

# REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

## Ecole Nationale Polytechnique



### Département d'Électrotechnique

### Laboratoire de Recherche en Electrotechnique

---

## “Réduction de coût d’une machine synchrone à aimants permanents de type IPM pour une application VEH”

---

Présenté par : Sofia AIT-MOHAMMED, Rym BOULAHBEL

### Composition du Jury

<u>Président</u>	M. Youcef BENMAHAMED	Docteur	ENP
<u>Rapporteur/ Promoteur</u>	M. Sid Ali RANDI	Docteur	Renault, FRANCE
	M. Abderrahmane REBHAOUI	Docteur	Institut VEDECOM, FRANCE
	M. Rachid IBTIOUEN	Professeur	ENP
<u>Examineur</u>	M. Omar TOUHAMI,	Professeur	ENP



# REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

## Ecole Nationale Polytechnique



### Département d'Électrotechnique

### Laboratoire de Recherche en Electrotechnique

Mémoire de projet de fin d'études pour l'obtention du diplôme d'ingénieur d'état

## “Réduction de coût d'une machine synchrone à aimants permanents de type IPM pour une application VEH”

Présenté par : Sofia AIT-MOHAMMED, Rym BOULAHBEL

### Composition du Jury

<u>Président</u>	M. Youcef BENMAHAMED	Docteur	ENP
<u>Rapporteur/ Promoteur</u>	M. Sid Ali RANDI	Docteur	Renault, FRANCE
	M. Abderrahmane REBHAOUI	Docteur	Institut VEDECOM, FRANCE
	M. Rachid IBTIOUEN	Professeur	ENP
<u>Examineur</u>	M. Omar TOUHAMI,	Professeur	ENP

## المخلص

تتناول هذه الدراسة استغلال نوع جديد من المغناطيس الدائم منخفض التكلفة (نتريد الحديد FeN) بدون تربة نادرة على مستوى محرك متزامن مع مغناطيس دائم IPM لتطبيق السيارة الكهربائية الهجينة وذلك بهدف التعامل مع تقلب أسواق الأرض النادرة. خلال هذا العمل، يتم تنفيذ نمذجة العناصر المحدودة للمحرك MSAP-IPM المرجعي (محرك DH-5)، باستخدام برنامج FEMM. تم إجراء تحليل للأداء (غير محمل، تحت الحمل ومن حيث عزم الدوران والسرعة)، وهو أمر ضروري في إطار الهدف المحدد لاستغلال نتريد الحديد، لمختلف الهياكل المقترحة، بما في ذلك المرجع. يتم أيضًا دراسة سلوك الآلة، في حالة حدوث ماس كهربائي مفاجئ ثلاثي الطور عن طريق تقييم مخاطر إزالة المغناطيس. من أجل تحقيق عزم مساوي لعزم الآلة المرجعية، مع تقليل تكلفة أجزائه النشطة، يتم إجراء تحسين للمحرك المغناطيسي FeN، عن طريق تعديل الأبعاد الهندسية (الطول المحوري وسمك المغناطيس الدائم) اعتمادًا على درجات الحرية الممنوحة. نظرًا لخطر إزالة مغناطيسية نتريد الحديد التي لها مجال قسري ضعيف، نقوم بتقييم إمكانيات هيكل دوار جديد، بمغناطيس " (IPM-V) "، من حيث مقاومة إزالة المغناطيسية.

**الكلمات الرئيسية :** مغناطيس دائم، NdFeB، FeN، آلة متزامنة قائمة بمغناطيس دائم، دوار IPM، دوار IPM-V، أداء المحرك، التحسين، إزالة المغناطيسية، تكلفة الماكينة، السيارات الكهربائية الهجينة.

## Abstract

This study deals with the exploitation of a new type of low-cost, rare-earth-free permanent magnets (FeN iron nitrides) in an IPM-type permanent magnet synchronous motor (PMSM) for a hybrid electric vehicle application, with the aim of coping with fluctuating rare-earth markets. In this work, finite element modeling of the reference MSAP-IPM (5-DH motor) is carried out using FEMM software. A performance analysis (no-load, load and torque-speed) was carried out for the different structures proposed, including the reference structure, to meet the objective of exploiting iron nitrides. The behavior of the machine in the event of an abrupt three-phase short-circuit has also been studied, assessing the risk of demagnetizing the magnets. In order to achieve a torque equal to that of the reference machine, while minimizing the cost of its active parts, the FeN magnet motor is optimized, by modifying the geometric dimensions (axial length and thickness of the permanent magnets) according to the degrees of freedom granted. Given the risk of demagnetization of iron nitrides, which have a low coercive field strength, we evaluated the potential of a new rotor structure, with V-shaped magnets (IPM-V), in terms of resistance to demagnetization.

**Keywords :** Permanent magnets, NdFeB, FeN, Permanent magnet synchronous machine, IPM rotor, IPM-V rotor, Machine performance, Optimization, Demagnetization, Machine cost, Hybrid electric vehicles.

## Résumé

Cette étude traite de l'exploitation d'un nouveau type d'aimants permanents à bas coût sans terres rares (nitrides de fer FeN) au niveau d'un moteur synchrone à aimants permanents (MSAP) de type IPM pour une application de véhicule électrique hybride et ce, dans le but de faire face à la fluctuation des marchés des terres rares. Lors de ce travail, une modélisation par éléments finis de la MSAP-IPM de référence (Moteur 5-DH), est réalisée via le logiciel FEMM. Une analyse des performances (à vide, en charge et sur le plan couple vitesse), nécessaires dans le cadre de l'objectif visé quant à l'exploitation des nitrides de fer, a été réalisée pour les différentes structures proposées y compris celle de référence. Le comportement de la machine, dans le cas d'un court-circuit triphasé brusque en évaluant le risque de démagnétisation des aimants, est aussi étudié. Afin d'atteindre un couple égal à celui de la machine de référence, tout en minimisant le coût de ses parties actives, une optimisation du moteur à aimants en FeN est réalisée, en modifiant les dimensions géométriques (longueur axiale et épaisseur des aimants permanents) selon les degrés de liberté accordés. Etant donné le risque de démagnétisation des nitrides de fer qui possèdent un faible champ coercitif, nous évaluons le potentiel d'une nouvelle structure rotorique, à aimants en « V » (IPM-V), sur le plan résistance à la démagnétisation.

**Mots clés :** Aimants permanents, NdFeB, FeN, Machine synchrone à aimants permanents, Rotor IPM, Rotor IPM-V, Performances de la machine, Optimisation, Démagnétisation, coût de la machine, Véhicules électriques hybrides.

## **Remerciements**

*Ce projet de fin d'études a été réalisé sous la direction de Dr. S.RANDI, ingénieur R&D au sein de l'entreprise Renault France. Sans qui ce projet n'aurait pas pris forme et à qui nous présentons nos sincères remerciements pour cette opportunité.*

*Nous tenons ensuite à remercier Dr. A.REBHAOUI pour son suivi rigoureux et sa grande disponibilité tout au long de ce projet. Ainsi que pour sa pédagogie et ses encouragements.*

*Nous souhaitons exprimer notre pleine gratitude à Pr. Rachid IBTIOUEN pour ses précieuses remarques et ses orientations éclairées qui ont enrichi notre travail et pour avoir été une source d'inspiration tout au long de notre parcours à l'ENP.*

*Nous remercions particulièrement Dr. Y. BENMAHAMED Docteur à l'ENP, qui nous fait l'honneur de présider ce jury, ainsi que Pr. O.TOUHAMI notre cher enseignant à l'ENP, d'avoir accepté d'examiner ce travail.*

*Finalement, nos vifs remerciements vont à l'ensemble de nos enseignants pour la formation ainsi que les conseils de vie qu'ils ont pu nous prodiguer et à toute personne ayant contribué de près ou de loin à l'élaboration de ce travail.*

# Table des matières

. Liste des figures	
. Liste de tableaux	
. Liste des notations et symboles	
I. Introduction générale .....	13
II. Chapitre 01 : État de l'art .....	15
II.1 Introduction .....	15
II.2 Véhicules électriques hybrides .....	15
II.2.1 Principe de fonctionnement d'un véhicule électrique hybride : .....	15
II.2.2 Classification des véhicules hybrides .....	16
II.2.3 Architecture des véhicules électriques hybrides .....	17
II.3 Moteurs synchrones à aimants permanents IPM .....	18
II.3.1 Configurations rotoriques .....	21
II.3.1.1 Structures rotoriques existantes .....	21
II.3.1.2 Exemples de configurations rotoriques existantes .....	22
II.3.2 Configurations des bobinages statoriques .....	23
II.3.2.1 Avantages et inconvénients du bobinage dentaire .....	23
II.3.2.1.1 Avantages .....	23
II.3.2.1.2 Inconvénients .....	23
II.3.2.2 Exemples d'utilisation du bobinage dentaire et du bobinage distribué .....	24
II.3 Généralités sur les aimants permanents .....	25
II.3.1 Caractéristiques des aimants permanents .....	25
II.3.2 Néodyme fer bore .....	26
Influence des performances de l'aimant sur le moteur .....	26
II.3.3 Nitrures de fer .....	27
Influence des performances de l'aimant sur le moteur .....	27
II.3.4 Comparaison entre le néodyme fer bore et les nitrures de fer .....	27

II.3.4.1	Propriétés .....	27
II.3.4.2	Influence de la température .....	28
II.3.5	Autres types d'aimants permanents.....	29
II.4	Conclusion .....	31
III.	Chapitre 2 : Modélisation de la machine de référence et calcul de ses performances ..	32
III.1	Introduction .....	32
III.2	Méthode des éléments finis : .....	32
III.2.1	Principe de base de la méthode des éléments finis : .....	32
III.2.2	Étapes de la méthode des éléments finis : .....	32
III.2.2.1	Discrétisation du domaine : .....	32
III.2.2.2	Sélection d'un modèle d'interpolation : .....	33
III.2.2.3	Formation des matrices élémentaires : .....	33
III.2.2.4	Assemblage du système d'équations : .....	34
III.2.2.5	Application des conditions aux limites : .....	34
III.2.2.6	Résolution du système d'équations : .....	34
III.3	Présentation de la machine étudiée : .....	34
III.3.1	Description générale de la machine étudiée .....	35
III.3.2	Paramètres de la machine étudiée .....	35
III.3.2.1	Géométrie : .....	35
III.3.2.2	Bobinage : .....	36
III.3.2.3	Circuits : .....	36
III.3.2.4	Matériaux utilisées : .....	36
III.3.3	Présentation du logiciel utilisé (FEMM) : .....	37
III.3.3.1	Préprocesseur : .....	37
III.3.3.1.1	Modélisation de la géométrie de la machine.....	37
III.3.3.1.2	Spécification des matériaux utilisés.....	38
III.3.3.1.3	Introduction des propriétés magnétiques des différentes régions de la structure	38
	38	
III.3.3.1.4	Création des circuits .....	38
III.3.3.1.5	Définition des conditions aux limites.....	39

III.3.3.2	Processeur .....	40
III.3.3.3	Post-processeur .....	41
III.3.3.3.1	Exemples de calcul direct des grandeurs .....	41
III.3.3.4	Couple électromagnétique par tenseur des contraintes de Maxwell .....	42
III.4	Calcul des performances de la machine référence : .....	45
III.4.1	Performances à vide (Sans alimenter le stator) de la machine de référence (moteur 5DH) 45	
III.4.1.1	Résultats graphiques .....	45
III.4.1.1.1	Induction magnétique B.....	45
III.4.1.1.2	Champ magnétique .....	47
III.4.1.2	Autres résultats .....	48
III.4.1.2.1	Flux et Force contre-électromotrice .....	48
III.4.1.2.2	Couple de détente .....	49
III.4.2	Performances en charge de la machine de référence.....	50
III.4.2.1	Résultats graphiques :.....	51
III.4.2.1.1	Induction magnétique : .....	51
III.4.2.1.2	Champ magnétique .....	51
III.4.2.2	Autres résultats .....	52
III.4.2.2.1	Influence du déphasage sur le couple électromagnétique .....	52
III.4.2.2.2	Couple maximal en charge pour un déphasage de 350° .....	52
III.5	Cartographies sur le plan couple-vitesse de la machine de référence .....	53
III.5.1	Balayage sur courant/déphasage (contrôle MTPA) .....	53
III.5.1	Génération des cartographies sur le plan couple-vitesse.....	54
III.5.1.1	Méthode d'affaiblissement du flux (dé-fluxage) :.....	54
III.5.2	Résultats du dé-fluxage .....	56
III.6	Essai de démagnétisation statique .....	57
III.6.1	Etapas suivies : .....	58
III.6.2	Résultats de l'essai de démagnétisation .....	59
III.6.2.1	Axe polaire du rotor calé sur la phase1.....	59
III.6.2.2	Axe inter-polaire du rotor calé sur la phase1.....	60



III.7	Estimation du coût des parties actives de la machine de référence .....	61
III.7.1	Calcul des volumes des blocs constituant la machine de référence .....	61
III.7.2	Calcul des masses des blocs .....	62
III.7.1	Calcul des coûts.....	62
III.8	Conclusion .....	62
IV.	Chapitre 3 : Exploitation des nitrures de fer .....	63
VI.1	Introduction .....	63
VII.1	Exploitation des nitrures de fer à iso-dimensions (FeN-0) .....	63
VII.1.1	Introduction des propriétés magnétiques des nitrures de fer .....	63
VII.1.2	Performances à vide de la machine .....	64
VII.1.3	Performances en charge de la machine.....	65
VII.1.3.1	Couple en charge .....	65
VII.1.3.2	Caractéristique couple vitesse .....	66
VII.1.4	Coût de la machine : .....	66
VII.2	Exploitation des nitrures de fer (FeN) par action sur la longueur axiale .....	66
VII.2.1	Couple en charge pour différentes longueurs axiales :.....	67
VII.2.2	Performances de la structure choisie (FeN-1) .....	67
VII.2.2.1	Flux à vide et couple de détente :.....	68
VII.2.2.2	Couple en charge .....	69
VII.2.2.3	Caractéristique couple-vitesse 20°C-125°C.....	69
VII.2.2.4	Coût de la machine : .....	70
VII.3	Exploitation des nitrures de fer (FeN) par action sur l'épaisseur de l'aimant .....	70
VII.3.1	Evolution du couple en charge en fonction de l'épaisseur de l'aimant .....	70
VII.3.2	Sélection de la structure FeN-2 .....	70
VII.3.3	Performances de la structure choisie FeN-2 .....	71
VII.3.3.1	Performances de la machine à vide : .....	71
VII.3.3.2	Couple en charge .....	72

VII.3.3.3	Caractéristique couple-vitesse 20°C .....	73
VII.3.3.4	Coût de la machine : .....	73
VII.4	Exploitation des nitrures de fer par action sur l'épaisseur des aimants permanents et la longueur axiale : .....	73
VII.4.1	Etude paramétrique de l'influence de l'épaisseur des APs et de la longueur axiale	74
VII.4.2	Evolution du couple moyen .....	74
VII.4.3	Evolution du coût de la machine .....	75
VII.4.4	Sélection de la structure optimale FeN-3 .....	75
VII.4.5	Performances de la structure optimale FeN-3 .....	77
VII.4.5.1	Flux et couple à vide : .....	77
VII.4.5.2	Couple en charge : .....	77
VII.4.5.3	Caractéristique couple vitesse .....	78
VII.4.5.4	Coût de la machine : .....	79
VII.5	Etude de démagnétisation .....	79
VII.5.1	Cas des structures rectangulaires proposées .....	80
VII.5.2	Cas de structures en V .....	82
VII.6	Conclusion .....	85
V.	Conclusion générale .....	87
VI.	Perspectives .....	87
VII.	Bibliographie .....	89
VIII.	Annexes .....	94

# Liste des figures

Figure 1 - Illustration conceptuelle d'une chaîne de traction électrique hybride [5].....	15
Figure 2 - Organigramme des différents modèles de fonctionnement des véhicules électriques hybrides .....	16
Figure 3 - Classification des structures rotoriques des moteurs synchrones à aimants permanents à flux radial	20
Figures 4 - (a) Rotor à aimants montés en surface, (b) à aimants insérés, (c) à aimants enterrés, (d) à épanouissements polaires, (e) à flux concentré en I et en V [40].....	21
Figures 5 Répartition de l'induction magnétique dans un huitième de machine synchrone à APs (a) - en V, (b) - en U, (c) - en Delta [11].....	22
Figures 6 - Exemples d'applications des différentes configurations des rotors IPM existants [38] .....	22
Figures 7 - Configuration statorique à bobinage (a) Distribué (b) Concentré (c) Concentré à double couche (d) Concentré monocouche [12].....	23
Figures 8 (a) Honda Accord (b) Hyundai Sonata (c) Renault e-Tech (d) Nissan Leaf (e) Toyota Prius [37] .....	24
Figure 9 - Allure de la caractéristique de démagnétisation d'un AP (courbe continue) ; caractéristique de démagnétisation intrinsèque (courbe discontinue).....	25
Figure 10 - Variation du <b>champ coercitif Hc</b> en fonction de la température pour les nitrures de fer (FeN) et différentes nuances de néodyme fer bore .....	28
Figure 11 - Variation de l'induction rémanente Br en fonction de la température pour les nitrures de fer (FeN) et différentes nuances de néodyme fer bore .....	28
Figure 12 - Caractéristiques de démagnétisation de plusieurs types d'aimants. [2].....	29
Figure 13 - Géométrie d'un élément fini triangulaire linéaire .....	32
Figures 14 - (a) Structure 2D d'un huitième de la machine de référence ; (b) Structure du bobinage statorique .	34
Figure 15 - Géométrie complète de la machine étudiée sous FEMM.....	37
Figure 16 - propriétés magnétiques des différentes régions de la structure.....	38
Figure 17 - Illustration de la condition aux limites au niveau de la machine étudiée .....	39
Figure 18 - Illustration des conditions de périodicité appliquées et de leurs emplacements.....	40
Figure 19 - Visualisation du maillage et des lignes de champ de la machine entière .....	41
Figure 20 - Visualisation du maillage et des lignes de champ du huitième de la machine .....	41
Figure 21 - Illustration graphique des grandeurs géométriques dans une machine électrique.....	44
Figures 22 (a) induction magnétique au niveau d'un huitième de la machine, (b) Zoom sur l'angle interne d'un bridge d'un aimant permanent, (c) Zoom sur les parties saturées d'une dent statorique.....	45
Figures 23 : (a) Visualisation du champ au niveau d'un huitième de la machine, b) Zoom sur l'angle interne de l'aimant, (c) Zoom sur l'angle externe de la dent statorique. ....	47
Figures 24 - (a) Tracé du flux à vide de la MSAP de référence, (b) Tracé de la force contre électromotrice .....	48
Figure 25 - Tracé du couple de détente de la MSAP de référence en fonction de la position du rotor .....	49
Figures 26 (a) induction magnétique au niveau d'un huitième de la machine, (b) Zoom sur l'angle interne d'un bridge d'un aimant permanent, (c) Zoom sur les parties saturées d'une dent statorique.....	51
Figure 27 - (a) Visualisation du champ au niveau d'un huitième de la machine, b) Zoom sur l'angle interne de l'aimant, (c) Zoom sur l'angle externe de la dent statorique. ....	51
Figure 28 - Variation de la valeur moyenne du couple produit par la machine en fonction du déphasage .....	52
Figure 29 - Tracé du couple en charge en fonction de la position du rotor.....	52
Figure 30 - Valeurs du couple électromagnétique pour différentes valeurs du courant max et du déphasage ....	53
Figure 31 - Valeurs du flux magnétique pour différentes valeurs du courant max et du déphasage .....	53
Figure 32 - Schématisation de l'algorithme de dé-fluxage utilisé .....	55

Figures 33 – Pour différents courants d'alimentation/déphasages (a), (b) Allure du couple et de la FCEM avant dé fluxage. -(d), (e) Allure du couple et de la FCEM après dé fluxage.-(c) Enveloppe couple max, vitesse avant et après dé fluxage pour deux températures (20°C, 125°C) .....	56
Figure 34 - Spécification de la limite inférieure du champ à visualiser pour une température de 125°C .....	58
Figure 35 Visualisation des zones ou le champ magnétique dépasse le Hc .....	59
Figure 36 Visualisation des zones ou le champ magnétique dépasse le Hc .....	60
Figure 37 - Visualisation du volume du bloc 'fer' sous FEMM .....	61
Figures 38 (a) Flux à vide de la machine de référence et de la FeN-0 à 20°C et à 125°C, (b) Couple de détente de la machine de référence et de la FeN-0 à 20°C et à 125°C. ....	64
Figure 39 Couple en charge de la machine de référence et de la FeN-0 à 20°C et à 125c.....	65
Figure 40 Cartographie couple vitesse de la machine de référence et de la FeN-0 à 20 C° et à 125 °C. ....	66
Figure 41 - Evolution du couple en charge en fonction de la longueur axiale de la machine .....	67
Figures 42 a) Flux à vide de la machine de référence et de la FeN-1 à 20°C et à 125°C, (b) Couple de détente de la machine de référence et de la feN-1 à 20°C et à 125°C .....	68
Figure 43 Couple en charge de la machine de référence et de la FeN-1 à 20°C et à 125c.....	69
Figure 44 Cartographie couple vitesse de la machine de référence et de la FeN-1 à 20°C et à 125c.....	69
Figure 45 - Evolution du couple en charge en fonction de l'épaisseur de l'aimant .....	70
Figures 46 (a) Couple de détente de la machine de référence et de la FeN-2 à 20°C et à 125°C ; (b) Flux à vide de la machine de référence et de la FeN-2 à 20°C et à 125°C. ....	71
Figure 47 Couple en charge de la machine de référence et de la feN-2 à 20°C et à 125°C.....	72
Figure 48 Cartographie couple-vitesse de la FeN-2 et de la machine de référence à 20°C et à 125°C.....	73
Figure 49 Valeurs du couple électromagnétique pour différentes épaisseurs et longueur axiale . ....	74
Figure 50 Coût de la machine pour différentes longueur axiales et épaisseurs de l'aimant.....	75
Figure 51 Organigramme explicatif du programme Matlab utilisé pour la sélection de la structure optimale FeN-3 .....	76
Figure 52 - Figures 52 (a) Couple de détente de la machine de référence et de la feN-3 à 20°C et à 125°C , (b) Flux à vide de la machine de référence et de la FeN-3 à 20°C et à 125°C.....	77
Figure 53 Couple en charge de la machine de référence et de la feN-3 à 20°C et à 125°C.....	77
Figure 54 - Caractéristiques mécaniques de la structure 'FeN-3' et de la machine de référence à 20°C et à 125°C .....	78
Figure 55 - Spécification de la limite inférieure du champ à visualiser pour une température de 125°C .....	80
Figure 56 - Calage de l'axe q sur l'axe de la phase 1et mise en évidence de la zone critique .....	80
Figure 57 - Zoom sur les valeurs du champ magnétique dépassant le Hc du FeN au niveau de la zone critique de l'aimant pour une température de 125°C.....	81
Figure 58 - Evolution du champ inverse normal au long du contour sélectionné .....	81
Figure 59 - Schéma de la position de l'étude de démagnétisation et mise en valeur de zone critique de démagnétisation des aimants permanents ainsi que du contour à travers lequel le champ normal est calculé ..	81
Figure 60 - Géométrie de la structure en V étudiée.....	82
Figure 61 - Essai de démagnétisation d'une structure en V avec un angle d'ouverture de l'aimant de 166.8° et tracé du contour sur lequel s'effectue le calcul du champ antagoniste .....	83
Figure 62 - Répartition du champ magnétique au niveau de la pointe de l'aimant.....	83
Figure 63 - Variations du champ normal inverse appliqué à l'aimant en fonction de la longueur du contour prédéfini.....	84
Figure 64 - Variation du risque de démagnétisation en fonction de l'angle d'ouverture de l'AP.....	84

## Liste des tableaux

Tableau 1 - Récapitulatif des voitures hybrides existantes selon le degré d'hybridation [6] [7] [8] .....	17
Tableau 2 Classification des architectures des véhicules électriques hybrides [6] [7] [8] [9].....	18
Tableau 3 Influence des performances de l'aimant en NdFeB sur le moteur .....	26
Tableau 4 - Influence des performances de l'aimant en FeN sur le moteur .....	27
Tableau 5 – Propriétés physiques des APs en NdFeB et en FeN .....	27
Tableau 6 Tableau récapitulatif des propriétés d'une large gamme d'aimants [17] .....	30
Tableau 7 Tableau récapitulatif des coûts de plusieurs types d'aimants [16] .....	30
Tableau 8 - Données importantes concernant la MSAP .....	35
Tableau 9 Paramètres géométrique de la machine de référence .....	35
Tableau 10 Caractéristiques du bobinage de la machine.....	36
Tableau 11 Caractéristiques des circuits de la machine.....	36
Tableau 12 Matériaux utilisés dans la machine de référence .....	36
Tableau 13 Spécification des matériaux utilisés dans la machine de référence sous FEMM.....	38
Tableau 14 Mode de calcul des grandeurs calculées pendant l'étude. ....	42
Tableau 15 Alimentation des phases statoriques lors de la démagnétisation.....	58
Tableau 16 - Propriétés des matériaux utilisés.....	61
Tableau 17- Volumes calculés .....	61
Tableau 18 - Masses des parties actives .....	62
Tableau 19 - Coûts des parties actives .....	62
Tableau 20 évolution du couple en fonction la longueur axiale de la machine.....	67
Tableau 21 évolution du couple moyen en fonction de l'épaisseur de l'aimant .....	70
Tableau 22 - Paramètres de la structure optimale.....	76
Tableau 23 Alimentation des phases statoriques lors de la démagnétisation.....	80
Tableau 24 tableau récapitulatif des résultats obtenus pour les structures proposées.....	86

## Liste des notations et symboles

- $(B, H)_{\max}$  : *Produit énergétique*
- $\langle N \rangle$  : *Matrice élémentaire*
- A,B,C Indices des phases statoriques
- AP : Aimants permanents
- $B_n$  : *Induction magnétique normale*
- $B_r$  : *Induction rémanente*
- $CT_{Br}(T^\circ)$  : *Coefficient de dégradation du champ rémanent*
- $CT_{Hc}(T^\circ)$  : *Coefficient de dégradation du champ coercitif*
- $D_{S-ext}$  : *Diamètre extérieur du fer stator*
- $e(t)$  : *Force contre-électromotrice*
- EDP : *équations aux dérivées partielles*
- FCEM : *Force contre-électromotrice*
- FeN : *Nitrures de fer*
- $H_t$  : *Champ magnétique tangentiel*
- $H_c$  : *Champs coercitif*
- $H_{cj}$  : *Champ coercitif intrinsèque*
- $H_{sat}$  : *champ magnétique de saturation*
- IPM : Aimants permanents insérés
- $L_{ax}$  : *longueur axiale*
- $L_u$  : *Longueur axiale de la machine*
- Moteur 5-DH : *Moteur synchrone à aimants permanents IPM de la Renault Mégane E-tech*
- MSAP : *Moteurs synchrones à aimants permanents*
- MTPA : *Maximum Torque Per Ampere*
- N42 : Nuance du néodyme fer bore utilisé dans la machine de référence
- $N_d$  : *Nombre de dents au stator*
- NdFeB : *Néodyme fer bore*
- $N_i(x, y)$  : *Fonctions de formes*
- $N_p$  : *Nombre de pôles*
- $N_s$  : *Nombre de spires autour de la dent*
- $\Phi(i)$  : *Flux de référence associé à une vitesse  $i$*
- $q,d$  : *Indices des axes  $d$  et  $q$  de la transformation de Park*
- $R_s$  : *Résistance par phase*
- TCM : *Tenseur des contraintes de Maxwell*
- TR : *Terres rares*
- VE : *Véhicules électriques*
- VEH : *Véhicules hybrides électriques*
- $\Gamma_z$  : *Couple électromagnétique*
- $\mu$  : *Perméabilité du milieu*

# I. Introduction générale

Nombreuses sont les préoccupations liées à l'augmentation des émissions de gaz à effet de serre qui résultent principalement de la combustion fossile, d'où l'intérêt croissant pour les moyens de transport durables et peu coûteux. Les véhicules électriques hybrides se positionnent comme une solution prometteuse pour répondre à ces préoccupations en combinant les avantages des moteurs électriques et des moteurs à combustion interne. Les moteurs synchrones à aimants permanents (MSAP), grâce à leur compacité, se retrouvent au cœur de cette problématique [1] puisqu'ils offrent un haut rendement et une densité de puissance élevée en plus d'une large plage de fonctionnement à vitesse élevée, grâce à leur capacité de dé-fluxage. Cependant, la grande marge de fluctuation des prix des aimants permanents à base de terres rares (TR), ainsi que l'augmentation de la demande de ces derniers, limitent leur adoption à grande échelle, ce qui ouvre la voie à l'exploration de nouveaux types d'aimants permanents (AP) sans TR.

De nombreux travaux ont été menés pour évaluer le potentiel des aimants sans TR, notamment les Nitrures de Fer (FeN), qui présentent d'intéressantes propriétés [2] [3] [4]. Avec une induction rémanente ( $B_r$ ) pouvant atteindre 1.5T, un champ coercitif ( $H_c$ ) d'environ 297 A/m. Ils ont ainsi été exploités avec succès par [2] pour la conception de générateurs linéaires. En revanche, ils n'ont pas encore été exploités au niveau de la motorisation des véhicules électriques hybrides.

Le présent mémoire vise à exploiter ces APs, au niveau du moteur synchrone à aimants permanents de type IPM, utilisé dans les voitures hybrides du constructeur automobile Français « Renault » avec leur système « e-tech » (moteur 5-DH). L'objectif principal de l'étude est l'optimisation des paramètres géométriques (longueur axiale de la machine, épaisseur des aimants), de manière à, d'une part, maximiser le couple et répondre aux spécifications de la machine de référence faite à base de NdFeB, et d'autre part, à réduire le coût de leurs parties actives. Cela implique l'analyse et l'interprétation des performances des structures proposées à travers la simulation par éléments finis de plusieurs essais (à vide, en charge, performances sur le plan couple-vitesse et la démagnétisation) tout en les comparant à celles de la MSAP de référence.

Il est à noter que l'exploitation des aimants sans TR et l'optimisation de la structure des machines électriques est un problème multi-objectif, multi-physique et fortement non-linéaire en particulier pour des applications automobiles. Ces moteurs doivent être conçus en fonction des cycles de conduite qui sont généralement composés de plus de milliers de points de fonctionnement. Ainsi, l'optimisation des machines électriques basée sur le calcul par éléments finis prend généralement beaucoup de temps.

Notre mémoire de fin d'études est structuré en trois chapitres :

Au cours du 1<sup>er</sup> chapitre, nous examinons les avancées récentes dans le domaine des véhicules électriques hybrides pour mieux se situer dans le contexte général avant d'aborder les généralités sur les MSAP de type IPM et à bobinage dentaire. Dans une deuxième partie, nous réalisons un passage en revue sur les aimants permanents existant pour but d'analyser les

stratégies de sélection de ces matériaux ferromagnétiques durs en fonction de leurs propriétés physiques, magnétique, ainsi que leur comportement en fonction de la température.

Au chapitre 2, nous procédons par une présentation de la méthodologie utilisée pour la modélisation et le calcul des performances de la machine de référence en se basant sur l'utilisation du logiciel FEMM. L'ensemble des performances obtenues constituent l'objectif à atteindre pour l'optimisation de la structure après exploitation des aimants en nitrures de fer.

Le chapitre 3 traite de l'exploitation des aimants en nitrures de fer (FeN) comme alternative aux aimants en NdFeB utilisés dans la machine de référence. De ce fait, nous proposons quatre configurations distinctes de machine synchrone à aimants permanents, visant à atteindre des performances similaires à celles de la machine de référence, tout en réduisant le coût.

Le mémoire est ponctué par une conclusion générale et une liste de références bibliographiques.



## II. Chapitre 01 : État de l'art

### II.1 Introduction

Les véhicules électriques hybrides, de par leurs nombreux atouts du point de vue environnemental de même que du point de vue des performances, ne font que gagner en popularité. La connaissance générale de leurs modes de fonctionnement ainsi que de leurs niveaux d'hybridation est avantageuse car elle permet d'obtenir un aperçu concret sur ses différents régimes de fonctionnement tout comme elle permet de situer notre étude dans son contexte général. C'est pourquoi nous examinons les avancées récentes dans le domaine des véhicules électriques hybrides au cours du présent chapitre.

70% des véhicules électriques hybrides européens sont équipés de moteurs synchrones à aimants permanents [1] parmi lesquels on retrouve le moteur 5-DH de la Mégane e-Tech de Renault, qui est la machine de référence de notre étude. Nous examinerons donc la conception et les différentes configurations rotoriques de ce type de machines.

Afin de comparer les performances des APs en nitrures de fer, avec les différents APs existants (principalement le NdFeB utilisé au niveau de la machine de référence), nous réalisons un passage en revue sur les aimants permanents existants pour but d'analyser les stratégies de sélection de ces matériaux ferromagnétiques durs en fonction de leurs propriétés physiques, magnétique, ainsi que leur comportement en fonction de la température.

### II.2 Véhicules électriques hybrides

#### II.2.1 Principe de fonctionnement d'un véhicule électrique hybride :

Un véhicule hybride possède deux sources d'énergie (électrique (2) et thermique (1)) (Fig. 1). Son fonctionnement repose sur l'utilisation optimale de chacune de ces deux sources d'énergie disponibles dans le but de réduire au maximum les émissions de CO<sub>2</sub> ainsi que la consommation d'énergie tout en réduisant les coûts liés à l'achat de carburant [5].

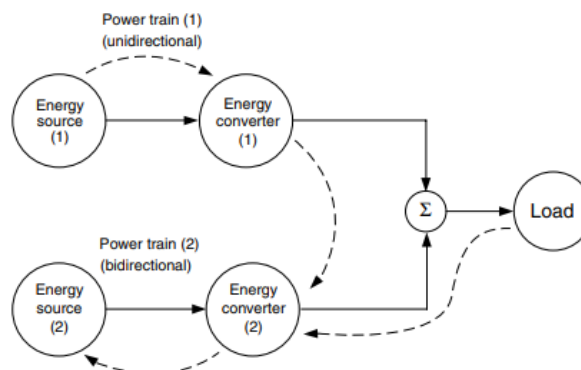


Figure 1 - Illustration conceptuelle d'une chaîne de traction électrique hybride [5]

Il existe de nombreux modèles de fonctionnement des véhicules hybrides qui permettent de répondre aux exigences de la charge [5] :

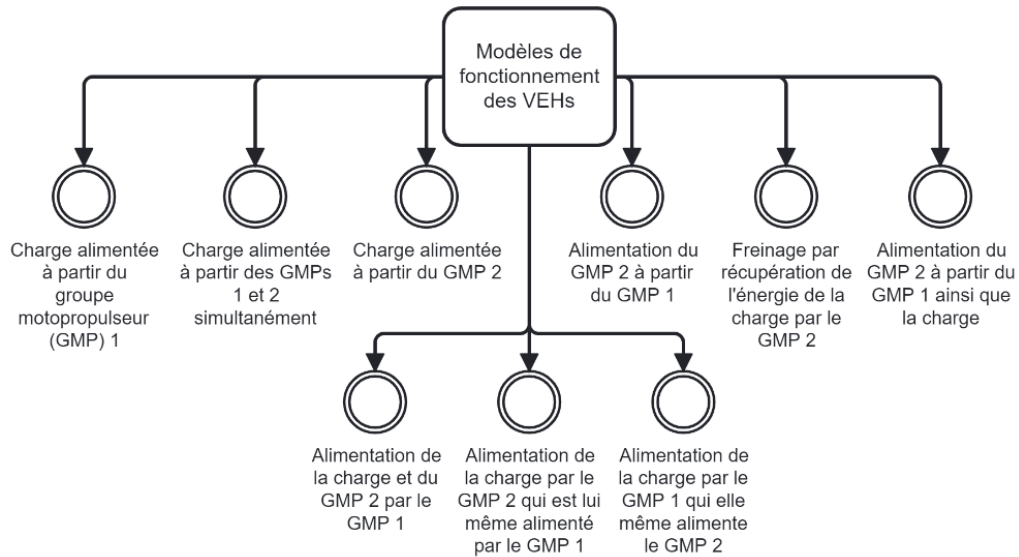


Figure 2 - Organigramme des différents modèles de fonctionnement des véhicules électriques hybrides

## II.2.2 Classification des véhicules hybrides

Les VEH peuvent être classés selon leurs niveaux d'hybridation en quatre types. Les principales caractéristiques de ces véhicules sont représentées au tableau ci-dessous :

Type de voiture hybride	Source d'énergie	Principe de fonctionnement	Gain en carburant sur cycles urbains	Exemples de véhicules
Micro Hybride	Fuel	<p>Système Stop &amp; Start :</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>-A l'arrêt du véhicule, le moteur thermique est arrêté.</li> <li>-Au démarrage, l'alternodémarrreur fournit une puissance supplémentaire au moteur thermique.</li> </ul>	5 à 10%	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Citroen C3</li> <li>-GM Saturn</li> <li>-Toyota Crown</li> </ul>
Hybride Doux	Fuel	Puissance supplémentaire fournie par le moteur électrique lors de l'accélération.	20 à 30%	<ul style="list-style-type: none"> <li>-Honda Insight</li> <li>-Honda Accord</li> <li>-Honda Civic</li> </ul>

Hybride	Fuel	Alterne les trois types de traction, selon l'accélération demandée et l'état de la batterie.	30 à 40%	-Clio E-Tech Renault -Ford e-Captur -Peugeot 3008 -Toyota Prius
Hybride rechargeable	Fuel + Source extérieure pour recharger la batterie	Alterne les trois types de traction, avec une plus grande capacité de batterie.	75%	-Captur E-Tech plug-in -Megane Berline E-Tech -Megane Estate E-Tech -Cruau Microbus -Daimler Chrysler Sprinter.

Tableau 1 - Récapitulatif des voitures hybrides existantes selon le degré d'hybridation [6] [7] [8]

### II.2.3 Architecture des véhicules électriques hybrides

L'architecture d'un véhicule électrique hybride est définie comme la manière dont le moteur électrique interagit avec le moteur à combustion interne [5]. Cette architecture affecte d'une manière directe l'efficacité énergétique du véhicule ainsi que son aptitude à fonctionner sur une grande plage de vitesse. Le choix de cette architecture nécessite donc une attention particulière dépendamment du cahier des charges fixées par l'utilisateur [9].

Topologie	Principe de fonctionnement	Avantages	Inconvénients	Exemples d'application
Série	-Utilisation d'une seule unité de propulsion qui est le moteur électrique. -Les moteurs électriques adaptés pour ce type de topologie doivent être efficaces dans leur zone de <b>puissance constante</b> . [6]	-0% d'émissions de CO2 en mode tout électrique  -Bon rendement énergétique en mode tout électrique en zone urbaine.  -Souplesse et réduction de bruit.  -Très bon contrôle du moteur thermique	-Coût élevé  -Faible rendement énergétique en zone extra-urbaine  -Problèmes liés à l'autonomie de batterie	-Renault Captur e-Tech PHEV -Volvo C90 T8 -Chevrolet Volt -Chrysler Pacifica -KIA Optima -BMW 330e -Porsche Cayenne SE -Audi A3 e-tron -Mercedes Benz C350e

Parallèle	-Utilisation de 3 modes de propulsion (thermique, électrique, thermique / électrique). -Nécessité d'une boîte à vitesse (2 topologies possibles ayant une influence sur les performances du moteur [9])	-Bon rendement énergétique quel que soit la zone  -Modes tout électrique et tous thermiques possibles	-Consommation élevée de carburant.  -Gestion délicate.  -Fonctionnement du moteur thermique pas toujours optimal  -Complexité des composants et des liaisons mécaniques	-Honda Civic  -Toyota Prius Hybride  -Toyota Camry Hybride  -Honda Insight  -Mercedes Benz S400
Compound	-Son fonctionnement combine les avantages des deux topologies précédentes, en ajoutant une génératrice couplée au moteur thermique pour l'alimentation du convertisseur d'EP. [9]	-Bon rendement énergétique.  -Tous les modes sont possibles (thermique, électrique, série, parallèle ou série-parallèle)  -Très bonne répartition de l'énergie	-Gestion très délicate.  -Couplage mécanique et implantation de composants très complexes  -Coût élevé	-Renault e-Tech hybride  -Audi Q5 hybride  -Volvo C30 hybride

Tableau 2 Classification des architectures des véhicules électriques hybrides [6] [7] [8] [9]

## II.3 Moteurs synchrones à aimants permanents IPM

Les moteurs synchrones à aimants permanents, également appelés « moteurs brushless », sont de plus en plus utilisés dans de nombreux domaines, spécialement dans l'industrie automobile, avec 70 % de la production européenne des moteurs montés sur les véhicules 100 % électriques en 2020, d'après une étude du cabinet Inovev [1].

L'augmentation de l'utilisation des MSAP est due à plusieurs facteurs :

- Sa capacité à fournir un rendement élevé qui peut atteindre 93%.
- Son efficacité énergétique.
- Sa compacité.

- Sa puissance massique élevée grâce à la capacité des aimants modernes à fournir une forte induction dans l'entrefer sous un faible volume ce qui n'est pas toujours possible avec un inducteur bobiné.

Ces moteurs peuvent être à flux radial (où les lignes de champ sont perpendiculaires à l'axe de rotation de la machine), ou à flux axial (où les lignes de champ sont parallèles à l'axe de rotation de la machine).

Durant notre étude, nous nous concentrons sur les moteurs synchrones à aimants permanents à flux radial, étant donné la structure de la machine de référence. Les différentes configurations rotoriques existantes pour ce type de moteurs sont montrées à la figure suivante :

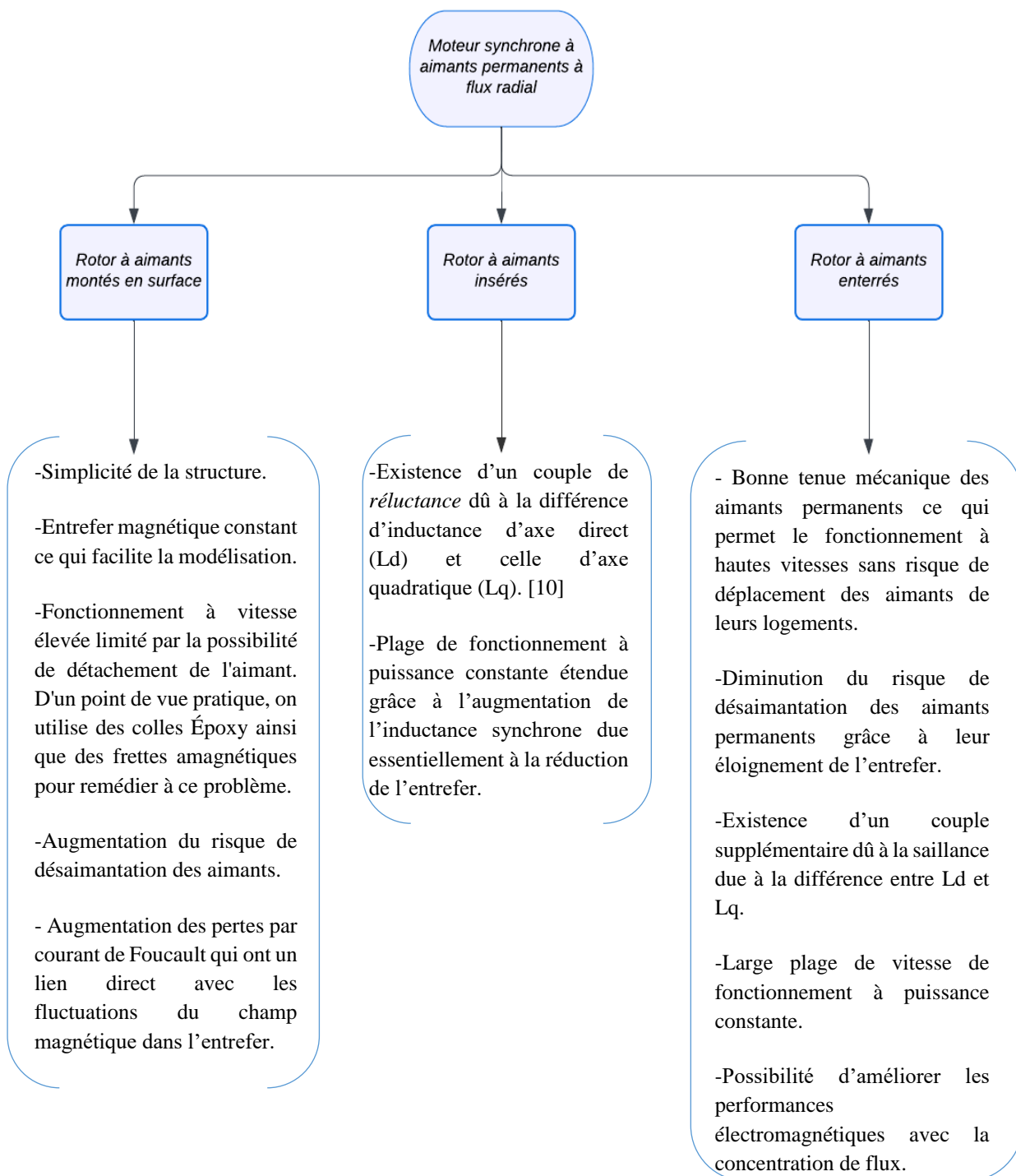


Figure 3 - Classification des structures rotoriques des moteurs synchrones à aimants permanents à flux radial

### II.3.1 Configurations rotoriques

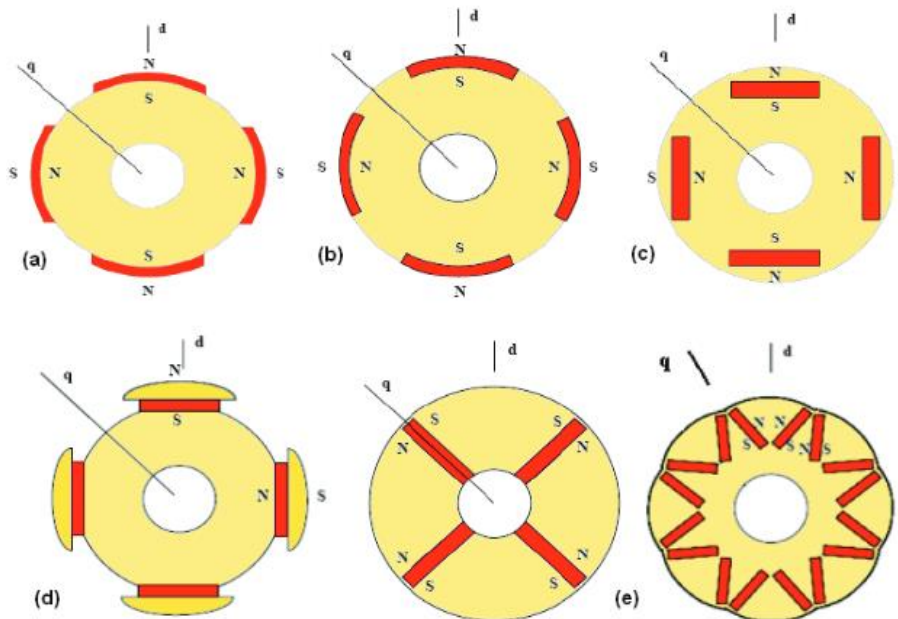
Le couple généré par les moteurs synchrones à aimants permanents se compose de deux composantes, à savoir le couple produit par l'interaction du champ magnétique créé par les aimants rotorique et celui créé par le bobinage statorique, et le couple de réluctance tel que le montre la formule ci-dessous [10] :

$$T = \frac{3}{2} \cdot p \cdot \Phi_m \cdot I_q - (L_q - L_d) I_q \cdot I_d \quad (\text{II-1})$$

- $p$  : Nombre de paires de pôles.
- $\Phi_m$  : Flux magnétique produit par les APs.
- $L_d, L_q$  : Inductances de l'enroulement statorique de l'axe d et q.
- $I_d, I_q$  : Courants d'axe d et q.

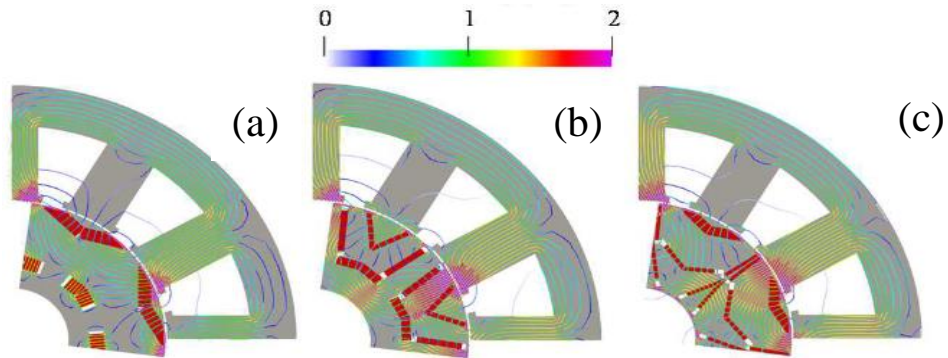
Cette expression démontre l'influence de la structure rotorique sur le couple développé au niveau de la zone utile (l'entrefer). Pour maximiser le couple, il faut donc miser sur l'optimisation de la structure rotorique de sorte à augmenter le couple saillance (ou de réluctance) ainsi que les dimensions géométriques de l'aimant pour augmenter le flux magnétisant  $\Phi_m$ .

#### II.3.1.1 Structures rotoriques existantes



Figures 4 - (a) Rotor à aimants montés en surface, (b) à aimants insérés, (c) à aimants enterrés, (d) à épanouissements polaires, (e) à flux concentré en I et en V [40]

Une optimisation de la configuration des aimants permanents IPM [11] montre que les configurations permettant d'atteindre les meilleures performances sont les suivantes :



Figures 5 Répartition de l'induction magnétique dans un huitième de machine synchrone à APs  
(a) - en V, (b) - en U, (c) - en Delta [11]

Il a été démontré que le couple moyen de la (Fig. 5 (b)) est le plus élevé, car en effet on constate que la concentration du flux au niveau de la zone utile est plus importante dans ce cas de figure, tandis que l'ondulation du couple de la (Fig. 5 (b)) est la plus faible. Cependant, au vu des contraintes liées au processus industriel de fabrication des moteurs, la structure de la figure 5 (a) peut s'avérer être une alternative satisfaisante d'autant plus qu'elle permet d'offrir une meilleure efficacité en limitant les courants de Foucault dans les tôles magnétiques.

### II.3.1.2 Exemples de configurations rotoriques existantes

Les configurations rotoriques de certaines MSAP de traction utilisées au niveau de VEH sont montrées au niveau de la figure suivante :

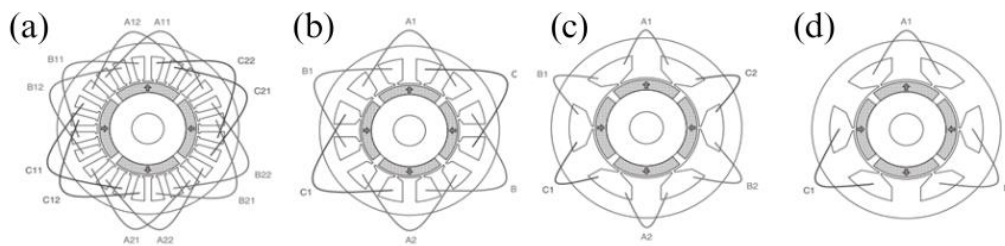


Figures 6 - Exemples d'applications des différentes configurations des rotors IPM existants [38]



## II.3.2 Configurations des bobinages statoriques

Les topologies d'enroulement statoriques peuvent être classées en quatre types, à savoir : Les enroulements distribués (Fig. 7 (a)) ; les enroulements concentrés - répartis (Fig. 7 (b)) ; les enroulements sans chevauchement (concentrique dentaires) à double couche ou toutes les dents sont enroulées (Fig. 7 (c)) ; ainsi que les enroulements sans chevauchement (concentrique dentaires) à couche unique (dents alternées (Fig. 7 (a))) [12]. Les enroulements superposés ont des têtes de bobines longues et un couple de réluctance élevé, tandis que les enroulements non superposés sont des bobines enroulées sur une dent individuelle et ont donc des têtes de bobines courtes mais généralement un couple de réluctance réduit. Les enroulements à extrémité courte entraînent une faible perte de cuivre, une longueur axiale plus courte, une densité de couple



Figures 7 -Configuration statorique à bobinage (a) Distribué (b) Concentré (c) Concentré à double couche (d) Concentré monocouche [12]

potentiellement élevée et un rendement élevé, en particulier lorsque la machine doit avoir une longueur axiale courte. [12]

### II.3.2.1 Avantages et inconvénients du bobinage dentaire

Dans notre étude nous mettons l'accent sur les enroulements concentrés c'est-à-dire le bobinage dentaire utilisé au niveau de la machine de référence.

#### II.3.2.1.1 Avantages

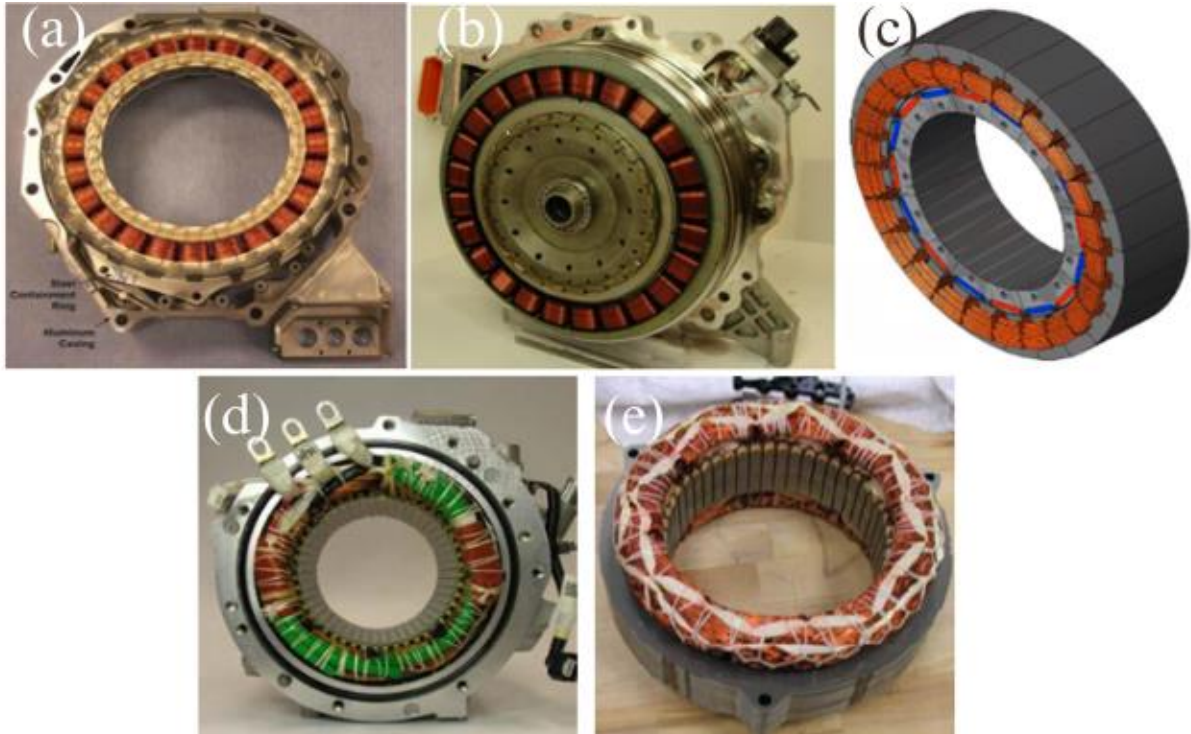
- Les pertes Joule sont plus faibles
- Forte capacité de dé-fluxage de la machine grâce à une inductance de phase plus élevée [13] [14] ce qui permet une meilleure rétention de flux.

#### II.3.2.1.2 Inconvénients

- Les pertes fer et les pertes dans les aimants sont importantes à cause du fort contenu harmonique de l'induction engendrés par la distribution spatiale du bobinage dentaire
- La variation des forces magnétiques auxquelles sont soumises les dents du stator qui sont dues aux harmoniques du champ magnétique.
- L'allure de la force contre-électromotrice est plus trapézoïdale que sinusoïdale ce qui peut affecter le rendement [13] [14].

### II.3.2.2 Exemples d'utilisation du bobinage dentaire et du bobinage distribué

On retrouve généralement deux types de bobinage au niveau des MSAP de traction : le bobinage dentaire, ainsi que le bobinage distribué. Les figures 8 (a), 8 (b) et 8 (c), représentent des bobinages dentaires tandis que les figures 8 (c), 8 (d), représentent des bobinages distribués.



Figures 8 (a) Honda Accord (b) Hyundai Sonata (c) Renault e-Tech (d) Nissan Leaf (e) Toyota Prius [37]

## II.3 Généralités sur les aimants permanents

Les aimants permanents sont des matériaux magnétiques durs capables de générer un champ magnétique stable et constant sur une longue période de temps. Contrairement aux aimants temporaires, ils ne perdent pas leur magnétisme une fois qu'ils ont été aimantés et ne nécessitent pas une alimentation externe. Au niveau de cette partie nous mettrons l'accent sur les propriétés du néodyme fer bore (utilisé au niveau de la machine de référence) ainsi que celles des aimants en nitrures de fer qui sont exploités durant notre étude.

### II.3.1 Caractéristiques des aimants permanents

Les aimants permanents sont caractérisés par l'induction magnétique rémanente  $B_r$  ; L'intensité du champ coercitif  $H_{cb}$  ; le champ coercitif intrinsèque  $H_{ci}$  ; L'énergie magnétique maximale par unité (produit énergétique  $(B.H)_{max}$  [15]). Ces paramètres caractérisent l'ensemble des performances magnétiques de chaque type d'aimant.

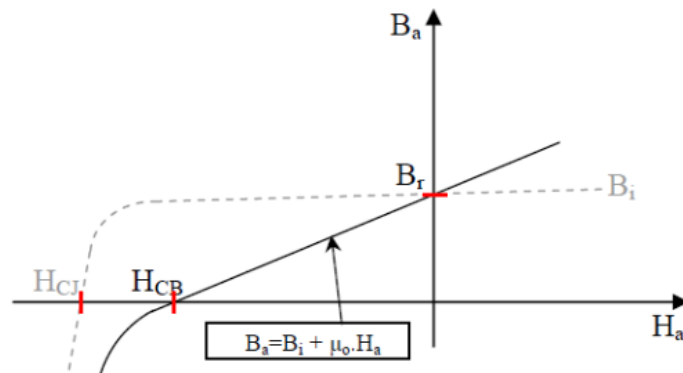


Figure 9 - Allure de la caractéristique de démagnétisation d'un AP (courbe continue) ; caractéristique de démagnétisation intrinsèque (courbe discontinue)

## II.3.2 Néodyme fer bore

Les terres rares sont un groupe de 17 éléments chimiques du tableau périodique. Leur extraction se fait principalement dans des gisements minéraux par des techniques minières traditionnelles. Ensuite, le minerai obtenu est traité pour isoler et purifier les différents éléments des terres rares. Ce processus peut être associé à des enjeux environnementaux et sociaux car cela entraîne des problèmes de pollution ainsi que des impacts sur les communautés locales. La recherche de pratiques d'extraction plus respectueuses de l'environnement devient un domaine d'intérêt croissant. En outre, les marchés des terres rares fluctuent suivant la demande et la dépendance de l'offre à un nombre très limité d'acteurs. La Chine occupe la première place dans la production mondiale de terres rares, elle est suivie par l'Australie et les États Unis.

Malgré ces contraintes et grâce à leurs propriétés physico-chimiques recherchées par les industriels, l'intérêt de leur utilisation ne cesse de croître. Plusieurs études prévoient que la production de VE/VEH dépassera les 60 millions d'unités par an d'ici 2030. Si 2 kg de matériau magnétique à base de Nd-Fe-B sont utilisés dans chaque véhicule, alors plus de 120 000 tonnes seront nécessaires pour cette seule application en 2030. [16] Parmi les aimants en terres rares les plus populaires, les NdFeB qui sont principalement composés de néodyme (Nd), de fer (Fe) et de bore (B), avec de faibles quantités d'autres éléments tel que le dysprosium (Dy) et le praséodyme (Pr) ajoutés pour améliorer leurs propriétés à des températures élevées. Ils présentent des propriétés magnétiques puissantes, avec un produit énergétique et une coercivité élevés. Cela leur permet de générer des champs magnétiques puissants et d'exercer une forte attraction magnétique.

L'aimant NdFeB est sensible à la corrosion en atmosphère humide, ce qui peut entraîner une dégradation plus ou moins rapide du matériau. L'aimant doit avoir un traitement sur la surface qui le protège. Deux revêtements sont disponibles en fonction de l'usage prévu et des spécificités de l'application.

- Revêtements métalliques (le plus souvent aluminium ou nickel) sont utilisables à haute température, mais présentent une sensibilité à la corrosion saline.
- Revêtements organiques (peintures, époxy) sont limités en température et sont plus sensibles aux rayures.

### Influence des performances de l'aimant sur le moteur

Les APs qui sont des parties actives responsables de la création du couple au niveau des MSAP ont une influence significative sur les performances de ces dernières, tel que le montre ce tableau :

<b>Performances de l'aimant</b>	<b>Influence sur le moteur</b>
Différents procédés de fabrication	⇒ Différentes formes possibles.
Grande disponibilité sur le marché.	⇒ Utilisable pour les applications nécessitant de grandes quantités d'aimant (automobile).
Conducteur.	⇒ Pertes par courant de Foucault
Faible résistance à la corrosion.	⇒ Revêtement nécessaire.
Sensibles au changement de température	⇒ Les performances du moteur se dégradent considérablement à haute température

Tableau 3 Influence des performances de l'aimant en NdFeB sur le moteur

### II.3.3 Nitrures de fer

Les aimants en nitrure de fer sont composés principalement de fer (Fe) et d'azote (N). Cet aimant suscite un intérêt croissant par les industries, non seulement pour son coût bas mais aussi de ses intéressantes propriétés magnétiques avec une induction rémanente (Br) pouvant atteindre 1.5T et un champ coercitif (Hc) d'environ 297 A/m [2] [3] [4].

Contrairement au néodyme fer bore, les nitrures de fer sont résistantes à la corrosion et donc ne nécessitent pas un revêtement, cette résistance est due à la présence de l'azote (N) dans la composition de l'aimant.

#### Influence des performances de l'aimant sur le moteur

Le fonctionnement du moteur est affecté par le type d'APs utilisé, ce qui donne une aperçu sur la durée de vie de ce dernier ainsi que des conditions favorables à son exploitation. Le tableau ci-dessous met en évidence l'influence des nitrures de fer sur les performances du moteur.

Performances de l'aimant	Influence sur le moteur
Coût bas	⇒ Réduction de coût du moteur
Caractéristique magnétique non-linéaire	⇒ Couple de détente élevé et génération d'ondulations de couple
Non conducteur	⇒ Réduction des pertes par courant de Foucault ⇒ Amélioration de l'efficacité du moteur
Bonne résistance à la corrosion.	⇒ Pas de revêtement nécessaire
Très bonne résistance la température	⇒ Les performances du moteur ne se dégradent pas à forte température

Tableau 4 - Influence des performances de l'aimant en FeN sur le moteur

### II.3.4 Comparaison entre le néodyme fer bore et les nitrures de fer

#### II.3.4.1 Propriétés

Afin de pouvoir interpréter les résultats obtenus lors de l'exploitation des nitrures de fer, une comparaison de leurs propriétés physiques et de leur coût est montrée au niveau du tableau ci-dessous :

Famille de l'aimant	Néodyme-Fer-Bore	Nitrure de Fer
Br (100°C)	1,35 tesla	1.44 tesla
Hc (100°C)	471000 A/m	297000 A/m
BHmax	51 MGOe	35 MGOe
Prix	45 [\$ /kg]	17-18 [\$ /kg]
Résistance à la corrosion	Faible	Elevée
Conductivité	Elevée	Faible

Tableau 5 – Propriétés physiques des APs en NdFeB et en FeN

### II.3.4.2 Influence de la température

On constate au niveau des figures 10 et 11 que la température affecte directement la rémanence (Br) et le champ coercitif (Hc) des nitrures de fer et du néodyme fer bore.

En ce qui concerne les nitrures de fer :

- L'augmentation de la température réduit l'induction rémanente (Br) de 6.66% entre 20°C et 100°C. Ce qui signifie que la force magnétique conservée par l'aimant diminue ainsi que l'induction produite au niveau de la zone utile.
- On remarque que la valeur du champ coercitif reste pratiquement constante (autour de 29500 A/m) en fonction de la température. Ceci implique que le risque de démagnétisation des nitrures de fer n'augmente pas à forte température ce qui constitue un atout majeur pour leur exploitation au niveau des machines électriques fonctionnant à haute température.

En ce qui concerne le néodyme fer bore :

- On constate une augmentation de l'induction rémanente pour des températures allant de 20°C à 40°C (température de fonctionnement optimale pour toutes les nuances de NdFeB). Au-delà de cette température, le Br diminue d'environ 20% entre 20°C et 100°C.
- Avec l'augmentation de la température, les particules magnétiques de l'aimant deviennent plus agitées, ce qui perturbe l'alignement des moments magnétiques et donc réduit l'induction rémanente. Ce qui signifie qu'à des températures élevées l'aimant en néodyme fer bore perd en son intensité d'aimantation et donc sa capacité à fournir la densité de flux magnétique dans l'entrefer diminue.
- Le champ coercitif diminue également avec l'augmentation de la température. Cela signifie que l'aimant devient plus susceptible de se démagnétiser à des températures plus élevées.

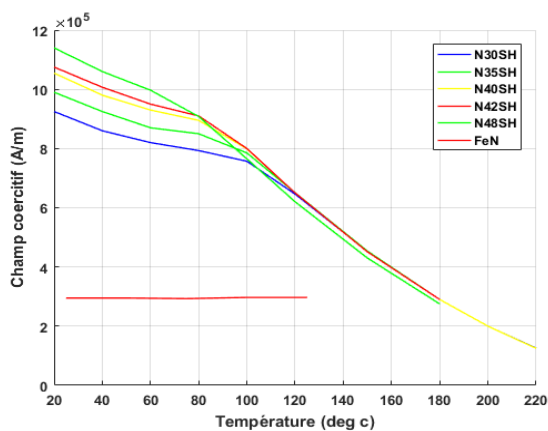


Figure 10 - Variation du **champ coercitif Hc** en fonction de la température pour les nitrures de fer (FeN) et différentes nuances de néodyme fer bore

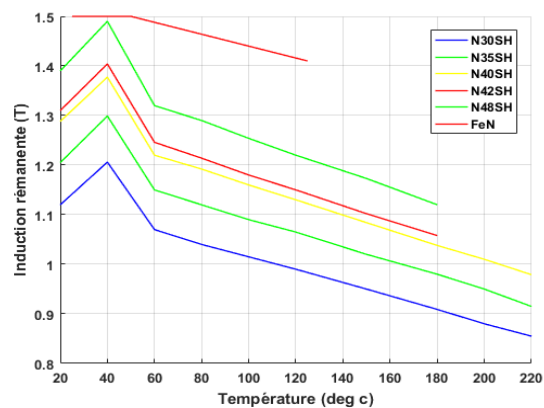


Figure 11 - Variation de l'induction rémanente Br en fonction de la température pour les nitrures de fer (FeN) et différentes nuances de néodyme fer bore

### II.3.5 Autres types d'aimants permanents

Nous pouvons constater que les ferrites présentent l'induction rémanente la plus faible (0.4 T) mais un champ coercitif relativement élevé, par rapport à celui des FeN.

D'autre part, l'AlNiCo-5 et l'AlNiCo-9 qui sont des APs populaires en raison de leurs propriétés magnétiques, de leur disponibilité, de leur faible coût mais aussi de leur résistance à la température possèdent un  $B_r$  de 1.05 et 1.25 respectivement. Seulement, ils présentent un faible champ coercitif, les rendant sensibles à la démagnétisation.

Le  $Fe_{16}N_2$  qui est une nuance de nitrures de fer synthétisé composé de fer et d'azote - deux éléments qui ont la particularité d'être disponibles puisqu'ils sont dépourvus de terres rares ce qui explique leur coût modéré- possède le  $B_r$  le plus élevé de tous les APs. Son  $H_c$  est supérieur à celui de l'AlNiCo mais inférieur à celui des ferrites et du NdFeB.

D'autre part, on constate que l'allure de la caractéristique des nitrures de fer et des AlNiCo est non-linéaire comparé à celle des NdFeB et des ferrites (dans ce quadrant de la caractéristique BH), ce qui sera traduit par des ondulations de couple lors de leur exploitation au niveau des moteurs électriques et nous le montrerons au niveau de notre étude.

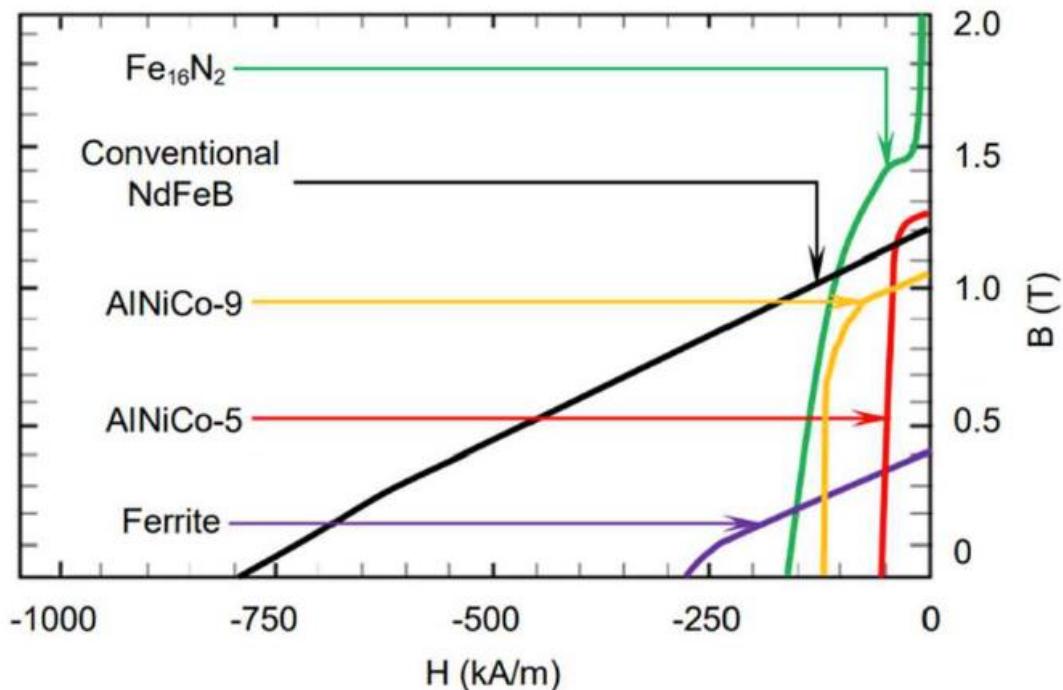


Figure 12 - Caractéristiques de démagnétisation de plusieurs types d'aimants. [2]

Après avoir mis en évidence une analyse des différentes courbes de démagnétisation des APs les plus populaires, nous allons aborder une comparaison de leurs différentes propriétés physiques, tel que le montre le tableau ci-contre :

Qualité	Type	Rémanence	Coercitivité1	Coercivité2	Produit énergétique	Densité	T <sup>a</sup> Curie	T <sup>a</sup> max
Symbole (unité)		Br (T)	Hcb (kA/m)	Hcj (KA/m)	BH max (KJ/m <sup>3</sup> )	Kg/ m <sup>3</sup>	(°C)	(°C)
Ferrites	Y10T	0,2	128-160	210-280	6,4-9,6	4,8	450	250
	Y30	0,38-0,40	167-215	-	26,3-29,5	4,5-4,9	450	250
	Y30BH	0,38-0,40	223-239	-	27,1-30,3	4,5-4,9	450	250
Neodymium	Nd35	1,17-1,21	860-899	>955	263-279	7,4-7,6	310	80
	Nd38	1,22-1,26	876-923	>955	287-302	7,4-7,6	310	80
	Nd35UH	1,17-1,21	860-907	>1990	263-279	7,4-7,6	350	180
Samarium	Sm1Co5	0,85-0,90	620-648	>1194	127-143	8,0-8,2	720	250
	Sm2Co17	1,00-1,10	653-717	>1194	183-223	8,2-8,4	825	350
Alnico	LNG-40	1,10-1,22	46-48		37-40	7,3	890	425
	LNG-44	1,20-1,24	48-52	>48	40-44	7,2-7,3	890	425
Bandes mg	CM1	0,16		95	99	7,5	450	80
	CM2	0,24	150	200	11	3,6-3,8	450	80
Nitrures de fer	-	1.4-1.5	295	298	278.53	-	-	300

Tableau 6 Tableau récapitulatif des propriétés d'une large gamme d'aimants [17]

L'un des paramètres prépondérants dans le cadre de l'objectif visé de la présente étude est le coût des APs utilisés au niveau des MSAP. Le tableau ci-après montre une comparaison des prix et des performances de différents APs

Matériau	$(B \cdot H)_{max}$ (kJ/ m <sup>3</sup> )	Prix moyen (\$/kg)	Densité- (kg/ cm <sup>3</sup> )	Prix moyen (\$/m <sup>3</sup> )	Rapport prix/performances (\$/J)
NdFeB	358	70	7500	525.5	1468
Ferrites	28	6.4	5000	32	1142
Bonded NdFeB	64	91	5100	464.1	7252
SmCo	199	95	8400	798	4010
AlNiCo	56	56	7300	408.8	7300
Nitrures de fer	278.53	17	6300	107	384

Tableau 7 Tableau récapitulatif des coûts de plusieurs types d'aimants [16]



On constate que les nitrures de fer possèdent le rapport prix/performances le plus bas ce qui les rend particulièrement adaptés pour la fabrication des moteurs.

## II.4 Conclusion

Cet état de l'art balaie plusieurs aspects de notre thème de projet de fin d'études. Il présente, dans une première partie, une approche générale où nous avons examiné en détails les avancées récentes dans le domaine des véhicules électriques hybrides. Puis, nous nous sommes progressivement approfondis dans les composants clés de ces derniers en passant par les différentes configurations des MSAP-IPM avant d'aboutir à une investigation sur les aimants permanents qui nous a permis d'analyser des stratégies de sélection de ces matériaux ferromagnétiques durs en fonction de leurs propriétés physiques ainsi que leur comportement à différentes températures.

# III. Chapitre 2 : Modélisation de la machine de référence et calcul de ses performances

## III.1 Introduction

Au cours de ce chapitre, nous exposons des notions fondamentales relatives au calcul EF sur le logiciel (FEMM) utilisé pour la modélisation de la machine de référence. Nous nous sommes par la suite consacrés à la modélisation de la machine ainsi qu'au calcul, analyse et interprétation de ces performances à travers des simulations par éléments finis, et ce pour plusieurs essais (à vide, en charge et sur le plan couple-vitesse) en plus d'une étude de démagnétisation de celle-ci pour deux positions du rotor dans le cas d'un court-circuit triphasé brusque à 125°C. Ceci nous a donc permis d'évaluer son couple à vide ainsi que celui en charge, la force contre électromotrice, et d'autres caractéristiques électromagnétiques. Une fois les performances analysées nous avons généré une cartographie couple-vitesse ainsi que son enveloppe pour évaluer le comportement de la machine à vitesse variable ainsi que sa capacité de dé-fluxage. Outre l'évaluation des performances, nous avons estimé le coût global de la machine étudiée en tenant compte de ces différentes parties actives. Cette évaluation nous permet de comparer ce dernier au coût obtenu lors de l'optimisation de la structure au cours du prochain chapitre.

## III.2 Méthode des éléments finis :

### III.2.1 Principe de base de la méthode des éléments finis :

La méthode des éléments finis est une approche numérique utilisée pour résoudre les équations aux dérivées partielles (EDP) associées à des conditions aux limites spécifiques.

Cette méthode consiste à diviser le domaine physique à traiter en plusieurs sous domaines appelés éléments finis. La solution recherchée est remplacée dans chaque élément par une approximation avec des polynômes simples et le domaine peut ensuite être reconstitué avec l'assemblage ou sommation de tous les éléments.

### III.2.2 Étapes de la méthode des éléments finis :

#### III.2.2.1 Discrétisation du domaine :

La première étape consiste à découper le domaine continu en un maillage discret composé d'éléments finis. Ces éléments peuvent être des triangles, des quadrilatères, des tétraèdres, des hexaèdres.

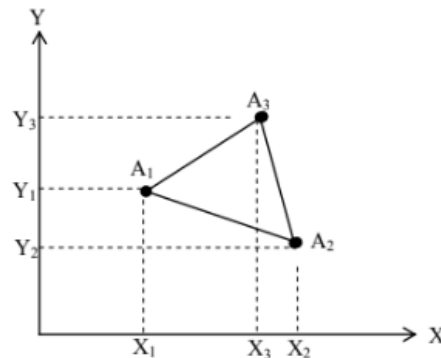


Figure 13 - Géométrie d'un élément fini

Pour notre étude on utilise un maillage de type triangulaire linéaire.

### III.2.2.2 Sélection d'un modèle d'interpolation :

Généralement, le modèle d'interpolation (ou approximation nodale par sous domaine) est pris sous la forme d'un polynôme et vise à approximer la valeur du potentiel vecteur magnétique en tout point de l'élément.

La fonction d'interpolation associée à cet élément est de forme :

$$A(X, Y) = aX + bY + c \quad (\text{III-1})$$

Ou a, b, c sont des coefficients qui dépendent des coordonnées des sommets du triangle.

### III.2.2.3 Formation des matrices élémentaires :

L'équation (III-2) peut s'écrire sous la forme matricielle suivante :

$$A(X, Y) = [X \ Y \ 1] \cdot \begin{bmatrix} a \\ b \\ c \end{bmatrix} \quad (\text{III-3})$$

L'application de cette équation aux trois nœuds du triangle nous amène au système matriciel :

$$\begin{bmatrix} A1 \\ A2 \\ A3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a \\ b \\ c \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} X1 & Y1 & 1 \\ X2 & Y2 & 1 \\ X3 & Y3 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{III-4})$$

La fonction d'approximation globale sur le domaine complet est définie à partir des valeurs des potentiels de chacun des trois sommets du triangle

$$A(x, y) = \sum_{i=1}^{i=3} [Ni(X, Y) \cdot Ai(X, Y)] \quad (\text{III-5})$$

Avec :

- $N_i(X, Y)$  les fonctions de formes,
- $D$  la surface du triangle.

$$N_1(X, Y) = \frac{1}{2.D} [(Y3 - Y2) \cdot (X2 - X) - (X3 - X2) \cdot (Y2 - Y)] \quad (\text{III-6})$$

$$N_2(X, Y) = \frac{1}{2.D} [(Y1 - Y3) \cdot (X3 - X) - (X1 - X3) \cdot (Y3 - Y)] \quad (\text{III-7})$$

$$N_3(X, Y) = \frac{1}{2.D} [(Y2 - Y1) \cdot (X1 - X) - (X2 - X1) \cdot (Y3 - Y)] \quad (\text{III-8})$$

La fonction d'approximation peut s'écrire sous la forme matricielle  $A(X, Y) = \langle N \rangle \cdot [A]$  III-9 )

Où :

- $[A]$  Le vecteur colonne dont les composantes sont les potentiels vecteurs magnétiques aux nœuds  $i = 1, 2, 3$
- $\langle N \rangle$  La matrice élémentaire pour chaque élément dont les éléments sont les fonctions de forme.

#### III.2.2.4 Assemblage du système d'équations :

Cette étape consiste à assembler les différentes matrices élémentaires  $\langle N \rangle$  de forme afin d'obtenir une matrice globale.

#### III.2.2.5 Application des conditions aux limites :

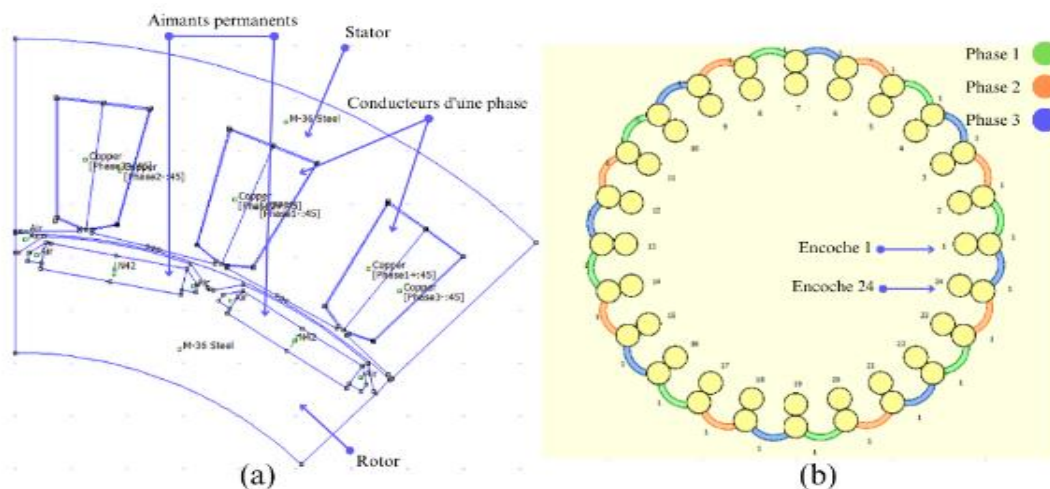
Les conditions aux limites sont définies sur la frontière du domaine. Afin de prendre en compte les contraintes ou les interactions avec l'environnement extérieur.

#### III.2.2.6 Résolution du système d'équations :

Une fois que toutes les conditions aux limites sont appliquées, le système d'équations est résolu numériquement pour obtenir la solution approximative.

### III.3 Présentation de la machine étudiée :

La machine étudiée (ou machine de référence) est la MSAP-IPM « 5-DH » du constructeur automobile Renault utilisée au niveau de la gamme de VEH e-Tech. Sa modélisation a été effectuée sous le logiciel de simulation par éléments finis « FEMM ».



Figures 14 - (a) Structure 2D d'un huitième de la machine de référence ; (b) Structure du bobinage statorique

Les données de la plaque signalétique sont montrées ci-dessous :

Symbole	Valeur	Description
P	40 kW	Puissance active de la machine
n	3000 tr/min	Vitesse de rotation nominale
Vdc	300 V	Tension continue (tension de la batterie)

Tableau 8 - Données importantes concernant la MSAP

### III.3.1 Description générale de la machine étudiée

La machine étudiée est une machine synchrone à aimants permanents insérés (IPM) en Néodyme Fer Bore (NdFeB). Le rotor possède 16 pôles magnétiques, ce qui correspond à 4 paires de pôles Nord-Sud. Le stator est à bobinage dentaire comportant trois phases décalées entre elles de 120° avec huit voies en parallèles, réparties sur 24 encoches. Ce qui implique la création de six (06) circuits (deux par phase) avec un conducteur allé et un conducteur retour pour chaque phase. Les spécifications en matière de géométrie et de matériaux utilisés sont résumées dans les tableaux qui suivent :

- A+/A- représente le conducteur aller et retour de la phase 1
- B+/B- représente le conducteur aller et retour de la phase 2
- C+/C- représente le conducteur aller et retour de la phase 3

### III.3.2 Paramètres de la machine étudiée

#### III.3.2.1 Géométrie :

Ci-dessous un tableau récapitulatif des paramètres géométriques de la machine de référence :

Symbole	Valeur	Description
$N_p$	16	Nombre de pôles
$N_d$	24	Nombre de dents au stator
$L_u$	60.14 mm	Longueur axiale de la machine
$D_{S-ext}$	262.6 mm	Diamètre extérieur du fer stator
$D_{S-int}$	190 mm	Diamètre intérieur du fer stator
$R_{r-ext}$	94.5 mm	Rayon extérieur du rotor
$R_{r-int}$	72 mm	Rayon intérieur du rotor
$E_{-mg}$	4.49 mm	Epaisseur des aimants permanents
$L_{-mg}$	25.6 mm	Largeur des aimants permanents

Tableau 9 Paramètres géométrique de la machine de référence

### III.3.2.2 Bobinage :

Les paramètres relatifs au bobinage statorique dentaire de la MSAP-IPM de référence sont présentés au niveau du tableau ci-dessous :

Symbole	Valeur	Description
<b>N<sub>s</sub></b>	45	Nombre de spires autour de la dent
<b>N<sub>vp</sub></b>	8	Nombre de voies en parallèles
<b>X+ (Ohms)</b>	3	Conducteurs allé
<b>X- (Ohms)</b>	3	Conducteurs retour

Tableau 10 Caractéristiques du bobinage de la machine

### III.3.2.3 Circuits :

Les paramètres spécifiés par le CDC relatifs aux circuits de la machine sont présentés ci-dessous :

Symbole	Valeur	Description
<b>R<sub>s</sub></b>	10mΩ	Résistance par phase à 20°
<b>F<sub>v</sub></b>	57 mWb	Valeur maximale du flux à vide
<b>I<sub>max</sub></b>	$\frac{300\sqrt{2}}{8}$ A	Courant maximal de phase

Tableau 11 Caractéristiques des circuits de la machine

### III.3.2.4 Matériaux utilisées :

Les matériaux utilisés issus de la librairie du logiciel FEMM sont au niveau du tableau ci-dessous :

Emplacement	Matériau	Symbole
<b>Bobinage</b>	Copper	Copper
<b>Aimants permanents</b>	Néodyme-fer-bore	N42
<b>Stator/rotor</b>	Acier	M-36 Steel
<b>Reste</b>	Air	Air

Tableau 12 Matériaux utilisés dans la machine de référence

### III.3.3 Présentation du logiciel utilisé (FEMM) :

Le logiciel utilisé au cours du présent projet de fin d'études est FEMM (Finite Element Method Magnetics). Il permet de résoudre des problèmes électromagnétiques en deux dimensions (2D) en utilisant la méthode des éléments finis et est divisé en trois modules : préprocesseur, processeur et post-processeur.

#### III.3.3.1 Préprocesseur :

Le préprocesseur de FEMM permet de créer et de paramétrer des modèles électromagnétiques en définissant les géométries, les matériaux, les conditions aux limites, le maillage, etc. Il permet également de configurer les paramètres de l'étude tels que la précision de calcul.

Les étapes suivies sont les suivantes :

##### III.3.3.1.1 Modélisation de la géométrie de la machine

La symétrie permet de limiter l'étude à un huitième de celle-ci ce qui permet la réduction du temps de calcul, mais aussi, l'amélioration de la précision de l'analyse. Cette valeur est obtenue en divisant l'ensemble de la machine par le plus grand diviseur commun entre le nombre d'encoches statoriques (24) et le nombre de pôles rotoriques (16) qui en l'occurrence est égal à 8. Un huitième est donc la plus petite région de la machine pouvant être analysée par symétrie.

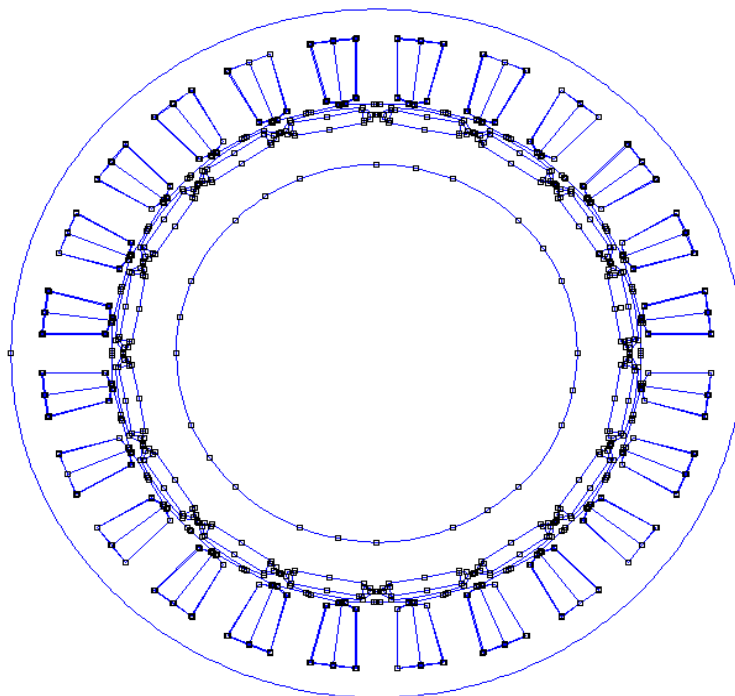


Figure 15 - Géométrie complète de la machine étudiée sous FEMM

### III.3.3.1.2 Spécification des matériaux utilisés

Le tableau ci-dessous illustre les matériaux utilisés en pratique sous le logiciel FEMM ainsi que leurs propriétés respectives spécifiées conformément au cahier des charges (CDC).

Emplacement	Matériaux spécifiés par le CDC	Propriétés des matériaux spécifiés par le CDC			Block Labels utilisés dans FEMM
		Capacité thermique (kJ/kg°C)	Conductivité thermique (W/m°C)	Densité spécifique (kgm <sup>3</sup> )	
Bobinage	Copper	0.38	360	8950	Copper
Aimants	Nd-Fe-B Magnet (NEOREC42SH)	0.42	30	8000	N42
Stator/rotor	Silicon Steel (Iron 235-35A)	0.49	20-30	7700	M-36 Steel
Reste	Air	1	0.025	1.2	Air

Tableau 13 Spécification des matériaux utilisés dans la machine de référence sous FEMM

### III.3.3.1.3 Introduction des propriétés magnétiques des différentes régions de la structure

Au niveau de cette partie, nous montrons la manière dont on introduit les matériaux au niveau du modèle FEMM de la MSAP.

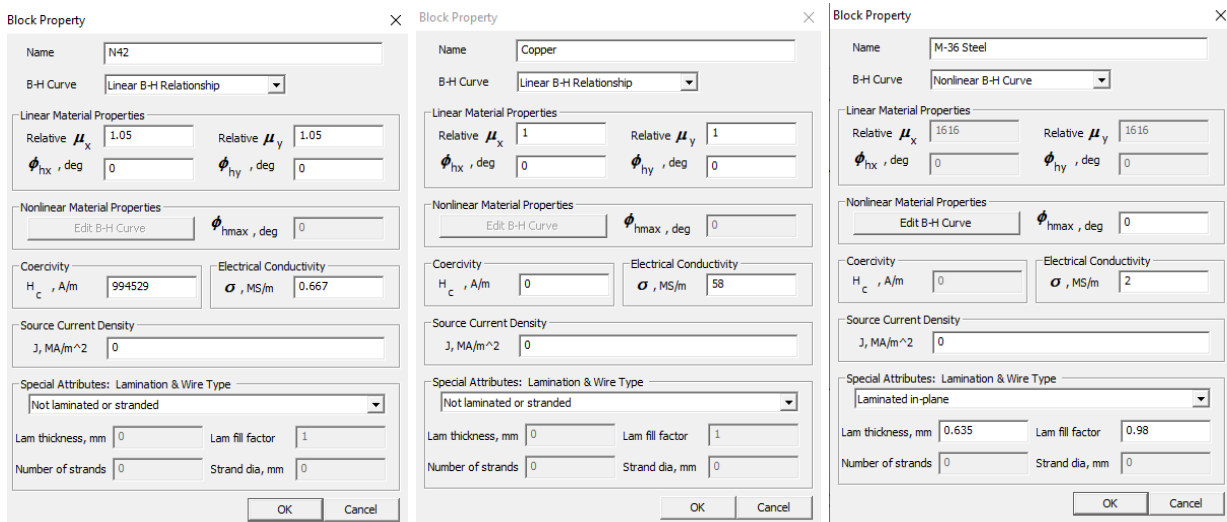


Figure 16 - propriétés magnétiques des différentes régions de la structure

### III.3.3.1.4 Création des circuits

Création de 6 circuits (deux par phase) avec un conducteur aller et un conducteur retour pour chaque phase, ce qui va nous permettre d'introduire différentes valeurs du courant afin d'évaluer les performances de la machine à travers différents essais.



### III.3.3.1.5 Définition des conditions aux limites

#### III.3.3.1.5.1 Condition de Dirichlet

Consiste à fixer une certaine valeur du potentiel vecteur magnétique  $A$  (et donc du flux  $\Phi$ ) au niveau d'un contour. Les lignes de champ (ou autrement dit les équipotentielles) seront donc parallèles voir tangentes à celui-ci.

Mathématiquement cette condition s'exprime :  $\Phi(r) = f(r)$  Avec  $r$  appartenant au contour.

On dit que la condition est homogène dans le cas où  $\mathbf{f}(\mathbf{r})=\mathbf{0}$  et non-homogène dans le cas inverse.

Dans le cas de notre étude, cette condition est appliquée au niveau du contour extérieur et intérieur de la machine tel que le montre la Fig.08 La valeur du potentiel magnétique est définie nulle ( $A = 0$ ) et le flux magnétique ne traverse pas cette frontière.

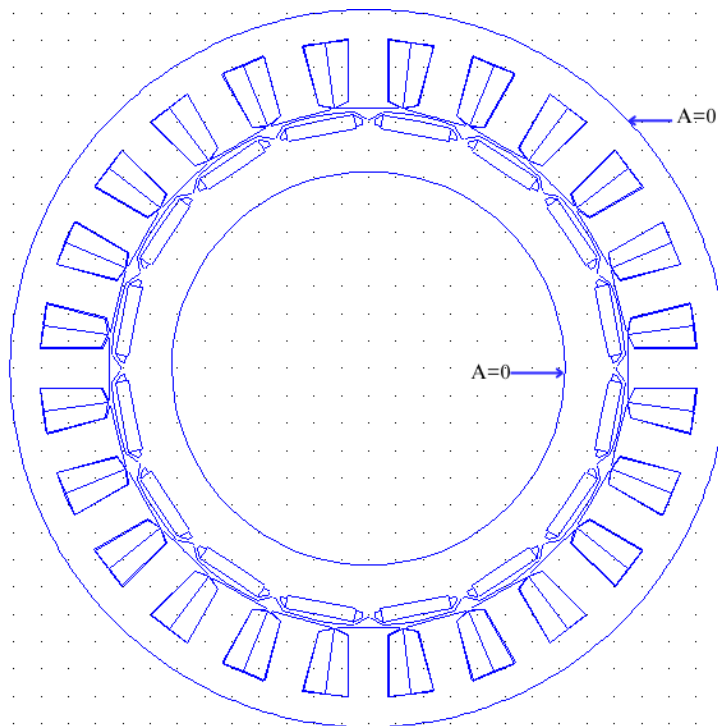


Figure 17 - Illustration de la condition aux limites au niveau de la machine étudiée

### III.3.3.1.5.2 Conditions de périodicité

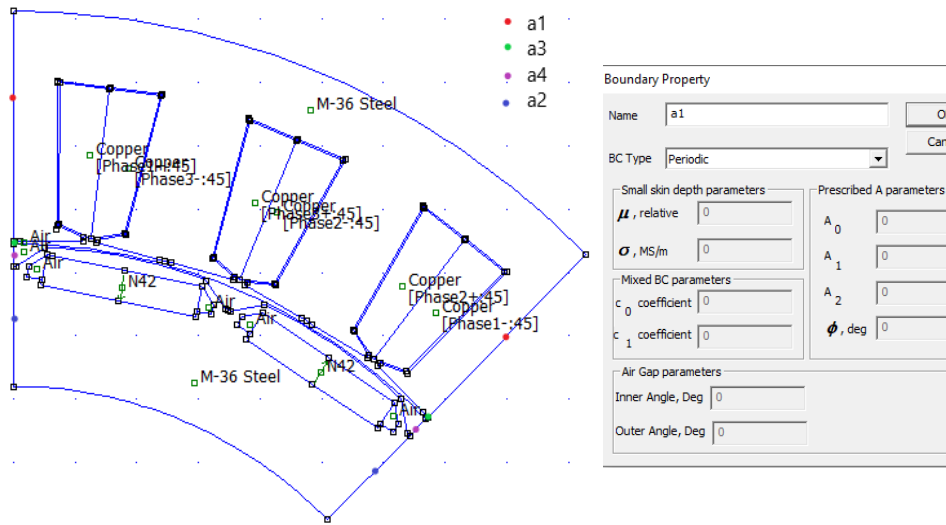


Figure 18 - Illustration des conditions de périodicité appliquées et de leurs emplacements

Les conditions de périodicité s'expriment mathématiquement :  $A(r, \theta) = A(r, \theta + 2 \cdot k \cdot \frac{\pi}{l})$  Avec :

- $l = \text{PGCD}(2p, \text{Nenc})$  ( $p = N^\circ$  de paires de pôles au rotor ;  $\text{Nenc} = \text{Nombre d'encoches au stator}$ ).
- $k$  : nombre entier

Ces conditions sont appliquées dans le cas où le nombre de pôles étudiés est pair (= 2 dans notre cas) (Dans le cas échéant nous appliquons des conditions **d'anti-périodicité**). [18]

Ces dernières doivent être appliquées à deux et seulement deux segments/arcs identiques par rapport à l'axe de symétrie de la portion étudiée.

Il est à noter que pour faciliter la rotation du rotor et permettre l'analyse de différentes positions il est nécessaire de créer deux nœuds au milieu de l'entrefer reliés par un arc de manière à ce que le rotor et le stator ne soient pas constamment liés. L'emplacement des conditions de périodicité (qu'on a nommé a1, a2, a3, a4) dans ce cas est illustré ci-dessous :

Lors de la rotation du rotor, à chaque itération nous retraçons l'arc au milieu de l'entrefer qui nous permettra de boucler le domaine d'étude en appliquant les conditions de périodicité.

### III.3.3.2 Processeur

Ce module est chargé d'effectuer une discrétisation du domaine en éléments finis pour obtenir des solutions numériques précises. Il effectue la résolution du problème défini sur chaque élément du maillage en effectuant des itérations jusqu'à atteindre la précision préalablement imposée par le préprocesseur.

### III.3.3.3 Post-processeur

Une fois les résultats déterminés par le processeur, le post-processeur de FEMM permet de visualiser ou de calculer des données relatives à la machine, à partir des valeurs du potentiel magnétique  $A$  en tout point du problème. Ces résultats sont obtenus par le calcul d'élément fini en effectuant des itérations jusqu'à ce que la précision spécifiée par le préprocesseur soit atteinte. Dans notre étude cette précision est égale à  $10^{-8}$  et est liée à la finesse du maillage (19978 nœuds pour le huitième de la machine, 127783 nœuds pour l'intégralité de la machine).

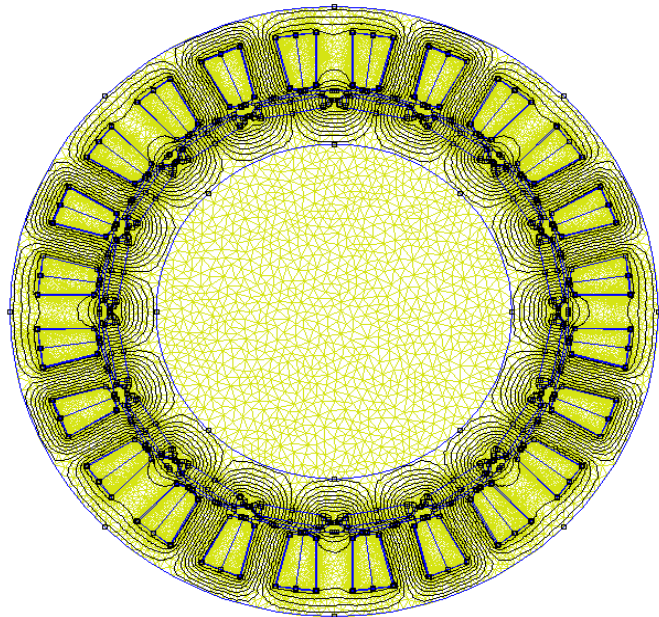


Figure 19 - Visualisation du maillage et des lignes de champ de la machine entière

Le premier résultat obtenu après le calcul EF est une information graphique sur la répartition des lignes de champs. Ceci nous permet de contrôler a priori la validité de la solution car dans un dispositif symétrique tel qu'une machine électrique, la solution doit elle aussi être symétrique.

Nous pouvons constater que les lignes de flux au niveau du huitième de la machine (Figure 20) traversent les segments latéraux exactement comme au niveau de la géométrie complète (Figure 19) grâce aux conditions de périodicité.

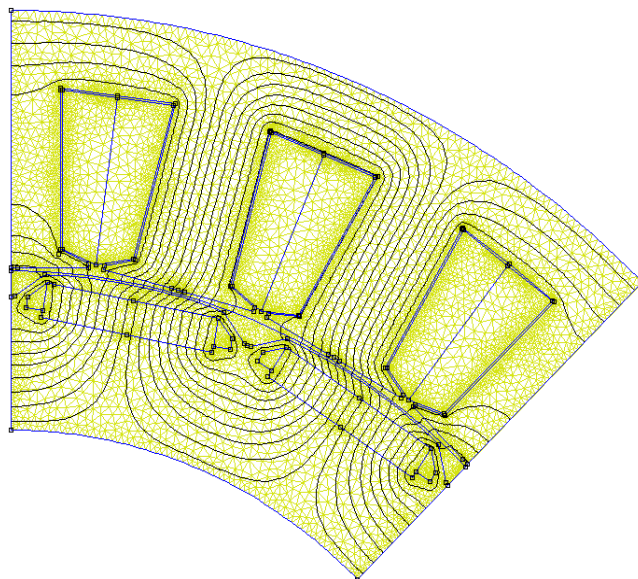


Figure 20 - Visualisation du maillage et des lignes de champ du huitième de la machine

De plus, au niveau des bridges des aimants nous remarquons des flux de fuite (les lignes se referment sur elles-mêmes).

#### III.3.3.3.1 Exemples de calcul direct des grandeurs

Il existe trois modes de calcul des grandeurs de base, à partir desquelles nous pourrions déduire le reste des performances. Il est à noter que dans le cas de l'étude d'une seule portion de la machine, il faut multiplier certaines grandeurs telles que le flux électromagnétique ainsi que le couple par le nombre de portions constituant la machine dans sa globalité.

Mode de calcul	Exemples de grandeurs calculées pendant l'étude
POINT	<ul style="list-style-type: none"> <li>• L'induction (<math> B </math>, <math>B_x</math>, <math>B_y</math>)</li> <li>• Le champ magnétique (<math> H </math>, <math>H_x</math>, <math>H_y</math>)</li> </ul>
CONTOUR	<ul style="list-style-type: none"> <li>• L'induction normale <math>B_n</math></li> <li>• Le champ magnétique tangentiel <math>H_t</math>,</li> <li>• Le carré du module de l'induction magnétique <math> B_n ^2</math></li> <li>• Le couple</li> </ul>
BLOC	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Énergie magnétique</li> <li>• Le volume du bloc</li> <li>• La force magnétomotrice et le couple électromagnétique</li> </ul>

Tableau 14 Mode de calcul des grandeurs calculées pendant l'étude.

### III.3.3.4 Couple électromagnétique par tenseur des contraintes de Maxwell

Il est intéressant de noter que les propriétés magnétiques des matériaux sont influencées par les grandeurs mécaniques ce qui est communément connu sous le nom de « Couplage magnéto mécanique » qui met en jeu les propriétés de magnétostriction du matériau. Ces effets sont généralement négligés lors du calcul du couple par TCM mais représentent en réalité une source de dégradation des propriétés magnétiques des matériaux en particulier lors des opérations d'usinage et de mise en forme. [19]

Le TCM est un tenseur du second ordre dont la valeur des neuf composants est définie à partir de la valeur des composants du champ magnétique. En négligeant la magnétostriction il s'écrit [20]:

$$\vec{T} = \mu \begin{pmatrix} H_x^2 - \frac{H^2}{2} & H_x \cdot H_y & H_x \cdot H_z \\ H_x \cdot H_y & H_y^2 - \frac{H^2}{2} & H_y \cdot H_z \\ H_z \cdot H_x & H_z \cdot H_y & H_z^2 - \frac{H^2}{2} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} T_{xx} & T_{xy} & T_{xz} \\ T_{yx} & T_{yy} & T_{yz} \\ T_{zx} & T_{zy} & T_{zz} \end{pmatrix} \quad (\text{III-10})$$

Tel que :

- x, y et z constituent un repère orthonormé.

$$H^2 = H_x^2 + H_y^2 + H_z^2 \quad (\text{III-11})$$

- $\mu$  La perméabilité du milieu considéré

A partir du TCM nous pouvons déduire les forces et les couples totaux  $F$  et  $\Gamma$  s'exerçant sur un système électromagnétique au travers d'une surface  $S$  entourant totalement le système considéré de volume  $V$  tel que :

$$\vec{F} = \iiint \vec{f} \cdot dv = \iint \vec{T} \cdot \vec{n}_s \cdot d\vec{s} \quad (\text{III-12})$$

$$\Gamma = \iiint (\vec{f} \times \vec{r}) \cdot d\vec{v} = \iint (\vec{T} \times \vec{r}) \cdot \vec{n}_s \cdot d\vec{s} \quad (\text{III-13})$$

Tel que :

$$\vec{r} = \begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix}$$

La force de Lorentz  $f$  par unité de volume est exprimée par :  $\vec{f} = \vec{j} \times \vec{B} = \frac{d\vec{F}}{dv} [v/m^3]$  III-14)

D'autre part :

$$\vec{j} = \overrightarrow{\text{rot}} \vec{H} \quad (\text{III-15})$$

$$\vec{B} = \mu \vec{H} \quad (\text{III-16})$$

$$\Rightarrow \vec{f} = \mu \overrightarrow{\text{rot}} \vec{H} \times \vec{H} \quad (\text{III-17})$$

On cherche à écrire  $f$  sous la forme suivante :

$$f = \text{div}(\vec{T}) \quad \text{III-18}$$

$$\Rightarrow F = \iiint f \cdot dV = \iiint \text{div}(\vec{T}) \cdot dV \quad \text{III-19}$$

En appliquant la formule d'Ostrogradsky on obtient :

$$F = \oiint T \cdot dS \quad (\text{III-20})$$

Donc :

$$F_x = \iint \vec{T}_x \vec{n} dS \quad \text{III-21}$$

$$F_y = \iint \vec{T}_y \vec{n} dS \quad (\text{III-22})$$

$$F_z = \iint \vec{T}_z \vec{n} dS \quad (\text{III-23})$$

$$\text{Avec : } \vec{T}_x = \begin{pmatrix} T_{xx} \\ T_{yx} \\ T_{zx} \end{pmatrix}; \vec{T}_y = \begin{pmatrix} T_{xy} \\ T_{yy} \\ T_{zy} \end{pmatrix}; \vec{T}_z = \begin{pmatrix} T_{xz} \\ T_{yz} \\ T_{zz} \end{pmatrix}$$

Le couple en appliquant la formule (III-12) s'exprime alors comme suit :

$$\Gamma = \iint (\vec{T} \times \vec{r}) \cdot \vec{n}_s \cdot d\vec{s} \quad \text{III-24}$$

Tel que :  $\vec{T} \times \vec{r} = \begin{vmatrix} \vec{i} & \vec{j} & \vec{k} \\ T_x & T_y & T_z \\ x & y & z \end{vmatrix} = \Gamma_x \cdot \vec{i} + \Gamma_y \cdot \vec{j} + \Gamma_z \cdot \vec{k}$

Avec :

$$\Gamma_z = \iint (\vec{T}_x \cdot y - \vec{T}_y \cdot x) \cdot \vec{n} \cdot dS \quad \text{III-25)$$

On considère un calcul en 2D ( $e \ll R$ ,  $e \ll L_u$ ) dans ce cas la densité de courant ainsi que le potentiel vecteur magnétique A ont une seule composante suivant z [6].

$$\vec{j} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ J_z \end{pmatrix}, \vec{A} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ A_z \end{pmatrix}$$

Et donc le couple lié au potentiel vecteur  $\vec{A}$  :  $\vec{\Gamma} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \Gamma_z \end{pmatrix}$

Après le passage aux coordonnées cylindriques avec :

$$x = R \cos(\theta), y = R \sin(\theta), \vec{n}_s = \begin{pmatrix} \cos(\theta) \\ \sin(\theta) \\ 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \vec{i} \\ \vec{j} \\ \vec{k} \end{pmatrix}$$



Figure 21 - Illustration graphique des grandeurs géométriques dans une machine électrique

L'expression du couple et du couple volumique devient alors :

$$\Gamma_z = R^2 L_u \int_0^{2\pi} H_t B_n d\theta \Rightarrow \frac{\Gamma}{V} = 2 \cdot H_t \cdot B_n = 2\sigma_t \quad \text{(III-26)}$$

$\sigma_t = H_t B_n$  : Contrainte superficielle tangentielle

$V = \pi R^2 L_u$  : Volume délimité par la surface S

Le couple volumique est équivalent à une pression sur le plan physique, et il doit être optimisé sous des contraintes données (souvent thermiques). Pour l'augmenter il faut agir sur  $H_t$ ,  $B_n$ , ou les deux.

$H_t$  Est produit par les courants qui sont la cause des pertes par échauffement d'où la nécessité d'un système de refroidissement (dans le cas de la machine étudiée un système de refroidissement à eau) ( $H_{tmax} = 5 * 10^4$  A/m pour un système de refroidissement ordinaire)

$B_n$  Est produit par l'inducteur. La limitation de cette grandeur est liée au problème de saturation dans les matériaux magnétiques ( $B_{n\text{entrefer}} = 1T$ )

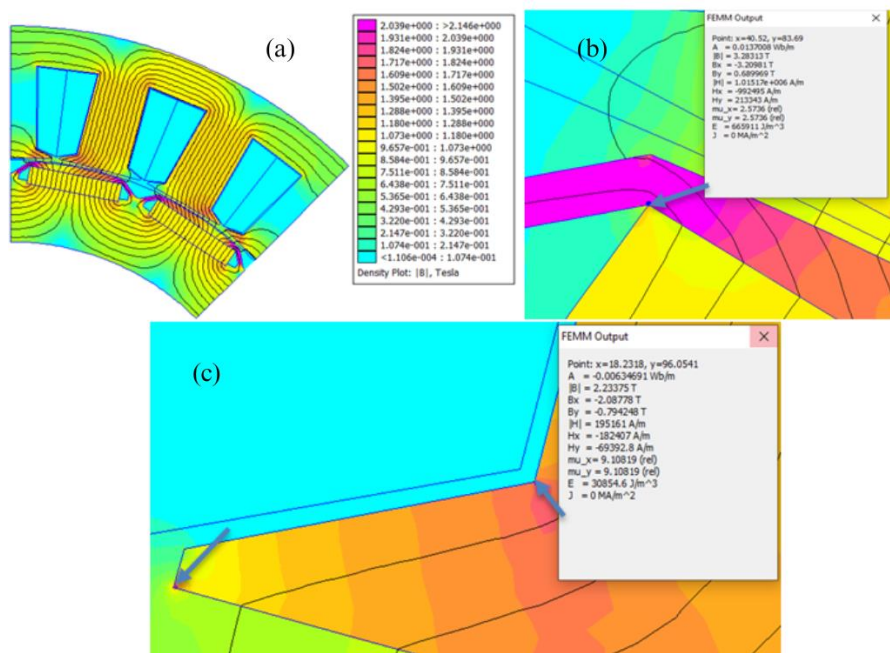
Ainsi dans les conditions normales nous avons  $\frac{\Gamma}{V} = 2\sigma_t = 10^5 \left[ \frac{N}{m^2} \right]$  soit l'équivalent de 1 Bar en pression ce qui est relativement faible comparé à la pression produite par un système hydraulique [4]

### III.4 Calcul des performances de la machine référence :

#### III.4.1 Performances à vide (Sans alimenter le stator) de la machine de référence (moteur 5DH)

##### III.4.1.1 Résultats graphiques

##### III.4.1.1.1 Induction magnétique B



Figures 22 (a) induction magnétique au niveau d'un huitième de la machine, (b) Zoom sur l'angle interne d'un bridge d'un aimant permanent, (c) Zoom sur les parties saturées d'une dent statorique.

- Observations, remarques et interprétations :

On observe des valeurs élevées de l'induction magnétique au niveau de certaines zones de la machine, il s'agit surtout des zones pointues (Figures b et c) telles que les angles internes des bridges des aimants et les pointes des dents statoriques.

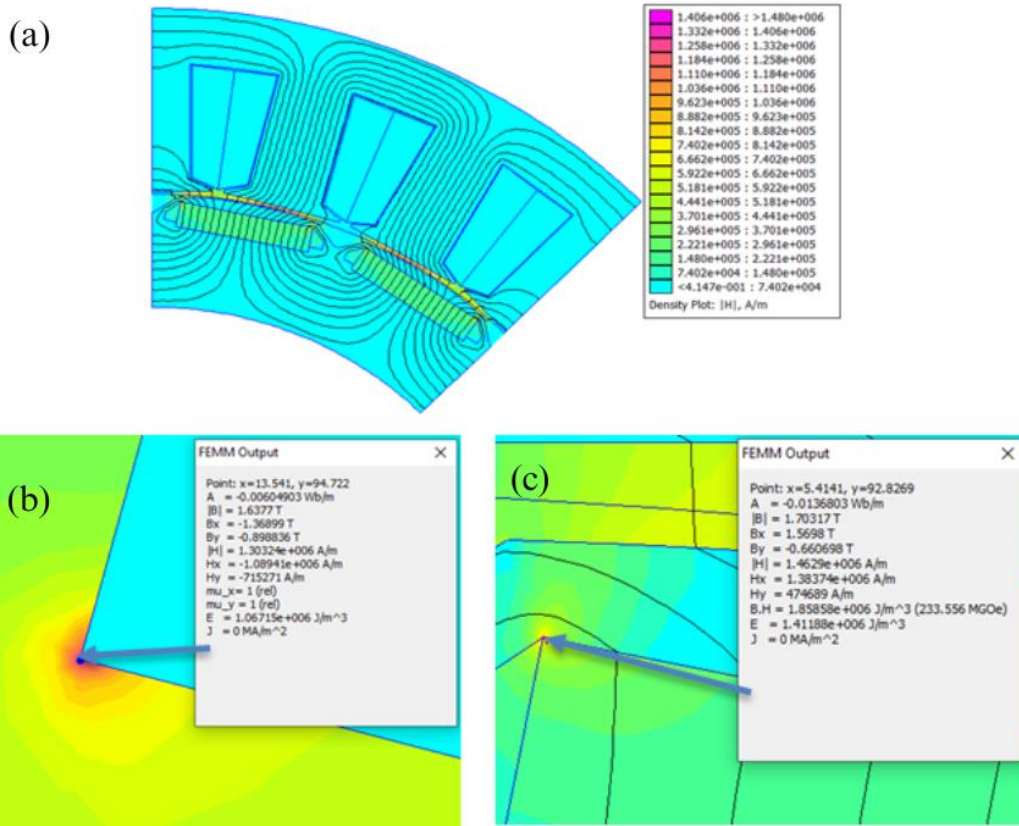
Ceci est dû à une concentration des lignes de champ impliquant une augmentation du flux magnétique, causant ainsi la saturation du matériau. La perméabilité relative n'est plus constante et elle augmente ce pourquoi l'induction augmente aussi. Cette saturation entraîne d'importantes pertes par courant de Foucault, et diminue l'efficacité énergétique de la machine

Parmi les solutions permettant d'éviter ce problème :

- Choix des matériaux magnétiques : Avec des propriétés de saturation élevées tels que le silicium, le cobalt et le nickel qui ont des propriétés de saturation plus élevées que le fer.
- Modification de la géométrie de la machine : Pour réduire les concentrations de flux magnétique dans les endroits pointus. Par exemple, arrondir les coins ou les bords de la machine pour répartir le flux magnétique de manière plus uniforme.
- Choix approprié de la forme et de la taille des aimants : En utilisant plusieurs aimants plus petits plutôt qu'un seul grand aimant on peut réduire la densité de flux magnétique dans les bridges et éviter la saturation.
- Utilisation de matériaux à faible perméabilité magnétique pour les bridges tels que l'acier inoxydable, pour éviter la saturation magnétique prématurée.



### III.4.1.1.2 Champ magnétique



Figures 23 : (a) Visualisation du champ au niveau d'un huitième de la machine, (b) Zoom sur l'angle interne de l'aimant, (c) Zoom sur l'angle externe de la dent statorique.

#### - Remarques, observations et interprétations

Tout comme pour l'induction, nous pouvons constater l'importance du champ magnétique au niveau des endroits pointus de la machine (Figures 10 b et c).

En effet si l'on revient à la forme intégrale du théorème d'Ampère :

$$\oint \vec{H} \cdot d\vec{l} = H \cdot l = \sum N \cdot I = Fmm \text{ (Force magnétomotrice)} \quad \text{III-27}$$

Ainsi que la loi d'Hopkinson qui stipule que :

$$Fmm = \mathcal{R}_t \cdot \Phi \quad \text{(III-28)}$$

$$\Rightarrow H = \frac{\mathcal{R}_t \cdot \Phi}{l} \quad \text{(III-29)}$$

Tel que :  $\mathcal{R}_t = \mathcal{R} + \mathcal{R}'$

$\mathcal{R}$  : Réluctance du tronçon du circuit magnétique non-polarisé =  $\frac{l}{\mu \cdot S}$

$\mathcal{R}'$  : Réluctance du tronçon du circuit magnétique polarisé sous l'effet des lignes de champ

On constate que le champ magnétique est pratiquement inversement proportionnel à la section du circuit magnétique qui est très faible au niveau des pointes. Ce qui est une des raisons pour lesquelles le champ est élevé à ce niveau.

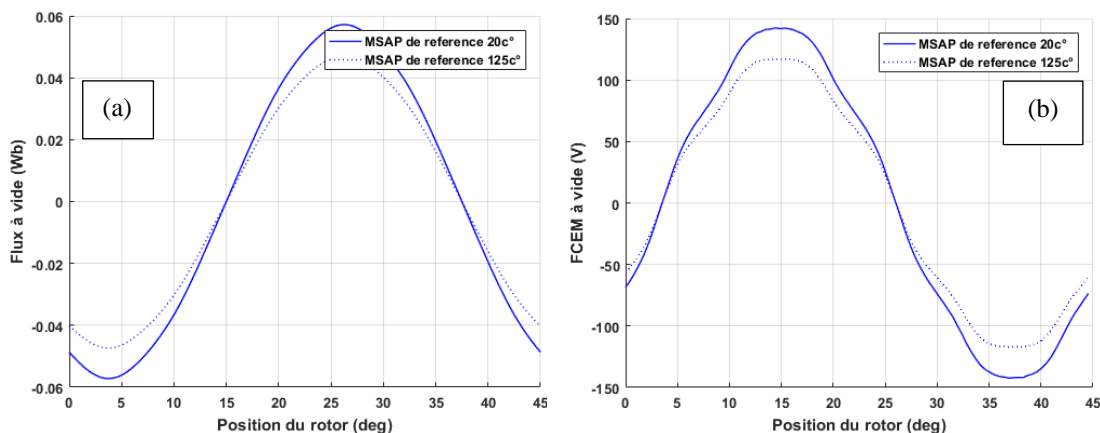
### Conclusion

Les circuits magnétiques polarisés peuvent donc finalement être utilisés pour contrôler la saturation magnétique.

Il faudrait déterminer la direction et l'intensité optimale du champ magnétique polarisant dépendamment de la géométrie et des propriétés du matériau du circuit magnétique. Puis ajouter une source de champ de manière à générer le champ magnétique polarisant dans la zone où la saturation magnétique est un problème.

#### III.4.1.2 Autres résultats

##### III.4.1.2.1 Flux et Force contre-électromotrice



Figures 24 - (a) Tracé du flux à vide de la MSAP de référence, (b) Tracé de la force contre électromotrice

#### - Observations

La Figure 7 présente les formes d'ondes de la FCEM et du flux à vide produites par la machine de référence et ce, à deux températures des aimants (20°C et 125°C).

On observe une diminution dans l'amplitude maximale des deux ondes, de 17.8% pour la FCEM et de 17.13% pour le flux en raison de l'influence de la température de 20°C à 125°C. Cette baisse est due à l'altération des propriétés magnétiques (Br, Hc) des APs en NdFeB qui sont sensibles à la variation de température (voir Chapitre I.3.2)

### III.4.1.2.2 Couple de détente

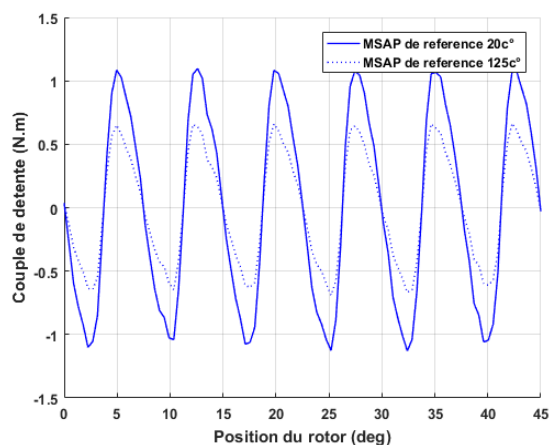


Figure 25 - Tracé du couple de détente de la MSAP de référence en fonction de la position du rotor

#### - Remarques et observations

On obtient un couple de détente maximal égal à 1.1 N.m pour une température de 20°C.

De manière similaire à la FCEM et au flux, suite à l'augmentation de la température de 20 °C à 125 °C, on constate une dégradation du couple de détente d'environ 39.42%, comme le montre la Fig. 25.

#### - Interprétations

Le couple de détente est une grandeur due à la variation de la réluctance entre les aimants rotoriques et les dents statoriques (indépendamment des courants). Tandis que les ondulations de couple sont générées par le champ de réaction [21] et par les interactions entre le courant d'alimentation et le reste des éléments magnétiques. Ces deux grandeurs sont indésirables au niveau des moteurs électriques de traction car elles causent du bruit et des vibrations lors de l'exploitation.

Pour minimiser le couple de détente, on procède par la modélisation analytique du problème et à l'optimisation de la conception [22]. Il est à noter que cela ne diminue pas forcément les vibrations du couple qui peuvent augmenter dépendamment du champ d'armature.

La structure du stator de la machine étudiée est à enroulement concentré et à fentes fractionnaires. Il a été démontré que ce type de moteurs peut avoir un couple de détente minimal par rapport à un moteur à aimant permanent avec une combinaison de fentes intégrales avec des enroulements distribués. [21]

Cependant, la probabilité d'une forte ondulation du couple est élevée dans le cas de la combinaison à fentes fractionnaires en raison des harmoniques de la force magnétomotrice provenant des enroulements du stator.

On remarque aussi que la courbe du couple de détente est pointue pour les positions angulaires rotoriques multiples de 2.5 degrés, ce qui coïncide avec les positions des points de forte saturation magnétique. En effet cette saturation engendre du bruit magnétique du même ordre de grandeur que le couple de détente, ce qui rend le calcul EF difficile.

Comme précédemment vu au chapitre1, les aimants permanents en NdFeB utilisés dans notre machine de référence sont affectés par la variation de la température. Lorsque leur température augmente, la force contre-électromotrice et, par conséquent, le couple électromagnétique sont réduits en raison de la réduction de la rémanence de l'aimant. [23]

### III.4.2 Performances en charge de la machine de référence

Le stator est alimenté par une source de courant triphasé :

$$I_a(t) = I_{max} \cdot \sin(\omega t)$$

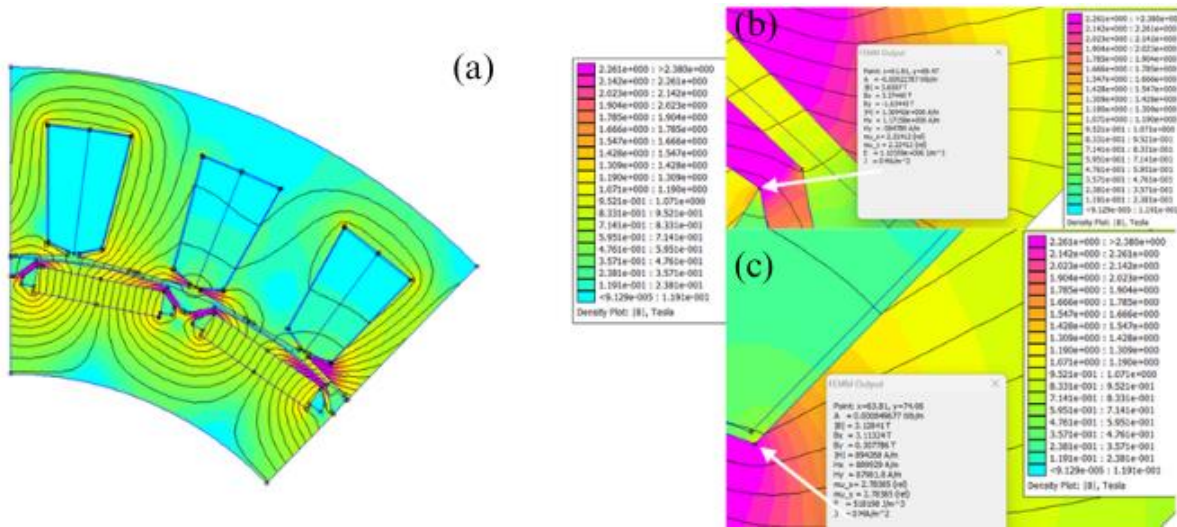
$$I_b(t) = I_{max} \cdot \sin(\omega t - 120^\circ)$$

$$I_c(t) = I_{max} \cdot \sin(\omega t - 240^\circ)$$

Il est important de noter que notre structure est composée de 8 voies en parallèles. Le courant max est donc divisé par 8 :  $I_{max} = \frac{300\sqrt{2}}{8} A$

### III.4.2.1 Résultats graphiques :

#### III.4.2.1.1 Induction magnétique :



Figures 26 (a) induction magnétique au niveau d'un huitième de la machine, (b) Zoom sur l'angle interne d'un bridge d'un aimant permanent, (c) Zoom sur les parties saturées d'une dent statorique.

#### III.4.2.1.2 Champ magnétique

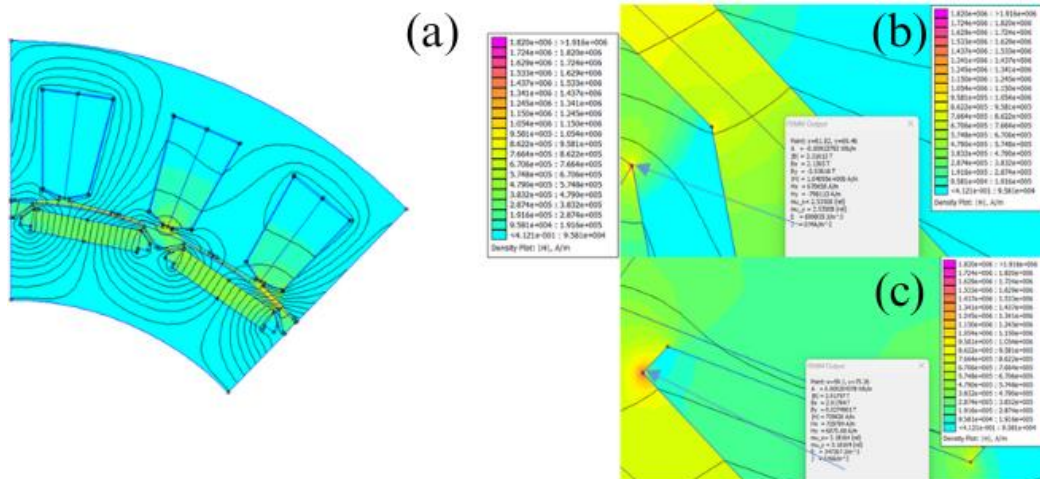


Figure 27 - (a) Visualisation du champ au niveau d'un huitième de la machine, b) Zoom sur l'angle interne de l'aimant, (c) Zoom sur l'angle externe de la dent statorique.

#### - Observations

On constate de fortes valeurs de l'induction au niveau des pointes des dents statoriques ainsi que les ponts (plus communément appelés «bridges») des aimants permanents. Ce qui induit la saturation des matériaux ferromagnétique doux à ce niveau et donc la naissance de pertes fer d'où la nécessité d'effectuer un feuilletage des tôles magnétiques qui doivent être revêtues d'une couche d'isolation pour minimiser les courants de Foucault. En termes de champ magnétique, nous pouvons observer des valeurs élevées au niveau de la zone utile, mais aussi au niveau des APs (Aimants Permanents). Ce phénomène n'est pas problématique dans la mesure où le champ

coercitif ( $H_c$ ) des APs est assez élevé pour écarter le risque de démagnétisation. Dans le cas de la MSAP de référence (moteur 5-DH de la Mégane e-tech) le champ au niveau des APs varie entre  $2.74 \cdot 10^5 A/m$  et  $3.567 \cdot 10^5 A/m$  tandis que le champ coercitif du NdFeB (N42) utilisé est de  $9.94529 \cdot 10^5 A/m$

### III.4.2.2 Autres résultats

#### III.4.2.2.1 Influence du déphasage sur le couple électromagnétique

Pour le calcul du couple électromagnétique nous avons d'abord étudié l'influence du déphasage du courant d'alimentation sur le couple moyen produit par la machine.

On remarque que la valeur du couple moyen la plus élevée est atteinte pour un déphasage de 350 degrés. En effet, cela représente l'angle de rotation permettant de caler l'axe inter polaire du rotor sur l'axe de la phase 1 ce qui permet une interaction maximale entre les champs magnétiques du stator et du rotor. Si l'axe inter polaire n'est pas calé sur l'axe de la phase 1, il y aura un déphasage entre les champs magnétiques du stator et du rotor, ce qui réduit considérablement le couple produit par la machine.

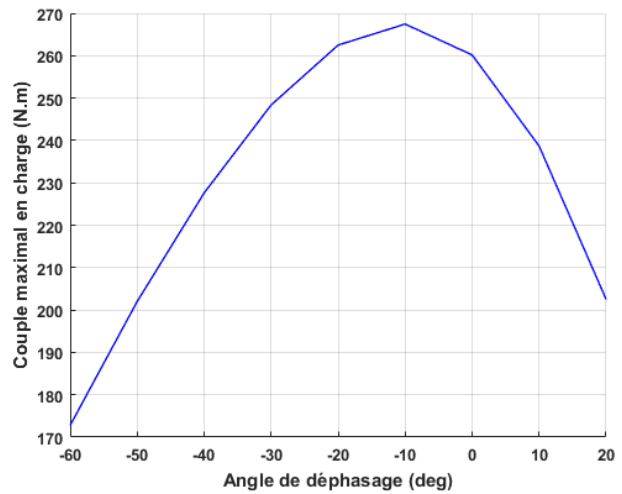


Figure 28 - Variation de la valeur moyenne du couple produit par la machine en fonction du déphasage

#### III.4.2.2.2 Couple maximal en charge pour un déphasage de 350°

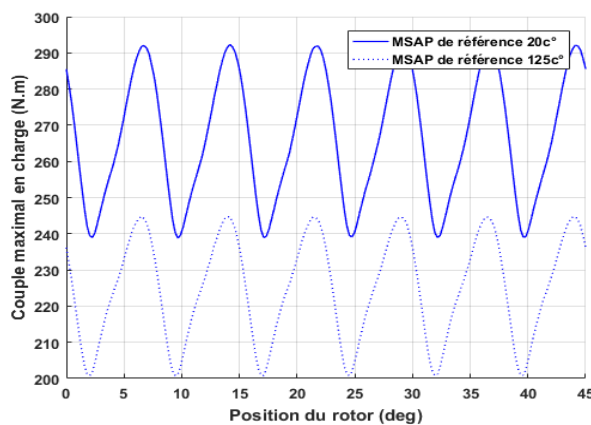


Figure 29 - Tracé du couple en charge en fonction de la position du rotor

### - Observations

On obtient un couple moyen de 267 N.m ce qui constitue l'objectif à atteindre après exploitation des nitrures de fer dans le prochain chapitre.

On observe des ondulations de couple avec un rapport crête à crête de 19%, ce qui est relativement élevé.

## III.5 Cartographies sur le plan couple-vitesse de la machine de référence

La cartographie sur le plan couple-vitesse d'un moteur fait référence à la représentation graphique ou numérique des performances du moteur (couple/vitesse) en fonction des paramètres (courant/déphasage).

Elle peut être utilisée afin d'identifier les plages de régime où le moteur produit le couple maximum, ce qui est crucial pour les performances de la voiture. De plus, elle peut servir à déterminer la plage de régime idéale pour obtenir une consommation de carburant optimale.

### III.5.1 Balayage sur courant/déphasage (contrôle MTPA)

La stratégie de contrôle MTPA (Maximum Torque Per Ampere) consiste à réguler le courant d'excitation du moteur et son déphasage, pour maintenir le flux magnétique à un niveau optimal permettant de générer le couple maximum avec une consommation de courant minimale tout en respectant les limites admissibles de la force contre-électromotrice qui ne doit pas dépasser la tension d'alimentation. Cela permet d'exploiter au mieux les capacités du moteur et d'améliorer son rendement global.

Cette étape cruciale consiste à faire varier 2 paramètres (à savoir : le courant max d'alimentation ainsi que le déphasage) et à tirer le **couple** de sortie (N.m) ainsi que le **flux** électromagnétique (Wb).

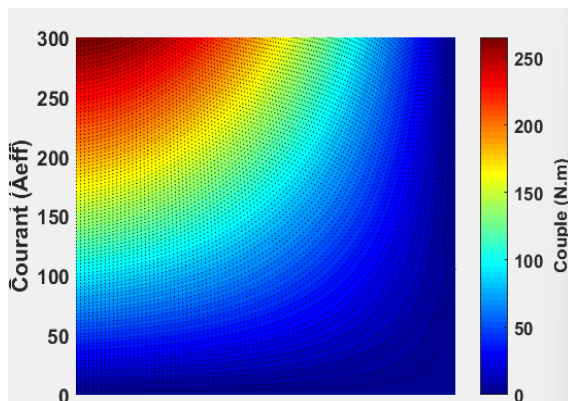


Figure 30 - Valeurs du couple électromagnétique pour différentes valeurs du courant max et du déphasage

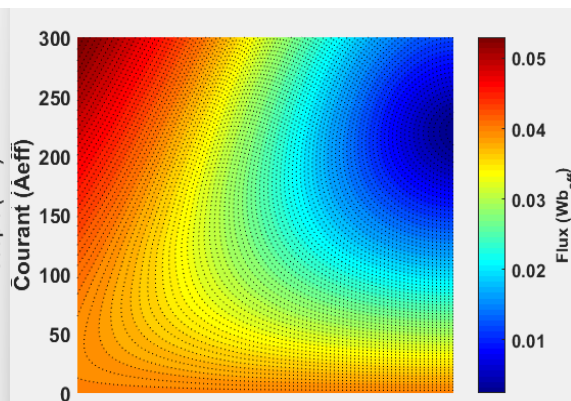


Figure 31 - Valeurs du flux magnétique pour différentes valeurs du courant max et du déphasage

On constate que le flux magnétique diminue par augmentation de l'angle de déphasage (20° :60°) pour un courant d'alimentation compris entre 100A et 300A. Tandis que le couple électromagnétique maximal est obtenu pour des courants proches de 300 A et des angles de déphasages situés au voisinage de -10 degrés.

### III.5.1 Génération des cartographies sur le plan couple-vitesse

#### III.5.1.1 Méthode d'affaiblissement du flux (dé-fluxage) :

Afin d'atteindre des vitesses de rotation élevées au-delà de la vitesse de base sans dépasser la tension d'alimentation, on a utilisé la méthode du dé-fluxage qui consiste à ajuster les valeurs du courant et du déphasage de sorte à ne pas violer les limites admissibles de la force contre-électromotrice. Nous allons à présent énumérer le principe du programme utilisé (Annexe 1) :

Soient les matrices T2 (couple) et F2 (flux) issues du balayage courant (j) déphasage(k) dont les éléments sont respectivement : T2 (j, k) et F2 (j, k).

La force contre-électromotrice associée à un flux F2 pour une vitesse i donnée, un courant j, et un déphasage k, s'exprime comme suit :

$$\begin{aligned} \text{Voltage}(j, i) &= F2(j, k) \cdot \sqrt{2} \cdot 2 \cdot \pi \cdot \text{Vit}(i) \cdot \frac{P}{60} + 0.01 \cdot C2(j, 1) \cdot \sqrt{2} \\ &= F2(j, k) \cdot \sqrt{2} \cdot 2 \cdot \pi \cdot \text{Vit}(i) \cdot \frac{P}{60} + \text{chute de tension due au PJ} \end{aligned}$$

Avec : C2 (j, 1) : Vecteur contenant les valeurs du courant balayées(

La vitesse de base (à partir de laquelle la FCEM dépasse la tension d'alimentation) pour un courant

$$j \text{ donné s'exprime comme suit : } V_{base}(j) = \frac{\frac{V_{dc}}{\sqrt{3}}}{F(j, k=1) \cdot \sqrt{2} \cdot 2\pi}$$

Pour cela, nous avons généré un programme MATLAB interagissant avec FEMM, ainsi qu'un programme annexe pour le traitement des données collectées et leur interpolation. L'intérêt de cette étape est donc de déterminer les valeurs du courant et du déphasage permettant d'obtenir un flux électromagnétique optimal qui nous permettra d'avoir un couple maximal tout en respectant les contraintes liées à la tension (nécessité de garder une force contre-électromotrice égale à la tension d'alimentation) lors de la variation de vitesse.

Le flux de référence associé à une vitesse i est calculé de cette manière :

$$\text{Phi}(i) = \frac{\frac{V_{dc}}{\sqrt{3}} - 0.01 \cdot 300 \cdot \text{sqrt}(2)}{2 \cdot \pi \cdot \text{freq}(i)} \quad \text{Avec : } \text{freq}(i) = \text{Vit}(i) \cdot \frac{P}{60}$$



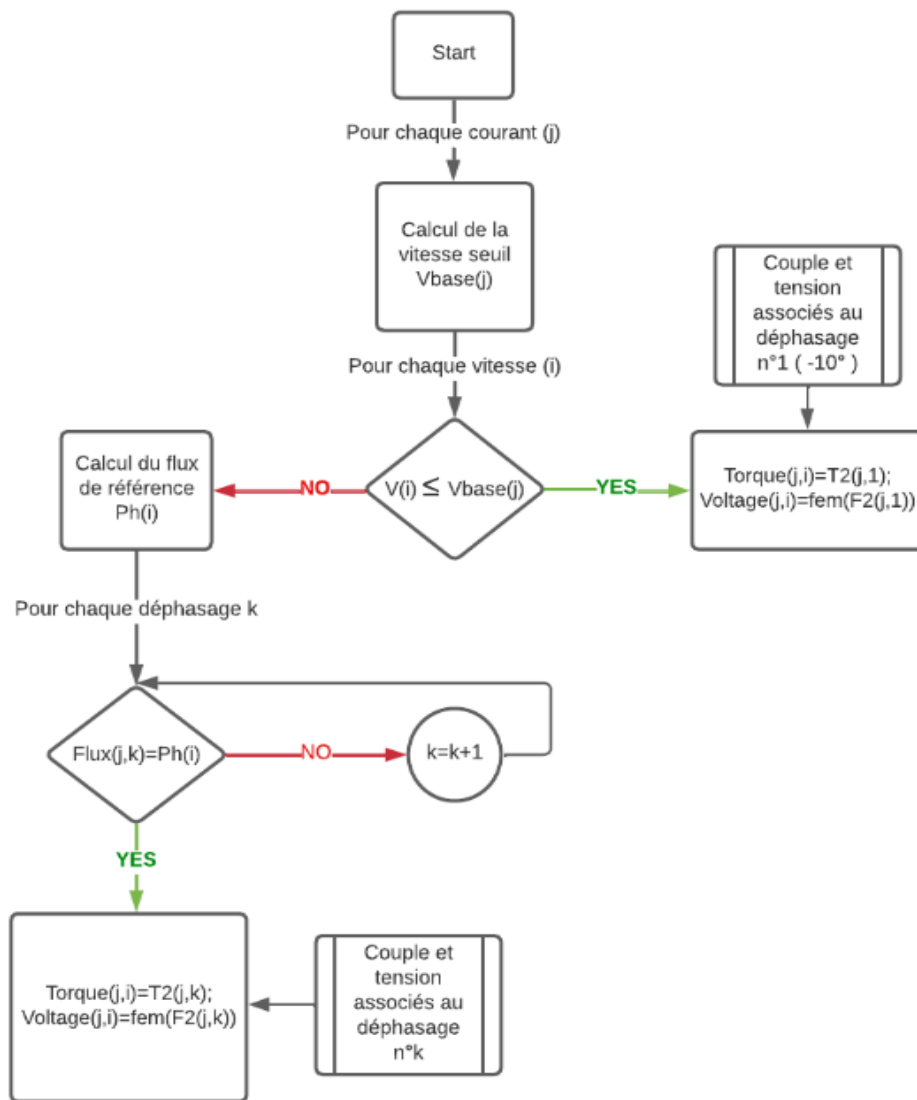
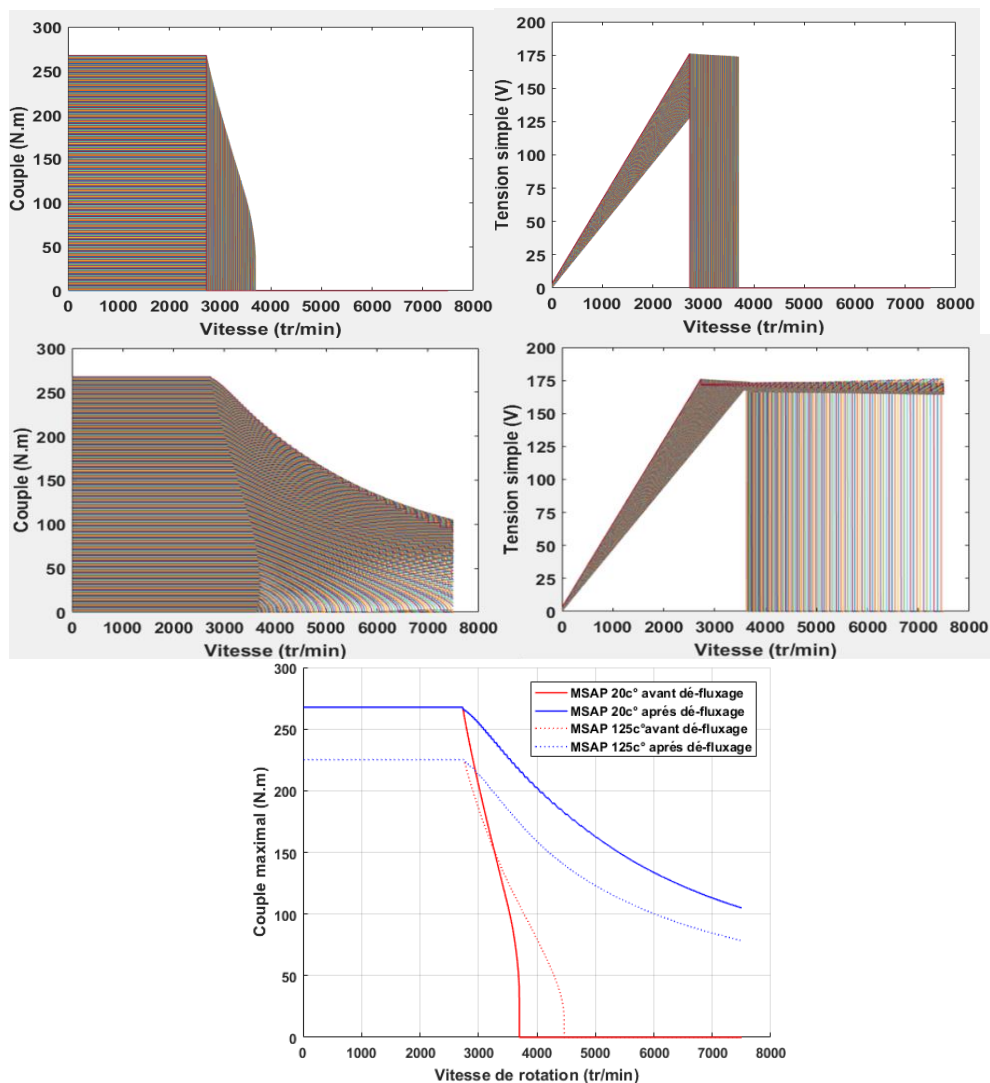


Figure 32 - Schématisation de l'algorithme de dé-fluxage utilisé

### III.5.2 Résultats du dé-fluxage

En faisant varier la vitesse de rotation de la machine de référence nous avons tiré les variations du **couple électromagnétique** ainsi que de la **tension simple (f<sub>cem</sub>)**. Lorsqu'aucun contrôle du flux n'est appliqué, on constate qu'au-delà de 3800 tr/min, le couple ainsi que la tension s'annulent. Effectivement au-delà de cette valeur, la force contre-électromotrice dépasse la tension d'alimentation ce qui va à l'encontre du principe de fonctionnement de base d'un moteur synchrone.

$$f_{cem} = -\frac{d\Phi}{dt} = -\frac{d\phi}{d\theta} \cdot \frac{d\theta}{dt} = -\frac{d\phi}{d\theta} \cdot \omega$$



Figures 33 – Pour différents courants d'alimentation/déphasages (a), (b) Allure du couple et de la FCEM avant dé fluxage. -(d), (e) Allure du couple et de la FCEM après dé fluxage.-(c) Enveloppe couple max, vitesse avant et après dé fluxage pour deux températures (20°C, 125°C)

## Remarques

- On observe que sans l'utilisation de la méthode de dé-fluxage la vitesse de rotation maximale que peut atteindre la machine de référence à 20°C est 3700tr/min. Au-delà de cette valeur, la tension simple (force contre-électromotrice) dépasse la tension d'alimentation.
- Le dé-fluxage nous a permis d'élargir la plage de variation de la vitesse de rotation de la machine de référence de 49.33%.
- En termes de l'influence de la température, nous pouvons observer qu'une augmentation de 20°C à 125°C, engendre une diminution du couple électromagnétique maximal d'environ 15.1%.
- Interprétations
- Quand la température augmente, la force contre-électromotrice et, par conséquent le couple électromagnétique maximal sont réduits en raison de la réduction de la rémanence de l'aimant. [23]. De plus, la résistance électrique des enroulements statoriques augmente proportionnellement avec l'augmentation de la température, par conséquent les pertes joules augmentent.
- À basse vitesse, le courant est relativement élevé, ceci contribue à l'augmentation des pertes par effet Joule dans le moteur IPM [24]
- Lors du dé-fluxage, au-delà de la vitesse de base qui est autour de 3000 tr/min, plusieurs valeurs du déphasage sont utilisées (qui sont différentes du déphasage optimal), par conséquent l'axe q (axe inter polaire) ne sera plus calé sur l'axe direct (axe de la phase 1). Etant donné que le courant d'axe direct produit un flux de sens opposé à celui créé par les APs, ceci va engendrer une diminution du flux inducteur total. En maintenant la tension constante, cette opération permet d'augmenter la vitesse. [9]

## III.6 Essai de démagnétisation statique

Un aimant permanent est doté d'une force magnétique permanente sans nécessiter une alimentation électrique. Cependant, sous certaines conditions telles que l'augmentation de la température au-delà de la température de Curie, le choc mécanique, ainsi que l'application d'un champ inverse externe dépassant le champ coercitif, il est possible que ce dernier perde -de manière partielle ou totale- son aimantation.

Le présent essai consiste à simuler un court-circuit triphasé brusque au niveau des enroulements statoriques ce qui constitue le cas de figure le plus défavorable pouvant avoir lieu au niveau de la machine. L'objectif est d'étudier la résistance des aimants permanents à la démagnétisation due au champ magnétique induit par le courant de court-circuit. Ce risque est inversement proportionnel à l'importance du champ coercitif du matériau ferromagnétique dur utilisé (AP).

### III.6.1 Etapes suivies :

- Fixation d'une limite inférieure du champ magnétique (voir Fig.37) égal au champ coercitif de l'aimant permanent de référence (7254 03.4854 [A/m] pour une température de 125°C). Si le champ dépasse cette limite, il y a risque de démagnétisation. (Fig.25, Fig.26)
- Fixation d'une limite supérieure du champ magnétique (2500000 [A/m]) afin d'assurer l'obtention d'une même échelle de variation magnétique pour toutes les structures.
- Introduction d'un courant de court-circuit de 1000 A. Afin de générer le champ magnétique démagnétisant au niveau d'un huitième de la MSAP sous FEMM.
- Simulation sous FEMM et visualisation de la répartition du champ magnétique résultant au niveau des aimants.

Notre structure possède 8 voies en parallèle. On divise donc le courant d'alimentation de chaque phase par 8. Nous avons alimenté les phases comme au niveau du tableau ci-dessous :

Nous avons effectué cet essai pour deux positions du rotor, à savoir : Axe polaire du rotor calé sur la phase1, Axe inter-polaire du rotor calé sur la phase 1, et ce pour une température de 125°C.

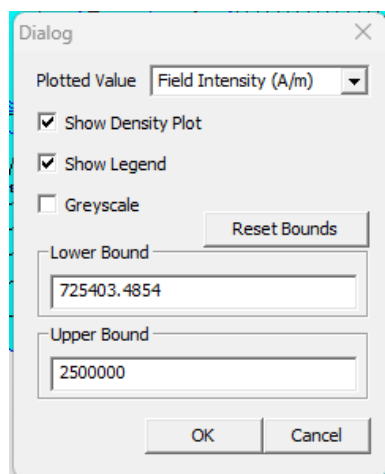


Figure 34 - Spécification de la limite inférieure du champ à visualiser pour une température de 125°C

Phase1+	125 [A]
Phase1-	-125 [A]
Phase2+	-62.5 [A]
Phase2-	62.5 [A]
Phase3+	-62.5 [A]
Phase3-	62.5 [A]

Tableau 15 Alimentation des phases statoriques lors de la démagnétisation

### III.6.2 Résultats de l'essai de démagnétisation

#### III.6.2.1 Axe polaire du rotor calé sur la phase 1

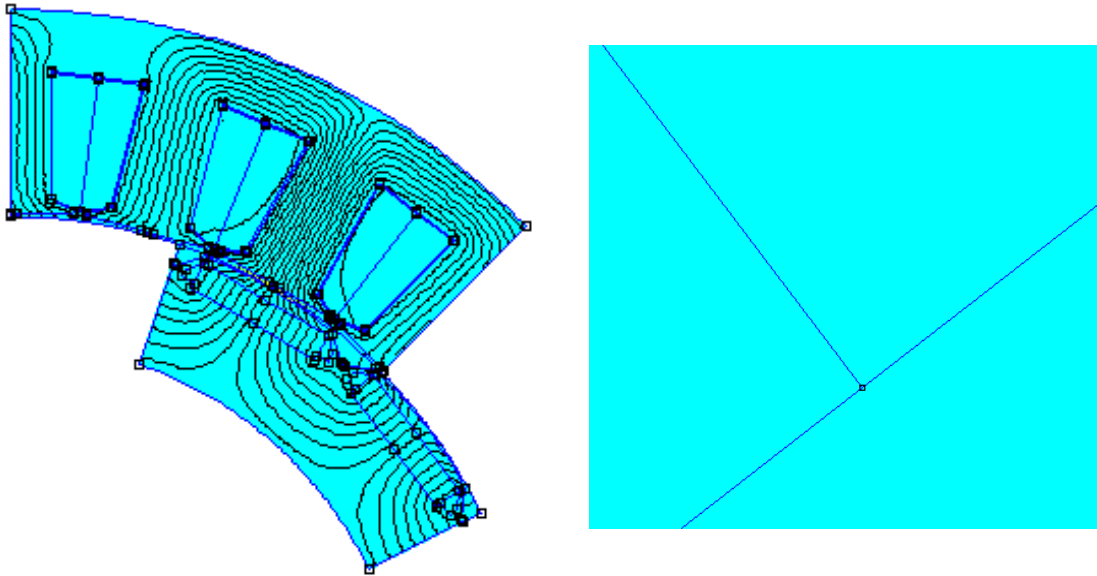


Figure 35 Visualisation des zones où le champ magnétique dépasse le  $H_c$

- Lorsque l'axe polaire est calé sur l'axe de la phase 1, on constate qu'il n'y a aucun risque de démagnétisation dans ce cas car toutes les valeurs du champ de démagnétisation restent inférieures au champ coercitif du matériau.

### III.6.2.2 Axe inter-polaire du rotor calé sur la phase1

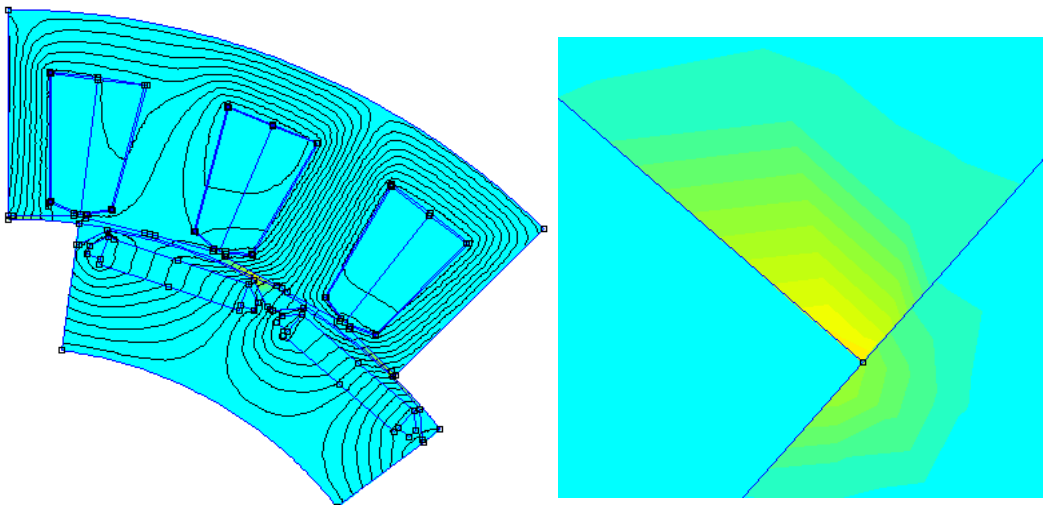


Figure 36 Visualisation des zones où le champ magnétique dépasse le  $H_c$

- Pour cette configuration spécifique, c'est-à-dire en calant l'axe inter polaire du rotor sur la phase1 du stator, Nous observons une faible démagnétisation de l'aimant permanent au niveau des pointes car le champ magnétique au niveau de ces zones dépasse le champ coercitif des aimants NdFeB.
- L'effet de pointe dû à la réduction de la section du circuit magnétique (comme expliqué au niveau de la partie VI.1.2.1 du présent chapitre) implique l'augmentation du champ au niveau des zones pointues. Le risque de démagnétisation est donc important à ce niveau et il s'accroît par augmentation de la température.
- Lorsqu'on cale l'axe inter polaire du rotor sur la phase1, nous observons que cette configuration présente un risque de démagnétisation plus défavorable. De ce fait nous allons nous limiter à cette position pour le reste de nos essais de démagnétisation.

#### Interprétations

- Des études menées [25] montrent que l'utilisation des configurations de rotor à aimants permanents insérés (IPM) améliore la résistance à la démagnétisation. En outre, les configurations à enroulements distribués offrent généralement de meilleures capacités de résistance à la démagnétisation comparée aux configurations à enroulements concentrés (cas de notre machine). Ceci est dû à la répartition uniforme du champ magnétique induite par l'utilisation d'enroulements distribués.
- Contrairement aux aimants en nitrure de fer, la densité du flux rémanent ainsi que la coercivité, élevés des aimants NdFeB offrent à la machine de référence une bonne résistance à la démagnétisation.

- [26] Présente une étude de l'influence significative des courant de l'axe d et q sur la désaimantation d'une machine IPM. Plus précisément, il a été démontré que dans les régions critiques l'ajout du courant de l'axe q augmente la résistance à la démagnétisation et compense donc l'effet dégradant du courant de l'axe d.
- La température a une influence majeure sur la résistance à la démagnétisation, une légère diminution de la température de l'aimant peut éviter une démagnétisation irréversible importante. [27]

### III.7 Estimation du coût des parties actives de la machine de référence

L'un des principaux objectifs du présent projet de fin d'études est de minimiser le coût global des parties actives de la machine étudiée en remplaçant les APs en NdFeB par des aimants à bas coût faits à base de nitrures de fer. Il est donc nécessaire d'estimer le coût de base de la machine afin de pouvoir le comparer au coût obtenu lors de l'optimisation de la structure au cours du prochain chapitre.

Les données relatives aux coûts des matériaux utilisés ainsi que leurs densités respectives sont répertoriées au niveau du tableau ci-dessous

Densité du NdFeB (kg/m <sup>3</sup> )	7500
Densité du FeN (kg/m <sup>3</sup> )	6300
Densité du fer (kg/m <sup>3</sup> )	7650
Densité du cuivre (kg/m <sup>3</sup> )	8960
Coût du fer (\$/kg)	2
Coût du NdFeB (\$/kg)	45
Coût du FeN (\$/kg)	17
Coût du cuivre (\$/kg)	7

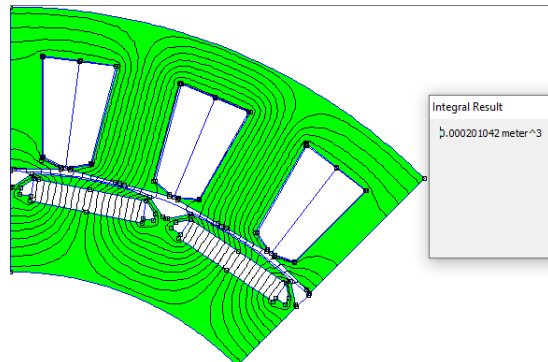


Figure 37 - Visualisation du volume du bloc 'fer' sous FEMM

Tableau 16 - Propriétés des matériaux utilisés

#### III.7.1 Calcul des volumes des blocs constituant la machine de référence

Le post-processeur du logiciel FEMM permet de calculer le volume des blocs constituant la machine modélisée. Les résultats obtenus grâce à l'outil 'block integral' (Fig.32) sont au tableau suivant :

Volume du fer (m <sup>3</sup> )	0,001608336
Volume des conducteurs (m <sup>3</sup> )	4,48 · 10 <sup>-4</sup>
Volume de aimant (m <sup>3</sup> )	1,23 · 10 <sup>-4</sup>

Tableau 17- Volumes calculés

### III.7.2 Calcul des masses des blocs

Tout d'abord, nous avons calculé les volumes des blocs constituant la machine globale en multipliant les résultats obtenus par 8. Les valeurs obtenues pour chaque bloc ont été multipliées par les densités respectives des matériaux associés, ce qui nous a permis d'obtenir leurs masses.

CONTROLE DE L'ALIMENTATION

Masse du fer (Kg)	12,30
Masse des conducteurs (Kg)	4,02
Masse des aimants (Kg)	0,92

Tableau 18 - Masses des parties actives

### III.7.1 Calcul des coûts

Matériaux	Fer	Aimants	Conducteurs	Coût global
Coûts associés (\$)	24,6075	41,6	28,1	94,29578454

Tableau 19 - Coûts des parties actives

Le coût global de la machine étudiée s'élève à 94,29578454 \$.

## III.8 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons effectué une présentation de la méthodologie utilisée pour la modélisation ainsi que pour le calcul des performances de la machine de référence en se basant sur la méthode des éléments finis. Nous avons calculé les performances de la machine, notamment le couple à vide et en charge, le flux magnétique, la force contre-électromotrice et avons généré une cartographie couple-vitesse permettant de visualiser les différentes plages de fonctionnement de cette machine (à couple constant et à vitesse constante). L'ensemble des performances obtenues, en particulier le couple en charge de 267N.m constituent l'objectif à atteindre pour l'optimisation de la structure après exploitation des nitrures de fer au cours du prochain chapitre.



## IV. Chapitre 3 : Exploitation des nitrures de fer

### VI.1 Introduction

Au niveau de ce chapitre, nous explorons des stratégies de maximisation du couple de la MSAP, en exploitant les APs en nitrures de fer à la place des NdFeB présents au niveau de la structure de la machine de référence (moteur 5-DH de la Renault Mégane e-tech). Et ce, dans le but de réduire le coût de ses parties actives.

Les performances à vide, en charge, et sur le plan couple-vitesse sont déterminées pour 4 propositions, dans notre étude, qu'on a nommé 'FeN-0', 'FeN-1', 'FeN-2' et 'FeN-3'.

La FeN-0 relève de l'exploitation des nouveaux APs à iso-dimensions que la machine de référence. Elle vise à évaluer l'impact direct du remplacement des APs en NdFeB par les nitrures de fer.

Les différentes structures proposées impliquent des modifications ciblées, à savoir : la modification de l'épaisseur des aimants, de la longueur axiale de la machine, ainsi que la modification simultanée de ces deux dimensions. Ces paramètres constituent les degrés de liberté de notre étude, conformément aux contraintes fixées par le cahier des charges (Pas de modification du stator ni du diamètre interne et externe du rotor). Une étude de démagnétisation statique des différentes structures proposées dans le cas d'un court-circuit triphasé brusque à une température de 125°C est menée.

Pour aller plus loin, nous tentons d'investiguer le potentiel de l'exploitation des nitrures de fer dans des configurations rotoriques en V, étant donné leurs nombreux avantages [28] [29] [30] [11]. Une étude de l'influence des paramètres de la structure (angle d'ouverture du V des aimants et épaisseur des aimants) sur le risque de démagnétisation est alors abordée.

Dans l'optique de trouver un compromis entre les performances recherchées et la minimisation du coût, les résultats obtenus sont comparés à celles de la machine de référence.

### VII.1 Exploitation des nitrures de fer à iso-dimensions (FeN-0)

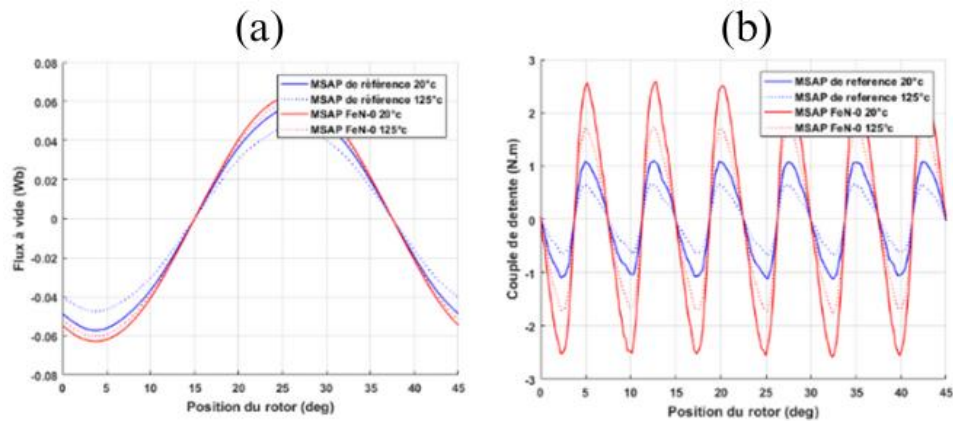
L'approche adoptée dans cette partie consiste à remplacer les aimants NdFeB par des aimants en nitrures de fer sans modifier la structure de la machine de référence et ce, pour deux valeurs de température (20°C et 125°C), Afin de pouvoir comparer rigoureusement les performances produites par les deux types d'APs.

#### VII.1.1 Introduction des propriétés magnétiques des nitrures de fer

Sous l'interface du logiciel FEMM nous avons introduit les valeurs de la caractéristique de démagnétisation (B-H) du FeN qui est non-linéaire contrairement à celle du NdFeB (voir section

I.3.3). A 20°, ce matériau possède un champ coercitif de 298000 (A/m) largement inférieur à celui du NdFeB utilisé au niveau de la machine de référence (994529A/m). Son induction rémanente est égale à 1.4 T.

## VII.1.2 Performances à vide de la machine



Figures 38 (a) Flux à vide de la machine de référence et de la FeN-0 à 20°C et à 125°C, (b) Couple de détente de la machine de référence et de la FeN-0 à 20°C et à 125°C.

### ✓ Remarques et interprétations

- Le couple de détente de la machine (FeN-0) atteint une valeur maximale de 2.5 N.m à 20°C, tandis que pour la machine de référence ce dernier ne dépasse pas 1.1 N.m. Parmi les raisons de ce couple de détente relativement élevé nous pouvons citer la caractéristique intrinsèque de cet aimant, plus précisément l'induction rémanente ( $B_r$ ) pouvant atteindre 1.5T.
- Suite à l'augmentation de la température de 105 °C on constate une dégradation du couple de détente de cette machine d'environ 32% face à 39.42% pour la machine de référence, ce qui fait référence à la meilleure stabilité thermique des nitrures de fer. Comme déjà expliqué dans le chapitre précédent, ces aimants peuvent conserver leurs propriétés magnétiques à haute température.

## VII.1.3 Performances en charge de la machine

### VII.1.3.1 Couple en charge

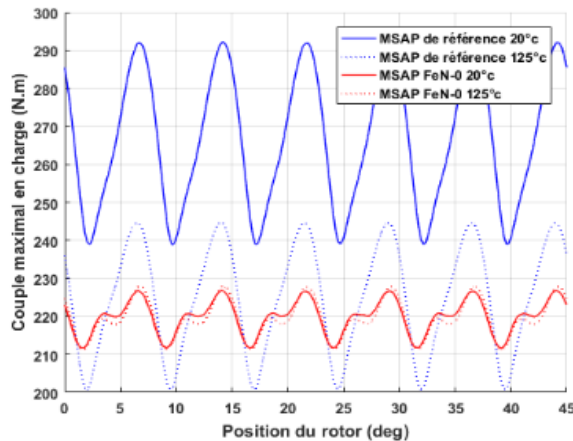


Figure 39 Couple en charge de la machine de référence et de la FeN-0 à 20°C et à 125°C.

#### ✓ Remarques et interprétations

- Nous observons que, à 20°C, la machine en FeN génère un couple moins important que celui généré par la machine de référence (dégradation de 17%). En revanche, on remarque que la structure en FeN présente moins d'ondulations de couple, car la perméabilité des aimants FeN est plus élevée par rapport à celle des aimants NdFeB. Aussi, nous observons un couple en charge riche en harmoniques, contrairement à la machine de référence qui possède un couple en charge pratiquement sinusoïdal oscillant autour de sa valeur moyenne, cette courbe contient des pics et des creux. Ceci peut être dû à la nature non-linéaire de la caractéristique magnétique des nitrures de fer qui induisent des phénomènes de saturation et de pertes fer dépendamment de la fréquence de rotation du rotor.
- On observe une réduction considérable des ondulations de couple dans le cas des nitrures de fer avec un rapport crête à crête de 7.27 % tandis que ce dernier est de 19.14% dans le cas du NdFeB.
- Suite à l'augmentation de la température de 105 °C on constate que le couple en charge de la machine en FeN reste pratiquement inchangé, ce qui est dû à sa meilleure stabilité thermique. Cette particularité fait que les nitrures de fer sont adaptés pour des applications à forte température.
- Le couple moyen de la machine à 20°C est de 220 N.m ce qui est relativement faible comparé à celui de la machine de référence qui atteint 267 N.m ce qui est dû à l'écart entre leurs deux produits énergétiques (abordés au niveau de l'état de l'art). Il est donc nécessaire d'optimiser la structure rotorique afin d'atteindre notre objectif.

### VII.1.3.2 Caractéristique couple vitesse

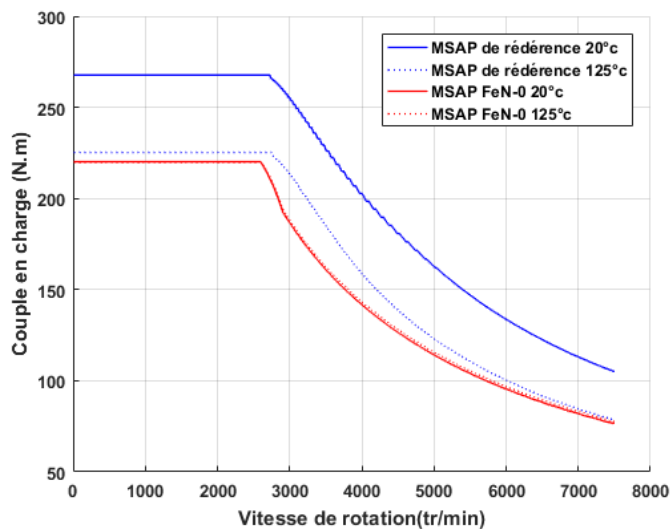


Figure 40 Cartographie couple vitesse de la machine de référence et de la FeN-0 à 20°C et à 125°C.

On constate que le couple produit par la machine FeN-0 en fonction de la vitesse est inférieur à celui produit par la MSAP 5-DH à 20°C tandis qu'il s'en rapproche pour une température de 125°C. D'autre part, la capacité de dé-fluxage de la FeN-0 est moins élevée que pour la machine de référence. Ceci est dû à l'allure de la caractéristique B-H des nitrures de fer dans le deuxième quadrant (principalement sa perméabilité).

#### VII.1.4 Coût de la machine :

En utilisant la même méthode de calcul du coût utilisé dans le chapitre 2, nous avons obtenu un coût égal à 65,92 \$ pour la machine FeN-0 face à 94,29\$ pour la machine de référence, mais ce, sans atteindre l'objectif recherché.

## VII.2 Exploitation des nitrures de fer (FeN) par action sur la longueur axiale

La stratégie mise en œuvre dans cette partie consiste à garder l'épaisseur des aimants en nitrure de fer inchangée par rapport à la structure proposée dans la partie I du présent chapitre (FeN-0) et à agir seulement sur la longueur axiale, afin de pouvoir visualiser l'impact de cette dernière sur les performances de la machine, en termes du couple électromagnétique.

Cette technique est favorable, d'un point de vue industrialisation, car elle permet juste un ajout des laminations pour l'augmentation de la longueur axiale de la machine, sans besoin d'une nouvelle conception électromagnétique.

Nous avons ensuite sélectionné une structure (FeN-1) qui nous permet d'atteindre le couple moyen recherché, égal à celui de la machine de référence. Une analyse des performances de cette structure est abordée, et ce pour deux valeurs de la température de fonctionnement (20°C et 125°C).

### VII.2.1 Couple en charge pour différentes longueurs axiales :

Le calcul du couple associé à différentes longueurs axiales est basé sur l'emploi de l'expression qui stipule que le couple est proportionnel à la longueur axiale de la machine (Fig. ).

$$\Gamma_z = R^2 L_u \int_0^{2\pi} H_t B_n d\theta \Rightarrow \frac{\Gamma}{V} = 2 \cdot H_t \cdot B_n = 2\sigma_t$$

$L_u$  : Longueur axiale de la machine.

$\sigma_t = H_t B_n$  : Contrainte superficielle tangentielle.

$V = \pi R^2 L_u$  : Volume délimité par la surface S.

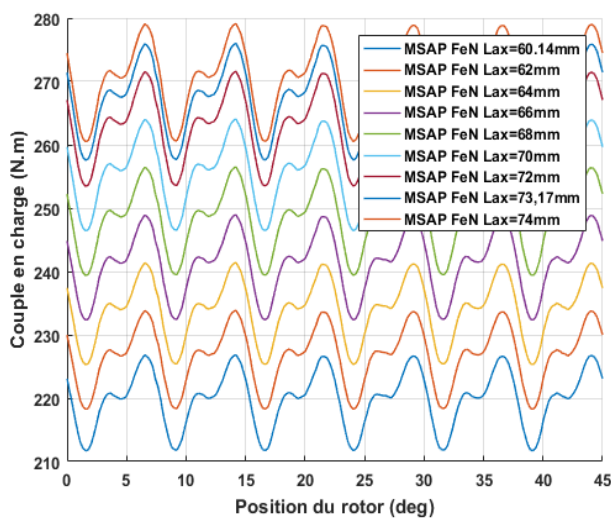


Figure 41 - Evolution du couple en charge en fonction de la longueur axiale de la machine

Longueur axiale de la machine (mm)	Couple moyen (N.m)
60,14	219,84073
62	226,639918
64	233,950884
66	241,261849
68	248,572814
70	255,883779
72	263,194744
73	267,471658
74	270,5057

Tableau 20 évolution du couple en fonction la longueur axiale de la machine

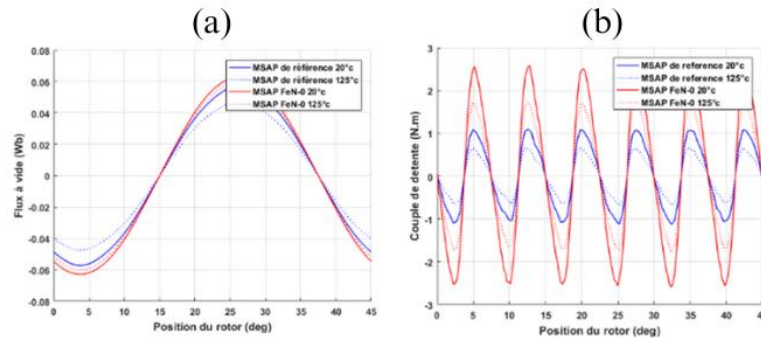
- Pour une longueur axiale de 73 mm nous sommes parvenus à atteindre le couple moyen de la machine de référence qui est égal à 267 N.m.

### VII.2.2 Performances de la structure choisie (FeN-1)

De ce fait nous avons sélectionné cette structure ayant une épaisseur de l'aimant égale à celle de la machine de référence (5mm) et une longueur axiale de 73 mm sur laquelle nous allons effectuer

les mêmes simulations par éléments finis que pour la machine de référence y compris l'essai à vide, en charge et en court-circuit.

### VII.2.2.1 Flux à vide et couple de détente :



Figures 42 a) Flux à vide de la machine de référence et de la FeN-1 à 20°C et à 125°C, (b) Couple de détente de la machine de référence et de la FeN-1 à 20°C et à 125°C

#### ✓ Remarques et observations

- Le couple de détente de la machine (FeN-1) atteint 3.1 N.m, tandis que pour la machine de référence ce dernier ne dépasse pas 1.1 N.m.
- Ce couple de détente relativement élevé, est dû d'une part à la rémanence élevée du nitrure de fer et d'autre part à l'augmentation de la longueur axiale de la machine, ce dernier peut causer des vibrations lors de l'exploitation de la machine.
- L'augmentation de la longueur axiale de la machine augmente la surface d'interaction entre les aimants et les autres éléments du stator. Cela permet un meilleur transfert de flux magnétique généré par l'aimant vers le stator, ce qui entraîne une augmentation du couple de détente.
- Suite à l'augmentation de la température de 105 °C, le couple de détente de cette machine a été réduit d'environ 32.26 % face à 39.42% pour la machine de référence, ce qui fait référence à la meilleure stabilité thermique du nitrure de fer.

### VII.2.2.2 Couple en charge

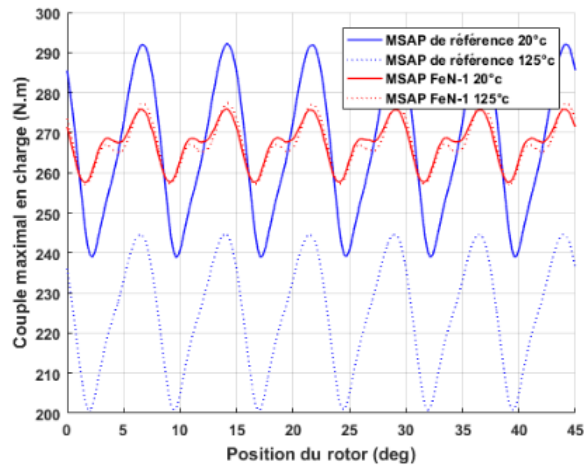


Figure 43 Couple en charge de la machine de référence et de la FeN-1 à 20°C et à 125°C

#### ✓ Remarques et observations

- Nous observons un couple en charge riche en harmoniques, mais avec des ondulations de couple réduites. Qui oscille autour de 267,47 N.m, nous avons donc pu atteindre le couple moyen recherché, égale à celui de la machine de référence. Le rapport crête à crête du couple en charge pour cette proposition est de seulement 5%

### VII.2.2.3 Caractéristique couple-vitesse 20°C-125°C

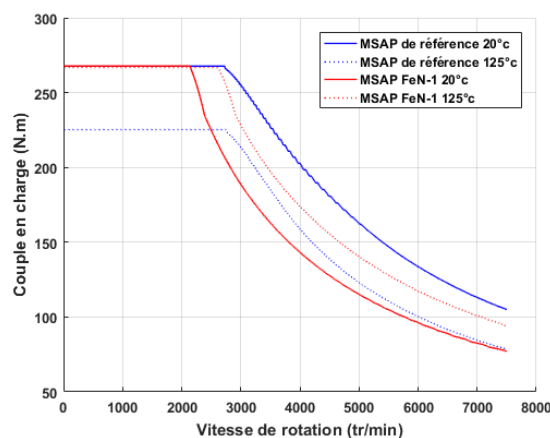


Figure 44 Cartographie couple vitesse de la machine de référence et de la FeN-1 à 20°C et à 125°C

On constate que la plage de fonctionnement à couple constant est plus étendue lors de l'exploitation des nitrures de fer à 125°C, température pour laquelle la capacité de dé fluxage s'améliore également, telle qu'elle avoisine celle de la MSAP de référence à 20°. D'autre part, si on compare la caractéristique couple-vitesse de la MSAP FeN-1 à 125°C à celle de la 5DH pour la même température, on constate que le couple est nettement supérieur quel que soit la vitesse.

#### VII.2.2.4 Coût de la machine :

Pour cette structure (FeN-1), nous avons obtenu un coût égal à 80.2 \$, face à 94.29 \$ pour la machine de référence. De ce fait, Cette structure permet d'atteindre un couple égal au couple recherché tout en réduisant le coût d'environ 15.16%

### VII.3 Exploitation des nitrures de fer (FeN) par action sur l'épaisseur de l'aimant

La démarche employée dans cette partie consiste à garder la longueur axiale des aimants en nitrure de fer inchangée par rapport à la structure proposée dans la partie I (FeN-0) et agir seulement sur l'épaisseur des aimants. Pour pouvoir ensuite sélectionner une structure (FeN-2) qui nous permet d'atteindre le couple moyen recherché. Pour cette structure choisie nous avons analysé ses performances et les avons comparées à celles de la machine de référence, et ce pour deux températures de fonctionnement 20°C et 125°C.

#### VII.3.1 Evolution du couple en charge en fonction de l'épaisseur de l'aimant

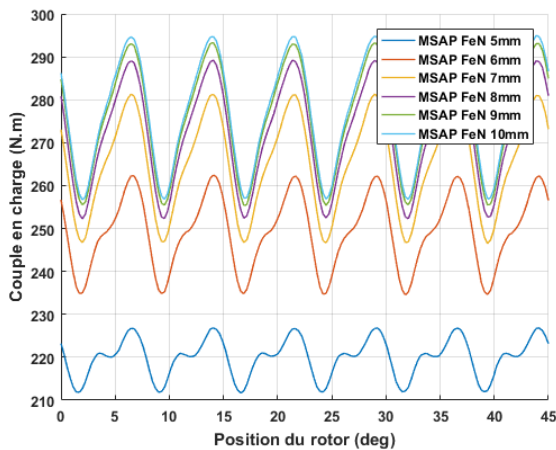


Figure 45 - Evolution du couple en charge en fonction de l'épaisseur de l'aimant

Epaisseur de l'aimant (mm)	Couple moyen (N.m)
5	219.9654
6	249.2518
7	265.1433
8	272.3458
9	275.9762
10	277.5518

Tableau 21 évolution du couple moyen en fonction de l'épaisseur de l'aimant

Le couple moyen et les ondulations de couple varient proportionnellement avec l'épaisseur des aimants jusqu'à saturation où même en augmentant l'épaisseur le couple reste inchangé. L'augmentation des ondulations de couple est due à l'augmentation de la réaction magnétique de l'induit, car l'interaction entre les champs statoriques et rotoriques devient plus importante par augmentation de l'épaisseur.

#### VII.3.2 Sélection de la structure FeN-2

Afin d'explorer des structures supplémentaires et faire une sélection plus précise de l'épaisseur permettant d'atteindre le couple moyen recherché, nous avons conçu un programme



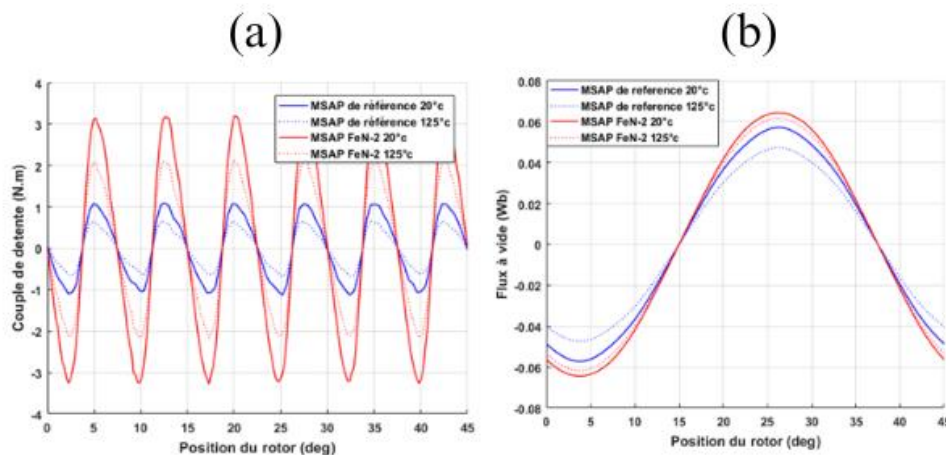
d'interpolation sous Matlab. Après l'interpolation nous avons sélectionné la structure ayant un couple moyen le plus proche possible de celui de la machine de référence.

### VII.3.3 Performances de la structure choisie FeN-2

Nous avons sélectionné une structure capable de produire un couple moyen de 267 N.m avec une épaisseur de l'aimant de 7.3 mm.

Sur cette structure nous allons entreprendre des simulations par éléments finis préalablement exécutées sur la machine de référence : Essai à vide, en charge et en court-circuit pour pouvoir comparer les performances des deux machines ainsi que leurs coûts respectifs.

#### VII.3.3.1 Performances de la machine à vide :



Figures 46 (a) Couple de détente de la machine de référence et de la FeN-2 à 20°C et à 125°C ; (b) Flux à vide de la machine de référence et de la FeN-2 à 20°C et à 125°C.

#### ✓ Remarques et observations

- Le couple de détente de la machine (FeN-2) atteint 3.2 N.m, quant à la machine de référence ce dernier ne dépasse pas 1.1 N.m.
- Ce couple de détente relativement élevé, est dû d'une part à la rémanence élevée du FeN et d'autre part à l'augmentation de l'épaisseur des aimants, ce dernier peut causer des vibrations lors de l'exploitation de la machine.
- L'énergie magnétique générée par l'aimant a augmenté par augmentation du volume de ce dernier, ce qui entraîne une augmentation du couple car on sait que :  $T_e = -\frac{\partial W_s(\Phi, \theta)}{\partial \theta}$   
Avec :  $W_s(\Phi, \theta)$  = Energie électromagnétique emmagasinée dans le système
- Suite à l'augmentation de la température de 105°C, le couple de détente de cette machine a été réduit d'environ 36.37 % face à 39.42% pour la machine de référence

- L'augmentation de l'épaisseur des aimants entraîne une dégradation du couple de détente à température élevée.

### VII.3.3.2 Couple en charge

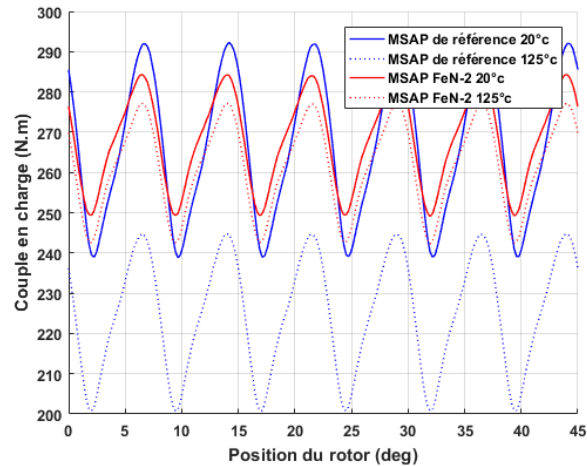


Figure 47 Couple en charge de la machine de référence et de la FeN-2 à 20°C et à 125°C

#### ✓ Remarques et observations

- Nous observons un couple en charge pratiquement sinusoïdal oscillant autour de sa valeur moyenne, contrairement aux autres machines (FeN-0 et FeN-1) proposées dans les deux premières parties. Il est donc moins chargé en harmoniques. Le rapport crête à crête est de 12%
- L'augmentation de l'épaisseur des aimants, engendre la répartition du flux magnétique sur une zone plus élargie, réduisant ainsi la densité de flux en tout point de la surface, ce qui réduit à son tour les risques de saturation et se traduit par un couple plus sinusoïdal
- Avec l'augmentation de l'épaisseur l'anisotropie magnétique des nitrures de fer diminue. En conséquence, la distribution du champ magnétique devient plus uniforme indépendamment de la position du rotor. De ce fait la courbe du couple devient plus lisse et sinusoïdale.
- Suite à l'augmentation de la température de 105 °C on constate une diminution dans le couple en charge d'environ 2.8%.
- Le couple moyen de la machine est de 272.34 N.m ce, nous avons donc atteint et dépassé celui de la machine de référence égale à 267 N.m.

### VII.3.3.3 Caractéristique couple-vitesse 20°C

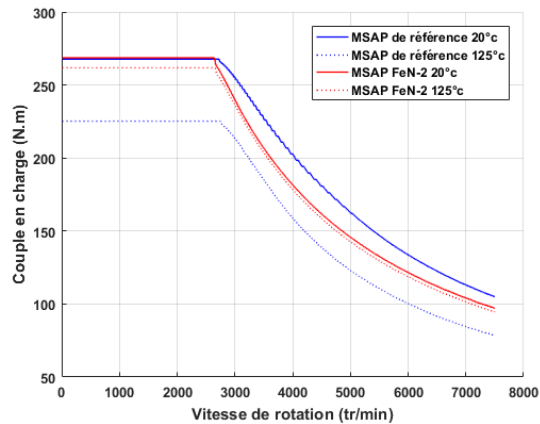


Figure 48 Cartographie couple-vitesse de la FeN-2 et de la machine de référence à 20°C et à 125°C

On constate que le comportement de la machine à basse vitesse présente quasiment les mêmes performances en termes de couple à une température de 20°. Tandis qu'au-delà de la vitesse de base, la machine offre un couple légèrement moins important.

Pour les hautes températures la machine FeN-2 présente de meilleures performances en termes de couple sur toutes les plages de variation de vitesse

#### VII.3.3.4 Coût de la machine :

Pour cette structure (FeN-2), nous avons obtenu un coût égal à 72,32 \$, face à 94.29\$ pour la machine de référence. De ce fait, Cette structure permet d'atteindre et de dépasser le couple recherché tout en réduisant le coût d'environ 23.31%

## VII.4 Exploitation des nitrures de fer par action sur l'épaisseur des aimants permanents et la longueur axiale :

Dans la partie II et III nous avons démontré, avec une étude de sensibilité, l'influence de l'épaisseur de l'AP et de la longueur axiale séparément sur les performances de la machine. Dans cette partie nous allons effectuer une étude de l'influence de ces deux paramètres, simultanément, sur le couple et le coût de la machine. Pour pouvoir ensuite sélectionner une structure optimale (FeN-3) qui nous permet d'atteindre le couple moyen recherché avec un coût réduit et de meilleures performances.

Le choix de la structure se fait sur la base d'une optimisation multi-objective réalisée grâce à un programme Matlab dont le principe est expliqué dans la figure 51.

Pour cette structure choisie nous avons effectué une analyse des performances en les comparant à celles de la machine de référence, et ce, pour deux températures de fonctionnement 20°C et 125°C.

## VII.4.1 Etude paramétrique de l'influence de l'épaisseur des APs et de la longueur axiale

Pour cette étude nous avons procédé comme suit :

- Choix de 6 valeurs différentes de l'épaisseur de l'aimant commençant par une épaisseur égale à celle de la machine de référence que nous augmentons de 1mm à chaque fois.
- Pour chaque épaisseur nous avons varié la longueur axiale de la machine de 60.14mm à 74 mm avec un pas de 2mm.
- De ce fait nous avons obtenu 48 structures de machine distinctes.
- Pour chaque structure nous avons calculé le couple moyen et le coût
- Choix de la structure optimale ayant un couple égale à celui de la machine de référence et un coût réduit.
- Calcul des performances de cette structure et les comparer à celles de la référence.

## VII.4.2 Evolution du couple moyen

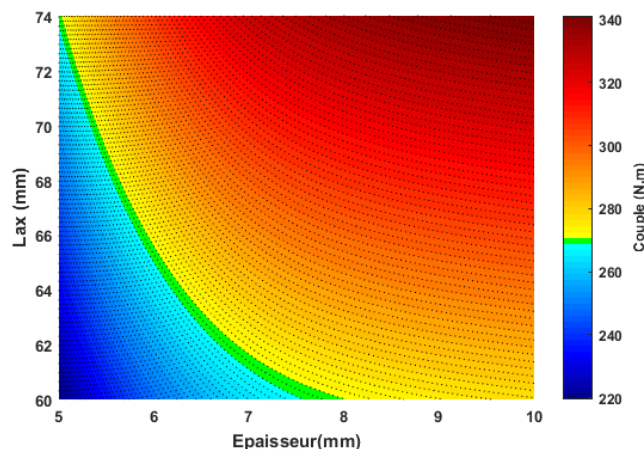


Figure 49 Valeurs du couple électromagnétique pour différentes épaisseurs et longueur axiale .

### ✓ Remarques et observations

- La Fig. 49 représente l'évolution du couple moyen en fonction des épaisseurs et des longueurs axiales, nous constatons que l'influence de l'épaisseur des aimants est plus importante que celle de la longueur axiale, pour une épaisseur entre 5mm et 7mm.
- La partie de couleur verte au niveau de la cartographie représente un couple pratiquement égal à celui de la machine de référence à base de NdFeB.

Afin de choisir une structure optimale capable de satisfaire les exigences du cahier des charges en termes de couple et de coût, il faudra combiner ces résultats avec les contraintes budgétaires de façon à minimiser le coût.

### VII.4.3 Evolution du coût de la machine

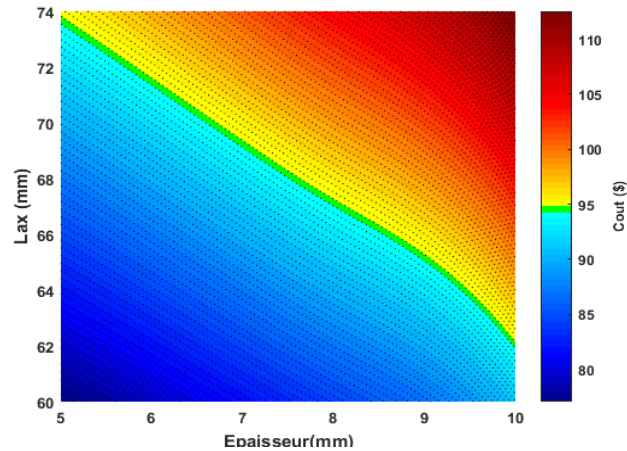


Figure 50 Coût de la machine pour différentes longueur axiales et épaisseurs de l'aimant

#### ✓ Remarques et observations

- La Fig.50 représente l'évolution du coût des parties actives de la machine en fonction des épaisseurs et des longueurs axiales, la partie de couleur verte au niveau de la cartographie représente le coût de la machine de référence à base de NdFeB déjà calculé au niveau chapitre2 égal à 94.29\$.

### VII.4.4 Sélection de la structure optimale FeN-3

Pour une sélection plus précise de la structure optimale, à faible coût, nous avons conçu un programme d'interpolation sous Matlab, permettant d'estimer les valeurs du couple et du coût pour épaisseurs et longueurs axiales intermédiaires à celles qu'on a étudié.

Le programme élaboré parcourt la matrice couple issue de l'interpolation à la recherche des structures ayant un couple moyen qui peut atteindre celui recherché [266.5 -267.5] Nm. Une fois la sélection des structures faite, nous procédons à la recherche de celle qui présente un coût minimal.

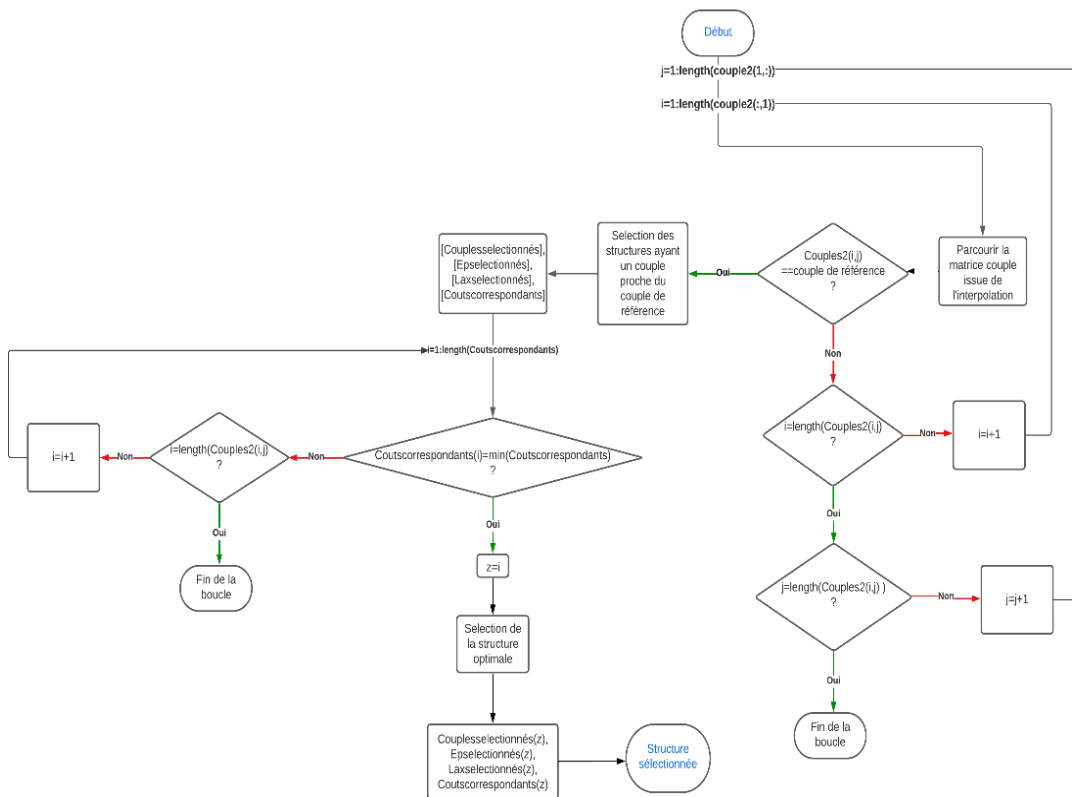


Figure 51 Organigramme explicatif du programme Matlab utilisé pour la sélection de la structure optimale FeN-3

Les paramètres caractérisant la structure optimale obtenue suite à cette sélection sont les suivants

Paramètres de la machine	Valeur
Épaisseur de l'aimant	6.4 [mm]
Longueur axiale	62.5 [mm]
Couple moyen	267.1 [N.m]
Coût de la machine	83.8 [\$]

Tableau 22 - Paramètres de la structure optimale

## VII.4.5 Performances de la structure optimale FeN-3

### VII.4.5.1 Flux et couple à vide :

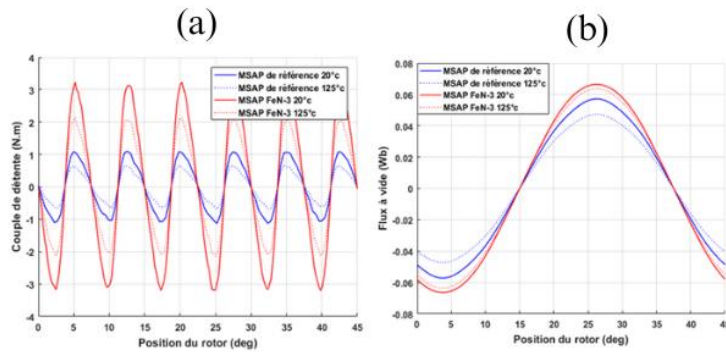


Figure 52 - Figures 52 (a) Couple de détente de la machine de référence et de la FeN-3 à 20°C et à 125°C , (b) Flux à vide de la machine de référence et de la FeN-3 à 20°C et à 125°C.

- Le couple de détente de la machine (FeN-3) atteint 3.1 N.m. Quant à la machine de référence ce dernier ne dépasse pas 1.1 N.m.
- L'augmentation de l'épaisseur des aimants et de la longueur axiale de la machine en même temps augmente la surface d'interaction entre les aimants permanents et le stator, tout en augmentant le couple produit par les aimants ce qui entraîne une augmentation du couple de détente.
- Suite à l'augmentation de la température de 105°C, le couple de détente de cette machine a été réduit d'environ 32.26 % face à 39.42% pour la machine de référence.

### VII.4.5.2 Couple en charge :

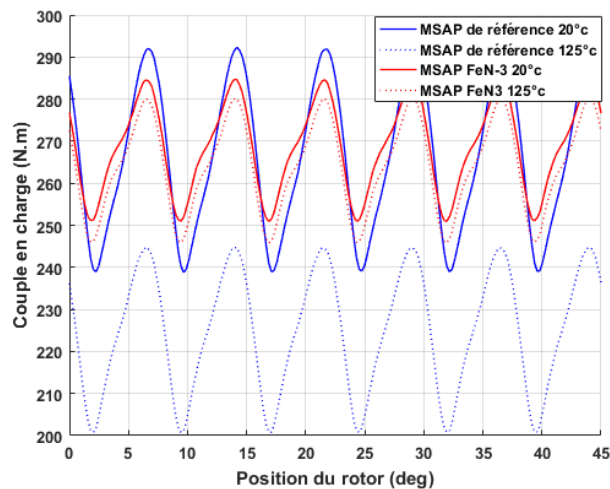


Figure 53 Couple en charge de la machine de référence et de la FeN-3 à 20°C et à 125°C

### Remarques et interprétations :

- Nous observons un couple en charge pratiquement sinusoïdal oscillant autour de sa valeur moyenne, contrairement aux autres machines (FeN-0 et FeN-1) étudiées dans les deux premières parties.
- Suite à l'augmentation de la température de 105 °C on constate une diminution dans le couple en charge d'environ 2.8%.
- Avec cette structure nous avons pu atteindre le couple moyen de la machine de référence égal à 267 N.m.
- L'augmentation de l'épaisseur des aimants, engendre la répartition du flux magnétique sur une zone plus élargie, réduisant ainsi la densité de flux en tout point de la surface, ce qui réduit à son tour les risques de saturation et se traduit par un couple plus sinusoïdale
- L'augmentation de l'épaisseur de l'aimant cause la diminution de l'anisotropie magnétique des nitrures de fer diminue. En conséquence, la distribution du champ magnétique devient plus uniforme indépendamment de la position du rotor. De ce fait la courbe du couple devient plus lisse et sinusoïdale.

#### VII.4.5.3 Caractéristique couple vitesse

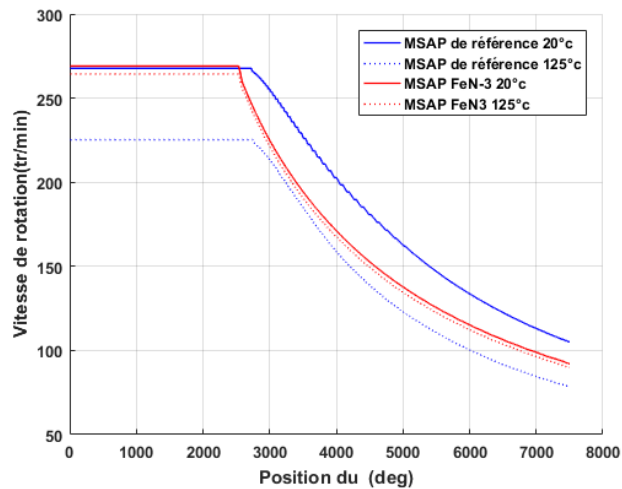


Figure 54 - Caractéristiques mécaniques de la structure 'FeN-3' et de la machine de référence à 20°C et à 125°C

On constate que le comportement de la machine (FeN3) à basse vitesse présente les mêmes performances en termes de couple à une température de 20°. Tandis qu'au-delà de la vitesse de base, la machine offre un couple plus important que celui de la machine de référence.

Pour les hautes températures 125°C la machine (FeN3) présente de meilleures performances en termes de couple.



#### VII.4.5.4 Coût de la machine :

Pour cette structure (FeN-3), le coût obtenu est égal à 83.8 \$, face à 94.29\$ pour la machine de référence. De ce fait, Cette structure permet d'atteindre un couple égal au couple recherché tout en réduisant le coût d'environ 11.13%

### VII.5 Etude de démagnétisation

Un inconvénient des MSAP est la possibilité de détérioration de leurs paramètres de fonctionnement par réduction irréversible de l'induction rémanente et donc du flux inducteur. La valeur de ce flux magnétique a un impact direct sur le couple électromagnétique, la FCEM et l'efficacité de la machine. Cette réduction irréversible du flux magnétique peut être causée par une démagnétisation partielle des aimants permanents [31].

Deux facteurs principaux peuvent conduire à la démagnétisation partielle des aimants. Il s'agit du champ magnétique généré par l'enroulement de l'induit et de la température. La source du champ d'induit est constituée par les courants dans les enroulements pendant le fonctionnement de la machine. Des valeurs particulièrement élevées de ces courants peuvent se produire dans le cas de court-circuits. Nous avons choisi de traiter le cas d'un court-circuit triphasé brusque de 1000 A pour une position donnée du rotor, afin d'évaluer le risque de démagnétisation.

Au cours de cet essai, nous avons suivi les étapes suivantes :

- Introduction d'un courant de court-circuit de 1000 A. Afin de générer le champ magnétique démagnétisant au niveau d'un huitième de la MSAP.
- Simulation sous FEMM et visualisation de la répartition du champ magnétique résultant au niveau des aimants.
- Fixation d'une limite inférieure du champ magnétique (voir Fig.37) égal au champ coercitif de l'aimant permanent en nitrures de fer (FeN) (296839.4384 [A/m] pour une température de 125°C). Si le champ dépasse cette limite, il y a risque de démagnétisation.
- Fixation d'une limite supérieure du champ magnétique (2500000 [A/m]) afin d'assurer l'obtention d'une même échelle de variation magnétique pour toutes les structures.

Notre structure possède 8 voies en parallèle. On divise donc le courant d'alimentation de chaque phase par 8. Nous avons alimenté les phases comme au niveau du tableau ci-dessous.

Nous avons abordé la position d'axe q calé sur l'axe de la phase 1, car elle s'est révélée être plus défavorable que la position d'axe d calé sur la phase 1. Ce qui est normal car c'est la position pour laquelle la réaction magnétique de l'induit –due à l'interaction entre le champ statorique et rotorique- est plus importante. C'est aussi l'angle pour lequel le couple atteint sa valeur maximale.

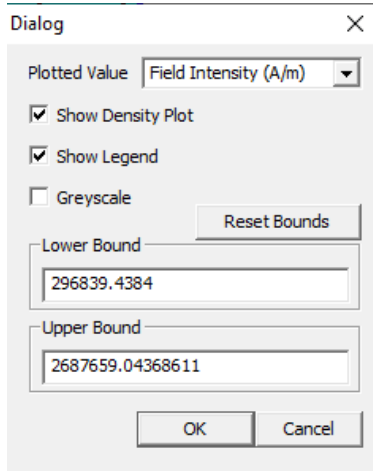


Figure 55 - Spécification de la limite inférieure du champ à visualiser pour une température de 125°C

Phase1+	125 [A]
Phase1-	-125 [A]
Phase2+	-62.5 [A]
Phase2-	62.5 [A]
Phase3+	-62.5 [A]
Phase3-	62.5 [A]

Tableau 23 Alimentation des phases statoriques lors de la démagnétisation

### VII.5.1 Cas des structures rectangulaires proposées

A travers cette partie, nous allons démontrer cette propriété des nitrures de fer en évaluant leur risque de démagnétisation dans le cas d'un court-circuit triphasé brusque (voir section II.5.1 alimentation du stator) et ce, pour les 4 structures proposées.

Nous avons conclu au niveau du chapitre 2 qu'entre les deux positions du rotor étudiées, la position d'axe q est plus défavorable sur le plan démagnétisation. Ce pourquoi nous nous concentrons sur cette dernière au niveau de cette partie.

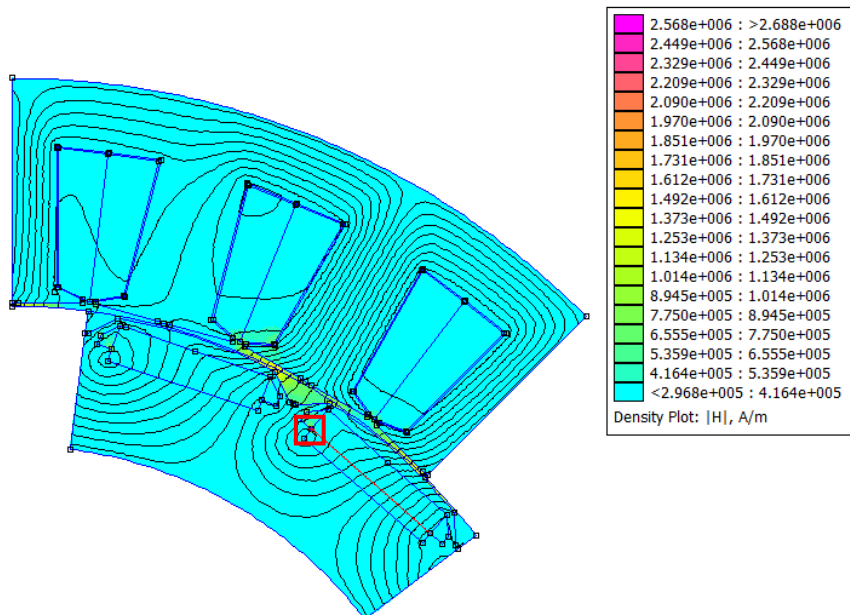


Figure 56 - Calage de l'axe q sur l'axe de la phase 1 et mise en évidence de la zone critique

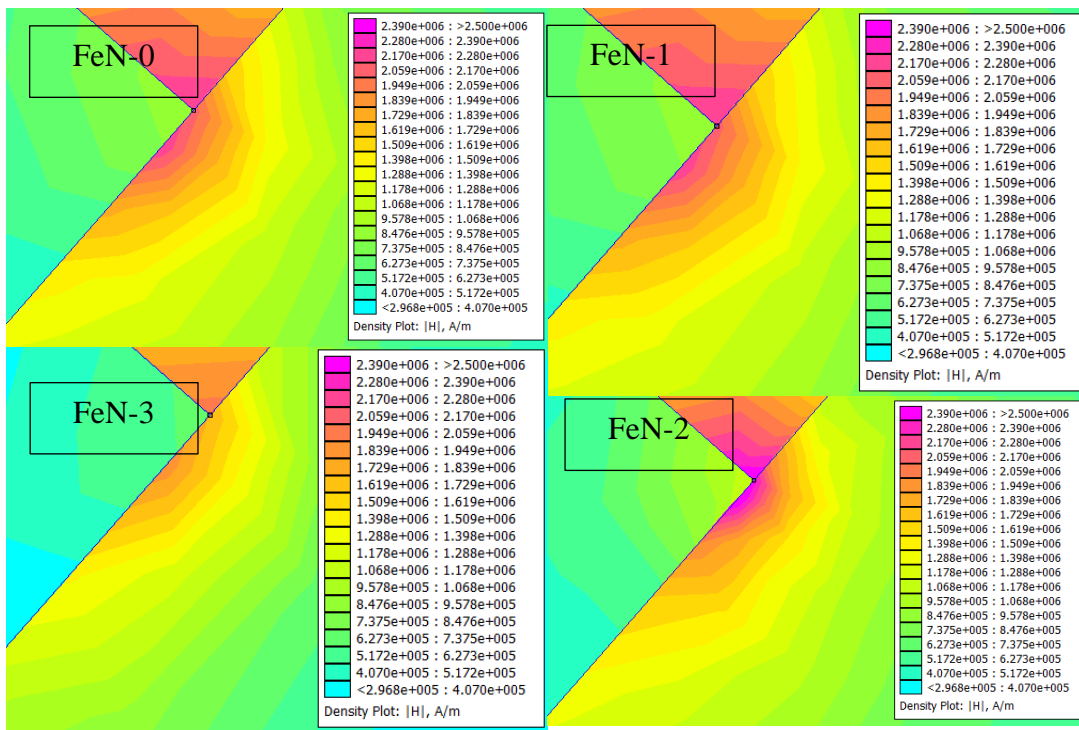


Figure 57 - Zoom sur les valeurs du champ magnétique dépassant le  $H_c$  du FeN au niveau de la zone critique de l'aimant pour une température de  $125^\circ\text{C}$

Grâce au post-processeur du logiciel FEMM, on trace un contour passant par la zone de l'AP qui est sujette à la démagnétisation (La pointe de l'aimant au niveau de laquelle le champ magnétique dépasse la limite du champ coercitif  $H_c$ ) normal à la direction de l'aimantation. On calcule alors le champ magnétique antagoniste généré au niveau de ce contour et on compare les résultats pour les différentes structures.

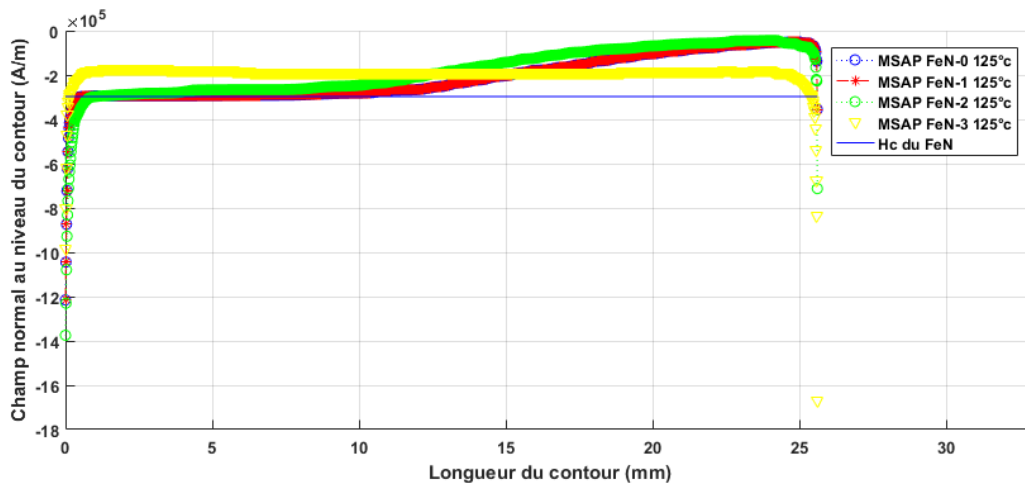


Figure 58 - Evolution du champ inverse normal au long du contour sélectionné

En calculant les valeurs du champ antagoniste appliqué à l'aimant au long du contour illustré par la Fig.54, et en les comparant au champ coercitif du matériau qui est de  $296839.4384$  (A/m) pour une température de  $125^\circ\text{C}$ , nous avons conclu que la structure 'FeN-3' issue de l'optimisation

multi-objective présente une meilleure résistance à la démagnétisation que tout le reste des structures. Nous pouvons aussi aisément constater que l'action sur la longueur axiale n'influe pas le risque de démagnétisation des aimants. Tandis que le champ antagoniste au niveau la zone critique dans le cas de la structure FeN-2 est plus important que dans le reste des cas ce qui témoigne de l'influence de l'épaisseur sur le champ résultant au niveau de la zone critique.

Grâce à ces résultats nous pouvons attester de manière générale que les nitrures de fer sont des composés sujets à la démagnétisation partielle irréversible au niveau des pointes étant donné leur champ coercitif bas notamment à haute température.

## VII.5.2 Cas de structures en V

Au cours de cette partie nous tentons de déterminer l'influence des paramètres des structures rotoriques en V sur le risque de démagnétisation des nitrures de fer. Dans la littérature, [28] [11] pour des aimants conventionnels dont les caractéristiques de démagnétisation sont linéaires (tels que le NdFeB et les ferrites), ce genre de structures en V sont considérées comme de bonnes solutions pour remédier au risque de démagnétisation irréversible, partielle ou totale, de l'AP. Nous explorons donc cette piste pour le cas des nitrures de fer en proposant l'étude du risque de démagnétisation de structures en V à différents angles d'ouverture (voir Annexe). La procédure suivie est identique à celle détaillée au niveau de la partie précédente (III.5.1).

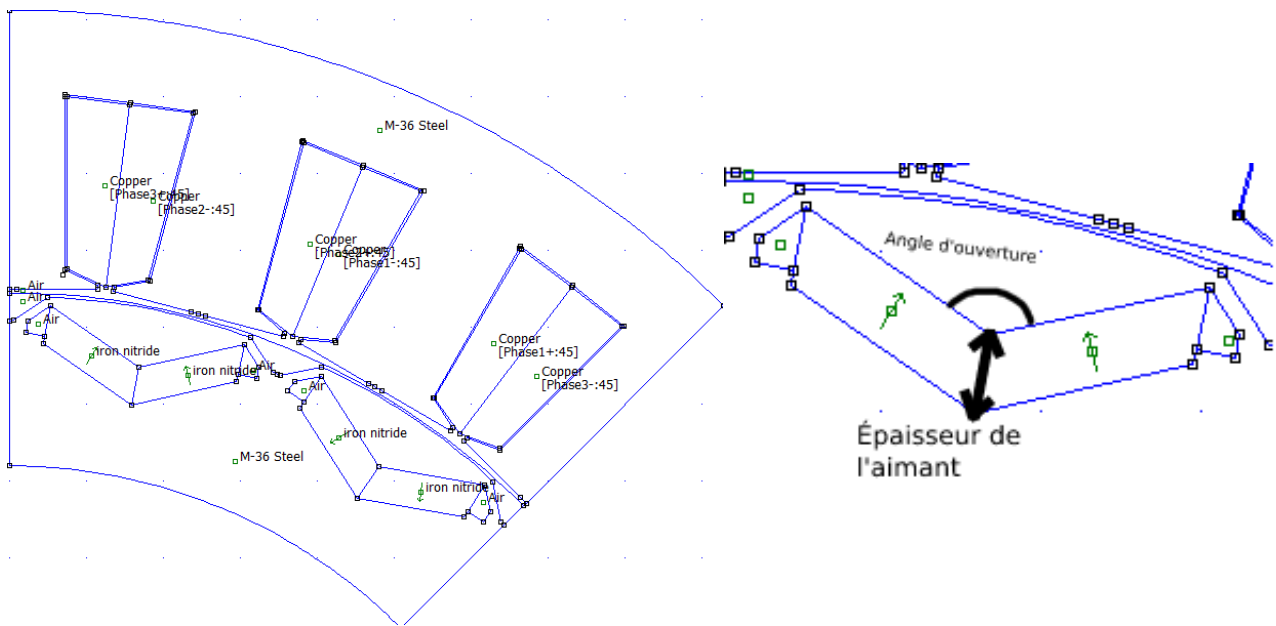


Figure 60 - Géométrie de la structure en V étudiée

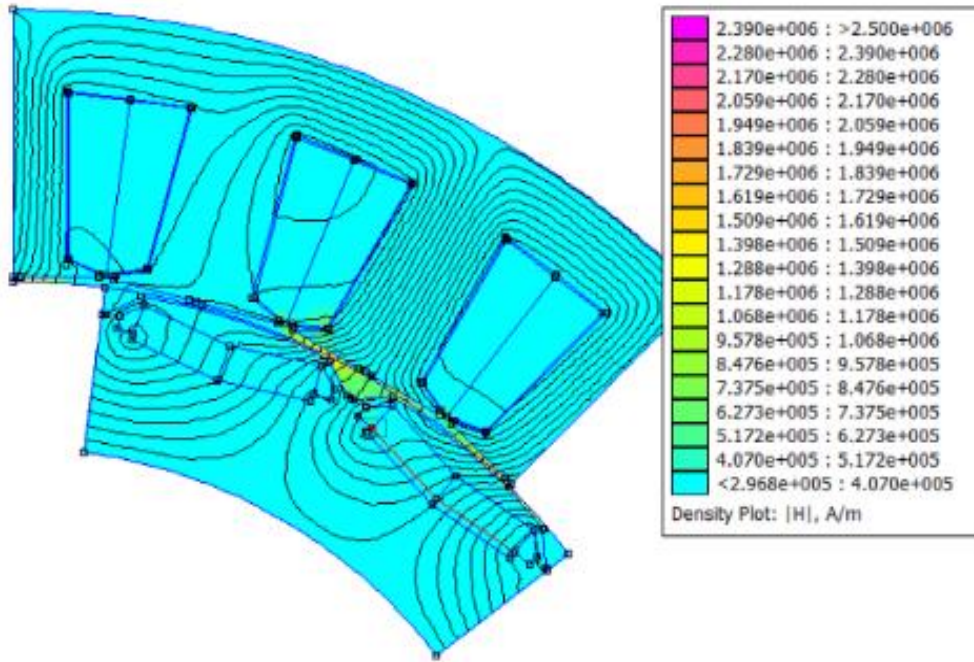


Figure 61 - Essai de démagnétisation d'une structure en V avec un angle d'ouverture de l'aimant de 166.8° et tracé du contour sur lequel s'effectue le calcul du champ antagoniste

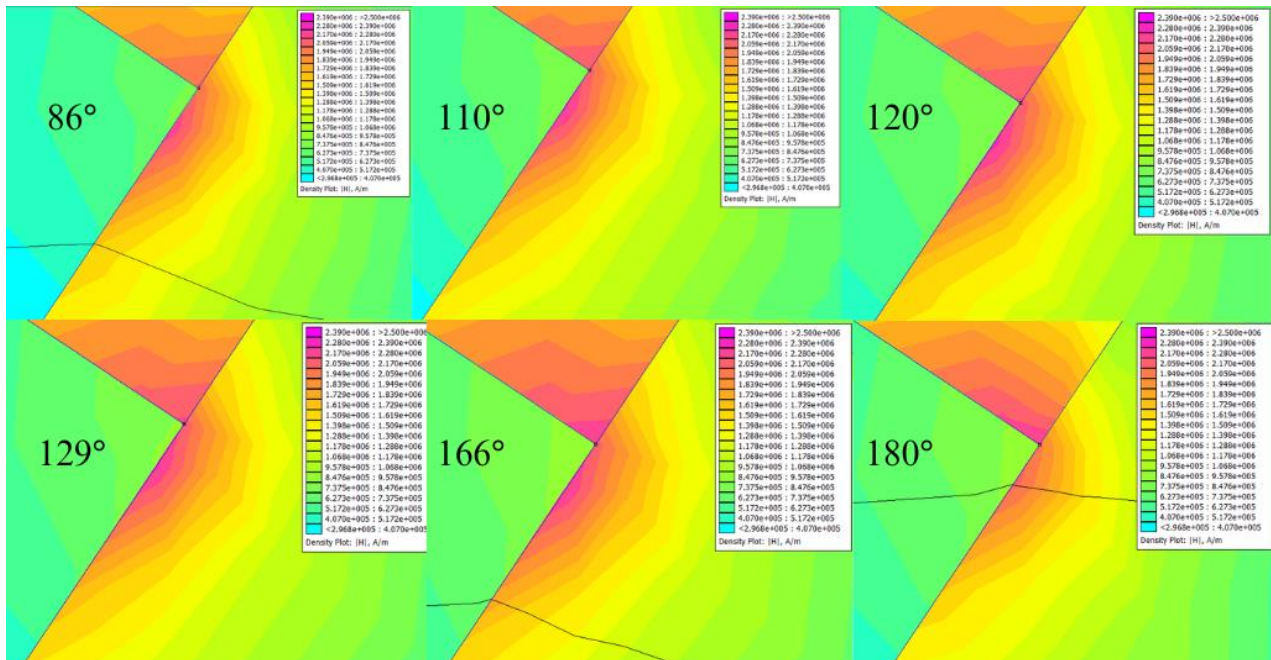


Figure 62 - Répartition du champ magnétique au niveau de la pointe de l'aimant

Pour une meilleure visualisation des résultats, en particulier pour le point initial du contour (qui est aussi le plus critique) Nous avons tracé l'évolution du dépassement de la limite du champ coercitif du matériau en fonction de l'angle d'ouverture de l'AP en employant l'expression suivante :  $D = |Hn_0 - H_c|$  ce qui nous permet aussi de mieux quantifier le risque de démagnétisation.

Tel que  $Hn_0$ =Champ normal inverse du point critique (pointe de l'AP) (A/m)

$H_c$ = Champ coercitif des nitrures de fer à 125°C = 296839.4384 A/m

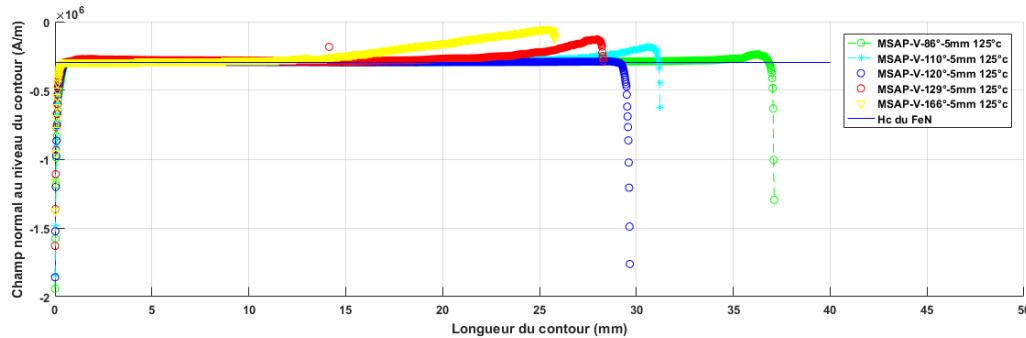


Figure 63 - Variations du champ normal inverse appliqué à l'aimant en fonction de la longueur du contour prédéfini

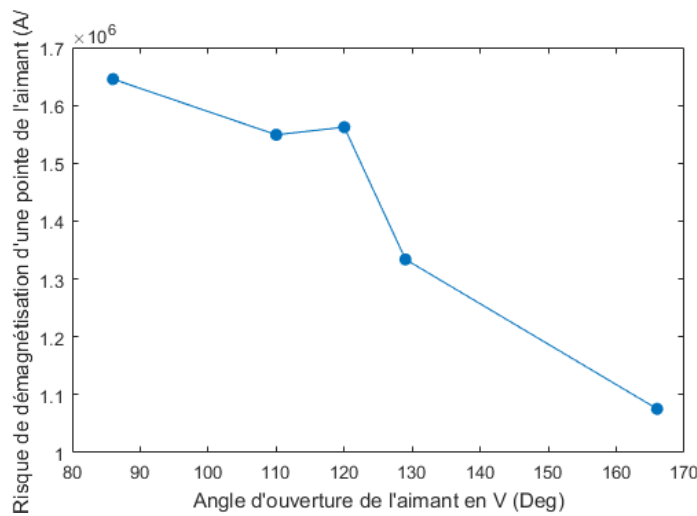


Figure 64 - Variation du risque de démagnétisation en fonction de l'angle d'ouverture de l'AP

On constate que le risque de démagnétisation de la pointe de l'AP diminue en fonction de l'angle d'ouverture ce qui implique que les structures proposées à aimants rectangulaires sont plus adaptées sur ce plan.

## VII.6 Conclusion

En conclusion, dans ce chapitre, nous avons proposé quatre configurations alternatives à base des nitrures de fer, visant à atteindre les performances de la machine de référence, en termes de couple, tout en minimisant les coûts associés aux parties actives de la structure. Les résultats obtenus ont été concluants et ouvrent des perspectives intéressantes pour le développement de machines plus économiques sans compromettre les performances recherchées.

D'après le tableau récapitulatif des résultats obtenus pour les quatre structures proposées, en termes d'atteinte du couple recherché et de réduction optimale du coût (-23.31% par rapport au coût de la MSAP de référence), la troisième structure proposée (FeN-2) est plus avantageuse. En revanche il est important de souligner que cette structure présente un risque élevé de démagnétisation partielle irréversible, en comparaison avec les autres structures proposées à base des nitrures de fer.

En contrepartie, la quatrième structure proposée (FeN-3) offre un compromis optimal entre l'obtention du couple requis (égal à 267 N.m) et la minimisation du risque de démagnétisation. La réduction du coût pour cette configuration est de 11.13% par rapport à celui de la machine de référence.

Il est important de souligner que pour toutes les structures proposées, nous avons une amélioration de la résistance à la température ainsi qu'une réduction considérable des ondulations de couple.

En outre l'investigation du potentiel de l'exploitation, du FeN au niveau de la configuration en v proposée nous a amené à conclure que la réduction de l'angle d'ouverture de l'aimant ne permet pas la réduction du risque de démagnétisation –contrairement aux matériaux ferromagnétiques durs anisotropes-. Il convient de souligner que les résultats obtenus dans le cadre de cette étude sont basés sur des simulations et des analyses approfondies. Cependant, des tests expérimentaux sont nécessaires pour valider pleinement les performances des structures proposées.

Structure	Couple Moyen [N.m]	Coût de la machine [\$]	Résistance à la démagnétisation	Résistance à la température	Ondulations de couple
Machine de référence	267	94.29	+++	+	19%
FeN-0 (à iso dimensions)	<b>220</b>	65,92 [-30.09 %]	+	+++	<b>7%</b>
FeN-1 (en agissant sur Lax)	267,4	80.2 [-15.16%]	+	+++	<b>5%</b>

FeN-2(en agissant sur Eps)	267	72,32 [-23.31%]	-	+++	<b>12%</b>
FeN-3(Lax-ep)	267.1	83.8 [-11.13%]	++	+++	<b>11%</b>

Tableau 24 tableau récapitulatif des résultats obtenus pour les structures proposées



## V. Conclusion générale

En conclusion, la réduction des coûts des MSAP de type IPM est cruciale pour rendre les véhicules électriques hybrides plus compétitifs sur le marché. Ce mémoire s'inscrit dans cette démarche, en explorant différentes possibilités d'optimisation de la machine en fournissant des recommandations concrètes et des pistes d'amélioration, cette étude contribuera donc à stimuler l'adoption des MSAP et à accélérer la transition vers une mobilité plus durable.

Au cours de ce travail, en agissant sur les paramètres géométriques de la machine -à savoir : la longueur axiale ainsi que l'épaisseur des aimants-, nous avons proposé des approches permettant d'exploiter les APs en nitrures de fer (FeN) au niveau du moteur 5-DH de la Mégane e-Tech, tout en maintenant de bonnes performances en termes de couple. Ce qui par conséquent, a permis de réduire son coût tout en faisant face aux fluctuations des marchés des terres rares.

Cependant, bien que le risque de démagnétisation soit relativement bas pour l'une des propositions issue de l'optimisation multi-objective, comparé au reste des structures ('FeN0', 'FeN-1', 'FeN2', 'FeN3', structures en V), il reste présent pour toutes les solutions étant donné le champ coercitif bas de ce matériau. De ce fait, des mesures doivent donc être prises lors de l'exploitation. Parmi ces mesures, le contrôle précis du courant d'alimentation du moteur, qui peut contribuer à minimiser les variations de champ magnétique qui pourraient affecter la stabilité des aimants permanents. Des techniques avancées de contrôle et de régulation du courant peuvent être mises en œuvre pour maintenir le fonctionnement du moteur dans des conditions optimales et prévenir la démagnétisation.

## VI. Perspectives

Les résultats obtenus dans cette étude ouvrent la voie à plusieurs perspectives intéressantes pour des recherches futures dans le domaine de la conception des machines synchrones à aimants permanents de type IPM, en utilisant des aimants sans terres rares.

Tout d'abord, la réalisation d'études approfondies sur les mécanismes de démagnétisation dans les aimants permanents en nitrures de fer peut aider à mieux comprendre les facteurs qui contribuent à la démagnétisation et à développer des stratégies spécifiques pour minimiser ce risque.

D'autre part, il serait intéressant d'approfondir cette étude en effectuant une interpolation non-linéaire des résultats de l'annexe 1, en effectuant une optimisation multi-objective par algorithmes génétiques –avec comme paramètres : le couple, le coût et le risque de démagnétisation- comme cela a été effectué par [32]. De cette manière, il serait possible de déterminer les paramètres géométriques optimaux de la structure impliquant un bon compromis entre ces trois variables pour le cas de la structure en V proposée.

De plus, afin d'exploiter au mieux le potentiel des aimants permanents en nitrures de fer, il serait intéressant d'adopter d'autres approches, pour la minimisation du risque de démagnétisation. Par exemple nous pouvons adopter une structure du rotor en PM multicouches et barrières de flux pour augmenter la réluctance et augmenter la distance entre le champ d'armature et l'aimant permanent en réduisant ainsi le risque de démagnétisation [33] [34]. D'autres structures rotoriques peuvent également présenter une minimisation du risque de démagnétisation notamment le rotor à APs en U ou en delta [11]. Il est également possible de réduire considérablement le volume de NdFeB utilisé en le combinant aux nitrures de fer comme cela a été fait au niveau de [29].

## VII. Bibliographie

- [1] A. Nipert, «UsineNouvelle,» 2021. [En ligne]. Available: [://www.usinenouvelle.com/article /moteurs-electriques-pourquoi-le-synchrone-a-aimants-permanents-domine-l-automobile](http://www.usinenouvelle.com/article/moteurs-electriques-pourquoi-le-synchrone-a-aimants-permanents-domine-l-automobile) .N1808947. .
- [2] S. F. O. I. M. R. MOLLA, « Application of iron nitride compound as alternative permanent magnet for designing linear generators to harvest oceanic wave energy,» *IET Electric Power Applications*, vol. 14, no 5, pp. 762-770, 2020.
- [3] Y. M. M. A. F. E. JIANG, « Synthesis of Fe<sub>16</sub>N<sub>2</sub> compound free-standing foils with 20 MGOe magnetic energy product by nitrogen ion-implantation,» *Scientific reports -vol 6, no1*, 2016.
- [4] L. Sacco, «FUTURA SCIENCES,» 2009. [En ligne]. Available: [https ://www.futura-sciences.com/sciences/actualites/physique-aimant-nitruure-fer-depasserait-limite-theorique-23119/](https://www.futura-sciences.com/sciences/actualites/physique-aimant-nitruure-fer-depasserait-limite-theorique-23119/).
- [5] M. Ehsani, *Modem electric, hybrid electric, and fuel cell vehicles: fundamentals, theory, and design*. Power electronics and applications series, Boca Raton,London: CRC Press, 2005.
- [6] G. SOUFFRAN, «Dimensionnement de la chaîne de traction d'un véhicule électrique hybride basé sur une modélisation stochastique de ses profils de mission,» *Thèse de doctorat. Université de Nantes*, 2012.
- [7] «Hybrid Electric Vehicle Technology and Types of Electric Vehicles Explained, The engineers post,» [En ligne]. Available: <https://www.youtube.com/watch?v=h5ysddrIXLw>.
- [8] A. REBHAOUI, «Adaptation du moteur électrique à la haute tension,» 2019.

- [9] Z. E. M. e. B. K. L. RAHMAN, «An investigation of electric motor drive characteristics for EV and HEV propulsion systems,» *SAE transactions*, pp. p. 2396-2403, 2000.
- [10] K. T. C. C. C. e. L. C. CHAU, «Overview of permanent-magnet brushless drives for electric and hybrid electric vehicles,» *IEEE Transactions on industrial electronics*, pp. 2246-2257, 2008.
- [11] Y. Otomo, T. Abe, H. Igarashi, T. Kato et H. Kurita, « Optimization of permanent magnet configuration using Boolean geometry projection method for IPM motors,» *IEEE 20th Biennial Conference on Electromagnetic Field Computation (CEFC)*, , 2022.
- [12] Z. Q. ZHU, « Permanent magnet machines for traction applications,» *Encyclopedia of Automotive Engineering*, p. 20, 2014.
- [13] F.-C. ., F.-D. D.-C. ., C.-E. Hoang Cong Minh Mai (1), «Comparaison de deux bobinages pour la propulsion d'un véhicule hybride urbain,» *European Journal of Electrical Engineering (EJEE)*, pp. 255-285, 2011.
- [14] «oswos,» [En ligne]. Available: <https://oswos.com/fr/bobinage-moteur-electrique/#:~:text=Dans%20le%20cas%20d'un,avantages%20et%20des%20inconv%C3%A9nients%20diff%C3%A9rents>.
- [15] F. G. JACEK, Permanent magnet motor technology: design and applications, CRC Press, 2023.
- [16] J. O. P. O. P. M. P. P. S. K. A. M. I. C. N. P. L. JUN CUI, «Manufacturing Processes for Permanent Magnets Part I—Sintering and Casting,» *springer*, p. 17, 2 February 2022.
- [17] «Constructeur IMA. Matériaux magnétiques,» 2009. [En ligne]. Available: <https://imamagnets.com/fr/producto/materiaux-magnetiques/2009>.
- [18] D. Meeker, «Periodic Boundaries,» [En ligne]. Available: <https://www.femm.info/wiki/PeriodicBoundaries>.

- [19] O. GEOFFROY, Physique des matériaux magnétique, Techniques de l'ingénieur. Génie électrique, 2006, vol. 2, no D2080..
- [20] R.Ibtiouen, *Notes de cours « Conversion d'énergie électromagnétique : Calcul des efforts électromagnétiques »*, Alger, Ecole Nationale Polytechnique, 2021.
- [21] K.-C. e. J. S.-H. KIM, «Analysis on correlation between cogging torque and torque ripple by considering magnetic saturation,» *IEEE transactions on magnetics*, pp. 2417-2420., 2013.
- [22] L. J. S. Z. Z. Q. e. a. ZHU, « Comparison of alternate analytical models for predicting cogging torque in surface-mounted permanent magnet machines.,» *IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference. IEEE*, , pp. 1-6, 2008.
- [23] A. Tameemi, «Influence of High Temperature on Electromagnetic and Mechanical Performances of High-Speed Permanent Magnet Machines,» *IEEE*, p. 5, 2022.
- [24] A. V. G. B. Gianmario Pellegrino, «Performance Comparison Between Surface-Mounted and Interior PM Motor Drivesfor Electric Vehicle Application,» *IEEE*, p. 9, 2011.
- [25] T. M. J. Gilsu Choi, «Demagnetization Characteristics of Permanent Magnet,» *IEEE*, p. 7, 2014.
- [26] J. T. M. Jahns, «Influence of d- and q- Axis currents o, Demagnetization in PM Synchronous Machines,» *IEEE*, p. 8, 2013.
- [27] J. D. M. .. T. M. Jahns, «Investigation of the Rotor Demagnetization Characteristics of Interior PM Synchronous Machines During Fault Conditions,» *IEEE*, p. 8, 2013.
- [28] G. e. J. T. M. .. I. CHOI, Demagnetization characteristics of permanent magnet synchronous machines, 40th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society, 2014. p. 469-475..

- [29] Q. E.-R. A. e. L. B. MA, «Low-cost interior permanent magnet machine with multiple magnet types,» *IEEE Transactions on Industry Applications*, pp. vol. 56, no 2, p. 1452-1463., 2020.
- [30] H. Z. Z. Q. W. C. Z. M. W. Z. W. D. & G. X. Hua, « Partitioned stator machines with NdFeB and ferrite magnets,» *IEEE Transactions on Industry Applications*, pp. 53(3), 1870-1882., 2016.
- [31] M. S. W. e. L. W. BARANSKI, «Experimental and simulation studies of partial demagnetization process of permanent magnets in electric motors,» *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 36, n° %14, pp. 3137-3145., 2021,.
- [32] X. S. Z. e. X. Y. ZHAO, «Multi-objective optimization design of permanent magnet synchronous motor based on genetic algorithm,» *2nd International Conference on Machine Learning, Big Data and Business Intelligence (MLBDBI). IEEE*, n° %120, 2020 .
- [33] Y. H. K. K. O. & H. J. P. Jung, « Design of multi-layer IPMSM using ferrite pm considering mechanical and electrical characteristics,» *IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE) IEEE*, pp. pp. 3534-3541, 2019.
- [34] W. Z. P. W. M. L. Y. F. Z. & S. Y. Wang, «. Demagnetization and permanent-magnet minimization analyses of less-rare-earth interior permanent-magnet synchronous machines used for electric vehicles,» *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 54, n° %11, 2018.
- [35] R. Bargallo, *Finite elements for electrical engineering*, Universitat Politecnica De Catalunya, 2006.
- [36] M. Mokukcu, «Optimisation énergétique d'un véhicule hybride,» *thèse de doctorat* ,*Université Paris Saclay - CentraleSupélec*, 23 Nov 2018.

- [37] R. BENLAMINE, « Etude et réalisation d'une machine électrique à forte densité de couple et fort rapport de sur-couple pour des applications de traction automobile,» *Thèse de doctorat. Université de Franche-Comté*, 2015.
- [38] S. H. (. ,. M. B. ,. G. M. R. ,. M. G. ,. Y. C. Koua Malick Cisse (1), «Design Optimization of Multi-Layer Permanent Magnet Synchronous Machines for Electric Vehicle Applications,» *Energies*, 2021.
- [39] D. Richard-ARLOT, «Electrification of transportation :Permanent magnets for E-motors,» *webinar*, 10 06 2020 .
- [40] S. DUGANYIGIT, «Caractérisation expérimentale de moteur synchrone à aimants innovants permanents,» 2014.
- [41] Q. E.-R. A. e. L. B. MA, « Low-cost interior permanent magnet machine with multiple magnet types,» *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 56, n° %12, pp. 1452-1463, 2020.

## VIII. Annexes

### Valeurs du couple, du coût, et du flux efficace pour différentes valeurs d'angle d'ouverture de l'aimant permanent en forme de V

Epaisseur	5	6	7	8	9
Angle d'ouverture (°)	Couple moyen (N.m)				
180	219,9654	249,2518	265,1433	272,3458	275,9762
161,71	230,6386804	254,176902	265,1434	272,3459	275,9763
132,75	220,627773	245,5675973	262,8490423	271,4279663	276,1663131
112,21	206,2404	235,0920403	253,6658622	264,2588807	271,0289411
102,2	185,1380875	196,2868041	247,4201481	260,3147097	266,9379208
86,52	165,6143116	205,3061118	233,5624058	248,4304212	257,4393956

Epaisseur	5	6	7	8	9
Angle d'ouverture (°)	Flux RMS (Wb)				
180	0,057	0,0557	0,0554	0,0552	0,0551
161,71	0,0599	0,057	0,0553	0,0552	
132,75	0,060	0,058	0,057	0,056	0,0557
112,21	0,061	0,059	0,058	0,056	0,0564
102,2	0,061	0,060	0,058	0,058	0,056
86,52	0,061	0,061	0,059	0,058	0,0580

Epaisseur (mm)	5	6	7	8	9
Angle d'ouverture (°)	Coût (\$)				



180	66.625	68.751	70.886	73.001	75.117
161,71	65.918	68.179	70.199	72.324	74.450
132,75	65.918	68.179	70.441	72.702	74.963
112,21	65.918	68.179	70.440	72.702	74.963
102,2	66.031	67.094	70.553	72.815	75.076
86,52	65.918	68.179	70.440	72.702	74.963