

Étude de la stabilité par analyse d'impédance d'un micro-réseau DC pour les avions plus électriques

Luc DERRIEN^{1,2}, Pauline KERGUS¹, Maurice FADEL¹, Mohamed Khaled KAHALERRAS²

¹LAPLACE, Université de Toulouse, CNRS, INPT, UPS, Toulouse, France

²AIRBUS Operation SAS, Toulouse, France

RESUME – La suppression des réseaux pneumatique et hydraulique dans les avions est un point clef de l'amélioration de leur rendement énergétique, on parle d'avion plus électrique (*More Electrical Aircraft* - MEA). Cette suppression nécessite de repenser entièrement l'architecture électrique. Pour spécifier correctement une nouvelle solution, il faut avoir des critères de stabilité fiables. L'analyse d'impédance est une méthode d'analyse "boîte noire" caractérisée par une grande modularité. Ce travail s'intéresse à l'application de cette méthode sur un réseau avionique simplifié. La limite de stabilité prédite par la méthode d'analyse d'impédance est comparée à la limite obtenue par simulation du système physique. L'objectif est de tester cette méthode sur un micro-réseau simplifié d'un MEA.

Mots-clés – MEA, Analyse d'impédance, Stabilité.

1. INTRODUCTION

Les avions de ligne sont traditionnellement composés de réseaux hydraulique, pneumatique et électrique. D'une part le réseau hydraulique est lourd et nécessite une maintenance très régulière. D'autre part le réseau pneumatique est alimenté par des soupapes d'air au niveau des turbines : cette architecture ne permet pas aux moteurs d'avoir une efficacité optimale pour la poussée de l'avion. Supprimer les réseaux pneumatique et hydraulique permettrait d'augmenter le rendement global de l'avion : c'est la notion d'avion plus électrique (MEA) [1].

La substitution de ces réseaux secondaires par un réseau électrique plus complexe est déjà une réalité du marché avionique comme dans le Boeing 787 où le système de conditionnement d'air ne prélève plus de l'air pressurisé au niveau des turbines mais est produite directement par des compresseurs électriques [2]. Dans les anciens avions de lignes comme le Airbus A320, l'arbre mécanique de la turbine est connecté à un *Integrated Drive Generator* (IDG) qui permet de convertir la vitesse de rotation variable de la turbine à une vitesse de rotation fixe. L'IDG est un étage lourd, coûteux et demandeur en maintenance. Cet étage a été supprimé des avions Airbus A380 et A350 où le réseau électrique est alimenté en tension alternative à fréquence variable. Cependant la complexité liée à la fréquence variable pour le design des équipements limite le développement et l'augmentation de puissance du micro-réseau. Pour répondre à ces problèmes, il faut repenser entièrement le réseau électrique et la recherche avionique se tourne principalement vers les micro-réseaux à tension continu (DCMG) pour leurs nombreux avantages : contrôle simplifié ; gain en masse ; interface plus naturelle avec les éléments de stockage d'énergie [3]. Cependant l'inconvénient principal de la tension continue est l'impact sur la stabilité du réseau.

Il existe deux grandes catégories pour l'étude de la stabilité de micro-réseau électrique : les méthodes petits signaux et les méthodes forts signaux [4]. Les méthodes forts signaux, principalement basées sur les théories de stabilité de Lyapunov, sont très difficilement applicables aux réseaux complexes comme les micro-réseaux électriques pour MEA [5]. Les méthodes petits signaux se séparent également en deux catégories : l'étude par représentation d'état et les études d'impédances. Comme pour

les fonctions de Lyapunov, l'analyse par représentation d'état est limitée par la dimension du système et devient rapidement inexploitable pour un système trop complexe. Les méthodes par analyse d'impédance permettent de considérer le réseau électrique comme un ensemble de sous-systèmes connectés en cascade. Ce type d'approche permet non seulement une grande modularité dans la modification de l'architecture mais permet également une vision "boîte noire" des systèmes, vision importante dans un contexte industriel.

L'architecture du micro-réseau sur lequel sera faite l'analyse de la stabilité est présentée section 2 : le modèle électrique de référence, sa simplification en modèle diphasé moyen ainsi que l'architecture de contrôle choisi pour les convertisseurs y sont détaillés. Cette section se termine par la démonstration de la limite de stabilité lorsque la puissance appelée par la charge est trop importante. Dans la section 3 est présentée la méthode d'analyse d'impédance : l'explication mathématique et son application au micro-réseau choisi sont détaillés en profondeur notamment pour les calculs analytiques des différentes impédances. L'intérêt de la méthode étudiée est démontré section 4 à travers des exemples pour évaluer l'impact du coefficient de droop sur la stabilité. Ces exemples servent à montrer l'intérêt de cette méthode devant une étude uniquement par simulation.

2. MICRO-RÉSEAU SIMPLIFIÉ D'UN MEA

2.1. Architecture du réseau

2.1.1. Modèle de référence

Le réseau électrique étudié est représentatif d'une architecture simplifiée d'un MEA (Figure 1). Il est composé de deux machines synchrones à aimant permanent (MSAP) découplées, l'une montée sur un étage Haute Pression (*High Pressure* - HP) et l'autre sur l'étage Basse Pression (*Low Pressure* - LP) d'une turbine. Ces deux étages ne sont pas couplés mécaniquement et peuvent donc avoir des vitesses de rotation différentes. Le fonctionnement de la turbine implique que l'étage LP à une amplitude de variation de vitesse supérieur à l'étage HP.

Pour les charges, la majorité sont raccordées au bus par un convertisseur commandé. Ce convertisseur permet à ces charges d'obtenir précisément la puissance demandée avec une dynamique très rapide (ex. système antigivre [6] ou onduleur de moteur [7]). Vu du bus, ces charges peuvent être représentées par une unique charge à puissance constante idéalisée (Constant Power Load - CPL) car la puissance est asservie et ne doit pas dépendre de l'état du micro-grid. Cette charge idéalisée a une dynamique infinie pour représenter le cas le plus contraignant pour le réseau.

Ces éléments sont reliés à un même bus continu tout en prenant en compte les impédances de ligne connectant chacun de ces éléments. Dans cette étude, les machines synchrones travaillent sans stratégie de défluxage et les interrupteurs des convertisseurs sont supposés parfaits (Figure 2).

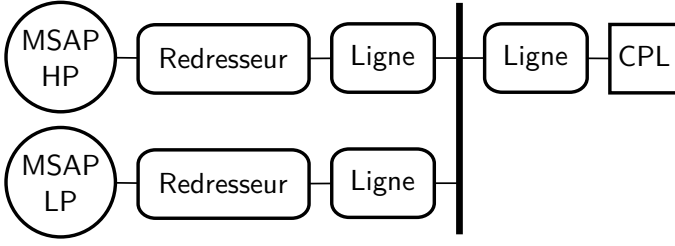


FIG. 1 – Schéma du micro-réseau électrique étudié

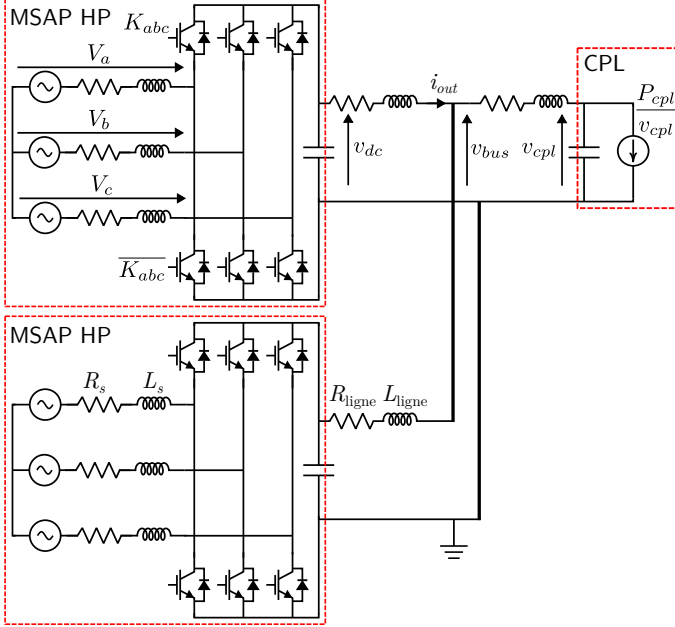


FIG. 2 – Circuit électrique du micro-réseau électrique étudié

2.1.2. Modélisation dq

Pour simplifier les modèles de simulation, le système est étudié via un modèle moyen dans le plan dq pour chaque machine. La transformée utilisée est la transformée de Park-Clarke (conservation d'amplitude) [8]. Les équations électriques dans le plan dq pour une machine synchrone (convention générateur) sont [9] :

$$\begin{cases} v_d = -R_s i_d - L_s \frac{di_d}{dt} + L_s i_q \omega_e \\ v_q = -R_s i_q - L_s \frac{di_q}{dt} - L_s i_d \omega_e + \omega_e \Phi_f \end{cases} \quad (1)$$

Pour l'onduleur, les signaux de commandes K_i ($i=a, b$ ou c) sont égaux à 0 ou 1. À partir d'une tension de référence $v_{i.ref}$, la valeur moyenne de K_i (soit le rapport cyclique α_i), est construite tel que l'équation (2). L'état des interrupteurs est ensuite construit par comparaison avec un signal triangulaire haute fréquence. L'ajout de la tension médiane construite via le modulateur dans la référence permet d'augmenter la tension fondamentale de l'onduleur : $-V_{dc}/\sqrt{3} < |V_{i.ref}| < V_{dc}/\sqrt{3}$ [10]

$$\begin{cases} \alpha_i = \bar{K}_i = \frac{1}{2} + \frac{1}{V_{dc.ref}} \left(V_{i.ref} + \frac{V_{median}}{2} \right) \\ V_{median} = -\max(V_{a.ref}, V_{b.ref}, V_{c.ref}) - \min(V_{a.ref}, V_{b.ref}, V_{c.ref}) \end{cases}, i \in \{a, b, c\} \quad (2)$$

Les équations de l'onduleur dans le plan dq en modèle moyen sont [11] :

$$\begin{cases} v_d = \alpha_d v_{dc} \\ v_q = \alpha_q v_{dc} \\ C_{cvs} \frac{dv_{dc}}{dt} = \frac{3}{2} (i_d \alpha_d + i_q \alpha_q) - i_{out} \end{cases} \quad (3)$$

La modélisation dans le plan dq d'une machine synchrone et du convertisseur associé peut être représenté par un schéma électrique équivalent (Figure 3).

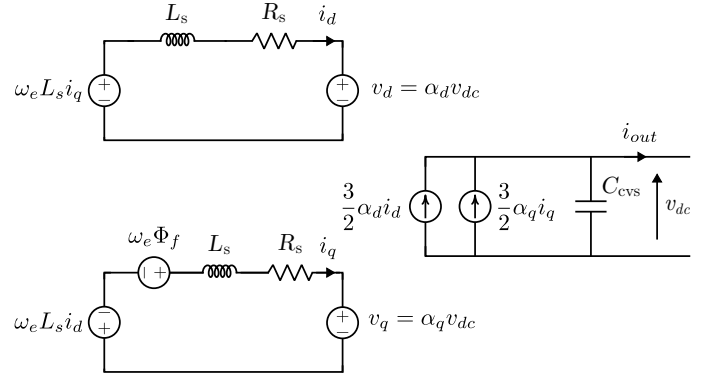


FIG. 3 – Représentation dans le modèle dq d'une machine synchrone et son convertisseur

2.2. Architecture de contrôle

Le contrôle de chaque machine synchrone est fait par mise en cascade de deux boucles de contrôle : une boucle d'asservissement du courant i_q ; une seconde boucle d'asservissement de la tension de sortie v_{DC} . La tension de référence est construite par droop control (Figure 4).

Les deux machines synchrones sont supposées à pôles lisses et fonctionne sans défluxage. Sous ces hypothèses, le courant i_d est asservi à la référence $i_{d.ref} = 0$ A.

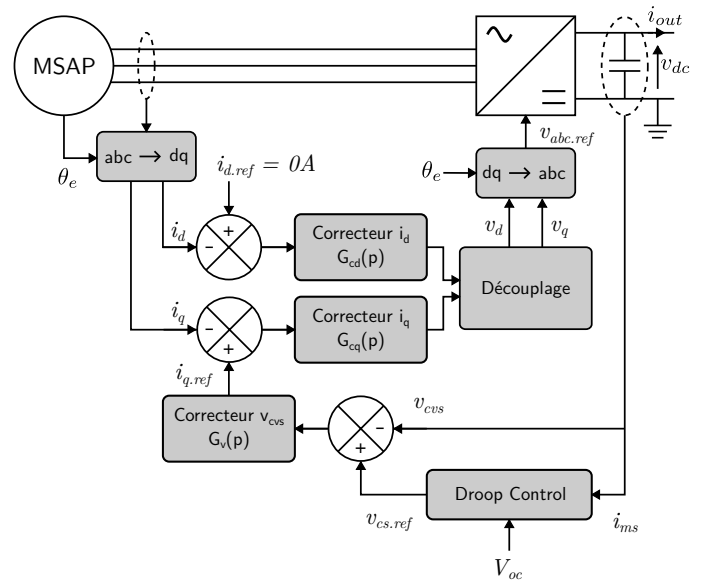


FIG. 4 – Architecture de contrôle pour une machine synchrone et son convertisseur

Boucle de courant - Le contrôle des machines synchrones est fait dans le plan dq de la transformée de Park-Clarke. Les grandeurs de commandes sont les amplitudes de modulation α_d et α_q construites par découplage et correction PI via les équations suivantes :

$$\begin{cases} v_{d.ref} = \alpha_d V_{ref} = (i_{d.ref} - i_d)G_{cd}(p) + L_s i_q \omega_e \\ v_{q.ref} = \alpha_q v_{ref} = (i_{q.ref} - i_q)G_{cq}(p) - L_s i_d \omega_e + \omega_e \Phi_f \end{cases} \quad (4)$$

En appliquant la méthode de compensation de pôle afin d'obtenir la dynamique de courant de l'équation (5), il faut choisir un correcteur de la forme de l'équation (6). La pulsation de coupure ω_c est choisie une décade en dessous de la pulsation liée à la fréquence de découpage du convertisseur.

$$H_c(p) = \frac{i_{q.ref}}{i_q} \approx \frac{1}{1 + \frac{p}{\omega_c}} \quad (5)$$

$$G_{cq}(p) = K_{cp} + \frac{K_{ci}}{p} = -\omega_c L_s - \frac{\omega_c R_s}{p} \quad (6)$$

Boucle de tension - Chaque source contrôle la tension aux bornes de son condensateur de sortie. L'erreur à la tension de référence $v_{cs.ref}$ permet de construire le courant de référence $i_{q.ref}$ via l'équation suivante :

$$i_{q.ref} = (v_{cs.ref} - v_{cs})G_v(p)$$

En linéarisant les équations (1) et (3) dans le domaine de Laplace, et en prenant l'hypothèse $v_d i_d \ll v_q i_q$ (hypothèse $i_{d.ref} = 0$ A) on obtient les équations suivantes :

$$C_{cvs} p \Delta v_{dc} = \frac{3}{2} (I_{q0} \Delta \alpha_q + A_{q0} \Delta i_q) - \Delta i_{out} \quad (7)$$

$$A_{q0} \Delta v_{dc} + V_{dc0} \Delta \alpha_q = -(R_s + L_s p) \Delta i_q$$

En posant $P_{MS0} = V_{q0} I_{q0}$ la puissance fournie par une MSAP et en faisant l'hypothèse $w_e \Phi_f \gg -(2R_s + L_s p) I_{q0}$ (la bande passante de la dynamique de courant et la chute résistive sont négligeables devant la fem à vide de la machine), l'équation (7) devient :

$$\left(\frac{P_{MS0}}{V_{dc0}^2} + C_{cvs} p \right) \Delta v_{dc} = \frac{3}{2} \frac{w_e \Phi_f}{V_{dc0}} \Delta i_q - \Delta i_{out} \quad (8)$$

Comme pour la boucle de courant, en appliquant la méthode de compensation de pôle pour obtenir la dynamique de l'équation (9), il faut choisir un correcteur de la forme de l'équation (10). La pulsation de coupure ω_v est choisie une décade en dessous de la pulsation ω_c de la dynamique de courant.

$$H_v(p) = \frac{v_{cs}}{v_{cs.ref}} \approx \frac{1}{1 + \frac{p}{\omega_v}} \quad (9)$$

$$G_v(p) = K_{vp} + \frac{K_{vi}}{p} = \omega_v \frac{2V_{ref}}{3w_e.ref \Phi_f} \left(C_{cvs} + \frac{P_{MS.ref}}{V_{ref}^2 p} \right) \quad (10)$$

Droop Control - La tension de référence $V_{cs.ref}$ est construite par Droop Control : le convertisseur est contrôlé comme un modèle Thévenin équivalent avec une résistance virtuelle k telle que l'équation (11). Le choix du coefficient de droop vient d'un compromis entre la précision sur la puissance fournie et la chute de tension acceptable [3]. Le coefficient maximal de droop k peut donc être choisi comme fonction de la chute de tension maximale acceptée et le courant nominal de sortie de convertisseur (12).

$$V_{cs.ref} = V_{oc} - k i_{out} \quad (11)$$

$$k_{max} = \frac{\Delta V_{max}}{I_{nom}} \quad (12)$$

La figure 5 compare les résultats de simulation entre le modèle triphasé avec le découpage (Figure 2) et le modèle moyen en représentation dq (Figure 3) :

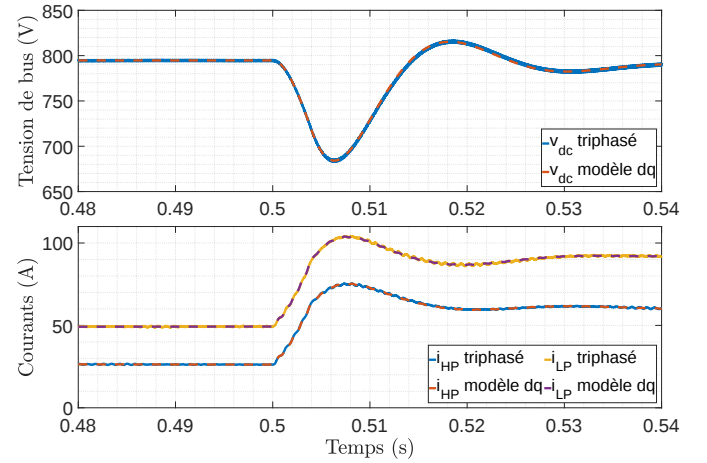


FIG. 5 – Fonctionnement du micro-réseau commandé par Droop Control pour un échelon de puissance appelé par la charge

2.3. Limite de stabilité

La charge CPL est assimilable en première approximation à une impédance négative (à puissance constante, si le courant augmente, la tension diminue). Les impédances négatives ont un impact très important sur la stabilité [12] et plus la puissance appelée sera grande plus l'impédance négative sera impactante jusqu'à rendre le système instable. Sur le réseau électrique étudié, la limite de stabilité obtenue par simulation du micro-réseau dans sa modélisation dq est de 160 kW (Figure 6). À 160kW, le système présente des pseudo-oscillations qui arrivent à converger vers un régime permanent. Au delà de 170kW, les pseudo-oscillations divergent.

3. ÉTUDE DE LA STABILITÉ

3.1. Principe de l'analyse d'impédance

La méthode par analyse d'impédance est une approche petit signal pour l'étude de la stabilité par comparaison de l'impédance de sortie côté source à l'impédance d'entrée côté charge. L'idée sous-tendue est que le transfert de puissance entre l'étage de source et l'étage de charge fait intervenir un pont diviseur de tension au niveau du bus (Figure 7) [4][13].

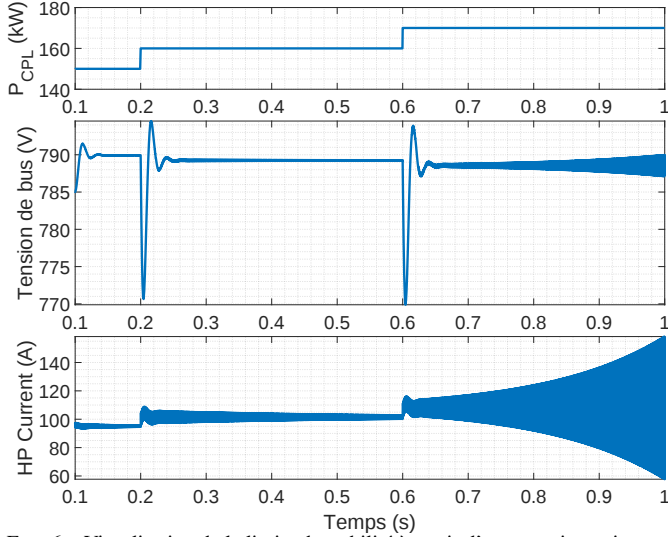


FIG. 6 – Visualisation de la limite de stabilité à partir d’une certaine puissance de charge appelée (modèle dq pour les sources)

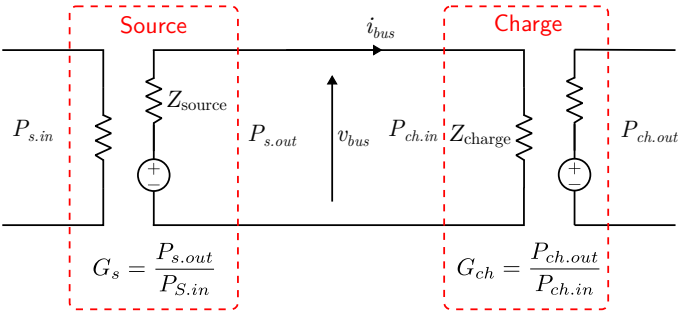


FIG. 7 – Schéma de la mise en cascade de deux quadripôles pour l’étude de la stabilité

$$\begin{aligned}
 P_{Ch.out} &= G_{Ch} I_{bus} V_{bus} \\
 &= G_{Ch} I_{bus} \frac{Z_{Ch}}{Z_{Ch} + Z_S} V_0 \\
 \frac{P_{Ch.out}}{P_{S.in}} &= G_{Ch} G_S \frac{1}{1 + \frac{Z_S}{Z_{Ch}}}
 \end{aligned} \quad (13)$$

La fonction de transfert liant la puissance de sortie en fonction de la puissance d’entrée fait intervenir les gains G_s , G_{ch} et un pont diviseur de tension. En supposant G_s et G_{ch} indépendamment stables, le réseau est stable si $(1 + Z_s/Z_{ch})$ n’a pas de zéros à partie réelle strictement positifs. La condition de stabilité sur Z_s/Z_{ch} est la même que pour la fermeture d’une boucle ouverte. Le critère de Nyquist est alors utilisé comme critère de stabilité.

3.2. Calcul analytique des impédances

3.2.1. Source (MSAP, convertisseur et ligne)

L’impédance n’a de sens que pour des systèmes linéaires : il faut donc linéariser le système autour d’un point de fonctionnement pour utiliser cette méthode. La notation suivante est utilisée pour séparer la composante continue des variations petits signaux : $x = X_0 + \Delta x$

À partir des équations (1) et (4) (axe q uniquement), la combinaison des deux équations (en négligeant Δi_d devant Δi_q) donne :

$$\frac{V_{dc0}}{V_{ref}} G_c(p) (\Delta i_{q.ref} - \Delta i_q) + A_{q0} \Delta v_{dc} = -(R_s + L_s p) \Delta i_q \quad (14)$$

En prenant le correcteur $G_c(p)$ défini équation (6), on obtient Δi_q en fonction de $\Delta i_{q.ref}$ et d’un terme de perturbation en Δv_{dc} :

$$\begin{cases} \Delta i_q = H_c(p) \Delta i_{q.ref} + Y_c(p) \Delta v_{dc} \\ H_c(p) = \frac{1}{1 + \frac{V_{bus.ref}}{V_{DC0}} \frac{p}{\omega_c}} \\ Y_c(p) = -A_{q0} \frac{V_{bus.ref}}{V_{DC0}} \frac{H_c(p)}{G_c(p)} \end{cases} \quad (15)$$

En injectant l’équation précédente de Δi_q dans l’équation (8) et avec la correction de l’équation (10), alors Δv_{dc} est fonction de Δv_{ref} et de Δi_{out} :

$$\begin{cases} \Delta v_{DC} = H_v(p) \Delta v_{ref} - R_v(p) \Delta i_{out} \\ H_v(p) = \frac{1}{1 + \frac{P_{ms0}}{V_{dc0}^2} + Cp + aY_c(p)} \\ R_v(p) = \frac{H_v(p)}{aH_c(p)G_v(p)} \end{cases} \quad (16)$$

En appliquant maintenant le droop control (11), l’équation finale ne faisant intervenir que Δv_{dc} et Δi_{out} devient :

$$\begin{cases} \Delta v_{dc.ref} = -k \cdot \Delta i_{out} \\ \Delta v_{dc} = -(R_v(p) + k \cdot H_v(p)) \Delta i_{out} \end{cases} \quad (17)$$

L’impédance d’une source $Z_{MSAP} = -\Delta v_{bus} / \Delta i_{out}$ est donc :

$$Z_{MSAP} = (R_v(j\omega) + k \cdot H_v(j\omega)) + R_{ligne} + L_{ligne} j\omega \quad (18)$$

L’impédance de cette source est évaluée par simulation par injection de perturbations sinusoïdales de faible amplitude sur la tension de sortie. Le gain et le déphasage sur le courant est reporté sur le diagramme de Bode de la figure 8. L’équation (18) donne une impédance cohérente avec les résultats de simulation.

Pour obtenir l’impédance totale côté source Z_{source} (Figure 7), il faut calculer l’impédance équivalente de la mise en parallèle de l’arbre HP avec l’arbre LP (équation (19)).

$$Z_{source} = \frac{1}{\frac{1}{Z_{MSAP,HP}} + \frac{1}{Z_{MSAP,LP}}} \quad (19)$$

3.2.2. Charge (CPL, condensateur, ligne)

La charge CPL est représentée par une source de courant parfaite en parallèle d’un condensateur représentant le filtre d’entrée du convertisseur. Le courant appelé $i_{charge} = P_{cpl}/v_{cpl}$ n’est pas linéaire. La linéarisation donne le schéma électrique figure 9 et l’impédance de l’équation (20) :

$$i_{charge} = I_0 - \frac{P_{cpl,0}}{V_{cpl,0}^2} \Delta v_{cpl} \quad (20)$$

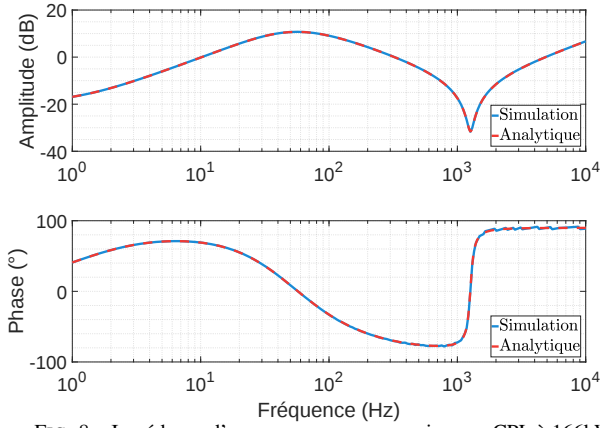


FIG. 8 – Impédance d'une source pour une puissance CPL à 166 kW
 $k_{droop} = 0.1 \Omega$ et $V_{oc} = 800 V$ ($V_{dc0} = 788.6 V$)

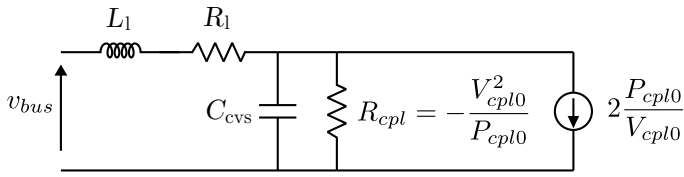


FIG. 9 – Schéma électrique de la charge CPL linéarisée

L'impédance côté charge est :

$$Z_{charge} = \frac{R_{cpl}}{1 + R_{cpl}C_{cvs}.j\omega} + R_{ligne} + L_{ligne}.j\omega \quad (21)$$

3.3. Limite de stabilité

Le rapport Z_{source}/Z_{charge} doit respecter le critère de Nyquist pour que le système soit stable. La relation du critère de Nyquist est $Z = P - N$ avec Z le nombre de zéros de $(1 + Z_{source}/Z_{charge})$, P le nombre de pôles de Z_{source}/Z_{charge} à partie réelle positive et N le nombre de tours du contour de Nyquist dans le sens trigonométrique autour du point critique $(-1, 0)$. Le système est stable si $Z = 0$, ie. $N = P$.

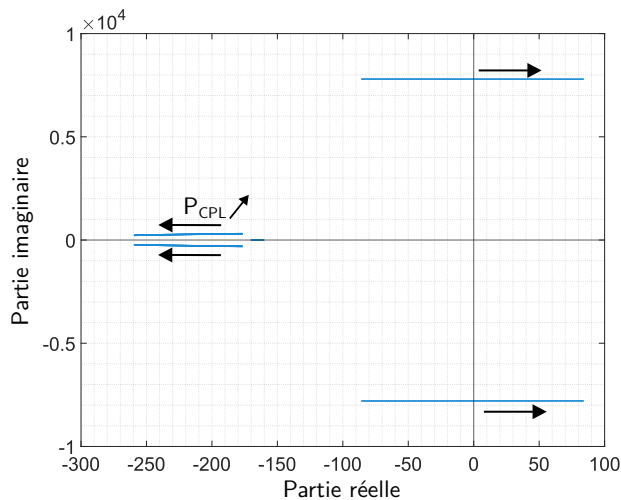


FIG. 10 – Pôles de Z_{source}/Z_{charge} pour une puissance CPL allant de 100 W à 100 kW. Apparition de pôles à partie réelle positive à 51 kW (certains pôles à parties réelles négatives ne sont pas représentés)

D'après la figure 10, à partir de 51 kW, le rapport d'impédance possède deux pôles à partie réelle positive. Pour que le

système soit stable, son contour de Nyquist doit entourer deux fois dans le sens trigonométrique le point critique. Cette condition est respectée jusqu'à 160 kW d'après la figure 11 : la limite de stabilité se trouve à 164 kW. Cette conclusion est cohérente avec le résultat de simulation présenté figure 6.

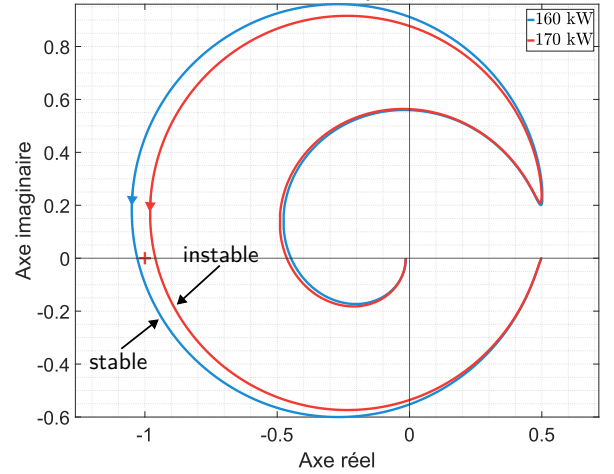


FIG. 11 – Contour de Nyquist (phases positives uniquement) de Z_{source}/Z_{charge} en fonction de la puissance de charge P_{cpl}

4. IMPACT DU COEFFICIENT DE DROOP

4.1. Exemple $k_{HP} = k_{LP}$:

Cet outil d'analyse d'impédance permet d'étudier l'impact des différents paramètres sur la stabilité du système. Au niveau de l'architecture de contrôle, l'impact du coefficient de droop est étudié dans cette section. En imposant $k_{LP} = k_{HP}$, la puissance consommée par la charge CPL est également répartie entre les deux sources. Cependant, plus le coefficient de droop choisi est important, plus la chute de tension sur le bus sera importante. L'impact sur l'impédance est montré figure 12 et celui sur le contour de Nyquist du rapport Z_{source}/Z_{charge} sur la figure 13.

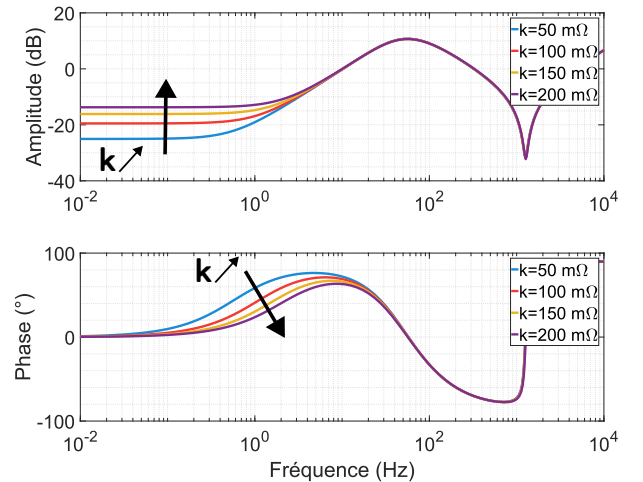


FIG. 12 – Diagramme de bode de l'impédance de source pour divers coefficients de droop à $P_{cpl} = 160 kW$

Les contours de Nyquist montrent que plus le coefficient de droop est grand, plus la limite de stabilité du système est faible. Il est donc préférable d'un point de vue stabilité de choisir un faible coefficient de droop. D'après [14], il y a un compromis à faire sur le choix de droop : un droop trop faible a un impact sur la précision de la répartition de puissance entre sources mais

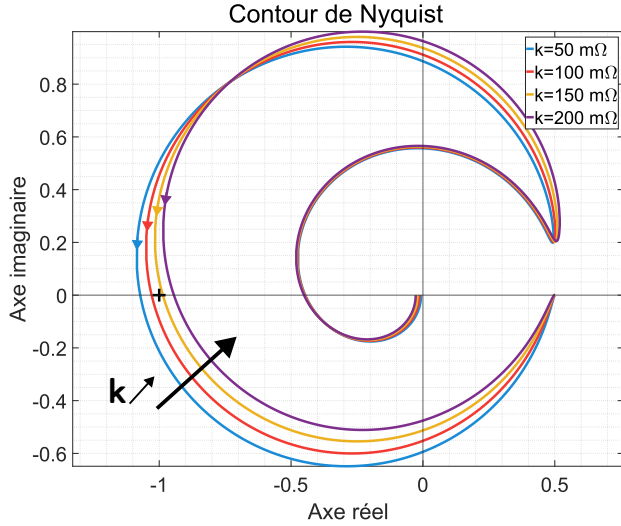


FIG. 13 – Diagramme de Nyquist (phases positives uniquement) du rapport d'impédance Z_{source}/Z_{charge} pour divers coefficients de droop à $P_{cpl} = 160 \text{ kW}$

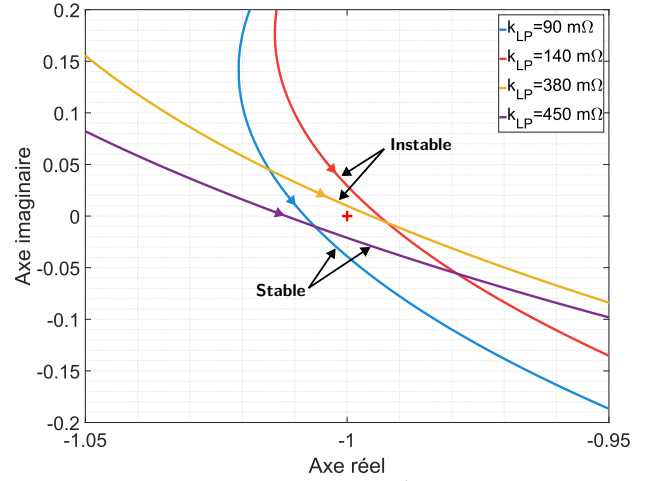


FIG. 15 – Diagramme de Nyquist de Z_{source}/Z_{charge} à $P_{cpl} = 160 \text{ kW}$ et $k_{HP} = 0\Omega$

un droop trop grand impose une plus grande chute de tension au courant nominal ce qui n'est pas souhaitable d'un point de vue qualité réseau. Cette étude de stabilité montre qu'en plus d'une forte chute de tension, un fort droop a un impact sur la stabilité du réseau.

4.2. Exemple $k_{HP} \gg k_{LP}$:

Pour passer d'un fonctionnement avec deux sources à un fonctionnement à une seule source, il faut diminuer le courant dans une des sources et une fois ce courant annulé ouvrir le contacteur de la source correspondante. Dans ce cas d'étude avec deux sources, pour que tous le courant passe par une seule source (par exemple l'arbre HP), il faut imposer $k_{HP} = 0\Omega$ et choisir k_{LP} très grand devant k_{HP} .

En choisissant $k_{HP} = 0\Omega$, l'analyse d'impédance permet de montrer qu'il existe une plage de coefficient de droop où la limite de stabilité est minimale. L'utilisation du diagramme de Nyquist permet de tracer la figure 14 avec quelques contours particuliers sur la figure 15. Les simulations de ces limites sont présentées figure 16 (limite à $k_{LP} = 120 \text{ m}\Omega$) et figure 17 (limite à $k_{LP} = 410 \text{ m}\Omega$).

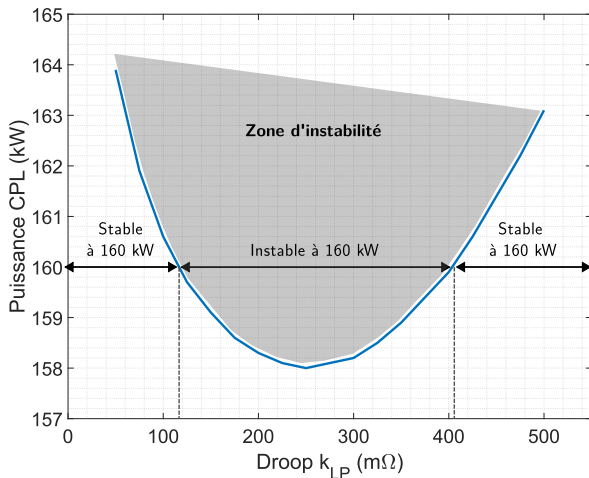


FIG. 14 – Limite de stabilité sur P_{CPL} en fonction de k_{LP} avec $k_{HP} = 0\Omega$. À 160 kW , k_{LP} est instable entre $120 \text{ m}\Omega$ et $410 \text{ m}\Omega$

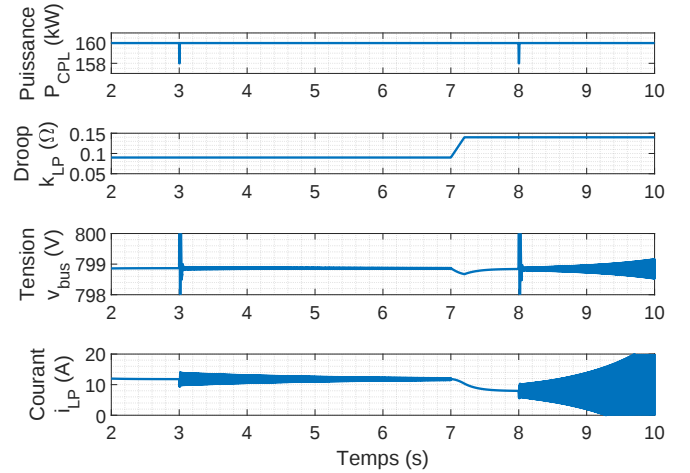


FIG. 16 – Limites de stabilité pour $k_{HP} = 0\Omega$ et k_{LP} variant de $90 \text{ m}\Omega$ à $140 \text{ m}\Omega$ à $P_{CPL} = 160 \text{ kW}$

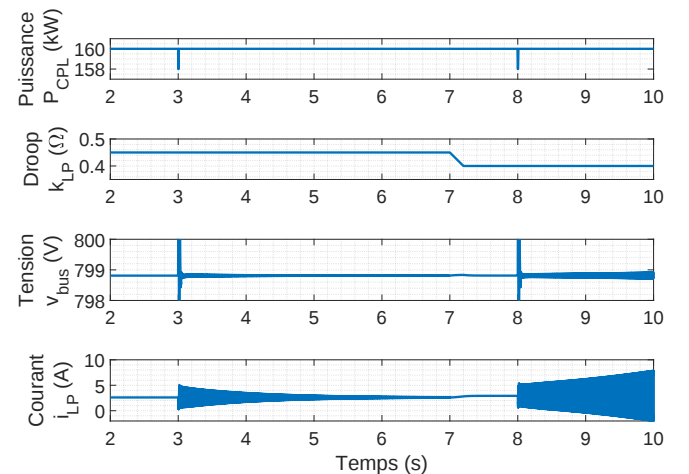


FIG. 17 – Limites de stabilité pour $k_{HP} = 0\Omega$ et k_{LP} variant de $450 \text{ m}\Omega$ de $400 \text{ m}\Omega$ à $P_{CPL} = 160 \text{ kW}$

5. CONCLUSION ET PERSPECTIVES

Avec le développement des réseaux électriques avioniques, il est primordial de pouvoir correctement caractériser la stabilité

du réseau. Cependant, au vu des puissances et du nombre de composants en jeu, les méthodes classiques d'étude de stabilité (comme l'étude des valeurs propres de la matrice d'état) sont difficilement applicables. Ce travail montre l'application de la méthode d'analyse d'impédance.

Les avantages de l'analyse d'impédance sont sa souplesse lors d'une modification de l'architecture ou encore son approche "boîte noire" qui est important dans un contexte industriel. Avec cet outil d'analyse d'impédance, il est possible de spécifier des limites acceptables pour certains paramètres comme les coefficient de droop. Dans cette étude, tous les résultats ont été comparés à des simulations mais la méthode étudiée permet d'étudier l'impact des différents paramètres et coefficients bien plus rapidement et efficacement qu'une étude uniquement par simulation.

Cependant cette méthode est une approche petit signal qui donne un résultat sur la stabilité locale uniquement contrairement à d'autres approches basées Lyapunov qui permettent de statuer sur la stabilité globale, méthodes qui seront à investiguer pour de futurs travaux. L'analyse d'impédance sera utilisée pour étudier et caractériser la stabilité du réseau complet avec notamment l'ajout des batteries et l'étude des différents points de fonctionnement d'un profil de vol. Cependant, l'approche petit signal ne permettra pas de conclure sur la stabilité des transitions entre ces points de fonctionnement.

6. BIBLIOGRAPHIE

- [1] C. Baumann, « Architecture et gestion d'un réseau continu maillé haute-tension pour l'aéronautique », PhD Thesis, Université de Toulouse, 2024
- [2] B. Sarlioglu, « More Electric Aircraft : Review, Challenges, and Opportunities for Commercial Transport Aircraft », IEEE Trans. Electrific., vol. 1, no. 1, pp. 54-64, June 2015, doi : 10.1109/TTE.2015.2426499
- [3] Y. Han, « Review of Power Sharing, Voltage Restoration and Stabilization Techniques in Hierarchical Controlled DC Microgrids », IEEE Access, vol. 7, pp. 149202-149223, Oct. 2019, doi : 10.1109/ACCESS.2019.2946706
- [4] Zixiao XU, « Stability-oriented Impedance Modeling, Analysis, and Shaping for Power Supply System in More-Electric Aircraft : A Review », IEEE Transactions on Transportation Electrification, vol. 10, no. 4, pp. 9351-9365, Feb. 2024, doi : 10.1109/TTE.2024.3369329
- [5] Q. Xu, P. Wang, J. Chen, C. Wen, and M. Y. Lee, « A Module-Based Approach for Stability Analysis of Complex More-Electric Aircraft Power System », IEEE Trans. Transp. Electrific., vol. 3, no. 4, pp. 901-919, Dec. 2017, doi : 10.1109/TTE.2017.2695886
- [6] I. Munuswamy and P. W. Wheeler, « Electric DC WIPS : All Electrical Aircraft », in International Conference on Innovations in Power and Advanced Computing Technologies (IPACT), Vellore, India, 2017, doi : 10.1109/IPACT.2017.8244883
- [7] L. Herrera, W. Zhang, and J. Wang, « Stability Analysis and Controller Design of DC Microgrids With Constant Power Loads », IEEE Transactions on Smart Grid, vol. 8, no. 2, pp. 881-888, 2017, doi : 10.1109/TSG.2015.2457909
- [8] C. J. O'Rourke, « A Geometric Interpretation of Reference Frames and Transformations : dq0, Clarke, and Park », IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 34, no. 4, pp. 2070-2083, Dec. 2019, doi : 10.1109/TEC.2019.2941175
- [9] Xiaoyu LANG et al., « An Enhanced Power Generation Centre for More Electric Aircraft Applications », in International Transportation Electrification Conference (ITEC), Nottingham, UK, 2018, p. 1-6, doi : 10.1109/ESARS-ITEC.2018.8607688
- [10] P. Seixas, « Commande numérique d'une machine synchrone autopilotée : méthode algébrique de modulation de largeur d'impulsion : algorithmes de contrôle et de régulation des courants », PhD Thesis, INPT Toulouse, 1988
- [11] Y. Wang, « Analysis of Three-phase Rectifier via Three Different Control Methods and Switch Power Loss Comparison », PhD Thesis, Minnesota State University, Mankato, 2021
- [12] A. Emadi, « Constant Power Loads and Negative Impedance Instability in Automotive Systems : Definition, Modeling, Stability, and Control of Power Electronic Converters and Motor Drives », IEEE Transactions on Vehicular Technology, vol. 55, no. 4, pp. 1112-1125, July 2006, doi : 10.1109/TVT.2006.877483

- [13] A. Riccobono, « Comprehensive Review of Stability Criteria for DC Power Distribution Systems », IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 50, no. 5, Sep./Oct. 2014, doi : 10.1109/TIA.2014.2309800
- [14] F. Gao, « Primary and secondary control in DC microgrids : a review », Journal of Modern Power Systems and Clean Energy, vol. 7, no. 2, pp. 227-242, Mar. 2019, doi : 10.1007/s40565-018-0466-5