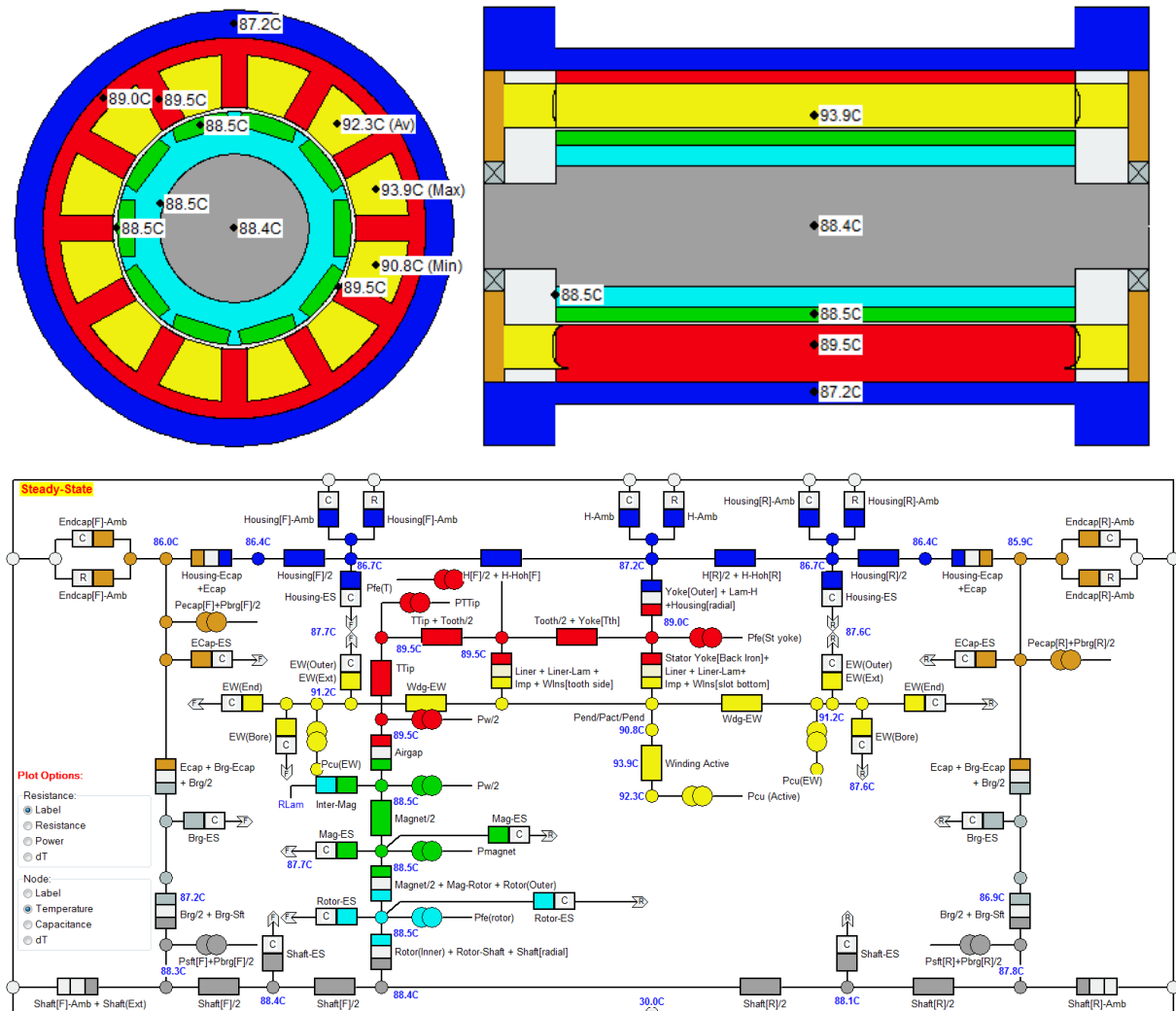


figure 7.6 : Température dans différentes parties du moteur et schéma thermique sous Motor-CAD avec $N = 2000$ [tr/min] et $I_{eff} = 4$ [A]

Le schéma thermique du moteur réalisé sur Motor-CAD est représenté en bas de la figure 7.6. Il permet d'observer la complexité de réaliser un modèle thermique pour un moteur électrique.

La figure 7.6 permet de constater que lorsque le moteur est alimenté avec un courant de 4 [A] à une vitesse de rotation de 2000 [tr/min], la température dans les différentes parties du moteur ne dépasse pas les 94 [°C]. La zone où la température est la plus élevée se situe dans les bobines du moteur. La température dans les aimants permanents est légèrement plus faible. En effet, elle se situe aux environs de 88.5 [°C].

Il est également intéressant de regarder la température maximale dans le bobinage et dans les aimants permanents en régime transitoire. Le résultat obtenu, sur une durée de 10 [h] est représenté à la figure 7.7.

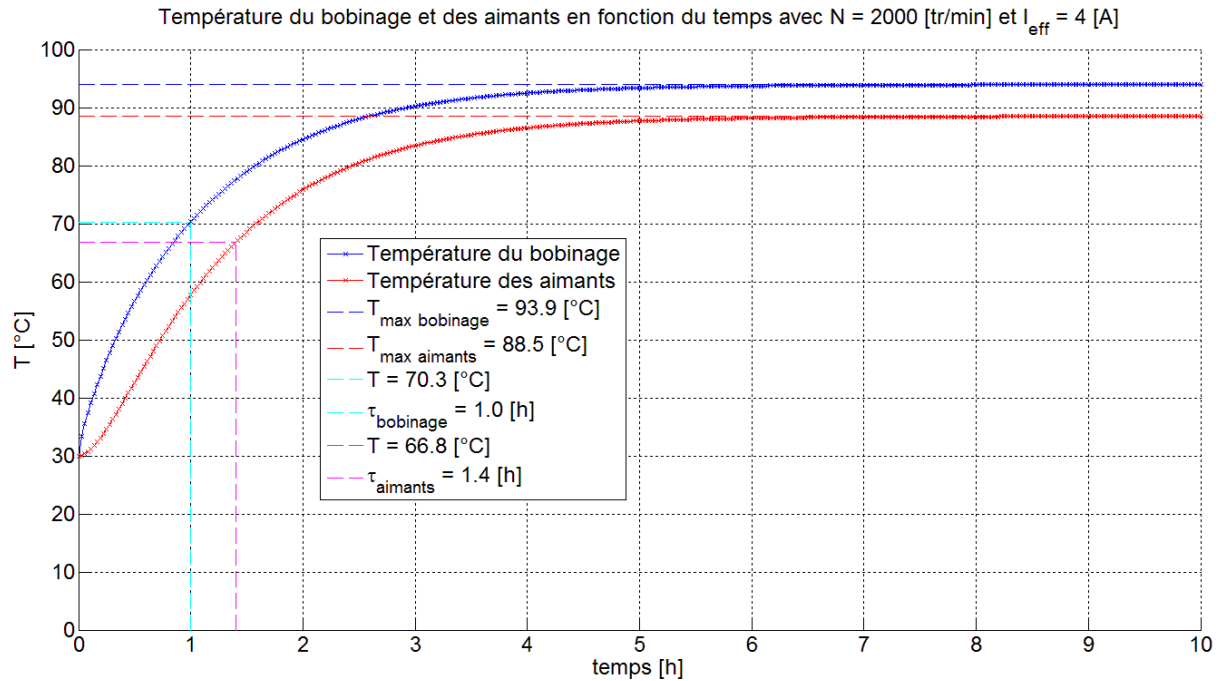


figure 7.7 : Température du bobinage et des aimants permanents en fonction du temps avec $N = 2000$ [tr/min] et $I_{\text{eff}} = 4$ [A]

La figure 7.7 permet de déterminer la constante de temps thermique du bobinage et des aimants permanents. Cette constante définit le temps nécessaire pour que le bobinage ou les aimants atteignent le 63 [%] de la différence totale de température. Les valeurs obtenues sont données dans la légende de la figure 7.7. La constante de temps thermique du moteur se situe donc aux environs d'une heure.

La simulation suivante consiste à déterminer le courant avec lequel le moteur peut être alimenté en continu sans dépasser une température spécifique. Pour ce faire, il suffit de tracer la température maximale du bobinage en fonction du courant efficace, pour une vitesse de rotation de 2000 [tr/min]. Le résultat obtenu est représenté à la figure 7.8.

Une température de fonctionnement maximale de 130 [°C] a été définie. Elle permet de déterminer le courant à ne pas dépasser, en régime permanent (traitillé rouge sur la figure 7.8).

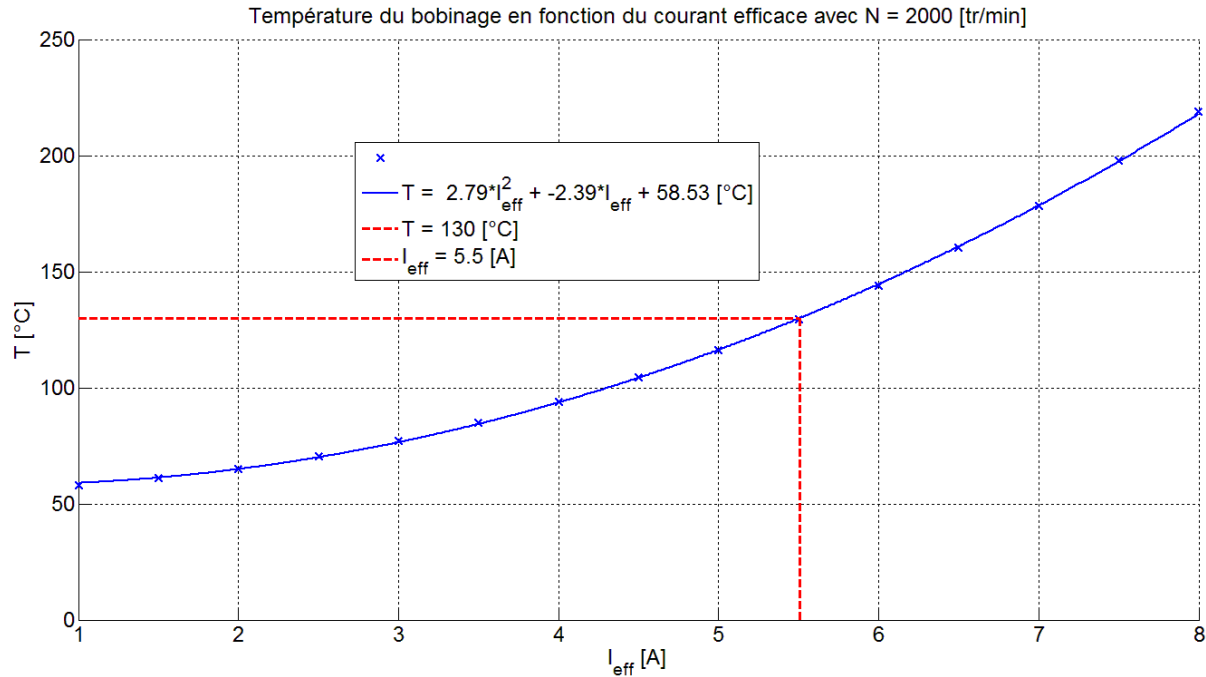


figure 7.8 : Température du bobinage en fonction du courant efficace avec N = 2000 [tr/min]

La valeur du courant permettant de ne pas dépasser 130 [°C] dans le bobinage est donnée dans le tableau 7.3. Cette valeur de courant permet de calculer les pertes cuivre du moteur, dans cette situation, au moyen de la relation :

$$P_{cu130^\circ\text{C}} = 3 \cdot R_{ph} \cdot I_{c130^\circ\text{C}}^2 \text{ [W]} \quad (7.4)$$

Les pertes cuivre ainsi obtenues figurent également dans le tableau 7.3.

$I_{c130^\circ\text{C}} \text{ [A]}$	5.5
$P_{cu130^\circ\text{C}} \text{ [W]}$	134

tableau 7.3 : $I_{c130^\circ\text{C}}$ et $P_{cu130^\circ\text{C}}$

Finalement, il est encore possible de déterminer le couple maximal que le moteur peut fournir pour ne pas dépasser 130 [°C] dans le bobinage au moyen de la relation :

$$T_{c130^\circ\text{C}} = K_T \cdot I_{c130^\circ\text{C}}^2 \text{ [Nm]} \quad (7.5)$$

Le couple maximal obtenu de la sorte est résumé dans le tableau 7.4, pour les trois variantes de moteur.

Variante de moteur	AT	ATA	ARE
$T_{c130^\circ\text{C}} \text{ [Nm]}$	6.7	7.3	5.9

tableau 7.4 : $T_{c130^\circ\text{C}}$ pour les trois variantes de moteur

Pour terminer cette analyse thermique, une simulation du moteur du BWS fonctionnant en cycle a été réalisée. Le cycle utilisé correspond à une utilisation du BWS pour mesurer, de manière automatique, chaque grappe de particules circulant dans le LHC. Le cycle simplifié utilisé dans Motor-CAD est représenté à la figure 7.9 pour la vitesse, et à la figure 7.10 pour le courant d'alimentation.

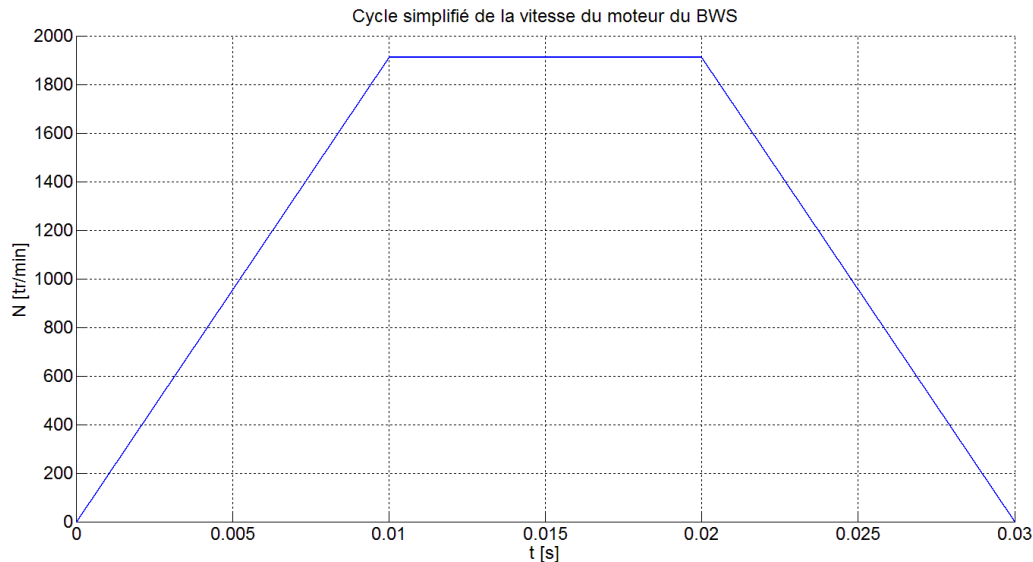


figure 7.9 : Cycle simplifié de la vitesse du moteur du BWS

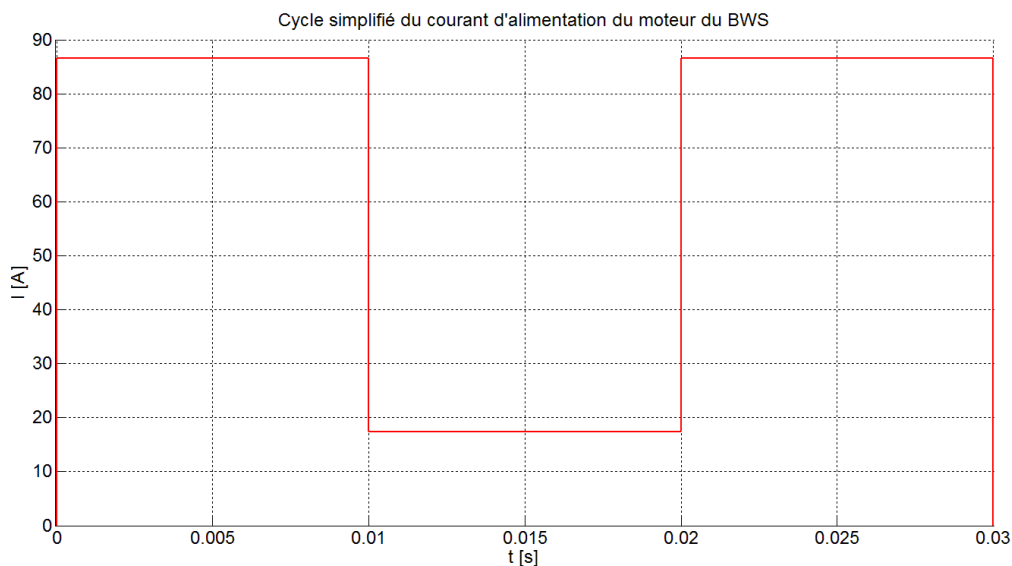


figure 7.10 : Cycle simplifié du courant d'alimentation du moteur du BWS

Le courant utilisé pour le cycle entre 0 [s] et 0.01 [s] ainsi qu'entre 0.02 [s] et 0.03 [s] correspond au courant maximum nécessaire pour la variante ARE (86.5 [A]), car c'est la variante de moteur qui nécessite le courant le plus important pour atteindre une accélération angulaire de $40'000 \text{ [rad/s}^2\text{]}$. D'autre part, ce courant a été divisé par cinq entre 0.01 [s] et 0.02 [s], puisque, durant ce laps de temps, le moteur tourne à vitesse constante. Ce facteur a été déterminé au moyen de la figure 6.19.

Afin de mesurer toutes les grappes de particules du LHC, le moteur du BWS doit effectuer environ un millier de mesures, avec une cadence d'environ une mesure par seconde. Etant donné que pour réaliser une nouvelle mesure le BWS doit revenir en position de repos, le moteur du BWS doit donc effectuer environ deux mille cycles avec une cadence d'une demi-seconde.

L'augmentation de la température maximale dans le bobinage et dans les aimants permanents qui en résulte est représentée à la figure 7.11.

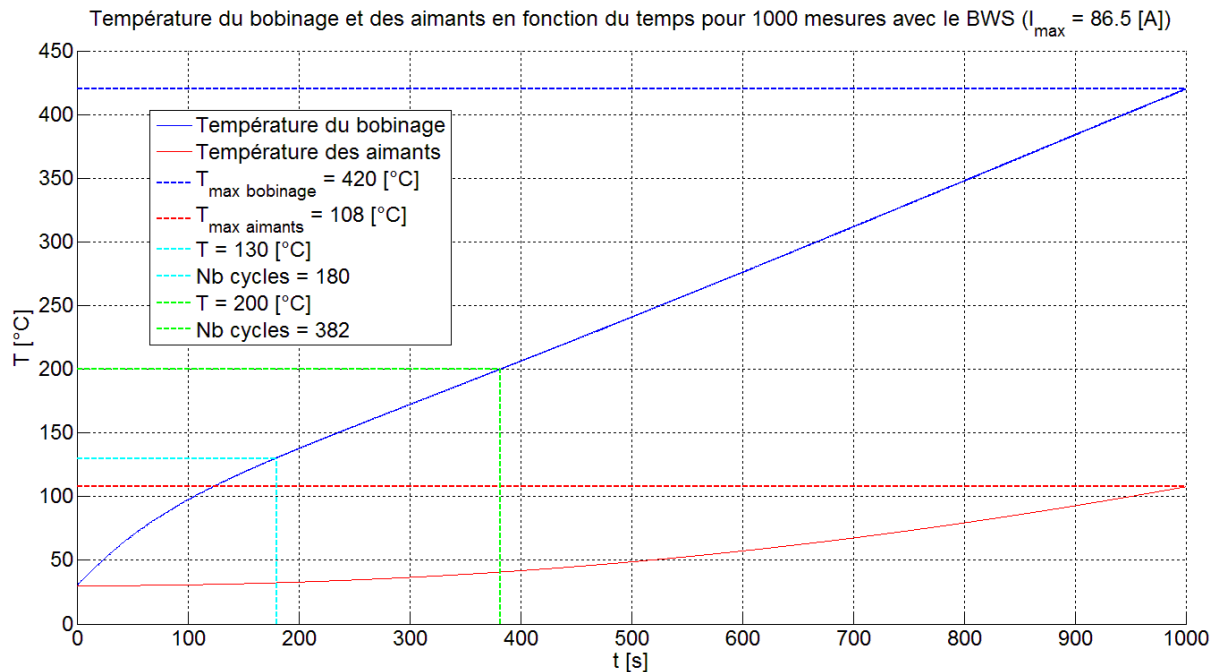


figure 7.11 : Température du bobinage et des aimants en fonction du temps pour 1000 mesures ($I_{\max} = 86.5$ [A])

Selon les résultats de la simulation, la température du bobinage dépasserait les 130 [°C] après seulement 180 mesures. En augmentant la température du bobinage jusqu'à la température limite que le moteur peut supporter, soit environ 200 [°C] il serait possible d'en réaliser environ 382. Bien que la simulation thermique ne soit pas très précise en raison des nombreuses simplifications réalisées, il est fort probable que la variante ARE ne permette pas de réaliser les 1000 mesures souhaitées. Il est toujours possible d'augmenter les dimensions de l'enveloppe en aluminium qui se situe autour du stator, afin d'augmenter la dissipation. Cependant, malgré plusieurs essais réalisés sur Motor-CAD, cela ne suffit pas pour réduire suffisamment la température, sans augmenter considérablement les dimensions de l'enveloppe.

La figure 7.11 permet également de constater que l'augmentation de la température des aimants est nettement plus faible que celle du bobinage. Il n'y a donc pas de risque de démagnétisation des aimants permanents.

Une nouvelle simulation, basée sur le même cycle, mais avec un courant maximal plus faible, a été réalisée. Le courant maximal utilisé correspond cette fois au courant maximum nécessaire pour la variante ATA (67.5 [A]). Le résultat obtenu est représenté à la figure 7.12.

Dans ce cas, le nombre de mesures réalisables a fortement augmenté. En effet, avec 436 mesures pour ne pas dépasser 130 [°C] et 880 pour ne pas dépasser 200 [°C], la variante ATA permet de se rapprocher sérieusement des 1000 mesures souhaitées.

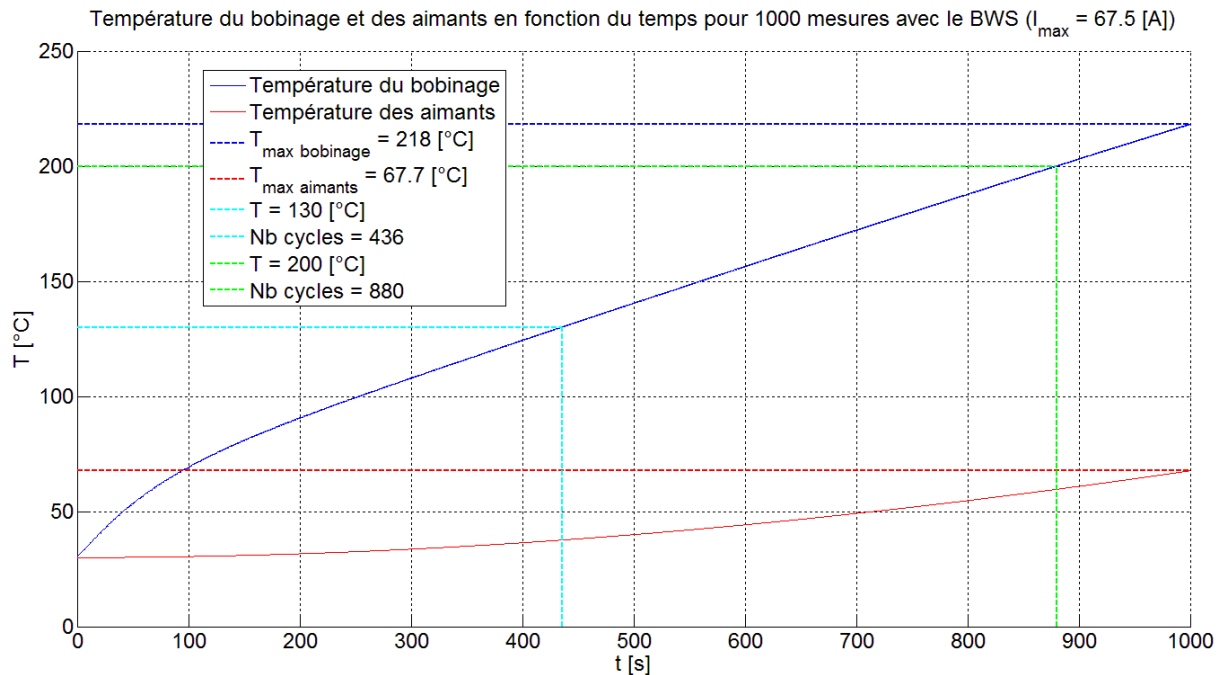


figure 7.12 : Température du bobinage et des aimants en fonction du temps pour 1000 mesures ($I_{\max} = 67.5$ [A])

Afin de parvenir à réaliser 1000 mesures sans dépasser les 200 [°C], l'enveloppe en aluminium du moteur a été modifiée. Le diamètre extérieur de l'enveloppe a été augmenté de 103 [mm] à 120 [mm], et des ailettes ont été ajoutées afin d'améliorer la dissipation thermique. Une vue en coupe du moteur du BWS avec la nouvelle enveloppe en aluminium est représentée à la figure 7.13.

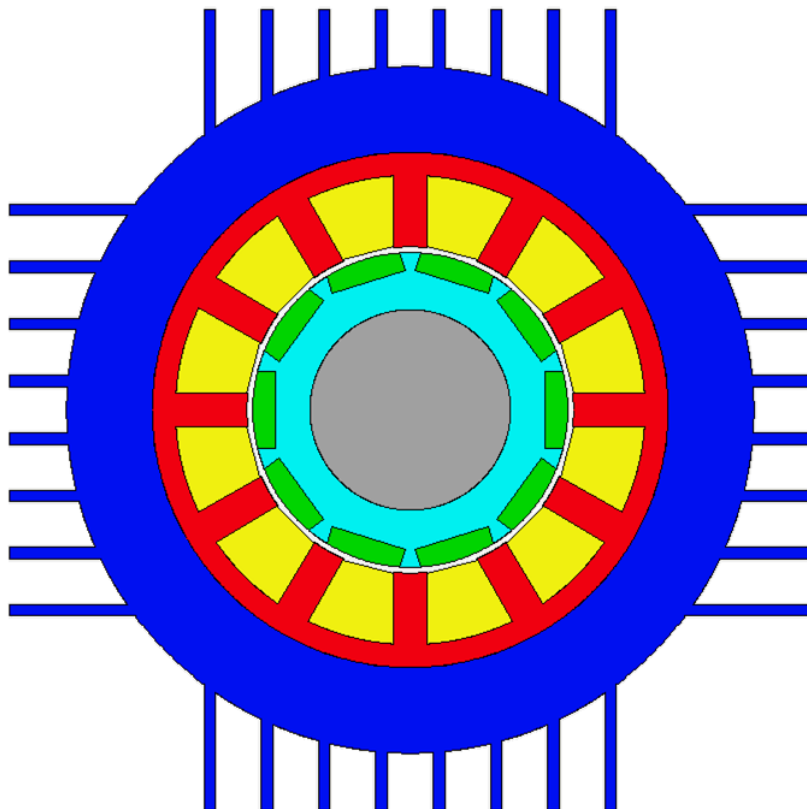


figure 7.13 : Vue en coupe du moteur du BWS avec une enveloppe améliorée (Motor-CAD)

Le résultat de la simulation obtenu avec cette nouvelle enveloppe est représenté à la figure 7.14.

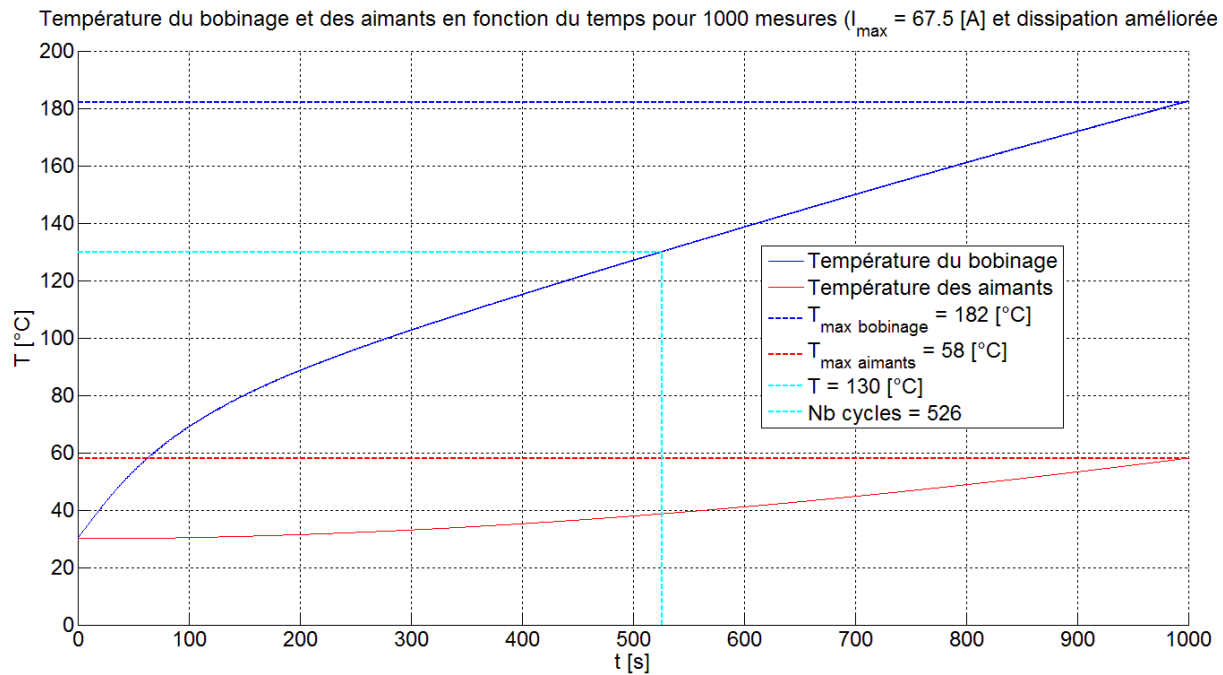


figure 7.14 : Température du bobinage et des aimants en fonction du temps pour 1000 mesures avec une dissipation thermique améliorée ($I_{\max} = 67.5$ [A])

D'après la figure 7.14, la température maximale du bobinage ne dépasse pas les 182 [°C] et celle des aimants permanents ne dépasse pas les 58 [°C]. La modification de l'enveloppe permet donc de réduire passablement l'échauffement du moteur. D'après la simulation réalisée, il est donc possible d'effectuer un millier de mesures avec le BWS. Toutefois, il est conseillé d'utiliser un système de contrôle de la température du bobinage, qui permet d'arrêter le moteur en cas d'échauffement trop important.

8 Alimentation du moteur du BWS

L'alimentation électrique du moteur sera conçue à partir des caractéristiques du nouveau moteur du BWS. Par conséquent, il est utile de déterminer la tension du bus DC qui servira à alimenter le convertisseur.

Pour commencer, il faut relever la valeur efficace de la tension de phase. Cette dernière est définie par la relation [14] :

$$\underline{U}_{ph} = R_{ph} \cdot I_{ph} + j \cdot X_d \cdot I_{ph} + \underline{U}_{im} [V] \quad (8.1)$$

avec :

- $\underline{U}_{im}$: Tension induite de mouvement de phase [V]
- I_{ph} : Courant de phase [A]
- R_{ph} : Résistance de phase [Ω]
- X_d : Réactance synchrone [Ω]

Le logiciel Flux2D permet d'obtenir cette valeur. Pour ce faire, il faut réaliser une simulation en alimentant le moteur avec un courant spécifique, puis relever la valeur efficace de la tension de phase sur une période.

La simulation est réalisée pour une vitesse de 2000 [tr/min]. Cette vitesse est légèrement supérieure à la vitesse maximale exigée par le BWS afin de prendre une marge de sécurité.

La valeur efficace de la tension de phase a été mesurée pour les trois variantes de moteur, et pour deux courants spécifiques :

- Le courant maximal permettant de ne pas dépasser 130 [°C] dans le bobinage ($I_{c130^\circ C}$) ;
- Le courant maximal nécessaire pour atteindre une accélération de 40'000 [rad/s²] ($I_{max\ nécessaire}$).

La tension dans l'une des phases du moteur AT est représentée à la figure 8.1, pour les deux valeurs spécifiques de courant. Elle permet de constater que l'allure de la tension de phase se dégrade passablement lorsque le courant est élevé. Cependant, pour déterminer la tension du bus DC, l'allure de la tension n'est pas primordiale, car il suffit d'utiliser sa valeur efficace.

Lors de la simulation, la valeur moyenne du couple a également été déterminée, afin de s'assurer qu'elle n'est pas influencée par une augmentation de la vitesse de rotation du moteur.

Le CERN prévoit d'alimenter le moteur du BWS au moyen d'un onduleur triphasé commandé par une modulation PWM. Pour rester dans la zone de fonctionnement linéaire de l'onduleur, il faut respecter la condition suivante [28] :

$$U_{ph} < \frac{0.612}{\sqrt{3}} \cdot U_{bus\ DC} [V] \quad (8.2)$$

Il est donc possible de déterminer la tension du bus DC minimale pour atteindre la tension de phase souhaitée :

$$U_{bus\ DC\ min.} = U_{ph} \cdot \frac{\sqrt{3}}{0.612} [V] \quad (8.3)$$

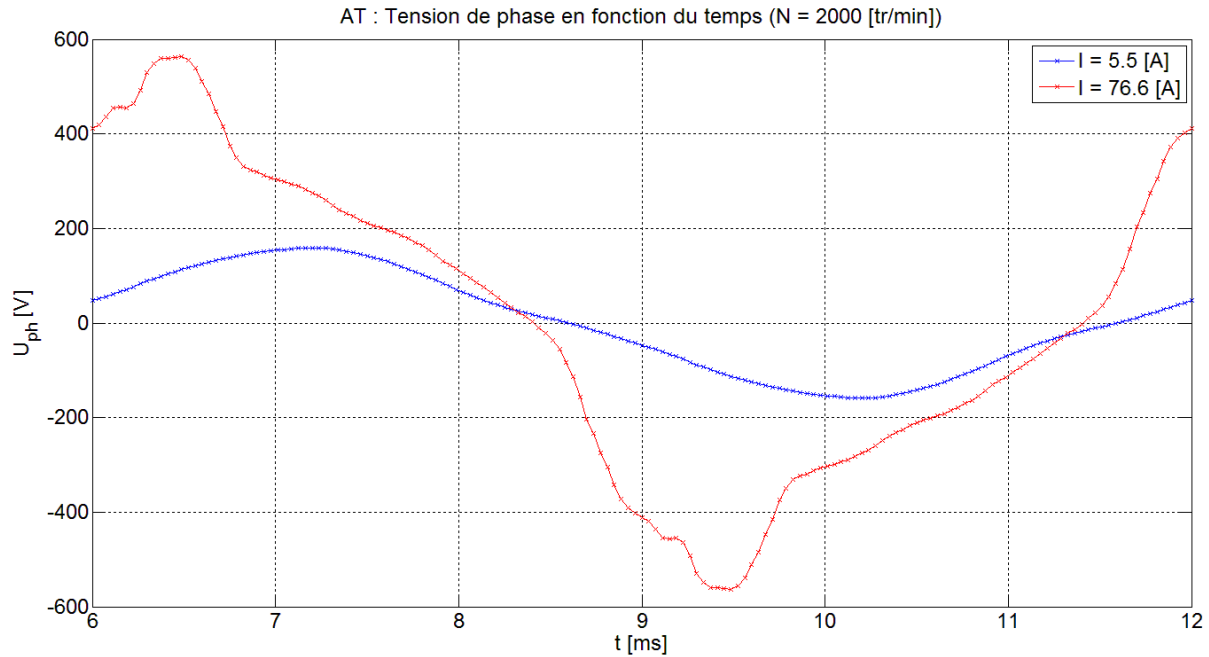


figure 8.1 : AT : Tension de phase en fonction du temps pour deux valeurs spécifiques de courant et une vitesse de rotation de 2000 [tr/min]

Afin de réaliser une simulation la plus réaliste possible, la valeur de la résistance de phase a également été adaptée à la situation. Avec le courant maximal permettant de ne pas dépasser 130 [°C] dans le bobinage, la résistance de phase a été logiquement calculée à 130 [°C] au moyen de la relation (6.22). Quant à la situation avec le courant maximal nécessaire pour atteindre une accélération de 40'000 [rad/s²], elle a été calculée à 180 [°C], car il s'agit, environ, de la température atteinte après 1000 mesures (figure 7.14).

La valeur moyenne du couple, la résistance de phase, la tension de phase et la tension du bus DC minimale obtenues, pour les trois variantes de moteur et les deux courants spécifiques, sont résumées dans le tableau 8.1.

Variante de moteur	AT		ATA		ARE	
I [A]	5.5	76.6	5.5	67.5	5.5	86.5
$\bar{T}_{em}$ [Nm]	6.66	62.6	7.30	63.4	5.89	62.1
R_{ph} [Ω]	1.48	1.69	1.48	1.69	1.48	1.69
U_{ph} [V]	103	315	111	304	88.9	323
$U_{bus\ DC\ min.}$ [V]	292	891	314	860	252	914

tableau 8.1 : $U_{bus\ DC\ min.}$ pour deux valeurs spécifiques de courant et avec $N = 2000$ [tr/min]

Selon les résultats obtenus, un bus DC de 300 [V] serait juste suffisant pour une utilisation du moteur en régime permanent. Par contre, pour pouvoir effectuer le mouvement du BWS, il faudrait utiliser un bus DC de 1000 [V]. Une tension aussi élevée pose de sérieux problèmes d'isolation. Toutefois, le résultat obtenu est basé sur un mouvement à accélération constante. Or, ce type de mouvement est loin d'être optimal, car il provoque des sauts d'accélération extrêmement brutaux (jerk infini) [29].

Le CERN a déjà étudié les profils de mouvement afin de déterminer plusieurs mouvements particulièrement bien adaptés pour le moteur du BWS [1]. Un exemple de ces mouvements est représenté à la figure 8.2.

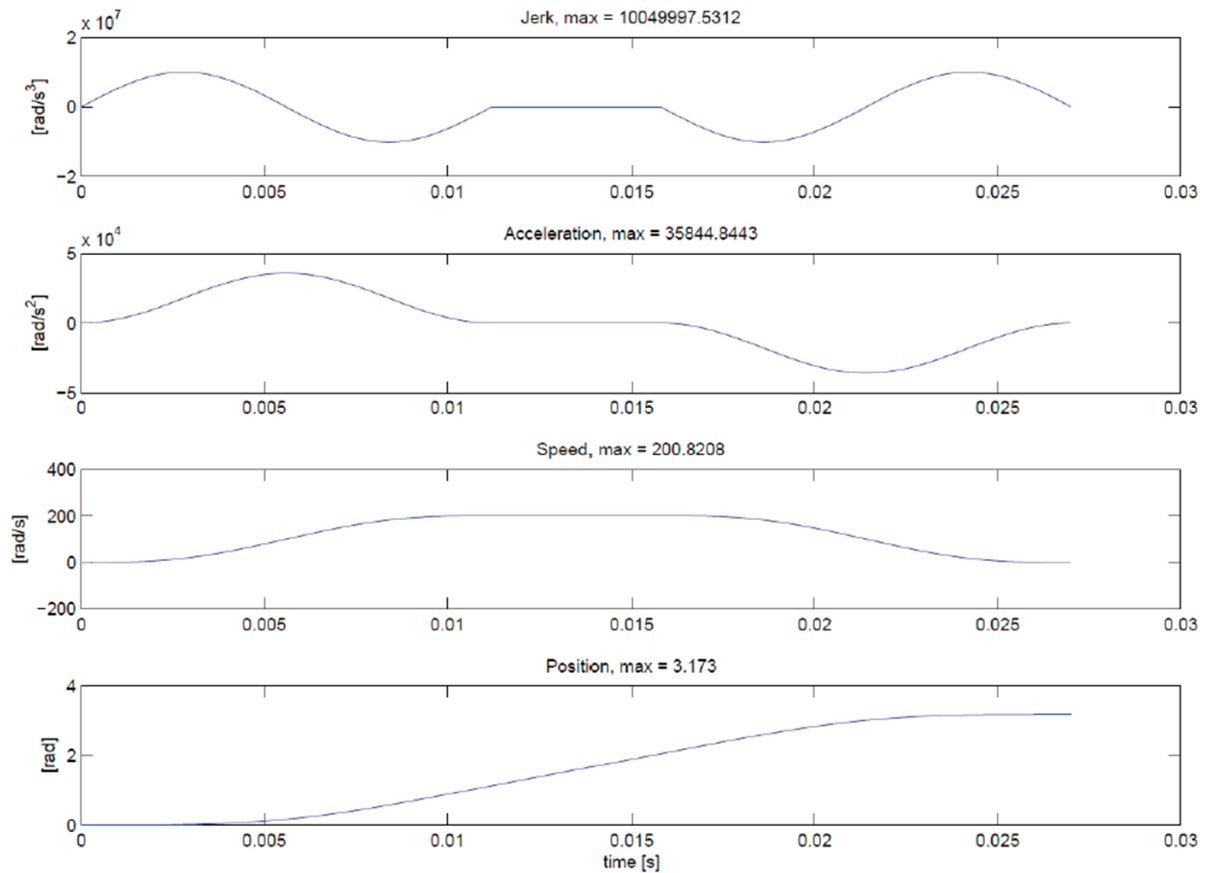


figure 8.2 : Exemple de profil de mouvement utilisé pour le moteur du BWS [1]

La figure 8.2 permet de constater que l'accélération maximale n'est pas atteinte lorsque le moteur tourne à sa vitesse maximale, mais environ à la moitié de celle-ci. Par conséquent, pour déterminer la tension du bus DC minimale, de manière plus précise, il convient de refaire une simulation à une vitesse de 1000 [tr/min]. Les résultats obtenus dans ce cas sont résumés dans le tableau 8.2.

Variante de moteur	AT		ATA		ARE	
$I [A]$	5.5	76.6	5.5	67.5	5.5	86.5
$\bar{T}_{em} [Nm]$	6.66	62.6	7.30	63.4	5.89	62.1
$R_{ph} [\Omega]$	1.48	1.69	1.48	1.69	1.48	1.69
$U_{ph} [V]$	55.5	207	59.2	194	48.3	217
$U_{bus DC min.} [V]$	157	586	168	549	137	614

tableau 8.2 : $U_{bus DC min.}$ pour deux valeurs spécifiques de courant et avec $N = 1000 [tr/min]$

Pour une utilisation du moteur en régime permanent (130 [°C]), l'utilisation d'un bus DC de 300 [V] serait idéale. Par contre, pour pouvoir effectuer 1000 mesures avec le BWS, un bus DC de 600 [V] est nécessaire pour alimenter le convertisseur.

9 Modification de la longueur active du moteur

Les trois variantes de moteur seront proposées en plusieurs longueurs actives. De cette façon, le CERN pourra adapter la motorisation du BWS en fonction de l'accélérateur de particules pour lequel le système de mesure devra être utilisé. Il suffira ainsi de déterminer le moteur qui répond le mieux aux spécifications d'accélération et d'encombrement de l'accélérateur.

Dans le cadre de ce travail, trois longueurs actives seront proposées pour les trois variantes de moteur, à savoir 50 [mm], 100 [mm] et 150 [mm]. Les caractéristiques techniques du moteur de 150 [mm] étant connues, il suffit de déterminer ceux des deux autres.

Lorsque seule la longueur active du moteur est modifiée, il est possible de calculer ses nouvelles caractéristiques sans avoir à refaire toutes les simulations. Pour ce faire, l'influence de la longueur active du moteur, sur chaque caractéristique de la future fiche technique du moteur, a été analysée.

Le couple électromagnétique maximal (T_{max}) est proportionnel à la longueur active du moteur. Il peut donc être calculé au moyen de la relation :

$$T_{max_B} = T_{max_A} \cdot \frac{l_{active_B}}{l_{active_A}} [Nm] \quad (9.1)$$

Il en va de même pour la constante de couple (K_T), la constante de tension induite (K_u), le couple de détente (T_d) et le moment d'inertie du rotor (J) :

$$K_{T_B} = K_{T_A} \cdot \frac{l_{active_B}}{l_{active_A}} [Nm/A] \quad (9.2)$$

$$K_{u_B} = K_{u_A} \cdot \frac{l_{active_B}}{l_{active_A}} \left[\frac{V}{rad/s} \right] \quad (9.3)$$

$$T_{d_B} = T_{d_A} \cdot \frac{l_{active_B}}{l_{active_A}} [Nm] \quad (9.4)$$

$$J_B = J_A \cdot \frac{l_{active_B}}{l_{active_A}} [kg \cdot m^2] \quad (9.5)$$

Quant au courant maximal (I_{max}), il n'est pas influencé par la variation de la longueur active du moteur.

Le calcul de la résistance de phase ($R_{20^\circ C}$) est légèrement plus compliqué, car les têtes de bobines ne varient pas avec la longueur active du moteur. Par conséquent, il faut uniquement modifier la longueur active dans la relation (6.17). Puis, il faut calculer la longueur du fil de cuivre dans une phase au moyen de la relation (6.19). Pour finir, la résistance de phase se calcul à partir de la relation (6.21).

Une fois que la résistance de phase a été calculée, il est possible de déterminer la constante du moteur (K_m) au moyen de la relation (6.95). Il est également possible de calculer les pertes cuivre maximales ($P_{cu,max}$) avec la relation (6.81), et la résistance de phase à 130 [°C] ($R_{130^\circ C}$) à partir de la relation (6.22).

En ce qui concerne l'inductance de phase (L), elle est influencée par la longueur active du moteur, de la même manière que la résistance de phase. Par contre, elle est nettement plus difficile à déterminer

avec précision, car la part de l'inductance de phase qui est due aux têtes de bobines n'est pas vraiment quantifiable. Cependant, comme elle est relativement faible, elle peut être négligée. Dans ce cas, l'inductance de phase peut être considérée comme étant proportionnelle à la longueur active du moteur, et peut donc se calculer au moyen de la relation :

$$L_B = L_A \cdot \frac{l_{active_B}}{l_{active_A}} [H] \quad (9.6)$$

Il est à présent possible de déterminer la constante de temps électrique du moteur τ_e à partir de la relation (6.93).

La masse totale du moteur (M_m) a été déterminée sur SolidWorks, pour les trois longueurs actives. Pour cela, un stator simplifié a été réalisé, en plus des trois variantes de rotor. Il est représenté à la figure 9.1.

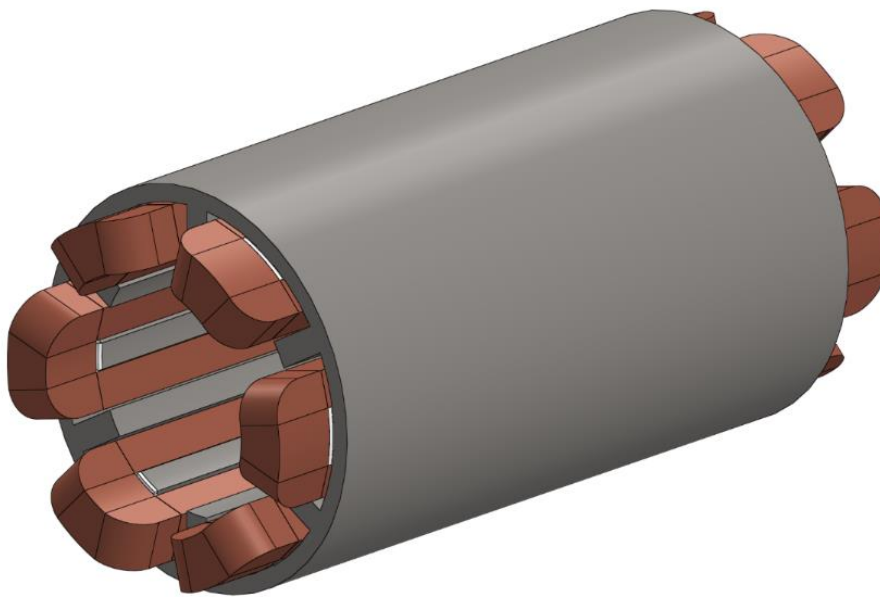


figure 9.1 : Stator réalisé sous SolidWorks

Pour terminer, tous les paramètres du moteur issus de l'analyse thermique ont été déterminés au moyen de Motor-CAD pour les deux autres longueurs actives. Pour ce faire, la longueur du moteur et celle de son logement ont été modifiées sur le logiciel, tout comme la résistance de phase. Par la suite, la masse de fer du stator a dû être déterminée, en modifiant les dimensions de la culasse du stator sur SolidWorks, afin de pouvoir calculer les pertes fer au moyen de la relation (7.2). Des simulations similaires à celle qui est représentée à la figure 7.8 ont ensuite été réalisées pour déterminer le courant maximal permettant de ne pas dépasser 130 [°C] dans le bobinage ($I_{c_{130^{\circ}C}}$).

Le courant ainsi obtenu permet de déterminer les pertes cuivre ($P_{cu_{130^{\circ}C}}$) et le couple ($T_{c_{130^{\circ}C}}$) qui en résulte au moyen des relations (7.4) et (7.5).

Les caractéristiques du moteur calculées pour une longueur active de 50 [mm] et de 100 [mm] sont données dans les fiches techniques des trois variantes de moteur.

10 Fiches techniques des trois variantes de moteur

Une fiche technique a été réalisée pour les trois variantes de moteur. Ces fiches techniques regroupent les caractéristiques les plus importantes qui ont été déterminées tout au long de ce travail.

Ces caractéristiques ont été partagées en trois groupes :

- Dimensions du moteur ;
- Constantes de conception ;
- Constantes d'enroulement.

De plus, toutes les caractéristiques de la fiche technique sont données pour trois longueurs actives du moteur.

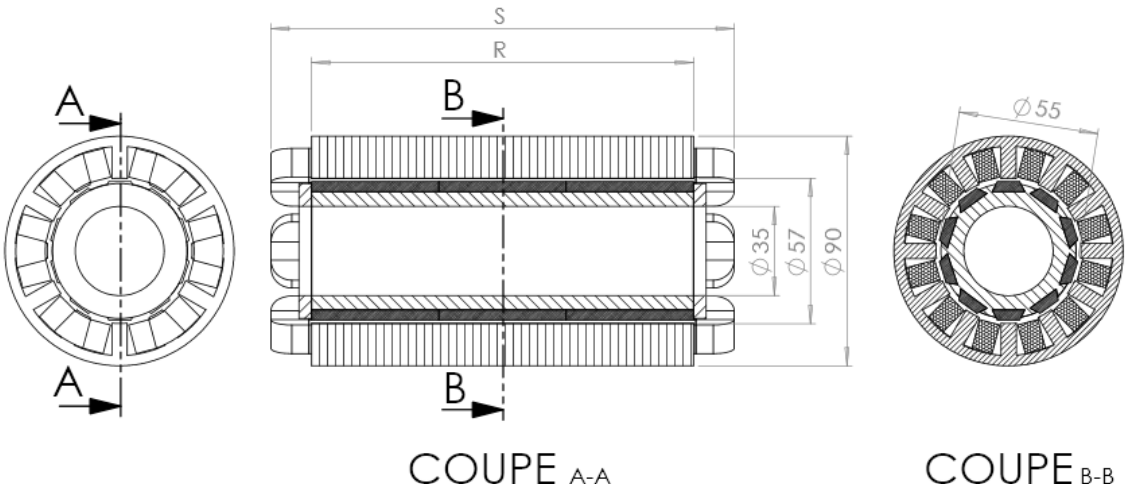
Une tolérance indicative peut être donnée pour les valeurs de la fiche technique :

- Caractéristiques issues de Flux2D : ± 10 [%] ;
- Caractéristiques issues de Motor-CAD : ± 30 [%].

Pour garantir des valeurs plus précises, il faudrait réaliser un prototype du moteur, et le tester sur un banc d'essai.

Afin de compléter la fiche technique, une mise en plan du moteur a été réalisée avec SolidWorks. Elle est illustrée en haut de la fiche technique et, en plus grande taille, en annexe 4.

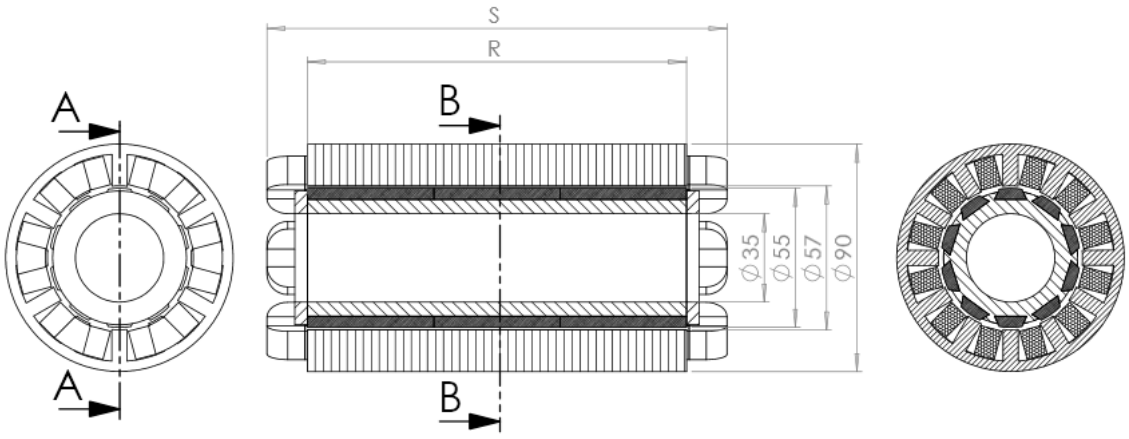
10.1 Fiches techniques du moteur AT

Moteur synchrone à aimants permanents variante AT					
					
Dimensions du moteur		Unité	AT-050	AT-100	AT-150
R	Longueur du rotor	[mm]	50	100	150
S	Longueur du stator	[mm]	82	132	182
Constantes de conception		Unité	AT-050	AT-100	AT-150
T_{max}	Couple maximal	[Nm]	23.7	47.5	71.2
$T_{c130^{\circ}C}$	Couple en continu (bobinage à 130 [°C])*	[Nm]	2.7	4.9	6.7
$P_{cu_{max}}$	Pertes cuivre maximales	[kW]	12.8	21.1	29.3
$P_{cu130^{\circ}C}$	Pertes cuivre en continu (bobinage à 130 [°C])*	[W]	90	116	134
K_m	Constante du moteur	[Nm/√W]	0.34	0.54	0.69
τ_e	Constante de temps électrique	[ms]	4.84	5.89	6.35
p	Nombre de paires de pôles	[-]	5	5	5
J	Moment d'inertie du rotor	[kg · cm ²]	2.91	5.83	8.74
M_m	Masse du moteur	[kg]	2.38	4.17	5.97
T_d	Couple de détente (valeur typique)**	[mNm]	5	10	15
Constantes d'enroulement		Unité	AT-050	AT-100	AT-150
K_T	Constante de couple	[Nm/A]	0.40	0.81	1.21
K_u	Constante de tension induite	[V/(rad/s)]	0.13	0.27	0.40
$R_{130^{\circ}C}$	Résistance de phase à 130 [°C]	[Ω]	0.65	1.07	1.48
$R_{20^{\circ}C}$	Résistance de phase à 20 [°C]	[Ω]	0.45	0.74	1.03
L	Inductance de phase	[mH]	2.18	4.36	6.54
I_{max}	Courant maximal	[A]	97.4	97.4	97.4
$I_{c130^{\circ}C}$	Courant en continu (bobinage à 130 [°C])*	[A]	6.8	6.0	5.5

* Caractéristiques déterminées pour une vitesse de rotation de 2000 [tr/min]

** Valeur mesurée en simulation et majorée d'un facteur 2

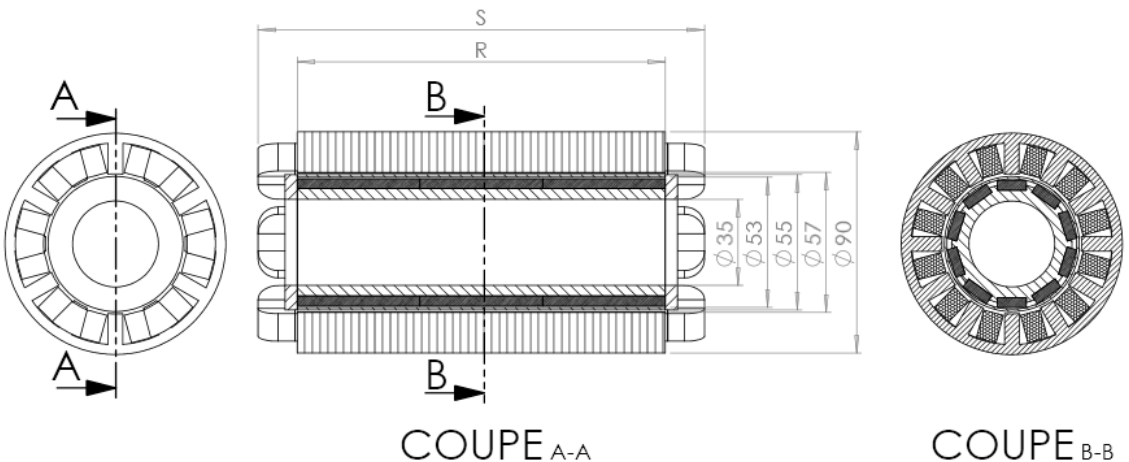
10.2 Fiches techniques du moteur ATA

Moteur synchrone à aimants permanents variante ATA					
					
COUPE A-A		COUPE B-B			
Dimensions du moteur		Unité	ATA-050	ATA-100	ATA-150
R	Longueur du rotor	[mm]	50	100	150
S	Longueur du stator	[mm]	82	132	182
Constantes de conception		Unité	ATA-050	ATA-100	ATA-150
T_{max}	Couple maximal	[Nm]	23.7	47.5	71.2
$T_{c130^{\circ}C}$	Couple en continu (bobinage à 130°C)*	[Nm]	3.0	5.3	7.3
$P_{cu_{max}}$	Pertes cuivre maximales	[kW]	9.4	15.4	21.4
$P_{cu130^{\circ}C}$	Pertes cuivre en continu (bobinage à 130°C)*	[W]	90	116	134
K_m	Constante du moteur	[Nm/√W]	0.38	0.59	0.75
τ_e	Constante de temps électrique	[ms]	4.80	5.84	6.29
p	Nombre de paires de pôles	[-]	5	5	5
J	Moment d'inertie du rotor	[kg · cm ²]	2.98	5.96	8.94
M_m	Masse du moteur	[kg]	2.39	4.19	6.00
T_d	Couple de détente (valeur typique)**	[mNm]	4	8	12
Constantes d'enroulement		Unité	ATA-050	ATA-100	ATA-150
K_T	Constante de couple	[Nm/A]	0.44	0.88	1.32
K_u	Constante de tension induite	[V/(rad/s)]	0.15	0.29	0.44
$R_{130^{\circ}C}$	Résistance de phase à 130°C	[Ω]	0.65	1.07	1.48
$R_{20^{\circ}C}$	Résistance de phase à 20°C	[Ω]	0.45	0.74	1.03
L	Inductance de phase	[mH]	2.16	4.32	6.48
I_{max}	Courant maximal	[A]	83.3	83.3	83.3
$I_{c130^{\circ}C}$	Courant en continu (bobinage à 130°C)*	[A]	6.8	6.0	5.5

* Caractéristiques déterminées pour une vitesse de rotation de 2000 [tr/min]

** Valeur mesurée en simulation et majorée d'un facteur 2

10.3 Fiches techniques du moteur ARE

Moteur synchrone à aimants permanents variante ARE					
					
Dimensions du moteur		Unité	ARE-050	ARE-100	ARE-150
R	Longueur du rotor	[mm]	50	100	150
S	Longueur du stator	[mm]	82	132	182
Constantes de conception		Unité	ARE-050	ARE-100	ARE-150
T_{max}	Couple maximal	[Nm]	22.1	44.2	66.3
$T_{c130^{\circ}C}$	Couple en continu (bobinage à 130°C)*	[Nm]	2.5	4.3	5.9
$P_{cu_{max}}$	Pertes cuivre maximales	[kW]	13.0	21.4	29.8
$P_{cu130^{\circ}C}$	Pertes cuivre en continu (bobinage à 130°C)*	[W]	90	116	134
K_m	Constante du moteur	[Nm/√W]	0.31	0.48	0.61
τ_e	Constante de temps électrique	[ms]	3.89	4.72	5.09
p	Nombre de paires de pôles	[-]	5	5	5
J	Moment d'inertie du rotor	[kg · cm ²]	2.87	5.74	8.61
M_m	Masse du moteur	[kg]	2.38	4.16	5.95
T_d	Couple de détente (valeur typique)**	[mNm]	2	3	4
Constantes d'enroulement		Unité	ARE-050	ARE-100	ARE-150
K_T	Constante de couple	[Nm/A]	0.36	0.71	1.07
K_u	Constante de tension induite	[V/(rad/s)]	0.12	0.24	0.36
$R_{130^{\circ}C}$	Résistance de phase à 130°C	[Ω]	0.65	1.07	1.48
$R_{20^{\circ}C}$	Résistance de phase à 20°C	[Ω]	0.45	0.74	1.03
L	Inductance de phase	[mH]	1.75	3.49	5.24
I_{max}	Courant maximal	[A]	98.2	98.2	98.2
$I_{c130^{\circ}C}$	Courant en continu (bobinage à 130°C)*	[A]	6.8	6.0	5.5

* Caractéristiques déterminées pour une vitesse de rotation de 2000 [tr/min]

** Valeur mesurée en simulation et majorée d'un facteur 2

11 Dispositif de verrouillage électromagnétique

Ce chapitre a pour but d'étudier la faisabilité d'un dispositif de verrouillage électromagnétique pour l'axe du BWS. Pour ce faire, une analyse de l'appareil sera réalisée, puis un modèle sera dimensionné et simulé.

11.1 Description du dispositif

Le verrouillage magnétique doit permettre de bloquer l'axe du BWS lorsque le système n'est pas sous tension. Il évite ainsi une mise en mouvement incontrôlable de la fourche lors du déplacement de l'appareil de mesure ou d'une coupure de courant.

D'autre part, avant d'effectuer une mesure avec le BWS, le verrouillage magnétique devra être déverrouillé en le mettant sous tension. Puis, une fois la mesure terminée, la tension du verrouillage magnétique sera supprimée, et le contrôle de position stoppé avant de mettre hors tension le moteur du BWS.

Le verrouillage de l'axe doit être possible dans une ou deux positions, qui doivent se situer le plus loin possible du faisceau de particules.

Le verrouillage magnétique doit être positionné entre le moteur et le resolver, comme le montre la figure 11.1.

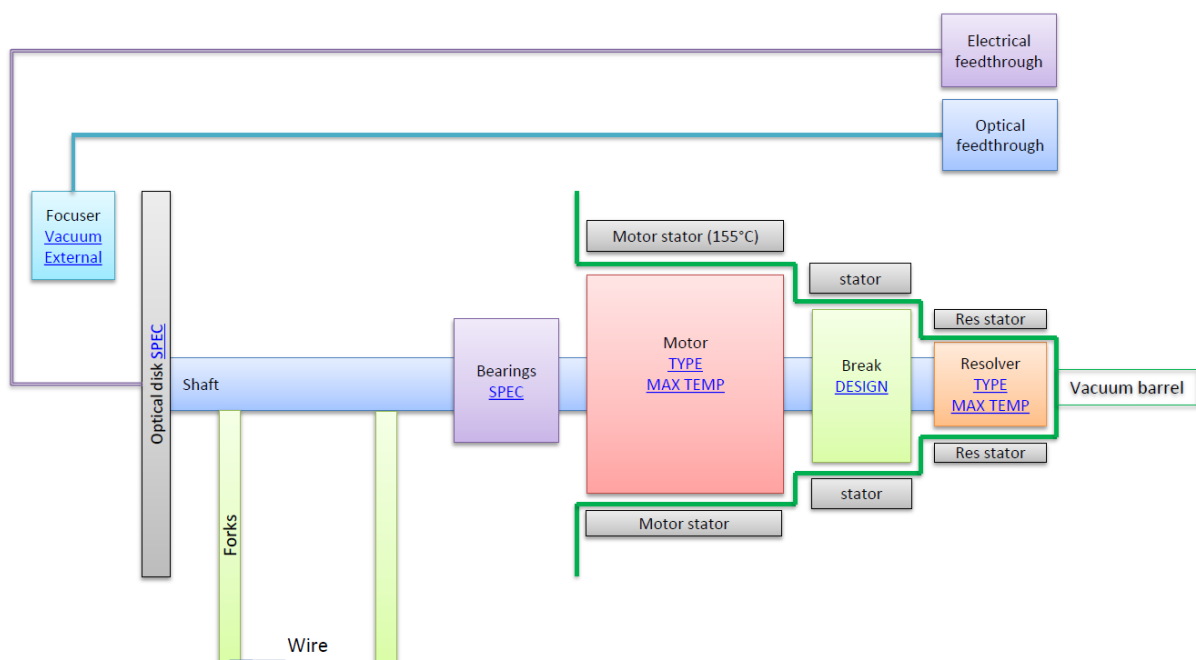


figure 11.1 : Schéma de principe du BWS [6]

La figure 11.1 permet de constater que la fourche et le fil de carbone sont les seuls éléments dont le centre de gravité ne se trouve pas au centre de l'axe. Par conséquent, le verrouillage magnétique doit produire un couple suffisamment élevé pour ramener la fourche de la position médiane à la position haute. Les différentes positions de la fourche du BWS sont illustrées à la figure 11.2.

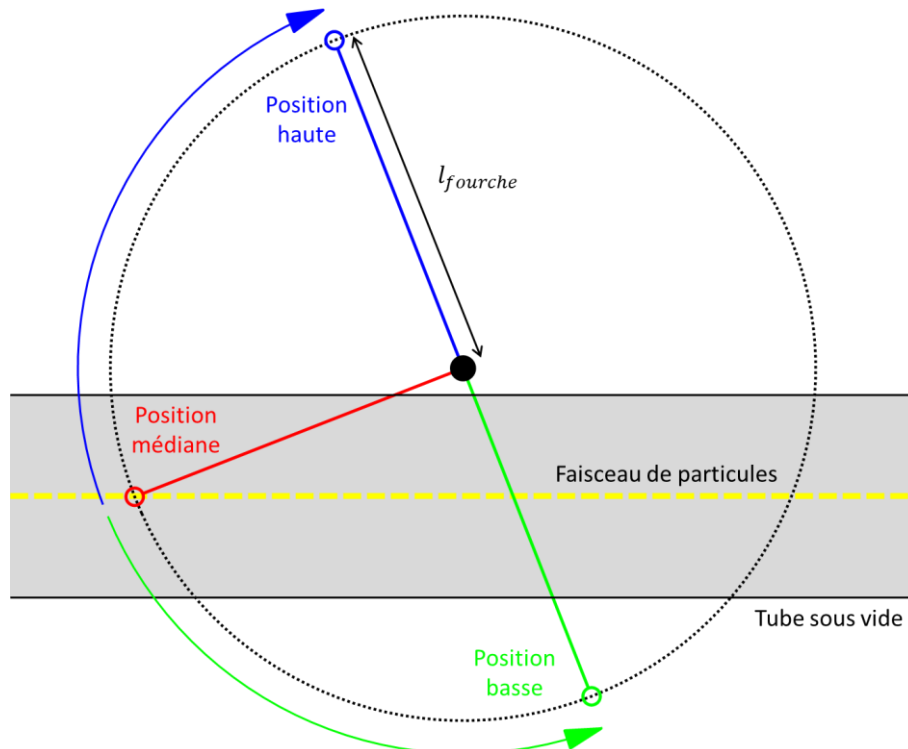


figure 11.2 : Positions de la fourche du BWS

Afin de calculer le couple nécessaire, il faut déterminer la masse d'une des deux pièces en titane de la fourche et son centre de masse. Les informations suivantes ont été obtenues au moyen de SolidWorks :

- Masse d'une pièce de la fourche : 36 [g] ;
- Centre de masse par rapport au centre de l'axe du BWS : 38.3 [mm]

A noter que ces valeurs sont issues de la plus grande fourche (182 [mm]) qui est prévue pour l'accélérateur SPS.

Ces informations permettent de calculer le couple nécessaire pour ramener la fourche de la position horizontale (cas le plus critique) à la position haute, au moyen de la relation :

$$T_{fourche} > 2 \cdot m_{fourche} \cdot g \cdot CdG_{fourche} [Nm] \quad (11.1)$$

avec :

- $m_{fourche}$: Masse de la fourche [kg]
- g : Accélération de la pesanteur [m/s^2] ($\sim 9.81 [m/s^2]$)
- $CdG_{fourche}$: Centre de gravité de la fourche [m]

Comme, dans ce cas, le champ de gravité peut être considéré comme uniforme, le centre de masse de la fourche se trouve au même endroit que son centre de gravité.

En appliquant les valeurs numériques à la relation (11.1), il vient que le verrouillage magnétique doit produire un couple supérieur à 27.1 [mNm]. Toutefois, il faut encore ajouter à cette valeur le couple provoqué par le fil et par les frottements, ainsi que le couple de détente du moteur. Par conséquent, un couple minimum de 100 [mNm] peut être envisagé.

Lors de la réalisation du prototype du BWS, le CERN a prévu un emplacement pour le verrouillage électromagnétique. Pour ce faire, il a dû déterminer, de manière arbitraire, les dimensions de l'emplacement de l'appareil. Etant donné qu'une révision du prototype devra être réalisée pour le changement du moteur, il est encore possible de modifier les dimensions du verrouillage.

Les dimensions actuelles sont données dans le tableau 11.1.

Dimensions	Valeur	Unité
Diamètre de l'axe	25	[mm]
Diamètre intérieur de la chambre à vide	49.4	[mm]
Diamètre extérieur de la chambre à vide	50	[mm]
Epaisseur de la chambre à vide	0.6	[mm]
Diamètre extérieur maximal du verrouillage magnétique	90	[mm]
Largeur maximale du verrouillage magnétique	18	[mm]

tableau 11.1 : Dimensions de l'emplacement du verrouillage magnétique sur le prototype

L'emplacement du stator et du rotor du verrouillage magnétique du prototype est représenté en vue de coupe à la figure 11.3.

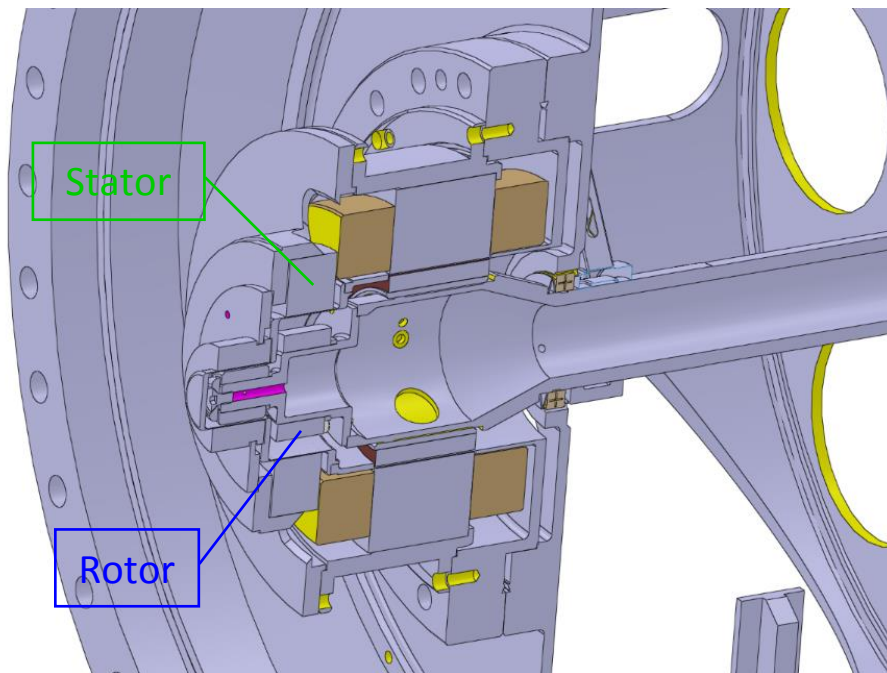


figure 11.3 : Vue en coupe du verrouillage magnétique du prototype du BWS réalisé sur SolidWorks

Bien que ces dimensions peuvent être modifiées, il faut prendre garde à ne pas trop augmenter le moment d'inertie de l'axe du BWS et du rotor du verrouillage magnétique.

A partir de ces informations, un modèle de verrouillage électromagnétique a été réalisé.

11.2 Simulation électromagnétique du dispositif

Le verrouillage magnétique développé pour le BWS a été conçu de façon à pouvoir ramener la fourche dans deux positions distinctes, à savoir la position haute ou la position basse. Une course de 90 [°] a été réalisée afin que le fil ne puisse pas s'approcher du faisceau de particules en cas de coupure de courant. En effet, il aura toujours tendance à vouloir s'éloigner de la position médiane, pour aller dans l'une ou l'autre position.

La géométrie du verrouillage magnétique réalisé sur Flux2D est représentée, au moyen d'une vue en coupe, à la figure 11.4. Ses principales dimensions sont données dans le tableau 11.2.

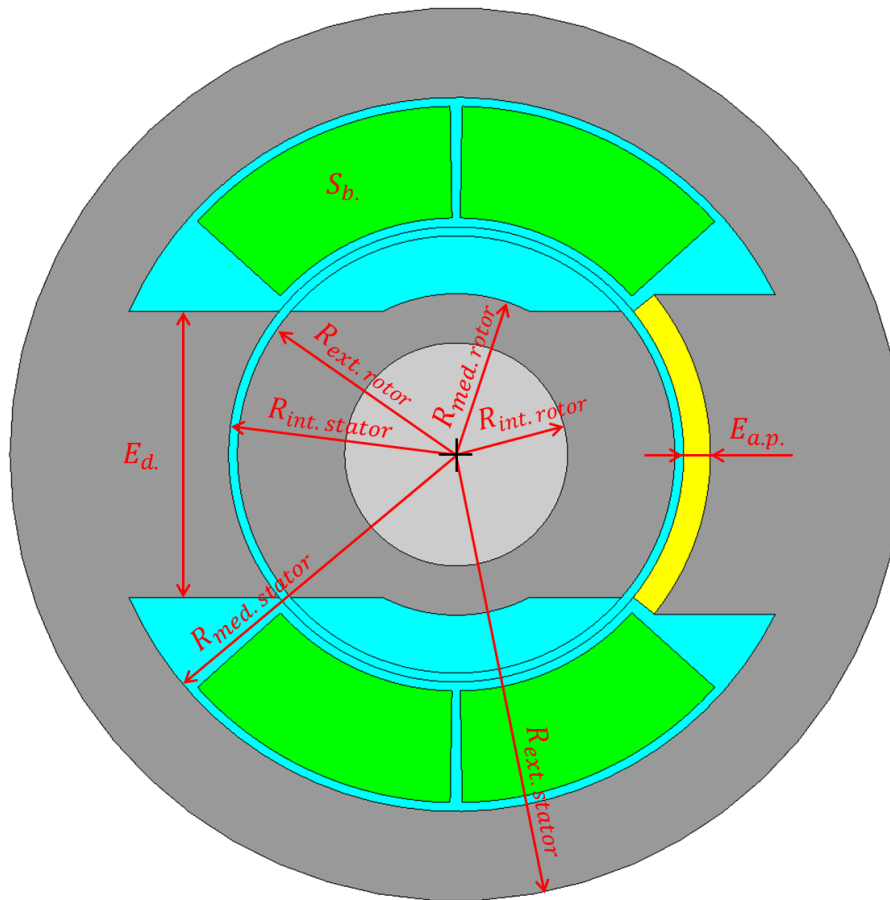


figure 11.4 : Vue en coupe du verrouillage électromagnétique réalisé sous Flux2D

Description	Symbole	Valeur	Unité
Longueur de la culasse du rotor et du stator	l_c	18.0	[mm]
Rayon intérieur du rotor	$R_{int. rotor}$	12.5	[mm]
Rayon médian du rotor	$R_{med. rotor}$	18.0	[mm]
Rayon extérieur du rotor	$R_{ext. rotor}$	24.5	[mm]
Rayon intérieur du stator	$R_{int. stator}$	25.5	[mm]
Rayon médian du stator	$R_{med. stator}$	40.0	[mm]
Rayon extérieur du stator	$R_{ext. stator}$	50.0	[mm]
Epaisseur des dents	$E_d.$	32.0	[mm]
Epaisseur de l'aimant permanent	$E_{a.p.}$	3.0	[mm]
Surface d'une bobine	$S_b.$	336	[mm ²]

tableau 11.2 : Paramètres géométriques du verrouillage électromagnétique

Il est à présent possible de calculer le nombre de spires par bobine. Le fil de cuivre sélectionné pour la réalisation du bobinage du verrouillage magnétique est le même que celui utilisé pour le bobinage du moteur. Par conséquent, les relations (6.10), (6.11) et (6.12) peuvent être utilisées. Les paramètres principaux du bobinage du verrouillage magnétique sont résumés dans le tableau 11.3.

Description	Symbole	Valeur	Unité
Diamètre du fil de cuivre (sans isolation)	$D_{\text{fil de cuivre}}$	1	[mm]
Facteur de remplissage	K_{cu}	0.35	[–]
Nombre de spires par bobine	$N_{\text{spires/bobine}}$	150	[–]

tableau 11.3 : Paramètres principaux du bobinage du verrouillage électromagnétique

Les matériaux sélectionnés pour la réalisation du verrouillage magnétique font tous partie des matériaux utilisés pour la réalisation du moteur du BWS. Ils sont donnés dans le tableau 11.4, avec les paramètres introduits dans le logiciel Flux2D.

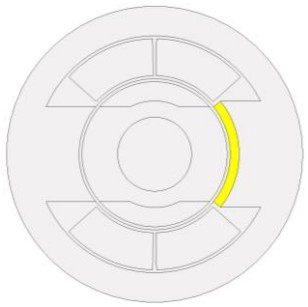
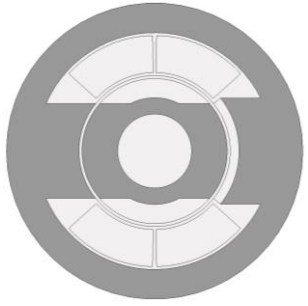
	<u>Aimant permanent</u> Matériau : Samarium-cobalt ($\text{Sm}_2\text{Co}_{17}$) Paramètres Flux2D : - Aimant linéaire décrit par le module de B_r - Induction rémanente : $B_r = 1.03 \text{ [T]}$ - Perméabilité relative : $\mu_r = 1.14 \text{ [1]}$
	<u>Culasse du rotor et du stator</u> Matériau : Acier S235 Paramètres Flux2D : - Saturation isotrope analytique - Perméabilité relative à l'origine : $\mu_r = 1000 \text{ [1]}$ - Aimantation à saturation : $J_s = 1.65 \text{ [T]}$
	<u>Bobines</u> Matériau : Cuivre Paramètres Flux2D : - Linéaire isotrope - Perméabilité relative : $\mu_r = 1 \text{ [1]}$
	<u>Ultravide ; air ; axe et barrière de vide</u> Paramètres Flux2D : - Région air ou vide

tableau 11.4 : Matériaux du verrouillage électromagnétique

Le maillage réalisé pour le verrouillage magnétique est représenté à la figure 11.5.

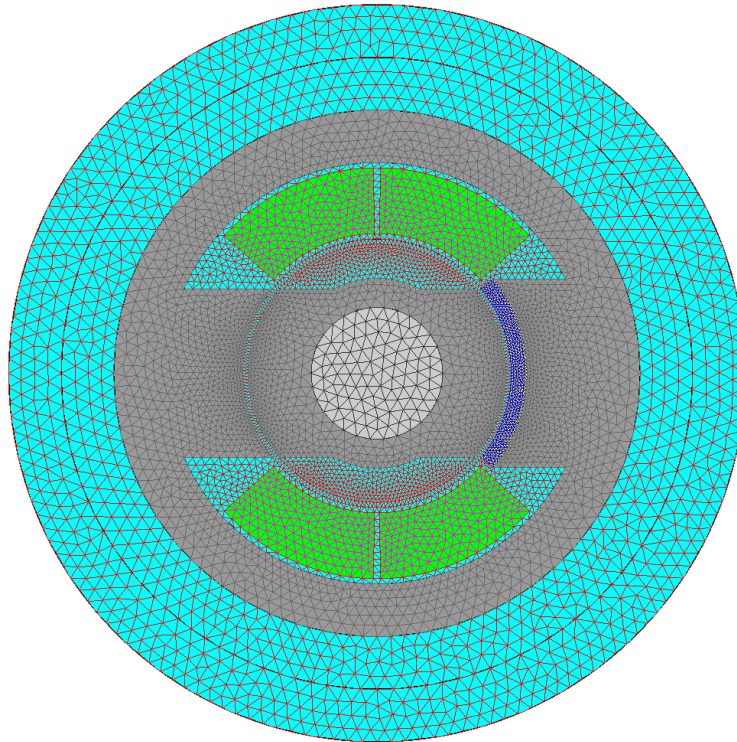


figure 11.5 : Maillage du verrouillage électromagnétique

Afin de faire converger les algorithmes de calcul vers une solution unique, une boîte infinie a été réalisée sur Flux2D. Elle est visible à la figure 11.5. D'autre part, l'aimant permanent possède une aimantation radiale. A noter que la barrière du vide n'a pas été dessinée sur Flux2D pour simplifier le modèle.

Le verrouillage électromagnétique est à présent prêt pour être simulé.

Les lignes de champ magnétique, obtenues en simulation, sont représentées à la figure 11.6 pour deux positions du rotor (0 [°] et 45 [°])

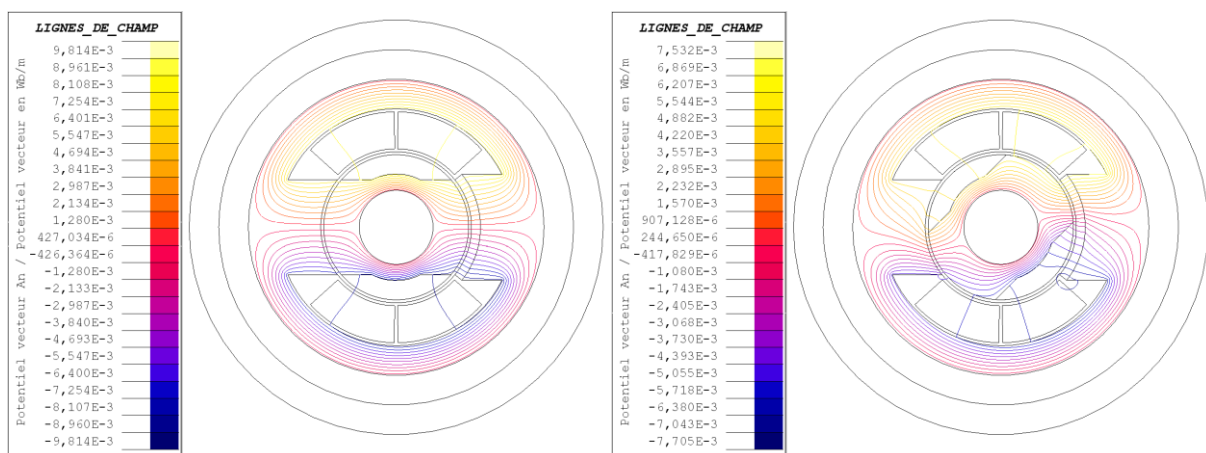


figure 11.6 : Lignes de champ dans le verrouillage électromagnétique à 0 [°] (à gauche) et à 45 [°] (à droite) avec $I = 0$ [A]

Les lignes de champ sont bien canalisées par la culasse du rotor et celle du stator.

L'induction magnétique est représentée à la figure 11.7. Elle permet de définir les zones où il y a un risque de saturation des matériaux ferromagnétiques.

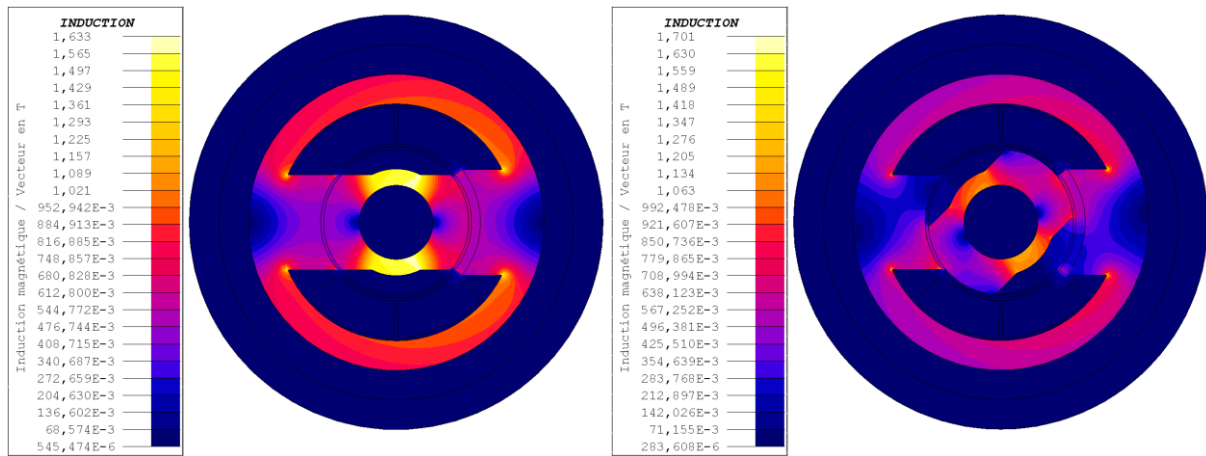


figure 11.7 : Induction magnétique dans le verrouillage électromagnétique à 0 [°] (à gauche) et à 45 [°] (à droite) avec $I = 0$ [A]

L'induction magnétique peut être réduite, si nécessaire, en modifiant les dimensions des pièces ferromagnétiques du verrouillage électromagnétique.

Afin de déceler la présence de saturation dans le fer, l'affichage a été modifié de façon à n'afficher que les zones où l'induction magnétique est supérieure à 1.5 [T]. Le résultat obtenu pour deux positions du rotor est illustré à la figure 11.8.

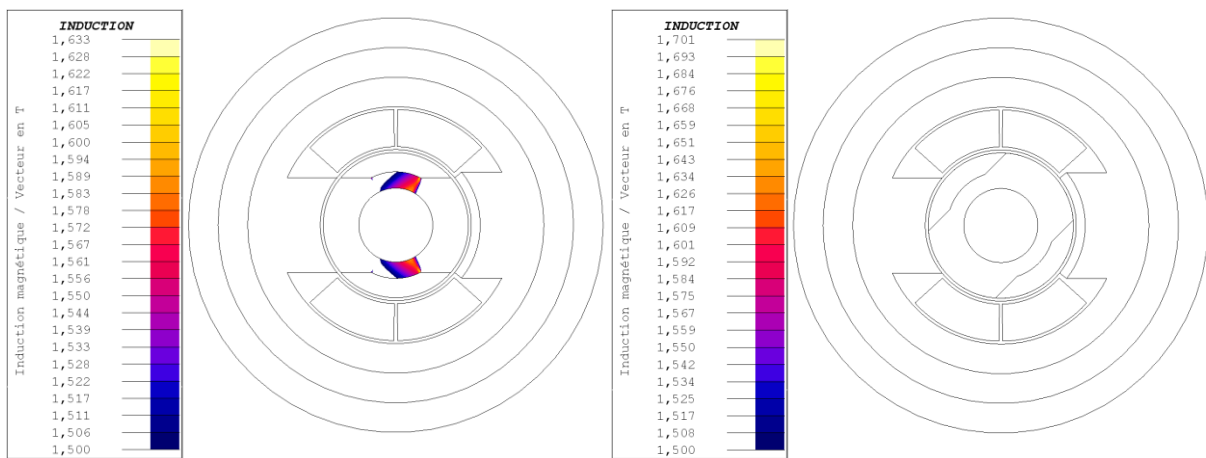


figure 11.8 : Induction magnétique supérieure à 1.5 [T] dans le verrouillage électromagnétique à 0 [°] (à gauche) et à 45 [°] (à droite) avec $I = 0$ [A]

Lorsque le rotor se trouve à 0 [°], la culasse du rotor sature légèrement à l'endroit où elle est la plus étroite. Par contre, lorsque le rotor est à 45 [°], il n'y a plus de saturation. Etant donné qu'il n'y a pas de zones de saturation étendues, les dimensions de l'appareil n'ont pas besoin d'être modifiées.

Pour terminer, le couple a été tracé en fonction de la position du rotor, lorsque le verrouillage magnétique n'est pas alimenté ($I = 0$ [A]) et lorsqu'il est alimenté avec différentes valeurs de courant. Les résultats obtenus sont représentés à la figure 11.9.

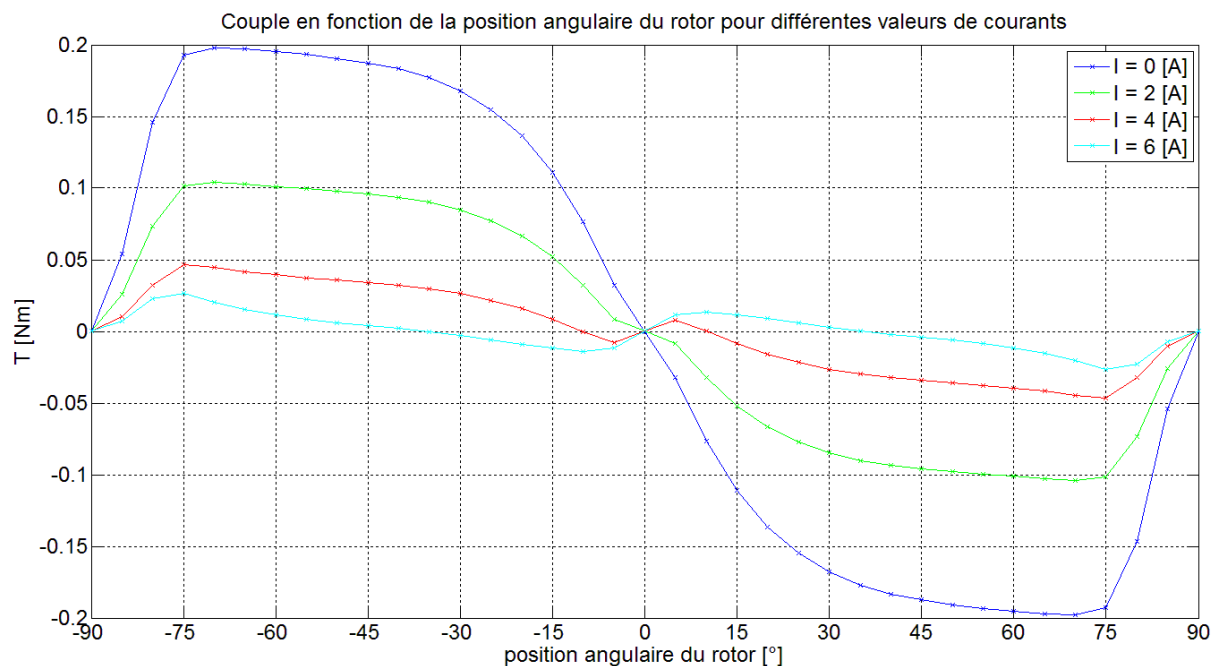


figure 11.9 : Couple électromagnétique en fonction de la position angulaire du rotor (-90 [°] → 90 [°]), pour différentes valeurs de courants

La figure 11.9 permet de constater que lorsque le verrouillage magnétique n'est pas alimenté, le couple produit est relativement important ($T_{\max} = 0.198$ [Nm]). Pour diminuer ce couple, il suffit d'alimenter les bobines. A 6 [A] ($T_{\max} = 0.027$ [Nm]), le couple est réduit d'un facteur 7. Puis, au-delà de 6 [A], le couple provoqué par les bobines dépasse le couple occasionné par l'aimant permanent, ce qui conduit à une nouvelle augmentation du couple.

La pente de la courbe dans les positions proches de -90 [°], 0 [°] et 90 [°] renseigne sur la rigidité du verrouillage. Plus la variation de couple est brutale, plus la rigidité de l'appareil est élevée. Par conséquent, celle du verrouillage réalisé est plutôt bonne.

Cette étude du verrouillage électromagnétique a permis de démontrer la faisabilité d'un tel système. En effet, l'appareil réalisé fournit un couple nettement supérieur au couple créé par la fourche du BWS. De plus, excepté l'épaisseur du stator avec les têtes de bobines et le diamètre extérieur du stator, l'encombrement du verrouillage magnétique a pu être respecté.

Par la suite, le verrouillage électromagnétique pourra être optimisé, puis un prototype pourra être réalisé et testé.

12 Conclusion

Ce travail a permis de réaliser une étude approfondie de la motorisation d'un appareil de mesure de faisceaux de particules du CERN. Cet instrument électromécanique dénommé « Beam Wire Scanner (BWS) » est appelé, dans un futur proche, à être intégré sur quatre accélérateurs de particules du CERN, dont fait partie, le plus grand et le plus puissant du monde, le fameux « Large Hadron Collider ».

Pour commencer ce travail, une analyse détaillée des spécifications du BWS a été réalisée. Cette analyse a été forte utile pour saisir le fonctionnement de l'appareil et de l'environnement sévère dans lequel il est appelé à être utilisé. Elle a également permis de déterminer des critères de sélection pour la recherche de moteurs disponibles sur le marché. Parmi ces critères se trouve notamment le type du moteur et ses principales dimensions. Le choix du type de moteur s'est rapidement tourné vers un moteur synchrone à aimants permanents, alors que ses dimensions principales ont fait l'objet d'une étude détaillée. Finalement, il s'est avéré qu'il faut privilégier l'augmentation de la longueur du moteur plutôt que de son diamètre.

A partir de là, une vaste recherche des moteurs disponibles sur le marché, susceptibles de répondre aux spécifications du BWS, a été effectuée. Cette investigation a conduit à la conclusion qu'il n'y a pas de moteur sur le marché qui puisse répondre à toutes les spécifications. Par conséquent, il fut nécessaire de passer par la conception d'un moteur dédié spécifiquement au BWS.

Il s'en est suivi une analyse approfondie de la topologie, des dimensions, du bobinage et des matériaux les plus appropriés pour le moteur du BWS. De cette analyse, il est ressorti trois variantes de moteur, qui se différencient principalement par la forme de leurs aimants.

Ces trois variantes de moteur ont été étudiées en détail, au moyen de simulations magnétiques et thermiques. Il a ainsi été possible de déterminer leurs principales caractéristiques, qui ont été regroupées au sein d'une fiche technique. Les trois variantes de moteur ont également été proposées en trois dimensions, afin de pouvoir adapter la motorisation du BWS en fonction du type d'accélérateur de particules.

Pour terminer, un verrouillage magnétique a été étudié. Cet appareil doit pouvoir ramener l'axe du BWS en position de repos, lorsque le système n'est pas sous tension, et le maintenir dans cette position. D'autre part, il ne doit pas freiner le moteur quand celui-ci est alimenté. Cette analyse a permis, au moyen de simulations magnétiques, de vérifier la faisabilité d'un tel instrument.

Dans un avenir proche, ce travail doit permettre au CERN de sélectionner la variante de moteur la plus adaptée à leur appareil de mesure. Ce choix dépendra en partie des résultats qu'ils auront obtenus avec leur prototype du BWS. L'étape suivante consistera à réaliser un prototype du moteur sélectionné, afin de garantir sa faisabilité et son bon fonctionnement.

A titre personnel, j'espère avoir pu apporter une petite pierre à l'énorme édifice qu'est le CERN. Cette organisation internationale qui démontre qu'une collaboration à grande échelle est non seulement possible, mais bénéfique pour l'humanité.

Yverdon-les-Bains, le 7 août 2014

Colin Grosjean

Références :

Livres et articles :

- [1] J. EMERY, "Meeting BWS Motor – inertia", 02.10.2013.
- [2] M. KOUJILI, Y. AIT-AMIRAT, B. DEHNING, A. DJERDIR, J. EMERY, J-H. ALVAREZ, "Design of an actuator for the fast and high accuracy wire scanner".
- [3] J. EMERY, "The actuator and control unit", 18.04.2013
- [4] J. EMERY, B. DEHNING, "Beam wire-scanner (BWS) at CERN", 12.09.2011.
- [5] M. KOUJILI, "Développement d'un nouveau principe de mesure électromécanique par un fil mobile de mesure de faisceau dans un synchrotron".
- [6] J. EMERY, "Future electronics for the BWS", 23.10.2013.
- [7] F. RONCAROLO, "Accuracy of the Transverse Emittance Measurements of the CERN Large Hadron Collider", EPFL, 2005.
- [8] M. KOUJILI, "Design and construction of a new actuator for the LHC Wire Scanner", 2013.
- [9] P. CHIGGIATO, "Dégazage des solides en ultraviolet : quelques notions de base pour les techniciens du CERN", 2012.
- [10] E. A. MOSHEY, "A compilation of outgassing data on vacuum materials", Princeton University Plasma Physics Laboratory, 1982.
- [11] INSTITUT NATIONAL DE PHYSIQUE NUCLEAIRE ET DE PHYSIQUE DES PARTICULES (IN2P3), "Caractéristiques et choix des matériaux".
- [12] H. SCHONBACHER, "Résistance aux rayonnements ionisants de matériaux installés autour des accélérateurs du CERN".
- [13] Y. YAMAZAKI, "The 1 GeV proton linac for the Japanese hadron facility", 1988.
- [14] C. BESSON, "Machine Synchrone", HEIG-VD, 06.01.2014.
- [15] C. BESSON, "Champ tournant et bobinage", HEIG-VD, 09.12.2010.
- [16] C. BESSON, "Puissances, couples et rendement Systèmes de refroidissement", HEIG-VD, 13.12.2010.
- [17] C. BESSON, P. NIKKOLA, M. JACCARD, "Agir sur le bobinage pour réduire les pertes au rotor", Electrosuisse, 06.2011.
- [18] D. ISHAK, Z. Q. ZHU, D. HOWE, "Comparison of PM Brushless Motors, Having Either All Teeth or Alternate Teeth Wound", IEEE Transactions on energy conversion, vol. 21, no. 1, 03.2006.

- [19] S. E. SKAAR, O. KROVEL, E. NILSSEN, "Distribution, coil-span and winding factors for PM machines with concentrated windings", ICEM Crete, Greece, 2006.
- [20] S. SAMUELSSON, "Mechanical optimisation of a high-precision fast wire scanner at CERN", CHALMERS UNIVERSITY OF TECHNOLOGY, Gothenburg, Sweden, 2013.
- [21] COMMISSIONS ROMANDES DE MATHEMATIQUE, DE PHYSIQUE ET DE CHIMIE, "Formulaires et tables", Genève, Editions du Tricorne, 2000-2004.
- [22] L. BOSSONEY, "Les matériaux en systèmes électromécaniques", HEIG-VD, 13.10.2010, basé sur le cours de C. BESSON, "Matériaux utilisés dans les machines électriques".
- [23] C. BESSON, "Conception et simulation de moteurs électriques", HEIG-VD, 25.11.2013.
- [24] C. BESSON, "Conversion électromécanique", HEIG-VD, 10.11.2010.
- [25] M. O. HAMITI, "Réduction des ondulations de couple d'une machine synchrone à réluctance variable", Université Henri Poincaré, Nancy, 06.2009.
- [26] H. HUTTEL, "Materials for accelerator vacuum systems", ANKA, Forschungszentrum Karlsruhe, Germany.
- [27] P. SALMINEN, "Fractional slot permanent magnet synchronous motors for low speed applications", Lappeenranta University of Technology, Finland, 12. 2004.
- [28] M. CARPITA, "Onduleur triphasé", HEIG-VD, 12.09.2008.
- [29] M. GIRARDIN, B. SCHNEIDER, "Considérations de puissance", HEIG-VD.

Sites internet :

- [30] CERN. CERN accélérateur de science [en ligne]. <http://home.web.cern.ch>
- [31] CERN. CERN document server [en ligne]. <https://cds.cern.ch>
- [32] ECS. ECS France Magnet Engineering [en ligne]. <http://www.ecs-global.fr>
- [33] ETEL. Site officiel d'Etel SA [en ligne]. <http://www.etel.ch>
- [34] ALXION. Site officiel d'Alxion [en ligne]. <http://www.alxion.com>
- [35] HEASON. Site officiel d'Heason [en ligne]. <http://www.heason.com>
- [36] ALLIED MOTION. Site officiel d'Allied Motion [en ligne]. <http://www.alliedmotion.com>
- [37] PHASE AUTOMATION. Site officiel de Phase Automation [en ligne]. <http://www.phase-automation.com>
- [38] HARMONIC DRIVE AG. Site officiel Harmonic drive AG [en ligne]. <http://www.harmonicdrive.de>

- [39] E+A. Site officiel de E+A [en ligne]. <http://www.eunda.ch>
- [40] VON ROLL. Site officiel de Von Roll [en ligne]. <http://www.vonroll.ch>
- [41] MICEL. Site officiel de Micel [en ligne]. <http://www.micel.fr>
- [42] VACUUMSCHMELZE. Site officiel de Vacuumschmelze [en ligne].
<http://www.vacuumschmelze.de>
- [43] ARCELORMITTAL. Site officiel d'ArcelorMittal [en ligne].
<http://corporate.arcelormittal.com>
- [44] APERAM. Site officiel d'Aperam [en ligne]. <http://www.aperam.com>
- [45] UGITECH. Site officiel d'Ugitech [en ligne]. <http://www.ugitech.com>

Annexe 1 : Dose limite de rayonnement ionisant pour divers matériaux

Matériaux	Dose limite
Fibre optique*	$10 - 10^2$
Composants électroniques (actifs)*	$10^2 - 10^3$
Teflon (PTFE)*	10^3
Scintillateur acrylique*	$10^2 - 10^4$
Résine phénolique non chargée*	10^4
Caoutchouc butylique*	$5 \cdot 10^4$
Ethylène-propylène perfluoré (FEP)*	$5 \cdot 10^4$
Polyamide (Nylon)*	$1 \cdot 10^5$
Polyacryle (Plexiglas)*	10^5
Viton*	$1 \cdot 10^5 - 2 \cdot 10^5$
Huile de silicone*	$5 \cdot 10^5$
Caoutchouc de silicone*	$5 \cdot 10^5$
Araldite D (résine époxy durcie à température ambiante)	$1 \cdot 10^6 - 2 \cdot 10^6$
Chlorosulfuré PE (Hypalon, CSP)	
PE réticulé (XLPE)	
Caoutchouc d'éthylène-acrylate (EAR)	
Caoutchouc d'éthylène-propylène (EPR)	
Ethylène-acétate de vinyle (EVA)	
Flamtrol (polyoléfine)	
Halar (CTFE)	
Hytrel (PETP copolymère)	
Lupolen (PE)	
Polychloroprène (néoprène)	
Polyoléfine	
Polychlorure de vinyle (PVC)	
Araldite B (résine époxy)	$1 \cdot 10^7 - 2 \cdot 10^7$
Araldite F (résine époxy)	
Epikote (résine époxy)	
Epoxy Novolac	
Résine époxy, durcisseur aromatique	
Fibre de verre renforcée EPR-flexible	
Huiles minérales	
Peintures à base de résines époxy ou de polyuréthane	
Résine de polyimide	
Lubrifiants spéciaux résistants aux rayonnements	
Moteurs spéciaux résistants aux rayonnements	
Verre dopé au cérium	$1 \cdot 10^8$
Ryton (PPS)	
Résines inorganiques remplies :	
- Epoxy, durcisseur aromatique	
- Phénolique	
- Polyester	
- Polyimide	
- Polyuréthane	
- Silicone	

Oxyde d'aluminium	> 10 ⁸
Oxyde de magnésium	
Matériaux magnétiques	
Métaux	
Mica	
Fibre de verre	
Quartz	

Dose limite de rayonnement ionisant pour divers matériaux [11]

* L'utilisation de ces matériaux dans des zones de rayonnement n'est pas recommandée

Annexe 2 : Fiche technique du moteur Parker K500150



Frame Size	Stack Length		Continuous Torque ⁽¹⁾		Peak Torque		Motor Constant		Core Loss	Rotor Inertia		Electrical Time Constant	Thermal Resistance	Weight	
			T _c		T _p		K _m		P _c	J _m		T _c	°C / W	W _m	
	(mm)	(in)	(Nm)	(oz in)	(Nm)	(oz in)	(Nm / √ W)	(oz in / √ W)	W@1kRPM	(gm cm sec ²)	(oz in sec ²)	(msec)		(kg)	(oz)
K375050	12.7	0.5	1.715	245	5.14	734	0.153	21.8	1.2	0.324	0.0045	1.45	1.02	0.611	21.6
K375075	19.05	0.75	2.401	343	7.19	1,027	0.213	30.4	1.8	0.497	0.0069	1.9	1.02	0.917	32.4
K375100	25.4	1	3.003	429	9	1,286	0.267	38.1	2.4	0.655	0.0091	2.24	1.02	1.095	38.7
K375150	38.1	1.5	4.025	575	12.6	1,723	0.357	51	3.6	1.01	0.014	2.68	1.02	1.554	54.9
K375200	50.8	2	4.935	705	14.82	2,117	0.438	62.6	4.8	1.30	0.018	3.03	1.02	2.02	71.1
K375300	76.2	3	6.69	942	20.1	2,826	0.592	83.4	7.2	2.02	0.028	3.5	1.02	2.94	103.5
K127050	12.7	0.5	3.94	563	11.83	1,690	0.29	41.4	4.7	1.15	0.016	2.38	0.7	1.087	38.4
K127100	25.4	1	6.98	997	21.04	3,006	0.513	73.3	9.6	2.38	0.033	3.7	0.7	1.766	62.4
K127150	38.1	1.5	9.56	1,365	28.66	4,094	0.702	100.3	14.5	3.53	0.049	4.6	0.7	2.355	83.2
K127200	50.8	2	11.75	1,678	35.24	5,034	0.864	123.4	19.4	4.75	0.066	5.23	0.7	2.99	105.6
K127300	76.2	3	16.1	2,263	48.3	6,789	1.18	166.1	29.0	7.06	0.098	6.1	0.7	3.65	147.2
K500050	12.7	0.5	3.05	435	9.14	1,306	0.224	32	1.6	1.15	0.016	2.6	0.7	1.087	38.4
K500100	25.4	1	5.49	784	16.46	2,352	0.403	57.6	3	2.30	0.032	4.5	0.7	1.766	62.4
K500150	38.1	1.5	7.92	1,131	23.76	3,394	0.582	83.2	4.8	3.46	0.048	6	0.7	2.355	83.2
K500200	50.8	2	9.44	1,349	28.32	4,046	0.694	99.2	6.4	4.61	0.064	6.4	0.7	2.988	105.6
K500300	76.2	3	15.4	2,170	46.2	6,510	1.13	159.3	8.6	6.92	0.096	8.0	0.7	4.18	147.2
K178050	12.7	0.5	10.12	1,445	16.18	2,312	0.627	89.6	9.1	4.75	0.066	4.16	0.5	2.4	84.8
K178100	25.4	1	18.06	2,580	28.89	4,127	1.12	160	18.7	9.36	0.13	6.54	0.5	3.71	131.2
K178150	38.1	1.5	24.75	3,535	39.59	5,655	1.534	219	14.4	14.4	0.2	8.15	0.5	4.98	176
K178200	50.8	2	30.7	4,386	49.12	7,017	1.904	272	18.7	18.7	0.26	9.31	0.5	6.34	224
K178300	76.2	3	43.1	6,078	69.0	9,724	2.68	377	28.8	28.8	0.4	12.2	0.5	8.90	313.6
K700050	12.7	0.5	5.05	722	8.09	1,155	0.314	44.8	7.70	7.7	0.107	2.9	0.4	2.4	84.8
K700100	25.4	1	9.57	1,367	15.32	2,188	0.594	84.8	15.4	15.4	0.214	5	0.4	3.71	131.2
K700150	38.1	1.5	13.55	1,935	21.67	3,096	0.84	120	23.2	23.2	0.322	6.8	0.4	4.98	176
K700200	50.8	2	17.52	2,503	28.03	4,004	1.086	155.2	30.9	31	0.429	8.5	0.4	6.34	224
K700300	76.2	3	27.5	3,876	44.0	6,200	1.53	215	46.4	46.4	0.644	10.7	0.4	8.91	313.6
K254050	12.7	0.5	18.78	2,683	30.04	4,292	1.043	149	17.9	17.9	0.248	6.05	0.4	4.48	158.4
K254100	25.4	1	33.92	4,846	54.27	7,753	1.883	269	35.5	35.5	0.493	9.63	0.4	6.79	240
K254150	38.1	1.5	46.84	6,692	74.95	10,707	2.597	371	53.1	53.1	0.738	12.5	0.4	9.056	320
K254200	50.8	2	58.35	8,336	93.37	13,338	3.234	462	71.0	71	0.986	14.7	0.4	11.32	400
K254300	76.2	3	80.9	11,400	129.4	18,240	4.49	632	106.2	106	1.478	18.0	0.4	15.9	560

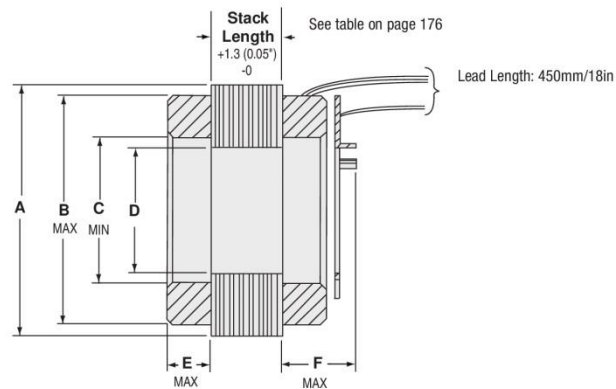
(1) = Housed in a motor frame. Typically an aluminum cylinder with 6.35mm (0.250in) thick walls, K375, K127 and K500 mounted to a 305mm x 305mm x 12.5mm (12in x 12in x 0.5in) aluminum plate. K178, K700 and K254 mounted to a 406mm x 406mm x 12.5mm (16in x 16in x 0.5in) aluminum plate.

Pole Count:
K127 & K375 are 12
K700 & K500 are 8
K178 & K254 are 18

Frameless
Motor Series

K032 to K0254 Motors

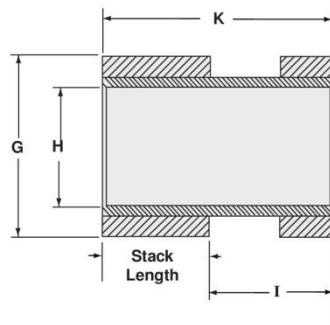
Dimensions



Stator Outline

Frame Size	A O.D.		B End Turns O.D.		C End Turns I.D.		D I.D.		E End Turns Length		F Commutation Length	
	(mm)	(in)	(mm)	(in)	(mm)	(in)	(mm)	(in)	(mm)	(in)	(mm)	(in)
K032	31.78	1.251	27.94	1.1	16.51	0.65	15.06	0.593	6.4	0.25	14.5	0.57
	31.75	1.25					14.8	0.583				
K044	44.48	1.751	40.64	1.6	26.16	1.03	22.35	0.88	7.9	0.31	16.5	0.65
	44.42	1.749					22.09	0.87				
K064	63.52	2.501	60.7	2.39	38.1	1.5	35.18	1.385	9.65	0.38	17.5	0.69
	63.47	2.499					34.92	1.375				
K089	88.92	3.501	85.8	3.38	54.6	2.15	53.47	2.105	9.91	0.39	17.5	0.69
	88.87	3.499					53.21	2.095				
K375	95.28	3.751	88.9	3.5	53.32	2.06	50.93	2.005	12.7	0.5	19.5	0.77
	95.22	3.749					50.67	1.995				
K127	127.02	5.001	122.17	4.81	74.17	2.92	72.49	2.854	12.7	0.5	19.5	0.77
	126.97	4.999					72.23	2.844				
K500	127.05	5.002	115.32	4.54	70.6	2.78	68.2	2.685	20.5	0.81	30.5	1.2
	126.95	4.998					67.94	2.675				
K178	177.88	7.003	172.72	6.8	111.51	4.39	110.64	4.355	20.3	0.8	*	
	177.72	6.997					110.38	4.345				
K700	177.88	7.003	158.24	6.23	117.6	4.63	115.19	4.535	18.8	0.74	*	
	177.72	6.997					114.93	4.525				
K254	254.07	10.003	253.26	9.971	165.1	6.5	157.61	6.205	19.6	0.77	*	
	253.92	9.997					157.35	6.195				

*integral commutation not available



Rotor Outline

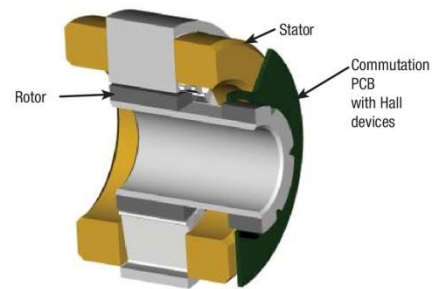


Figure 1.3
Kit Main Components

Frame Size	G Rotor O.D.		H Rotor I.D.		I Commutation Magnet Length		K Rotor Length
	(mm)	(in)	(mm)	(in)	(mm)	(in)	
K032	13.94	0.549	7.62	0.3	13.21	0.52	without Commutation: $K = \text{Stack Length} + 0.76\text{mm}$ (0.030in) with Commutation: $K = \text{Stack Length} + I + 0.76\text{mm}$ (0.030in)
	13.89	0.547	7.59	0.299			
K044	21.23	0.836	13.97	0.55	14.73	0.58	
	21.18	0.834	13.94	0.549			
K064	34.04	1.34	23.52	0.926	16.51	0.65	
	33.98	1.338	23.49	0.925			
K089	51.84	2.041	40.64	1.6	16.71	0.66	
	51.79	2.039	40.61	1.599			
K375	49.28	1.94	38.1	1.5	19.56	0.77	
	49.15	1.935	38.07	1.499			
K127	71.15	2.801	58.42	2.3	19.56	0.77	
	71.09	2.799	58.39	2.299			
K500	66.54	2.62	50.83	2.001	28.52	1.12	
	66.5	2.618	50.8	2			
K178	109.2	4.292	95.76	3.77	*		
	108.9	4.29	95.73	3.769			
K700	113.54	4.47	95.25	3.75	*		
	113.49	4.468	95	3.74			
K254	156.16	6.148	140.46	5.53	*		
	156.11	6.146	140.44	5.529			

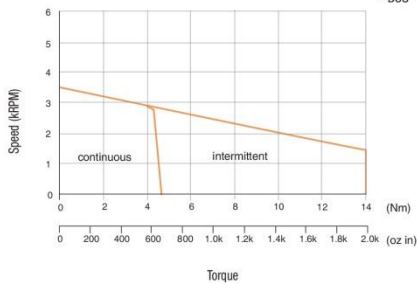
*integral commutation not available

Frameless
Motor Series

Speed/Torque Curves

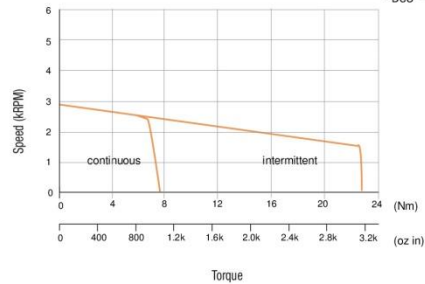
K089150-6Y

$K_T = 0.43 \text{ Nm / amp}$ (61.6 oz-in / amp) $R_{T-T} = 1.2 \Omega$ $I_{\text{cont}} = 11 \text{ amp}$
 $K_E = 0.43 \text{ v / rad / sec}$ (45.6 V / kRPM) $L_{T-T} = 2.9 \text{ mH}$ $I_{\text{peak}} = 33 \text{ amp}$
 $E_{\text{BUS}} = 160 \text{ Vdc}$



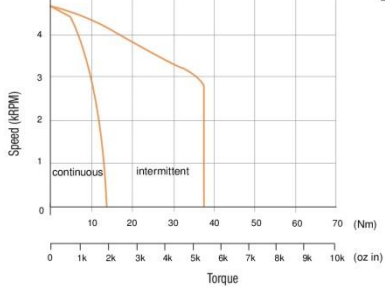
K089300-4Y

$K_T = 0.54 \text{ Nm / amp}$ (75.8 oz-in / amp) $R_{T-T} = 0.73 \Omega$ $I_{\text{cont}} = 15 \text{ amp}$
 $K_E = 0.54 \text{ v / rad / sec}$ (56.1 V / kRPM) $L_{T-T} = 2.2 \text{ mH}$ $I_{\text{peak}} = 45 \text{ amp}$
 $E_{\text{BUS}} = 160 \text{ Vdc}$



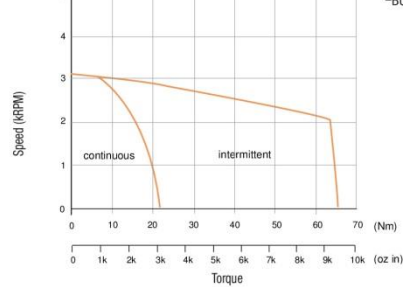
K127250-4Y

$K_T = 0.61 \text{ Nm / amp}$ (86.9 oz-in / amp) $R_{T-T} = 0.35 \Omega$ $I_{\text{cont}} = 20 \text{ amp}$
 $K_E = 0.61 \text{ v / rad / sec}$ (64.2 V / kRPM) $L_{T-T} = 2.1 \text{ mH}$ $I_{\text{peak}} = 60 \text{ amp}$
 $E_{\text{BUS}} = 300 \text{ Vdc}$



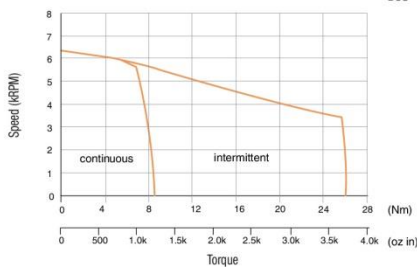
K127500-3Y

$K_T = 0.92 \text{ Nm / amp}$ (130.4 oz-in / amp) $R_{T-T} = 0.34 \Omega$ $I_{\text{cont}} = 24 \text{ amp}$
 $K_E = 0.92 \text{ v / rad / sec}$ (96.4 V / kRPM) $L_{T-T} = 2.3 \text{ mH}$ $I_{\text{peak}} = 72 \text{ amp}$
 $E_{\text{BUS}} = 300 \text{ Vdc}$



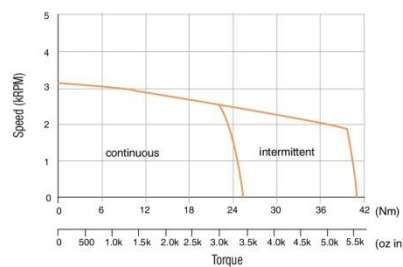
K500150-5Y

$K_T = 0.45 \text{ Nm / amp}$ (63.78 oz-in / amp) $R_{T-T} = 0.49 \Omega$ $I_{\text{cont}} = 18 \text{ amp}$
 $K_E = 0.45 \text{ v / rad / sec}$ (47.19 V / kRPM) $L_{T-T} = 2.72 \text{ mH}$ $I_{\text{peak}} = 53 \text{ amp}$
 $E_{\text{BUS}} = 300 \text{ Vdc}$



K178150-5Y

$K_T = 0.93 \text{ Nm / amp}$ (130.5 oz-in / amp) $R_{T-T} = 0.37 \Omega$ $I_{\text{cont}} = 27 \text{ amp}$
 $K_E = 0.93 \text{ v / rad / sec}$ (96.2 V / kRPM) $L_{T-T} = 2.95 \text{ mH}$ $I_{\text{peak}} = 43 \text{ amp}$
 $E_{\text{BUS}} = 300 \text{ Vdc}$



Annexe 3 : Liste des moteurs disponibles sur le marché

Marque	N°	Modèle	L rotor [mm]	L tot. [mm]	D ext. stator [mm]	D ext. rotor [mm]	D int. rotor [mm]	e rotor [mm]
Parker	1	K500150	38.1	79.1	127.0	66.5	50.8	7.85
Parker	2	K500300	76.2	117.2	127.0	66.5	50.8	7.85
Parker	3	K178100	25.4	56.0	177.8	109.7	95.8	6.95
Parker	4	K178200	50.8	81.4	177.8	109.7	95.8	6.95
Etel	5	TMA0100-070	71.0	100.0	120.0	73.0	60.0	6.50
Etel	6	TMA0100-100	101.0	130.0	120.0	73.0	60.0	6.50
Etel	7	TMB0140-050	51.0	90.0	160.0	88.0	60.0	14.00
Etel	8	TMM0140-050	51.0	95.5	140.0	88.0	60.0	14.00
Etel	9	TMM0140-150	151.0	196.0	140.0	88.0	60.0	14.00
Danaher motion	10	RBE 3012	47.6	66.7	129.0	76.5	50.9	12.83
Danaher motion	11	RBE 3013	61.0	80.0	129.0	76.5	50.9	12.83
Danaher motion	12	RBE 3014	73.0	92.1	129.0	76.5	50.9	12.83
Danaher motion	13	RBE 3015	88.9	108.0	129.0	76.5	50.9	12.83
Danaher motion	14	RBE 3016	101.6	120.7	129.0	76.5	50.9	12.83
Alxion	15	145STK2M	86.0	119.0	145.0	77.5	56.0	10.75
Alxion	16	145STK4M	140.0	173.0	145.0	77.5	56.0	10.75
Alxion	17	145STK6M	194.0	227.0	145.0	77.5	56.0	10.75
Alxion	18	145STK8M	248.0	281.0	145.0	77.5	56.0	10.75
Harmonic drive AG	19	TorkDrive-100A 70-AA	72.0	102.0	99.7	73.2	52.0	10.60
Allied Motion	20	HT05005	61.8	80.9	127.0	76.4	63.5	6.45
Kollmorgen	21	KBM-25X03-X	93.9	124.7	110.0	64.0	50.0	7.00
Kollmorgen	22	KBM-25X04-X	124.8	155.7	110.0	64.0	50.0	7.00
Phase automation	23	TK85-140-01	140.0	172.0	85.0	57.6	44.0	6.80

Dimensions des moteurs disponibles sur le marché

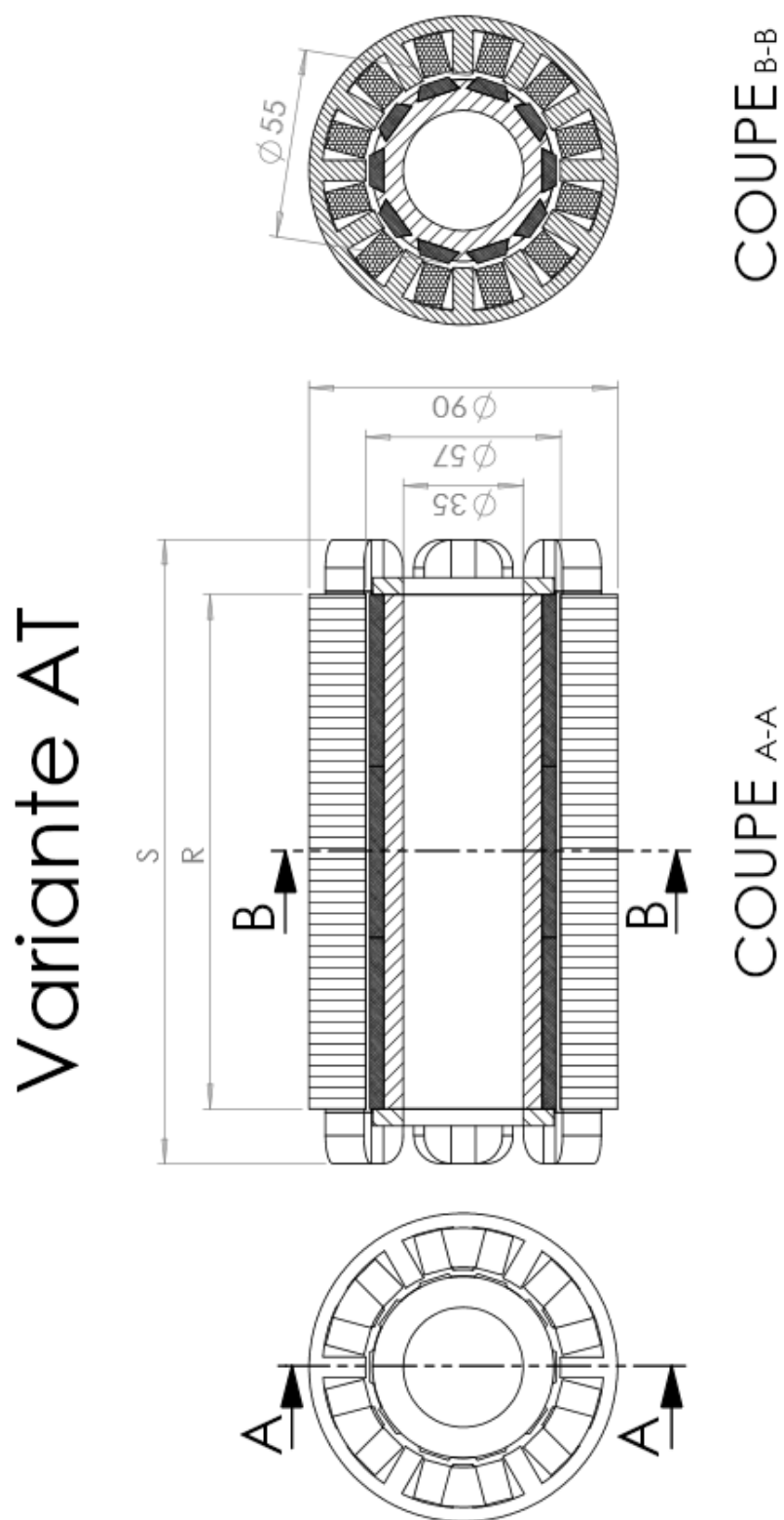
Marque	Modèle	Nb. de pôles	T max. [Nm]	J rotor [kg · m ²]	α [rad/s ²]
Parker	K500150	8	23.76	3.46E-04	22715
Parker	K500300	8	46.20	6.92E-04	33190
Parker	K178100	18	48.12	9.20E-04	29704
Parker	K178200	18	81.74	1.80E-03	32696
Etel	TMA0100-070	20	48.10	7.64E-04	32855
Etel	TMA0100-100	20	68.80	1.09E-03	38436
Etel	TMB0140-050	22	63.60	1.66E-03	26949
Etel	TMM0140-050	22	63.60	1.66E-03	26949
Etel	TMM0140-150	22	191.00	4.99E-03	33568
Danaher motion	RBE 3012	12	58.30	7.00E-04	41643
Danaher motion	RBE 3013	12	76.30	9.04E-04	47569
Danaher motion	RBE 3014	12	93.20	1.09E-03	52067
Danaher motion	RBE 3015	12	115.00	1.33E-03	56650
Danaher motion	RBE 3016	12	137.00	1.53E-03	61435
Alxion	145STK2M	12	55.00	1.28E-03	27778
Alxion	145STK4M	12	110.00	2.24E-03	37415
Alxion	145STK6M	12	165.00	3.19E-03	42416
Alxion	145STK8M	12	220.00	4.14E-03	45455
Harmonic drive AG	TorkDrive-100A 70-AA	22	50.00	9.01E-04	31230
Allied Motion	HT05005	12	47.00	8.50E-04	30323
Kollmorgen	KBM-25X03-X	10	42.20	7.66E-04	28786
Kollmorgen	KBM-25X04-X	10	54.40	1.02E-03	31628
Phase automation	TK85-140-01	10	53.00	8.40E-04	34416

Caractéristiques des moteurs disponibles sur le marché

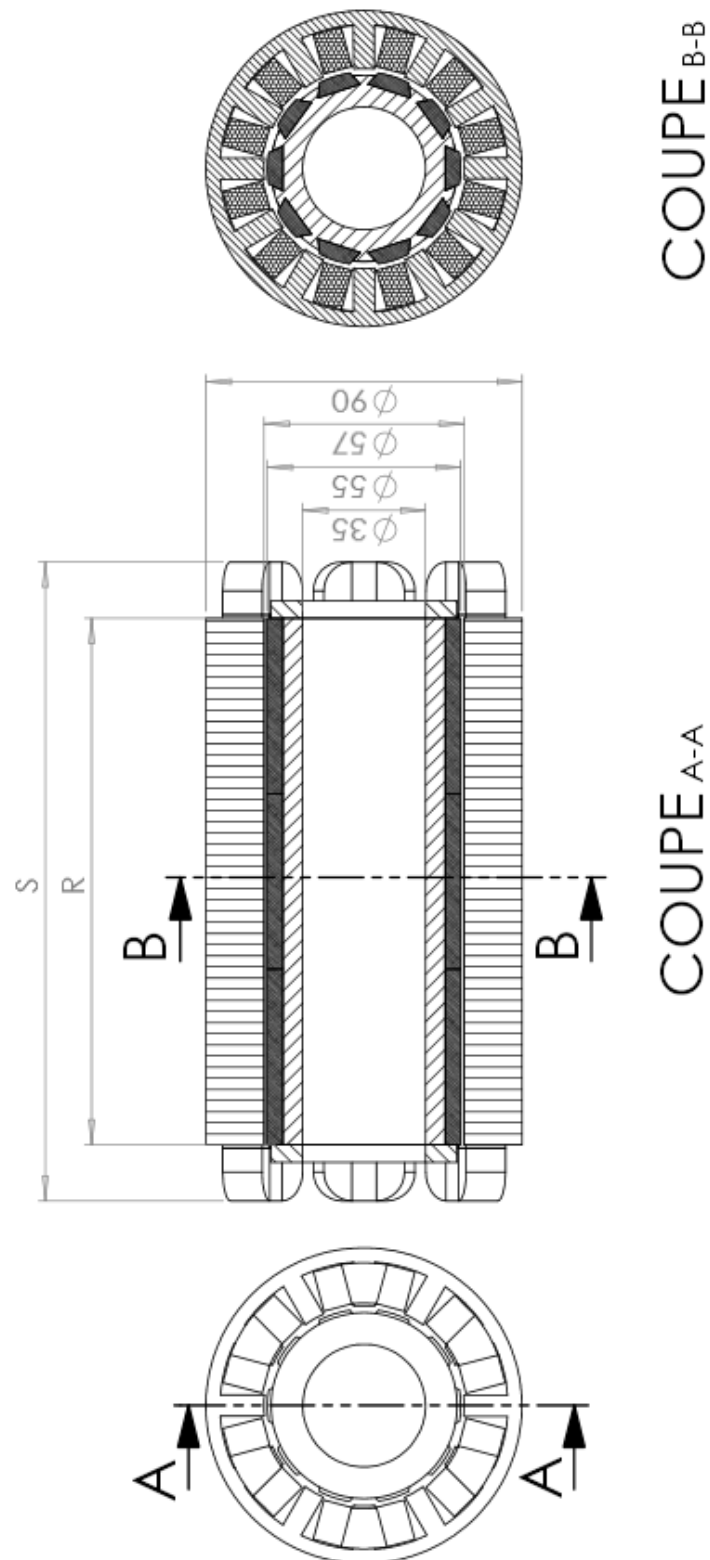
Marque	Modèle	Masse tot. [kg]	pf [N/cm ²]	Remarques
Parker	K500150	2.36	8.98	Moteur utilisé actuellement ; Ancienne gamme.
Parker	K500300	4.18	8.73	Ancienne gamme.
Parker	K178100	3.71	10.02	Vitesse mécanique max. : 6000 rpm.
Parker	K178200	6.34	8.51	Vitesse mécanique max. : 6000 rpm.
Etel	TMA0100-070	3.33	8.09	Ancienne gamme ; Vitesse max. recommandée : 600 rpm.
Etel	TMA0100-100	4.70	8.14	Ancienne gamme ; Vitesse max. recommandée : 600 rpm.
Etel	TMB0140-050	7.17	10.25	Vitesse max. au couple max. : 800 rpm.
Etel	TMM0140-050	4.77	10.25	Vitesse max. au couple max. : 800 rpm.
Etel	TMM0140-150	12.72	10.40	Vitesse max. au couple max. : 600 rpm.
Danaher motion	RBE 3012	3.48	13.32	pf anormalement élevé ; Vitesse à la puissance nominale : 1830 rpm ; Vitesse mécanique max. : 8300 rpm.
Danaher motion	RBE 3013	4.44	13.61	pf anormalement élevé ; Vitesse à la puissance nominale : 1630 rpm ; Vitesse mécanique max. : 8300 rpm.
Danaher motion	RBE 3014	5.31	13.89	pf anormalement élevé ; Vitesse à la puissance nominale : 1460 rpm ; Vitesse mécanique max. : 8300 rpm.
Danaher motion	RBE 3015	6.45	14.07	pf anormalement élevé ; Vitesse à la puissance nominale : 1320 rpm ; Vitesse mécanique max. : 8300 rpm.
Danaher motion	RBE 3016	7.37	14.67	pf anormalement élevé ; Vitesse à la puissance nominale : 1200 rpm ; Vitesse mécanique max. : 8300 rpm.
Alxion	145STK2M	6.20	6.78	
Alxion	145STK4M	10.40	8.33	
Alxion	145STK6M	14.50	9.01	
Alxion	145STK8M	18.70	9.40	
Harmonic drive AG	TorkDrive-100A 70-AA	3.00	8.25	Vitesse max. au couple max. : 1300 rpm.
Allied Motion	HT05005	3.44	8.29	Couple démagnétisation : 61.0 Nm ; Vitesse à vide : 418 rpm.
Kollmorgen	KBM-25X03-X	4.72	6.98	Vitesse à la puissance nominale : 2900 rpm.
Kollmorgen	KBM-25X04-X	6.17	6.77	Vitesse à la puissance nominale : 2700 rpm.
Phase automation	TK85-140-01	3.46	7.26	Couple critique : 64.0 Nm ; Accélération au couple max. : 33543 rad/s ² ; Vitesse mécanique max. : 19'100 rpm ; Vitesse nominale : 6000 rpm.

Caractéristiques des moteurs disponibles sur le marché et remarques les concernant

Annexe 4 : Vue en plan des trois variantes de moteur



Variante ATA



Variante ARE

