

Électrification de trains passagers : Modélisation et analyse

par

Raphaël PAQUETTE-AGYEMANG

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE LA MAÎTRISE
AVEC MÉMOIRE EN GÉNIE ÉLECTRIQUE
M. Sc. A.

MONTRÉAL, LE "21 JUILLET 2026"

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC



Raphaël PAQUETTE-AGYEMANG, 2026



Cette licence Creative Commons signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette oeuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'oeuvre n'ait pas été modifié.

PRÉSENTATION DU JURY

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE:

Pr. Handy Fortin-Blanchette, directeur de mémoire
Département de génie électrique à l'École de technologie supérieure

Pr. Vincent Demers, président du jury
Département de génie mécanique de l'École de technologie supérieure

Pr. Qingsong Wang, membre du jury
Département de génie électrique de l'École de technologie supérieure

Pr. Maxime Berger, examinateur externe
Département de génie électrique à l'Université de Sherbrooke

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE "10 JUILLET 2026"

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

AVANT-PROPOS

Pour chaque 1000 Gt d'équivalent CO₂ émis par les activités humaines, le réchauffement climatique global s'accroît de 0,27 °C à 0,63 °C (Intergovernmental Panel on Climate Change, 2023, p. 48).

Le réseau ferroviaire canadien dépend encore largement de motorisations diesel-électriques hors des corridors électrifiés, pourrait décupler son levier sur la décarbonation en utilisant l'énergie renouvelable.

Le but de ce mémoire est de comprendre concrètement ce qu'implique la transition vers une traction sur batteries pour des trains de banlieue passagers. Au fil de mes recherches, j'ai pu constater que l'électrification autonome n'est pas qu'une simple substitution de source d'énergie, mais un véritable casse-tête systémique d'optimisation. La chimie des cellules, l'électronique de puissance, le dimensionnement et la dynamique ferroviaire doivent s'harmoniser pour obtenir un portrait réaliste de la faisabilité d'une éventuelle solution à batterie.

Si j'ai pu assembler les pièces de ce casse-tête, c'est avant tout grâce à la richesse de la littérature existante et aux travaux de la communauté scientifique. Ce mémoire s'appuie sur des décennies d'avancées en électrochimie, en modélisation de conversion de puissance et en contrôle de traction.

La réalisation de ce projet m'a permis de consolider les connaissances acquises tout au long de mon parcours à l'École de Technologie Supérieure (ÉTS). Ce travail reflète mon intérêt profond pour la modélisation de systèmes complexes et illustre, à mon échelle, le rôle technique que l'ingénierie est appelée à jouer dans la transition vers une mobilité plus durable.

REMERCIEMENTS

La réalisation de ce mémoire de maîtrise représente l'aboutissement d'un parcours exigeant, mais surtout une aventure intellectuelle et humaine profondément enrichissante. Je tiens à exprimer ma sincère gratitude envers toutes les personnes et institutions qui ont rendu ce travail possible.

Mes premiers remerciements s'adressent à mon directeur de recherche, le professeur Handy Fortin-Blanchette. Je le remercie chaleureusement pour la confiance qu'il m'a accordée en me confiant ce projet sur l'électrification ferroviaire.

Je souhaite également exprimer ma reconnaissance envers les membres du jury qui ont accepté d'évaluer ce mémoire. Leurs commentaires et leur regard critique contribuent incontestablement à la qualité et à la portée de ce travail.

Je tiens à remercier MITACS pour la bourse offerte en partenariat avec EXO RTM, ce soutien financier a rendu possible ce projet de recherche. Mes remerciements s'étendent également à l'équipe de projet d'EXO qui m'a fourni de la documentation technique et m'a permis d'échanger avec des spécialistes opérationnels.

Enfin, je ne saurais clore ces remerciements sans exprimer ma gratitude envers mes proches, ma famille et mes amis pour leur soutien moral inébranlable.

Merci d'avoir cru en moi.

Électrification de trains passagers : Modélisation et analyse

Raphaël PAQUETTE-AGYEMANG

RÉSUMÉ

La décarbonation du transport ferroviaire de passagers est un enjeu de premier plan, particulièrement au Canada où de nombreux corridors non électrifiés dépendent encore de la traction diesel-électrique. L'intégration de batteries embarquées constitue une voie de transition rapide mais se heurte à des contraintes de dimensionnement massique et à des conditions climatiques rude. Ce mémoire vise à modéliser et évaluer la faisabilité technique d'une architecture de propulsion par batteries pour une rame tractée par une locomotive ALP-45DP dans le contexte opérationnel du Grand Montréal. D'abord, une analyse des chimies cellulaires a conduit à la sélection de la technologie Lithium Fer Phosphate (LFP) pour sa stabilité thermique et sa résilience aux températures froides.

Ensuite, une architecture de conversion de puissance modulaire a été conçue, exploitant des convertisseurs Dual Active Bridge (DAB) pour assurer la bidirectionnalité et l'isolation galvanique des bus de traction et auxiliaires.

Le comportement électromécanique et le contrôle des machines asynchrone de traction de 1,3 MW a été simulé via le Contrôle Direct de Couple (DTC). Le rendement moyen en traction a été calculé à 92%. Une modélisation de la dynamique ferroviaire intégrant les précédentes analyse de dimensionnement, d'efficacité et de rendement a permis d'évaluer plusieurs configurations de rames sur un profil de mission de 550 km quotidiens.

Les résultats indiquent que le freinage régénératif permet de récupérer entre 30,8% et 38,0% de l'énergie de traction, abaissant la consommation nette d'environ 25% par kilomètre. L'analyse opérationnelle révèle qu'un seul wagon de stockage (10 MWh) est insuffisant et imposerait des recharges intermédiaires qui dégraderait la durée de vie cyclique cellules, complexifierait l'intégration au réseau électrique et ajouterait des contraintes opérationnelles et d'infrastructure supplémentaires. Une configuration à deux wagons (20 MWh) permet l'autonomie journalière avec une marge de sécurité de 6,81 MWh, au prix d'une augmentation de la masse tractée par passager et d'une réduction de la capacité d'accueil. Ce travail étudie la viabilité de l'électrification par batteries et fournit un cadre décisionnel quantitatif pour optimiser le compromis entre capacité énergétique, efficacité et gestion massique.

Mots-clés: électrification ferroviaire, trains de passagers, modélisation et analyse, traction sur batteries, Lithium Fer Phosphate (LFP), Dual Active Bridge (DAB), Contrôle Direct de Couple (DTC), dynamique ferroviaire, freinage régénératif, locomotive ALP-45DP, équation de Davis, architecture modulaire, stockage énergétique, systèmes hybrides

Electrification of Passenger Trains : Modeling and Analysis

Raphaël PAQUETTE-AGYEMANG

ABSTRACT

The decarbonization of passenger rail transport is a major challenge, particularly in Canada, where many non-electrified corridors still rely on diesel-electric traction. The integration of onboard batteries offers a rapid transition pathway but faces constraints related to mass sizing and harsh climatic conditions. This thesis aims to model and evaluate the technical feasibility of a battery-powered propulsion architecture for a train pulled by an ALP-45DP locomotive within the operational context of Greater Montreal. First, an analysis of cell chemistries led to the selection of Lithium Iron Phosphate (LFP) technology for its thermal stability and resilience to cold temperatures.

Next, a modular power conversion architecture was designed, utilizing Dual Active Bridge (DAB) converters to ensure the bidirectionality and galvanic isolation of the traction and auxiliary buses.

The electromechanical behavior and control of the 1.3 MW asynchronous traction machines were simulated using Direct Torque Control (DTC). The average traction efficiency was calculated at 92%. Railway dynamics modeling, integrating the previous sizing, effectiveness, and efficiency analyses, allowed for the evaluation of several train configurations over a daily mission profile of 550 km.

The results indicate that regenerative braking allows for the recovery of between 30.8% and 38.0% of traction energy, lowering the net consumption by approximately 25% per kilometer. Operational analysis reveals that a single storage car (10 MWh) is insufficient and would require intermediate recharging, which would degrade the cyclic lifespan of the cells, complicate integration into the electrical grid, and add further operational and infrastructural constraints. A two-car configuration (20 MWh) provides daily autonomy with a safety margin of 6.81 MWh, at the cost of an increase in towed mass per passenger and a reduction in passenger capacity. This work studies the viability of battery electrification and provides a quantitative decision-making framework to optimize the trade-off between energy capacity, efficiency, and mass management.

Keywords: railway electrification, passenger trains, modeling and analysis, battery traction, Lithium Iron Phosphate (LFP), Dual Active Bridge (DAB), Direct Torque Control (DTC), railway dynamics, regenerative braking, ALP-45DP locomotive, Davis equation, modular architecture, energy storage, hybrid systems

TABLE DES MATIÈRES

	Page
CHAPITRE 1 INTRODUCTION	1
1.1 Problématique	1
1.2 Question de recherche	1
1.3 Objectif global et sous-objectifs	2
1.3.1 Évaluer et comparer les technologies de stockage électrochimique	2
1.3.2 Déterminer le portrait des conditions opérationnelles d'un train et ses impacts sur le système	2
1.3.3 Modéliser le contrôle de moteur asynchrone avec le DTC	2
1.3.4 Identifier la topologie de convertisseur appropriée pour l'application	3
1.3.5 Modéliser les convertisseurs de puissances	3
1.3.6 Modéliser la dynamique ferroviaire	3
1.3.7 Synthèse et schématisation des objectifs et des étapes du mémoire	4
1.4 Importance de l'étude	6
1.5 Délimitations	7
1.5.1 Application cible	7
1.5.2 Technologies de stockage électrochimiques	7
1.5.3 Profil d'exploitation	7
1.5.4 Tests expérimentaux	8
1.5.5 Approche de simulation à multiple échelle	8
1.6 Originalité et contributions attendues	8
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE	9
2.1 Synthèse des technologies de stockage électrochimique	9
2.1.1 Nickel manganèse cobalt (NMC)	9
2.1.2 Lithium fer phosphate (LiFePO ₄)	10
2.1.3 Oxyde de titanate de lithium (LTO)	10
2.1.4 Condensateur au lithium (LIC)	10
2.1.5 Recyclabilité et fin de vie	11
2.1.6 Gestion et préservation de la durée de vie	11
2.2 Topologies et Architectures des Systèmes de Stockage Hybride (HESS)	12
2.2.1 Configurations Passives et Semi-Actives	12
2.2.2 Configurations Actives et Convertisseurs Multiports (MPC)	14
2.3 Performances et Efficacité des Systèmes de Conversion de Puissance	16
2.3.1 Convertisseurs Non-Isolés	16
2.3.2 Convertisseurs Isolés Galvaniquement	16
2.4 Contrôle de traction et contraintes mécaniques ferroviaires	17
2.4.1 Contrôle Direct de Couple (DTC)	17
2.4.2 Limites mécaniques fondamentales	17
2.5 Contributions et portée de l'étude	18

CHAPITRE 3	CARACTÉRISATION DU MATÉRIEL ROULANT DE RÉFÉRENCE ET CONDITION D'EXPLOITATION	19
3.1	Configurations Opérationnelles et Masse Totale d'un train passager composée d'une locomotive ALP-45DP et de voitures séries 3000	19
3.1.1	Besoins énergétiques en climatisation des voitures	19
3.2	Masse totale d'un train à pleine occupation	19
3.3	Portée de l'analyse de dimensionnement	20
3.3.1	Contexte et définition des contraintes mécaniques	20
3.3.2	Objectifs de l'analyse	21
3.3.3	Périmètre de l'étude	22
3.4	Contexte géographique et environnemental	22
3.4.1	Configuration et Caractéristiques du Réseau	22
3.4.2	Profils Topographiques	24
3.4.3	Création de trajet synthétique	24
3.4.4	Conditions Climatiques et Environnementales	25
3.5	Profils d'exploitation opérationnels	26
3.5.1	Horaires de service et cycles d'exploitation	26
3.6	Implications du matériel roulant pour le Système de Stockage d'Énergie	26
3.6.1	Vitesses commerciales et régimes de fonctionnement	26
3.6.2	Section à vitesse réduite, partage de voie et distance de freinage	26
3.6.3	Impacts des rayons de courbure et des contraintes latérales	27
3.6.4	Tendances interstations : distance et dénivelé	27
3.7	Caractérisation de la sollicitation temporelle et fenêtres de recharge potentielles ...	28
3.8	Synthèses des implications du matériel roulant	29
CHAPITRE 4	SYSTÈME DE PUISSANCE : STOCKAGE ÉNERGÉTIQUE ET CONVERSION	33
4.1	Comparaison des caractéristiques des technologies de stockage NMC, LiFePO ₄ , LTO, NCA, LIC	33
4.1.1	Durée de vie	33
4.1.2	Recyclabilité des batteries au lithium	33
4.1.3	Tableau comparatif	34
4.1.4	Recommandations de chimie de batteries	36
4.2	Sélection de stockage énergétique	37
4.2.1	Gestion des limites thermiques et opérabilité	37
4.2.2	Intégrité physique et protection contre les particules	38
4.2.3	Résistance mécanique et contraintes vibratoires	38
4.2.4	Choix de solution technique	38
4.2.5	Hypothèses de dimensionnement massique	39
4.3	Synthese de la solution de stockage énergétique	39
4.4	Comparaison des topologies de convertisseurs DC-DC	40
4.4.1	Critere de selection du convertisseur	40
4.4.2	Selection du convertisseur	41

4.5	Approche de sélection de solution de convertisseur	42
4.5.1	Robustesse environnementale et limites thermiques	44
4.5.2	Étanchéité et gestion des polluants atmosphériques	44
4.5.3	Convertisseur de traction DC-AC	44
4.5.4	Évaluation de l'encombrement et de la masse système	44
4.6	Composition des modules de convertisseurs	45
4.6.1	Composition du module de conversion de puissance du bus de traction ...	45
4.6.1.1	Architecture de traction : Optimisation du compromis N-1	45
4.6.2	Composition du module de conversion de puissance du bus auxiliaire	46
4.6.2.1	Synthèse dimensionnelle	46
4.6.3	Contraintes d'intégration ferroviaire	47
4.6.3.1	Justification de la démarche	48
4.7	Synthèse des convertisseurs	49
4.8	Architecture électrique proposée	51
4.8.1	Systèmes de stockage	52
4.8.2	Réseau de traction (Bus DC 2,8 kV)	52
4.8.3	Réseau des services auxiliaires (Bus DC 700 V et Réseau AC 480 V)	53
4.8.4	Forces de l'architecture	53
4.8.5	Faiblesses et défis d'intégration	54
4.9	Synthèse des modules de conversions de puissance	55
4.9.1	Caractéristiques Électriques	55
4.9.2	Dimensionnement et Intégration Physique	55
4.10	Conclusion des convertisseurs de puissance	56
CHAPITRE 5 TRANSPORT, DIMENSIONNEMENT ET SYNTHÈSE DE LA SOLUTION DE STOCKAGE		57
5.1	Transport de la solution de stockage	57
5.1.1	Intégration voiture passagère et de fret	58
5.2	Convertisseur de puissance	58
5.2.1	Spécifications et intégration physique	58
5.2.2	Rôle et efficacité énergétique	60
5.3	Combinaison de stockage embarqué	60
5.4	Configurations de trains, masses totales et capacités de passagers	61
5.4.1	Configurations à deux wagons (20 MWh)	61
5.4.2	Configurations à un wagon (10 MWh)	62
5.5	Synthèse du transport de la solution	64
5.5.1	Répartition de la charge par wagon	64
5.5.1.1	Caractéristiques de l'unité de stockage complète	65
5.5.1.2	Intégration opérationnelle et fiabilité	65
5.6	Conclusion du transport de la solution	65
CHAPITRE 6 MODÉLISATION DES CONVERTISSEURS DE PUISSANCES DC-DC		67
6.1	Objectifs et outils de modélisation	67

6.2	Modélisation du convertisseur DC-DC (Dual Active Bridge - DAB)	68
6.2.1	Paramètres des transformateurs	68
6.2.1.1	Caractéristique typiques des transformateurs industriels	68
6.2.1.2	Paramètres du transformateur de traction	68
6.2.1.3	Paramètre du transformateur auxiliaire	69
6.2.2	Commentaires sur le dimensionnement des transformateurs	70
6.2.3	Schéma du DAB simulé	71
6.2.3.1	Pont primaire (Entrée)	72
6.2.3.2	Circuit de liaison haute fréquence	72
6.2.3.3	Pont secondaire (Sortie)	72
6.2.3.4	Propriétés du convertisseur	72
6.3	Dimensionnement des convertisseurs DAB DC-DC de traction et architecture modulaire (4 unités de 1,4 MW)	73
6.4	Résultat de l'architecture modulaire des convertisseurs DC-DC de traction (4 unités de 1,4 MW)	75
6.5	Dimensionnement et architecture modulaire (4 unités de 200 kW)	75
6.6	Résultat de la modélisation DC-DC du DAB auxiliaire	76
6.6.1	Analyse des oscillations de la puissance de référence	78
6.7	Synthèse de la modélisation des convertisseurs de puissance DC-DC	80
CHAPITRE 7 MODÉLISATION DES CONVERTISSEURS DE PUISSANCES DE TRACTION		83
7.1	Outils utilisés pour les modélisations	83
7.2	Application du DTC aux moteurs asynchrones triphasés (MITRAC DR 3700 F) ...	83
7.2.1	Paramètre moteur du système de traction	83
7.2.2	Contre-Couple appliqué sur le rotor	85
7.2.3	Paramètre du circuit	85
7.2.4	Paramètres de contrôle	86
7.2.5	Paramètres de l'estimateur de flux et de couple	86
7.3	Simulation du DTC	87
7.3.1	Comparaison du rendement du DTC à différente composition	87
7.3.2	Réponse en couple	92
7.4	Synthèse de la simulation du moteur de traction	94
CHAPITRE 8 MODÉLISATION DE LA DYNAMIQUE FERROVIAIRE		95
8.1	But de la modélisation de la dynamique	95
8.2	Analyse de l'effort de traction en contexte ferroviaire	95
8.3	Impacts de la vitesse sur la force résultante développée selon des contrainte de force, d'adhésion et de puissance	97
8.4	Scénarios de simulations	98
8.5	Engin de calcul	100
8.5.1	Méthode de calcul	100
8.6	Analyse des résultats	100
8.6.1	Cinématique et respect du profil de mission	101

8.6.2	Dynamique de traction et exploitation de l'adhérence	103
8.6.3	Profils énergétiques individuels : Gaspillage vs Récupération	106
8.6.4	Synthèse comparative de la flotte : L'arbitrage masse/Efficacité	109
8.7	Scénario comparatif quotidien à 5 allers-retours	115
CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS		117
9.1	Synthèse de la problématique et des résultats	117
9.2	Recommandations opérationnelles pour la gestion de la flotte	117
9.3	Recommandations techniques pour la longévité et l'efficacité des batteries	119
9.4	Recommandations pour les travaux futurs	119
9.5	Bilan de la recherche	120
9.6	Synthèse des résultats clés	120
9.7	Conclusion générale	121
ANNEXE I	REVUE APPROFONDIE DE LITTÉRATURE	123
ANNEXE II	ÉQUATIONS DE MODÉLISATION DE LA DYNAMIQUE FERROVIAIRE	153
ANNEXE III	DONNÉES TECHNIQUES DE SOLUTIONS INDUSTRIELLES ET FERROVIAIRES	163
ANNEXE IV	ANALYSE DE L'ÉQUIPEMENT DE COMMUTATION ET DES PERTES RELIÉES	175
ANNEXE V	ANALYSE DU CONTRÔLE DTC	189
ANNEXE VI	ANALYSE DU CONTRÔLE DU DAB	199
ANNEXE VII	FORMES D'ONDES	205
BIBLIOGRAPHIE		215

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 3.1	Analyse de la masse par passager et efficacité massique selon la composition du train. Chaque composition inclut également une locomotive et une voiture pilote 20
Tableau 3.2	Distance interstations moyenne sur divers trajets 23
Tableau 3.3	Classification des catégories de véhicules pour le confort thermique ... 23
Tableau 3.4	Conditions environnementales d'exploitation 25
Tableau 4.1	Comparaison des cycles de vie et de la densité énergétique des batteries NMC, LiFePO4 et LTO 35
Tableau 4.2	Sensibilité Thermique et Sécurité des Batteries 36
Tableau 4.3	Comparaison des Convertisseurs : Bus de Traction vs Bus Auxiliaire .. 40
Tableau 4.4	Comparaison des topologies de convertisseurs 41
Tableau 4.5	Spécifications techniques du convertisseur CC/CC DPS-1000 43
Tableau 4.6	Estimation de l'encombrement des sous-systèmes (base DPS-1000) ... 46
Tableau 4.7	Synthèse des caractéristiques techniques des systèmes de conversion (Base DPS-1000) 49
Tableau 4.8	Comparaison des scénarios d'intégration en conteneurs (Base 20' Standard) 50
Tableau 5.1	Répartition des masses selon la composition du train. Chaque composition inclut une locomotive, une voiture pilote, ainsi que l'unité de stockage mobile (système à 2 wagons) 61
Tableau 5.2	Analyse des ratios massiques et de l'efficacité selon la composition du train, incluant la proportion représentée par l'unité de stockage (batterie) 62
Tableau 5.3	Répartition des masses selon la composition du train (système à 1 wagon de stockage) 63
Tableau 5.4	Analyse des ratios massiques pour un système à 1 wagon de stockage .. 63

Tableau 5.5	Synthèse technique de l'unité de stockage mobile (système à 2 wagons)	65
Tableau 6.1	Caractéristiques typiques d'un transformateur en valeurs PU (Adapté de Fitzgerald & Kingsley, Umans, Fitzgerald & Kingsley, Jr. (2013) p. 102)	68
Tableau 6.2	Paramètres du transformateur du convertisseur de traction (2,7 MVA) : Valeurs nominales, pu et physiques (SI) rapportées au secondaire	69
Tableau 6.3	Paramètres du transformateur auxiliaire : Valeurs nominales, pu et physiques (SI)	70
Tableau 6.4	Synthèse des paramètres du convertisseur DAB de tractions et des commutateurs	74
Tableau 6.5	Synthèse des paramètres du convertisseur DAB auxiliaire et des commutateurs	76
Tableau 7.1	Comparaison des données de référence : Moteur Krause 2250 HP vs Moteur de traction dérivé via PU	84
Tableau 7.2	Paramètres du circuit onduleur et du bus continu	85
Tableau 7.3	Paramètres du contrôleur de vitesse et de la logique DTC	86
Tableau 7.4	Synthèse des performances selon la masse du véhicule	88
Tableau 8.1	Caractéristiques des différentes configurations de trains (Énergie, Masse, Puissance et Capacité)	99
Tableau 8.2	Synthèse comparative des performances énergétiques - Passagers et Régénération	114
Tableau 8.3	Synthèse comparative des performances énergétiques - Distance, Temps et GTKM	114
Tableau 8.4	Bilan énergétique quotidien pour un scénario de 5 allers-retours (550 km)	115

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1.1	Diagramme inclusion et exclusion 4
Figure 1.2	Interaction des différentes étapes du mémoire 5
Figure 2.1	Topologie passive 12
Figure 2.2	Topologie semi-active 13
Figure 2.3	Topologie active 14
Figure 2.4	Topologie MPC, MIMO 15
Figure 4.1	Schéma conceptuel simplifié haut niveau 51
Figure 5.1	Schéma de chargement d'un wagon 64' Greenbrier 59
Figure 6.1	Diagramme du DAB simulé 71
Figure 6.2	Efficacité du convertisseur à 50% d'utilisation 77
Figure 6.3	Tension DC du convertisseur à 100% d'utilisation 80
Figure 7.1	Demande de puissance et efficacité à 277t 89
Figure 7.2	Analyse dynamique et énergétique à 764t 90
Figure 7.3	Analyse dynamique et énergétique à 788t 91
Figure 7.4	Réponse en couple et vitesse à charge de 788t 92
Figure 7.5	Réponse en couple et vitesse à charge de 764t 93
Figure 8.1	Force de traction en fonction de la vitesse 97
Figure 8.2	Chaine d'efficacité des diverses simulations 100
Figure 8.3	Profil cinématique de la flotte 102
Figure 8.4	Courbe de traction - Train-0 104
Figure 8.5	Courbe de traction - Train-4 105
Figure 8.6	Courbe de traction - Train-2 106

Figure 8.7	Profil énergétique - Train-0	107
Figure 8.8	Profil énergétique - Train-4	108
Figure 8.9	Profil énergétique - Train-2	109
Figure 8.10	Analyse de l'impact sur l'infrastructure	111
Figure 8.11	Étalonnage opérationnel	112
Figure 8.12	Analyse de l'utilisation des actifs	113

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

AAR	Association of American Railroads
AC / CA	Courant Alternatif (Alternating Current)
AMT	Agence métropolitaine de transport
BMS	Système de gestion de batterie (Battery Management System)
CAPEX	Investissement initial (Capital Expenditure)
CC-CV	Courant Constant - Tension Constante : Méthode de charge où la batterie est d'abord chargée à un courant constant, puis à une tension constante.
CC / DC	Courant Continu (Direct Current)
CO ₂	Dioxyde de carbone
DAB	Convertisseur à double pont actif (Dual Active Bridge)
DOD	Profondeur de décharge (Depth of Discharge) : Pourcentage de la capacité totale de la batterie utilisé pendant un cycle de décharge.
DST	Dynamic Stress Testing
DTC	Contrôle Direct de Couple (Direct Torque Control)
DTC-SVM	Direct Torque Control - Space Vector Modulation
DTFC	Direct Torque and Flux Control
ÉTS	École de technologie supérieure
EV / VE	Véhicule électrique / Electric Vehicle
EXO	Réseau de transport métropolitain de Montréal
FOC	Field Oriented Control (Commande vectorielle)
GES	Gaz à effet de serre
GTKM	Tonne-kilomètre brut (Gross Tonne Kilometer)
HEP	Head-End Power (Puissance auxiliaire du train)
HESS	Système de Stockage d'Énergie Hybride (Hybrid Energy Storage Systems)
HVDC	Courant Continu Haute Tension (High Voltage Direct Current)

IPCC	Intergovernmental Panel on Climate Change
LCA	Évaluation du cycle de vie (Life Cycle Assessment)
LCO	Lithium Cobalt Oxyde
LFP / LiFePO ₄	Lithium Fer Phosphate
LIC	Condensateur au lithium (Lithium-Ion Capacitor)
LRU	Unités remplaçables en ligne (Line Replaceable Units)
LTO	Oxyde de titanate de lithium (Lithium Titane Oxyde)
MIMO	Multi-Input Multi-Output
MISO	Multi-Input Single-Output
MITACS	Organisation de recherche canadienne
MPC	Convertisseur Multiports (Multi-Port Converter)
MTBF	Temps moyen entre pannes (Mean Time Between Failures)
MTTSF	Temps moyen avant défaillance du système (Mean Time to System Failure)
NCA	Nickel Cobalt Aluminium
NJT	NJ Transit (New Jersey Transit)
NMC	Nickel Manganèse Cobalt
OPEX	Dépenses d'exploitation (Operational Expenditure)
PCS	Système de conversion de puissance (Power Conversion System)
PFM	Modulation de fréquence (Pulse Frequency Modulation)
PI	Proportionnel-Intégral (Correcteur)
PWM	Modulation de largeur d'impulsion (Pulse Width Modulation)
qZSC	Quasi-Z-Source Converter
RES	Systèmes d'énergies renouvelables (Renewable Energy Systems)
RTM	Réseau de transport métropolitain
SC / UC	Supercondensateurs / Ultracondensateurs
SIMO	Single-Input Multi-Output

SoC	État de charge (State of Charge) : Niveau de charge actuel de la batterie, exprimé en pourcentage de sa capacité totale.
SoH	État de santé (State of Health) : Performance d'une batterie comparativement à son état neuf, exprimée en pourcentage.
SVPWM	Space Vector Pulse Width Modulation
TAT	Temps de rotation (Turnaround Time)
TEU	Équivalent vingt pieds (Conteneur)
TPS	Triple Phase Shift
USABC	United States Advanced Battery Consortium
ZCS	Commutation au zéro de courant (Zero Current Switching)
ZSC	Z-Source Converter
ZVS	Commutation au zéro de tension (Zero Voltage Switching)

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

C	Taux de charge ou de décharge basé sur la capacité totale (1C = décharge complète en 1h).
V, kV	Volts, Kilovolts (Tension).
A, ADC	Amperes, Direct Current Amperes (Courant).
W, kW, MW	Watts, Kilowatts, Megawatts (Puissance).
Wh, kWh, MWh	Watt-hours, Kilowatt-hours, Megawatt-hours (Énergie).
VA, kVA, MVA	Volt-amperes, Kilovolt-amperes, Megavolt-amperes (Puissance apparente).
Hz	Hertz (Fréquence).
Ω , m Ω , $\mu\Omega$	Ohms, milliohms, microohms (Résistance/Impédance).
F, mF, μ F, nF	Farads, millifarads, microfarads, nanofarads (Capacité).
H, mH, μ H, nH	Henries, millihenries, microhenries, nanohenries (Inductance).
mAs, μ C	Milliampere-seconds, microcoulombs (Charge électrique).
N, kN	Newtons, Kilonewtons (Force).
N·m	Newton-meters (Couple/Torque).
J, Ws, mJ	Joules, Watt-seconds, millijoules (Énergie mécanique/thermique/commutation).
RPM	Revolutions per minute (Vitesse de rotation).
rad/s	Radians per second (Vitesse angulaire).
HP	Horsepower (Puissance mécanique).
kg, t, Gt	Kilograms, metric tonnes, Gigatonnes (Masse).
m, km, mm	Meters, kilometers, millimeters (Distance/Longueur).
in, ft, sq ft, cu.in	Inches, feet, square feet, cubic inches (Dimensions impériales).
km/h, m/s	Kilometers per hour, meters per second (Vitesse).
s, ms, μ s, h, min	Seconds, milliseconds, microseconds, hours, minutes (Temps).
°C	Degrees Celsius (Température).
K/kW	Kelvins per kilowatt (Résistance thermique).
Wh/kg, Wh/L	Specific energy (gravimetric/volumetric).

$\text{kW/kg}, \text{MW/m}^2$	Specific power and surface power density.
GTKM	Gross Tonne Kilometer (Mesure d'efficacité de transport).
pax	Passengers (Passagers).
pu	Per unit (Valeurs relatives paramétriques).
v, V	Vitesse du véhicule.
a, d	Accélération, décélération.
$m, m_e, m_{train}, m_{ad}$	Masse, masse équivalente, masse du train, masse adhérente.
$F, F_{traction}, F_{Max}, F_{LimAdh}, F_{PMax}$	Force résultante, force de traction, force maximale, limite d'adhérence, limite de puissance.
R, R_i, R_0, r_0	Résistance totale, résistance de rampe, résistance à l'avancement, résistance relative.
$a_{Davis}, b_{Davis}, c_{Davis}$	Coefficients empiriques de l'équation de Davis.
f, f_0, μ	Coefficient d'adhérence dynamique, statique, et coefficient de glissement.
ϵ	Coefficient d'inertie des pièces en rotation.
i	Pente ou gradient (exprimé en ratio).
ρ	Rapport de transmission des engrenages.
$T, T_{rated}, T_e, T_{rotor}, T_{sat}$	Couple (Torque), couple nominal, couple électromagnétique estimé, couple mesuré, saturation de couple.
$\omega_m, \omega_{ref}, \omega_{base}$	Vitesse mécanique, vitesse de référence, pulsation de base.
$\psi, \psi_{rated}, \psi_\alpha, \psi_\beta$	Flux, flux nominal, composantes du flux statorique.
α, β, d, q	Axes des repères de Clarke et Park.
p	Nombre de paires de pôles.
$V_1, V_2, V_{in}, V_{out}, V_{CE sat}, V_F$	Tension primaire, secondaire, d'entrée, de sortie, de saturation, directe.
$P_{in}, P_{out}, P_{avg}, P^*$	Puissance d'entrée, de sortie, moyenne, de référence.
R_{eq}, X_{eq}, X_m, R_c	Résistance équivalente, réactance équivalente, réactance de magnétisation, résistance de pertes fer.

E_{on}, E_{off}, E_{rec}	Pertes d'énergie à la fermeture, à l'ouverture, énergie de recouvrement inverse.
f_{sw}	Fréquence de découpage/commutation.
$\phi, \phi_1, \phi_2, \phi_3$	Angles de déphasage dans la commande du convertisseur DAB.
η, η_{ex5}	Rendement/Efficacité, efficacité excluant les phases sous 5%.
D, D_{eff}	Rapport cyclique, rapport cyclique effectif.

CHAPITRE 1

INTRODUCTION

1.1 Problématique

Le transport ferroviaire de passagers est la pierre angulaire de la mobilité collective bas-carbone à moyenne et longue distance. Pourtant, au Canada comme ailleurs, une proportion significative du parc ferroviaire reste encore propulsée par des moteurs diesel-électriques ; ceux-ci représentent une source majeure de CO₂, de particules et d'oxydes d'azote le long des corridors densément peuplés. L'électrification par caténaires permet d'éliminer le besoin d'un moteur thermique local. Cette solution, qui est privilégiée en Europe, s'avère coûteuse et limite les trains autorisés à circuler sur les voies électrifiées. L'industrie ferroviaire explore la traction avec des batteries embarquées comme voie de décarbonation rapide. Les initiatives se multiplient avec le train à l'hydrogène de Charlevoix au Québec Johnson (2023), les offres d'Alstom, Alstom (2024), et de Siemens, Siemens Mobility GmbH (2024), en matière de trains électriques à batteries et de conversion de train électrique.

L'absence de ligne directrice claire pour arbitrer ces compromis retarde l'adoption commerciale du train à batterie. Ainsi, la problématique centrale de ce mémoire est de déterminer quelle architecture peut satisfaire simultanément les exigences de puissance, de résilience, d'autonomie, de sécurité et de durabilité pour une rame de passagers opérant dans le contexte climatique et opérationnel de la grande région de Montréal, et, à plus grande échelle, une application opérant dans des zones climatiques ayant de froids extrêmes.

1.2 Question de recherche

Quelle solution de configuration de matériel roulant, incluant les convertisseurs de puissance et le stockage électrochimique (batteries lithium-ion, supercondensateurs ou architecture hybride) permet, sur un horizon d'exploitation de vingt ans, de soutenir l'exploitation de trains passagers dans la grande région de Montréal, en considérant les conditions opérationnelles exigeantes.

1.3 Objectif global et sous-objectifs

L'objectif global de cette recherche est d'identifier, de modéliser et de recommander la solution la plus adaptée pour décarboner le transport ferroviaire passager selon les conditions opérationnelles de la grande région de Montréal. Ces conditions comprennent une forte variabilité de température, de nombreux arrêts et des profils de rampe variant selon le trajet. Cet objectif est divisé en plusieurs sous-objectifs, qui, une fois atteints, permettront de répondre à la question de recherche. Les sections qui suivent présentent ces sous-objectifs.

1.3.1 Évaluer et comparer les technologies de stockage électrochimique

Évaluer et comparer les technologies de stockage électrochimique NMC, LFP, LTO, LIC quant à la densité énergétique, la puissance spécifique, la recyclabilité, le vieillissement calendaire et la stabilité thermique dans les conditions d'opération du grand Montréal.

1.3.2 Déterminer le portrait des conditions opérationnelles d'un train et ses impacts sur le système

Déterminer le portrait des conditions opérationnelles d'un train dans la région du grand Montréal permet de définir les scénarios d'utilisation sur un horizon de 20 ans comprenant : les profils de vitesse, les températures d'opération, le temps d'accélération, le temps de freinage dans le but de quantifier les performances et la pérennité du système.

1.3.3 Modéliser le contrôle de moteur asynchrone avec le DTC

Modéliser et valider, via un outil de simulation, le contrôle d'un moteur asynchrone triphasé par la méthode "Direct Torque Control" (DTC). Le but étant de quantifier la précision de la régulation du couple, la dynamique de vitesse et les pertes encourues lors de l'opération.

1.3.4 Identifier la topologie de convertisseur appropriée pour l'application

Identifier la topologie de convertisseur de puissance la plus adaptée à une application à forte demande en puissance et avec une demande en énergie importante dans le cadre d'un train de passagers à batterie avec une durée de vie utile de 20 ans.

1.3.5 Modéliser les convertisseurs de puissances

Modéliser les convertisseurs de puissance pour une application ferroviaire passagers et relever les pertes de commutation et de conduction des semi-conducteurs, le rendement, la qualité de l'onde, la stabilité de la commande et la rapidité de la réponse transitoire du système de contrôle.

1.3.6 Modéliser la dynamique ferroviaire

Modéliser la mécanique dynamique ferroviaire longitudinale afin de simuler l'interaction physique entre le profil de rampe de la ligne et la rame de passagers. En s'appuyant sur l'équation empirique de Davis pour la résistance à l'avancement et en intégrant l'inertie des masses tournantes, ce modèle permet de déterminer l'effort de traction et de freinage requis en tout point du trajet. Ce qui permet d'évaluer le rendement et l'efficacité des solutions envisagées.

1.3.7 Synthèse et schématisation des objectifs et des étapes du mémoire

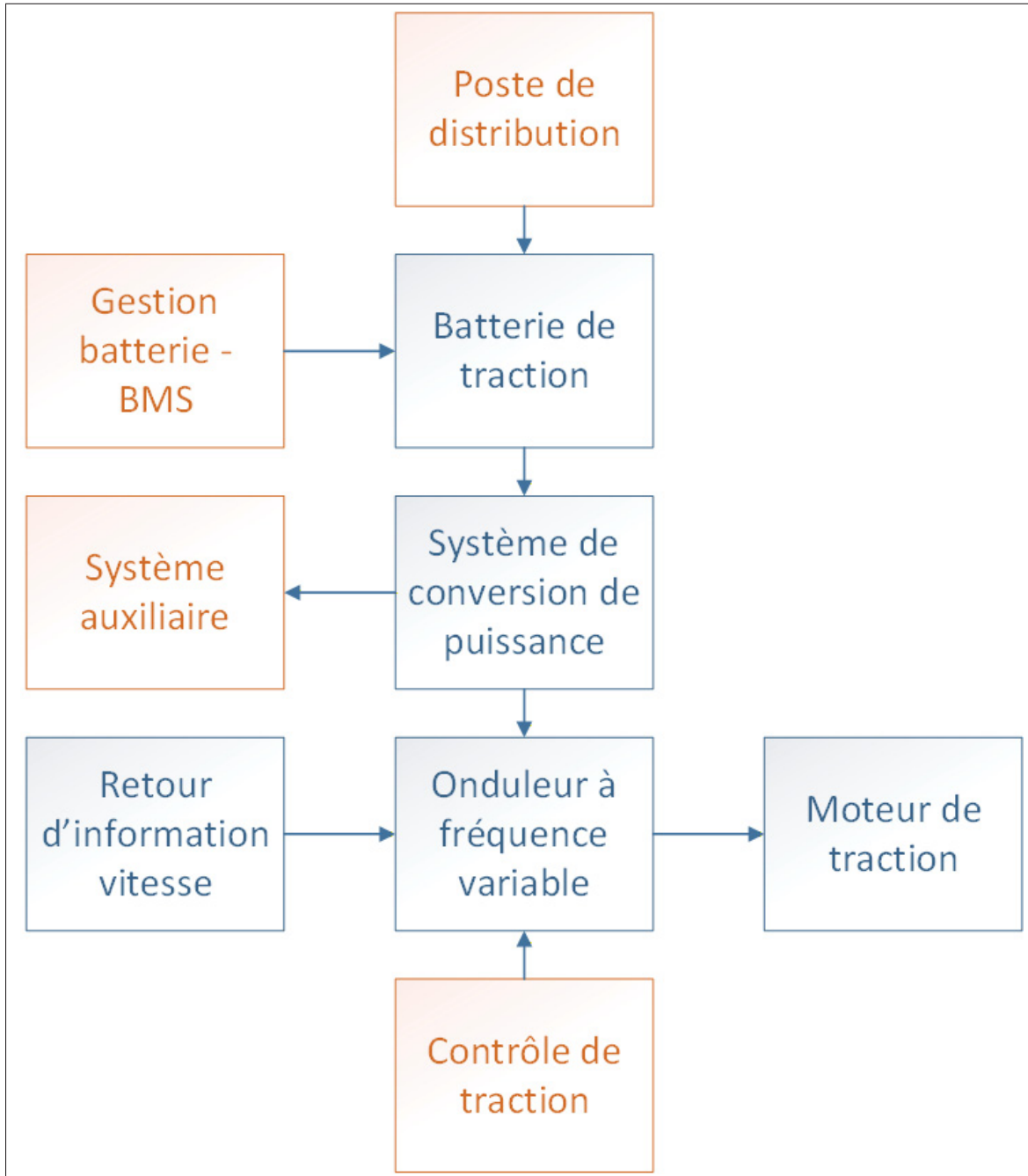


Figure 1.1 Diagramme inclusion et exclusion à haut niveau

La figure 1.1 permet de visualiser en bleu les éléments qui seront discutés dans le mémoire. Les éléments en orange sont exclus.

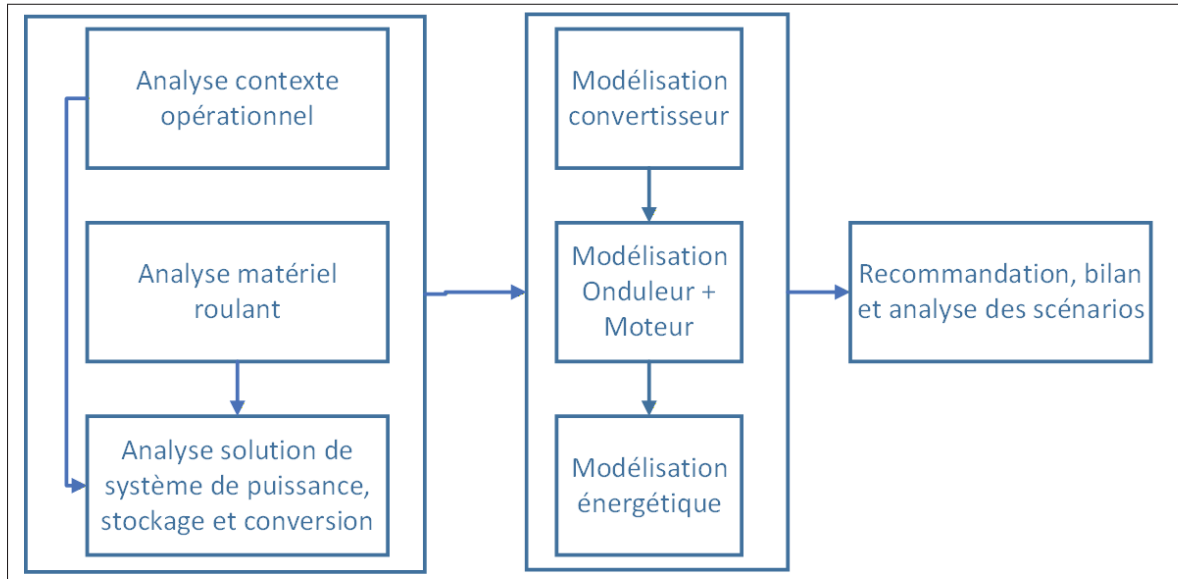


Figure 1.2 Interaction des différentes étapes du mémoire

La figure 1.2 présente la structure méthodologique du mémoire en illustrant l'interaction séquentielle et logique entre ses différentes étapes opérationnelles. Le cheminement se divise en trois grandes phases successives, allant de l'analyse des paramètres d'entrée jusqu'à la formulation des recommandations finales.

1. Phase d'analyse et de contextualisation (Bloc de gauche) : Cette première étape pose les fondations de la recherche. L'analyse du contexte opérationnel (profils de trajet, températures extrêmes du Grand Montréal) et l'analyse du matériel roulant (caractéristiques de la locomotive ALP-45DP et de sa rame) convergent pour alimenter l'analyse de la solution de système de puissance, de stockage et de conversion. C'est ici que sont définies les contraintes de départ et sélectionnées les technologies électrochimiques (NMC, LFP, LTO, LIC) à évaluer.
2. Phase de modélisation et de simulation (Bloc central) : Les intrants de la phase précédente guident le développement de l'approche de simulation multi-échelle. Les étapes y sont

interconnectées de manière descendante : la modélisation du convertisseur de puissance permet de dimensionner les composants et d'évaluer les premières pertes, ce qui nourrit directement la modélisation de l'ensemble onduleur et moteur (intégrant le contrôle par Direct Torque Control – DTC). Finalement, ces comportements dynamiques sont intégrés dans la modélisation énergétique globale, qui simule la dynamique ferroviaire longitudinale et calcule l'efficacité totale du système sur un trajet synthétique réaliste.

3. Phase de synthèse et d'évaluation (Bloc de droite) : En aval des simulations, les données de rendement et de consommation énergétique cumulées permettent d'effectuer le bilan, l'analyse des scénarios et les recommandations. Cette ultime étape permet d'évaluer la viabilité des solutions et de statuer sur l'architecture optimale pour la décarbonation du transport ferroviaire dans la région de Montréal.

1.4 Importance de l'étude

Dans le contexte actuel des engagements climatiques du Canada, selon l'accord de Paris 2015, le Canada s'est engagé à réduire de 40% à 45% ses émissions de GES comparativement aux émissions de 2005 et d'atteindre la carboneutralité d'ici 2050. Le transport ferroviaire est un des moyens les plus efficaces pour diminuer l'empreinte carbone de la mobilité et du transport. Cependant, à l'extérieur des corridors électrifiés, ce mode de transport est encore propulsé par de l'énergie fossile. La transition vers des trains alimentés par batterie est donc une solution qui permettrait de décarboner la mobilité urbaine hors des lignes électrifiées. À ce jour, les évaluations considérant les conditions d'opération réelles des alternatives à la propulsion diesel et caténaire dans un climat continental humide (Dfb, Dfa) sont limitées. Le but de cette recherche est donc de proposer une modélisation des différentes composantes de l'alimentation et de la traction d'une locomotive et d'effectuer une comparaison avec une alimentation diesel traditionnelle en relevant les paramètres les plus influents. Ce projet permettra aux décideurs publics et industriels de quantifier les économies carbone potentielles dans une transition vers une mobilité ferroviaire durable.

1.5 Délimitations

1.5.1 Application cible

La présente étude porte exclusivement sur les trains de passagers tractés par une locomotive ALP-45DP opérant sur les lignes de la région du grand Montréal avec une composition typique de 1 locomotive, de 2 à 8 voitures et 1 voiture loge. La voiture loge est également nommée voiture pilote, placée à l'extrémité opposée de la locomotive permettant de piloter le train sans réorganisation des voitures une fois arrivé à la fin du trajet.

1.5.2 Technologies de stockage électrochimiques

Quatre solutions de stockage seront investiguées : les batteries nickel manganèse cobalt - NMC811, les batteries lithium fer phosphate - LFP, les batteries lithium titane oxyde - LTO et les supercondensateurs au lithium. Les batteries au sodium, les batteries solides et d'autres technologies de stockage sont exclues de l'étude.

1.5.3 Profil d'exploitation

L'évaluation des performances et de la viabilité des solutions de motorisation proposées s'appuie sur un horizon d'exploitation à long terme de 20 ans, soit 7 305 jours de service continu. Cette échelle temporelle est comparable à la durée de vie du matériel roulant. Sur le plan topographique, l'étude intègre des profils réalistes de rampe. Ces données permettent une simulation plus fidèle des appels de puissance transitoires lors des phases d'accélération et d'ascension et pour quantifier le potentiel de récupération d'énergie par freinage régénératif lors des descentes et des arrêts. Le climat est continental humide, correspondant aux zones Dfa et Dfb de Köppen. Ce contexte environnemental impose des températures pouvant chuter sous les -30 °C en hiver et franchir les 30 °C en été. L'intégration de ces variations climatiques se fera dans l'établissement des critères de sélections de l'équipement de stockage.

1.5.4 Tests expérimentaux

Les tests expérimentaux sont exclus de l'étude. Les sources de données seront des articles et des données issues de simulations.

1.5.5 Approche de simulation à multiple échelle

Plusieurs échelles temporelles cohabitent dans cette étude : la dynamique de circuit sur une échelle continue, le contrôle dans une dynamique en microseconde ou milliseconde, la dynamique ferroviaire en secondes et le vieillissement calendaire en années. Les simulations présentées seront donc effectuées de manière séquentielles pour les simulations suivantes. La simulation des convertisseurs de puissance permet de définir les exigences des composantes de l'application et de quantifier les pertes. La simulation du convertisseur de traction permet également de dimensionner les composantes et de quantifier les pertes. Ces deux simulations permettent de définir l'efficacité du système de conversion. Cette efficacité sera utilisée dans la simulation de la dynamique ferroviaire qui permettra de définir la quantité quotidienne d'énergie requise pour remplir les fonctions du train. La durée et la dégradation cyclique sera évaluée sans simulation. Les durées de vie cyclique serviront à déterminer si le matériel pourrait supporter les conditions d'opérations durant toute sa durée de vie utile.

1.6 Originalité et contributions attendues

Les éléments suivants seront simulés : moteur, contrôle moteur et convertisseurs de puissance. En utilisant les résultats de simulation, le rendement sera relevé selon différents scénarios d'utilisation : accélération, décélération, vitesse constante. La littérature traite souvent de ces éléments de manière isolée. Donc, l'intégration de ces éléments permettra de mieux outiller les décideurs ferroviaires lors de l'évaluation d'alternatives basées sur l'utilisation de batteries.

CHAPITRE 2

REVUE DE LITTÉRATURE

Ce chapitre présente l'état de l'art des composants essentiels à la transition énergétique du transport ferroviaire lourd. Cette revue examine d'abord les technologies de stockage électrochimique potentielles et leurs limites thermiques et opérationnelles. Par la suite, elle analyse les topologies d'hybridation et les convertisseurs de puissance requis pour interfacer et gérer ces sources. Pour finir, la revue détaille les stratégies de commande du moteur de traction ainsi que les limites physiques imposées par l'environnement ferroviaire. Cette base théorique structure et justifie les contributions de cette étude présentées en fin de chapitre.

2.1 Synthèse des technologies de stockage électrochimique

Pour soutenir la transition énergétique verte dans le secteur ferroviaire du transport de passagers, la technologie de stockage choisie doit répondre à de multiples contraintes : elle doit fournir l'énergie nécessaire au déplacement, soutenir la puissance requise lors de l'accélération et être en mesure de capturer efficacement la puissance générée lors du freinage régénératif. La suite de cette section fait état des technologies de stockage électrochimique.

2.1.1 Nickel manganèse cobalt (NMC)

La température optimale d'opération est de 25 °C (Bodnár, Mouli, Ďurovský, Bauer & Qin, 2024, pp. 14, 15). Une dégradation est observée à des températures de 30 °C et plus Li *et al.* (2020) ainsi qu'à des températures sous 15 °C Gandoman *et al.* (2019). À un taux d'utilisation de 2C, la durée de vie de la batterie peut atteindre 1000 cycles (Zhao *et al.*, 2018, p. 2). À un taux d'utilisation unitaire, la batterie peut atteindre de 2000 à 5000 cycles Svens *et al.* (2022). Le vieillissement calendaire est de 3 à 5% par an selon l'état de charge et la température (Calearo, Thingvad & Marinelli, 2019, p. 6). L'emballement thermique peut être déclenché lorsque la température de la batterie dépasse 40 °C (Guo, Wang, Wang, Luo & Liu, 2017, pp. 1, 4). Très

dense en énergie, cette technologie peut atteindre 350 Wh/kg et dépasser 1000 Wh/L Svens *et al.* (2022).

2.1.2 Lithium fer phosphate (LiFePO₄)

Les batteries de type LFP sont sécuritaires, stables thermiquement et dégagent peu de chaleur. La température d'emballement thermique est de 270 °C Chen, Shen, Vo, Cao & Kapoor (2012). La densité énergétique est de 100 à 150 Wh/kg Patel & Salameh (2015) et peut monter jusqu'à 200 Wh/kg (Mo, 2023, p. 3). Les batteries LFP peuvent soutenir environ 5400 cycles à un taux d'utilisation unitaire Carrilero *et al.* (2017). La température d'opération, la température de recharge, le taux d'utilisation et la profondeur de décharge peuvent affecter négativement la durée de vie. La température d'opération optimale est entre 20 et 25 °C Chen *et al.* (2012). Le vieillissement calendaire dépend de la provenance, de la température et de l'état de charge, se situant généralement entre 0,33% et 6% par an (Gailani, Mokidm, El-Dalahmeh, El-Dalahmeh & Al-Greer, 2020, p. 3) Maher (2023).

2.1.3 Oxyde de titanate de lithium (LTO)

La température optimale d'opération est de 20 °C à 25 °C (Beltran, Tomás García, Alfonso-Gil & Pérez, 2019, p. 5). À un taux d'utilisation de 2C, la durée de vie de la batterie peut atteindre 16 000 cycles (Soltani, Ibrahim, Stroe & Stroe, 2022, p. 2). À un taux d'utilisation unitaire (1C), la batterie peut atteindre 30 000 cycles (Ding, Prasad & Lie, 2017, p. 6). Cette technologie de batterie est particulièrement reconnue pour être plus sécuritaire et stable face à la formation de dendrites de lithium (Xu *et al.*, 2019, p. 2). En termes de densité énergétique, cette technologie est comprise entre 80 Wh/kg et 130 Wh/kg (Ding *et al.*, 2017, p. 6).

2.1.4 Condensateur au lithium (LIC)

La température optimale d'opération est entre 20 °C et 35 °C (Jaguemont, Karimi & Van Mierlo, 2019, p. 1). À un taux d'utilisation extrêmement élevé de 200C, la durée de vie du condensateur

peut atteindre 2 000 000 cycles sans impact majeur sur les performances (Ronsmans & Lalande, 2015, p. 2). Les condensateurs au lithium peuvent opérer dans une plage de température très vaste allant de -30 °C à 70 °C (Soltani *et al.*, 2022, p. 2). En termes de densité énergétique, cette technologie peut atteindre 45 Wh/kg, couplée à une excellente densité de puissance de 14 kW/kg Saha, Soltani, Munk-Nielsen & Stroe (2023).

2.1.5 Recyclabilité et fin de vie

Bien que l'extraction du lithium à la source soit actuellement plus viable économiquement que son recyclage, ce qui entraîne l'envoi de 80% des batteries au dépotoir (Rasheed *et al.*, 2024, p. 2), les processus de recyclage demeurent technologiquement très efficaces. Actuellement, il est possible de récupérer 99,9% du fer et du lithium des batteries LFP Liu *et al.* (2023), 92% du titane et 98% du lithium des batteries LTO Kumar, Srivastava & Barik (2023), ainsi que 100% du manganèse, du nickel et du cobalt des batteries NMC Liu *et al.* (2023). Une alternative écologique viable est la réutilisation de ces batteries en fin de vie mobile pour des applications stationnaires (Rasheed *et al.*, 2024, p. 2).

2.1.6 Gestion et préservation de la durée de vie

Pour limiter l'érosion de la durée de vie, les batteries au lithium doivent être stockées à basse température avec un état de charge d'environ 50% (Abdullah Al-Karakchi, Putrus & Das, 2017, p. 2). Lors de l'utilisation, la température doit être maintenue entre 20 et 25 °C. La recharge doit s'effectuer en deux phases (courant constant suivi d'une tension constante, CC-CV) à un faible taux (<1C), en évitant les recharges complètes (Abdullah Al-Karakchi *et al.*, 2017, p. 2). De manière générale, il est crucial de limiter les températures excessives, les taux de décharge élevés et les grandes profondeurs de décharge (DoD) pour ralentir l'usure prématurée.

2.2 Topologies et Architectures des Systèmes de Stockage Hybride (HESS)

Les HESS combinent des sources d'énergie complémentaires, généralement des batteries et des ultracondensateurs (UC), pour optimiser la durée de vie, la densité énergétique et la réponse aux appels de puissance. Les architectures se divisent selon leur degré de contrôle actif :

2.2.1 Configurations Passives et Semi-Actives

Topologie passive :

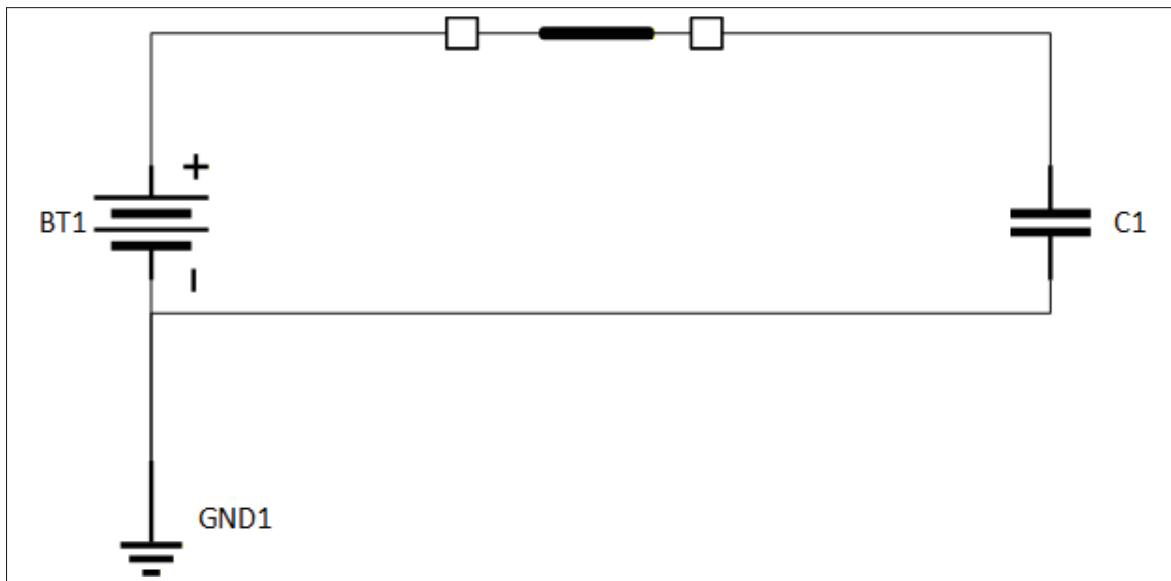


Figure 2.1 Topologie passive

Connexion directe en parallèle. La tension du bus DC est fixe, cantonnant l'UC à un rôle de filtre passe-bas (Nielson & Emadi, 2011, p.2). Cette simplicité se fait au détriment de l'optimisation énergétique (Divya & Prema, 2023, p.2).

Topologie semi-active :

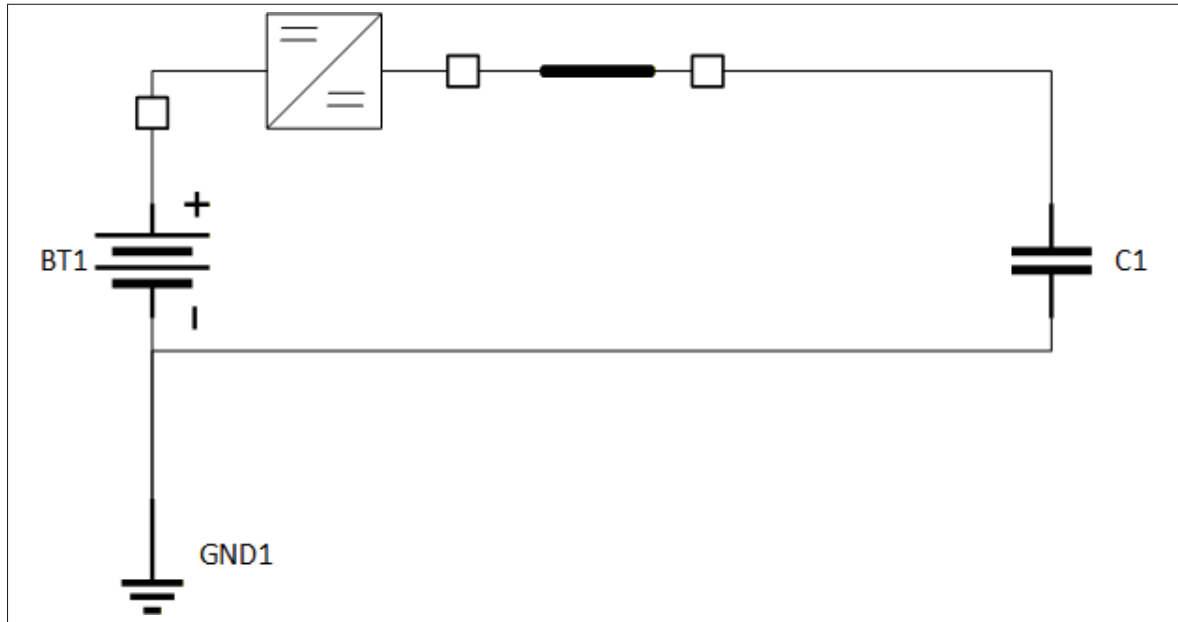


Figure 2.2 Topologie semi-active

Utilise un seul convertisseur DC-DC (sur la batterie ou l'UC). Elle offre un compromis coût/performance (Asensio, Magallán & De Angelo, 2015, p.1), mais nécessite souvent un surdimensionnement des condensateurs ou du convertisseur pour stabiliser le bus DC (Divya & Prema, 2023, p.2), ce qui pénalise l'efficacité globale (Liu, Dong, Jin & Liu, 2018, p.4).

2.2.2 Configurations Actives et Convertisseurs Multiports (MPC)

Topologie active

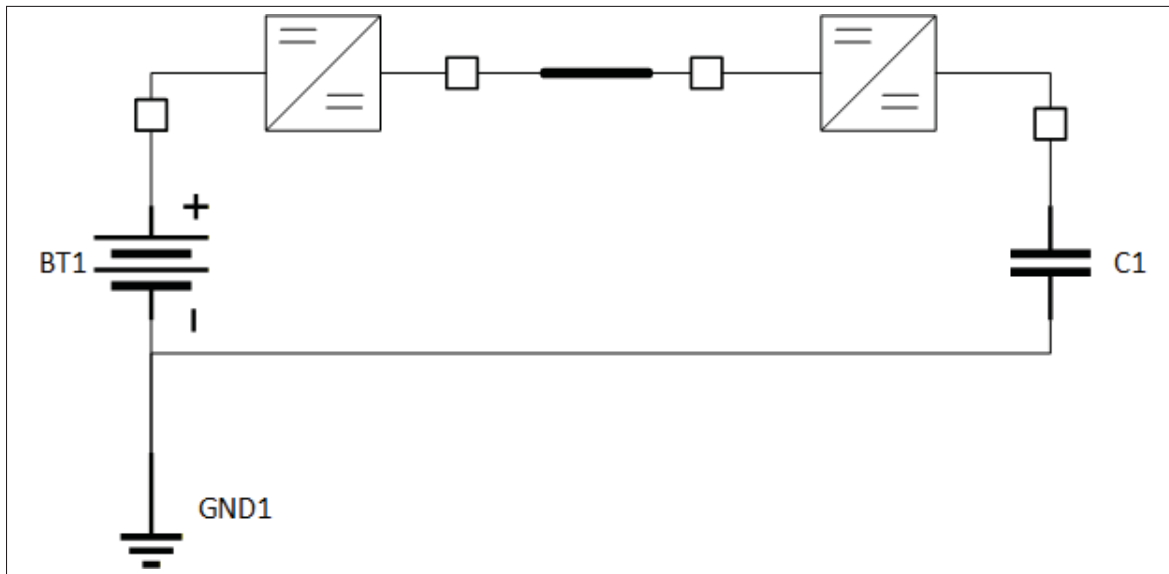


Figure 2.3 Topologie active

La topologie active utilise deux convertisseurs DC-DC bidirectionnels distincts, permettant de découpler la tension du bus et des sources. La batterie est protégée des forts courants transitoires, ce qui prolonge sa durée de vie (Nielson & Emadi, 2011, p.3), tandis que l'UC gère la puissance instantanée (Raman, Fong, Fan, Xue & Cheng, 2017, p.2).

Convertisseur à port multiple (MPC)

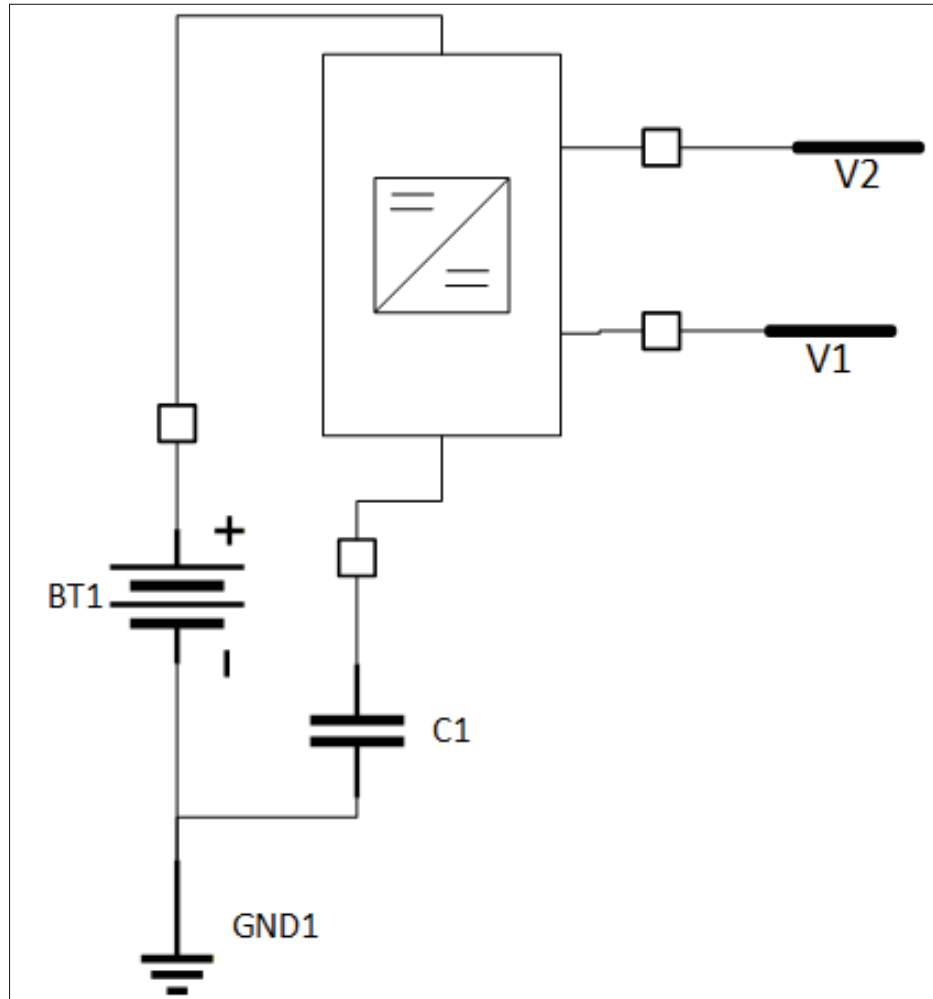


Figure 2.4 Topologie MPC, MIMO (Multi-Input Multi-Output)

L'intégration des MPC dans les véhicules électriques (VE) et les systèmes d'énergies renouvelables (RES) permet d'augmenter la densité de puissance en réduisant le nombre de composants, bien que des défis persistent en matière de coût et de complexité de contrôle (Ali, Mousa, Shaaban, Azzouz & Awad, 2024, p.12 / p.686). Les MPC se déclinent en :

- **MISO (Multi-Input Single-Output) :** Consolidation de plusieurs sources vers un bus unique (Ali *et al.*, 2024, p.9 / p.683).

- **SIMO (Single-Input Multi-Output)** : Distribution d'une source vers plusieurs charges à tensions variables (Ali *et al.*, 2024, p.9 / p.683).
- **MIMO (Multi-Input Multi-Output)** : Optimisation de la distribution entre plusieurs sources et charges (ex : traction et auxiliaires) (Ali *et al.*, 2024, p.9 / p.683).

2.3 Performances et Efficacité des Systèmes de Conversion de Puissance

Les performances des convertisseurs reposent sur leur typologie de commutation. Le passage d'une commutation dure (*hard-switching*) à une commutation douce (*soft-switching* - ZVS/ZCS) est crucial pour réduire les pertes par dissipation thermique à haute fréquence, augmentant ainsi l'efficacité et la densité de puissance.

2.3.1 Convertisseurs Non-Isolés

- **Buck-Boost** : Convertisseur bidirectionnel polyvalent atteignant une efficacité de 91.2% Gupta & S (2024) avec une densité de puissance élevée Heydari, Huang & Huang (2023), Hou, Jiao, Gutierrez, Lai & Chen (2024).
- **Z-Source Converter (ZSC)** : Autorise un état de court-circuit contrôlé (*shoot-through*) conférant un gain d'élévation théoriquement infini (Peng, 2002, p. 3). L'atténuation des pics de courant préserve le cycle de vie des batteries (Chen, Zhao, Ma & Zhu, 2024, p.2). Le convertisseur offre une densité volumique de 1.1 MW/m³ (18.18 W/in³) Zhang, Wu, Yu, Trinh & Zhang (2022). Les techniques de modulation avancées s'appliquent notamment à sa variante quasi-ZSC Gyawali, Ajmal, Liu & Yang (2024).

2.3.2 Convertisseurs Isolés Galvaniquement

- **Flyback** : Standardisé pour les faibles et moyennes puissances. Le stockage d'énergie opère dans l'entrefer du transformateur magnétique. Le schéma de fonctionnement est détaillé à la figure I-1.
- **Dual Active Bridge (DAB)** : Solution de référence pour la charge haute puissance des VE grâce à sa bidirectionnalité (Lithesh, Krishna & Karthikeyan, 2021, p.4). Ce convertisseur

affiche une excellente efficacité allant de 93.45% à 97.8% et une densité volumique très performante de 4.88 MW/m³ (80 W/in³) pour un poids de 0.24 kg/kW (Kheraluwala, Gascoigne, Divan & Baumann, 1992, p.6). Le contrôle par déphasage permet de réguler le transfert énergétique (voir figure I-2).

- **Push-Pull** : Unidirectionnel, exploite les deux alternances magnétiques du transformateur (voir figure I-3). L'efficacité moyenne se situe à 93% (Lithesh *et al.*, 2021, p.4), pouvant grimper à 97.1% pour une densité de 1.28 W/cm³ lorsqu'associé à un régulateur *clamp* sur des applications de puissance modérée (Wang, Li, Ouyang & Wang, 2021, p.7).

2.4 Contrôle de traction et contraintes mécaniques ferroviaires

2.4.1 Contrôle Direct de Couple (DTC)

Le DTC régule directement le couple électromagnétique et le flux statorique sans imposer de boucle de courant intermédiaire. En projetant les grandeurs dans les repères de Clarke ($\alpha - \beta$) et Park ($d - q$), le modèle estime le flux et le couple via la tension aux bornes statorique de laquelle est soustraite les pertes ohmiques statoriques. Le couple électromagnétique est par la suite calculé avec les composantes résultantes. Des comparateurs à hystérésis dictent ensuite la sélection discrète de vecteurs de tension (SVPWM). Cette méthode assure une dynamique de réponse rapide et une robustesse paramétrique. Toutefois, pour atténuer les ondulations de couple à faible vitesse et stabiliser la fréquence de commutation, le DTC-SVM (Modulation Vectorielle) substitue les régulateurs proportionnel-intégral à l'hystérésis.

2.4.2 Limites mécaniques fondamentales

Indépendamment de l'électronique de puissance, les limites de traction sont physiquement contraintes par l'adhérence roue-rail, dont le coefficient varie de 0,33 (sec) à 0,15 (glace/huile) Brenna, Foiadelli & Zaninelli (2018). À haute vitesse, l'aérodynamisme supplante la résistance au roulement pour représenter jusqu'à 90–96% des forces résistives à 300 km/h Brenna *et al.*

(2018). L'architecture du bogie et de la transmission dicte les masses non suspendues, influençant directement la dynamique du convoi.

2.5 Contributions et portée de l'étude

Malgré une littérature abondante sur le stockage, beaucoup d'opportunités de recherche demeurent dans les performances sous contraintes climatiques et opérationnelles. Cette recherche propose :

1. La modélisation comportementale et le contrôle (DTC) d'une chaîne de traction par batterie adaptée aux conditions continentales humides (locomotive ALP-45DP à Montréal).
2. La modélisation de convertisseurs de puissance adaptée à la puissance élevée liée au contexte d'opération ferroviaire.
3. Une analyse technique des chimies (NMC811, LFP, LTO et LIC) en contexte opérationnel ferroviaire régional.
4. Une analyse de la dynamique ferroviaire prenant en compte les contraintes de stockage, de conversions et de dimensionnement adaptées aux conditions d'exploitation de Montréal.

Basée sur la simulation numérique, cette analyse systémique permettra de fournir un outil additionnel d'aide à la décision quantitatif pour la décarbonation du transport ferroviaire lourd au Québec.

Les concepts de cette revue de littérature seront évalués dans le contexte montréalais au fil des chapitres suivant. Le prochain chapitre définit les caractéristiques du matériel roulant de référence. L'analyse quantifie les configurations d'exploitation et la masse totale du train (locomotive ALP-45DP et voitures série 3000), en intégrant l'impact de la charge des passagers. Enfin, la demande en énergie des auxiliaires, notamment la climatisation, y est évaluée. Ces données quantitatives permettent de baliser la demande énergétique et en puissance du système énergétique.

CHAPITRE 3

CARACTÉRISATION DU MATÉRIEL ROULANT DE RÉFÉRENCE ET CONDITION D'EXPLOITATION

3.1 Configurations Opérationnelles et Masse Totale d'un train passager composée d'une locomotive ALP-45DP et de voitures séries 3000

Le matériel roulant opère selon des configurations variables adaptées à la demande de transport. Les compositions typiques varient de 3 à 9 voitures tractées par une locomotive ALP-45DP, 1 voiture-loge et de 2 à 8 remorques, selon la capacité de traction maximale de 10 voitures.

La masse à vide à tracter varie selon la configuration du train. Elle passe ainsi de 254 tonnes pour la composition minimale (une locomotive, une voiture-pilote et une remorque) à 677 tonnes pour la formation maximale comprenant huit remorques. Une analyse détaillée, incluant les masses des passagers, est présentée dans le tableau 3.1.

3.1.1 Besoins énergétiques en climatisation des voitures

Dans le contexte d'une opération continue, les voitures sont limitées à 75kW afin de conserver la demande énergétique. Cette valeur est en concordance avec Pernička (2010) où une valeur approximative de 600kW par train de 8 voitures est utilisée par le HEP en puissance auxiliaire. Ce besoin élevé en énergie est compréhensible via les normes telles que EN14750 et ses équivalents dictant le volume requis d'air frais par passager BSI (2024) p.62.

3.2 Masse totale d'un train à pleine occupation

En considérant une charge passagère standard de 142 passagers assis par voiture remorque et 127 passagers assis par voiture pilote, à 88.5 kg par passager médian¹, les masses additionnelles sont de 12,5 tonnes pour une voiture remorque et de 11,2 tonnes pour une remorque pilotée. Ces masses additionnelles représentent respectivement 21% et 18% de la masse de la voiture.

¹ Valeur par défaut des passagers dans l'aviation selon Transport Canada (2019)

Tableau 3.1 Analyse de la masse par passager et efficacité massique selon la composition du train. Chaque composition inclut également une locomotive et une voiture pilote

Nb voitures	Nb	Matériel	Passagers	Masse totale	Masse/Passager	Part Passagers
passagers	passagers	(kg)	(kg)	(kg)	(kg/pass.)	(%)
1	269	254 046	23 700	277 746	1032,5	8,53%
2	411	314 501	36 200	350 701	853,3	10,32%
3	553	374 956	48 700	423 656	766,1	11,50%
4	695	435 411	61 200	496 611	714,5	12,32%
5	837	495 866	73 700	569 566	680,5	12,94%
6	979	556 321	86 200	642 521	656,3	13,42%
7	1121	616 776	98 700	715 476	638,2	13,80%
8	1263	677 231	111 200	788 431	624,3	14,10%

3.3 Portée de l'analyse de dimensionnement

Cette section pose les bases méthodologiques et structurelles de l'intégration des batteries. Les contraintes mécaniques et thermiques imposées aux rames seront étudiées. Les objectifs guidant le calcul de la capacité des batteries seront étudiés par la suite. Finalement, les faits saillants seront mis en contexte des conditions topographiques, climatiques et matérielles propres au réseau montréalais, établissant ainsi les scénarios qui devront être modélisés dans les modélisations subséquentes.

3.3.1 Contexte et définition des contraintes mécaniques

L'intégration de systèmes de stockage d'énergie au sein du matériel roulant ferroviaire redéfinit les paramètres du train. Dans le cadre de l'exploitation des trains de banlieue, soumis à des arrêts fréquents, cette transition impose une analyse des contraintes mécaniques sous-jacentes.

L'ajout de masses influence directement le comportement dynamique de la rame ainsi que sa consommation énergétique, la distribution des efforts sur les essieux et la résistance structurelle des châssis. Afin d'appréhender la complexité de cette intégration, les contraintes mécaniques du système ferroviaire ont été segmentées en quatre ponts interdépendants :

- Les contraintes statiques liées aux masses, dimensions et capacités de charge
- Les contraintes dynamiques résultant des efforts de traction, de freinage et des transferts de charge
- Les contraintes environnementales imposées par les conditions climatiques et d'exploitation
- Les contraintes d'intégration déterminées par l'espace disponible et les interfaces existantes

Cette catégorisation permet d'isoler les variables tout en conservant une vision systémique de la problématique permettant de garder un horizon long terme de la faisabilité d'une intégration de système de stockage d'énergie dans le domaine ferroviaire.

3.3.2 Objectifs de l'analyse

Cette analyse fournit les paramètres techniques nécessaires au dimensionnement et à l'intégration d'un système de stockage d'énergie par batterie sur le matériel roulant. La démarche s'articule autour de quatre étapes techniques interconnectées.

D'abord, la caractérisation de l'environnement opérationnel fixe les cycles de service et les exigences de performance de référence. Ces données d'entrée permettent ensuite de quantifier les efforts mécaniques par le calcul des forces de traction, des accélérations et des contraintes dynamiques de la rame. Sur la base de ces calculs, l'étude identifie les limites physiques liées à l'adhérence rail-roue, à la masse totale admissible et au gabarit spatial disponible. Enfin, ces étapes convergent vers l'évaluation quantitative du freinage régénératif afin de déterminer l'énergie récupérable selon les contraintes cinématiques du réseau.

3.3.3 Périmètre de l'étude

L'étude s'applique au réseau de trains de banlieue d'Exo (anciennement Agence métropolitaine de transport) dans la région de Montréal. Les modélisations et les calculs de charge utilisent les caractéristiques techniques documentées par Maryland Transit Administration (2013), Pernička (2010) et le tableau III-7.

Le matériel roulant de référence se compose de la locomotive bi-mode ALP-45DP de Bombardier, d'une puissance de 4500 kW, exploitée avec des rames de voitures de classe 3000 dans des configurations variant de 3 à 8 voitures. L'analyse intègre les profils topographiques et d'exploitation des cinq lignes principales du réseau : Vaudreuil, Saint-Jérôme, Candiac, Mont-Saint-Hilaire et Mascouche. Les simulations prennent en compte l'impact des variations thermiques de la région montréalaise, modélisées sur une plage de températures allant de -40°C à $+50^{\circ}\text{C}$.

3.4 Contexte géographique et environnemental

Les facteurs géographiques et environnementaux définissent les conditions aux limites opérationnelles du système de stockage d'énergie. La configuration physique des lignes détermine la fréquence des cycles de charge et décharge, tandis que les variations climatiques locales fixent la charge thermique des auxiliaires et les limites d'adhérence rail-roue. Ces paramètres environnementaux et topographiques dictent les niveaux de sollicitation de la chaîne de traction.

3.4.1 Configuration et Caractéristiques du Réseau

Le réseau de trains de banlieue de la région métropolitaine de Montréal dessert un territoire étendu à travers cinq lignes principales qui rayonnent depuis le centre-ville vers les banlieues périphériques. Le cycle de service envisagé est de 6h00 - 0h00. La fenêtre de temps disponible pour la recharge journalière est donc estimée à 4h.

Tableau 3.2 Distance interstations moyenne sur divers trajets

Ligne de train	Dist int. (mi/km)	Nb. stations	Dist. T. (mi/km)
Vaudreuil	1.99 / 3.20	18	33.84 / 54.36
St-Jérôme	3.19 / 5.13	14	41.44 / 66.64
Candiac	2.27 / 3.66	9	18.18 / 29.25
Mont St-Hilaire	4.21 / 6.78	7	25.27 / 40.67
Mascouche	4.67 / 7.52	11	46.75 / 75.24

L'analyse des distances interstations révèle une variabilité significative entre les lignes. La ligne Mascouche présente les plus grandes distances moyennes (6,84 km), reflétant son caractère plus régional, tandis que la ligne Vaudreuil montre des arrêts plus rapprochés (3,02 km en moyenne) correspondant à un service plus urbain. Cette variation des distances interstation influence directement les cycles d'accélération-décélération et, par conséquent, les besoins énergétiques. En se basant sur les zones tarifaires d'EXO, on constate que les terminus de toutes les lignes de train qui partent d'une zone A vers une zone C.

Tableau 3.3 Classification des catégories de véhicules pour le confort thermique

Catégorie	Temps interstation	Description
Urbain (U)	< 3 min	Véhicules exploités en milieu urbain (par ex. tramway, métro).
Suburbain (S)	< 10 min	Véhicules exploités en milieu urbain et suburbain (périphérie).
Régional (R)	5 - 30 min	Véhicules exploités entre des villes avec des arrêts intermédiaires.
Grandes lignes	> 30 min	Véhicules exploités entre des villes, comportant généralement un nombre limité d'arrêts intermédiaires.

Les définitions de catégorisation du transport sont issues de la norme Européenne et du Royaume uni BS-EN-14750 :2024 (BSI, 2024, p.14). Cette norme définit également le besoin d'apport en air frais dans le train passager complet selon la durée et la catégorie de transit.

3.4.2 Profils Topographiques

Les cinq lignes présentent des profils topographiques distincts, avec des variations d'altitude significatives qui impactent les efforts de traction requis. À titre d'exemple, la ligne de St-Jérôme est présentée. Sa distance interstation moyenne est entre les extrêmes de Vaudreuil et Mascouche. La variation topographique est intéressante et présente des montées et des descentes espacées.

3.4.3 Création de trajet synthétique

L'analyse repose exclusivement sur un trajet synthétique normalisé afin d'isoler les variables physiques du système de traction. Les profils réels du réseau Exo combinent des variations simultanées de distances interstations et de déclivités, ce qui masque l'influence propre de chaque paramètre sur le système de stockage d'énergie. L'adoption d'un tracé unique évite le choix arbitraire d'une ligne existante et réduit le nombre de scénarios de simulation. La modélisation se concentre ainsi sur la composition des rames, le dimensionnement des convertisseurs et la capacité des batteries, plutôt que sur les particularités géographiques d'un parcours spécifique.

La fixation de segments identiques de 5,0 km découle de la distance interstation médiane du réseau, située entre les extrêmes de Vaudreuil (3,20 km) et de Mascouche (7,52 km). Le choix de cette valeur arrondie simplifie la compréhension des cycles et facilite l'extrapolation mathématique des résultats à d'autres configurations de lignes. Cette uniformisation impose un profil cinématique constant comprenant les phases d'accélération, de vitesse stabilisée et de freinage à chaque arrêt. Ce trajet fait de la topographie une constante avec une variabilité sur les transitions inter-station avec trois états possible : montée, descente, terrain plat.

Le profil topographique est défini par la séquence de pentes suivante pour les 11 segments de 5,0 km : [0%, 0%, 0%, 0%, +1%, +1%, 0%, -1%, -1%, 0%, 0%]. Le regroupement consécutif des

deux segments en rampe (+1, 0%) puis en pente (−1, 0%) élimine l’effet de lissage énergétique provoqué par une alternance rapide des dénivelés. Bien que l’agencement consécutif des pentes ne modifie pas le bilan énergétique global d’un stockage par batterie, il s’avère déterminant pour les technologies à faible capacité et forte puissance, telles que les bancs de supercondensateurs. Concentrer le dénivelé positif puis négatif empêche la création d’un scénario artificiellement favorable à ces systèmes à cycles courts. Cette disposition valide la neutralité du profil pour des évaluations comparatives futures avec d’autres technologies de stockage.

3.4.4 Conditions Climatiques et Environnementales

Les conditions climatiques de la région métropolitaine de Montréal imposent des contraintes environnementales qui affectent tous les composants du train, y compris les voitures, les systèmes de stockage d’énergie et les systèmes de traction.

Tableau 3.4 Conditions
environnementales d’exploitation

Paramètre	Valeur
Température ambiante	-40 à +50 °C
Humidité relative	20 à 100 %
Vitesse continue	90 km/h
Rafales (bourrasques)	150 km/h
Pluie	120 mm/h
Neige	200 mm/h

L’amplitude thermique de -40°C à +50°C exige une gestion thermique active des systèmes ferroviaires permettant, au besoin, de refroidir ou de chauffer les composants de traction, de stockage d’énergie et les voitures du train.

Les précipitations diminuent l’adhérence et les performances de traction. Il y a une perte d’adhérence pouvant aller jusqu’à 50% en condition mouillée de 0,3 à 0,15.

3.5 Profils d'exploitation opérationnels

Les exigences opérationnelles du réseau ferroviaire montréalais définissent les contraintes mécaniques du dimensionnement du système de stockage d'énergie. L'analyse des profils d'exploitation permet d'établir les cycles de service types et les demandes énergétiques associées.

3.5.1 Horaires de service et cycles d'exploitation

Le service ferroviaire de banlieue opère sur une plage horaire de 18 heures quotidiennes, soit de 6h00 à 0h00. Les trains doivent maintenir leurs performances sur l'ensemble de cette plage horaire. Le temps quotidien disponible à la recharge est estimé à 4h00.

3.6 Implications du matériel roulant pour le Système de Stockage d'Énergie

3.6.1 Vitesses commerciales et régimes de fonctionnement

Les trains opèrent dans une plage de vitesses commerciales de 64 à 97 km/h, avec une vitesse typique de 72 km/h (45 mph). Ces limitations de vitesse influencent directement la stratégie de récupération d'énergie au freinage, la vitesse élevée en approche de station permettant une récupération énergétique plus importante.

3.6.2 Section à vitesse réduite, partage de voie et distance de freinage

L'infrastructure impose certaines contraintes opérationnelles qui influencent les demandes énergétiques. Certaines zones nécessitent des limitations de vitesse temporaires ou permanentes, modifiant les cycles d'accélération-décélération prévus. Également, le partage avec le trafic de fret impose des contraintes de cadencement et de vitesse qui peuvent affecter l'efficacité énergétique.

Lors de l'arrivée en station, il est important de conserver une précision d'arrêt d'au plus ± 1 mètre, ce qui impose des stratégies de freinage spécifiques influençant la récupération d'énergie.

Malgré le fait que Ces contraintes demeurent importantes au niveau opérationnel, elles seront considérées comme négligeables dans le cadre de cette analyse.

3.6.3 Impacts des rayons de courbure et des contraintes latérales

L'industrie ferroviaire étant fortement réglementée, les rayons de courbure existants ont nécessairement été dimensionnés pour respecter les limitations dynamiques du matériel roulant utilisé. Conséquemment, dans le cadre de cette analyse portant sur l'intégration de systèmes de stockage d'énergie dans un réseau existant et opérationnel, cette contrainte peut être considérée comme satisfaite. Les rayons de courbure ne seront pas considérés pour l'analyse des besoins énergétiques et seront négligés dans les calculs de performance.

3.6.4 Tendances interstations : distance et dénivelé

La variabilité des distances interstations, qui s'étend de 3,02 km à 6,84 km, engendre des cycles d'exploitation et des profils de demande énergétique très distincts à travers le réseau. D'une part, les lignes à arrêts rapprochés comme Vaudreuil et Candiac sont caractérisées par des cycles courts et répétés d'accélération et de décélération. Cela entraîne des demandes de puissance instantanée élevées au démarrage et offre des opportunités fréquentes de récupération d'énergie au freinage. D'autre part, les lignes à arrêts plus espacés, telles que Mascouche et Saint-Jérôme, présentent un profil plus "régional" avec de longues phases de croisière à vitesse constante. Celles-ci requièrent une puissance plus soutenue sur la durée, tandis que la récupération d'énergie, bien que potentiellement importante, est concentrée sur des phases de freinage moins fréquentes mais plus longues.

Le réseau ferroviaire présente une topographie variée avec des profils de rampe modérés, dont les pentes peuvent atteindre 1-2%. Dans le cas d'un gradient positif, on observe une force résistive au mouvement équivalente à la proportion de la masse totale du train.

3.7 Caractérisation de la sollicitation temporelle et fenêtres de recharge potentielles

Le dimensionnement du système repose sur la quantification de la sollicitation du matériel roulant. À cette fin, trois indicateurs clés sont analysés : le temps de rotation, le taux d'utilisation et le ratio de battement. Ces paramètres permettent également d'évaluer les fenêtres d'opportunité ainsi que les demandes énergétiques groupées pour la recharge. L'analyse repose sur un profil d'exploitation quotidien représentatif des flux de passagers, structuré en cinq allers-retours : deux consécutifs en pointe du matin, un sur l'heure du midi et deux consécutifs en pointe du soir.

Le Turnaround Time (TAT) représente la durée totale s'écoulant entre l'arrivée d'un train à un terminus et son départ pour le trajet suivant.

$$TAT = T_{\text{départ}} - T_{\text{arrivée}} \quad (3.1)$$

Durant les allers-retours consécutifs du matin et du soir, ce temps est réduit à son strict minimum pour maximiser l'efficacité du réseau et répondre à l'achalandage. Ceci ne représente pas une opportunité pour un maintien du niveau de charge de la batterie et du système de climatisation, ventilation et chauffage via une alimentation potence ou une recharge. Cette contrainte restreint la capacité de récupération énergétique, imposant un dimensionnement des batteries capable de soutenir au minimum deux allers-retours avec un apport énergétique nul.

Le taux d'utilisation mesure la proportion du temps où la locomotive est en service actif par rapport à sa disponibilité totale sur la plage d'exploitation de 18 heures (6h00 à 0h00).

$$\text{Taux d'utilisation} = \left(\frac{T_{\text{service_actif}}}{T_{\text{total}}} \right) \times 100\% \quad (3.2)$$

Contrairement à un service continu, le profil à cinq allers-retours quotidiens concentre le taux d'utilisation sur des fenêtres temporelles précises. Cette utilisation fragmentée implique des cycles de décharge rapprochés, entraînant une sollicitation ponctuelle des batteries. Les creux de

service entre la pointe matinale, le trajet du midi et la pointe du soir viennent abaisser le taux d'utilisation global. Ceci permet des périodes de refroidissement, de recharge et d'équilibrage des cellules.

Le *Layover Ratio* est le rapport entre le temps d'attente aux terminus et le temps passé en mouvement (transit). Pour les lignes de banlieue étudiées, ce ratio permet d'identifier lorsqu'il y a une opportunité de recharge dans les temps d'arrêt.

$$\text{Layover Ratio} = \frac{\sum T_{\text{attente_terminus}}}{\sum T_{\text{mouvement}}} \quad (3.3)$$

Lors des allers-retours consécutifs, le service intensif laisse très peu de temps de battement. Le système doit s'appuyer sur sa densité énergétique embarquée, sans possibilité de recharge. Entre les pointes et le trajet de midi, le temps d'attente excède le temps de mouvement. Ces fenêtres longues pourraient permettre une recharge et un conditionnement thermique du système de stockage et du train avant la prochaine pointe.

3.8 Synthèses des implications du matériel roulant

La caractérisation du matériel roulant démontre que l'intégration d'un système de stockage d'énergie par batterie devra composer avec des charges de traction pouvant aller jusqu'à 788t ainsi qu'une demande auxiliaire continue de 600kW. Pour dimensionner adéquatement les composantes électriques et thermiques du système de stockage, l'environnement et les conditions d'opérations devront être également analysés.

L'analyse des caractéristiques du réseau et des conditions d'exploitation définit les spécifications du système de stockage d'énergie. Les performances à charges maximales en freinage et en accélération, lorsque les gradients sont maximisés, déterminent les puissances développées et absorbées. Les efforts de traction maximaux sont réalisés avec une composition de 8 voitures passagères. La puissance absorbée est maximisée lors d'un freinage en descente. La puissance générée est maximisée lors d'accélération en ascension de rampes. La plage de température

opérationnelle spécifiée, s'étendant de -40°C à $+50^{\circ}\text{C}$, impose l'intégration d'un système de gestion thermique actif. Ce système doit fournir des capacités de chauffage et de climatisation pour maintenir les batteries dans leur fenêtre de fonctionnement optimale. Le choix de la chimie des cellules de batteries devra être fait en conséquence des contraintes thermiques.

Le maintien d'un temps de rotation (TAT) minimal durant les périodes de pointe force le système à opérer sans recharge d'opportunité, exigeant une densité énergétique suffisante pour enchaîner deux cycles complets. Le profil fragmenté du taux d'utilisation et les variations du ratio de battement entre les pointes définissent les seules fenêtres raisonnables pour la recharge et la stabilisation thermique des cellules. La gestion de l'énergie ne doit donc pas seulement répondre aux appels de puissance de traction, mais aussi optimiser ces périodes de latence pour compenser une consommation auxiliaire constante et élevée de 600kW Pernička (2010). Si une recharge intermittente n'est pas disponible, en raison de contraintes opérationnelles ou matérielles, l'énergie embarquée requise devra être augmentée de manière conséquente.

Le contexte montréalais impose au système de stockage d'énergie de répondre aux besoins de traction et d'être fiable dans des conditions climatiques variables. Quotidiennement, la demande en énergie du système auxiliaire est de $600\text{kW} \times 18\text{h} = 10800\text{kWh}$. La traction limitée par les moteurs à 4MW, Maryland Transit Administration (2013), et le tableau III-7, le système est dans un mode d'opération dominé par le besoin en énergie. Le besoin théorique brut de 10,8 MWh par jour agit comme un paramètre de dimensionnement initial pour évaluer la faisabilité physique de l'intégration des batteries. Les analyses subséquentes affineront l'estimation du besoin énergétique quotidien pour des données plus réalistes. En effet, les performances de décélération et d'accélération devront être respectées dans les calculs des efforts de traction, lors du dimensionnement des composants et lors du contrôle moteur et des divers convertisseurs.

Le choix de l'accumulateur ne peut donc pas se résumer à une évaluation de sa densité électrique. Il exige une analyse de la chimie des cellules, de leur tolérance thermique, de leur durée de vie et de la robustesse de leur boîtier face à l'environnement ferroviaire. On note que la puissance maximale est faible comparativement à l'énergie quotidienne requise. Le chapitre ?? s'appuiera

directement sur ces limites d'exploitation pour évaluer les différentes technologies de batteries au lithium et sélectionner la solution commerciale la plus apte à relever les défis du réseau montréalais.

CHAPITRE 4

SYSTÈME DE PUISSANCE : STOCKAGE ÉNERGÉTIQUE ET CONVERSION

4.1 Comparaison des caractéristiques des technologies de stockage NMC, LiFePO₄, LTO, NCA, LIC

La mission du train étant principalement axée sur l'autonomie énergétique avec des appels de puissance crête modérés (inférieurs à la capacité nominale), les régimes de charge et de décharge resteront systématiquement sous le seuil de 1C. Dans ce contexte, la technologie LIC (Lithium-Ion Capacitor), bien qu'excellente en puissance, est écartée au profit de chimies offrant une meilleure densité énergétique. La chimie NCA, malgré sa densité énergétique intéressante, est écartée préliminairement dû à sa faible durée de vie cyclique, Park *et al.* (2019), Preger *et al.* (2020).

4.1.1 Durée de vie

De manière générale, l'érosion de la durée de vie des batteries au lithium peut être atténuée par le respect de plusieurs facteurs. Les batteries au lithium doivent être stockées avec un état de charge de 50% à basse température Abdullah Al-Karakchi *et al.* (2017). Lors de l'utilisation, que ce soit en recharge ou en décharge, la température doit être maintenue entre 20 et 25 °C. La recharge doit être effectuée en 2 temps : courant constant, suivi de tension constante CC-CV, à faible taux de recharge (<1C) Abdullah Al-Karakchi *et al.* (2017). Il est important d'éviter les recharges complètes. Lors de l'utilisation, les températures élevées doivent être évitées, les taux de décharge doivent être faibles (<1C) et la batterie ne doit pas être complètement déchargée. La notion de profondeur de décharge ("Depth of Discharge" (DoD)) est importante car, plus la profondeur de décharge est élevée, plus l'usure sera prononcée.

4.1.2 Recyclabilité des batteries au lithium

La recyclabilité des batteries au lithium est essentielle pour réduire l'impact environnemental et conserver les ressources naturelles. En comprenant les méthodes de recyclage des différentes

technologies de batteries au lithium, nous pouvons faire un choix plus écologiquement éclairé et soutenir une utilisation plus durable des matériaux.

La viabilité économique du recyclage du lithium demeure inférieure à celle de l'extraction minière primaire. Les analyses de coûts comparatives confirment un prix de revient supérieur pour le matériau recyclé par rapport à la ressource brute Rasheed *et al.* (2024). Cette contrainte financière explique la mise au rebut en décharge de 80% des volumes de batteries Rasheed *et al.* (2024).

Malgré un faible déploiement industriel, l'efficacité technique des procédés de traitement permet des taux de récupération élevés :

- **Lithium Fer Phosphate (LFP)** : Récupération de 99,9% du fer et du lithium Liu *et al.* (2023).
- **Lithium Titane Oxyde (LTO)** : Récupération de 92% du titane et de 98% du lithium Kumar *et al.* (2023).
- **Nickel Manganèse Cobalt (NMC)** : Récupération de 100% du manganèse, du nickel et du cobalt Liu *et al.* (2023).

Une alternative au recyclage direct consiste à transférer les cellules usagées d'applications mobiles vers des applications stationnaires pour le lissage de la charge du réseau électrique Rasheed *et al.* (2024).

4.1.3 Tableau comparatif

Les paramètres de performance, de durabilité et de tolérance thermique des chimies NMC, LiFePO₄ et LTO sont quantifiés ci-après. Le tableau 4.1 compare les densités énergétiques et le vieillissement cyclique selon les régimes de sollicitation. Le tableau 4.2 répertorie les plages opérationnelles et les risques physiques induits par les écarts thermiques.

L'évaluation de l'autonomie du matériel roulant nécessite la mise en relation de la densité massique et de la dégradation des cellules sous différents régimes de décharge. Le tableau 4.1 fournit les valeurs limites de cyclage et de capacité gravimétrique pour chaque chimie.

Tableau 4.1 Comparaison des cycles de vie et de la densité énergétique des batteries NMC, LiFePO4 et LTO

Paramètre	NMC	LiFePO4	LTO
Cycles à 1C	2 000 à 5 000 (NMC111) Svens <i>et al.</i> (2022)	4 700 cycles Lu <i>et al.</i> (2023)	Jusqu'à 30 000 cycles Ding <i>et al.</i> (2017)
Cycles à haute utilisation	1 000 à 2 000 (à 3C) Svens <i>et al.</i> (2022)	4 500 (à 4C) Carrilero <i>et al.</i> (2017)	16 000 (à 2C) Soltani <i>et al.</i> (2022)
Taux d'utilisation maximal	3C Svens <i>et al.</i> (2022)	10C (décharge) Carrilero <i>et al.</i> (2018) / 4C (recharge) Carrilero <i>et al.</i> (2017)	10C Carrilero <i>et al.</i> (2018)
Densité énergétique (gravimétrique)	350 Wh/kg (NMC811) Svens <i>et al.</i> (2022)	90 - 180 Wh/kg Carrilero <i>et al.</i> (2018); Mo (2023)	80 - 130 Wh/kg Ding <i>et al.</i> (2017)

La conception du système de gestion thermique dépend des seuils de stabilité des cellules face aux températures extrêmes. Le tableau 4.2 détaille les plages opérationnelles admissibles et identifie les modes de défaillance thermique.

Tableau 4.2 Sensibilité Thermique et Sécurité des Batteries

Critère	NMC	LiFePO4	LTO
Température optimale	25°C Bodnár <i>et al.</i> (2024)	20-25°C Chen <i>et al.</i> (2012)	20-25°C Beltran <i>et al.</i> (2019)
Plage de fonctionnement	-20°C à 30°C Xiong <i>et al.</i> (2020); Li <i>et al.</i> (2020)	-20°C à 60°C Chen <i>et al.</i> (2012)	-50°C à 60°C Ding <i>et al.</i> (2017)
Gestion des hautes températures	Seuil > 30°C Li <i>et al.</i> (2020)	Seuil > 40°C Marquet <i>et al.</i> (2018)	Seuil > 35°C Beltran <i>et al.</i> (2019)
Impacts et Sécurité	Dégradation rapide Li <i>et al.</i> (2020). Risque fuite thermique Benabdelaziz <i>et al.</i> (2018); Guo <i>et al.</i> (2017).	Dégradation accélérée Liu <i>et al.</i> (2012). Risque de fuite thermique entre 270 et 300°C Chen <i>et al.</i> (2012); Mo (2023).	Durée de vie réduite de 40-60% Beltran <i>et al.</i> (2019). Dégradation du séparateur à 130°C Acharya <i>et al.</i> (2023).
Gestion des basses températures	Seuil < 15°C Gandoman <i>et al.</i> (2019)	Seuil < 0°C Zhang <i>et al.</i> (2021)	Seuil < 20°C Beltran <i>et al.</i> (2019)
Impacts et Risques	Placage, Réduction de capacité Gandoman <i>et al.</i> (2019); Xiong <i>et al.</i> (2020).	Placage, Réduction de capacité Zhang <i>et al.</i> (2021).	Placage Micari <i>et al.</i> (2020). Réduction de la capacité.

4.1.4 Recommandations de chimie de batteries

Après comparaison du stockage au lithium de type NMC, LFP, LTO, il est possible de conclure que pour une application haute énergie, où la cyclabilité, la sécurité et la stabilité sont des

priorités, les batteries LFP sont le meilleur compromis au niveau des technologies de batteries au lithium.

4.2 Sélection de stockage énergétique

L'intégration d'un système de stockage d'énergie par batterie (BESS) sur du matériel roulant au Québec impose des contraintes environnementales et mécaniques distinctes de celles des installations stationnaires. La sélection entre les solutions suivantes : CATL (EnerC Plus), Siemens (Fluence) et EVLO (SYNERGY), repose sur l'étanchéité de l'enceinte et la résilience thermique de la chimie des cellules. Ces deux options emploient la technologie LFP.

4.2.1 Gestion des limites thermiques et opérabilité

Les données techniques indiquent que les solutions CATL et Siemens présentent une limite opérationnelle inférieure située entre -20 °C pour Siemens et non défini pour CATL. Pour le climat québécois, où les températures atteignent -40 °C, le maintien de l'opérabilité de ce système nécessite un apport thermique actif constant. Une interruption de l'alimentation des réchauffeurs internes lors d'un arrêt prolongé risquerait d'entraîner une mise en sécurité du système. Cette action coupe l'alimentation afin de prévenir le placage de lithium et la dégradation irréversible des anodes. Le stockage d'énergie devient alors indisponible et verrouillé jusqu'à l'exécution complète d'un cycle de préchauffage.

À l'inverse, la solution EVLO, développée pour les conditions climatiques nordiques, est certifiée pour un fonctionnement jusqu'à -40 °C. La conception thermique de ce système est optimisée pour minimiser la dégradation de la capacité en conditions de froid extrême, réduisant ainsi la dépendance aux systèmes de chauffage auxiliaires et la consommation d'énergie parasite associée.

4.2.2 Intégrité physique et protection contre les particules

L'indice de protection IPX4 du système EVLO constitue une limite technique pour une application ferroviaire. Le roulement sur rail génère une quantité importante de poussière métallique conductrice provenant de l'usure des freins et des rails. L'indice IPX4 n'offrant pas de protection contre les particules fines, une infiltration pourrait compromettre l'isolation électrique du système. Cependant, d'un point de vue de l'ingénierie système, l'ajout d'une enceinte secondaire étanche (IP65/66) autour d'un système thermiquement résilient est une modification passive plus simple à mettre en oeuvre que la création d'un environnement climatisé actif et redondant. L'utilisation de la solution EVLO est validée, sous réserve de son intégration dans cette enveloppe de protection étanche.

4.2.3 Résistance mécanique et contraintes vibratoires

Bien que les solutions CATL et Siemens soient certifiées IEEE 693 pour la résistance sismique, cette norme diffère des exigences de la norme ferroviaire IEC 61373. La résistance aux séismes (mouvements de forte amplitude) ne garantit pas la durabilité face aux vibrations harmoniques continues et aux chocs de triage propres au matériel roulant. Dans les deux cas, une validation structurale complémentaire des fixations internes et des connecteurs est nécessaire pour assurer la longévité du système sur rail.

4.2.4 Choix de solution technique

Le choix de la solution EVLO SYNERGY est préconisé. Bien que son indice de protection initial soit inférieur, sa capacité à fonctionner dans des conditions de froid offre une fiabilité supérieure. Le système devra être placé à l'intérieur d'un conteneur secondaire protecteur, permettant le refroidissement et l'étanchéité aux particules conductrices. Le système sera ainsi résilient aux conditions climatiques du Québec et résilient face aux poussières métallique.

4.2.5 Hypothèses de dimensionnement massique

La masse de la batterie n'est pas divulguée dans le datasheet de EVLO. Cependant, la capacité est semblable à la série 5000 de Siemens (Siemens : 43.5 t / 5016 kWh, EVLO SYNERGY : 5 MWh). La masse de 43.5t sera utilisée pour la suite.

4.3 Synthèse de la solution de stockage énergétique

Le module de stockage énergétique a été évalué à 43.5t (incluant les cellules, le système de gestion des batteries (BMS), un convertisseur et la structure interne) par conteneur standard de 20 pieds TEU (ISO 668) pour 5MWh. Cependant, une évaluation préliminaire a déterminé que le système auxiliaire pouvait consommer plus de 10,8 MWh d'énergie quotidiennement.

Il est à noter que la demande de 10,8 MWh, sert simplement de point de repère pour établir un ordre de grandeur de la charge de base. Cette valeur préliminaire démontre que la charge auxiliaire seule est susceptible d'absorber l'équivalent d'une capacité de 10 MWh. Cette information permet de comprendre l'ordre de grandeur énergétique requis. Selon ce dimensionnement préliminaire, à moins de recharge lors de layover ou de diminution de la fenêtre d'opération, ou encore de l'utilisation de génératrices au diesel, 20 MWh seront nécessaires pour répondre au besoin énergétique de la locomotive. Le dimensionnement de la solution de stockage est de 4 TEU et 174 t et ne comprend que les accumulateurs sans boîtier ; la masse brute tractée finale, incluant la tare des wagons plats et les convertisseurs de puissance, sera détaillée au chapitre 5.

L'énergie brute fournie par ces batteries n'est pas directement exploitable par la locomotive. La tension continue qu'elles délivrent fluctue naturellement en fonction de leur état de charge (généralement entre 1188 V et 1500 V) et diffère des paliers de tension de l'équipement embarqué. La suite du chapitre ?? détaille donc le maillon intermédiaire du système de puissance. Il justifie d'abord le choix des topologies retenues pour répondre aux exigences du milieu ferroviaire. Il présente ensuite le dimensionnement massique et volumique de ces équipements en s'appuyant sur des solutions industrielles concrètes, pour enfin définir une architecture électrique globale conçue pour maximiser la redondance et la tolérance aux pannes du matériel roulant.

4.4 Comparaison des topologies de convertisseurs DC-DC

4.4.1 Critere de selection du convertisseur

Le choix d'une topologie de convertisseur dépend des exigences opérationnelles de l'application. Dans le cadre de cette étude, les besoins du bus de traction diffèrent des besoins du bus auxiliaire. Le tableau 4.3 compare les critères de sélection de ces deux systèmes de conversion.

Tableau 4.3 Comparaison des Convertisseurs : Bus de Traction vs Bus Auxiliaire

Critère	Convertisseur (Bus de Traction)	Convertisseur (Bus Auxiliaire)
Bi-directionnalité	Obligatoire. Doit gérer le mode « Boost » (Batterie vers Moteur) et « Buck » (Freinage régénératif vers Batterie).	Unidirectionnel. Les charges auxiliaires (ventilateurs, éclairage) ne renvoient pas d'énergie à la source.
Efficacité	Prioritaire. Des pertes même minimales à des niveaux de mégawatts génèrent une chaleur élevée et réduisent l'autonomie.	Élevée. Importante pour le bilan énergétique total, mais plus simple à gérer vu les puissances absolues plus faibles.
Isolation Galvanique	Optionnel Peut être omis pour maximiser la densité de puissance, sauf exigence contraire.	Obligatoire. Requise pour la sécurité afin d'isoler la haute tension des systèmes en contact avec les passagers.
Densité de Puissance	Critique. Puissance élevée, donc la densité doit être élevée pour éviter un encombrement important	Modérée/Élevée. L'espace est limité, mais la puissance inférieure diminue son impact

4.4.2 Selection du convertisseur

Afin d'identifier l'architecture la plus adaptée à ces exigences, une évaluation comparative des principales topologies de convertisseurs DC-DC issues de la littérature a été menée. Le tableau 4.4 synthétise les performances de ces structures en termes d'isolation, de réversibilité, de rendement et de densité volumique.

Tableau 4.4 Comparaison des topologies de convertisseurs

Convertisseur	Isolation	Bi-directionnel	Efficacité	Densité de puissance
Buck-Boost	Non	Optionnel	91.2% Gupta & S (2024)	—
DAB	Oui	Oui	93.45% – 97.8% Lithesh <i>et al.</i> (2021)	4.88 W/cm ³ , 4882kW/m ³ , 0.24 kg/kW Kheraluwala <i>et al.</i> (1992)
Push-Pull	Oui	Non	91% – 94.5% Lithesh <i>et al.</i> (2021)	1.28 W/cm ³ (avec Flyback) Wang <i>et al.</i> (2021)
Z-Source (ZSC)	Non/Oui	Oui (qZSC)	—	1.1 W/cm ³ Zhang <i>et al.</i> (2022)

La topologie DAB a été retenue pour l'ensemble des systèmes de conversion en raison de sa polyvalence et de sa maturité technologique. Pour le bus de traction, elle répond parfaitement aux exigences critiques de bidirectionnalité, d'efficacité et de densité de puissance. Pour le bus auxiliaire, le choix du DAB permet de satisfaire le critère d'isolation galvanique. L'utilisation du DAB pour la traction et les système auxiliaire favorise la standardisation matérielle et logicielle

à l'échelle du véhicule. Le DAB est une technologie éprouvée où les conditions de stabilité sont connues.

4.5 Approche de sélection de solution de convertisseur

L'analyse de l'encombrement physique s'appuie sur une approche comparative. Bien que les densités de puissance issues de Kheraluwala *et al.* (1992) aient permis d'orienter le choix de la topologie initiale, elles ont été écartées pour l'évaluation du volume final au profit de données provenant de solutions commerciales existantes. Ce choix méthodologique se justifie par la nécessité d'intégrer les contraintes réelles de refroidissement et d'encapsulation, souvent omises dans la littérature théorique. Ainsi, en l'absence de modèles commerciaux de convertisseurs DAB (Dual Active Bridge) de forte puissance ($> 1\text{MW}$) disponibles sur le marché, les caractéristiques d'encombrement d'un onduleur réseau de puissance équivalente ont été utilisées comme base de référence. Cette approximation permet un dimensionnement plus conservateur et réaliste du système complet. Les spécifications électriques et physiques du convertisseur retenu sont détaillées dans le tableau 4.5. Les données du tableau 4.5 sont issue de Dynapower (2024)

Tableau 4.5 Spécifications techniques du convertisseur CC/CC DPS-1000

Spécifications électriques	
Modèle	Convertisseur CC/CC DPS-1000
Plage de tension d'entrée CC	100–1500 VCC (Ports batterie et PV)
Puissance nominale maximale	1000 kW (@ 1200–1500 VCC) 833 kW (@ 1000 VCC)
Courant nominal maximal	±833 ADC
Efficacité	99 % Max (98,5 % typique)
Alimentation auxiliaire	120 V, 1 ph, 60 Hz (1,2 kVA) OU 230 V/277 V, 1 ph, 50 Hz (1,2 kVA)
Environnement et caractéristiques physiques	
Température de fonctionnement	-35 °C à +60 °C
Refroidissement	Refroidissement par air forcé
Indice de protection	UL 3R / IP 54
Altitude maximale	1000 m (pleine puissance) / 3000 m (avec déclassement)
Dimensions (L × l × H)	956.1 mm × 960.1 mm × 2182.1 mm 37,64" × 37,80" × 85,91"
Masse	1540 lbs (env. 698 kg)
Densité de puissance	Massique : 1,43 kW/kg Volumique : 499,2 kW/m ³ Surfacique au sol : 1.089MW / m ²

Le choix du convertisseur CC/CC DPS-1000 comme base de dimensionnement pour les modules de traction et auxiliaires permet d'ancrer l'étude dans des paramètres industriels réels. L'analyse de ses spécifications révèle des points critiques pour l'intégration ferroviaire. Ces points sont

la tenue thermique face aux extrêmes climatiques hivernaux et estivaux et la vulnérabilité aux poussières métalliques conductrices.

4.5.1 Robustesse environnementale et limites thermiques

La plage de fonctionnement certifiée de -35°C à $+60^{\circ}\text{C}$ rapproche cette solution des exigences climatiques du Québec. Cependant, à l'instar des systèmes de stockage, une température de -35°C reste marginale pour les pointes hivernales.

4.5.2 Étanchéité et gestion des polluants atmosphériques

L'indice de protection IP54 (ou UL 3R) du DPS-1000 offre une protection contre les projections d'eau et les dépôts de poussière. Bien que supérieur à l'indice IPX4 souvent rencontré sur les équipements stationnaires, l'IP54 n'est pas "étanche aux poussières" (contrairement à l'IP6X). Comme mentionné précédemment, dans un contexte ferroviaire, la présence de limailles métalliques issues de l'usure des rails et des semelles de freinage représente un risque de court-circuit par cheminement conducteur. Il devra être placé dans un conteneur avec air filtré.

4.5.3 Convertisseur de traction DC-AC

Les convertisseurs de traction sont exclus de cette analyse d'encombrement puisqu'ils sont déjà présents sur la locomotive. Il n'y a aucun changement à ce niveau.

4.5.4 Évaluation de l'encombrement et de la masse système

L'extrapolation des performances du DPS-1000 permet de définir un gabarit réaliste pour la chaîne de conversion complète. Le calcul repose sur le produit de la puissance désirée et de la densité de puissance.

4.6 Composition des modules de convertisseurs

Une architecture modulaire a été retenue pour le convertisseur de traction, qui doit être en mesure de fournir une puissance crête de 4 MW, et le système auxiliaire, une puissance crête de 600 kW. Ce choix se justifie par la volonté d'optimiser l'efficacité énergétique, d'assurer une redondance matérielle permettant un mode dégradé (limp mode) en cas de défaillance, et de faciliter l'intégration mécanique dans un environnement contraint.

4.6.1 Composition du module de conversion de puissance du bus de traction

Pour le système de traction, une segmentation en quatre unités de 1,4 MW a été définie. Cette configuration permet de couvrir la puissance requise et de fonctionner à 71% de la capacité nominale des unités de traction. Cette configuration redondante assure également une continuité de service totale en cas de perte d'un module.

4.6.1.1 Architecture de traction : Optimisation du compromis N-1

L'architecture retenue repose sur quatre modules de 1,4 MW pour un pic de charge de 4 MW, garantissant une redondance N-1 sans déclassement (derating). Ce choix est dicté par les contraintes critiques de masse et de volume propres aux trains à batteries.

Trois modules suffisent à fournir les 4 MW requis. Le quatrième assure la pleine capacité de traction, même en fin de décharge. Cette configuration 1 :1 avec les quatre batteries facilite également l'intégration système.

Une configuration à six modules (N-2) a également été étudiée. Cette configuration présentait des avantages théoriques : réduction du courant de crête et filtrage des harmoniques via un entrelacement à 60°. Elle a toutefois été écartée pour trois raisons :

1. La multiplication des convertisseurs impose une redondance d'éléments non-actifs (châssis, contrôle, refroidissement) qui réduit l'espace disponible pour les batteries et donc l'autonomie.

2. L'augmentation du nombre de composants (+50%) dégrade le MTBF (temps moyen entre pannes) global via la fiabilité unitaire de chacune des composantes et accroît la maintenance.
3. Les crêtes de puissance étant strictement transitoires (accélération/freinage), le gain sur le courant par module ne justifie pas le surplus de masse, les modules de 1,4 MW supportant ces cycles sans usure prématurée.

4.6.2 Composition du module de conversion de puissance du bus auxiliaire

Pour le système auxiliaire, le choix s'est porté sur quatre modules de 200 kW. Cette répartition permet de solliciter les convertisseurs à 75 % de leur capacité nominale en régime de pleine charge, optimisant ainsi leur rendement et leur fiabilité thermique. De plus, cette structure modulaire favorise la réduction des ondulations des bus de tension par entrelacement des commandes. Le même argument utilisé pour le système de conversion du bus DC du système de traction peut également s'appliquer au système auxiliaire.

4.6.2.1 Synthèse dimensionnelle

En appliquant les densités industrielles observées ($\rho_{vol} = 499,2 \text{ kW/m}^3$ et $\rho_{mass} = 1,43 \text{ kW/kg}$), Surfacique au sol : 1.089 MW/m^2 les besoins volumiques et massiques sont synthétisés dans le tableau 4.6 :

Tableau 4.6 Estimation de l'encombrement des sous-systèmes (base DPS-1000)

Sous-système	Puissance	Volume Net	Masse	Surface au sol
Traction ($4 \times 1.4 \text{ MW}$)	5,60 MW	11,22 m ³	3 916,1 kg	5,14 m ²
Auxiliaire ($4 \times 200 \text{ kW}$)	0,80 MW	1,60 m ³	559,4 kg	0,73 m ²
Total Équipements	6,40 MW	12,82 m³	4 475,5 kg	5,87 m²

4.6.3 Contraintes d'intégration ferroviaire

L'exploitation de convertisseurs de forte puissance sur du matériel roulant exige de surdimensionner l'espace alloué par rapport au volume net des équipements. Cette marge physique est indispensable pour éviter l'échauffement accéléré dû au confinement, bloquer les infiltrations de contaminants spécifiques aux voies et minimiser le temps d'immobilisation du train lors des entretiens. Un volume additionnel devra donc être alloué pour accommoder les systèmes de protection et de service suivants :

- **Gestion thermique :** Aménagement de plenums pour le flux d'air forcé et de conduits d'extraction pour prévenir la formation de points chauds (hot spots).
- **Protection environnementale :** L'indice IP54 étant insuffisant face aux poussières métalliques (limaille de fer) du milieu ferroviaire, les modules sont confinés dans un caisson pressurisé doté d'une filtration cyclonique en admission.
- **Maintenance (LRU) :** Préservation d'espaces de dégagement pour le remplacement rapide des modules de puissance (*Line Replaceable Units*) en atelier.

Le choix d'un format de 20' se justifie par le fait qu'il s'agit d'un standard de conteneur d'expédition maritime et intermodal. De nombreuses solutions industrielles stationnaires d'unités de stockage par batterie et de convertisseurs de puissance sont nativement conçues et commercialisées dans cette taille standardisée. À l'inverse, le format de 40' offre moins d'options adaptées sur le marché et, en raison de ses dimensions importantes, rend l'intégration sur la plateforme ferroviaire plus complexe et beaucoup moins modulaire.

Ainsi, un conteneur typique 20' possède 13.87 m^2 de surface au sol, ce qui permet d'intégrer les convertisseurs sans problème. La masse du conteneur doit être ajoutée à la masse totale du module de conversion, résultant en une masse totale de $4476 \text{ kg} + 2300 \text{ kg} = 6776 \text{ kg}$.

4.6.3.1 Justification de la démarche

Il est à noter que les solutions de stockages énergétiques existantes intègrent généralement un système de conversion de puissance. Celui-ci pourra potentiellement être retiré et remplacé par l'unité de conversion suggérée. L'approche choisie permet de sélectionner des produits disponibles sur le marché avec des modifications minimales, sans essayer d'optimiser. Des configurations plus optimales pourraient être atteintes avec un design minimal. Ces configurations pourraient être plus avantageuses et être plus légères et plus compactes. Cependant, le but de ce dimensionnement est d'obtenir un encombrement de base sans optimisation pour analyser la faisabilité brute. Cette approche, bien que plus conservatrice que les modèles théoriques de convertisseurs DAB (souvent limités aux seules cellules de commutation), permet de mieux adhérer aux contraintes industrielles du projet. Elle intègre nativement la masse et le volume des composants passifs (inductances, filtrage CEM) et des systèmes auxiliaires, permettant une meilleure compatibilité entre le dimensionnement du châssis et les charges à l'essieu réelles.

4.7 Synthèse des convertisseurs

Tableau 4.7 Synthèse des caractéristiques techniques des systèmes de conversion (Base DPS-1000)

Caractéristique	Bus de Traction	Bus Auxiliaire
Configuration	4 modules de 1,4 MW	4 modules de 200 kW
Puissance Totale Nominale	5,60 MW	0,80 MW
Tension d'Entrée (Plage)	1188 V – 1500 VCC	1188 V – 1500 VCC
Tension de Sortie	2800 VCC (2,8 kV)	700 VCC
Courant Moyen Max. Entrée (par module)	≈ 1200 A	≈ 168 A
Courant Moyen Max Sortie (par module)	500 A	≈ 238 A
Masse Totale	3 916,1 kg	559,4 kg
Surface au Sol Occupée	5,14 m ²	0,73 m ²
Volume Net	11,22 m ³	1,60 m ³
Densité de Puissance Massique	1,43 kW/kg	
Densité de Puissance Volumique	499,2 kW/m ³	
Densité Surfaccique au sol	1,089 MW/m ²	
Topologie Retenue	DAB	DAB

Il est à noter que les courants d'entrée et de sortie dépendent fortement des angles de déphasage et du point d'opération de la batterie. Les spécifications techniques requises sur les tensions de bus sont basées sur Maryland Transit Administration (2013). Au chapitre 6, une modélisation des convertisseurs permettra d'établir les formes d'onde des tensions et des courants des convertisseurs.

Afin d'évaluer l'impact logistique et mécanique de l'implantation, une analyse comparative des scénarios d'intégration au sein de structures standardisées est effectuée dans le tableau 4.8.

Cette démarche permet de confronter une approche centralisée à haute densité (Option 1) à une approche modulaire facilitant la maintenance et la circulation des flux d'air (Option 2).

Tableau 4.8 Comparaison des scénarios d'intégration en conteneurs (Base 20' Standard)

Paramètre	Option 1 : Conteneur Unique	Option 2 : Deux Conteneurs
Type de conteneur	1 × 20' Standard	2 × 20' Standard
Surface au sol disponible	13,87 m ²	27,74 m ²
Surface occupée (Équip.)	5,87 m ²	5,87 m ²
Taux d'occupation surfacique	42,32 %	21,16 %
Masse des équipements	4 475,5 kg	4 475,5 kg
Masse à vide (Tare)	2 300,0 kg	4 600,0 kg (2 × 2300)
Masse Totale par conteneur	6 775,5 kg	4 537.75 kg
Masse Totale Estimée	6 775,5 kg	9 075,5 kg

4.8 Architecture électrique proposée

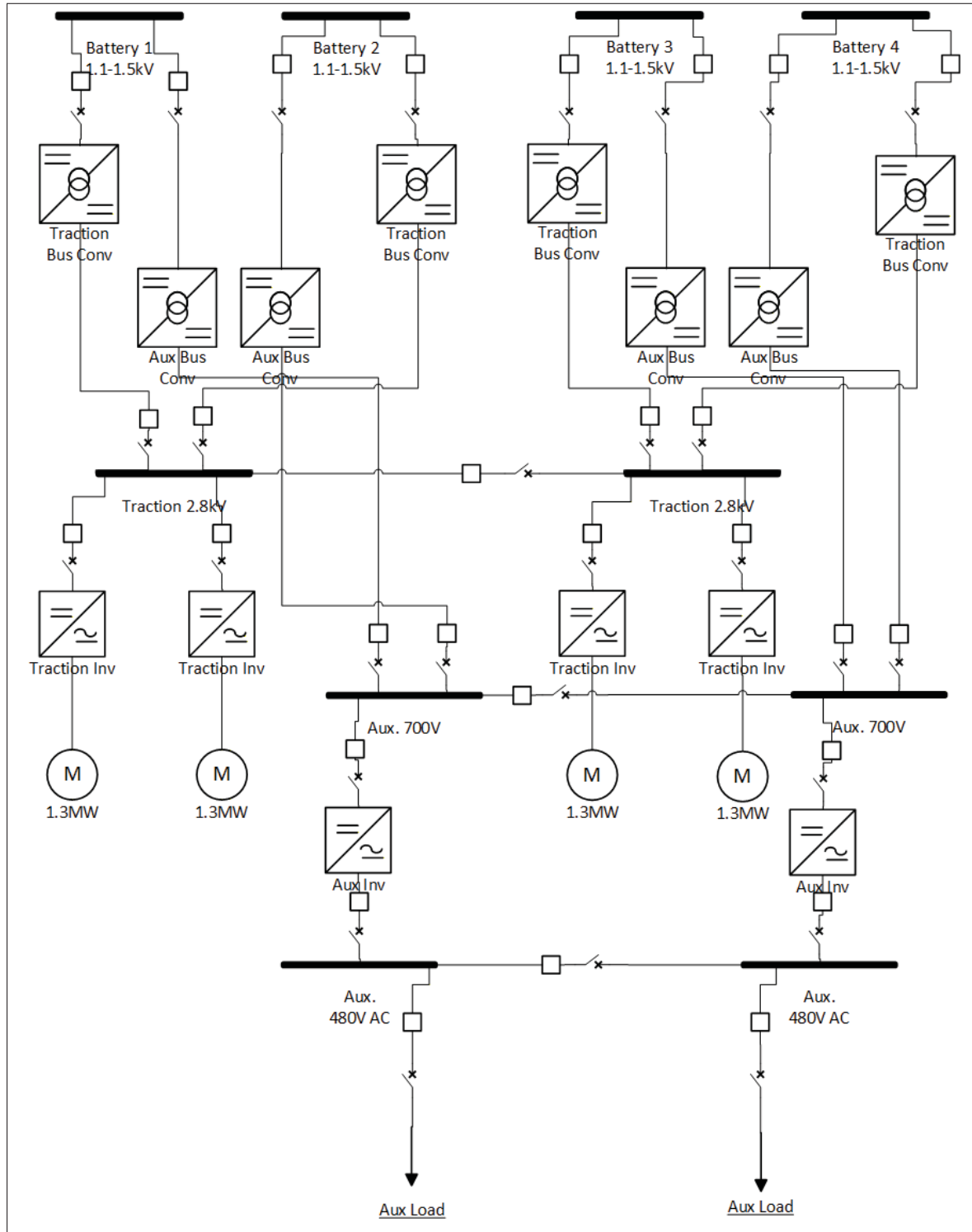


Figure 4.1 Schéma conceptuel simplifié haut niveau

L'architecture électrique, illustrée par le schéma unifilaire de la figure 4.1, présente le concept général du système à haut niveau. Cette topologie permet une redondance à chaque pallier de tension ce qui améliore la tolérance aux pannes et la continuité de service. L'ensemble du réseau est alimenté par les systèmes de stockage embarqués et s'articule autour de trois fonctions distinctes : le stockage d'énergie, la traction motrice, et l'alimentation des services auxiliaires.

Afin de permettre une haute résilience, le réseau est structuré selon une architecture symétrique en double barre, divisée en deux sections principales : le flanc gauche (alimenté par les Batteries 1 et 2) et le flanc droit (alimenté par les Batteries 3 et 4). Cette séparation permet d'isoler un défaut tout en maintenant le fonctionnement de la partie saine du réseau. Il est à noter que les niveaux de tensions de l'architecture sont hypothétiques et pourraient différer des niveaux de tensions réellement rencontrés dans les systèmes de puissance ferroviaires.

L'architecture se décompose en trois paliers principaux :

4.8.1 Systèmes de stockage

La source d'énergie est composée de quatre batteries indépendantes dont la tension nominale fluctue entre 1,1 kV et 1,5 kV en cours d'opération. Chaque unité de stockage est équipée de ses disjoncteurs. Ce qui permet d'isoler le reste du circuit en cas de faute sans affecter le système complet. Chaque batterie alimente en parallèle un convertisseur DC-DC intermédiaire de traction et auxiliaire

4.8.2 Réseau de traction (Bus DC 2,8 kV)

La tension issue des batteries est élevée par des convertisseurs DC-DC avec isolation galvanique (DAB), identifiés comme *Traction Bus Conv* sur le schéma.

- Les convertisseurs des batteries 1 et 2 alimentent un premier demi-bus de traction à 2,8 kV (à gauche).
- Les convertisseurs des batteries 3 et 4 alimentent un second demi-bus de traction à 2,8 kV (à droite).

Ces deux demi-bus sont reliés par un disjoncteur de couplage (*Tie-breaker*) normalement fermé. Ce bus de traction de 2,8 kV distribue ensuite l'énergie à quatre onduleurs dédiés (*Traction Inv*), chacun contrôlant individuellement un moteur de traction de 1,3 MW. En cas de perte d'une batterie ou d'un convertisseur, le couplage central permet que l'ensemble des quatre moteurs peut toujours être alimenté par les unités de stockage restantes.

4.8.3 Réseau des services auxiliaires (Bus DC 700 V et Réseau AC 480 V)

De manière analogue au réseau de traction, le système auxiliaire bénéficie de sa propre chaîne de conversion dédiée (*Aux Bus Conv*) directement connectée aux batteries.

- Bus intermédiaire DC : Les convertisseurs abaisseurs génèrent deux demi-bus continus à 700 V, également séparés par un disjoncteur de couplage.
- Réseau AC final : À partir de ce bus 700 V, deux onduleurs (*Aux Inv*) recréent un réseau alternatif de 480 V AC destiné aux charges de servitude (ventilation, éclairage, compresseurs, etc.). Un disjoncteur de couplage est positionné sur ce bus alternatif, offrant un dernier niveau de reconfiguration pour sécuriser l'alimentation des charges vitales (*Aux Load*) en cas de perte d'un onduleur auxiliaire.

4.8.4 Forces de l'architecture

L'architecture offre une redondance par la séparation des bus et l'utilisation de disjoncteurs de couplage. En cas de panne, le système isole le composant défectueux. La section intacte maintient l'alimentation des charges. Les connexions croisées entre les batteries et les convertisseurs garantissent la disponibilité de l'énergie sur les bus, même en cas de perte d'une batterie ou d'un convertisseur.

Cette configuration limite la gravité des pannes sur la mission du train. La résilience du système est améliorée, car une défaillance isolée ne provoque pas l'arrêt total de la traction. La disponibilité opérationnelle est donc augmentée en présence de défauts internes.

De plus, dans l'éventualité d'une configuration exploitant un double wagon-batterie (tender), cette approche modulaire est avantageuse. Cet avantage repose sur le fait que la séparation du réseau facilite la répartition physique des équipements de puissance sur deux véhicules distincts. Cette flexibilité permet d'augmenter la capacité énergétique du convoi tout en conservant la même philosophie de distribution électrique et de contrôle, sans nécessiter une refonte de l'architecture de base.

4.8.5 Faiblesses et défis d'intégration

Bien que la redondance soit une exigence standard et attendue dans le domaine ferroviaire pour accroître la tolérance aux pannes, elle impose des compromis et contraintes supplémentaires. L'augmentation du nombre de composants (convertisseurs, disjoncteurs, câblage) accroît la masse et le volume de l'installation, réduisant l'espace disponible pour le stockage d'énergie. Cette pénalité est toutefois acceptée pour assurer la continuité de service.

Cette multiplication d'éléments modifie la stratégie de maintenance. Le temps moyen entre pannes (*MTBF*) global diminue intrinsèquement, car chaque unité ajoutée constitue un point de défaillance potentiel supplémentaire, ce qui entraîne une hausse de la fréquence de maintenance. Cependant, ce phénomène n'impacte pas négativement l'exploitation : l'architecture modulaire permet de découpler les pannes de composants de la panne globale du train. Ainsi, la fiabilité de mission est augmentée et le temps moyen avant défaillance du système (**MTTSF**, *Mean Time to System Failure*) se trouve prolongé. Les défaillances individuelles deviennent de simples interventions d'atelier planifiées plutôt que des pannes de ligne immobilisantes.

Par ailleurs, la gestion des disjoncteurs et la direction des flux de puissance requièrent un système de contrôle additionnel. Assurer la stabilité de la tension lors des reconfigurations du réseau représente une difficulté technique.

En définitive, malgré la complexité et le surpoids qu'elle génère, assumer ce surcroît de masse et de complexité est simplement l'une des conditions requises pour s'aligner sur les exigences de l'exploitation ferroviaire.

4.9 Synthèse des modules de conversions de puissance

À la suite de l'analyse des contraintes d'intégration, la topologie DAB (Dual Active Bridge) a été retenue pour la conversion des bus DC des systèmes de traction et auxiliaires. Ce choix permet l'isolation galvanique, la bidirectionnalité requise pour le freinage régénératif et offre une haute densité de puissance.

4.9.1 Caractéristiques Électriques

L'architecture modulaire retenue se divise en deux sous-systèmes alimentés par une source commune :

- Tensions d'entrée (communes) : 1188 V à 1500 VCC (bus batterie).
- Bus de Traction :
 - Puissance nominale : 5,60 MW (4 modules redondants de 1,4 MW, configuration N-1).
 - Tension de sortie : 2800 VCC. Alimentant l'onduleur de traction
- Bus Auxiliaire :
 - Puissance nominale : 0,80 MW (4 modules de 200 kW).
 - Tension de sortie : 700 VCC. Alimentant l'onduleur de système auxiliaire

4.9.2 Dimensionnement et Intégration Physique

Les équipements de conversion eux-mêmes (traction et auxiliaire combinés) représentent un volume net de 12,82 m³ et une masse de 4475,5kg, pour une empreinte au sol de 5,87 m².

Pour intégrer les systèmes de refroidissement, les espaces nécessaires à la maintenance et permettre une éventuelle évolution des systèmes, le choix s'est porté sur une configuration à deux conteneurs standards de 20 pieds.

Cette configuration présente les dimensions et les masses suivantes :

- Surface au sol totale disponible : 27,74 m² (taux d'occupation surfacique favorable de 21,16 %).
- Masse totale estimée (équipements + 2 conteneurs) : 9 075,5 kg.

4.10 Conclusion des convertisseurs de puissance

Au terme de cette analyse, l'architecture électrique et le dimensionnement des modules de conversion de puissance sont établis. L'architecture de deux conteneurs de 20 pieds a été sélectionnée. Les équipements relatifs à la conversion de puissance viennent s'ajouter à la masse du stockage énergétique. L'intégration et la traction du système de puissance au sein du convoi de passagers doit être effectué sans compromettre la sécurité, la dynamique ferroviaire ou les limites de charge dictées par les infrastructures existantes. Le chapitre 5 détaillera la faisabilité de cette intégration sur le plan mécanique et logistique.

CHAPITRE 5

TRANSPORT, DIMENSIONNEMENT ET SYNTHÈSE DE LA SOLUTION DE STOCKAGE

5.1 Transport de la solution de stockage

Cette solution de stockage, initialement planifiée comme statique, nécessite un wagon de transport puisqu'elle occupera un espace conséquent. Un exemple de wagon qui pourrait être utilisé est un porte conteneur.

Les dimensions devront rester similaires aux voitures passagères présentement tractées. Elle aura donc une hauteur maximale de 4,4m et une longueur comparable à 25,9m , soit la longueur de la locomotive Maryland Transit Administration (2013). Pour limiter la recherche de candidats, la limite d'essieu sera fixée à 4. Les essieux multiples (6,8, 12...) augmentent la capacité de charge, mais augmentent également le rayon de courbure des rails. Il est important de maintenir ce rayon de courbure afin de permettre une intégration au réseau, à l'infrastructure d'entretien et à l'entreposage du parc ferroviaire actuel. Deux candidats ont été évalués sur un wagon plat de 64', The Greenbrier Companies (n.d.a), et un wagon plat de 89', The Greenbrier Companies (n.d.b).

Dans le réseau ferroviaire nord-américain, ces deux wagons sont limités par la même norme de charge brute maximale sur rail, soit 129,73 t (286 000 lbs). Cette limite inclut la masse du wagon lui-même ainsi que sa cargaison. Évidemment, la structure du wagon de 89 pieds est plus longue et plus lourde. Sa tare s'élève à 37, 65 t, ce qui réduit la capacité de chargement résiduelle. En comparaison, le wagon de 64 pieds possède une tare de 29, 94 t. Cette différence de masse propre de 7, 71 t se traduit directement par un gain de capacité pour le wagon de 64 pieds. Ce dernier peut acheminer une charge utile de 99, 79 t, contre 92, 08 t pour le modèle de 89 pieds.

Le Wagon de 89' (accouplé) impose un rayon de courbure minimum de 105, 16 m tandis que le Wagon de 64' (accouplé) a un rayon minimum de 52, 12 m. Le wagon de 64 pieds réduit les

risques de déraillement dans les courbes serrées et facilite les manœuvres dans les terminaux industriels, où l'espace est restreint.

Pour ces raisons, dans un contexte où le payload et la manœuvrabilité sont les critères à optimiser, le choix est donc celui du wagon de 64'.

5.1.1 Intégration voiture passagère et de fret

L'intégration d'une unité de stockage énergétique dans le train passager via un wagon de fret crée une mixité. Combiner passagers et fret soulève des défis techniques et réglementaires en rapport avec les normes de sécurité-incendie et les implications liées à la dynamique ferroviaire. Le cas de Amtrak Auto Train, Amtrak (n.d.), constitue une preuve de concept opérationnelle. Ce train combine sur de longues distances des voitures passagers et des wagons porte-automobiles (autoracks). Il démontre qu'un convoi peut intégrer des éléments de fret lourds tout en respectant les standards de confort et de vitesse du transport de passagers.

5.2 Convertisseur de puissance

Le système de conversion de puissance (PCS) fait le pont entre le stockage par batteries (DC) et l'alimentation de la locomotive (traction et réseau de bord). Une capacité de 6,4 MW a été retenue pour couvrir la demande de puissance du convoi. Pour en faciliter la maintenance et l'intégration, cette puissance est répartie dans deux conteneurs distincts, placés sur deux wagons distincts. Ces deux wagons sont identiques en composition.

5.2.1 Spécifications et intégration physique

Afin de répartir la charge ainsi que de faciliter l'intégration et la maintenance, le système PCS de 6,4 MW est divisé en deux demi-modules, répartis dans deux conteneurs sur les deux wagons. On peut voir la répartition à la figure 5.1 Chaque demi-module (par conteneur) présente les caractéristiques physiques suivantes :

- **Puissance nominale** : 3,2 MW (par conteneur) ;

- **Masse des équipements** : 2,24 t (hors structure de protection/tare) ;
- **Volume occupé** : 6,41 m³ ;
- **Empreinte au sol** : 2,94 m².

Ces dimensions permettent une intégration optimale dans un conteneur standard de 20 pieds (TEU) (ISO 6346). L'utilisation d'un conteneur permet de protéger les composants électroniques de puissance contre les intempéries, les vibrations ferroviaires et facilite également la manutention lors de l'entretien.

Dans le conteneur, en incluant les systèmes de refroidissement (air forcé ou liquide), les armoires de contrôle et la tare du conteneur (environ 2,3 t), la masse totale de l'ensemble s'élève à 4,54 t par wagon. Cette configuration occupe environ 21 % de la surface au sol, laissant un espace libre à l'intérieur du conteneur pour l'installation des systèmes auxiliaires et les interventions de maintenance.

Afin d'équilibrer la charge sur le matériel roulant, la disposition des équipements doit être équilibrée. Les modules de stockage, nettement plus lourds, sont installés aux deux extrémités du wagon, tandis que le module de conversion de puissance est positionné au centre.

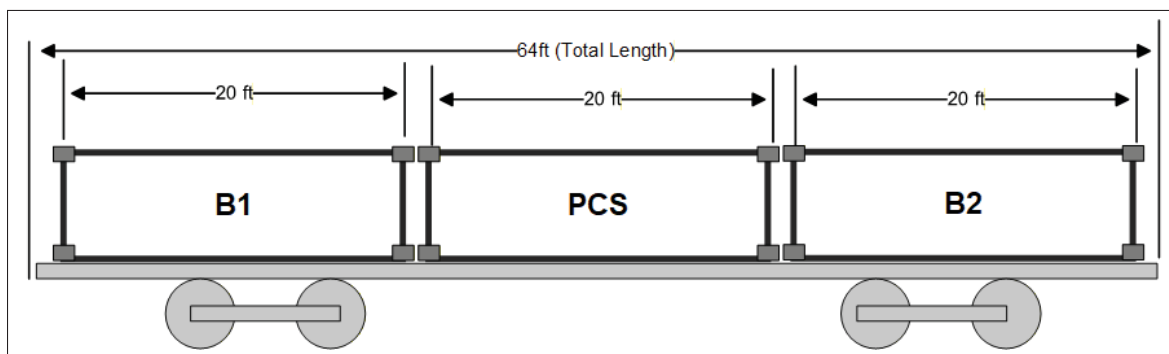


Figure 5.1 Schéma de chargement hypothétique d'un wagon 64' Greenbrier

Dans la figure 5.1, les inscriptions B1 et B2 sont les batteries dans des conteneurs de 20'. L'inscription PCS fait référence à l'unité du système de conversion de puissance (Power Conversion System).

5.2.2 Rôle et efficacité énergétique

L'unité complète de 6,4 MW a été dimensionnée non seulement pour supporter la demande de puissance crête requise par le convoi (4,6 MW), mais également pour intégrer une redondance (configuration N-1) permettant une marge de sécurité opérationnelle et la continuité de service.

5.3 Combinaison de stockage embarqué

Le stockage embarqué est compatible avec un wagon de 64'. À noter que, malgré une faible marge de masse, aucune optimisation pour la sélection de la configuration n'a été réalisée. Une solution commerciale pourra faire les ajustements nécessaires pour avoir une meilleure optimisation de la masse et assurer une meilleure longévité du matériel roulant. Le but ici est de déterminer si l'énergie et la puissance de conversion nécessaires peuvent être transportées.

La masse totale par wagon se décompose comme suit :

$$\text{Masse} = 29,9 \text{ t (tare)} + (2 \times 43,5 \text{ t (batteries)}) + 4,54 \text{ t (PCS)} = 121,44 \text{ t}$$

En considérant la limite de charge brute sur rail de 129,7 t, la configuration préserve une marge de manœuvre structurelle :

$$129,7 \text{ t} - 121,44 \text{ t} = 8,26 \text{ t}$$

Cela laisse une marge de sécurité de 8,26 t par rapport à la limite de charge brute autorisée de 8,26 t.

Pour rester dans les besoins énergétiques journaliers, une configuration double sera nécessaire (utilisation de deux wagons). Cette architecture fournit 20 MWh d'énergie embarquée et une puissance de conversion de 6,4 MW, ce qui dépasse la demande de pointe de 4,6 MW. Ce surdimensionnement offre une redondance matérielle et un régime de sous-utilisation favorables

à la longévité des équipements. Ceci ajoute une redondance matérielle et une sous-utilisation favorable à la longévité des systèmes.

5.4 Configurations de trains, masses totales et capacités de passagers

L'intégration d'une unité de stockage énergétique mobile modifie considérablement le profil massique du convoi. Cette section évalue l'impact de cette masse additionnelle sur l'efficacité globale du train, en comparant la masse par passager pour des configurations à deux wagons (autonomie maximale) et à un wagon (masse optimisée).

5.4.1 Configurations à deux wagons (20 MWh)

Dans ce scénario privilégiant la capacité énergétique et la redondance, l'unité de stockage représente une charge fixe de près de 243 t. Les tableaux 5.1 et 5.2 illustrent comment l'ajout de voitures passagères permet d'amortir cette masse morte.

Tableau 5.1 Répartition des masses selon la composition du train. Chaque composition inclut une locomotive, une voiture pilote, ainsi que l'unité de stockage mobile (système à 2 wagons)

Nb voit. passagers	Nb passagers	Matériel train (kg)	Stockage 2 Wagons (kg)	Passagers (kg)	Masse totale avec stock. (kg)
1	269	254 046	242 880	23 700	520 626
2	411	314 501	242 880	36 200	593 581
3	553	374 956	242 880	48 700	666 536
4	695	435 411	242 880	61 200	739 491
5	837	495 866	242 880	73 700	812 446
6	979	556 321	242 880	86 200	885 401
7	1121	616 776	242 880	98 700	958 356
8	1263	677 231	242 880	111 200	1 031 311

Tableau 5.2 Analyse des ratios massiques et de l'efficacité selon la composition du train, incluant la proportion représentée par l'unité de stockage (batterie)

Nb voit.	Nb	Masse/Passager	Part Passagers	Part Stockage
passagers	passagers	(kg/pass.)	(%)	(%)
1	269	1935,4	4,55%	46,65%
2	411	1444,2	6,10%	40,92%
3	553	1205,3	7,31%	36,44%
4	695	1064,0	8,28%	32,84%
5	837	970,7	9,07%	29,89%
6	979	904,4	9,74%	27,43%
7	1121	854,9	10,30%	25,34%
8	1263	816,6	10,78%	23,55%

L'analyse de ces ratios met en évidence un effet d'échelle marqué. Pour une rame courte (1 voiture), le stockage représente près de la moitié de la masse totale du train (46,65 %), ce qui porte la masse par passager à un sommet de 1935 kg. À l'inverse, l'exploitation d'un convoi long (8 voitures) permet de diluer cet impact : la part du stockage tombe à 23,55 % de la masse totale, ramenant la masse par passager à 816 kg, une valeur plus favorable pour la dynamique et l'efficacité énergétique du train.

5.4.2 Configurations à un wagon (10 MWh)

Si les besoins opérationnels du trajet permettent de diviser la capacité énergétique par deux, par exemple en effectuant une recharge rapide à la fin de chaque trajet, le recours à un seul wagon de stockage offre des gains d'efficacité massique majeurs, tels que détaillés dans les tableaux 5.3 et 5.4.

Tableau 5.3 Répartition des masses selon la composition du train (système à 1 wagon de stockage)

Nb voit.	Nb	Matériel	Stockage	Passagers	Masse totale
passagers	passagers	train (kg)	1 Wagon (kg)	(kg)	avec stock. (kg)
1	269	254 046	121 440	23 700	399 186
2	411	314 501	121 440	36 200	472 141
3	553	374 956	121 440	48 700	545 096
4	695	435 411	121 440	61 200	618 051
5	837	495 866	121 440	73 700	691 006
6	979	556 321	121 440	86 200	763 961
7	1121	616 776	121 440	98 700	836 916
8	1263	677 231	121 440	111 200	909 871

L'examen du tableau 5.3 illustre l'efficacité massique du convoi. L'unité de stockage constituant une charge fixe de 121 440 kg, son impact relatif est inversement proportionnel à la longueur de la rame.

Tableau 5.4 Analyse des ratios massiques pour un système à 1 wagon de stockage

Nb voit.	Nb	Masse/Passager	Part Passagers	Part Stockage
passagers	passagers	(kg/pass.)	(%)	(%)
1	269	1483,96	5,94%	30,42%
2	411	1148,76	7,67%	25,72%
3	553	985,71	8,93%	22,28%
4	695	889,28	9,90%	19,65%
5	837	825,57	10,67%	17,57%
6	979	780,35	11,28%	15,90%
7	1121	746,58	11,79%	14,51%
8	1263	720,40	12,22%	13,35%

La réduction de la tare du stockage allège considérablement le convoi. Dès la configuration à une voiture, la masse par passager descend sous la barre des 1500 kg. Pour une rame complète de 8 voitures, l'unité de stockage ne représente pas plus que 13,35 % de la masse sur rail, limitant ainsi la pénalité sur les performances d'accélération et de freinage de la locomotive.

Le tableau 5.4 illustre que l'augmentation de la charge utile entraîne la dilution de l'impacte de la charge fixe. Le ratio de charge utile (passagers) double en passant de 5,94 % (1 voiture) à 12,22 % (8 voitures).

5.5 Synthèse du transport de la solution

Pour répondre au besoin énergétique cible de 20 MWh, tout en assurant une puissance de conversion de 6,4 MW, la solution de transport retenue repose sur une unité mobile composée de deux wagons plats de 64 pieds. Cette configuration bi-wagon permet d'optimiser la répartition des masses tout en respectant les contraintes de charge à l'essieu du réseau ferroviaire nord-américain.

5.5.1 Répartition de la charge par wagon

Chaque wagon est configuré pour accueillir trois conteneurs ISO de 20 pieds (TEU), exploitant ainsi efficacement la surface de chargement (environ 19,63 m disponibles pour 18,28 m de conteneurs bout à bout). La répartition massique pour une unité de transport (un wagon) se détaille comme suit :

- **2 modules de stockage (Batteries) :** $2 \times 43,5 \text{ t} = 87,0 \text{ t}$, selon le tableau III-4 ;
- **1 module de conversion (demi-PCS dans son conteneur) :** 4,54 t ;
- **Masse à vide du wagon (Tare) :** 29,9 t.

La masse totale sur rail par wagon s'élève à **121,44 t**, offrant une marge de sécurité de 8,26 t (environ 6,4 %) par rapport à la limite de charge brute autorisée de 129,7 t (286 000 lbs). Cette réserve est cruciale pour l'intégration future de systèmes de protection incendie ou de renforcements structurels sans compromettre la conformité ferroviaire.

5.5.1.1 Caractéristiques de l'unité de stockage complète

L'assemblage des deux wagons forme une unité cohérente dont les spécifications globales sont synthétisées dans le tableau suivant :

Tableau 5.5 Synthèse technique de l'unité de stockage mobile (système à 2 wagons)

Paramètre	Par wagon	Total (2 wagons)
Énergie totale embarquée	10 MWh	20 MWh
Puissance nominale de conversion	3,2 MW	6,4 MW
Masse totale sur rail	121,44 t	242,88 t
Longueur (hors tout)	21,10 m	42,20 m
Gabarit de passage	AAR Plate C	AAR Plate C

5.5.1.2 Intégration opérationnelle et fiabilité

Le choix du wagon de 64 pieds permet de maintenir l'opérabilité en courbe via un rayon minimal de 52,12m. Cette flexibilité assure l'interopérabilité de la solution sur l'ensemble du réseau, incluant les zones de triage et les infrastructures de maintenance, sans nécessiter d'ajustements structurels de la voie.

Enfin, l'architecture duale, au niveau électrique, présentée dans le chapitre précédent à la figure 4.1 offre une redondance stratégique : en cas de défaillance d'un composant sur l'un des wagons, 50 % de la capacité de puissance et d'énergie reste disponible. Cette résilience est fondamentale pour permettre la continuité de service lors d'opérations ferroviaires critiques.

5.6 Conclusion du transport de la solution

Ce chapitre a permis de valider la faisabilité mécanique du projet, en démontrant que l'intégration des accumulateurs et du système de conversion de puissance (PCS) sur des wagons de fret standard respecte les limites de masse et d'encombrement du réseau ferroviaire. Le comportement

électrique et dynamique de ces équipements doit maintenant être validé. Le chapitre 6 détaille la modélisation de la topologie Dual Active Bridge (DAB). Ce chapitre permettra de caractériser le comportement transitoire et permanent des modules de traction et auxiliaires, de justifier le dimensionnement des transformateurs moyenne fréquence, et de déduire une efficacité de conversion réaliste qui servira de base aux futurs bilans énergétiques de la locomotive.

CHAPITRE 6

MODÉLISATION DES CONVERTISSEURS DE PUISSANCES DC-DC

6.1 Objectifs et outils de modélisation

Ce chapitre se consacre à la modélisation et à l'analyse dynamique des convertisseurs de puissance DC-DC, éléments centraux de l'architecture électrique du système. Plus spécifiquement, il s'agit d'étudier la topologie à double pont actif (Dual Active Bridge - DAB), sélectionnée pour assurer le transfert d'énergie de manière bidirectionnelle et isolée. Les modèles développés aborderont à la fois le convertisseur dédié au système de traction (unités de 1,4 MW) et celui destiné au réseau auxiliaire (unités de 300 kW).

Il s'agit de valider le dimensionnement des composants physiques préalablement établis et d'évaluer les performances globales du système en régime transitoire et permanent. Cela permettra de quantifier l'efficacité énergétique de la conversion et de vérifier la robustesse de la stratégie de commande par déphasage lors des suivis de consignes de puissance.

La complexité de cette tâche réside dans la nature des phénomènes physiques opérant sur des échelles de temps très différentes. Pour capturer fidèlement ces interactions, le choix de l'environnement de simulation et de ses paramètres de résolution doit être considéré.

Dans le cadre de ces travaux, l'environnement de développement Matlab et son interface de simulation de systèmes multi-domaines Simulink ont été retenus. Pour la stabilité et la précision de l'intégration numérique, le pas d'échantillonnage a été fixé à $1\mu\text{s}$ (10^{-6} s), associé à la méthode de résolution des équations différentielles de Runge-Kutta d'ordre 4 (RK4).

La simulation temporelle d'un convertisseur DAB exige de concilier la dynamique du circuit électrique, qui évolue de manière continue (telle que la charge des condensateurs de filtrage et les variations de tension du bus continu), avec la dynamique discrète des commutations des semi-conducteurs de puissance, qui s'opèrent à une fréquence de découpage fixe (500 Hz).

6.2 Modélisation du convertisseur DC-DC (Dual Active Bridge - DAB)

6.2.1 Paramètres des transformateurs

6.2.1.1 Caractéristique typiques des transformateurs industriels

Afin d'établir une base de comparaison et de s'assurer que les valeurs de nos modèles sont réalistes, le tableau 6.1, tiré de Umans *et al.* (2013) p. 102, présente les plages de valeurs typiques pour les paramètres électriques d'un transformateur industriel standard. Ces données, exprimées en valeurs relatives (*pu*), servent de référence pour le paramétrage et la validation des modèles de simulation développés sous Simulink.

Tableau 6.1 Caractéristiques typiques d'un transformateur en valeurs PU (Adapté de Fitzgerald & Kingsley, Umans *et al.* (2013) p. 102)

Paramètre	Valeur typique (<i>pu</i>)	Remarques
Résistance équivalente (R_{eq})	0,005 – 0,02	Résistances primaire et secondaire.
Réactance équivalente (X_{eq})	0,05 – 0,10	Réactances de fuite (1,2).
Réactance de magnétisation (X_m)	10 – 40	Branche de magnétisation
Résistance de pertes fer (R_c)	50 – 200	Branche de pertes
Courant d'excitation (I_{exc})	0,02 – 0,06	Courant à vide à la tension nominale.

6.2.1.2 Paramètres du transformateur de traction

Sur la base de ces caractéristiques générales, les paramètres spécifiques au transformateur du convertisseur de traction ont été déterminés. Le tableau 6.2 détaille ces paramètres pour une conception à 2,7 MVA opérant à une moyenne fréquence de 500 Hz. Il expose les valeurs nominales, les impédances de base calculées au secondaire, ainsi que les éléments du circuit

équivalent (résistances, réactances de fuite et de magnétisation) à la fois en valeurs relatives (pu) et en unités du Système International (SI).

Tableau 6.2 Paramètres du transformateur du convertisseur de traction (2,7 MVA) :
Valeurs nominales, pu et physiques (SI) rapportées au secondaire

Paramètre	Valeur (pu)	Valeur (SI)
Données Nominale		
Puissance apparente (S_{rated})	1, 0	2700 kVA
Tension primaire (V_1)	1, 0	1332 V
Tension secondaire (V_2)	1, 0	2800 V
Fréquence (f)	—	500 Hz
Valeurs de Base (Secondaire)		
Impédance de base ($Z_{B,sec}$)	1, 0	2, 904 Ω
Courant de base ($I_{B,sec}$)	1, 0	964, 29 A
Modèle Équivalent (réf. sec.)		
Résistance équivalente (R_{eq})	0, 005	14, 52 m Ω
Réactance équivalente (X_{eq})	0, 05	0, 1452 Ω ($L_{eq} = 46, 22\mu\text{H}$)
Réactance de magnétisation (X_m)	40, 0	116, 15 Ω ($L_m = 36, 97\text{ mH}$)
Résistance de pertes fer (R_c)	200, 0	580, 74 Ω
Courant d'excitation (I_{exc})	0, 025	24, 11 A

6.2.1.3 Paramètre du transformateur auxiliaire

De manière analogue au système de traction, la modélisation nécessite la définition des paramètres du transformateur dédié aux services auxiliaires. Le tableau 6.3 répertorie l'ensemble de ces caractéristiques pour un composant dimensionné à 300 kVA. Les valeurs du modèle équivalent sont ici rapportées au primaire, permettant de quantifier précisément les éléments parasites et de magnétisation requis pour les simulations dynamiques.

Tableau 6.3 Paramètres du transformateur auxiliaire : Valeurs nominales, pu et physiques (SI)

Paramètre	Valeur (pu)	Valeur (SI)
Données Nominale		
Puissance apparente (S_{rated})	1,0	300 kVA
Tension primaire (V_1)	1,0	1332 V
Tension secondaire (V_2)	1,0	700 V
Fréquence (f)	—	500 Hz
Valeurs de Base (Primaire)		
Impédance de base (Z_B)	1,0	5,9141 Ω
Courant de base (I_B)	1,0	225,225 A
Modèle Équivalent (réf. pri.)		
Résistance équivalente (R_{eq})	0,005	29,57 m Ω
Réactance équivalente (X_{eq})	0,05	0,2957 Ω ($L_{eq} = 94, 13\mu\text{H}$)
Réactance de magnétisation (X_m)	40,0	236,56 Ω ($L_m = 75, 30 \text{ mH}$)
Résistance de pertes fer (R_c)	200,0	1,183 k Ω
Courant d'excitation (I_{exc})	0,025	5,631 A

6.2.2 Commentaires sur le dimensionnement des transformateurs

Ce dimensionnement peut paraître généreux, avec une puissance apparente qui est 50% plus élevée que la puissance active pour le transformateur auxiliaire et près de 100% pour le transformateur de traction. Cependant, le transformateur doit pallier les potentielles variations de tensions et de courants des bus. Il est impératif de se rappeler que lorsqu'une batterie est utilisée comme source d'énergie, le bus de tension fluctue selon l'état de charge. Par exemple, le tableau III-4 présente les tensions minimales et maximales du stockage EVLO : Min. : 1188V Nominal : 1306V Max. : 1491V. Il y a donc une fluctuation de 20.3% au niveau de la tension. Cette fluctuation devra être accommodée via le contrôle. Dans le cas où le rapport de

transformation est unitaire et que la tension du primaire est alimentée à 1.4kV, ce transformateur serait sous-dimensionné et un transformateur de près de trois fois la charge serait requis afin d'accommoder le mode boost.

Il est à noter qu'il est préférable d'adapter le rapport de transformation matériel plutôt que d'utiliser la modulation à déphasage triple (Triple Phase Shift, TPS) pour compenser une différence de tension. L'utilisation d'un ratio approprié permet de maintenir le rapport de conversion de tension (M) égal à 1. Cette condition idéale minimise les courants de circulation réactifs dans le transformateur, ce qui réduit considérablement les pertes par effet Joule et l'échauffement des enroulements. De plus, opérer avec $M = 1$ facilite la commutation douce (ZVS), limitant ainsi les pertes dans les semi-conducteurs. Bien que la modulation TPS puisse théoriquement corriger un déséquilibre de tension, elle augmente grandement la complexité de la commande, génère des courants crêtes plus élevés et accroît le stress thermique de tout le système. L'ajustement du rapport de transformation demeure la solution la plus robuste et la plus efficace pour optimiser le rendement à forte puissance.

6.2.3 Schéma du DAB simulé

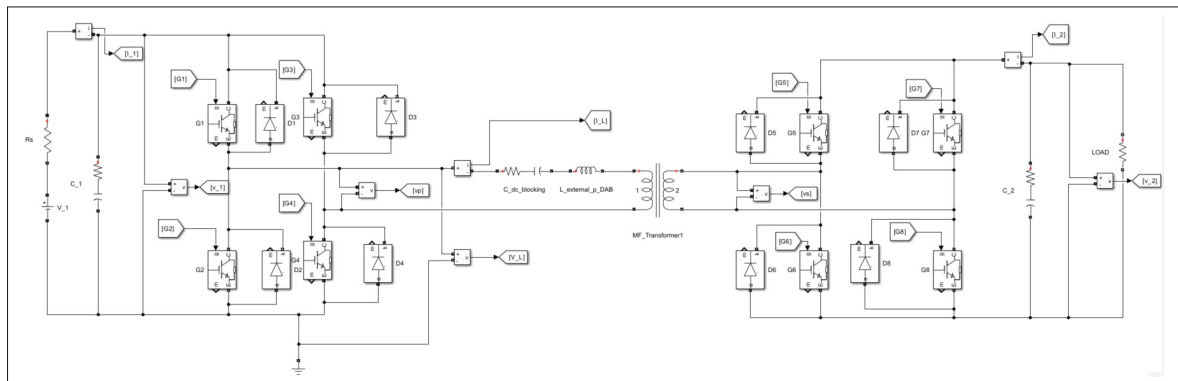


Figure 6.1 Diagramme du DAB simulé

Ce modèle Simulink représente un convertisseur DC-DC à double pont actif. La structure du circuit est divisée en trois étages principaux :

6.2.3.1 Pont primaire (Entrée)

L'étage d'entrée est constitué d'une source de tension continue V_1 , d'une résistance interne R_s et d'un condensateur de découplage C_1 . Un onduleur en pont complet, composé de quatre interrupteurs de puissance (G_1 à G_4) avec diodes antiparallèles, transforme la tension continue en une onde alternative carrée à haute fréquence. Des blocs de mesure $[v_1]$ et $[I_1]$ assurent le suivi des grandeurs électriques d'entrée.

6.2.3.2 Circuit de liaison haute fréquence

Le transfert d'énergie s'effectue via un circuit composé d'une capacité de blocage DC ($C_{dc_blocking}$), et d'une inductance composée d'une inductance externe ($L_{external_p_DAB}$) et en série avec l'inductance de fuite du transformateur. L'isolation électrique est réalisée par un transformateur moyenne fréquence (MF_Transformer1), qui assure également l'adaptation des niveaux de tension. Le flux de puissance repose sur les tensions primaire (v_p), secondaire (v_s) et le courant circulant dans l'inductance (I_L).

6.2.3.3 Pont secondaire (Sortie)

Le pont secondaire (interrupteurs G_5 à G_8) fonctionne en redresseur actif. Dans un convertisseur DAB, la régulation de la puissance et de son sens de transit sont obtenus par le déphasage des signaux de commande du pont secondaire par rapport à ceux du pont primaire. Un filtre capacitif C_2 réduit l'ondulation résiduelle pour alimenter la charge résistive ($LOAD$).

6.2.3.4 Propriétés du convertisseur

- Bidirectionnalité : La structure symétrique des deux ponts actifs permet un transfert d'énergie réversible entre la source V_1 et la charge.
- Commande par déphasage : Le pilotage de la puissance transférée s'effectue par l'ajustement de l'angle de déphasage entre les signaux de commande des ponts primaire et secondaire.

- Commutation douce : Sous certaines conditions opératoires, le convertisseur permet d'atteindre une commutation au zéro de tension - ZVS, ce qui réduit les pertes par commutation et accroît le rendement global. Krismer & Kolar (2012), De Doncker, Divan & Kheraluwala (1991)

6.3 Dimensionnement des convertisseurs DAB DC-DC de traction et architecture modulaire (4 unités de 1,4 MW)

Pour modéliser fidèlement la dynamique de conversion et évaluer les pertes du système, il est indispensable de définir précisément les composants actifs et passifs du circuit. Le tableau 6.4 synthétise l'ensemble des paramètres de conception pour une unité de traction de 1,4 MW. Ce résumé inclut les caractéristiques des inductances externes et des capacités de filtrage, ainsi que les spécifications électriques, thermiques et dynamiques des semi-conducteurs (IGBT et diodes) constituant les ponts de commutation. À noter que les données IGBT proviennent de la fiche technique suivante : Infineon d4600u45x172 Infineon Technologies (2026a). Les données de diode proviennent de cette fiche technique : Infineon p3000zl45x168 :Infineon Technologies (2026d).

Tableau 6.4 Synthèse des paramètres du convertisseur DAB de tractions et des commutateurs

Paramètre (Symbole)	Valeur
Puissance nominale (P_2)	1.4 MW
Tension primaire (bus continu) (V_1)	1332 V
Tension secondaire (charge) (V_2)	2800 V
Fréquence de découpage (f_{sw})	500 Hz
Rapport de transformation (n)	0.476
Inductance externe primaire ($L_{external_primary}$)	243.7 μ H
Condensateurs d'entrée/sortie (C_1, C_2)	35.7 mF
Inductance parasite estimée (L_{stray})	150 nH
Capacité du snubber ($C_{snubber}$)	100 nF
Résistance du snubber ($R_{snubber}$)	0.866 Ω
Tension de référence (IGBT) (V_{ref})	2800 V
Courant de référence (IGBT) (I_{ref})	3000 A
Tension de référence (Diode) (V_{ref_diode})	3000 V
Courant de référence (Diode) (I_{ref_diode})	4500 A
Température de jonction (T_{j_ref})	25 °C
Chute de tension directe (IGBT) (V_{f_igbt})	2.25 V
Chute de tension directe (Diode) (V_{f_diode})	1.90 V
Énergie d'allumage (IGBT) (E_{on})	8.5 J
Énergie d'extinction (IGBT) (E_{off})	18.0 J
Énergie de recouvrement inverse (Diode) (E_{rec})	24.0 J

6.4 Résultat de l'architecture modulaire des convertisseurs DC-DC de traction (4 unités de 1,4 MW)

L'analyse des résultats de rendement montre que l'efficacité du système atteint 96,5% à tension nominale et pleine charge. Ce rendement diminue progressivement avec la réduction de la puissance sollicitée. À 93% pour une charge de 20% et tombe à 89% à 10% de charge sous tension nominale. Les conditions de fonctionnement à tension maximale pénalisent davantage le rendement lorsque la puissance demandée est inférieure à la puissance maximale. Le rendement chute à 88,5% à faible charge (10% de la charge nominale) lorsque la batterie est à pleine capacité.

Il pourrait être envisagé de créer un contrôle plus sophistiqué permettant d'interrompre le fonctionnement de certains convertisseurs afin de concentrer l'opération des convertisseurs dans la plage où l'efficacité est maximisée. De ce fait, il pourrait être envisagé que tous les convertisseurs soient sollicités en période de forte accélération et décélération, et que progressivement les convertisseurs soient délestés (phase shedding) selon la demande. Étant donné que l'objectif des simulations à l'échelle du système est d'évaluer la faisabilité et la dynamique globale. La stratégie de phase shedding des unités ne sera pas modélisée. Pour refléter de manière réaliste et prudente les pertes de conversion sur un profil de mission complet, une efficacité fixe de 96,2 %, évaluée à tension nominale et 50% de charge, a été retenue pour les prochaines étapes.

6.5 Dimensionnement et architecture modulaire (4 unités de 200 kW)

La conversion d'énergie vers le réseau de bord repose sur des modules de plus faible puissance, mais dont l'architecture globale demeure identique. Le tableau 6.5 présente la synthèse des paramètres de conception pour le convertisseur DAB auxiliaire, calibré pour une puissance nominale de 300 kW. Les valeurs des éléments passifs ainsi que les caractéristiques d'énergie de commutation des IGBT ont été ajustées pour répondre aux niveaux de tension et de courant spécifiques à ce sous-système de 700 V.

Tableau 6.5 Synthèse des paramètres du convertisseur DAB auxiliaire et des commutateurs

Paramètre (Symbole)	Valeur
Puissance nominale (P_2)	300 kW
Tension primaire (V_1)	1332 V
Tension secondaire (V_2)	700 V
Fréquence de découpage (f_{sw})	500 Hz
Rapport de transformation (n)	1.9029
Inductance externe primaire ($L_{external_primary}$)	1.1 mH
Condensateurs d'entrée/sortie (C_1, C_2)	122.4 mF
Inductance parasite estimée (L_{stray})	150 nH
Capacité du snubber ($C_{snubber}$)	10 nF
Résistance du snubber ($R_{snubber}$)	5.035 Ω
Tension de référence (IGBT) (V_{ref})	2800 V
Courant de référence (IGBT) (I_{ref})	1200 A
Tension de référence (Diode) (V_{ref_diode})	2800 V
Courant de référence (Diode) (I_{ref_diode})	1200 A
Température de jonction (T_{j_ref})	25 °C
Chute de tension directe (IGBT) (V_{f_igbt})	2.3 V
Chute de tension directe (Diode) (V_{f_diode})	2.5 V
Énergie d'allumage (IGBT) (E_{on})	4.1 J
Énergie d'extinction (IGBT) (E_{off})	5.5 J
Énergie de recouvrement inverse (Diode) (E_{rec})	1.5 J

6.6 Résultat de la modélisation DC-DC du DAB auxiliaire

Le système de conversion DC-DC auxiliaire fonctionne comme le système de traction. Les différences concernent les tensions et courants d'opération, ainsi que les commutateurs de

puissance. On note que les commutateurs sont de capacité de charge inférieure à ceux utilisés pour la modélisation du convertisseur de traction. Ce qui est explicable par les courants inférieurs utilisés dans le système de traction. La valeur de 96,2% sera utilisée pour la suite des modélisations.

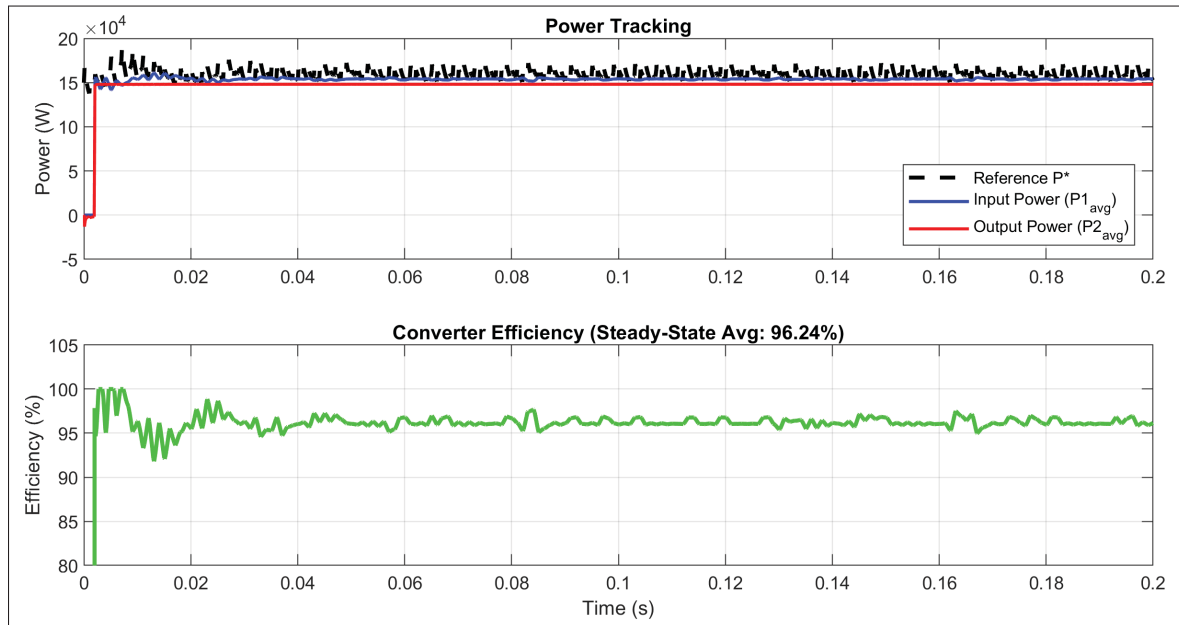


Figure 6.2 Efficacité du convertisseur DC-DC auxiliaire à 50% d'utilisation à tension nominale

Le premier graphique de la figure 6.2 présente l'évolution temporelle des flux de puissance au sein du convertisseur. À l'instant $t \approx 0.002$ s, un échelon de puissance est commandé. La boucle de régulation, agissant sur le déphasage entre les ponts primaire et secondaire, démontre un temps de réponse de l'ordre de millisecondes, soit quelques cycles à une fréquence de 500Hz. En quelques millisecondes, la puissance de sortie filtrée ($P2_{avg}$, courbe rouge) atteint et se stabilise sur la consigne de 150 kW (courbe pointillée noire), sans dépassement significatif (overshoot) ni erreur statique.

La puissance d'entrée moyenne ($P1_{avg}$, courbe bleue) suit une trajectoire similaire mais se maintient à un niveau légèrement supérieur à la puissance de sortie. Cet écart constant entre $P1_{avg}$ et $P2_{avg}$ représente la puissance dissipée sous forme de pertes au sein du convertisseur. Ces pertes proviennent principalement des pertes par conduction dans les semi-conducteurs (IGBT et

diodes) et des pertes par commutation (E_{on} , E_{off} , et E_{rec}), bien que celles-ci soient minimisées par l'opération en commutation douce (ZVS). Les pertes parasites du transformateurs sont incluses également.

Le second graphique illustre l'efficacité du convertisseur, définie par le ratio $\eta = P2_{avg}/P1_{avg}$. Lors de la phase d'initialisation et de l'application de l'échelon de charge (entre 0 et 0.04 s), le rendement présente des oscillations transitoires. Ces fluctuations sont normales et s'expliquent par l'appel de courant nécessaire pour charger les condensateurs de filtrage et établir le flux magnétique dans les inductances de fuite et de magnétisation du transformateur. Durant ce court instant, l'énergie absorbée à l'entrée ne se reflète pas immédiatement à la sortie, faussant temporairement le calcul de l'efficacité instantanée.

Une fois le régime permanent établi, le rendement se stabilise pour atteindre une moyenne de 96,24%. Ce résultat confirme que le dimensionnement des éléments magnétiques et le choix des composants de puissance sont bien adaptés à ce point d'opération. Les pertes fixes (pertes fer du transformateur et pertes par commutation indépendantes de la charge) explique pourquoi le rendement à charge partielle (50%) peut différer du rendement à pleine charge.

Compte tenu de la stabilité de cette valeur et afin de simplifier les modélisations à l'échelle du véhicule complet, une efficacité généralisée et constante de 96,2% sera retenue pour les simulations systémiques ultérieures impliquant le réseau auxiliaire à charge nominale ou intermédiaire.

6.6.1 Analyse des oscillations de la puissance de référence

La génération de la puissance de référence (P^*) s'appuie sur une boucle de régulation de tension de type proportionnel-intégral (PI). L'analyse des paramètres analytiques de cette boucle permet d'expliquer les fluctuations à haute fréquence observées sur la consigne de puissance en régime permanent.

La bande passante du contrôleur de tension (ω_{vc}) est définie à un dixième de la fréquence de commutation (f_{sw}) du convertisseur :

$$\omega_{vc} = \frac{2\pi f_{sw}}{10}$$

Les gains proportionnel ($K_{p,vc}$) et intégral ($K_{i,vc}$) sont dimensionnés en fonction de cette bande passante, de la capacité de filtrage en sortie (C_2) et de la tension nominale du bus continu ($V_{2,nom}$) :

$$K_{p,vc} = \omega_{vc} C_2 V_{2,nom}$$

$$K_{i,vc} = K_{p,vc} \frac{\omega_{vc}}{10}$$

Afin de permettre une grande marge de manoeuvre dynamique, la sortie de ce régulateur est bornée par des limites de saturation permissives, fixées à cinq fois la puissance nominale (P_2) :

$$P_{2,sat,max} = 5P_2$$

$$P_{2,sat,min} = -5P_2$$

Les fluctuations de la consigne P^* découlent directement de l'action du terme proportionnel sur l'ondulation résiduelle de la tension du bus continu. Le convertisseur DAB opérant à une fréquence de commutation de 500 Hz, le condensateur C_2 subit des cycles de charge et de décharge introduisant une ondulation naturelle sur la tension mesurée.

La commande de puissance est directement proportionnelle à l'erreur de tension multipliée par le gain $K_{p,vc}$. Ce gain, déterminé par le produit de paramètres de magnitude (ω_{vc} , $V_{2,nom}$ et C_2), agit comme un amplificateur. Les ondulations de la tension mesurées sont traduites par une variation de l'ordre de la dizaine de kilowatts sur la consigne de puissance.

Les limites de saturation étant très larges ($\pm 5P_2$), le régulateur n'écarter pas ces variations transitoires. La boucle de régulation réagit donc au bruit de commutation et transmet une consigne de puissance oscillante à la couche de modulation de phase du convertisseur.

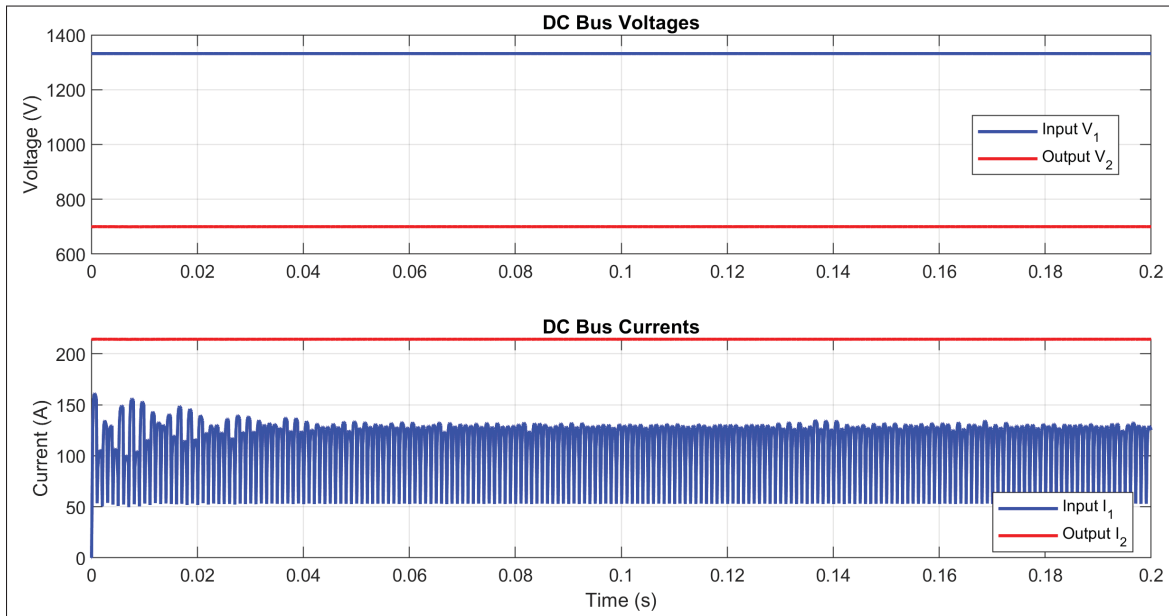


Figure 6.3 Tensions DC du convertisseur du convertisseur DC-DC auxiliaire à 100% d'utilisation à tension nominale

La figure 6.3 illustre la dynamique des bus continus du convertisseur auxiliaire à pleine charge. Les tensions d'entrée (V_1) et de sortie (V_2) se stabilisent rapidement autour de leurs valeurs nominales respectives (soit 1332 V et 700 V). Cette stabilité, maintenue malgré les ondulations de courant induites par la commutation.

6.7 Synthèse de la modélisation des convertisseurs de puissance DC-DC

Ce chapitre a permis de définir, de dimensionner et de valider les modèles de conversion DC-DC isolés de type Dual Active Bridge (DAB), tant pour la chaîne de traction (unités de 1,4 MW) que pour les services auxiliaires (unités de 300 kW). L'analyse de la topologie et du dimensionnement des transformateurs moyenne fréquence a mis en évidence l'importance d'ajuster le rapport de transformation matériel pour maintenir un gain de tension unitaire. Cette approche favorise

une commutation douce (ZVS), limite les courants réactifs de circulation et permet d'atteindre des rendements élevés, évalués à 96,2 % en régime permanent pour une charge nominale ou intermédiaire. Bien qu'une dégradation de l'efficacité ait été observée à très faible charge, la valeur de 96,2 % est jugée représentative et sera retenue pour les bilans énergétiques de la rame.

Maintenant que l'étage de conversion et d'isolation en courant continu a été modélisé de la batterie jusqu'au bus DC intermédiaire, l'étape suivante consiste à caractériser la transformation de cette énergie électrique en énergie mécanique. Le chapitre 7 détaillera ainsi la modélisation de l'onduleur de traction et de la machine asynchrone associée.

CHAPITRE 7

MODÉLISATION DES CONVERTISSEURS DE PUISSANCES DE TRACTION

7.1 Outils utilisés pour les modélisations

Dans le cadre de ces simulations, Matlab et Simulink seront utilisés afin de modéliser la dynamique. Pour les simulations qui suivent, le "Sample Time" sera de $1e-6$, et la méthode de résolution est rk4. Cette combinaison a été choisie parce qu'elle permet de bien résoudre les équations différentielles des simulations où plusieurs dynamiques temporelles coexistent. Dans le cadre de ces simulations, les dynamiques temporelles coexistantes sont la dynamique du convertisseur au niveau électrique qui opère dans un contexte continu, et la dynamique de commutation qui opère à une fréquence variable dans le cas du DTC. La simulation est effectuée sur une période de 10 secondes. L'objectif de cette section n'est pas de simuler un profil de mission complet, mais de se concentrer sur les régimes transitoires électriques rapides, tels que la phase d'excitation initiale, la réponse instantanée en couple et le comportement des commutations de l'onduleur. Les dynamiques des périodes prolongées seront évaluées dans le chapitre 8.

7.2 Application du DTC aux moteurs asynchrones triphasés (MITRAC DR 3700 F)

7.2.1 Paramètre moteur du système de traction

Les paramètres exacts du moteur réel de la locomotive ALP45-DP n'étant pas disponibles, une mise à l'échelle via les paramètres d'un moteur de puissance comparable a été effectuée avec le support de l'ouvrage Krause, Wasynczuk, Sudhoff & Pekarek (2013) p.244.

Tableau 7.1 Comparaison des données de référence : Moteur Krause 2250 HP vs
Moteur de traction dérivé via PU

Paramètre	Symbole	Unité	Valeur (Krause)	Valeur (Adapté)
<i>Valeurs nominales et de base</i>				
Puissance nominale	P_{rated}	HP	2250	1743.33 (1.3MW)
Tension nominale (L-L)	V_{rated}	V	2300	2000
Vitesse nominale	n	RPM	1786	1786
Couple de base	T_B	N·m	8900	6896
Courant de base	I_B	A	421.2	443
Impédance de base	Z_B	Ω	3.153	2.6154
Moment d'inertie	J	kg·m ²	63.87	58.2
Constante d'inertie	H	s	0.676	0.676
<i>Paramètres du circuit équivalent (Physiques)</i>				
Résistance statorique	r_s	Ω	0.029	0.0241
Réactance de fuite stator	X_{ls}	Ω	0.226	0.1875
Réactance de magnétisation	X_M	Ω	13.04	10.8172
Réactance de fuite rotor	X_{lr}	Ω	0.226	0.1875
Résistance rotorique	r_r	Ω	0.022	0.0188
<i>Paramètres du circuit équivalent (PU)</i>				
Résistance statorique PU	r_s	pu	0.0092	0.0092
Fuite statorique PU	X_{ls}	pu	0.0717	0.0717
Réactance magnétisante PU	X_M	pu	4.136	4.1360
Fuite rotorique PU	X_{lr}	pu	0.0717	0.0717
Résistance rotorique PU	r_r	pu	0.0072	0.0072

Le modèle de commande est paramétré pour le contrôle du moteur de traction asynchrone (MITRAC DR 3700 F) d'une puissance nominale de 1,3 MW, alimenté par le bus DC de 2800 V. Puisqu'aucune fiche technique pour la machine n'était disponible, une approximation a été faite

basée sur une machine de 2300 HP présentée dans le livre de Kraus, via le tableau : 7.1. Le rendement réel pourrait donc être supérieur ou inférieur et différer du rendement calculé.

7.2.2 Contre-Couple appliqué sur le rotor

Le couple de charge (ou contre-couple) T_L appliqué au rotor du moteur asynchrone est le reflet des forces mécaniques s'opposant au mouvement de la rame. Dans cette simulation, ce couple est modélisé de manière "lumped" (regroupée) en ramenant l'intégralité des résistances à l'avancement sur l'arbre moteur via la chaîne de traction. Le contre couple est obtenu via cette formule A II-12.

7.2.3 Paramètre du circuit

Le tableau 7.2 rassemble l'ensemble des paramètres physiques, des caractéristiques des semi-conducteurs (IGBT et diodes) ainsi que les éléments parasites intégrés dans la simulation.

Tableau 7.2 Paramètres du circuit onduleur et du bus continu

Description	Symbole / Variable	Valeur
Tension du bus continu	V_{batt}	2800 V
Capacité du bus continu	C_1	10 mF
Résistance de source	R_{source}	0.5 m Ω
Résistance parasite	$R_{parasitic}$	0.1 m Ω
Résistance à l'état passant (IGBT et Diode)	R_{on}	2.5 m Ω
Chute de tension directe (IGBT)	$V_{f,igbt}$	2.35 V
Chute de tension directe (Diode)	$V_{f,diode}$	2.6 V
Résistance d'amortissement (Snubber)	$R_{snubber}$	5 Ω
Capacité d'amortissement (Snubber)	$C_{snubber}$	0.1 μ F

7.2.4 Paramètres de contrôle

Le tableau 7.3 récapitule les valeurs de consigne, les coefficients d'amortissement du contrôleur ainsi que les bandes d'hystérésis allouées au couple et au flux.

Tableau 7.3 Paramètres du contrôleur de vitesse et de la logique DTC

Description	Symbole / Variable	Valeur
Référence de vitesse	ω_{ref}	150 rad/s
Vitesse maximale d'application	ω_{max}	$2 \times \omega_{sm}$
Coefficient d'amortissement	ζ_{wr}	0.707
Séparation de la bande passante	-	100
Saturation de couple	T_{sat}	T_{rated}
Bande d'hystérésis de couple	h_{torque_ripple}	$\pm 10\%$
Bande d'hystérésis de flux	h_{flux_ripple}	$\pm 2.5\%$
Flux de référence nominal	ψ_{ref}	ψ_{rated}

7.2.5 Paramètres de l'estimateur de flux et de couple

Dans la commande DTC, l'estimateur de flux statorique et de couple électromagnétique joue un rôle central. L'estimation du vecteur de flux nécessite l'intégration de la force contre-électromotrice, calculée à partir des signaux mesurés des tensions et des courants statoriques convertis dans le repère stationnaire $\alpha - \beta$.

Initialement, l'ajout de filtres passe-bas à l'intégrateur a été envisagé afin d'éviter la dérive continue (DC offset) et de lisser les signaux mesurés. Cependant, le déphasage inhérent à ces filtres fausse la position calculée du vecteur de flux. Ce compromis dégrade directement la sélection des vecteurs de tension et la dynamique de réponse du couple, rendant cette approche contre-productive. Afin d'augmenter la précision de l'estimation du flux sans introduire de retard

de phase, et pour minimiser le bruit de discrétisation lié au calcul numérique, une méthode d'intégration trapézoïdale a été privilégiée pour le traitement de ces signaux.

7.3 Simulation du DTC

7.3.1 Comparaison du rendement du DTC à différente composition

Le rendement du train a été simulé en utilisant trois masses totales différentes, correspondant à diverses compositions de la rame : 277 tonnes, 764 tonnes et 788 tonnes. Les résultats de ces simulations sont présentés aux figures 7.1, 7.2 et 7.3. Ces résultats sont résumés dans le tableau 7.4.

L'analyse de ces profils démontre l'impact de l'inertie du train sur la puissance demandée, les pertes de commutation et le temps d'accélération nécessaire. Les données compilées au tableau 7.4 mettent en évidence que l'efficacité énergétique du convertisseur est pratiquement indépendante de la masse de la rame. L'efficacité reste relativement stable selon les différentes configurations, avec 90.7% à 277t, à 92.3% à 764t, 92.2% à 788t.

Dans le cadre de cette simulation, où la durée totale est de 10 s, l'efficacité exclut les périodes où le rendement est inférieur à 5% (η_{ex5}). Cette exclusion permet de limiter une sur-représentation des périodes où aucun travail n'est effectué. Ces périodes sont : la période initiale de magnétisation et la transition de l'opération à couple constant vers une vitesse constante. Dans ces deux cas, la puissance développée est minimale, entraînant un rendement nul. La simulation, se déroulant sur 10 secondes, entraîne une sur-représentation de ces périodes qui sont négligeable sur un intervalle de 5 minutes.

Pour atteindre la vitesse de consigne imposée par le profil de vitesse, la rame allégée (277 t) nécessite un effort de traction maximal pendant environ 3,2 secondes. À l'inverse, pour les rames lourdement chargées (764 t et 788 t), cette phase d'accélération s'étend sur près de 6 secondes. Durant ce régime transitoire, la puissance électrique absorbée (P_{in}) augmente linéairement, illustrant l'effort constant fourni par l'onduleur pour maintenir le couple électromagnétique à

son niveau de saturation (T_{sat}) exigé par le correcteur de vitesse. Une fois la vitesse de croisière atteinte, la puissance mécanique de sortie réduit pour se stabiliser à une valeur compensant les forces de résistance à l'avancement dictées par l'équation de Davis Brenna *et al.* (2018).

Le tableau suivant résume les données extraites des simulations :

Tableau 7.4 Synthèse des performances selon la masse du véhicule

Masse totale	277 t	764 t	788 t
Rendement moyen (Avg η)	86.6 %	88.3 %	88.3 %
Rendement moyen(η_{ex5})	90.7 %	92.3 %	92.2 %
Fréquence de comm. moyenne (F_{sw})	1046 Hz	1074 Hz	1081 Hz

En analysant le comportement de la fréquence de commutation variable sur la 7.4, on observe une corrélation directe entre la charge mécanique et la fréquence de commutation moyenne, qui passe de 1046 Hz à 1081 Hz lorsque la masse augmente.

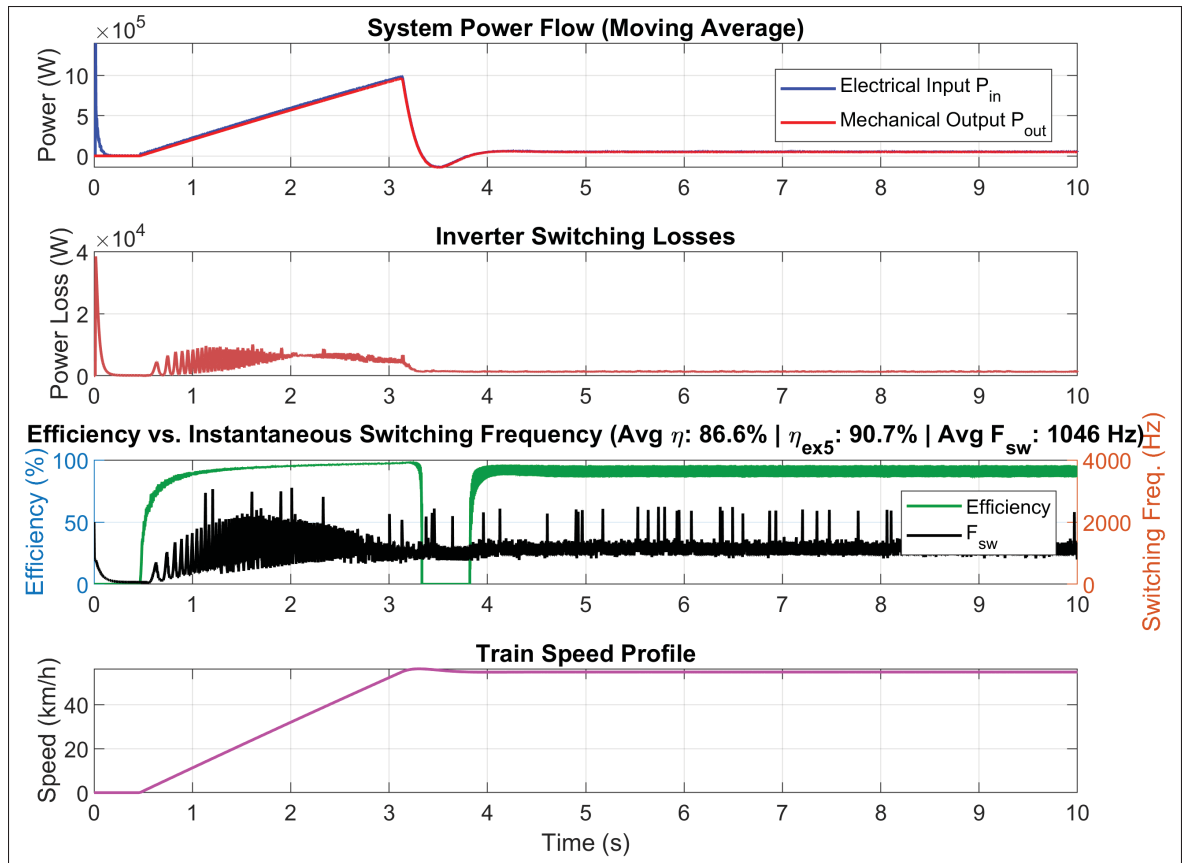


Figure 7.1 Demande de puissance, Pertes de commutations, Efficacité, Vitesse de train à 277t

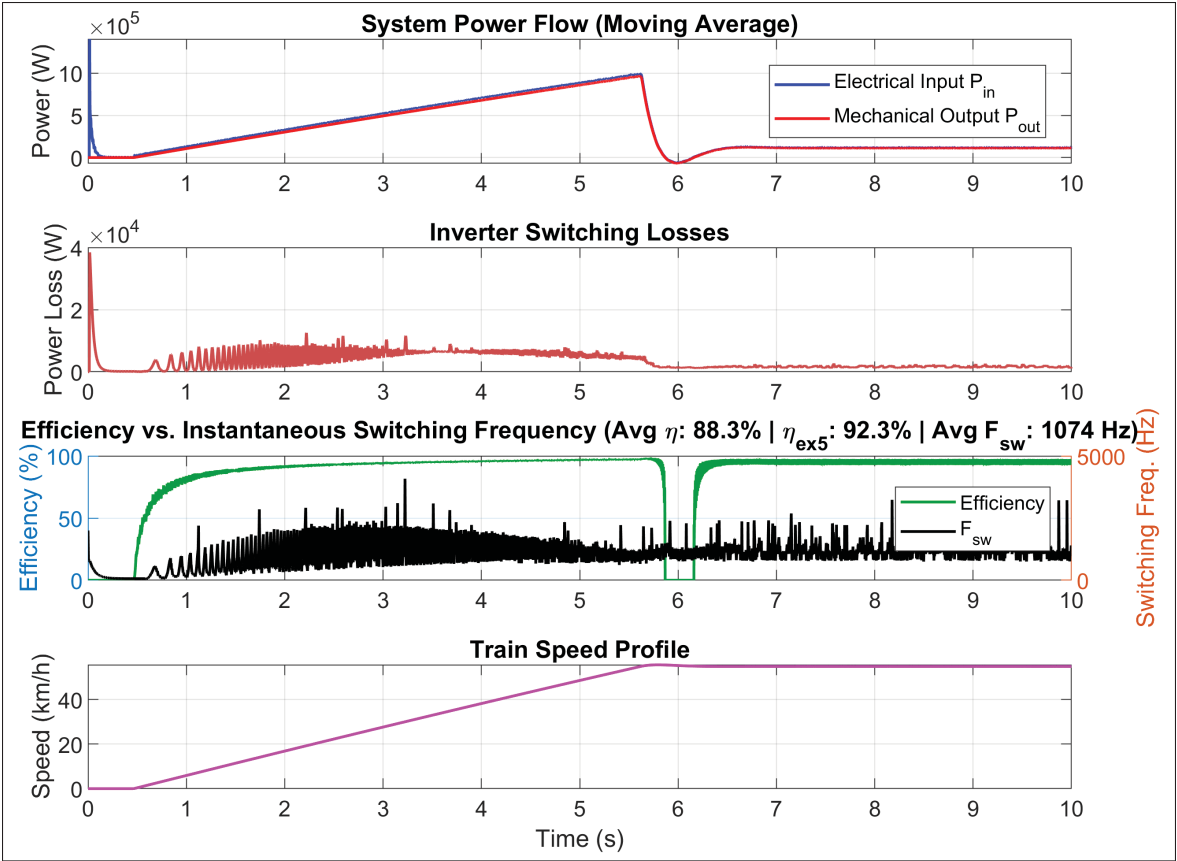


Figure 7.2 Demande de puissance, Pertes de commutations, Efficacité, Vitesse de train à 764t

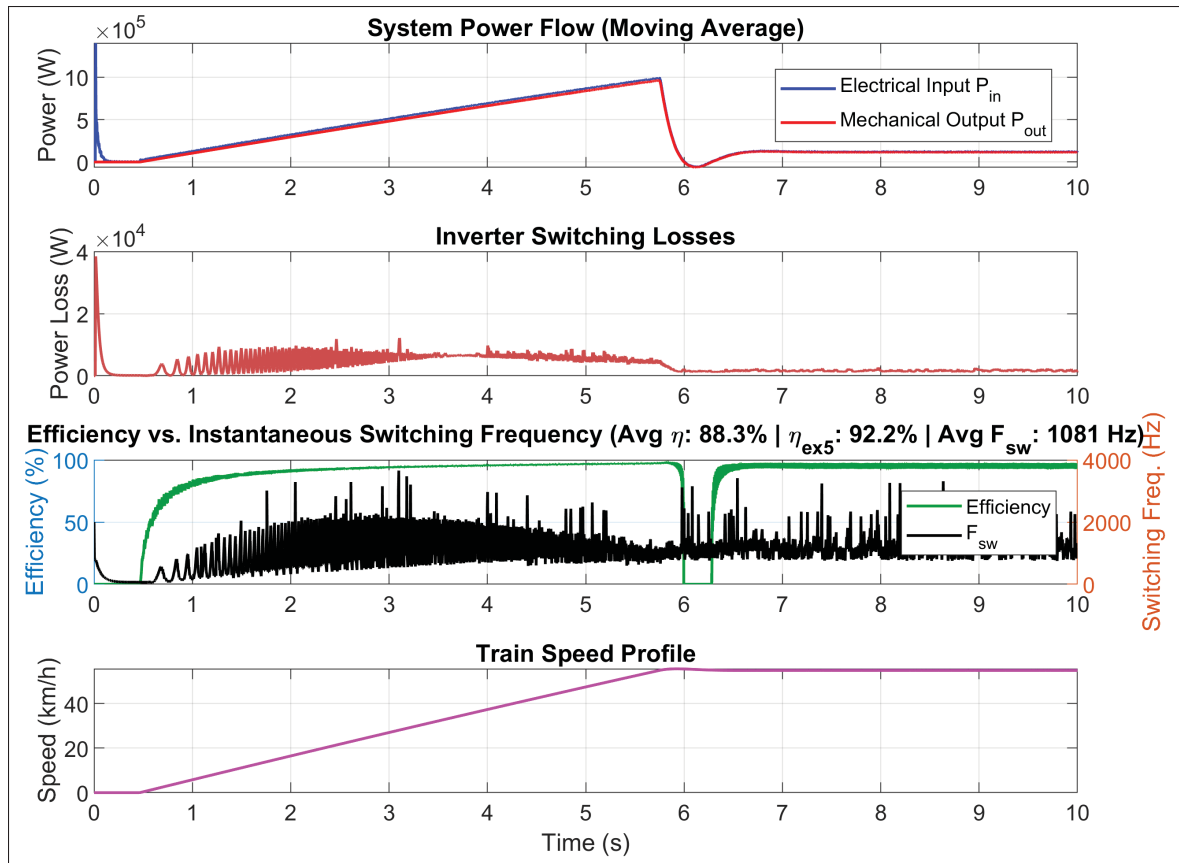


Figure 7.3 Demande de puissance, Pertes de commutations, Efficacité, Vitesse de train à 788t

La figure 7.3 démontre un profil de puissance ainsi que des pertes dans le même ordre que les figures présentant les trains de 764t et 277t.

7.3.2 Réponse en couple

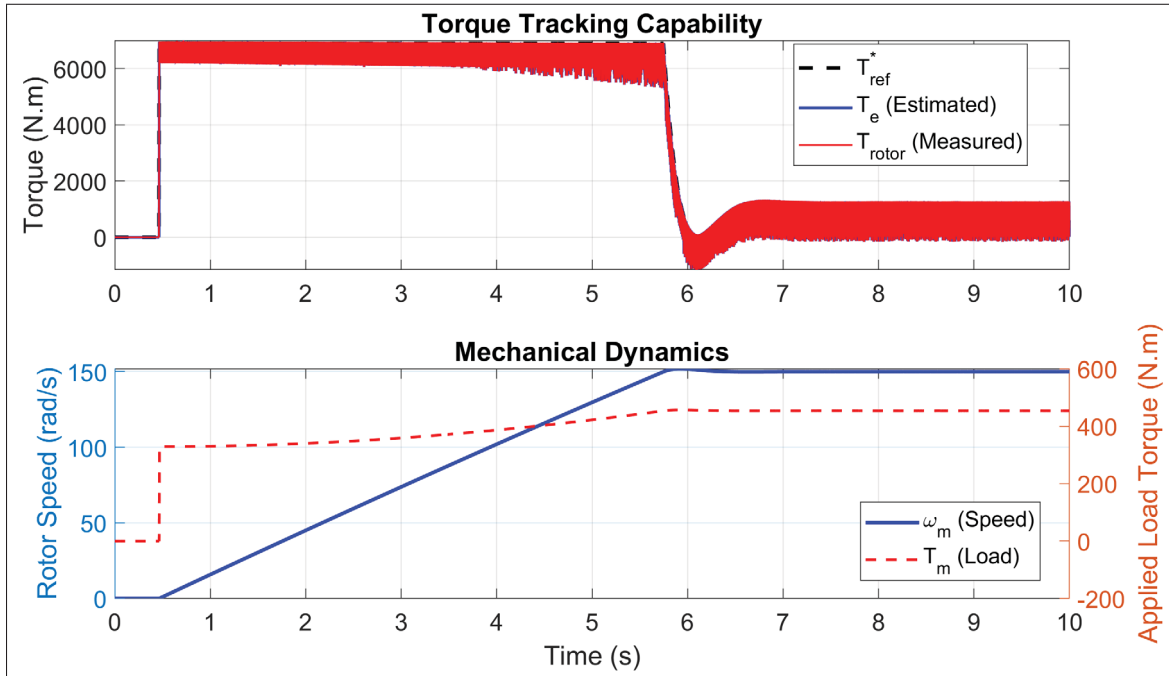


Figure 7.4 Réponse en couple et vitesse angulaire du rotor à charge de 788t

Sur la figure 7.4, on observe la réponse en couple instantanée, caractéristique du contrôle DTC, suivant la période de magnétisation, où le couple développé et la consigne sont effectivement représentés comme une fonction d'échelon de 0 vers le couple maximal.

Le début de la simulation (de $t = 0$ à $t = 0,5$ s) correspond à la phase d'excitation initiale de la machine asynchrone. Durant ce court intervalle, le flux statorique est établi à sa valeur nominale de référence tandis que la consigne de couple est maintenue à zéro, évitant ainsi un appel de courant désordonné au démarrage.

Dans la figure 7.4, dès qu'un échelon de vitesse est exigé à $t = 0,5$ s, l'erreur de vitesse provoque la saturation immédiate du correcteur PI externe. La consigne de couple (T_{ref}^*) passe alors instantanément de 0 à sa valeur limite ($T_{sat} \approx 6900$ N.m, correspondant au couple de base T_B). On peut voir sur la figure 7.4 la réponse en couple très rapide, caractéristique fondamentale du contrôle DTC : le couple électromagnétique estimé (T_e) et le couple de la machine (T_{rotor})

suivent cette consigne sous la forme d'un échelon parfait. Le DTC s'affranchit des délais de propagation typiquement liés aux boucles de régulation de courant (comme c'est le cas dans la commande vectorielle FOC), permettant une dynamique de couple extrêmement rapide.

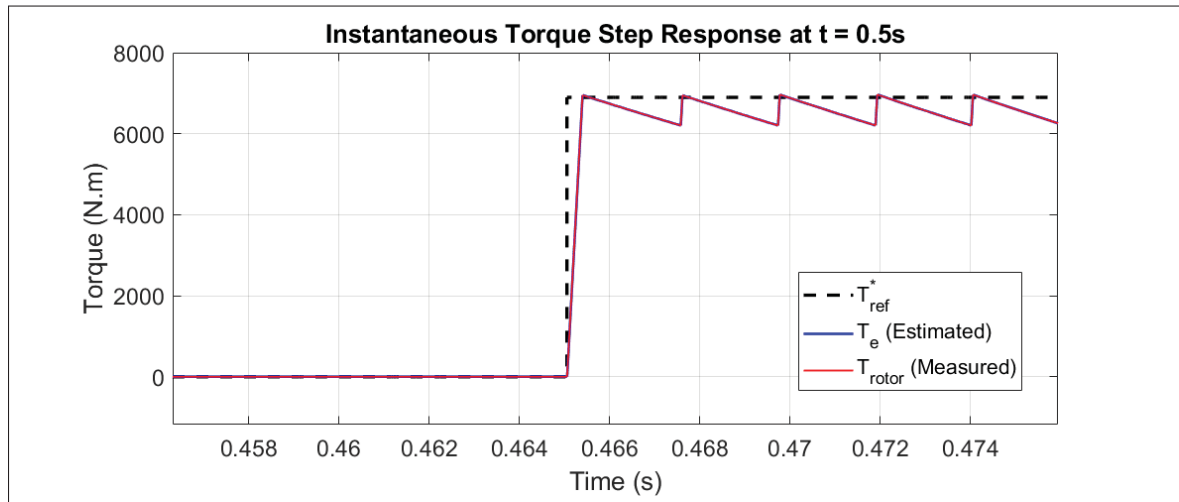


Figure 7.5 Réponse en couple et vitesse angulaire du rotor à charge de 764t

Dans la figure 7.4, le graphique 7.5 illustre que malgré la vitesse de réponse n'est instantanée. On peut y voir le couple mesuré convergeant rapidement vers la valeur commandée.

Durant la phase d'accélération à plein couple (de 0,5 s à 5,8 s), la nature discrète de la commande apparaît clairement. L'épaisseur de la bande rouge sur le graphique supérieur met en évidence les ondulations de couple de la machine. Celles-ci sont strictement confinées dans la bande d'hystérésis du contrôleur DTFC paramétrée à $\pm 10\%$ (soit une tolérance d'environ ± 690 N.m). L'hystérésis maintient la valeur moyenne du couple sur la consigne désirée.

Le graphique inférieur retrace la dynamique mécanique de la rame de 788 t. Soumis à ce couple d'accélération constant, le rotor prend de la vitesse de manière linéaire (ω_m , courbe bleue). On observe que le couple de charge appliqué (T_m , courbe pointillée rouge) n'est pas purement statique : il augmente de façon non linéaire à mesure que la vitesse croît. Cela traduit directement l'impact de la traînée aérodynamique ($C \cdot v^2$), une valeur qui est dictée par l'équation de Davis.

Autour de $t = 5,8$ s, la vitesse de rotation approche sa consigne de 150 rad/s. Le correcteur PI de vitesse sort de sa zone de saturation et la consigne de couple chute brutalement. Une fois le régime établi atteint (après $t = 6,5$ s), l'onduleur ne fournit plus qu'un couple réduit d'environ 450 N·m, strictement nécessaire pour compenser les frottements mécaniques et aérodynamiques à vitesse constante.

7.4 Synthèse de la simulation du moteur de traction

Les simulations de l'unité de traction de la machine asynchrone contrôlée par DTC ont permis de valider les performances dynamiques et énergétiques du système sous différentes charges (277 t, 764 t et 788 t). L'analyse de ces modélisations démontre l'avantage structurel du DTC. En s'affranchissant des boucles de régulation de courant classiques, le système offre une dynamique exceptionnelle avec une réponse en couple quasi instantanée dès la fin de la phase de magnétisation, ce qui est crucial pour vaincre l'inertie statique massive d'un convoi. Également, le rendement opérationnel du système, en excluant les phases de démarrage et de transition à faible puissance (η_{ex5}), démontre une efficacité de conversion de 90% à 92.3%. Les rendements s'établissent à 90,7 % pour la rame de 277 t, 92,3 % pour celle de 764 t, et 92,2 % pour celle de 788 t.

Afin de permettre une modélisation représentative des conditions d'exploitation, l'efficacité du système de traction retenue pour la suite des calculs sera de 92,2 %, correspondant au rendement η_{ex5} de la rame de 788 tonnes.

CHAPITRE 8

MODÉLISATION DE LA DYNAMIQUE FERROVIAIRE

8.1 But de la modélisation de la dynamique

Le but de ce chapitre est d'identifier la dynamique en régime permanent des forces et de l'énergie requises pour répondre aux besoins opérationnels présentés plus tôt dans un contexte de conversion de locomotive diesel vers batterie. Dans tous les scénarios présentés, le convoi est branché sur potence (shore power) lors de ses périodes de layover aux terminus, transférant ainsi la charge des systèmes auxiliaires au réseau électrique et préservant la batterie. Cette hypothèse est basée sur la prolongation des actions entreprises dans le rapport annuel 2023 d'EXO, détaillant que, dans un but de diminution de la consommation de carburant, des potences avaient été installées dans les centres de maintenance afin d'alimenter les trains sans génératrice (Exo, 2024, p.61)

8.2 Analyse de l'effort de traction en contexte ferroviaire

Le modèle idéalisé de fonctionnement d'un moteur électrique est décrit par deux régimes : le premier à couple constant, et le second à puissance constante.

La zone d'opération à couple constant se manifeste à basse vitesse qui est caractérisé par une vitesse d'opération en deçà de la vitesse de base (base speed ou corner speed). Le moteur y fonctionne alors à son courant nominal et sous un flux magnétique nominal, le flux étant fonction du courant. Le couple étant proportionnel au courant, il en résulte un couple maximal constant, qui se traduit par une accélération à effort de traction constant. La tension d'alimentation du moteur augmente linéairement avec la vitesse pour compenser la force contre-électromotrice. Le régime à puissance constante s'établit lorsque le moteur atteint la vitesse de base. À partir de ce point, la tension fournie par l'onduleur atteint son niveau maximal. Pour augmenter la vitesse, le contrôleur doit diminuer le couple développé en réduisant le flux magnétique. Cela permet à la vitesse d'augmenter tout en maintenant la puissance maximale, puisque la puissance est le

produit de la force et de la vitesse ($P = F \cdot v$). Lorsque le train dépasse la vitesse de base, l'effort de traction disponible devient alors inversement proportionnel à la vitesse ($F = P_{\max}/v$).

Ce modèle idéalisé est insuffisant pour l'analyse ferroviaire puisque le couple moteur maximal ne peut toujours être intégralement transféré aux rails. Le facteur limitant réel à basse vitesse est le coefficient d'adhérence entre la roue en acier et le rail en acier. L'effort de traction maximal applicable avant le patinage des roues est défini par la relation A II-3. Le coefficient d'adhérence dans cette relation n'est pas une valeur fixe et il est maximisé à vitesse nulle, diminuant de manière non linéaire à mesure que la vitesse (v) augmente.

L'enveloppe pratique de l'effort de traction est donc une composition de trois limitations. À basse vitesse, le fonctionnement est limité d'abord par la force de traction maximale et ensuite par l'adhérence. La région de "force constante" du modèle idéal est remplacée par la courbe limite d'adhérence. L'effort de traction suit le F_{adh} maximal disponible, qui décroît à mesure que la vitesse augmente. À haute vitesse, le fonctionnement est limité par la puissance. À la vitesse de transition, nommée vitesse de base (base speed), la courbe hyperbolique de puissance $P_{\max}/v$ intersecte la courbe décroissante de la limite d'adhérence. Au-delà de cette vitesse, la capacité en puissance du moteur devient le facteur limitant, et non plus l'adhérence. La courbe d'effort de traction suit désormais l'hyperbole de puissance constante. En résumé, la région théorique à force constante est supplantée par la limite d'adhérence, plus restrictive et décroissante.

8.3 Impacts de la vitesse sur la force résultante développée selon des contrainte de force, d'adhésion et de puissance

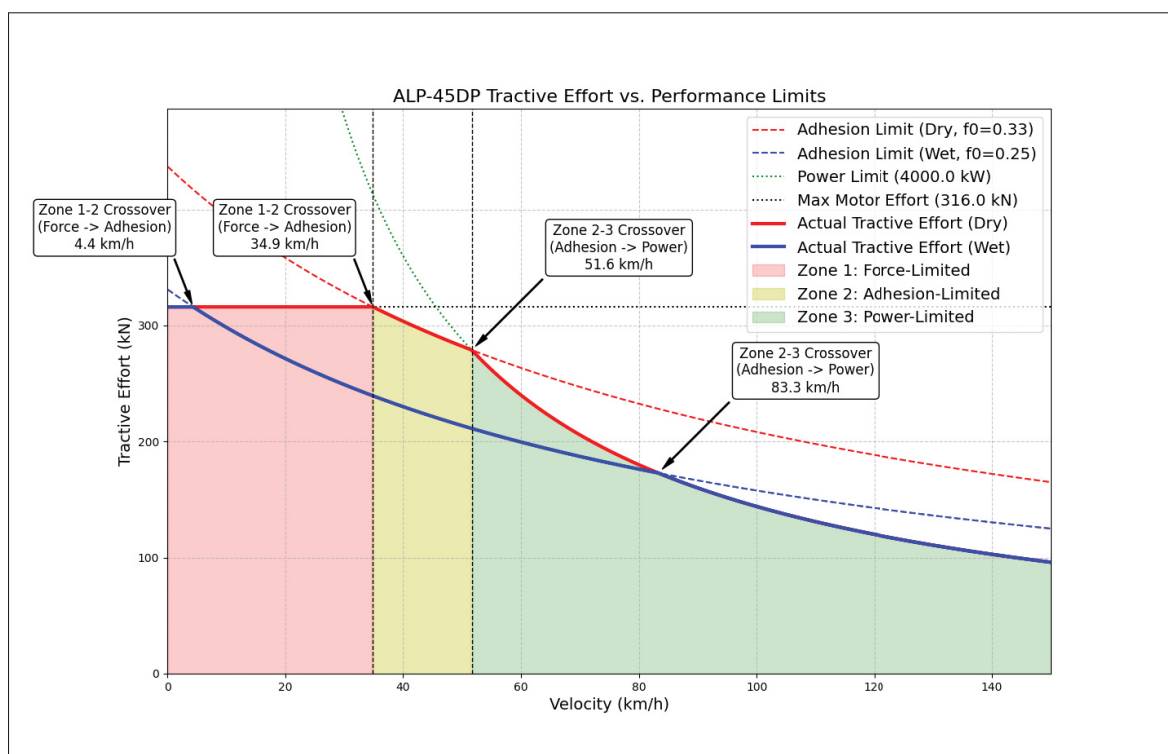


Figure 8.1 Force de traction en fonction de la vitesse dans les différentes zones sur rail sec pour un ALP45DP 8 voitures 788t

Ce graphique permet de visualiser la dynamique du train dans les différentes zones. On remarque l'importance de l'adhérence sur les performances ainsi que les conséquences distinctes des différentes contraintes mécaniques du train. À noter que les trois zones représentées : 1 - Force limited, 2 - Adhesion Limited, 3 - Power Limited sont celles en conditions sèches afin de faciliter la compréhension visuelle.

$$a(v) = \frac{F_{\text{traction}}(v) \pm R_i - R_0(v)}{m_\epsilon}, F_{\text{traction}}(v) = \begin{cases} F_{\text{Max}}(v) & 0 < v < V_{\text{LimAdh}} \\ F_{\text{LimAdh}}(v) & V_{\text{LimAdh}} < v < V_{\text{Pmax}} \\ F_{\text{PMax}}(v) & v > V_{\text{Pmax}} \end{cases} \quad (8.1)$$

$$d(v) = \frac{F_{\text{traction}}(v) \mp R_i + R_0(v)}{m_\epsilon}, F_{\text{traction}}(v) = \begin{cases} F_{\text{Maxd}}(v) & 0 < v < V_{\text{LimAdhd}} \\ F_{\text{LimAdh}}(v) & V_{\text{LimAdhd}} < v < V_{\text{Pmax}} \\ F_{\text{PMax}}(v) & v > V_{\text{Pmax}} \end{cases} \quad (8.2)$$

R_i est calculé via A II-8, R_0 est calculé via, A II-7, m_ϵ est calculé via A II-5, F_{Max} est la force maximale de traction de la locomotive, F_{Maxd} est la force maximale en freinage régénératif. À noter que le freinage est de type "blending". Ce qui signifie qu'une fois le freinage régénératif utilisé à son plein potentiel, la force restante requise pour atteindre le freinage désirée sera appliquée par les freins de service à friction.

8.4 Scénarios de simulations

La simulation présente divers scénarios sur un même trajet pour différentes configurations de train. La masse maximale évaluée dans les simulations est celle d'un train de 8 voitures ALP-45DP, soit 788 t. Le but étant de présenter des configurations avec des dimensions de masse et de longueur inférieures à celles d'une configuration de 8 voitures. Les configurations présentées seront donc :

Tableau 8.1 Caractéristiques des différentes configurations de trains (Énergie, Masse, Puissance et Capacité)

Configuration	Voitures Passagers	Wagons Stockage	Énergie (MWh)	Masse (t)	Puissance (MW)	Passagers Max
Train-0 (Diesel)	8	0	–	788	4,0	1263
Train-1 (Diesel)	2	0	–	351	4,0	411
Train-2 (Hybride)	6	1	10	764	2,8	979
Train-3 (Hybride)	5	1	10	691	2,8	837
Train-4 (Hybride)	4	2	20	739	4,0	695
Train-5 (Hybride)	3	2	20	667	4,0	633

- 6 voitures passagers, un wagon de stockage soit 10MWh et 2.8MW pour 764t et 979 passagers maximum. tableau 5.3.
- 5 voitures passagers, un wagon de stockage soit 10MWh et 2.8MW pour 691t et 837 passagers maximum. tableau 5.3.
- 4 voitures passagers, deux wagon de stockage soit 20MWh, 5.6MW de conversion et 4MW de traction pour 739t et 695 passagers maximum. tableau 5.1.
- 3 voitures passagers, deux wagon de stockage soit 20MWh, 5.6MW de conversion et 4MW de traction pour 667t et 633 passagers maximum. tableau 5.1.
- 8 voitures passagers, aucun wagon de stockage, 4MW de traction, 1263 passagers pour 788t tableau 3.1
- 2 voitures passagers, aucun wagon de stockage, 4MW de traction, 411 passagers pour 351t tableau 3.1



Figure 8.2 Efficacité résultantes des simulations

Tel que démontré dans la section 7.4, l'efficacité de l'onduleur est de 92.2%. L'efficacité du DAB de traction est de 96.2% 6.4. L'efficacité du rendement mécanique a été estimé à 97%. L'efficacité résultante est donc de 86.1%. La figure 8.2, illustre ce cheminement.

8.5 Engin de calcul

8.5.1 Méthode de calcul

L'analyse suivante vise à établir un ordre de grandeur de l'impact de différents paramètres d'un train et de la voie sur la consommation énergétique. L'énergie a été quantifiée par intégration numérique en utilisant la méthode de Runge Kutta (rk4). Les dynamiques physiques calculées étant nettement plus longues et homogènes dans cette simulation, le pas de calcul est fixé à 0,1 s. L'adhérence est définie par l'équation de Müller sur rail sec. La simulation consiste à calculer la force requise pour atteindre l'accélération commandée. La force calculée est par la suite comparée à la force la plus faible entre la force d'adhérence, la force de traction et la force reliée à la puissance maximale.

8.6 Analyse des résultats

L'analyse des résultats de simulation repose sur la comparaison de six configurations de rames évoluant sur un trajet identique de 55 km, avec des stations espacées de 5 km. Les figures suivantes permettent de décomposer le comportement dynamique et énergétique des trains afin de mettre en évidence les avantages et les limites de l'électrification avec stockage embarqué.

8.6.1 Cinématique et respect du profil de mission

La figure 8.3 illustre le profil cinématique de l'ensemble de la flotte. On y observe le motif caractéristique d'un service de banlieue ou de métro, rythmé par des accélérations jusqu'à la vitesse maximale permise (27.78 m/s, soit 100 km/h), suivies de décélérations pour respecter les temps d'arrêt en station (30 s).

L'ensemble des configurations parvient à accomplir le profil de mission, mais on remarque de légères variations dans les pentes d'accélération en fonction du ratio puissance/masse de chaque convoi. De plus, l'influence du profil de la voie, soit une pente ascendante de 1 ‰ entre 20 et 30 km, et une pente descendante de -1 ‰ entre 35 et 45 km, se traduit par un ajustement de l'effort de traction requis pour maintenir la vitesse de consigne, démontrant le contrôleur de vitesse intégré à la simulation.

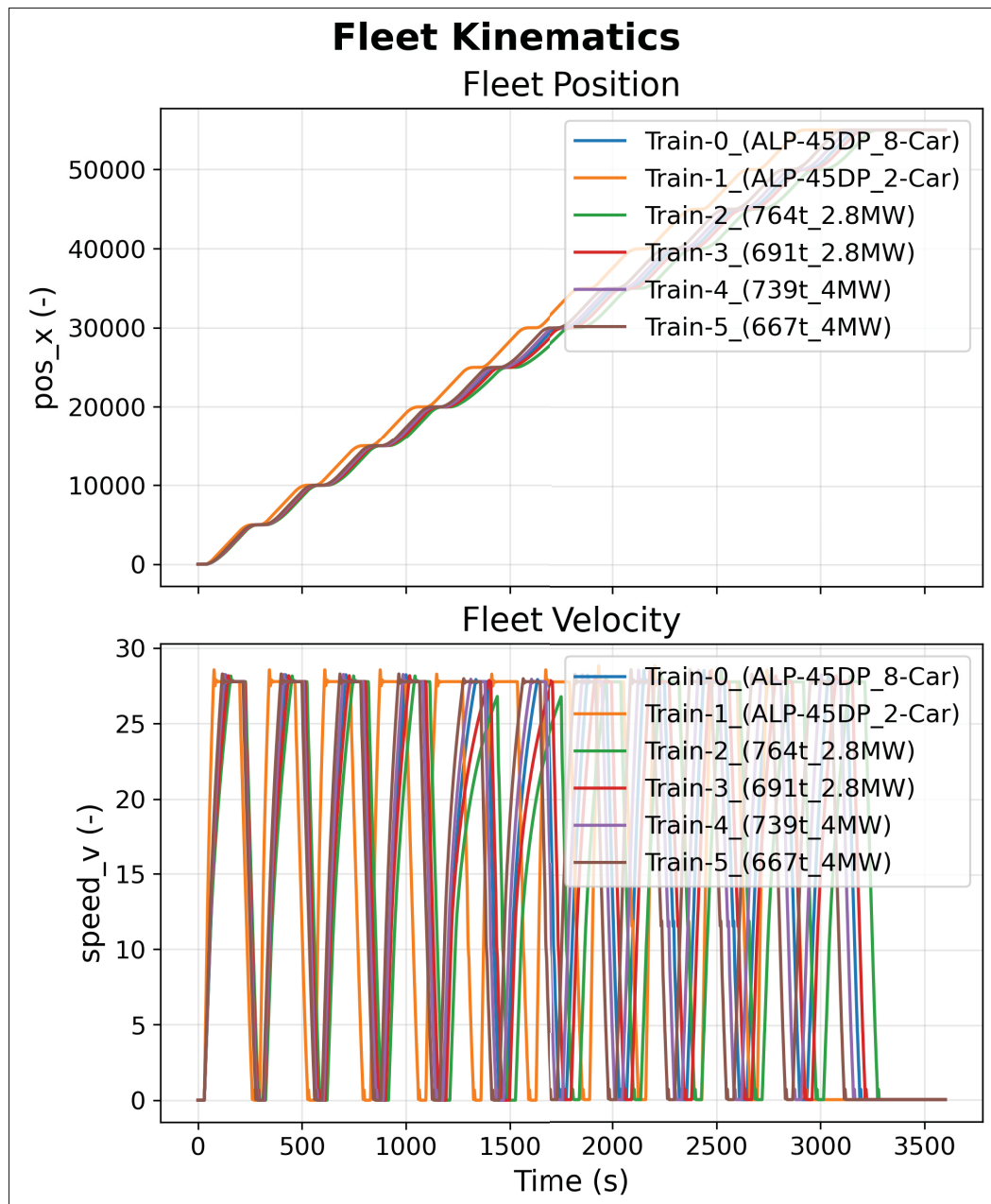


Figure 8.3 Profil cinématique de la flotte : position et vitesse en fonction du temps

On note sur la figure 8.3 que les compositions de trains ne partagent pas le même horaire. Dans cette simulation, même si les arrêts a chaque stations sont fixes, il n'y a pas de contraintes

temporelles entre les stations. Cette variation permet de faire ressortir que les trains plus légers peuvent circuler plus rapidement dû à un temps d'accélération plus court.

8.6.2 Dynamique de traction et exploitation de l'adhérence

Les figures 8.4 et 8.5 mettent en relation les équations théoriques développées précédemment avec les commandes réelles de la simulation.

Les points de commande de traction (en bleu) suivent la limite physique imposée par la puissance constante, la force constante et la limite de traction. Le quadrant inférieur, force opposée à la direction du mouvement, est vide de commandes de régénération, démontrant la capacité de freinage exclusivement par friction des trains diesel. On remarque que les limites définies dans le tableau 8.1 sont respectées.

À l'inverse, les rames équipées de batteries (Trains 2 à 5) exploitent activement le freinage régénératif. Lors des phases de décélération, le système bascule les moteurs en mode génératrice pour ralentir le convoi. Cet effort de freinage électrique suit exactement les mêmes contraintes physiques que la traction : il est limité par les trois contraintes suivantes : la force maximale de freinage, la limite d'adhérence rail-roue, puis la puissance maximale du convertisseur. Le freinage mécanique par friction n'est alors sollicité qu'en complément, lorsque l'effort requis dépasse l'enveloppe électrique ou à très basse vitesse.

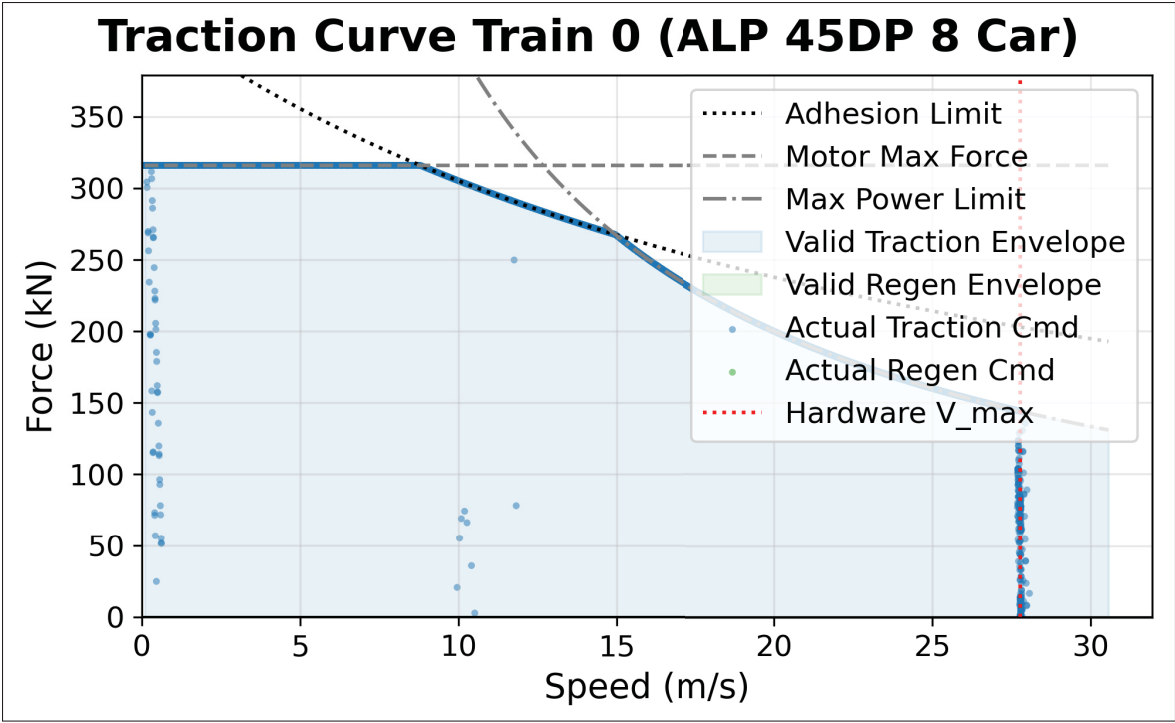


Figure 8.4 Courbe de traction et enveloppe d'opération du Train-0 (sans récupération)

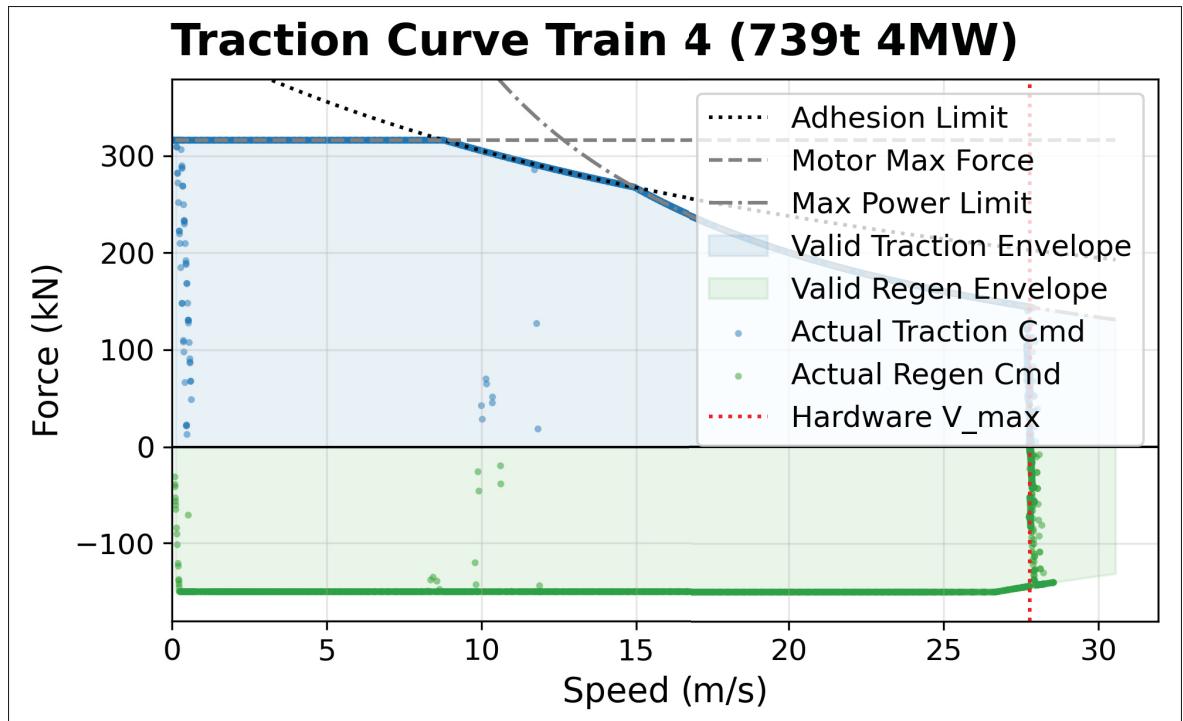


Figure 8.5 Courbe de traction et enveloppe d'opération du Train-4 (avec récupération)

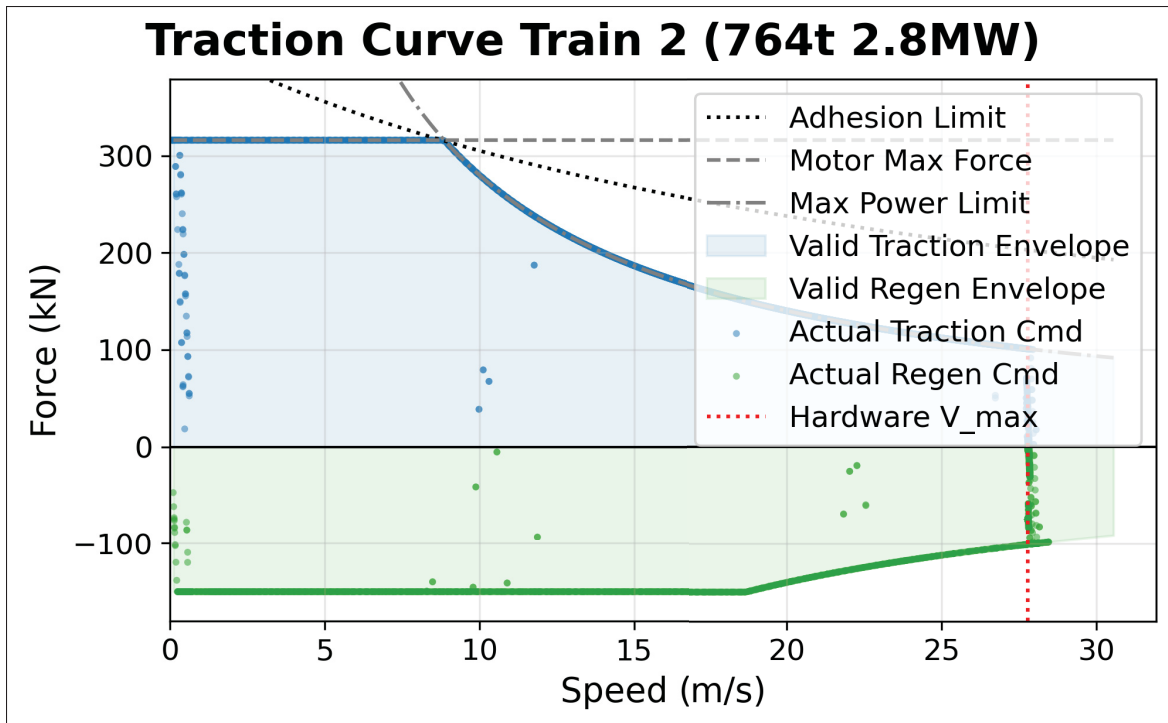


Figure 8.6 Courbe de traction et enveloppe d'opération du Train-2 (avec récupération)

8.6.3 Profils énergétiques individuels : Gaspillage vs Récupération

Les efforts mécaniques en énergie sont visibles sur les figures 8.7, 8.9 et 8.8.

Il est à noter que les puissances crêtes négatives par frictions des figures 8.7, 8.9 et 8.8 sont effectivement des pertes exclusivement mécaniques et seront dissipées principalement en chaleur dans les freins à friction des voitures. Les pertes de friction n'affecte pas les composantes d'électronique de puissance et les machines électriques embarquées.

L'analyse du Train-0 révèle une augmentation de l'accumulation de l'énergie nette consommée, puisqu'aucune énergie ne peut être récupérée. Le graphique de puissance instantanée montre des pics négatifs massifs (freinage à friction), signifiant que toute l'énergie cinétique accumulée est entièrement dissipée sous forme de chaleur.

Le profil du Train-4 est différent : la courbe d'énergie cumulative nette présente une forme en escalier. À chaque freinage, l'énergie récupérée (courbe verte) compense une partie de l'énergie dépensée pour l'accélération, faisant chuter temporairement la charge nette. Les freins à friction (pics rouges) ne sont sollicités que sporadiquement, principalement pour l'arrêt complet en station (creep speed), ce qui réduit l'usure mécanique et augmente l'autonomie.

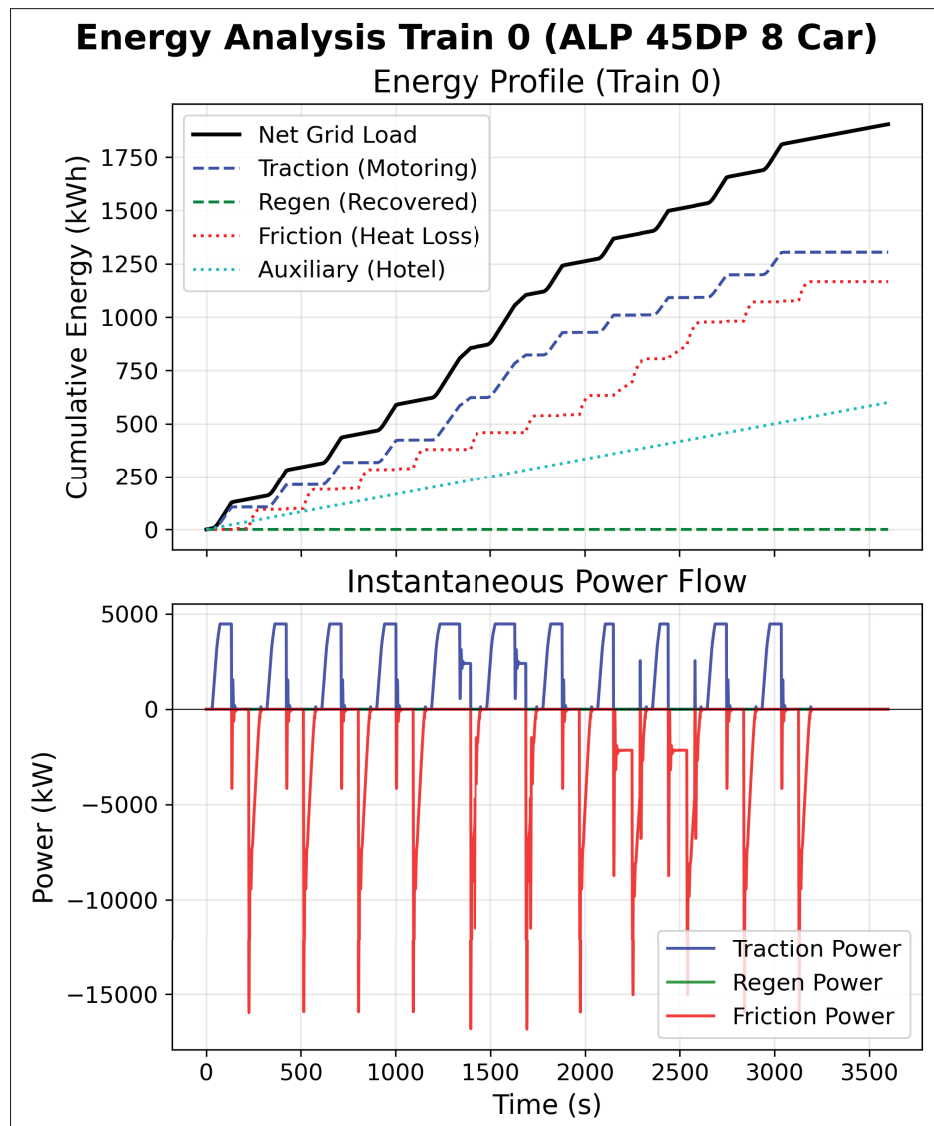


Figure 8.7 Profil énergétique et flux de puissance instantané pour le Train-0

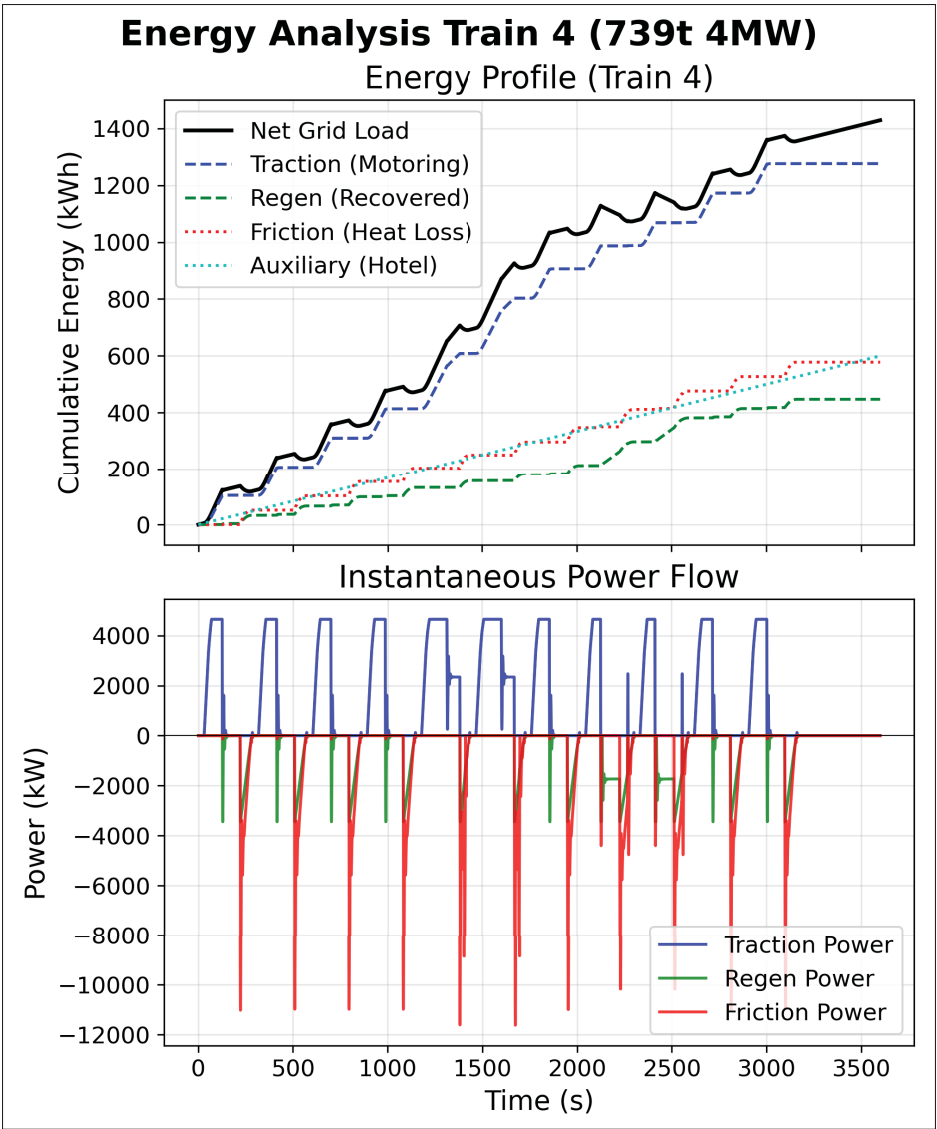


Figure 8.8 Profil énergétique et flux de puissance instantané pour le Train-4

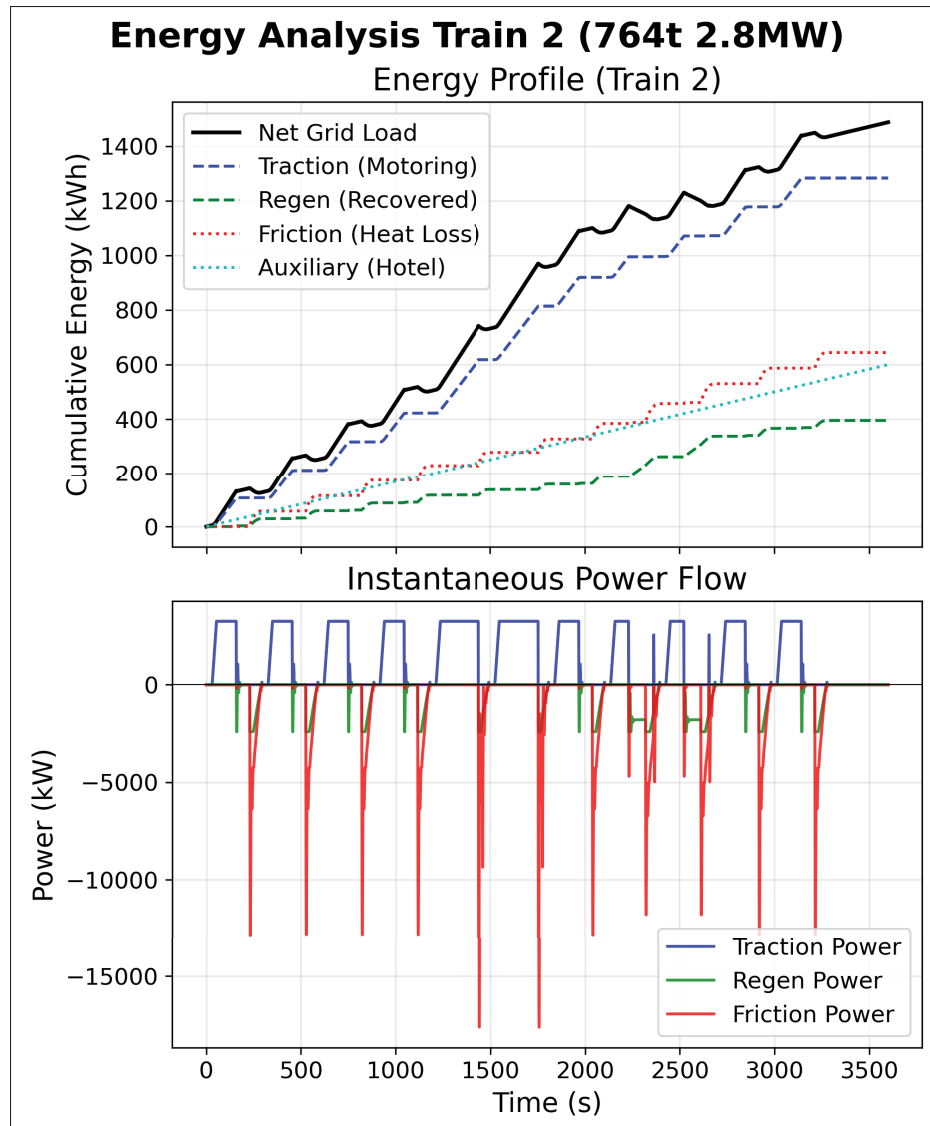


Figure 8.9 Profil énergétique et flux de puissance instantané pour le Train-2

8.6.4 Synthèse comparative de la flotte : L'arbitrage masse/Efficacité

Les figures 8.10, 8.11 et 8.12 offrent une vue d'ensemble des performances énergétiques et opérationnelles. La figure 8.10 met en évidence l'impact de l'infrastructure et des flux d'énergie. On remarque que les rames traditionnelles (Trains 0 et 1) ont un taux de récupération nul et que

les rames équipées de stockage (Trains 2 à 5) récupèrent entre 30.8 % et 38.0 % de l'énergie de traction.

Comme le démontre la figure 8.11, cette récupération permet une baisse de la consommation nette par kilomètre, passant de 34.63 kWh/km pour le Train-0 à 25.98 kWh/km pour le Train-4, représentant une économie de 25 %.

L'analyse par passager (kWh/pax) et par tonne-kilomètre (Wh/GTKM), illustrée à la figure 8.12, nuance ces résultats. L'intégration de wagons de batteries ajoute une masse substantielle et réduit l'espace disponible pour les passagers. Bien que les trains 2, 3,4 et 5 soient efficaces sur le plan dynamique, la réduction de la capacité de passagers par rapport au Train-0 de 8 voitures augmente le coût énergétique par passager et diminue l'efficacité de l'exploitation du matériel roulant.

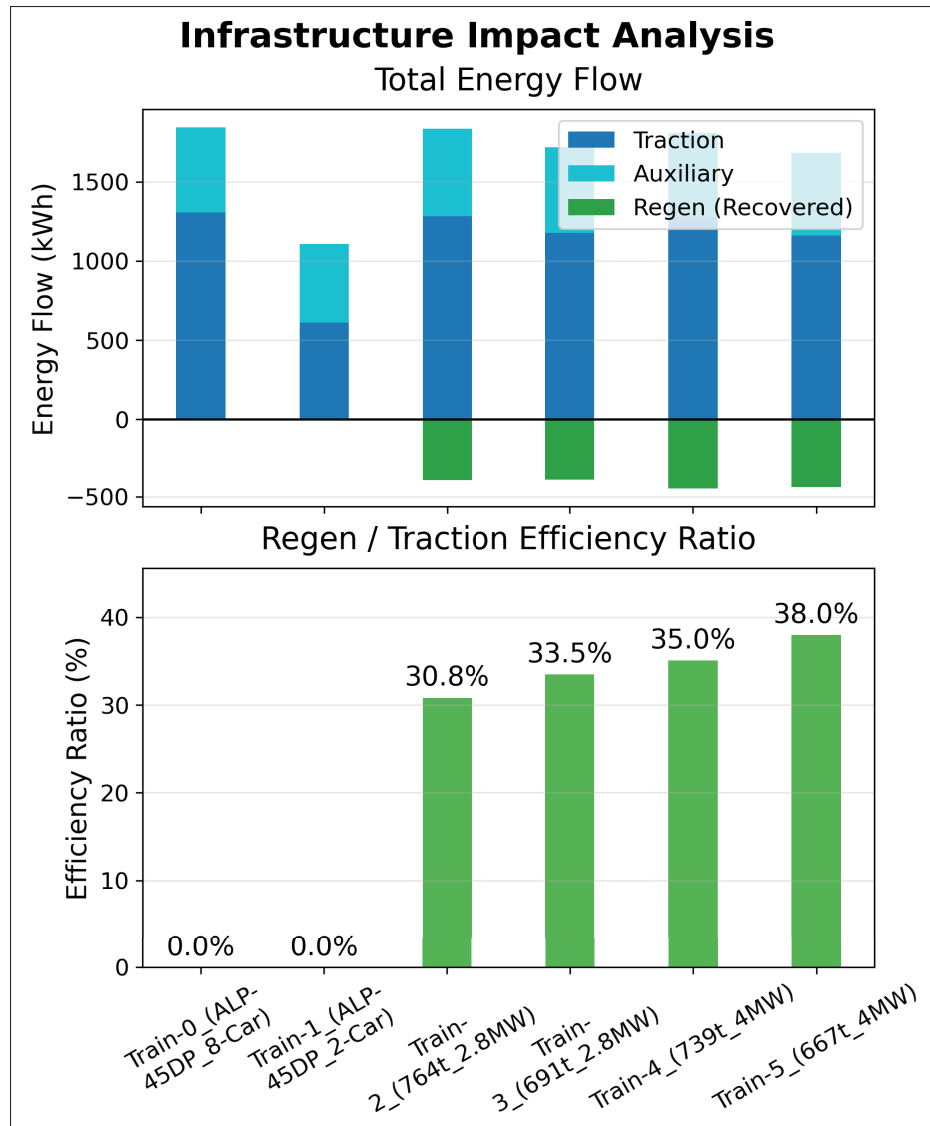


Figure 8.10 Analyse de l'impact sur l'infrastructure : Flux d'énergie total et ratio d'efficacité de la régénération

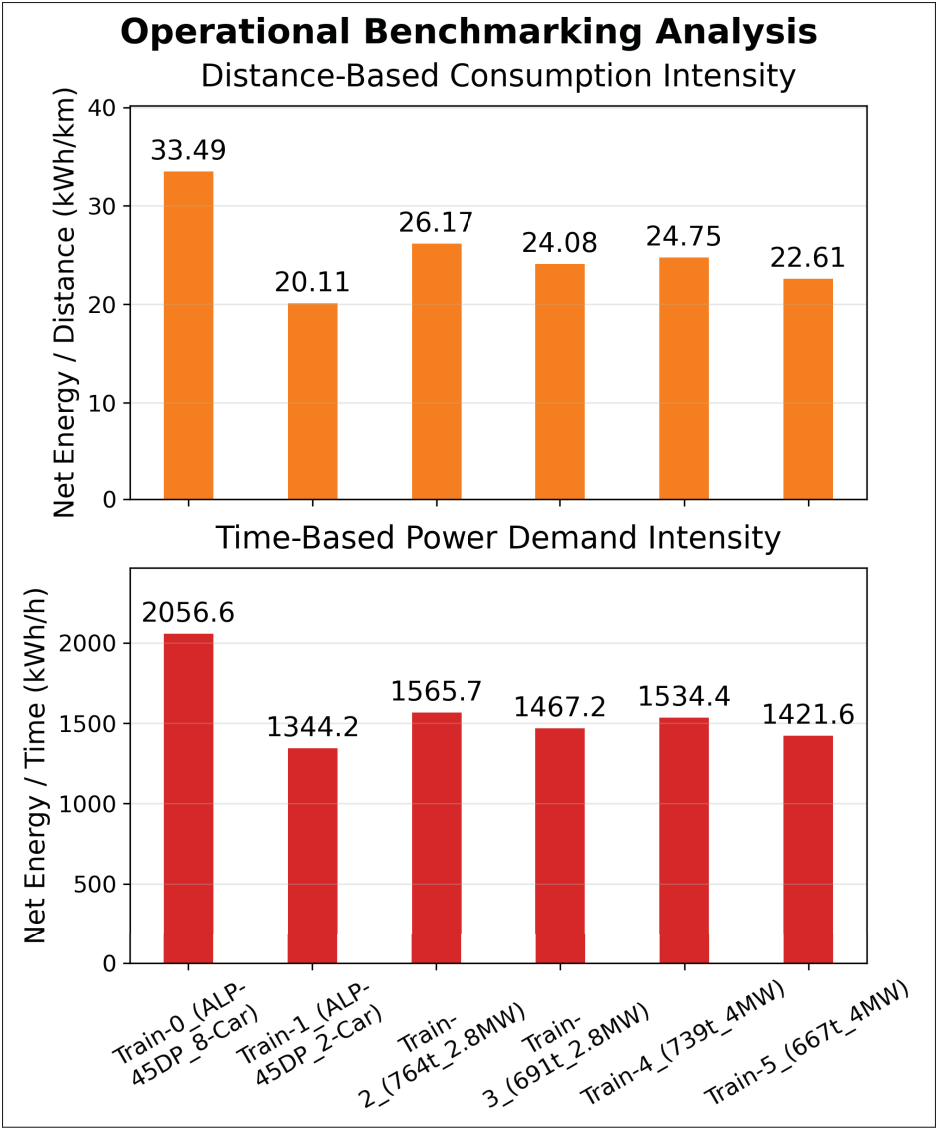


Figure 8.11 Étalonnage opérationnel : Intensité de consommation basée sur la distance et demande de puissance basée sur le temps

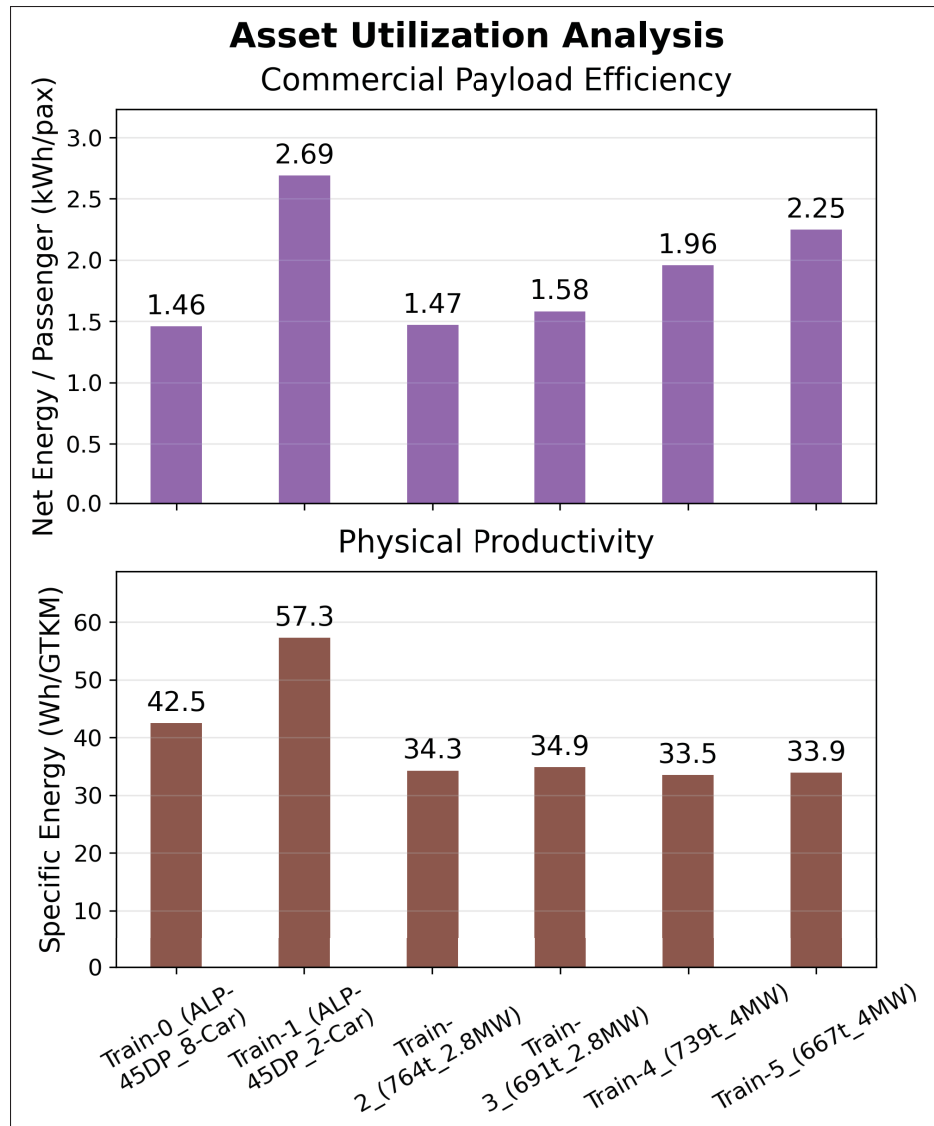


Figure 8.12 Analyse de l'utilisation des actifs : Efficacité de la charge utile commerciale et productivité physique

Tableau 8.2 Synthèse comparative des performances énergétiques - Passagers et Régénération

Configuration	Énergie Nette / Pax	Ratio Regen
	(kWh/pax)	(%)
Train-0 (ALP-45DP 8-Car)	1.51	0.0
Train-1 (ALP-45DP 2-Car)	2.95	0.0
Train-2 (764t, 2.8MW)	1.52	30.8
Train-3 (691t, 2.8MW)	1.65	33.5
Train-4 (739t, 4MW)	2.06	35.0
Train-5 (667t, 4MW)	2.38	38.0

Tableau 8.3 Synthèse comparative des performances énergétiques - Distance, Temps et GTKM

Configuration	Énergie Nette / Dist.	Énergie Nette / Temps	Énergie / GTKM
	(kWh/km)	(kWh/h)	(Wh/GTKM)
Train-0 (ALP-45DP 8-Car)	34.63	2126.5	43.9
Train-1 (ALP-45DP 2-Car)	22.04	1473.3	62.8
Train-2 (764t, 2.8MW)	27.05	1618.4	35.4
Train-3 (691t, 2.8MW)	25.14	1531.8	36.4
Train-4 (739t, 4MW)	25.98	1610.8	35.2
Train-5 (667t, 4MW)	23.98	1507.4	35.9

8.7 Scénario comparatif quotidien à 5 allers-retours

Afin d'évaluer la viabilité opérationnelle des différentes configurations de trains dans un contexte d'exploitation réel, un scénario de service quotidien a été simulé. Ce scénario comprend 5 allers-retours complets sur le trajet de référence de 55 km, représentant une distance journalière totale parcourue de 550 km.

L'objectif de cette analyse est de déterminer si l'énergie embarquée dans les configurations hybrides à batteries (Trains 2 à 5) est suffisante pour assurer une journée complète de service sans nécessiter de recharge intermédiaire et pour quantifier la marge énergétique restante. Le tableau 8.4 synthétise la demande énergétique totale pour ce profil de mission et évalue le taux d'utilisation des systèmes de stockage.

Tableau 8.4 Bilan énergétique quotidien pour un scénario de 5 allers-retours (550 km)

Configuration	Capacité Énergie (MWh)	Demande Énergétique (MWh)	Marge Énergétique (MWh)	Utilisation Batterie (%)
Train-0 (Diesel)	–	19,05	–	–
Train-1 (Diesel)	–	12,12	–	–
Train-2 (Hybride)	10,0	14,88	-4,88	148,8 %
Train-3 (Hybride)	10,0	13,83	-3,83	138,3 %
Train-4 (Hybride)	20,0	14,29	+5,71	71,5 %
Train-5 (Hybride)	20,0	13,19	+6,81	66,0 %

L'extrapolation de la consommation sur ce cycle de service met en lumière les limites énergétiques de certaines configurations. Les Trains 2 et 3, équipés d'un seul wagon de stockage offrant 10 MWh, présentent un déficit énergétique respectif de 4,88 MWh et 3,83 MWh, ce qui se traduit par un taux d'utilisation théorique de 148,8 % et 138,3 % de leur capacité nominale. Ces configurations ne peuvent donc pas accomplir le profil de mission de manière autonome. Leur

déploiement sur un tel itinéraire exigerait obligatoirement l'implantation d'infrastructures de recharge lors du temps de layover. Un effet négatif de la recharge constante est l'usure prématurée des batteries. Si une batterie peut permettre 8000 cycles de recharge, chaque multiple de recharge divise la durée de vie cyclique utile de la batterie. Une utilisation nécessitant 2 recharges par jour ferait varier la durée de vie du stockage de plus de 20 ans à environ 11 ans. Ces durées ne prennent pas en compte la dégradation progressive de la batterie nécessitant de plus en plus de recharges chaque jour et accélérant sa dégradation.

Les Trains 4 et 5, dotés de deux wagons de stockage de 20 MWh, démontrent une autonomie suffisante pour accomplir les 5 allers-retours. Le Train-4 affiche un taux d'utilisation de 71,5 % et conserve une marge de 5,71 MWh, tandis que le Train-5, allégé d'une voiture passager supplémentaire, ne requiert que 66,0 % de sa capacité, conservant une réserve de 6,81 MWh. Cette marge permet l'accomplissement du cycle malgré d'éventuels aléas d'exploitation (conditions météorologiques défavorables, dégradation de l'adhérence qui augmente les pertes). Elle permet également d'opérer les batteries dans une plage de charge optimale, ce qui est un facteur déterminant pour limiter la dégradation prématurée des cellules électrochimiques.

En conclusion, bien que l'ajout d'un second wagon de batteries (Trains 4 et 5) réduise l'efficacité énergétique par passager en raison de la masse excédentaire, il semble être le meilleur compromis pour éliminer le besoin d'infrastructures de recharge lorsque l'utilisation journalière excède les 300 km.

CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

9.1 Synthèse de la problématique et des résultats

La présente recherche s'est attachée à évaluer la viabilité de la conversion de locomotives diesel traditionnelles vers des configurations hybrides à batteries pour le transport ferroviaire de passagers. L'analyse dynamique a démontré que l'électrification avec stockage embarqué permet de récupérer plus de 30 % de l'énergie de traction grâce au freinage régénératif (voir Figure ??). Néanmoins, la viabilité opérationnelle de cette conversion ne repose pas uniquement sur l'efficacité énergétique. Elle dépend d'un équilibre entre la masse des batteries ajoutées, la distance totale du trajet, la capacité d'accueil des passagers et l'efficacité de chargement. Le succès de la transition énergétique dans ce contexte exige donc une planification qui dépasse la simple substitution technologique. Il est à noter qu'une force de cette architecture hybride est que la locomotive reste intacte, les wagons de stockage sont simplement des wagon tenders batteries, l'intégration est donc simplifiée et la génératrice diesel reste disponible pour pallier le manque énergétique.

9.2 Recommandations opérationnelles pour la gestion de la flotte

Sur la base du scénario simulé de cinq allers-retours quotidiens totalisant 550 km (voir Tableau 8.4), les recommandations suivantes sont formulées à l'intention des exploitants ferroviaires désireux d'acquérir du matériel roulant à batterie :

- Faire une étude détaillée du coût d'exploitation financier et carbone afin de s'assurer que la configuration hybride soit profitable malgré la capacité d'accueil diminuée de 50%.
- Privilégiez le déploiement des configurations 20MWh (Train-4 ou Train-5) pour les opérations journalières excédant 300 km. La simulation démontre que ces configurations conservent une marge énergétique d'environ 6,81 MWh (Tableau 8.4). Cette réserve est nécessaire

pour la fiabilité du matériel et l'utilisation de la solution de stockage dans les conditions maximisant la durabilité.

- Limitez l'utilisation des configurations Train-2 et Train-3 à des missions journalières de faible utilisation et de courte distance. Il est déconseillé de les affecter à des boucles continues d'une journée complète sans recharge stationnaire. Leur taux d'utilisation théorique atteignant 138 % à 148 % pour un cycle de 550 km (Tableau 8.4) les rend inaptes à ce type de mission. Il est à noter que des recharges multiples accélèrent la dégradation du stockage énergétique.
- Réalisez une analyse d'achalandage détaillée pour chaque ligne avant le déploiement. L'intégration de wagons de batteries réduit la capacité d'accueil (passant de 1263 passagers pour une rame diesel classique à 633-695 passagers pour les modèles hybrides, selon le Tableau 8.1), ces rames doivent être affectées à des itinéraires où une augmentation de la fréquence de passage peut compenser la baisse de capacité par train.
- Utilisez une approche combinée maximisant les forces de chacune des configurations. Les configurations à 10 MWh pourraient permettre de soutenir le service hors-pointe et d'augmenter la pénétration du transport en commun pour les passagers à l'horaire atypique. Les locomotives diesel pourraient être utilisées en période de pointe pour optimiser le transport de passagers. Cette approche permettrait à l'exploitant ferroviaire de se familiariser avec les défis imposés par le stockage énergétique embarqué tout en offrant un service supplémentaire.
- Évaluez l'impact du déploiement des configurations à forte capacité énergétique sur le réseau électrique. Pour une recharge de dix rames, l'appel de puissance nocturne dépasserait 55 MW à 90% d'efficacité et nécessite une planification avec le distributeur d'énergie. Cet appel de puissance, quoique hors-crête, pourrait influencer la stabilité du réseau local. Pour des travaux futurs, une modélisation des impacts de la stratégie de recharge sur le réseau électrique et des stratégies de lissage de l'appel de puissance est fortement recommandée.
-

9.3 Recommandations techniques pour la longévité et l'efficacité des batteries

Les observations concernant la dégradation des batteries mènent aux recommandations d'ingénierie et de maintenance suivantes :

- Exploitez la capacité excédentaire des systèmes de 20 MWh pour maintenir les cycles de charge et de décharge dans des limites optimales. En évitant les décharges profondes, il est possible de prolonger le cycle de vie des batteries et de limiter le stress sur les composants de conversion de puissance. En effet, la baisse de la tension d'alimentation entraîne l'augmentation du courant nominal et réactif nécessaire à la compensation du niveau de tension lors de la décharge via le DAB.
- Calibrez les logiciels de contrôle de traction pour prioriser systématiquement la régénération dans les zones limitées par l'adhérence et par la puissance, avant l'engagement des freins à friction afin de permettre le taux théorique de 30,8 % à 38,0 % de récupération d'énergie (Tableau 8.2) soit atteint dans les conditions d'exploitation.

9.4 Recommandations pour les travaux futurs

Bien que cette étude fournisse un cadre d'analyse robuste pour la dynamique ferroviaire des trains à batteries, certaines dimensions nécessitent des investigations supplémentaires :

- Effectuez une analyse coûts-avantages approfondie comparant l'investissement initial (CAPEX) requis pour l'acquisition de deux wagons de batteries aux économies d'exploitation à long terme (OPEX). Cette étude devra inclure la réduction de la consommation de carburant diesel, la diminution des coûts de maintenance des freins, la récupération d'énergie, les subventions disponibles dans le cadre d'une transition énergétique, et la monétisation potentielle des crédits carbone.

- Conduisez une évaluation complète du cycle de vie des configurations proposées (LCA). Cela permettra de quantifier l’empreinte environnementale globale du produit, depuis l’extraction des matériaux critiques pour les batteries jusqu’à leur recyclage en fin de vie, afin de valider le véritable bénéfice écologique de la transition et de permettre la traçabilité en cas de vente des crédits carbone.

9.5 Bilan de la recherche

La décarbonation du secteur des transports constitue l’un des défis majeurs de notre époque. Dans ce contexte, cette recherche s’est penchée sur la faisabilité technique et opérationnelle de la conversion de rames de passagers à traction diesel (spécifiquement le modèle ALP-45DP) vers des configurations hybrides équipées de systèmes de stockage d’énergie par batteries. L’objectif principal était de modéliser la dynamique ferroviaire pour quantifier les besoins énergétiques et évaluer l’impact de l’ajout de wagons de batteries sur les performances globales du convoi.

Via l’élaboration d’un modèle cinématique et énergétique, intégrant les limites d’adhérence, les résistances à l’avancement (équations de Davis), l’inertie des masses équivalentes et les contraintes de puissance du système de traction, nous avons pu simuler avec précision le comportement de diverses configurations de trains sur un profil de mission réaliste.

9.6 Synthèse des résultats clés

Les résultats des simulations numériques mettent en évidence plusieurs conclusions fondamentales pour l’avenir de l’électrification ferroviaire par stockage embarqué :

- La modélisation a démontré que l’intégration de batteries permet de récupérer entre 30 % et 38 % de l’énergie de traction lors des phases de décélération. Sur un trajet type, cela se traduit par une réduction de la consommation énergétique nette d’environ 25 % par kilomètre

par rapport aux configurations diesel traditionnelles, tout en limitant l'utilisation et l'usure des freins mécaniques à friction.

- L'énergie électrique stockée dans des batteries implique une pénalité de masse considérable. L'analyse du scénario d'exploitation journalier (550 km) a formellement démontré qu'une configuration à un seul wagon de batteries (10 MWh) est incapable de soutenir les opérations quotidiennes, nécessitant des cycles de recharge intermédiaires qui compromettent la durée de vie des cellules et augmente les contraintes opérationnelles et d'infrastructure.
- L'utilisation de deux wagons de stockage (20 MWh), illustrée par les configurations Train-4 et Train-5, permet d'accomplir le cycle journalier complet sans recharge, en conservant une marge énergétique sécuritaire. Cependant, ce choix impose une réduction significative de l'espace disponible pour les passagers (diminution de près de la moitié par rapport à une rame diesel de 8 voitures) et alourdit le convoi, ce qui augmente inévitablement la consommation d'énergie rapportée par passager transporté.

9.7 Conclusion générale

En définitive, la conversion de locomotives diesel vers des systèmes hybrides à batteries représente une solution écologiquement prometteuse pour décarboner les corridors ferroviaires où l'électrification par caténaire est économiquement ou techniquement hors de portée. Toutefois, cette transition ne s'opère pas à paramètres constants. Son succès repose sur une refonte de la logistique d'exploitation, où les opérateurs doivent naviguer l'équilibre complexe entre l'autonomie requise, la masse morte du convoi et la rentabilité liée à l'achalandage.

Les modèles mathématiques et les résultats développés dans ce mémoire fournissent un cadre d'analyse robuste et un outil d'aide à la décision précieux pour l'industrie. Couplés aux travaux futurs recommandés, notamment l'analyse du cycle de vie, la modélisation thermique en climat

froid et l'étude technico-économique, ces fondements permettront de guider une transition énergétique ferroviaire pragmatique, optimisée et durable.

ANNEXE I

REVUE APPROFONDIE DE LITTÉRATURE

1. Technologies de stockage électrochimique

1.1 Introduction à la thématique des technologies de stockage électrochimique

Le but de cette section est de faire une revue de la littérature des technologies de stockages électrochimiques pouvant être utilisées pour supporter la transition énergétique verte dans le secteur ferroviaire du transport passager. La transition vers les énergies renouvelable peut être accélérée si une technologie rend possible le stockage de l'énergie nécessaire au déplacement des trains. En plus de pouvoir stocker l'énergie nécessaire au déplacement, cette technologie devra être en mesure de soutenir la puissance requise lors de l'accélération et devra pouvoir capturer la puissance générée lors du freinage régénératif. Les technologies des batteries Nickel, Manganèse et Cobalt (NMC) $\text{Li}_{10}\text{Ni}_8\text{Mn}_1\text{Co}_1\text{O}_{20}$, Lithium Fer Phosphate (LFP) LiFePO_4 et Lithium Titane Oxyde (LTO) $\text{Li}_4\text{Ti}_5\text{O}_{12}$ seront comparées.

1.2 Nickel manganèse cobalt (NMC)

1.2.1 Taux d'utilisation et durée de vie

Les batteries de type NMC peuvent supporter des courants élevés de charge et décharge jusqu'à 2C tout en gardant 80% de charge initiale après 1000 cycles. (Zhao *et al.*, 2018, p.2) À un taux d'utilisation unitaire, dépendamment de la technologie utilisée, une batterie NMC111 peut atteindre 2000 à 5000 cycles avant d'avoir une capacité maximale de 80%. Si le taux d'utilisation est de 3C, alors le nombre de cycles maximal est de 1000 à 2000 selon de la technologie utilisée, ce qui confirme les performances de 1000 cycles avancés par d'autres études. Svens *et al.* (2022)

1.2.2 Effet de la température sur les performances

La capacité maximale des cellules NMC ainsi que le nombre de cycles de la batterie sont liés à la température d'opération et de recharge. À une température de -20°C , la capacité de la batterie est de 75%. (Xiong *et al.*, 2020, pp. 13 / 11397) Lorsque la température dépasse 30°C , les décharges, même à un faible taux, dégradent la batterie. À des températures élevées, le risque d'emballement thermique ou " Thermal Runaway ", augmente en importance. En opération normale, la batterie dégage de la chaleur et lorsque la batterie est dans de conditions de température excessive, alors la batterie ne peut plus emmagasiner plus de chaleur et un emballement thermique peut se produire Li *et al.* (2020)

Le risque d'emballement thermique peut être déclenché dans des températures variant entre 40°C et 60°C .

Benabdelaziz *et al.* (2018) La combinaison de températures élevées ainsi qu'un taux d'utilisation élevé facilite la manifestation d'emballement thermique. "the thermal runaway is between 40°C and 60°C under a 7.8 A charging current"(Guo *et al.*, 2017, pp. 1, 4)

Il a été démontré que l'emballement thermique n'est pas lié à la température ambiante mais plutôt à la température interne de la batterie. "The initial thermal runaway temperature of batteries under environmental temperatures of 60°C , 80°C , and 100°C is nearly 127°C " (Guo *et al.*, 2017, pp. 1, 4)

Une température de moins de 15°C entraîne le phénomène de placage au lithium lors de recharge. Ce phénomène qui est caractérisé par un dépôt de lithium à la surface de l'anode au lieu de s'intégrer dans le matériel de l'anode entraîne une perte de capacité, une augmentation de la résistance interne et des dendrites de lithiums qui causent des courts-circuits entre l'anode et la cathode ce qui augmente les risques d'incendie.

"Also, in the low temperature ($T < 15^{\circ}\text{C}$), the common degradation happening in the anode side. The most important degradation parameter based on the low- temperature effect on the Li-ion battery is the formation of lithium grains, intercalation gradients (with cycling) and lithium plating [13]." Gandoman *et al.* (2019)

Les différentes compositions possibles des batteries NMC offrent des possibilités d'optimiser la durée de vie, la densité énergétique ou la stabilité thermique. Une formule riche en nickel permet d'augmenter la capacité, mais rend la batterie instable thermiquement. Le manganèse

permet de stabiliser la batterie thermiquement et d'augmenter la durée de vie de la batterie. Le cobalt permet d'augmenter la conductivité électrique de la batterie et augmente en même temps les taux de charge et de décharge. (Abraham *et al.*, 2023, p. 3)

Selon une étude effectuée sur les batteries "Samsung INR18650", ces batteries ont une température optimale d'opération de 25 °C.

"the prevailing opinion is that the most suitable temperature for battery life during cycling is around 25 °C because high temperatures accelerate secondary chemical reactions, and charging at low temperatures can cause lithium plating" (Bodnár *et al.*, 2024, pp. 14, 15)

1.2.3 Densité énergétique

Les batteries de type NMC sont très denses en énergie en masse et en volume si leurs chimies sont optimisées pour la capacité d'énergie. Des batteries NMC811 développées en 2019 peuvent atteindre 350Wh/kg ou 1000Wh / L.

"very high volumetric energy density as well as specific energy (>1000 Wh/L, >350 Wh/kg)." Svens *et al.* (2022)

1.2.4 Vieillessement calendaire

Le vieillissement calendaire des batteries NMC est de 3-5% par an (Calearo *et al.*, 2019, p. 6). Plus la batterie est chargée, plus le vieillissement calendaire est accentué (Calearo *et al.*, 2019, p. 6). Une batterie chargée à 80% perdra 5% de sa capacité en 2 ans, la même batterie, à la même température stockée à 40% ou 60% de sa capacité perdra 2.5% durant la même période (Calearo *et al.*, 2019, p. 6). Le vieillissement calendaire des batteries NMC est également influencé par la température où une batterie entreposée à 25°C 80% perdra de 0 à 2% de sa capacité en 2 ans (Timmermans *et al.* (2016)). Cette même batterie entreposée à 35°C perdra entre 2 et 6% de sa capacité durant la même période. Timmermans *et al.* (2016) Une stratégie pour atténuer le vieillissement calendaire est donc d'entreposer les batteries entre 40% et 60% de leurs capacités à une température de 25°C.

1.2.5 Synthèse des caractéristiques des batteries NMC

La température optimale d'opération est de 25°C. Une dégradation est observée à des températures de 30 °C et plus et des températures sous 15°C. À un taux d'utilisation de 2C, la durée de vie de la batterie peut atteindre 1000 cycles. À un taux d'utilisation unitaire, la batterie peut atteindre 5000 cycles. Le vieillissement calendaire est de 3-5% par an selon l'état de charge et de la température. Cette technologie de batterie est généralement plus sécuritaire que les technologies LCO et NCA. L'emballage thermique peut être déclenché lorsque la température de la batterie dépasse 40°C. Très dense en énergie, cette technologie peut atteindre 350 Wh/kg et dépasser 1kWh/L.

1.3 Lithium fer phosphate (LiFePO₄)

1.3.1 Taux d'utilisation et durée de vie

Les batteries de type LiFePO₄ peuvent supporter des courants élevés de charge et de décharge. Ces batteries peuvent supporter jusqu'à 10C en décharge en conservant leur stabilité "voltage in the LFP cell remains quite stable throughout the discharge, from the 95% to 20% of SOC, even at the 10C discharge rate. Moreover, cell voltage only drops a 9% when comparing the 10C discharge and the 1C discharge at 50% SOC." (Carrilero *et al.*, 2018, pp. 1, 3) . La recharge rapide est supportée avec ces batteries et une batterie peut être rechargée à 3C à 90% en 20 minutes Carrilero *et al.* (2017). Certaines batteries supportent des recharges à 4C de capacité Carrilero *et al.* (2017). Des courants de charge et de décharge plus faible, 1C en charge et décharge permettent d'étendre la durée de vie de la batterie. Dans un contexte d'utilisation de véhicule électrique, 80 % de charge initiale est conservée après plus de 2000 cycles.

" It is estimated that LFP batteries can support at least 2000–2500 cycles in electro-mobility applications, for example, daily use of a charge and discharge cycle for seven years, until the remaining capacity reduces to 80% of the initial battery capacity." (Ioakimidis, Murillo-Marrodán, Bagheri, Thomas & Genikomsakis, 2019, p. 4)

Cette étude est cohérente avec une étude de 2017 où les batteries ont été testées en suivant le protocole Dynamic Stress Testing (DST) de United States Advanced Battery Consortium (USABC). Cette étude a déterminé qu'une cellule atteindrait 80% de sa capacité après 1200 cycles si le protocole DST était utilisé pour 100% de sa décharge. Si le protocole DST était utilisé pour 50% de la décharge et que le reste de la décharge était effectuée de manière constante, alors la batterie pourrait supporter 2700 cycles. Un article de recherche publié en 2023 a extrapolé les résultats d'une recherche effectuée en 2013 et a permis de définir une relation entre la profondeur de décharge à taux unitaire (Depth of discharge : DoD) et la durée de vie d'une batterie. À une profondeur de décharge de 50% : la batterie peut atteindre 10000 cycles, à 80% de profondeur de décharge : 6000 cycles, à 90% de charge : 5200 cycles et à 100% de profondeur de décharge : 4700 cycles (Lu *et al.*, 2023, p. 2), les résultats de cette étude sont comparable avec une étude de 2017 qui a observé qu'à environ 5400 cycles, une batterie LFP conservait environ 82% de sa capacité, lorsqu'utilisée à un taux unitaire avec une profondeur de décharge de 100% Carrilero *et al.* (2017). Un taux de décharge élevé aurait un impact moindre et cette même étude a déterminé qu'après 4500 cycles une cellule LFP aurait une capacité de 82% à un taux de 4C, soit 4C en recharge et 4C en décharge. Une étude effectuée en 2021 a observé une dégradation de 5% après 4158 cycles. Arioli *et al.* (2021)

1.3.2 Effet de la température sur les performances

La température optimale d'opération est de 20 °C à 25 °C mais la batterie peut tolérer des températures de -30 à 60 °C Chen *et al.* (2012). La capacité de la batterie à -30 °C est de 66% et de 90% à -10 °C. La température de 20 °C a été utilisée comme capacité de référence puisque des températures plus élevées entraînent une dégradation accélérée de la batterie.

" The effects of temperature on the capacities of samples are significant (Fig. 5c-5g). The initial discharge capacities of 3-LFP/G-SD at 50 are 160 mAh g⁻¹ at 0.2 C and suffers a slight decrease to 144.2 mAh g⁻¹ at even 20 C " (Zhang *et al.*, 2021, p. 6)

Malgré l'efficacité coulombique plus élevée à 50 °C, la batterie se détériore plus rapidement à des températures plus élevées. "At average temperature around 40°C, the cell capacity drops of 5% within 450 cycles while the capacity loss is 3% within the 1050 cycles at 23°C average

temperature (capacity calculated at 25°C)." (Marquet *et al.*, 2018, p. 5) Cet effet est d'autant plus évident plus que la température augmente. "Especially, when the temperature is 60 °C, the percentage fiercely drops to 80.63% after only 20 cycles" (Liu *et al.*, 2012, p. 3)

Une étude a démontré que l'emplacement des cellules dans la batterie avait une influence sur la durée de vie des cellules puisque les cellules au centre de la batterie avaient des températures et des courants de fuite plus importants, ce qui souligne l'importance d'une gestion efficace de la température des cellules. "pronounced decrease in the capacity for the battery cells 2 and 3, which are placed in the middle of the battery pack, due to higher temperatures during charging and discharging cycles and higher leakage currents than the other two cells 1 and 4 placed on outside of battery pack." (Vasile, Perișoară & Bacîș, 2022, p. 4)

Également, la hausse de température entraîne la hausse du risque d'emballement thermique. La température d'emballement est de 270°C pour les batteries de type LiFePO₄. Chen *et al.* (2012) Cette donnée est comparable à un autre article qui définit la température d'emballement thermique à 300°C (Mo, 2023, p. 3)

1.3.3 Densité énergétique

Initialement, la densité énergétique des batteries LFP était de 90-120 kWh/kg. "However, LFP technology has lower voltage (3.2V/cell) and lower specific energy (90–120Wh/kg)"(Carrilero *et al.*, 2018, pp. 1, 3)

Des avancées datant de 2015 ont permis d'augmenter les caractéristiques de densité énergétique des batteries LFP à 100 - 150 Wh / kg. Patel & Salameh (2015) En 2019, un fabricant a augmenté la capacité de ces batteries à 180 kWh/kg et prévoit atteindre 200 Wh / kg "Guoxuan Hi-Tech intends to expand the energy thickness of lithium iron phosphate single cells to almost 200Wh/kg in 2019" (Mo, 2023, p. 3)

1.3.4 Vieillessement calendaire

Les batteries LFP sont affectées par le vieillissement calendaire. Les batteries LFP du fabricant JYH Technology ont été étudiées Maher (2023). Le vieillissement de ces batteries a été observé à 6% par an si la batterie est stockée à une température de 25 °C à 100% , la même batterie, à la même température perdra 4% de sa capacité si elle est stockée à 0% de sa capacité. À 45 °C, la batterie LFP perdra 13% de sa capacité si stockée à 100%. À 0% de charge, la même batterie, à la même température, perdra 10% de sa capacité Maher (2023). Une autre étude a observé le vieillissement calendaire à états de charge différents et des températures différentes. Les batteries LFP des marques Samsung et BYD ont été testées à 70% de charge à des températures différentes durant une période de 30 mois. Pour les batteries Samsung, la perte est négligeable lorsque la batterie est stockée à 10°C et 20 °C. Les batteries de type BYD ont une perte de 6% à 10°C et 6.4% à 20 °C durant la même période de 30 mois avec une charge de 70%. "After 30 months of calendar aging, the Sony cell capacity loss is 0.33% at 10°C, 1.33% at 20°C and 5.33% at 35°C as in Fig.5. For BYD cell in Fig.6, the capacity loss is 6% at 10°C, 6.4% at 20°C and 10% at 35°C." (Gailani *et al.*, 2020, p. 3) La provenance des batteries, l'état de charge et la température sont des facteurs décisifs dans la résistance au vieillissement calendaire des batteries LFP.

1.3.5 Synthèse des caractéristiques des batteries LFP

Les batteries de type LFP sont sécuritaires. Elles sont stables thermiquement et dégagent peu de chaleur. La température d'emballement thermique est de 270°C. La densité énergétique est de 100 - 150 Wh / kg et peut monter jusqu'à 200 Wh / kg. Les batteries LFP peuvent soutenir plus de 5400 cycles à un taux d'utilisation unitaire. La température d'opération, la température de recharge, le taux d'utilisation et la profondeur de décharge peuvent affecter négativement la durée de vie de la batterie ainsi que ses performances si ces conditions sortent de la zone optimale. La température d'opération optimale est entre 20 et 25°C. Le vieillissement calendaire dépend de la provenance, de la température de stockage et de l'état de charge lors du stockage. Le vieillissement est d'environ 0.1% à 6% par an.

1.4 Oxyde de titanate de lithium (LTO)

1.4.1 Taux d'utilisation et durée de vie

Les batteries de type LTO peuvent supporter des courants de charge et de décharge continue élevées. Avec LFP, la technologie LTO est la technologie la plus appropriée pour des applications de haute puissance.

"LFP and LTO are superior in terms of specific power, cyclability, and thermal stability, what makes them appropriate for intensive power demanding applications" (Beltran *et al.*, 2019, p. 5)

La technologie LTO supporte des décharges continues pouvant aller jusqu'à 10C avec une efficacité de 77%. (Voir Figure 4 (Carrilero *et al.*, 2018, pp. 1, 3)) Cependant, à décharge élevée (10C), une chute de tension de 17% est observée à un état de charge de 50%

"Moreover, the LTO cell is more affected by the discharging rate. Comparing the highest allowed operation rate by manufacturer in LTO cell (10C) with the 1C rate, cell voltage drop at 50% SOC is 17% (almost twice the value in the case of LFP cell)." (Carrilero *et al.*, 2018, pp. 1, 3) À une température de 25 °C et une charge et décharge de 2C, la durée de vie des batteries LTO peut atteindre et dépasser les 16000 cycles

"The LTO battery in this study is composed of an LTO anode and an NMC cathode material [15] with a long lifecycle of more than 16000 full equivalent cycles (FECs)" (Soltani *et al.*, 2022, p. 2)

Si la charge et la décharge sont maintenues à 1C, la durée de vie de la batterie peut atteindre 30 000 cycles.

"However, from a technical point of view, the battery cell LTP20 made by Yinlong Company maintains lifecycle at 30000 times at 1 C rate" (Ding *et al.*, 2017, p. 6)

1.4.2 Effet de la température sur les performances

Les batteries de type LTO ont une plage de température d'opération très vaste, de -50 °C à 60°C. "has the widest range of working temperature (-50°C to 60°C)" (Ding *et al.*, 2017, p. 6)

Elles sont toutefois très sensibles à la température. L'opération des batteries de type LTO à une température de 35°C au lieu de 25°C pourrait réduire la durée de vie de la batterie de 40% à 60% "operating the battery at 35 °C instead of 25 °C represents a potential life span reduction varying

from 40% to 60%. Therefore, it is clear that the operation temperature of the battery cells should be kept under control and as close as possible to the 20–25 °C recommended by manufacturers." (Beltran *et al.*, 2019, p. 5)

Pour les batteries LTO, une température de plus de 130 °C détruirait le séparateur à l'intérieur de la cellule et la batterie par le fait même. ". The melting point of the separator used in the coin cell, i.e., celgard 2320, is at around 130°C" (Acharya *et al.*, 2023, p. 7) Si la température est maintenue à 20°C, la durée de vie de la batterie pourrait être étendue de 20% "further simulations performed for 20 °C confirm lifetime can be further extended by another 20–25% at this temperature." (Beltran *et al.*, 2019, p. 5) Des températures basses entraînent forcément un plaquage au lithium des batteries LTO Micari *et al.* (2020). Il est important de noter que malgré que le phénomène soit présent dans les batteries LTO, cette technologie est beaucoup plus résistante que les alternatives (LFP, NMC). Cette technologie est la plus stable et sécuritaire des batteries au lithium. "Compared with the conventional graphite anode, the potential of LTO is higher than that of pure metal lithium, and it is not easy to generate lithium dendrites, and the security of the batteries is improved. In particular, "(Xu *et al.*, 2019, p. 2)

1.4.3 Densité énergétique

Selon une étude publiée en 2017, la densité énergétique des batteries LTO est de 130Wh/kg.(Ding *et al.*, 2017, p. 6) Selon une autre étude publiée en 2018, la densité énergétique des batteries LTO est de 80Wh/kg. (Ding *et al.*, 2017, p. 6) Les batteries utilisées dans l'étude de 2018 avaient 2.4V de tension nominale et 1.3Ah de capacité nominale pour un poids de 39g. (Ding *et al.*, 2017, p. 6) La densité énergétique des batteries LTO est donc comprise entre 80Wh/kg et 130 Wh/kg.

1.4.4 Vieillessement calendaire

Le vieillissement calendaire des batteries LTO est de 1-3% par an à 20 °C à 10% de charge Ali, Beltran, Lindsey & Pecht (2023). À 60 °C, à 55%, après 6 mois, la perte de capacité des

batteries LTO est négligeable. À la même température de 60°C, à 95%, une perte de 5% de capacité est observée Bank, Alsheimer, Löffler & Sauer (2022).

1.4.5 Synthèse des caractéristiques des batteries LTO

La température optimale d'opération est de 20°C. À un taux d'utilisation de 2C, la durée de vie de la batterie peut atteindre 16000 cycles. À un taux d'utilisation unitaire (1C), la batterie peut atteindre 30000 cycles. Cette technologie de batterie est plus sécuritaire et stable que les technologies NMC et LFP. En termes de densité énergétique, cette technologie peut atteindre 80 Wh/kg.

1.5 Condensateur au lithium (LIC)

1.5.1 Taux d'utilisation et durée de vie

La technologie de condensateur au lithium permet un taux très élevé de charge et de décharge, qui supporte une grande plage de température et à une durée de vie de plusieurs centaines de milliers de cycles.

"Additionally, supercapacitors have a lifetime of over 10 years and a cycle life of 500,000 to 1,000,000 cycles" (Lu *et al.*, 2023, p. 2)

Testée à un taux continu de 53C dans une plage de température de -30 à 70 °C, la durée de vie excède les 300 000 cycles

"The LIC2100 F in this study is composed of a graphite anode and an activated-carbon (AC) cathode with an extremely long lifetime (> 300,000 FEC) and high power density. The wide operating temperature (-30 to +70°C) and high continuous current rate (53C) are some of the other characteristics." (Soltani *et al.*, 2022, p. 2)

D'autres recherches mentionnent que le LIC peut atteindre les 2 000 000 de cycles à 200C à une température maximale de 70°C sans impact majeurs sur la résistance interne ou la capacité totale du condensateur au lithium.

"These high levels of performances are not detrimental to the life cycle of the LIC (see Fig. 5a).

LICs can sustain more than 2 million cycles (test still on-going) at very high C rate (200 C), at full depth of discharge (DOD) and using no rest time between the end of charging and beginning of discharging and vice versa. In addition, keeping the cells at their maximum voltage of 3.8V and maximum operation temperature of 70 °C for half a year results in no big changes of either capacitance or internal resistance" (Ronsmans & Lalande, 2015, p. 2)

Ces études démontrent la durabilité des condensateurs au lithium qui peut soutenir des décharges et charges très élevées (200C) pendant plus de 2 000 000 cycles sans effet négatif sur la capacité et les performances.

1.5.2 Effet de la température sur les performances

Dans les condensateurs au lithium étudiés, une hausse de la température entraîne une meilleure mobilité des électrons et donc une meilleure capacité.

"The ions, thanks to their higher mobility in the warm solvent, will be able to reach deeper carbon area in a shorter time. The increased accessible surface area results in a reduced LIC series resistance and in an increased capacitance with the temperature." (Omar, Sakka, Van Mierlo, Van den Bossche & Gualous, 2013, p. 5)

Une étude sur les capacités des condensateurs au lithium à différentes températures a démontré que lorsque le condensateur à une tension supérieure à 2.6V, la capacité d'un condensateur au lithium était supérieure à 60 °C qu'à 40 °C et la capacité à 40 °C était supérieur que la capacité à 25 °C. El Ghossein, Sari & Venet (2016) Lorsque les tensions sont supérieures. Cet effet est inversé lorsque la tension est inférieure à 2.6V où un condensateur à 25 °C a une capacité supérieure à un condensateur à 60 °C. À 2.6V, les capacités d'un condensateur au lithium à 25°C, 40°C et 60°C sont équivalentes. El Ghossein *et al.* (2016) La température optimale d'opération reste toutefois entre 20°C et 35°C. "Indeed, as recommend by the manufacturer, the LIC should operate between 20 °C and 35 °C" (Jaguemont *et al.*, 2019, p. 1)

1.5.3 Densité énergétique

La densité énergétique des condensateurs au lithium est relativement faible par rapport à celle des batteries au lithium. Selon une étude de 2016, la densité énergétique des condensateurs au lithium est de 14 Wh/kg alors que la densité de puissance est de 10kW/kg. Berckmans *et al.* (2016) La technologie des condensateurs a évolué et une étude de 2023 a démontré que la densité énergétique des condensateurs au lithium était de 45 Wh/kg et la densité de puissance était de 14 kW/kg. Saha *et al.* (2023)

1.5.4 Synthèse des caractéristique clefs des condensateurs au lithium LIC

La température optimale d'opération est entre 20°C et 35°C. À un taux d'utilisation de 200C, la durée de vie du condensateur peut atteindre 2 000 000 cycles sans impact sur les performances. Les condensateurs au lithium peuvent opérer dans une plage de température vaste de est plus sécuritaire et stable que les technologies NMC et LFP. En termes de densité énergétique, cette technologie peut atteindre 45 Wh/kg.

1.6 Recyclabilité des batteries au lithium

La recyclabilité des batteries au lithium est essentielle pour réduire l'impact environnemental et conserver les ressources naturelles. En comprenant les méthodes de recyclage des différentes technologies de batteries au lithium, nous pouvons faire un choix plus écologiquement éclairé et soutenir une utilisation plus durable des matériaux. Le lithium est généralement plus cher s'il est recyclé que s'il est extrait à la source. "According to various studies, obtaining lithium through recycling is more expensive than obtaining new lithium from natural resources."(Rasheed *et al.*, 2024, p. 2) La faible viabilité économique du recyclage du lithium entraine que 80% des batteries sont envoyées au dépotoir. (Rasheed *et al.*, 2024, p. 2) Malgré que le processus de recyclage soit peu utilisé, il reste est très efficace et permet de récupérer la presque totalité des métaux utilisés dans les batteries. Certains processus permettent de récupérer 99.9% du fer et du lithium des batteries Lithium Fer Phosphate (LFP) Liu *et al.* (2023) et 92% du titane et 98% du lithium des batteries Lithium Titane Oxyde (LTO).Kumar *et al.* (2023) 100% du manganèse, du nickel et du cobalt des batteries Nickel Manganèse Cobalt (NMC) Liu *et al.* (2023) Une solution alternative

serait de réutiliser les batteries arrivées à fin de vie utile dans un contexte d'applications mobiles et de les utiliser pour des applications stationnaires pour compenser les pointes.(Rasheed *et al.*, 2024, p. 2)

1.7 Durée de vie

De manière générale, l'érosion de la durée de vie des batteries au lithium peut être atténuée avec le respect de plusieurs facteurs. Les batteries au lithium doivent être stockées avec un état de charge de 50% à basse température(Abdullah Al-Karakchi *et al.*, 2017, p. 2). À l'utilisation, soit la recharge et la décharge, la température doit être maintenue entre 20 et 25 °C. La recharge doit être faite en 2 temps : courant constant, suivi de tension constante CC-CV, à faible taux de recharge ($<1C$)(Abdullah Al-Karakchi *et al.*, 2017, p. 2) et éviter les recharges complètes. Lors de l'utilisation, les températures élevées doivent être évitées, les taux de décharge doivent être faibles ($<1C$) et la batterie ne doit pas être complètement déchargée. La notion de profondeur de décharge, "Depth of Discharge" (DoD) est importante : plus la profondeur de décharge est élevée, plus l'usure sera prononcée.

2. Systèmes de stockage hybride

2.1 Définition des différentes topologie ou configuration de systèmes de stockages hybrides

2.1.1 Topologie active

Les topologies actives utilisent deux convertisseurs DC-DC qui permettent d'interfacer la batterie et l'ultracondensateur. Cet interfaçage permet de maximiser les forces de chacune des sources d'énergies et de profiter pleinement des courbes de charges et de décharges des deux sources. Il permet également d'avoir un meilleur contrôle sur le taux d'utilisation en charge et en décharge ce qui permet de maximiser la durée de vie.

2.1.2 Topologie semi-active

Les topologies semi-actives utilisent un seul convertisseur DC-DC pour interfacer soit la batterie, soit l'ultracondensateur avec le bus DC, permettant un certain contrôle du flux d'énergie entre les éléments de stockage et la charge. Cela offre un équilibre entre coût et performance par rapport aux topologies passives et entièrement actives. (Asensio *et al.*, 2015, p.1)

2.1.3 Topologie passive

Dans une topologie passive, la batterie et l'ultracondensateur sont directement connectés en parallèle sans convertisseurs électroniques de puissance. "combines batteries and ultra capacitors (UC) without the use of a power electronic converter. These two sources are connected in parallel, which results in practically constant voltage across the DC link. " (Divya & Prema, 2023, p.2). Cela résulte en un système simple et peu coûteux, mais présentant des limites en termes de performance et d'utilisation de l'énergie. La tension sur le bus DC est essentiellement fixe, et l'ultracondensateur agit principalement comme un filtre passe-bas pour lisser les fluctuations de courant à haute fréquence. Cela limite l'utilisation efficace des capacités de stockage d'énergie de l'ultracondensateur. (Nielson & Emadi, 2011, p.2)

2.2 Configuration active de systèmes hybrides (HESS)

Les convertisseurs de puissance de typologie active sont central dans les applications EV et HESS avec leur rôle dans la régulation du flux de puissance, la gestion de la charge et de la décharge des batteries, et l'assurance d'une utilisation efficace de l'énergie. (Ali *et al.*, 2024, p.2) Une typologie de convertisseur active a un convertisseur de puissance sur chaque source d'énergie ou un convertisseur multi-ports. Les typologie semi-active ont un seul convertisseur dans le système. Ce convertisseur sera sur une ou l'autre des sources d'énergies. La source d'énergie ne comprenant pas de convertisseur sera directement connecté au bus d'alimentation DC. Cette connection directe peut amener des enjeux quant à la stabilité du bus d'alimentation. Tandis qu'une typologie passive n'a pas de convertisseur entre les différentes. C'est une méthode simple mais qui ne permet pas de prendre avantage des diverses source d'énergie à leur plein

potentiel puisqu'il est rare que deux sources d'énergie aient la même courbe de recharge, décharge et la même constante de temps

2.2.1 Convertisseurs multiport

Dans les EV, les MPC interagissent avec différentes ressources énergétiques pour les applications VE, les systèmes connectés au réseau et les RES. Comparés à d'autres topologies de convertisseurs, les MPC ont moins d'éléments de circuit et une densité de puissance plus élevée. Certaines tendances de recherche associées aux MPC pour les applications VE concernent les problèmes de régulation croisée, la tension de sortie régulée, les contraintes de rapport cyclique, les fortes ondulations de sortie, la complexité des contrôleurs et le coût. (Ali *et al.*, 2024, p.12 / p.686)

2.2.2 Convertisseur Multiport entrées multiples avec sortie unique

Les topologies actives multi-port multi-entrée à sortie unique (MISO) sont des topologies de convertisseurs électroniques de puissance qui combinent différentes sources de tension dans les systèmes de stockage d'énergie hybrides pour les véhicules électriques (EV). Les convertisseurs MISO sont un type de convertisseur multi-port (MPC) largement utilisés dans les stations de charge de VE, en particulier celles qui dépendent de l'intégration de différentes sources d'énergie renouvelable (RES). "MISO converters can be used for combining different voltage sources for EV applications" (Ali *et al.*, 2024, p.9 / p.683)

2.2.3 Convertisseur Multiport entrée unique avec sorties multiples

Les convertisseurs SIMO (entrée unique, multi-sortie) permettent d'utiliser une seule source d'énergie et d'utiliser cette énergie sur différentes charges à différentes tensions. Ces convertisseurs sont utilisés sur des applications portables à faibles puissances et ne comportant généralement pas de charge inductive comme un moteur. "SIMO converters are used for portable applications." (Ali *et al.*, 2024, p.9 / p.683)

2.2.4 Convertisseur Multiport entrées multiple avec sorties multiples

Les convertisseurs MIMO (multi-entrée multi-sortie) permettent de combiner différentes sources d'énergies et d'utiliser cette énergies sur différentes charges. Les convertisseurs MIMO permettent par exemple d'utiliser les batteries et les supercondensateurs afin d'alimenter différentes charges : moteur, systèmes auxiliaires. Les convertisseurs MIMO optimisent la distribution de la puissance ce qui permet de maximiser les avantages de chacune des sources d'énergies. "To deal with the MIMO applications, MPCs are extensively implemented in EV charging stations, especially those that depend on the integration of different types of RESs" (Ali *et al.*, 2024, p.9 / p.683)

2.2.5 Multiples convertisseurs à entrée et sortie unique

La configuration de multiples convertisseurs à entrée unique et sortie unique est un type de configuration HESS (Système de Stockage d'Énergie Hybride). Les configurations à convertisseur multiple est entièrement active et est utilisée dans les véhicules électriques. Typiquement, cette configuration utilise deux convertisseurs DC-DC bidirectionnels distincts pour connecter les dispositifs de stockage d'énergie (batterie et ultracondensateur) au bus DC. Chaque convertisseur est dédié à une seule source d'énergie et dispose d'une seule entrée et d'une seule sortie. Tran, Barrero, Hegazy, Omar & Van Mierlo (2017) Pour la batterie, un convertisseur DC-DC bidirectionnel connecte le pack de batteries au bus DC. Ce convertisseur régule le flux de puissance de la batterie et s'assure que les conditions d'opérations sont sécuritaires et prolongent la durée de vie de la batterie (Nielson & Emadi, 2011, p.3). Le convertisseur lié à la batterie permet une tension inférieure au bus DC. Les tensions sources inférieures au bus DC évitent les problèmes de déséquilibre des batteries, puisqu'il y a moins de batteries en série et que l'équilibrage se fait sur les cellules placées en séries (Nielson & Emadi, 2011, p.3). Pour les supercondensateurs, un autre convertisseur DC-DC bidirectionnel connecte le pack d'ultracondensateurs au bus DC. Ce convertisseur permet un contrôle de la décharge/charge de l'énergie des ultracondensateurs ce qui permet au système d'optimiser l'énergie contenue dans les condensateurs (Nielson & Emadi, 2011, p.3). Le pack de condensateur permet de protéger la batterie, des puissances instantanées élevées, "The SC caters to the instantaneous power

requirements and absorbs regenerated power while the battery supplies the average power to the load. Thus the battery is protected from the instantaneous large current requirements and the pulsating regenerative current." (Raman *et al.*, 2017, p.2). Utiliser des convertisseurs dédiés pour chacune des sources de puissance permet au système de supporter des puissance plus élevées. Un point négatif des convertisseurs multiples est l'ajout de composantes électroniques, ce qui ajoute de la complexité au système, augmente le coût, ajoute des contraintes de refroidissement et réduit la densité de puissance du système (Ali *et al.*, 2024, p.9 / p.683). Il est important de se rappeler que chacun des convertisseur doit pouvoir supporter la puissance totale consommée par les charges connectées au système (Nielson & Emadi, 2011, p.3).

2.3 Configuration semi-active et passive de systèmes hybrides (HESS)

2.3.1 Configuration semi-active : configuration Batterie/UC

La batterie est connecté au bus DC via un convertisseur DC. L'ultracondensateur est connecté au bus DC en parallèle avec la batterie connectée via un convertisseur DC-DC bidirectionnel. Ce qui permet un contrôle actif de la tension et du flux d'énergie de la batterie. "A bidirectional converter connects the battery to the UC/SC." (Divya & Prema, 2023, p.2). La tension de la batterie peut fluctuer, mais l'onduleur ajuste sa sortie. Un inconvénient potentiel est la taille et le coût lié au surdimensionnement du capaciteur afin de maintenir une tension stable dans le bus DC. "To stabilize the dc-link voltage as a result, bigger capacity ultra/super A capacitors are required, increasing system costs" (Divya & Prema, 2023, p.2).

2.3.2 Configuration semi-active : configuration UC/Batterie

Le condensateur est connecté au bus DC via un convertisseur DC. La batterie est connectée au bus DC en parallèle avec l'ultracondensateur connecté via un convertisseur DC-DC bidirectionnel. Cela permet une flexibilité dans le contrôle de la tension du condensateur. Un inconvénient est le surdimensionnement du convertisseur afin de supporter la haute puissance liée au condensateur, ce qui diminue l'efficacité générale du système "However, the downside of this topology is that

the bidirectional DC/DC converter needs to be large enough to handle the UC power flow, which tends to decrease the overall efficiency of the system" (Liu *et al.*, 2018, p.4)

2.3.3 Configuration passive de systèmes hybrides (HESS)

La configuration passive consiste à connecter les deux sources d'énergies en parallèle. Cette méthode est simple et ne comporte pas de convertisseurs de puissance entre les différentes source d'énergies. Cette méthode peut mener à une instabilité du bus dc, à une faible efficacité et à une solution très peu optimale.

3. Systèmes de conversion de puissance

3.1 Principe de fonctionnement des convertisseurs à commutation

Un convertisseur de puissance à commutation est un circuit électronique qui convertit l'énergie électrique d'une forme à une autre (DC-DC, AC-DC, DC-AC, AC-AC). Son fonctionnement s'appuie sur une alternance de transistors entre état passant et état bloqué. La commande des transistors consiste à appliquer une modulation de largeur d'impulsion (Pulse Width Modulation - PWM) à fréquence élevée. Un cycle complet de commutation est composé d'un état où le transistor ne conduit pas et d'un état où le transistor conduit. Dans la majorité des implémentations de convertisseur à commutation, lorsque plusieurs transistors sont utilisés, un état de temps mort est ajouté. Dans cet état, tous les transistors sur une même branche parallèle ne conduisent pas. Cet état permet de prévenir un court circuit qui endommagerait les composantes. La proportion entre le temps de conduction et la période de temps complète est le rapport cyclique. Le fonctionnement de base du convertisseur à commutation repose sur le stockage magnétique via une inductance et le stockage électrique via un condensateur. La propriété de l'inductance à opposer les variations de courants est exploitée. À l'échelle de temps d'une période de commutation, l'inductance se comporte comme une source de courant. Cette source de courant a pour but de maintenir le courant dans le circuit.

Cette source de courant permet de fournir la tension désirée via la modulation du rapport cyclique. Le condensateur agit comme source de tension et permet de stabiliser la sortie du convertisseur. L'inductance emmagasine de l'énergie pendant la conduction du commutateur puis la restitue vers la charge lorsque le commutateur bloque, assurant la continuité de courant. Le condensateur de sortie lisse la tension en se chargeant et en se déchargeant autour de la valeur moyenne ce qui stabilise les bus de sortie et d'entrée. L'équilibre périodique s'obtient par égalité des volt-secondes sur l'inductance et par équilibre de charge sur le condensateur, ce qui fixe les relations idéales de conversion en régime de conduction continu. En effet, les équations de contrôle peuvent être linéarisées lorsque l'échelle de temps est beaucoup plus grande que la période de commutation. En régime de conduction discontinu, le courant d'inductance tombe à zéro sur une fraction du cycle et le facteur de conversion dépend plus fortement de la charge.

Le convertisseur délivre une tension de sortie proportionnelle à la tension d'entrée selon le rapport cyclique. Le convertisseur buck, ou abaisseur, génèrera une tension de sortie inférieure à la tension d'entrée. Le convertisseur boost, ou élévateur, génèrera une tension de sortie supérieure à la tension d'entrée selon un facteur dépendant du complément du rapport cyclique. Le mode boost présente un zéro à demi-plan droit en petite variation, il est donc important de bien calibrer les gains afin de garder un contrôle stable.

La régulation utilise une boucle de tension ou de courant. En contrôle en tension, l'erreur de sortie pilote directement l'ajustement du cycle utile. En contrôle en courant crête, une boucle interne fixe la pente du courant d'inductance et améliore le rejet des perturbations d'entrée.

Les pertes proviennent de la conduction dans les interrupteurs et les enroulements, des transitions de commutation, des matériaux magnétiques et de l'activation des grilles. Les pertes de commutation augmentent avec la tension, le courant, les temps de montée et de descente, et la fréquence. L'augmentation de la fréquence réduit l'inductance et la capacité nécessaires pour une ondulation donnée mais élève les pertes de commutation, ce qui impose un compromis. La rectification synchrone réduit la chute directe par rapport à une diode. L'optimisation des temps morts limite les recouvrements de tension et de courant dans les demi-ponts et ponts complets.

La commutation douce, soft-switching, permet de réduire les pertes de commutation et ainsi avoir une meilleure efficacité et densité. Le soft switching provient soit d'une commutation avec une tension nulle, soit une commutation avec un courant nul. Donc au moment de la commutation puisque V ou I sera nul, alors l'énergie dissipée sera également nulle. Mettre en place le soft-switching requiert des ajustements au niveau du contrôle et impose des types de convertisseurs particulier. Le mode de commutation par défaut est le hard switching.

3.2 Convertisseur Buck-Boost

3.2.1 Description du fonctionnement du convertisseur Buck-Boost

Le convertisseur buck-boost est un convertisseur DC-DC sans isolation. Il peut réduire - mode buck, augmenter - mode boost ou maintenir une tension - mode buck-boost. Il peut être bi-directionnel et être très adaptable aux différentes situations puisque sa tension d'entrée peut être inférieure, égale ou supérieure à la tension de sortie. Son cycle de fonctionnement est divisé en deux parties, la partie de chargement de l'inductance et la partie de décharge de celle-ci. Sa faible complexité et le contrôle, il peut avoir une densité de Heydari *et al.* (2023), Hou *et al.* (2024). Son efficacité peut atteindre 91.2% Gupta & S (2024)

Les éléments essentiels sont l'inductance (stockage magnétique), l'interrupteur commandé qui cadence l'énergie, la diode qui fournit une source de courant lorsque l'interrupteur est ouvert, le condensateur de sortie qui lisse la tension et la charge qui reçoit l'énergie régulée. Le " rapport cyclique " désigne la fraction de période pendant laquelle l'interrupteur reste fermé ; c'est le paramètre de commande qui règle la part d'énergie transférée par période. Par conséquent, il détermine si la fonction résultante est globalement abaisseuse ou élévatrice, tout en conservant l'inversion de polarité pour la topologie inversante classique.

Deux régimes décrivent la dynamique de courant dans l'inductance. En conduction continue, le courant ne tombe jamais à zéro au sein d'une période et l'ondulation est plus faible. En conduction discontinue, le courant s'annule avant la fin de période. La charge, le dimensionnement des composants et la fréquence de découpage peuvent faire varier le mode de fonctionnement.

3.3 Fly-Back Converter

3.3.1 Description du fonctionnement du convertisseur FlyBack

Le convertisseur Flyback est un convertisseur DC-DC avec isolation. Il est largement utilisée dans les applications de faible à moyenne puissance. Ses forces sont : sa simplicité, son faible coût l'isolation galvanique. Ce convertisseur opère avec un fonctionnement semblable à celui du convertisseur buck-boost. Tout comme le buck-boost, l'énergie est stockée dans un champ magnétique. Son cycle de fonctionnement est décomposé en deux parties : une partie où l'inductance de magnétisation du transformateur est chargée et une partie où cette inductance est déchargée.

Cependant, pour le Flyback, cette énergie est stockée dans le champ magnétique du transformateur. Ce stockage est possible grâce au noyau magnétique du transformateur auquel est ajouté un entrefer. Cet entrefer modifie la courbe $B(H)$ en réduisant la perméabilité magnétique ce qui augmente la quantité d'énergie magnétique stockable jusqu'à la saturation. La courbe durant la phase de stockage est ainsi plus linéaire et la courbe devient plus progressive. L'énergie emmagasinée jusqu'à la saturation est ensuite déchargée lorsque le flux magnétique du transformateur commence à diminuer. C'est dans la partie de diminution de flux que la charge au secondaire est alimentée. Ce cycle de recharge-décharge se produit à chaque cycle.

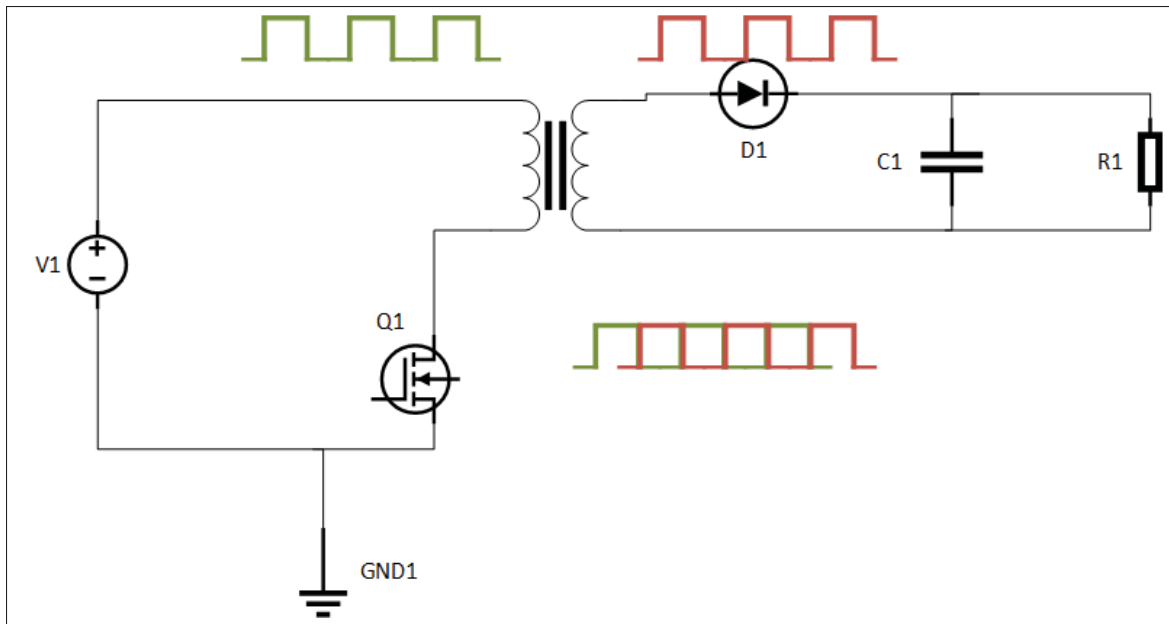


Figure-A I-1 Schema explicatif du fonctionnement du convertisseur flyback

3.4 Convertisseur Dual Active Bridge - DAB

3.4.1 Description du fonctionnement du convertisseur DAB

Le Dual Active Bridge (DAB), introduit par De Doncker, Divan & Kheraluwala (1988), permet une bi-directionnalité, permet une conversion DC-DC, DC-AC, AC-DC, AC-AC ainsi qu'une isolation entre l'entrée et la sortie via le transformateur. Ce convertisseur est utilisé dans les applications automobiles à haute puissance ainsi que dans les chargeurs des véhicules électriques. "DAB [35] is a popular topology widely used in highpower automotive system applications." (Lithesh *et al.*, 2021, p.4). Selon (Kheraluwala *et al.*, 1992, p.6), la densité en puissance du DAB est de 0.24kg/kw, la densité volumique est de 80 W/cu.in soit de 4.88W/cu.cm ou 4882kW/m3 soit 4,88MW/ m3. Selon (Lithesh *et al.*, 2021, p.4), l'efficacité du DAB varie de 93.45 % à 97.8 % pour une densité moyenne de 94.9%. La haute efficacité vient en partie du soft switching qui permet de diminuer les pertes de commutations en synchronisant la commutation avec les périodes où la tension est nulle ou les périodes où le courant est nul. Sa performance est maximisée lorsque son utilisation est moyenne ou élevée.

Le convertisseur dual active bridge fonctionne sur le principe de deux ponts actifs avec un transformateur les séparant. Chacun des ponts est alimenté par une source DC et le pont peut transformer le DC en AC et le AC en DC. Les deux ponts actifs permettent la bi-directionnalité. Le transformateur au centre permet d'isoler les deux extrémités DC et d'élever ou d'abaisser la tension. Les commutateurs du côté le plus positif soit : Q1, Q3, Q5 et Q7 sont complémentaires avec les commutateurs du côté opposé soit : Q2, Q4, Q6, Q8. L'inductance de fuite du transformateur permet de limiter les variations en courant et permet le soft-switching. Il est parfois nécessaire d'ajouter une inductance en série afin d'obtenir la plage de puissance voulue. Le soft switching convient à effectuer une commutation lorsque la tension ou le courant est nul, à cet instant, il n'y a pas de perte de commutation. Le déphasage entre les deux ponts permet de transférer de la puissance d'un côté à l'autre du transformateur. Une méthode consiste à faire varier l'angle ϕ , soit l'angle de déphasage entre q_1 et q_5 . Cette méthode comporte une plage de soft-switching limitée. Cette plage peut-être étendue si des angles additionnels sont ajoutés au contrôle. Les angles à l'intérieur même des ponts au primaires et au secondaires peuvent être ajoutés. Pour le primaire cet angle est ϕ_1 : l'angle entre Q1 et Q3. Pour le secondaire cet angle est ϕ_2 : l'angle entre Q5 et Q7. Le contrôle devient plus complexe et le bénéfice doit alors être évalué pour savoir si le contrôle additionnel est valorisé dans un tel système. Le soft-switching permet de réduire fortement les pertes de commutation ce qui permet à ce convertisseur d'atteindre un rendement élevé. Dans la même ligne d'idée, il est possible d'ajouter une modulation au niveau du temps mort entre l'activité des commutateurs complémentaires. Une modulation au niveau de la fréquence peut également être ajoutée lorsqu'une efficacité maximale est requise, la contre partie reste toujours la complexité et la résilience et robustesse d'un système avec plus de composantes et plus de variables à contrôlées.

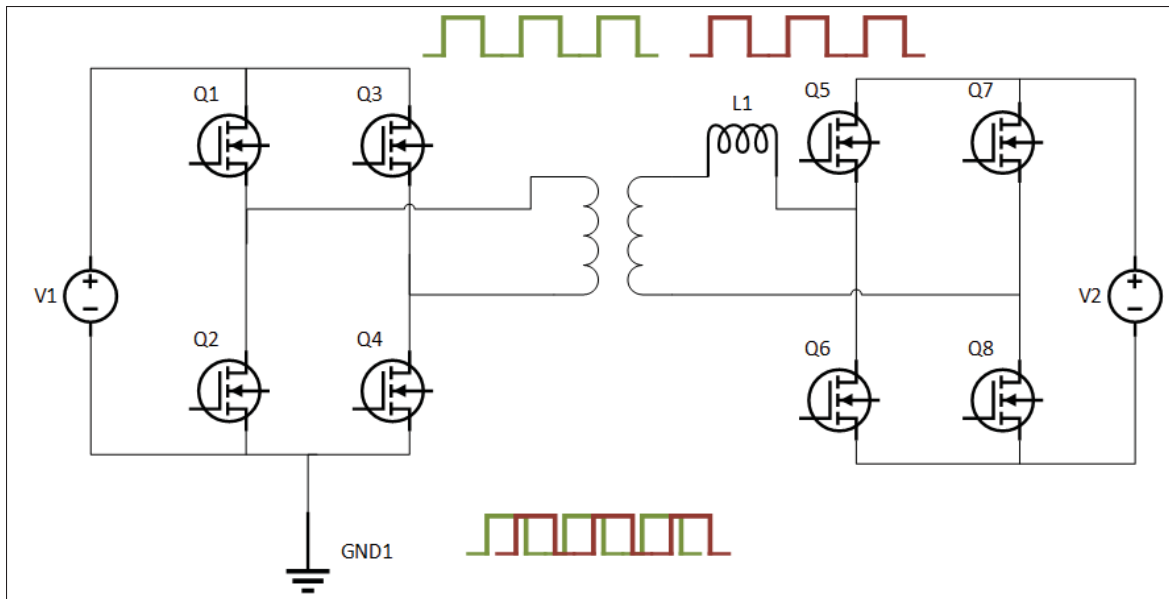


Figure-A I-2 Schema explicatif du fonctionnement du DAB

3.5 Convertisseur Push-Pull

3.5.1 Description du fonctionnement du convertisseur Push-Pull

Le convertisseur push-pull est un convertisseur de puissance qui permet la conversion DC-DC . Il offre également une isolation galvanique entre l'entrée et la sortie. Son principe repose sur l'utilisation alternée de deux transistors pour exploiter les deux alternances du flux magnétique dans un transformateur.

Selon (Lithesh *et al.*, 2021, p.4), l'efficacité du convertisseur push-pull varie de 91 % à 94.5 % pour une efficacité moyenne de 93%. Une étude de Wang *et al.* (2021) a étudié un convertisseur pushpull avec un convertisseur fly back avec clamp comme regulateur de tension. Cette topologie a permis d'atteindre une densité de 21 W/in³ soit 1.28 W/cm³ pour une efficacité de 97.1% (Wang *et al.*, 2021, p.7). Cependant, ce design est limité au basses puissances dû au convertisseur fly-back qui utilise une inductance comme stockage énergétique, ce qui est peu pratique à puissance élevée. Une option serait de ne pas utiliser de fly-back comme stabilisateur et utiliser un filtre passif l'efficacité et la densité de puissance seraient alors plus basse mais le design

pourrait être utilisé pour des puissances plus élevées. Le convertisseur push-pull ne permet malheureusement pas de bi-directionnalité, ce qui le limite dans les applications potentielles.

La partie primaire du convertisseur comprend deux transistors commandés en opposition de phase et un transformateur à point milieu. Ce point milieu divise l'enroulement primaire en deux moitiés identiques, chacune étant reliée à un transistor. Le point milieu est connecté à la tension d'alimentation positive, tandis que les extrémités des enroulements sont chacune reliées à un transistor, lequel est ensuite connecté à la masse. Lors de la conduction de l'un des transistors, la tension d'entrée est appliquée sur la moitié correspondante du primaire, générant un flux magnétique dans le noyau du transformateur.

Les transistors fonctionnent de manière complémentaires : lorsque le premier est en mode conducteur, il applique la tension d'entrée sur sa moitié du primaire, tandis que le second reste bloqué. Après une période de conduction définie selon le contrôle, les rôles s'inversent. Cette alternance permet d'inverser le sens du flux magnétique à chaque cycle, ce qui évite la saturation du noyau et améliore l'efficacité du transfert d'énergie. Cette commutation en opposition de phase est à l'origine du terme "push-pull", du fait qu'un transistor pousse le courant et l'autre le tire.

Dans sa configuration classique, le secondaire du transformateur à point milieu comporte 2 de manière à redresser la tension induite. Une variation à cette configuration consiste à remplacer les deux diodes par un pont de diode afin de diminuer la tension inverse subie par les diodes. Le but du secondaire du transformateur est de redresser la tension, donc c'est un pont de diode à 4 diodes ou un redresseurs à 2 diodes qui est utilisé. Le point milieu du secondaire est relié au terminal négatif de la charge continue, tandis que chacune des extrémités de l'enroulement secondaire est connectée au terminal positif via une diode distincte. Cette organisation permet d'obtenir un redressement double alternance, réduisant l'ondulation de la tension de sortie. Dans certaines variantes, les diodes peuvent être remplacées par des transistors afin de permettre un fonctionnement bidirectionnel, mais cette étude se concentre sur la version classique.

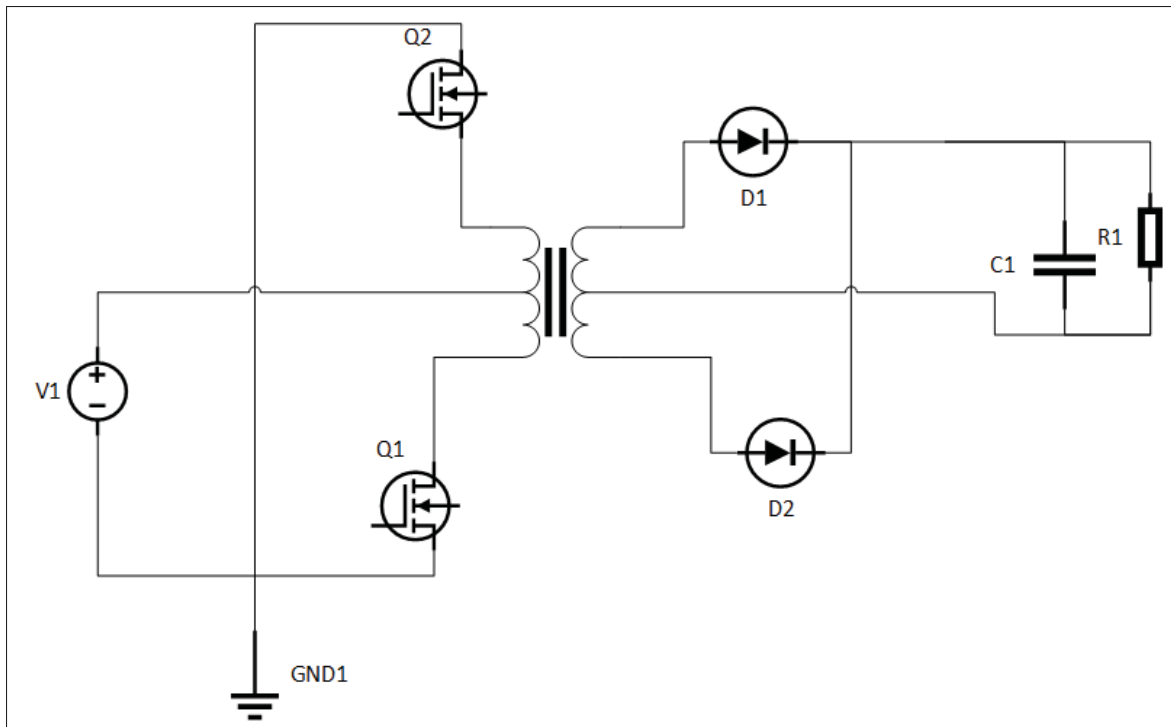


Figure-A I-3 Schema explicatif du fonctionnement du Push Pull

3.6 Convertisseur Z - Converter - ZSC

3.6.1 Description du fonctionnement du convertisseur ZSC

Un ZSC est un convertisseur de puissance pouvant opérer en mode buck ou boost, en conversion DC-DC, DC-AC, AC-DC. Il est plus souvent question du ZSC en mode inverter DC-AC, également appelé Z-Source Inverter. Ce convertisseur est composé d'un pont de commutation précédé d'un réseau d'impédance. Le réseau d'impédance est alimenté par une source via une diode. Ce réseau d'impédance est composé de deux inductances identiques et deux condensateurs identiques. L'inductance et le condensateur sont connectés bout à bout et les deux paires d'inductance et de condensateur sont connectées de sorte que le condensateur d'une paire est connecté à l'inductance de l'autre paire. Il y a donc une inductance sur la rail positif et une inductance sur le rail négatif et deux condensateurs connecte les extrémités opposées des inductances formant un "X". Cette connexion d'impédance complexe LC en forme de "X" est la source qui

est perçue par le pont de conversion. C'est cette source sous forme d'impédance qui donne le nom au convertisseur. Ce réseau d'impédance est placé entre la source continue et un pont de conversion à une ou plusieurs phases. Le réseau d'impédance peut absorber et libérer de l'énergie vers le pont. Les deux inductances portent des courants moyens identiques et les condensateurs maintiennent des tensions égales dans le régime permanent dans un contexte idéal. Cette symétrie simplifie l'analyse et le dimensionnement. Le pont peut ainsi opérer en mode buck ou boost et redresseur, onduleur ou DC-DC. Son intérêt principal est de réaliser une fonction buck-boost tout en autorisant l'état passif ou "shoot-through", court-circuit volontaire et contrôlé, d'une courte durée, d'une, ou de plusieurs, branches du pont, sans détruire les transistors. Cette propriété étend la plage de fonctionnement par rapport aux convertisseurs classiques. Plusieurs variantes de ce convertisseur existe, un transformateur d'isolation peut être ajouté. Cette variante de convertisseur aura alors une isolation galvanique et le rapport de transformation du transformateur permettra d'imposer un gain de base entre l'entrée et la sortie.

La structure impose que la source de ce convertisseur subisse un courant pulsé et discontinu entraîné par les creux lors des shoot-through, où la puissance demandée par la source est nulle et lors des état actif où la demande reprend. Le creux est généré par la diode qui isole la source et permet au courant de circuler uniquement dans le réseau d'impédance durant le shoot-through. Sans cette diode, le réseau d'impédance se déchargerait dans la source et la tension ne pourrait pas être augmentée. Lors des états actifs, ou, non-shoot-through, la source tombe en mode décharge et fourni la puissance demandée par la charge. Cette alternance de demande nulle et de demande complète est rude sur la source et accélère le vieillissement des composantes. Un filtre peut être ajouté afin de diminuer les oscillations dans le ZSC classique. Si une forte atténuation des oscillations est requise, alors une reconfiguration des inductances et condensateurs ainsi qu'un déplacement de la diode est nécessaire. Le convertisseur devient alors un quasi z-source converter, qZSC. Le réseau d'impédance ne se présentera plus comme un "X" dans cette configuration.

La diode peut également être remplacée par un transistor pour permettre une bi-directionnalité dans un convertisseur quasi ZSC à transistor. Cette modification du circuit demandera une adaptation au niveau des protections et du contrôle.

Pour les états non-shoot-through, le pont applique une tension, AC ou DC, à la charge, selon la modulation choisie. Le réseau se comporte alors comme un filtre/stockage qui lisse les courants et stabilise les tensions aux condensateurs. S'il n'y a pas eu de shoot-through dans la commutation précédente, le convertisseur opère alors comme un voltage source inverter classique et donc la tension générée est inférieure à la tension de source DC. Dans ce cas, l'effet sur la tension de sortie est un effet abaisseur, ou buck. Si dans un cas contraire, un shoot-through précède l'état courant, alors il y aura un effet boost sur la tension de sortie.

Pour les état shoot-through, une ou plusieurs branches du pont sont volontairement court-circuitées pendant une fine partie de la période de commutation. Durant l'état shoot-through, les inductances emmagasinent de l'énergie tandis que les condensateurs soutiennent la tension aux bornes du pont. Cet état élève la tension vue par le pont lors des états actifs suivants. Pendant l'état actif suivant, l'énergie stockée est libérée et additionnée à la tension de source pour élever la tension appliquée, à la charge.

L'alternance contrôlée entre non-shoot-through et shoot-through permet le fonctionnement buck et boost du ZSC.

L'article Gyawali *et al.* (2024) détaille les techniques de modulation du quasi-z-source inverter.

Les convertisseur de types Z-Source Converter (ZSC) peuvent offrir une bi-directionnalité et peuvent être généralisable pour convertir DC-DC, DC-AC, AC-AC, AC-DC, ce convertisseur n'offre pas d'isolation entre l'entrée et la sortie. Le convertisseur ZSC, introduit par Peng (2002), permet une opération en mode buck ou boost et un gain infini (Peng, 2002, p. 3). "The UC pack and battery cells of the proposed HZS-HESS share the responsibility for short-term violent power demands. Therefore, battery cells bear lower charging and discharging current than the battery-only scheme, which is beneficial for prolonging the cycle life of battery cells" (Chen

et al., 2024, p.2) Un article de Zhang *et al.* (2022) indique que la densité de puissance est de 18.18 W/in³ soit 1.1W/cm³ ou 1.1MW/m³ .

ANNEXE II

ÉQUATIONS DE MODÉLISATION DE LA DYNAMIQUE FERROVIAIRE

1. Formule empirique du facteur d'adhésion et de glissement des roues au rail

$$f = \frac{f_0}{1 + \mu \cdot v} \quad (\text{A II-1})$$

$$f = \frac{f_0}{1 + 0.011 \cdot v} \quad (\text{A II-2})$$

- f est le coefficient d'adhérence dynamique (adimensionnel).
- f_0 est le coefficient d'adhérence statique (à vitesse nulle), adimensionnel. Typiquement 0.25 pour des surfaces humides ou mouillées et 0.33 pour des surfaces sèches.
- v est la vitesse du véhicule, exprimée en kilomètres par heure (km/h).

Cette équation empirique, proposée par Müller, tirée de (Brenna *et al.*, 2018, p.18) , modélise la dépendance du coefficient d'adhérence à la vitesse. Elle établit une relation inverse : à mesure que la vitesse du véhicule augmente, le coefficient d'adhérence disponible entre la roue et le rail diminue. La valeur f_0 représente l'adhérence maximale théorique à l'arrêt, qui est systématiquement dégradée par le facteur cinématique au dénominateur. Ce modèle est fondamental pour l'étude de la performance des véhicules ferroviaires, car il contraint la force de traction maximale transmissible avant l'amorce du patinage.

2. Formule du critère d'adhésion au niveau des roues

$$F \leq f(v) \cdot G_{ad} \quad (\text{A II-3})$$

$$F_{\text{Adhesion max}} = f(v) \cdot G_{ad} \quad (\text{A II-4})$$

- F est la force de traction totale développée au niveau des roues motrices, en Newtons (N).
- $f(v)$ est le coefficient d'adhérence entre la roue et le rail. Ce coefficient est adimensionnel et dépend des conditions de surface (humide, sec, contaminé, etc.).
- G_{ad} est le poids adhérent, c'est-à-dire la force normale exercée par les essieux moteurs sur le rail ($G_{ad} = m_{ad} \cdot g$), en Newtons (N).

Cette inéquation, tirée de (Brenna *et al.*, 2018, p.15), formule la condition physique fondamentale pour éviter le patinage des roues. Elle stipule que la force de traction F appliquée par le système moteur ne peut excéder la force de friction statique maximale disponible à l'interface roue-rail. Cette force maximale est le produit du poids reposant sur les essieux moteurs (G_{ad}) et du coefficient d'adhérence (f_0). Le respect de cette condition est impératif pour transmettre efficacement la puissance au rail et assurer l'accélération du véhicule.

3. Formule de la masse équivalente

$$m_e = m \cdot (1 + \epsilon) \quad \text{avec} \quad \epsilon = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^N \frac{4 \cdot \rho_i^2}{D_i^2} \cdot J_i \quad (\text{A II-5})$$

- m_e est la masse équivalente du véhicule, en kilogrammes (kg).
- m est la masse réelle (statique) du véhicule, en kilogrammes (kg).
- ϵ est un coefficient adimensionnel qui représente l'effet de l'inertie des pièces en rotation.
- J_i est le moment d'inertie d'une pièce en rotation, en kilogrammes-mètres carrés ($\text{kg} \cdot \text{m}^2$), i est l'indice de la pièce et N le nombre total de pièces.
- ρ_i est le rapport de transmission entre la pièce en rotation considérée et les roues motrices (adimensionnel).
- D est le diamètre des roues motrices, en mètres (m).
- $\sum$ indique que les effets de toutes les pièces en rotation significatives (roues, arbres, engrenages, volant moteur) doivent être sommés.

Tableau-A II-1 Coefficient d'inertie des pièces en rotation (ϵ) pour différents types de matériel roulant

Type de véhicule	Coefficient d'inertie (ϵ)
Locomotives	0.15 – 0.20
Automotrices (EMU) et trolleybus	0.09 – 0.11
Voitures et autorails	0.03 – 0.06
Trains complets	0.05 – 0.09

Cette équation, tirée de (Brenna *et al.*, 2018, p.40), établit le concept de masse équivalente, un paramètre essentiel en dynamique des véhicules. Elle n'est utilisée que pour calculer les forces d'inertie, soit les forces nécessaires pour l'accélération ou la décélération du train. Elle ajuste la masse translationnelle mesurable (m) pour y inclure l'énergie cinétique associée à la rotation des composants de la chaîne cinématique. Lorsqu'un véhicule accélère, une partie de l'énergie est consommée non seulement pour augmenter sa vitesse linéaire, mais aussi pour augmenter la vitesse angulaire de ses parties tournantes. Le coefficient ϵ quantifie cette inertie rotationnelle et la traduit en une masse additionnelle équivalente en translation. L'utilisation de m_e permet ainsi de simplifier l'analyse dynamique en appliquant le principe fondamental de la dynamique ($F = ma$) à un corps unique, comme s'il s'agissait d'une masse ponctuelle.

4. Formule générale pour la résistance relative

Ces expressions, tirée de (Brenna *et al.*, 2018, p.22), connues sous le nom d'équations de Davis, sont des modèles empiriques fondamentaux pour estimer la force de résistance (R_0) qui s'oppose au mouvement d'un véhicule, typiquement un convoi ferroviaire, sur une voie rectiligne et horizontale. L'approche consiste à décomposer la résistance totale en une somme de termes dépendant de la vitesse. Le terme constant a représente les frottements mécaniques qui sont largement indépendants de la vitesse. Le terme linéaire $b \cdot v$ modélise diverses pertes d'énergie internes et externes proportionnelles à la vitesse. Enfin, le terme quadratique $c \cdot v^2$ représente la traînée aérodynamique, qui devient la composante dominante à des vitesses élevées.

La seconde équation est une simplification fréquemment utilisée, notamment lorsque le terme linéaire est considéré comme négligeable. La sélection des coefficients a , b et c est cruciale et doit être adaptée spécifiquement à la nature du matériel roulant. Afin de généraliser les formules empiriques de résistance à l'avancement, on peut utiliser une équation de forme quadratique. Cette approche permet de modéliser la résistance relative pour différents types de convois en ajustant simplement les coefficients.

$$r_0(N/kN) = (a_{Davis} + c_{Davis} \cdot \left(\frac{V}{10}\right)^2) \quad (\text{A II-6})$$

$$R_0 = ((a_{Davis} + c_{Davis} \cdot \left(\frac{V}{10}\right)^2)) \cdot g \cdot m_{train} \quad (\text{A II-7})$$

- g est la constante gravitationnelle.
- m_{train} est la masse du train en tonne.
- R_0 est la force de résistance totale à l'avancement sur un plan horizontal, en Newtons (kN).
- r_0 est la résistance relative à l'avancement, en Newtons par kilonewton (N/kN).
- V représente la vitesse du convoi, en kilomètres par heure (km/h).
- a_{Davis} est un coefficient représentant les résistances mécaniques (roulement, frottements), en N/kN. Ce terme est principalement dépendant du type de matériel roulant (locomotive, wagons de voyageurs, wagons de marchandises).
- c_{Davis} est le coefficient de résistance aérodynamique. Il dépend fortement du profil et de la forme du convoi, incluant l'espacement entre les voitures ($N \cdot s^2/m^2 \cdot kN$).

Tableau-A II-2 Coefficients de résistance pour différents types de convois

Type de convoi	Coefficient a (N/kN)	Coefficient c
Trains de voyageurs modernes	1.25 – 2.0	0.016 – 0.025
Trains de marchandises normaux	1.5 – 2.5	0.05 – 0.06
Trains de marchandises (wagons spéciaux)	1.5 – 2.0	0.024 – 0.040
Trains de marchandises (charge considérable)	1.2	0.020 – 0.025

Cette équation fournit un modèle unifié pour la résistance à l'avancement. Le terme a capture les forces de frottement qui sont largement indépendantes de la vitesse, tandis que le terme $c \cdot \left(\frac{V}{10}\right)^2$ modélise la traînée aérodynamique, qui devient le facteur dominant à haute vitesse. En sélectionnant des valeurs appropriées pour a et c , cette formule peut être adaptée pour décrire le comportement d'un train de voyageurs, de marchandises ou de tout autre type de convoi ferroviaire.

5. Résistance due à la rampe (Gradient)

La résistance due à la rampe, ou au gradient, correspond à la composante du poids du véhicule qui agit parallèlement à la voie inclinée, s'opposant au mouvement en montée et l'assistant en descente.

$$R_i = \begin{cases} \frac{i \cdot G}{\sqrt{1+i^2}}, & \text{formule exacte} \\ R_i = i \cdot G, & \text{approximation, valide si : } i \ll 1 \Rightarrow 1 = \sqrt{i^2 + 1} \end{cases} \quad (\text{A II-8})$$

- R_i est la résistance due à la rampe, en Newtons (N).
- G est le poids total du véhicule ($G = m \cdot g$), en Newtons (N).
- i est la pente (gradient), une valeur sans dimension. Elle est définie comme la tangente de l'angle d'inclinaison α ($i = \tan \alpha$). Pour une pente de 2 ‰, la valeur à utiliser dans le calcul est $i = 0.02$.

Cette formule, tirée de (Brenna *et al.*, 2018, p.22), est dérivée de la décomposition du vecteur poids $\vec{G}$ du véhicule sur un plan incliné. La composante parallèle à la voie est $G \cdot \sin \alpha$. En utilisant la relation trigonométrique $\sin \alpha = \frac{\tan \alpha}{\sqrt{1+\tan^2 \alpha}}$, on obtient l'équation ci-dessus. Dans le domaine ferroviaire où les gradients maximaux sont de l'ordre de 2.5-3.5 ‰ pour les voies principales et 5 ‰ - 6 ‰ pour les voies secondaires. (Brenna *et al.*, 2018, p.322). Dans le contexte ferroviaire, la formule simplifiée peut être utilisée puisque le gradient est relativement faible. À noter que la masse est la masse réelle statique et non la masse équivalente puisque la force gravitationnelle n'est pas affectée par l'inertie de rotation.

6. Formule de la force résultante selon l'accélération, la force de traction, la force résistante et la masse

$$F - R = m_e \cdot a \quad (\text{A II-9})$$

$$a = \frac{F - R}{m_e} \quad (\text{A II-10})$$

- F est la résultante de toutes les forces de traction actives (N).
- R est la résultante de toutes les forces passives ou résistances (ex : aérodynamique, frottement), en Newtons (N).
- m_e désigne la masse équivalente du véhicule, qui inclut l'inertie des parties rotatives, en kilogrammes (kg).
- a est l'accélération du véhicule, en mètres par seconde carrée (m/s^2).

Cette équation, tirée de (Brenna *et al.*, 2018, p.11), est une application directe de la deuxième loi de Newton ($F_{net} = m \cdot a$). Elle explique comment les forces qui agissent sur le véhicule déterminent son état de mouvement. L'équation met en balance les forces qui actives qui visent à changer l'état de mouvement du véhicule et les forces passives qui tentent de maintenir son état.

7. Couple Moteur Requis pour générer une force de traction spécifique

$$F = \eta_g \cdot 2 \cdot N \cdot \frac{\rho \cdot T}{D} \quad (\text{A II-11})$$

$$T = \frac{F \cdot D}{2 \cdot N \cdot \eta_g \cdot \rho} \quad (\text{A II-12})$$

- T est le couple requis à l'arbre du moteur, en Newton-mètres ($\text{N}\cdot\text{m}$).
- F est la force de traction totale souhaitée aux roues, en Newtons (N).

- D est le diamètre de roulement de la roue, en mètres (m).
- N est le nombre d'essieux moteurs.
- η_g est le rendement mécanique de la transmission par engrenages.
- ρ est le rapport de transmission des engrenages.

Cette équation est une réorganisation de la formule de la force de traction. Elle permet de calculer le couple moteur (T) qu'un groupe motopropulseur doit générer pour produire un effort de traction spécifique (F) à la roue. Ce calcul est essentiel pour le dimensionnement des moteurs de traction, car il prend en compte la manière dont les caractéristiques mécaniques du véhicule — comme le diamètre des roues, le rapport de transmission et le rendement des engrenages — influencent la conversion de la force linéaire en couple de rotation

8. Dynamique du train à vitesse constante et à vitesse variable

Le profil dynamique de traction se divise en trois zones de fonctionnement, chacune définie par une contrainte physique distincte. Limitée par la force de traction maximale de la locomotive, la force d'adhérence ou par la puissance maximale de la locomotive.

Nous pouvons distribuer le dénominateur sur l'équation pour mettre en évidence la contribution des différents termes. Termes qui seront appelés à être modifiés selon la limite de fonctionnement et du contexte d'opération, pente ascendante, pente descendante, accélération.

$$a(v) = \frac{F_{\text{traction}}(v)}{m_\epsilon} - \frac{R_0(v)}{m_\epsilon} \pm \frac{R_i}{m_\epsilon} \quad (\text{A II-13})$$

$$d(v) = \frac{F_d(v)}{m_\epsilon} + \frac{R_0(v)}{m_\epsilon} \mp \frac{R_i}{m_\epsilon} \quad (\text{A II-14})$$

1. Zone d'effort maximal constant ($0 < v < V_{\text{LimAdh}}$) :

Dans cette plage, l'effort de traction est limité par la force de traction maximale de la

locomotive. L'effort est inférieur à la limite d'adhérence.

$$a(v) = \frac{F_{\text{Max}} \pm (i \cdot m_{\text{train}} \cdot g) - ((a_{\text{Davis}} + c_{\text{Davis}} \cdot (\frac{v}{10})^2) \cdot g \cdot m_{\text{train}})}{m_{\text{train}} \cdot (1 + \epsilon)} \quad (\text{A II-15})$$

$$d(v) = \frac{F_{\text{Maxd}} \pm (i \cdot m_{\text{train}} \cdot g) - ((a_{\text{Davis}} + c_{\text{Davis}} \cdot (\frac{v}{10})^2) \cdot g \cdot m_{\text{train}})}{m_{\text{train}} \cdot (1 + \epsilon)} \quad (\text{A II-16})$$

2. Zone limitée par l'adhérence ($V_{\text{LimAdh}} < v < V_{\text{Pmax}}$) :

À mesure que la vitesse augmente, le coefficient d'adhérence diminue. Dans cette zone, la force maximale transmissible au rail devient inférieure à la capacité de la locomotive. La traction est alors limitée par la condition d'adhérence.

$$a(v) = \frac{((\frac{f_0}{1+\mu \cdot v}) \cdot m_{\text{ad}} \cdot g) \pm (i \cdot m_{\text{train}} \cdot g) - ((a_{\text{Davis}} + c_{\text{Davis}} \cdot (\frac{v}{10})^2) \cdot g \cdot m_{\text{train}})}{m_{\text{train}} \cdot (1 + \epsilon)} \quad (\text{A II-17})$$

$$d(v) = \frac{((\frac{f_0}{1+\mu \cdot v}) \cdot m_{\text{ad}} \cdot g) \mp (i \cdot m_{\text{train}} \cdot g) + ((a_{\text{Davis}} + c_{\text{Davis}} \cdot (\frac{v}{10})^2) \cdot g \cdot m_{\text{train}})}{m_{\text{train}} \cdot (1 + \epsilon)} \quad (\text{A II-18})$$

3. Zone de puissance constante ($v > V_{\text{Pmax}}$) :

Au-delà de la vitesse de puissance maximale, l'effort de traction décroît inversement proportionnel à la vitesse ($F \propto 1/v$) pour maintenir une puissance constante.

$$a(v) = \frac{\frac{P_{\text{max}}}{v} \pm (i \cdot m_{\text{train}} \cdot g) - ((a_{\text{Davis}} + c_{\text{Davis}} \cdot (\frac{v}{10})^2) \cdot g \cdot m_{\text{train}})}{m_{\text{train}} \cdot (1 + \epsilon)} \quad (\text{A II-19})$$

$$d(v) = \frac{\frac{P_{\text{max}}}{v} \mp (i \cdot m_{\text{train}} \cdot g) + ((a_{\text{Davis}} + c_{\text{Davis}} \cdot (\frac{v}{10})^2) \cdot g \cdot m_{\text{train}})}{m_{\text{train}} \cdot (1 + \epsilon)} \quad (\text{A II-20})$$

9. Limite de la résolution algébrique pour l'expression de la dynamique ferroviaire

$$a(v) = \frac{dv}{dt} \rightarrow \int 1 dt = \int \frac{1}{a(v)} dv \quad (\text{A II-21})$$

$$t = -10^2 \cdot m_\epsilon \cdot \int \frac{v}{g \cdot c_{Davis} \cdot m_{train} \cdot v^3 + 10^2 \cdot g \cdot (i + a_{Davis}) \cdot m_{train} \cdot v - 10^2 \cdot P_{\max}} dv \quad (\text{A II-22})$$

$$t = -10^2 \cdot m_\epsilon \cdot \int \frac{v}{(\alpha \cdot v^3 + \beta \cdot v + \gamma)} dv \quad (\text{A II-23})$$

$$t = -10^2 \cdot m_\epsilon \cdot \int \frac{v}{\alpha \cdot (v - r_1) \cdot (v - r_2) \cdot (v - r_3)} dv \quad (\text{A II-24})$$

$$t = -10^2 \cdot m_\epsilon \cdot \frac{1}{\alpha} \cdot \left(\frac{r_1 \ln(v - r_1)}{(r_1 - r_3) \cdot (r_1 - r_2)} - \frac{r_2 \ln(v - r_2)}{(r_1 - r_2)(r_2 - r_3)} + \frac{r_3 \ln(v - r_3)}{(r_1 - r_3)(r_2 - r_3)} \right) \quad (\text{A II-25})$$

Cette intégrale admet une solution théorique analytique, de la forme $t = f(v)$. Cependant, il n'est pas possible d'arranger les termes de sorte à isoler la vitesse : $v(t)$ puisque l'équation résultante de forme : $t = f(v)$ est transcendante. Le calcul de la vitesse à un instant t nécessite donc la résolution numérique.

Les coefficients sélectionnés pour ces analyses sont $\epsilon = 0.07$ $a_{Davis} = 1.625$ $c_{Davis} = 0.0205$. Ces valeurs sont tirées des tableaux II-1, II-2 pour les trains passagers modernes complets avec plusieurs voitures et une locomotive.

ANNEXE III

DONNÉES TECHNIQUES DE SOLUTIONS INDUSTRIELLES ET FERROVIAIRES

1. Exemple de solution de stockage approprié

Pour le stockage énergétique, les options présentement disponible sont majoritairement conçues initialement pour les microréseaux électriques. On note plusieurs modèle dont le Fluence Gridstack par Siemens avec les dimensions de Fluence Energy, Inc. (2024) , CATL EnerC Plus et EnerOne Plus Contemporary Amperex Technology Co., Limited (2024)

1.1 Stockage Microgrid

1.1.1 Solutions proposées par CATL

Tableau-A III-1 Paramètres de Base Détaillés de la Solution de Refroidissement Liquide EnerC Plus de CATL

Paramètre	Modèle (basé sur 280 Ah)	Modèle (basé sur 306 Ah)
C-Rate des cellules	0.5 - 1	0.5
Énergie nominale [MWh]	3.72	4.07
Capacité des cellules [Ah]	280	306
Configuration	10P416S	10P416S
Tension nominale [V]	1331.2	1331.2
Indice de Protection (IP)	IP55	IP55
Poids du produit [T]	35	36
Dimensions (L*I*H) [mm]	6058 × 2438 × 2896	6058 × 2438 × 2896
Tests et certifications	IEC, SP GROUP, CSA, UN38.3, IEC 62619, UL 1973, UL 9540A, IEC 62477-1	IEC, SP GROUP, CSA, UN38.3, IEC 62619, UL 1973, UL 9540A, IEC 62477-1

1.1.2 Solutions proposées par Fluence par Siemens

Tableau-A III-2 Spécifications du Système de Batteries

SPÉCIFICATION	SÉRIE 2000	SÉRIE 5000 (3XX Ah)	SÉRIE 5000 (5XX Ah)
Cellules de Batterie	3XX Ah	3XX Ah	5XX Ah
Capacité Énergétique	2436 kWh	4872 – 5016 kWh	5644 kWh
Dimensions du Boîtier (H x L x P)	2550 x 7537 x 1734 mm (8,37 x 24,73 x 5,69 pi)	2896 x 6820 x 2438 mm (9,5 x 22,37 x 8 pi)	2896 x 6058 x 2438 mm (9,5 x 20 x 8 pi)
Poids du Boîtier (sans réfrigérant)	~ 22 400 kg – 23 300 kg	43 500 kg	45 500 kg
Charge de Pointe Auxiliaire	16,7 kW (2h); 9,5 kW (4h)	34 kW (2h); 17 kW (4h)	–
Taux Maximum	0,5	0,5	0,25

Tableau-A III-3 Spécifications du Système de Batteries

PERFORMANCE ET SÉCURITÉ	
Tension CC	Min. : 1188V Nominal : 1306V Max. : 1491V
Temps de Réponse du Système	150ms
Efficacité Aller-Retour	> 87%
Classification Sismique	IEEE693 High, satisfait aux exigences de l'International Building Code (IBC) et du California Building Code (CBC) pour la Catégorie de Conception Sismique (SDC) D, Conforme à la norme ASCE 7-10
Plage de Temp. de Fonctionnement	−20 °C à +50 °C (−4 °F à +122 °F)
Certifications	UL/IEC
Indice IP du Boîtier de Batterie	IP55
Gestion Thermique	Refroidissement liquide

1.1.3 Solutions proposé par EVLO

Tableau-A III-4 Spécifications Techniques EVLOSNERGY

Caractéristique	Spécification
<i>Performances du Système</i>	
Indice C disponible	1/4C-1/2C
Energie nominale	5 MWh
Durée	2 – 4 heures
Durée de vie	Jusqu'à 25 ans
Nombre de cycles	9 125 cycles**
Système de refroidissement	Refroidi par liquide
Fréquence du réseau	50 Hz et 60 Hz (configurable sur le PCS)
<i>Enceinte et Environnement</i>	
Dimensions de l'enceinte	6,06 × 2,44 × 2,90 m (20 × 8 × 9,5 pi)
Humidité de fonctionnement	0% à 100%
Plage de température de fonctionnement	-40°C à +55°C (-40 °F à 131 °F)
<i>Caractéristiques de Sécurité</i>	
Protection	Arrêt rapide, signaux visuels et sonores
Système de protection incendie	Répond aux exigences de la norme NFPA 855 Système de ventilation active conformément à la norme NFPA 69 Détecteur d'hydrogène Détecteur de fumée et de chaleur Prêt pour la norme NFPA 72

2. Wagon de transport de stockage énergétique

Tableau-A III-5 Spécifications du wagon 89' Greenbrier Companies Heavy-Duty Flatcar

Paramètres	Valeurs
Longueur, intérieure	27,23 m (89'-4")
Longueur, hors-tout (coupleurs)	28,85 m (94'-8")
Largeur, intérieure	2,54 m (8'-4")
Largeur, hors-tout	2,82 m (9'-3")
Hauteur, du rail au seuil	1,11 m (3' – 7 5/8")
Gabarit	AAR Plate C
Poids à vide	37,65 t (83 000 lbs)
Capacité/Limite de charge	92,08 t (203 000 lbs)
Charge brute sur rail	129,73 t (286 000 lbs)
Rayon min. de courbure (non attelé)	54,86 m (180')
Rayon min. de courbure (attelé à un wagon de base)	105,16 m (345')
Rayon min. de courbure (attelé à un wagon similaire)	72,85 m (239')

Caractéristique	Spécification
Longueur intérieure	19,63 m (64' - 5")
Longueur hors accouplements	21,10 m (69' - 2,5")
Hauteur (du rail au plateau)	1,11 m (3' - 7,625")
Largeur intérieure	2,87 m (9' - 5")
Largeur du plateau de chargement	3,15 m (10' - 4")
Gabarit	AAR Plate C
Masse à vide (Tare)	29 937 kg (66 000 lbs)
Capacité de charge utile	99 790 kg (220 000 lbs)
Masse totale sur rail	129 727 kg (286 000 lbs)
Rayon de courbure Non accouplé	45,72 m (150')
Rayon de courbure Accouplé à un wagon standard	52,12 m (171')
Rayon de courbure Accouplé à un wagon similaire	72,24 m (237')

Tableau-A III-6 Spécifications techniques du flatcar de 64 pieds GreenBrier Companies

3. Caractéristique de la Locomotive Bi-mode ALP-45DP

Les données présentées sont issues de Maryland Transit Administration (2013)

Tableau-A III-7 Performances et spécifications techniques de la locomotive
ALP-45DP (AMT/EXO)

Caractéristique	Valeur / Spécification
<i>Mode Électrique (25 kV 60 Hz)</i>	
Vitesse maximale	129 km/h
Puissance continue	4 000 kW
Puissance maximale (temps limité)	4 400 kW
<i>Mode Diesel</i>	
Vitesse maximale	105 km/h
Puissance moteur (2 × 1 567 kW)	3 134 kW
Puissance à la jante	Jusqu'à 2 650 kW
Effort de traction au démarrage	316 kN (dans les deux modes)
<i>Freinage électrodynamique (EDB)</i>	
Puissance (récupération)	4 000 kW
Puissance (résistance)	1 300 kW
Effort maximal	150 kN
Système de contrôle	Bombardier MITRAC
Sortie HEP (Head-End Power)	3 × 480 V, 60 Hz (600 kW moy.)
Tension de la batterie	74 V
Système auxiliaire général	480 V, 60 Hz
Compresseur à air	32 kW (Knorr SL-40)

Tableau-A III-8 Données techniques mécaniques locomotives ALP45-DP
(AMT/EXO)

Caractéristique	Valeur
Écartement des rails	1,435 mm
Longueur hors coupleurs	21,800 mm
Distance entre centres de bogies	13,250 mm
Empattement des bogies	2,800 mm
Diamètre des roues (neuf/usé)	1,118/1,046 mm
Largeur maximale	2,950 mm
Hauteur maximale au-dessus du rail	4,400 mm
Poids en ordre de marche	130,6 t
Charge maximale par essieu	32,65 t
Rayon minimal de courbe négociable	91 m
Réservoir de carburant (capacité utile)	6 813 l / 1 799.80 USGAL

3.1 Systèmes de Traction de la Locomotive Bi-mode ALP-45DP

Tableau-A III-9 Spécifications électriques de la locomotive ALP-45DP AMT/EXO

Caractéristique	Spécification
SYSTÈME DE TRACTION	
Type de moteur de traction	MITRAC DR 3700 F (Triphasé asynchrone)
Puissance par moteur	1 300 kW
Nombre de moteurs	4 (1 par essieu, arbre creux, suspendu dans les bogies)
GÉNÉRATION ET CONVERSION DE PUISSANCE	
<i>Alternateurs</i>	
Type	MITRAC TG 3800A
Nombre	2
Puissance	1 700 kVA à 1 800 tr/min (1 600 kW nominal)
<i>Convertisseurs de traction</i>	
Type	MITRAC TC 3360 DP
Nombre	2 (un par bogie)
Technologie	IGBT refroidi par eau (4 500 V)
Tension circuit intermédiaire CC	2 800 V
<i>Transformateurs</i>	
Transformateur principal	Jusqu'à 6 000 kVA (secondaire à 1 360 V, 60Hz)
Transformateur HEP	1 100 kVA (3 × 480 V, 60 Hz)
Transformateur auxiliaire	140 kVA (480 V, 60 Hz)

4. Caractéristique des Voitures Passagers de la Série 3000

Tableau-A III-10 Dimensions des voitures multi-niveaux (Série 3000) de NJ
TRANSIT et EXO

Caractéristique	Métrique	Impérial
Longueur hors tampon	25 908 mm	85' 0"
Largeur au seuil	3 048 mm	10' 0"
Hauteur du rail au toit	4 420 mm	14' 6"
Hauteur du rail au plancher intermédiaire	1 295 mm	51"
Largeur de la porte	813 mm	32"
Hauteur de la porte	1 930 mm	6' 4"
Hauteur sol-plafond	1 930 mm	6' 4"
Largeur de l'allée (pont supérieur)	546 mm	23 1/8"
Largeur de l'allée (pont inférieur)	546 mm	23 1/8"
Diamètre des roues	914 mm	36"
Empattement du bogie	2 591 mm	8' 6"
Distance entre les centres des bogies	18 136 mm	59' 6"
Écartement des rails	1 435 mm	4' 8 1/2"

Tableau-A III-11 Masses des voitures multi-niveaux (Série 3000) de NJ TRANSIT et EXO

Caractéristique	Métrique	Impérial
Poids à vide - EXO / AMT		
Voiture pilote	62 591 kg	137 700 lbs
Remorque	60 455 kg	133 000 lbs
Poids à vide - NJT		
Voiture pilote	63 163 kg	139 250 lbs
Remorque	60 323 kg	132 990 lbs
Remorque toilette	61 182 kg	134 880 lbs
CAPACITÉ (PASSAGERS ASSIS)		
Voiture pilote	127	
Remorque	142	

Les tableau III-10, III-11 sont basés sur les informations techniques présentes dans les minutes du MARC Riders Advisory Council Maryland Transit Administration (2013).

Selon les spécifications de la locomotive, le réservoir peut contenir 6813 litres de diesel. Ce réservoir de carburant contient approximativement $6813l \cdot 9,95kWh/l = 67789.35kWh = 67.8MWh$ d'énergie totale, si l'on comptabilise $9,95kWh / l$ en énergie U.S. Department of Energy (N/A). L'énergie utilisable serait alors de $67.8MWh \cdot 40\% = 27.1MWh$ en prenant en compte l'efficacité des machines thermiques à 40%.

ANNEXE IV

ANALYSE DE L'ÉQUIPEMENT DE COMMUTATION ET DES PERTES RELIÉES

1. Paramètres électriques des commutateurs

Les spécifications des modules de commutations ne sont pas disponible librement. Afin de calquer la suite de l'analyse dans la réalité technique, des modèles de commutateurs seront comparés et utilisés lors des simulations.

1.1 Modèle Presspack 4.5kV, 3kA

Tableau-A IV-1 Caractéristiques techniques du module IGBT (IGBT Module Technical Specifications P3000ZL45X168 Press Pack IGBT)

Paramètre	Symbole	Valeur (Typ.)
Tension de saturation de l'IGBT (IGBT Saturation Voltage)	$V_{CE\ sat}$	2.25 V
Tension de seuil de la grille (Gate Threshold Voltage)	V_{GEth}	6.6 V
Charge de grille (Gate Charge)	Q_G	60 μC
Capacité d'entrée (Input Capacitance)	C_{ies}	620 nF
Temps de retard à la fermeture (Turn-on Delay Time)	t_{don}	0.39 μs
Temps de retard à l'ouverture (Turn-off Delay Time)	t_{doff}	9.8 μs
Paramètres de test 3000A, 2800V, 25C, $L_\sigma = 150nH$:	—	—
Pertes d'énergie à la fermeture (Turn-on Energy Loss)	E_{on}	8.5 J
Pertes d'énergie à l'ouverture (Turn-off Energy Loss)	E_{off}	18 J
Résistance de grille interne (Internal Gate Resistor)	R_{Gint}	0.07 Ω
Poids du module (Module Weight)	G	3000 g

Paramètre	Symbole	Valeur (Datasheet D4600U)
Tension Directe	V_F	Typ. 1,90 V / Max. 2,00 V (à 140°C)
Courant de Recouvrement Inverse de Crête	I_{RM}	Max. 5500 A
Charge de Recouvrement	Q_r	Max. 13 mAs (13000 μ C)
Paramètre de test à 3kV, 4.5kA, 25C :		
Énergie de Recouvrement Inverse	$E_{rec}(W_{RQ})$	Max. 24 Ws (24 J)
Résistance Thermique Jonction-Boîtier	R_{thJC}	Max. 3,30 K/kW
Résistance Thermique Boîtier-Dissipateur	R_{thCH}	Max. 1,00 K/kW

Tableau-A IV-2 Caractéristiques techniques de la diode rapide (Fast Hard Drive Diode D4600U)

1.2 Modèle module 4.5kV, 1.8kA

Tableau-A IV-3 Caractéristiques techniques du module IGBT (IGBT Module Technical Specifications FZ1800R45HL4 IHM-B module)

Paramètre	Symbole	Valeur (Typ.)
Tension de saturation de l'IGBT (IGBT Saturation Voltage)	$V_{CE\ sat}$	2.35 V
Tension de seuil de la grille (Gate Threshold Voltage)	V_{GEth}	6 V
Charge de grille (Gate Charge)	Q_G	47 μ C
Capacité d'entrée (Input Capacitance)	C_{ies}	297 nF
Inductance parasite du module (Stray Inductance)	L_{sCE}	6 nH
Paramètre de test 2.8kV, 1.8kA, 25C, $L_\sigma = 150nH$:		
Temps de retard à la fermeture (Turn-on Delay Time)	t_{don}	0.260 μ s
Temps de retard à l'ouverture (Turn-off Delay Time)	t_{doff}	6.930 μ s
Pertes d'énergie à la fermeture (Turn-on Energy Loss)	E_{on}	5800 mJ
Pertes d'énergie à l'ouverture (Turn-off Energy Loss)	E_{off}	7050 mJ
Énergie de recouvrement inverse (Reverse Recovery Energy)	E_{rec}	2340 mJ
Résistance de grille interne (Internal Gate Resistor)	R_{Gint}	0.29 Ω
Poids du module (Module Weight)	G	1200 g

Paramètre	Symbole	Valeur Typique à 25°C
Tension Directe	V_F	2,60 V
Courant de Recouvrement Inverse de Crête	I_{RM}	2360 A
Charge de Recouvrement	Q_r	1560 μ C
Paramètre de test Paramètre de test 2.8kV, 1.8kA, 25C :		
Énergie de Recouvrement Inverse	E_{rec}	2340 mJ
Résistance Thermique Jonction-Boîtier	R_{thJC}	12,7 K/kW (Valeur Max)
Résistance Thermique Boîtier-Dissipateur	R_{thCH}	5,30 K/kW

Tableau-A IV-4 Caractéristiques techniques du module diode (Diode Module Technical Specifications FZ1800R45HL4 IHM-B module)

1.3 Modèle module 4.5kV, 1.2kA

Tableau-A IV-5 Caractéristiques techniques du module IGBT (IGBT Module Technical Specifications FZ1200R45HL4 IHM-B module)

Paramètre	Symbole	Valeur (Typ.)
Tension de saturation de l'IGBT (IGBT Saturation Voltage)	$V_{CE\ sat}$	2.30 V
Tension directe de la diode (Diode Forward Voltage)	V_F	2.50 V
Tension de seuil de la grille (Gate Threshold Voltage)	V_{GEth}	6 V
Charge de grille (Gate Charge)	Q_G	35 μC
Capacité d'entrée (Input Capacitance)	C_{ies}	223 nF
Inductance parasite du module (Stray Inductance)	L_{sCE}	6 nH
Paramètre de test Paramètre de test 2.8kV, 1.2kA, 25C, $L_{\sigma} = 150nH$:		
Temps de retard à la fermeture (Turn-on Delay Time)	t_{don}	0.330 μs
Temps de retard à l'ouverture (Turn-off Delay Time)	t_{doff}	9.300 μs
Pertes d'énergie à la fermeture (Turn-on Energy Loss)	E_{on}	4100 mJ
Pertes d'énergie à l'ouverture (Turn-off Energy Loss)	E_{off}	5500 mJ
Énergie de recouvrement inverse (Reverse Recovery Energy)	E_{rec}	1500 mJ
Résistance de grille interne (Internal Gate Resistor)	R_{Gint}	0.39 Ω
Poids du module (Module Weight)	G	1200 g

Paramètre	Symbole	Valeur Typique à 25°C
Tension Directe	V_F	2,50 V
Courant de Recouvrement Inverse de Crête	I_{RM}	1400 A
Charge de Recouvrement	Q_r	1000 μ C
Paramètre de test Paramètre de test 2.8kV, 1.2kA, 25C : Énergie de Recouvrement Inverse	E_{rec}	1500 mJ
Résistance Thermique Jonction-Boîtier	R_{thJC}	15,6 K/kW (Valeur Max)
Résistance Thermique Boîtier-Dissipateur	R_{thCH}	6,20 K/kW

Tableau-A IV-6 Caractéristiques techniques du module diode (diode Module Technical Specifications FZ1200R45HL4 IHM-B module)

2. Pertes par commutation

L'énergie de commutation totale par cycle MLI pour un bras (paire de commutateurs côté haut et côté bas) est définie comme la somme de l'énergie à l'amorçage, de l'énergie au blocage et de l'énergie de recouvrement inverse de la diode de roue libre :

$$E_{sw_total} = E_{on} + E_{off} + E_{rec} \quad (\text{A IV-1})$$

Pour déterminer l'énergie à un courant spécifique I , nous utilisons une mise à l'échelle linéaire :

$$E(I) = E_{sw_total(I_{ref}A)} \times \left(\frac{I}{I_{ref}A} \right) \quad (\text{A IV-2})$$

Il est également possible de faire une mise à l'échelle sur la tension via cette équation :

$$E(V) = E_{ref(V_{ref})} \times \left(\frac{V}{V_{ref}} \right) \quad (\text{A IV-3})$$

Et une mise à l'échelle à une différente tension et courant :

$$E(V, I) = E_{ref}(V_{ref}, I_{ref}) \times \left(\frac{V}{V_{ref}} \right) \times \left(\frac{I}{I_{ref}} \right) \quad (\text{A IV-4})$$

La perte de puissance totale par commutation par bras à une fréquence f_{sw} , kHz est calculée comme suit :

$$P_{sw} = E(I) \times f_{sw} \quad (\text{A IV-5})$$

3. Limite de la linéarisation

Le modèle suppose que l'énergie de commutation (E_{on}, E_{off}) évolue de manière linéaire avec la tension et le courant ($E \propto I$). En réalité, l'énergie de commutation dans les modules de haute puissance comme le FZ1200R45HL4 suit une loi de puissance, typiquement $E \propto I^x$, où x varie entre 1,2 et 1,4. Par conséquent, un simple rapport linéaire sous-estime les pertes à des courants élevés et les surestime à de faibles courants. Également, les températures élevées exacerbent le « courant de queue » (tail current) pendant la phase de blocage. Les pertes par commutation réelles aux températures de fonctionnement peuvent être 1,5 à 2 fois plus élevées que les valeurs de la fiche technique à 25°C. Le V_{CEsat} d'un IGBT possède un coefficient de température positif. À mesure que la température augmente, la résistance interne augmente, élevant les pertes par conduction réelles de 20 % à 30 % par rapport aux calculs de base.

4. Coefficient de pertes normalisées des divers modules

Tableau-A IV-7 Coefficients de pertes normalisés pour le module Presspack
P3000ZL45X168 & D4600U ($V_{ref} = 2,8 \text{ kV}$, $I_{ref} = 3,0 \text{ kA}$)

Paramètre	Symbole	Énergie Réf. (E_{ref})	Coefficient k ($J/(V \cdot A)$)
Pertes à la fermeture	k_{on}	8,50 J	$1,012 \times 10^{-6}$
Pertes à l'ouverture	k_{off}	18,00 J	$2,143 \times 10^{-6}$
Recouvrement inverse	k_{rec}	14,93 J	$1,778 \times 10^{-6}$
Total par cycle	k_{sw_total}	41,43 J	$4,933 \times 10^{-6}$

Tableau-A IV-8 Coefficients de pertes normalisés pour le module FZ1800R45HL4
($V_{ref} = 2,8 \text{ kV}$, $I_{ref} = 1,8 \text{ kA}$)

Paramètre	Symbole	Énergie Réf. (E_{ref})	Coefficient k ($J/(V \cdot A)$)
Pertes à la fermeture	k_{on}	5,80 J	$1,151 \times 10^{-6}$
Pertes à l'ouverture	k_{off}	7,05 J	$1,399 \times 10^{-6}$
Recouvrement inverse	k_{rec}	2,34 J	$0,464 \times 10^{-6}$
Total par cycle	k_{sw_total}	15,19 J	$3,014 \times 10^{-6}$

Tableau-A IV-9 Coefficients de pertes normalisés pour le module FZ1200R45HL4
($V_{ref} = 2,8 \text{ kV}$, $I_{ref} = 1,2 \text{ kA}$)

Paramètre	Symbole	Énergie Réf. (E_{ref})	Coefficient k ($J/(V \cdot A)$)
Pertes à la fermeture	k_{on}	4,10 J	$1,220 \times 10^{-6}$
Pertes à l'ouverture	k_{off}	5,50 J	$1,637 \times 10^{-6}$
Recouvrement inverse	k_{rec}	1,50 J	$0,446 \times 10^{-6}$
Total par cycle	k_{sw_total}	11,10 J	$3,303 \times 10^{-6}$

L'observation des coefficients de pertes normalisés (k_{sw_total}) met en évidence une disparité marquée entre le module Presspack P3000ZL45X168 et les modules de la série IHM-B. Cet écart reflète les architectures technologiques de ces composants. L'augmentation des pertes dynamiques du module Presspack s'explique via l'énergie de recouvrement et l'énergie de blocage.

La structure interne de la puce IGBT Presspack limite ses performances dynamiques lors des phases de blocage. Le temps de retard à l'ouverture (t_{doff}) s'élève à $9,8, \mu\text{s}$ pour le module P3000ZL45X168, contre $6,93, \mu\text{s}$ pour le FZ1800. Cet allongement de la phase transitoire maintient le composant plus longtemps dans sa zone de fonctionnement linéaire (période de croisement simultané d'une tension et d'un courant élevés), ce qui augmente l'énergie dissipée à l'ouverture (E_{off}).

L'architecture Presspack permet un mode de défaillance en court-circuit stable, fail-short. Cette propriété est critique dans les applications de très haute puissance (HVDC), où la mise en série de dizaines de commutateurs exige qu'une puce défaillante continue de conduire le courant sans provoquer de circuit ouvert destructeur. Les modules IHM-B, à l'inverse, privilégient l'optimisation des puces pour des commutations rapides et des pertes réduites, au détriment de cette résilience post-défaillance.

5. Pertes par conduction

Les pertes par conduction sont dissipées de manière continue lorsque les dispositifs semi-conducteurs se trouvent dans leur état actif passant et conduisent le courant de charge. Dans un modèle simplifié où le courant de charge I est considéré comme constant sur une période de commutation, la chute de tension aux bornes du composant est approximée par une valeur fixe : la tension de saturation V_{CEsat} pour l'IGBT, et la tension directe V_F pour la diode. La perte par conduction totale par bras est fonction du rapport cyclique (D), du courant de charge, de la tension de saturation de l'IGBT (V_{CEsat}) et de la tension directe de la diode (V_F).

$$P_{cond_IGBT} = D \times I \times V_{CEsat} \quad (\text{A IV-6})$$

$$P_{cond_Diode} = (1 - D) \times I \times V_F \quad (\text{A IV-7})$$

$$P_{cond_totale} = P_{cond_IGBT} + P_{cond_Diode} \quad (\text{A IV-8})$$

6. Impact des techniques de commutation douce (ZVS et ZCS)

Afin de limiter les pertes par commutation, la commutation douce (soft-switching) peut être intégrée aux topologies de conversion de puissance. La commutation douce repose sur l'ajout de circuits résonnants (L-C) qui modifient les formes d'onde pour annuler la tension ou le courant

avant la transition d'état du commutateur. Lorsque la tension ou le courant est nul lors de la commutation la puissance dissipée au moment de la commutation est nulle également.

6.1 Commutation au zéro de tension (ZVS - Zero Voltage Switching)

Le ZVS se produit si, au moment de la fermeture du commutateur, la tension aux bornes du commutateur (V_{CE} pour un IGBT), est nulle. Le circuit résonnant décharge la capacité du snubber et entraîne la conduction de la diode antiparallèle. Durant la conduction de la diode, la tension V_{CE} est à la chute de tension de la diode et est considérée nulle. Les pertes à l'ouverture, E_{on} dépendantes du courant et de la tension au moment de la transition sont nulles.

6.1.1 Limites et défis du ZVS

La stabilité du mode ZVS est également dépendante de la charge, bien que la contrainte soit inversée par rapport au ZCS. L'annulation de la tension aux bornes de l'interrupteur nécessite qu'une énergie inductive suffisante ($E = \frac{1}{2}LI^2$) soit accumulée dans le circuit pour décharger complètement la capacité parasite du composant (C_{oss}) avant sa commande de fermeture. Si la charge est trop faible, le courant devient insuffisant pour vider cette capacité, la condition ZVS est perdue, et le composant subit un hard switching capacitif. Dans les topologies résonnantes, le ZVS fonctionne fréquemment sur la base du PFM (Pulse Frequency Modulation) pour réguler la sortie. Cependant, le comportement dynamique est généralement l'inverse du ZCS : à faible charge, la fréquence doit être fortement augmentée pour réduire le gain et limiter le transfert de puissance, tandis qu'à forte charge, la fréquence est réduite pour se rapprocher de la fréquence de résonance. Pour garantir le maintien du ZVS sur une large plage de fonctionnement, le circuit nécessite de conserver d'importants courants de circulation (courant de magnétisation), même à faible charge. Cela augmente les pertes par conduction continues comparativement à une topologie PWM classique. De plus, dans certaines topologies quasi-résonnantes, la tension de crête aux bornes de l'interrupteur est la somme de la tension d'entrée et de l'oscillation résonnante, ce qui impose l'utilisation de composants calibrés pour des tensions de claquage nettement plus élevées.

6.2 Commutation au zéro de courant (ZCS - Zero Current Switching)

Le ZCS se produit si, au moment de l'ouverture du commutateur, le courant traversant le composant (I_C) est nul. Le circuit résonnant force le courant à osciller et à tendre vers zéro. La commutation est effectuée dans l'intervalle où le courant est nul. Les pertes à la fermeture, E_{off} , étant dépendantes de la tension et du courant sont nulles. Le ZCS permet également de minimiser les pertes liés au courant de recouvrement E_{rec} de la diode, en limitant la pente de décroissance du courant (di/dt). Cette annulation progressive du courant réduit la charge de recouvrement inverse (Q_{rr})

6.2.1 Limites et défis du ZCS

La stabilité du mode ZCS est liée à la charge, ce qui limite sa flexibilité. Le passage à zéro du courant nécessite que l'amplitude de l'oscillation résonnante (V_{in}/Z_0) soit supérieure au courant de charge I_{load} . Si la charge excède cette limite, la condition ZCS est perdue, entraînant le hard switching. Le ZCS fonctionne sur la base du PFM, pulse frequency modulation qui garde un duty cycle constant et fait varier la fréquence. À l'instar du PWM qui fait varier le duty cycle et garde la fréquence constante. À faible charge, la fréquence est réduite et à charge élevée, la fréquence est augmentée, ce fonctionnement complique le dimensionnement des filtres. Également, le courant de crête dans l'interrupteur est la somme du courant de charge et du courant résonnant, ce qui impose l'utilisation de composants calibrés pour des courants crêtes plus élevés que dans une topologie PWM classique.

6.3 Régulation par déphasage (Phase-Shift PWM)

La modulation de fréquence (PFM) complique la conception des filtres EMI et le dimensionnement des composants magnétiques. La commande par déphasage (Phase-Shift PWM) offre une alternative efficace : elle maintient la commutation douce (soft-switching) tout en conservant une fréquence de commutation fixe.

Dans une topologie en pont complet, au lieu de modifier la largeur d'impulsion, chaque interrupteur fonctionne avec un rapport cyclique fixe de 50 % (aux temps morts près). Le transfert de puissance est contrôlé en ajustant le déphasage angulaire (ϕ) entre le premier demi-pont (bras directeur) et le second (bras retardé).

Le rapport cyclique effectif (D_{eff}) limitant le transfert d'énergie est donné par :

$$D_{eff} = 1 - \frac{\phi}{\pi} \quad (\text{A IV-9})$$

où $\phi \in [0, \pi]$. Un déphasage de $\phi = 0$ donne un transfert maximal ($D_{eff} = 1$), tandis qu'un déphasage de $\phi = \pi$ annule le transfert de puissance.

6.4 Alternative au ZCS pour les IGBT

Bien que la commutation au zéro de courant (ZCS) semble idéale pour annuler les pertes à l'ouverture, elle présente des limites lorsqu'elle est appliquée aux transistors bipolaires à grille isolée (IGBT) Ortiz, Uemura, Bortis, Kolar & Apeldoorn (2013). Durant sa phase de conduction, l'IGBT stocke une grande quantité de charges afin de maintenir une faible tension de saturation Ortiz *et al.* (2013). En mode ZCS, même si le courant s'annule au moment de la commutation, ces charges internes n'ont pas toutes le temps de se recombinaison Ortiz *et al.* (2013). Lors de l'application de la tension de blocage, l'évacuation de ces charges résiduelles génère un courant de queue (tail current) qui engendre des pertes de commutation Ortiz *et al.* (2013). En mode ZCS, une part des pertes totales du module est transférée vers la diode de roue libre en raison des fortes contraintes dynamiques liées à son recouvrement inverse Helsper, Fuchs & Munzer (2002). Face à ces limitations, la commutation au zéro de tension (ZVS) s'impose comme une alternative souvent plus performante, particulièrement avec l'avènement des IGBT de technologie Trench-Gate Helsper *et al.* (2002). Les études démontrent que les modules Trench opérant en mode ZVS présentent des pertes d'amorçage passif (passive switch-on) nettement inférieures à celles des architectures IGBT traditionnelles Helsper *et al.* (2002). Les modules trench peuvent atteindre des fréquences de commutation plus élevées avec un niveau de perte

comparable aux modules planaires spécifiquement optimisés pour la résonance, et ce, sans nécessiter d'optimisation matérielle complexe Helsper *et al.* (2002). Au niveau de la modulation, une stratégie efficace consiste à abandonner le ZCS pur pour couper intentionnellement un léger courant résiduel Ortiz *et al.* (2013). Bien que cela génère une perte à l'ouverture, cette approche permet d'utiliser l'énergie inductive pour décharger les capacités parasites et atteindre un ZVS complet pour l'interrupteur complémentaire Ortiz *et al.* (2013). Les analyses effectuées dans Ortiz *et al.* (2013) montrent que cette modification de la modulation permet de réduire les pertes de commutation totales de 40 % à 48 % à des températures de fonctionnement élevées (120°C) par rapport au mode ZCS classique. Enfin, pour optimiser davantage la dynamique des charges sans subir les inconvénients du ZCS, il est possible d'agir physiquement sur la forme du courant (current shaping) en insérant une inductance saturable (L_{sat}) en série dans le circuit Ortiz *et al.* (2013). Ce composant permet de maintenir le courant à une valeur très faible juste avant le blocage du composant Ortiz *et al.* (2013). Ce palier de courant offre un temps supplémentaire crucial pour permettre une recombinaison interne quasi complète des charges stockées Ortiz *et al.* (2013). La combinaison de cette technique matérielle avec une modulation ZVS permet de diviser les pertes de commutation des semi-conducteurs par quatre Ortiz *et al.* (2013). Bien que cette inductance saturable introduise de légères pertes par conduction supplémentaires, le bilan global de l'efficacité du convertisseur s'en trouve amélioré Ortiz *et al.* (2013).

7. Synthèse et choix de modélisation

Dans le cadre de cette étude et pour les sections suivantes, seule l'approximation du premier ordre sera utilisée pour le calcul des pertes de commutation et de conduction. Bien que la section précédente ait mis en évidence la non-linéarité des pertes réelles (notamment la dynamique du courant de queue exacerbée par la température et la loi de puissance $E \propto I^x$), la linéarisation offre un compromis robuste pour l'analyse macroscopique du convertisseur sans requérir de modèles électrothermiques de semi-conducteurs particulièrement lourds et complexes à simuler. Les capacités des snubbers (amortisseurs) et les éventuelles inductances saturables ne seront pas rigoureusement optimisées dans les simulations pour minimiser le tail current des IGBT ou le recouvrement inverse des diodes. L'étude se concentrera plutôt sur l'évaluation globale

du rendement en utilisant les coefficients de pertes normalisés (k_{sw_total}) calculés à partir des fiches techniques. Concernant l'évaluation des techniques de commutation douce, Ortiz *et al.* (2013) a démontré la supériorité du ZVS sur le ZCS pour les modules IGBT modernes. Seul le ZVS sera implémenté dans la suite de l'étude.

ANNEXE V

ANALYSE DU CONTRÔLE DTC

1. Modélisation de l'onduleur DC-AC et du contrôle moteur (DTC)

1.1 Configuration des bandes d'hystérésis (DTC Classique)

Le principe fondamental du DTC classique repose sur l'utilisation de comparateurs à hystérésis pour maintenir le flux statorique et le couple électromagnétique à l'intérieur de marges d'erreur prédéfinies. Les tolérances paramétrées pour la simulation sont les suivantes :

- **Ondulation de couple admise :** La bande d'hystérésis du couple est fixée à $\pm 5\%$ du couple maximal transmissible par le moteur (T_{max}).
- **Ondulation de flux admise :** La bande d'hystérésis du flux statorique est fixée à $\pm 2,5\%$ de la valeur nominale du flux (ψ_{rated}).

Dès que les estimations de couple ou de flux sortent de ces bandes, le contrôleur sélectionne un nouveau vecteur de tension actif ou nul pour ramener les grandeurs vers leurs références.

1.2 Équations du Contrôle Direct de Couple (Direct Torque Control - DTC)

1.2.1 Équations de la transformée de Clarke

La transformée de Clarke (conserve l'amplitude) s'exprime sous forme matricielle ainsi :

$$\begin{bmatrix} x_\alpha \\ x_\beta \\ x_0 \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ x_c \end{bmatrix} \quad (\text{A V-1})$$

1.2.2 Régulation de vitesse et génération de la commande de couple

La régulation de vitesse par un correcteur PI génère le couple de référence T_{e_ref} à partir de l'erreur de vitesse.

Dans le domaine de Laplace, la fonction de transfert du correcteur s'exprime ainsi :

$$T_{e_ref}(s) = \left(K_p + \frac{K_i}{s} \right) (\omega_{ref}(s) - \omega_m(s)) \quad (\text{A V-2})$$

1.2.3 Équations d'estimation du flux et du couple

L'estimation des composantes du flux statorique (ψ_α, ψ_β) dans le repère stationnaire s'effectue à partir des tensions et courants mesurés. Les équations différentielles continues sont données par :

$$\frac{d\psi_\alpha}{dt} = v_\alpha - R_s i_\alpha \quad (\text{A V-3})$$

$$\frac{d\psi_\beta}{dt} = v_\beta - R_s i_\beta \quad (\text{A V-4})$$

Dans le domaine continu, l'intégration classique s'exprime ainsi :

$$\psi_\alpha(t) = \int_0^t (v_\alpha(\tau) - R_s i_\alpha(\tau)) d\tau \quad (\text{A V-5})$$

$$\psi_\beta(t) = \int_0^t (v_\beta(\tau) - R_s i_\beta(\tau)) d\tau \quad (\text{A V-6})$$

Le couple électromagnétique estimé (T_e), en fonction du nombre de paires de pôles (p) et des composantes $\alpha\beta$ du flux et du courant, se calcule par l'équation suivante :

$$T_e = \frac{3}{2} p (\psi_\alpha i_\beta - \psi_\beta i_\alpha) \quad (\text{A V-7})$$

1.2.4 Calcul des signaux d'erreurs des blocs d'hystérésis

Avant d'évaluer l'état des comparateurs, il est nécessaire de calculer les signaux d'erreur à chaque instant d'échantillonnage k . Ces erreurs, qui constituent les grandeurs d'entrée des blocs d'hystérésis, sont obtenues en calculant la différence entre les consignes de référence (ψ_{ref} et T_{e_ref}) et les valeurs réelles estimées par le modèle du moteur (ψ_{est} et T_{e_est}) :

$$\psi_{err}(k) = \psi_{ref}(k) - \psi_{est}(k) \quad (\text{A V-8})$$

$$te_{err}(k) = T_{e_ref}(k) - T_{e_est}(k) \quad (\text{A V-9})$$

Le couple de référence T_{e_ref} est issu de la boucle externe de régulation de vitesse, tandis que le flux de référence ψ_{ref} est maintenu à sa valeur nominale pour un fonctionnement en dessous de la vitesse de base, lorsque le "flux weakening" n'est pas requis.

1.2.5 Valeurs de seuil d'hystérésis de couple et de flux

Afin de paramétrer correctement les comparateurs, il est d'abord nécessaire de déterminer les valeurs nominales du flux statorique (ψ_{rated}) et du couple électromagnétique (T_{rated}) du moteur. Le flux nominal est déduit de la tension nominale (V_n) et de la pulsation électrique de base (ω_{base}), tandis que le couple nominal est calculé à partir de la puissance nominale (P_{nom}) et de la vitesse mécanique nominale (ω_{sm}) :

$$\psi_{rated} = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{V_n}{\omega_{base}} \quad (\text{A V-10})$$

$$T_{rated} = \frac{P_{nom}}{\omega_{sm}} \quad (\text{A V-11})$$

Une fois ces grandeurs de référence établies, les seuils des bandes d'hystérésis sont définis en appliquant un taux d'ondulation toléré pour le flux (δ_ψ) et pour le couple (δ_{te}). Les limites supérieures et inférieures s'expriment ainsi :

$$H_{\psi,high} = \psi_{rated} \cdot \delta_\psi \quad (\text{A V-12})$$

$$H_{\psi,low} = -\psi_{rated} \cdot \delta_\psi \quad (\text{A V-13})$$

$$H_{te,high} = T_{rated} \cdot \delta_{te} \quad (\text{A V-14})$$

$$H_{te,low} = -T_{rated} \cdot \delta_{te} \quad (\text{A V-15})$$

1.2.6 Équations de l'hystérésis à deux et trois niveau pour le couple et le flux

Les erreurs de flux statorique (ψ_{err}) et de couple électromagnétique (te_{err}) sont régulées indépendamment par des comparateurs à hystérésis. Le contrôle du flux est assuré par un comparateur à deux niveaux qui génère le signal de commande $d_\psi(k)$. Simultanément, le couple est régulé par un comparateur à trois niveaux produisant le signal $d_{te}(k)$. À l'instant d'échantillonnage k , la logique discrète de ces comparateurs s'exprime par les systèmes d'équations suivants :

$$d_\psi(k) = \begin{cases} 1 & \text{if } \psi_{err} > H_{\psi,high} \\ 0 & \text{if } \psi_{err} < H_{\psi,low} \end{cases} \quad (\text{A V-16})$$

$$d_{te}(k) = \begin{cases} 1 & \text{if } te_{err} \geq H_{te,high} \\ -1 & \text{if } te_{err} \leq H_{te,low} \\ 1 & \text{if } d_{te}(k-1) = 1 \text{ and } 0 < te_{err} < H_{te,high} \\ -1 & \text{if } d_{te}(k-1) = -1 \text{ and } H_{te,low} < te_{err} < 0 \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases} \quad (\text{A V-17})$$

1.2.7 Table de commutation DTC

La logique de sélection des vecteurs de tension de l'onduleur dépend de l'état d'erreur du flux (d_ψ), de l'état d'erreur du couple (d_{Te}) et du secteur angulaire actuel du flux (S_i). Le tableau V-1 résume la table de commutation classique en régime de fonctionnement normal.

Tableau-A V-1 Table de commutation DTC classique (Takahashi)

d_ψ	d_{Te}	Secteur de flux S_i					
–	–	S_1	S_2	S_3	S_4	S_5	S_6
1	1	V_2	V_3	V_4	V_5	V_6	V_1
1	0	V_7	V_0	V_7	V_0	V_7	V_0
1	-1	V_6	V_1	V_2	V_3	V_4	V_5
0	1	V_3	V_4	V_5	V_6	V_1	V_2
0	0	V_0	V_7	V_0	V_7	V_0	V_7
0	-1	V_5	V_6	V_1	V_2	V_3	V_4

1.2.8 Génération des temps morts (Deadtime)

Afin de prévenir tout risque de court-circuit de bras shoot-through dans l'onduleur lors des commutations, un temps mort T_d doit être inséré. Il garantit que l'interrupteur en conduction est complètement bloqué avant l'amorçage de l'interrupteur complémentaire.

Une méthode d'implémentation numérique efficace consiste à utiliser une ligne à retard associée à une porte logique ET. Cette configuration permet de retarder uniquement les fronts montants du signal de commande, tout en propageant les fronts descendants sans délai.

Soit $S(t)$ le signal de commande idéal issu du modulateur (prenant les valeurs booléennes 0 ou 1) et T_d la durée du temps mort. Le signal retardé $S_{delay}(t)$ s'exprime simplement par :

$$S_{delay}(t) = S(t - T_d) \quad (\text{A V-18})$$

Le signal de commande réel appliqué à la grille du transistor, noté $S_{out}(t)$, est généré en effectuant une opération logique ET (qui correspond à une multiplication booléenne) entre le signal source et sa version retardée :

$$S_{out}(t) = S(t) \wedge S_{delay}(t) = S(t) \cdot S(t - T_d) \quad (\text{A V-19})$$

Pour un bras d'onduleur classique composé d'un interrupteur supérieur (*High-Side*, S_H) et d'un interrupteur inférieur (*Low-Side*, S_L), la commande s'effectue à partir d'un signal de consigne de branche $C(t)$ et de son complémentaire logique $\overline{C}(t) = 1 - C(t)$.

En appliquant la logique de retard et de porte ET à ces deux signaux de manière indépendante, les équations des signaux de grille finaux s'écrivent :

$$S_H(t) = C(t) \wedge C(t - T_d) \quad (\text{A V-20})$$

$$S_L(t) = \overline{C}(t) \wedge \overline{C}(t - T_d) = (1 - C(t)) \cdot (1 - C(t - T_d)) \quad (\text{A V-21})$$

Grâce à ce système d'équations, lors d'une transition d'état de la commande $C(t)$, le signal commandant le transistor qui doit s'ouvrir passe à l'état bas instantanément (grâce au front descendant non retardé), tandis que le signal du transistor qui doit se fermer reste à l'état bas pendant toute la durée T_d avant de basculer à l'état haut.

1.3 Principe du contrôle DTC

Comprendre l'enchaînement de ces blocs mathématiques est essentiel pour saisir le fonctionnement global du Contrôle Direct de Couple (DTC).

1.3.1 Acquisition des données et transformée de Clarke

Le cycle de contrôle commence par la lecture de l'état physique du moteur.

- **Action :** Les capteurs mesurent les courants de phase (par exemple, x_a, x_b, x_c) et les tensions appliquées au moteur.
- **Traitement :** Ces valeurs triphasées sont injectées dans la **transformée de Clarke**.
- **Sortie :** La transformée simplifie le système triphasé en un système de coordonnées stationnaire à deux axes, produisant les vecteurs orthogonaux (x_α, x_β) .

1.3.2 Estimation du flux et du couple

Une fois la tension et le courant obtenus dans le repère $\alpha\beta$, le système doit déduire l'état électromagnétique interne du moteur.

- **Action :** Les signaux $v_{\alpha\beta}$ et $i_{\alpha\beta}$ sont transmis au **bloc d'estimation**.
- **Traitement :** Le système intègre dans le temps la différence entre la tension et la chute de tension résistive ($R_s i$).
- **Sortie :** Ce calcul fournit les composantes estimées du flux statorique $(\psi_\alpha, \psi_\beta)$. En effectuant le produit vectoriel de ces composantes avec les courants mesurés, le système calcule également le couple électromagnétique estimé (T_{e_est}).

1.3.3 Régulation de vitesse (Boucle externe)

Simultanément, le système détermine le comportement attendu du moteur en fonction des consignes utilisateur.

- **Action :** Un capteur de vitesse (ou un estimateur) fournit la vitesse mécanique réelle (ω_m), qui est comparée à la vitesse de référence souhaitée (ω_{ref}).
- **Traitement :** L'erreur de vitesse résultante est transmise au **correcteur PI**.
- **Sortie :** Le correcteur PI génère le couple de référence requis (T_{e_ref}) pour accélérer ou décélérer le moteur. Le flux de référence (ψ_{ref}) est quant à lui généralement maintenu constant à sa valeur nominale.

1.3.4 Calcul des erreurs

Le système dispose maintenant de l'estimation et de la référence.

- **Action :** Les estimations calculées à l'Étape 2 sont soustraites des références générées à l'Étape 3.
- **Sortie :** Cette soustraction produit l'erreur de flux (ψ_{err}) et l'erreur de couple (te_{err}).

1.3.5 Évaluation par hystérésis (Boucle interne)

Au lieu d'utiliser des régulateurs linéaires pour la boucle interne, le DTC utilise des frontières de décision strictes et ultra-rapides.

- **Action :** Les signaux ψ_{err} et te_{err} sont envoyés à leurs **comparateurs à hystérésis** respectifs.
- **Traitement :** Le système vérifie si les erreurs ont franchi les bandes de tolérance prédéfinies (H_ψ et H_{te}).
- **Sortie :** Les comparateurs produisent des états numériques discrets : d_ψ (1 ou 0 pour le flux) et d_{te} (1, 0 ou -1 pour le couple).

1.3.6 Détermination du secteur et sélection du vecteur

Pour choisir la bonne tension à appliquer, le système doit localiser la position angulaire du vecteur de flux.

- **Action :** Les composantes de flux estimées (ψ_α, ψ_β) de l'Étape 2 sont utilisées pour calculer l'angle du flux, le classant ainsi dans l'un des six secteurs spatiaux (S_1 à S_6).
- **Traitement :** Les états numériques (d_ψ, d_{te}) de l'Étape 5 et le secteur (S_i) sont introduits dans la table de commutation .
- **Sortie :** La table agit comme une matrice de correspondance, fournissant instantanément le vecteur de tension optimal (de V_0 à V_7) requis pour contraindre le flux et le couple dans leurs bandes respectives.

1.3.7 Commande de l'onduleur

- **Action :** Le vecteur de tension sélectionné dicte directement l'état de commutation des semi-conducteurs (IGBT ou MOSFET) de l'onduleur.

- **Résultat :** L'onduleur applique les impulsions de tension spécifiques aux phases du moteur, le moteur réagit électromagnétiquement, et le cycle complet recommence immédiatement à l'Étape 1.

ANNEXE VI

ANALYSE DU CONTRÔLE DU DAB

1. Équations fondamentales du DAB

1.1 Transfert de puissance entre le pont primaire et secondaire

Le transfert de puissance entre les deux ponts d'un convertisseur DAB est analogue au flux de puissance entre deux bus de tension dans un réseau électrique classique, reliés par une réactance de ligne . Le déphasage entre les ponts dicte la direction et l'amplitude de ce flux .

L'équation générique de transfert de puissance est donnée par :

$$P = \frac{V_1 V_2 \sin(\varphi)}{\omega L} \quad (\text{A VI-1})$$

Pour le convertisseur DAB spécifiquement, la relation de transfert de puissance en fonction du déphasage φ (en radians) et de la fréquence de commutation F_s s'exprime par :

$$P = \frac{N V_1 V_2 \varphi (\pi - |\varphi|)}{2\pi^2 F_s L} \quad (\text{A VI-2})$$

où N est le rapport de transformation, V_1 et V_2 sont les tensions au primaire et au secondaire, et L est l'inductance de fuite .

Pour obtenir un transfert de puissance ciblé P_{out} , le déphasage nécessaire se calcule comme suit :

$$\varphi = \frac{\pi}{2} \times \left(1 - \sqrt{1 - \frac{8 \times F_s \times L \times P_{out}}{N \times V_1 \times V_2}} \right) \quad (\text{A VI-3})$$

1.2 Modulation TPS (Triple Phase Shift)

Afin d'étendre la plage de commutation douce, il est possible d'ajouter deux déphasages supplémentaires. La modulation TPS génère des ondes à trois niveaux, incluant des paliers

de tension nulle pour v_1 et v_2 . L'équation de la puissance transférée découle de l'intégrale du produit de la tension et du courant sur une demi-période :

$$P = \frac{1}{(T/2)} \int_0^{T/2} v_1(t)i(t)dt \quad (\text{A VI-4})$$

La résolution de cette intégrale fournit l'expression générale de la puissance selon les variables de commande :

$$P = \frac{nV_1V_2}{2f_sL} \left(D_3(1 - D_3) - \frac{1}{2}D_1^2 + \frac{1}{2}D_2^2 \right) \quad (\text{A VI-5})$$

La puissance active dépend de la combinaison des déphasages internes (D_1 , D_2) et externe (D_3). L'apport de ces deux degrés de liberté supplémentaires permet de définir un point de transfert de puissance donné via plusieurs combinaisons de commandes. Ces paramètres servent à optimiser une fonction objectif mathématique, comme la minimisation du courant efficace ou des pertes.

2. Équations de Contrôle du DAB

Les équations suivantes sont utilisées afin d'effectuer le contrôle dans Simulink.

2.1 Variables générales et paramètres de couplage

Les variables fondamentales définissant l'état du contrôleur sont :

- $V_{1,des}$, $V_{2,des}$: Tensions primaire et secondaire désirées.
- P^* : Puissance demandée (P_{star}).
- S : Terme de couplage de puissance, défini par $S = \max(nV_1V_2, 10)$.
- k : Rapport de tension, défini par $k = \frac{V_{2,des}N}{V_{1,des}}$.
- k_{pos} : Rapport de tension positif, défini par $k_{pos} = \max(k, 0)$.

2.2 Déphasages Internes (ϕ_1 , ϕ_2)

Mode Abaisseur ($k < 1$)

L'angle de phase primaire ($\phi_{1,calc}$) est calculé selon :

$$\phi_{1,calc} = \sqrt{\frac{4\pi^2 f_s L |P^*| \cdot k_{pos}}{S \cdot \max(1 - k_{pos}, 10^{-5})}} \quad (\text{A VI-6})$$

L'angle de phase secondaire optimal est :

$$\phi_2 = \frac{\phi_1}{k_{pos}} \quad (\text{A VI-7})$$

Mode Élévateur ($k > 1$)

L'angle de phase secondaire ($\phi_{2,calc}$) est calculé selon :

$$\phi_{2,calc} = \sqrt{\frac{4\pi^2 f_s L |P^*|}{S \cdot \max(k_{pos} - 1, 10^{-5})}} \quad (\text{A VI-8})$$

L'angle de phase primaire optimal est :

$$\phi_1 = k_{pos} \phi_2 \quad (\text{A VI-9})$$

2.3 Déphasage Externe (ϕ_3)

La puissance normalisée m_p est évaluée en amont par :

$$m_p = \frac{2\pi^2 f_s L |P^*|}{S} \quad (\text{A VI-10})$$

Afin d'éviter la redondance algorithmique, la puissance maximale théorique transférable ($m_{p,max}$) et l'écart par rapport à la consigne (Δ) sont exprimés de manière globale, en fonction d'un terme de décalage C_{off} propre à chaque mode d'opération :

$$m_{p,max} = \frac{\pi^2}{4} - C_{off} \quad (\text{A VI-11})$$

$$\Delta = \max(0, m_{p,max} - \min(m_p, m_{p,max})) \quad (\text{A VI-12})$$

Les calculs de C_{off} et du déphasage externe final ($\phi_{3,calc}$) se déclinent ensuite selon le ratio de tension :

Mode Abaisseur ($k < 1$)

$$C_{off} = \frac{\pi^2}{4}(1 - k)^2 \quad (\text{A VI-13})$$

$$\phi_{3,calc} = \left(\frac{\pi}{2} - \sqrt{\Delta} \right) - \frac{\pi(1 - k)}{2} \quad (\text{A VI-14})$$

Mode Élévateur ($k > 1$)

$$k_{pos}^{-1} = \frac{1}{\max(k, 10^{-5})} \quad (\text{A VI-15})$$

$$C_{off} = \frac{\pi^2}{4}(1 - k_{pos}^{-1})^2 \quad (\text{A VI-16})$$

$$\phi_{3,calc} = \left(\frac{\pi}{2} - \sqrt{\Delta} \right) - \frac{\pi(k_{pos}^{-1} - 1)}{2} \quad (\text{A VI-17})$$

Mode Adapté ($k = 1$)

$$C_{off} = 0 \quad (\text{A VI-18})$$

$$\phi_{3,calc} = \frac{\pi}{2} - \sqrt{\Delta} \quad (\text{A VI-19})$$

3. Équations pour la génération de PWM

Avec l'utilisation du TPS, les impulsions ne peuvent plus être alignées via le rising edge. Les impulsions sont donc alignées avec le centre de l'onde. Les équations permettant de recentrer les impulsions pour les bras du convertisseurs sont les suivantes. Les angles d'allumage pour les

bras A et B sont :

$$\theta_{A,on} = \left(\frac{\pi - \phi_1}{2} \right) \pmod{2\pi} \quad (\text{A VI-20})$$

$$\theta_{B,on} = \left(\frac{\pi + \phi_1}{2} \right) \pmod{2\pi} \quad (\text{A VI-21})$$

Les angles d'allumage pour les bras C et D sont :

$$\theta_{C,on} = \left(\frac{\pi - \phi_2}{2} + \phi_3 \right) \pmod{2\pi} \quad (\text{A VI-22})$$

$$\theta_{D,on} = \left(\frac{\pi + \phi_2}{2} + \phi_3 \right) \pmod{2\pi} \quad (\text{A VI-23})$$

ANNEXE VII

FORMES D'ONDES

1. Formes d'ondes du DAB de traction

1.1 Scénario utilisation 100%, tension nominale

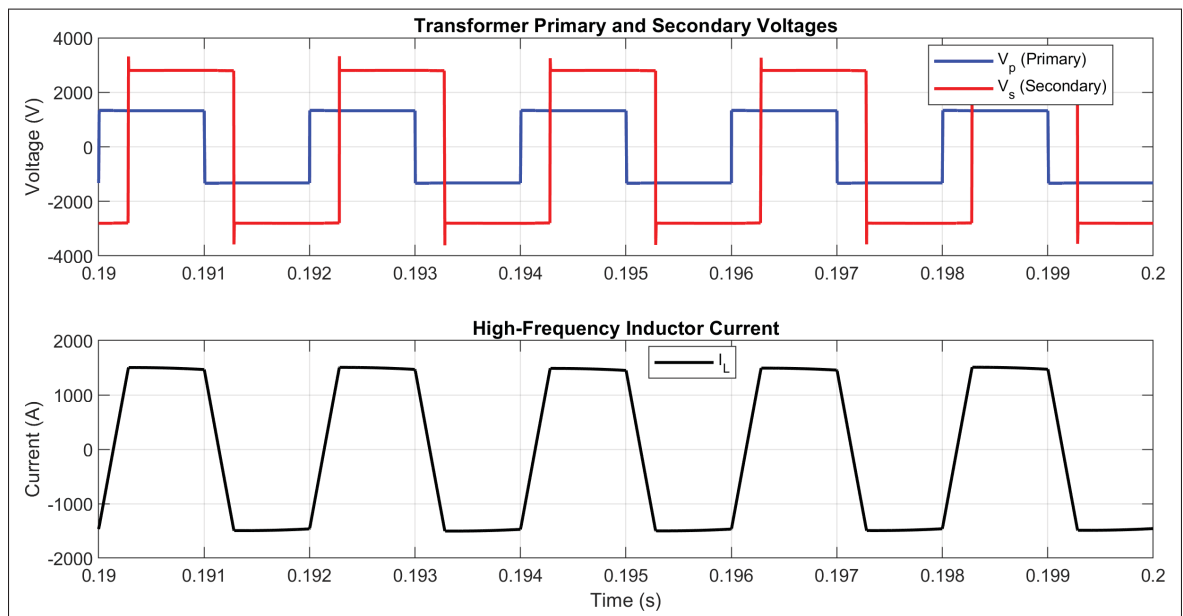


Figure-A VII-1 Tension au primaire et secondaire du transformateur ainsi que le courant dans l'inductance sur 5 cycles

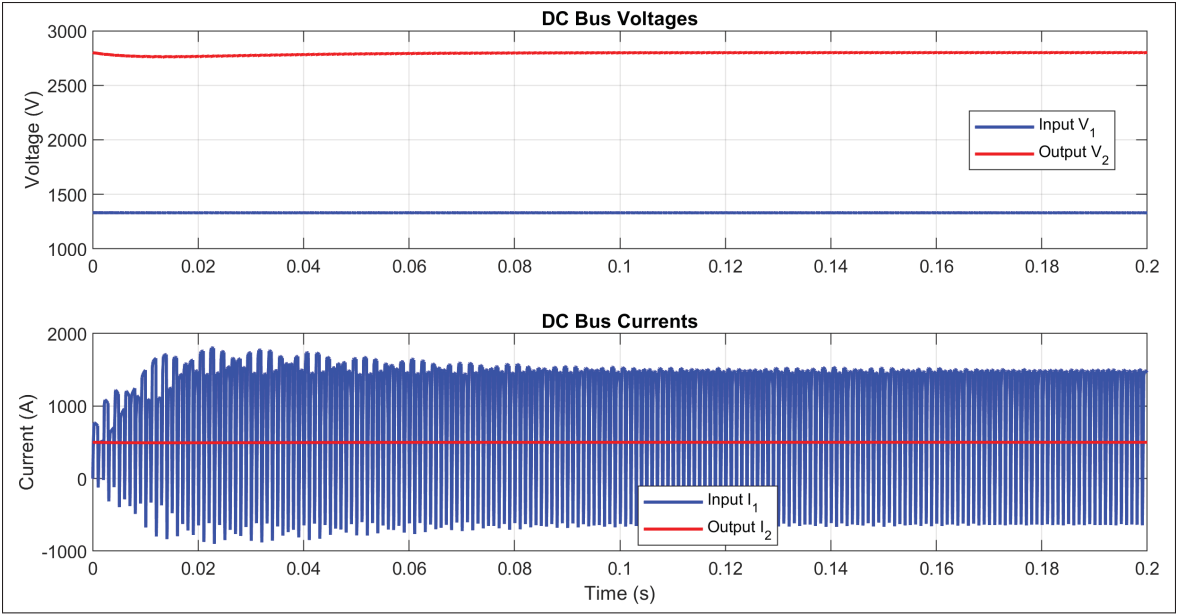


Figure-A VII-2 Tensions et courants d’entrées et de sorties

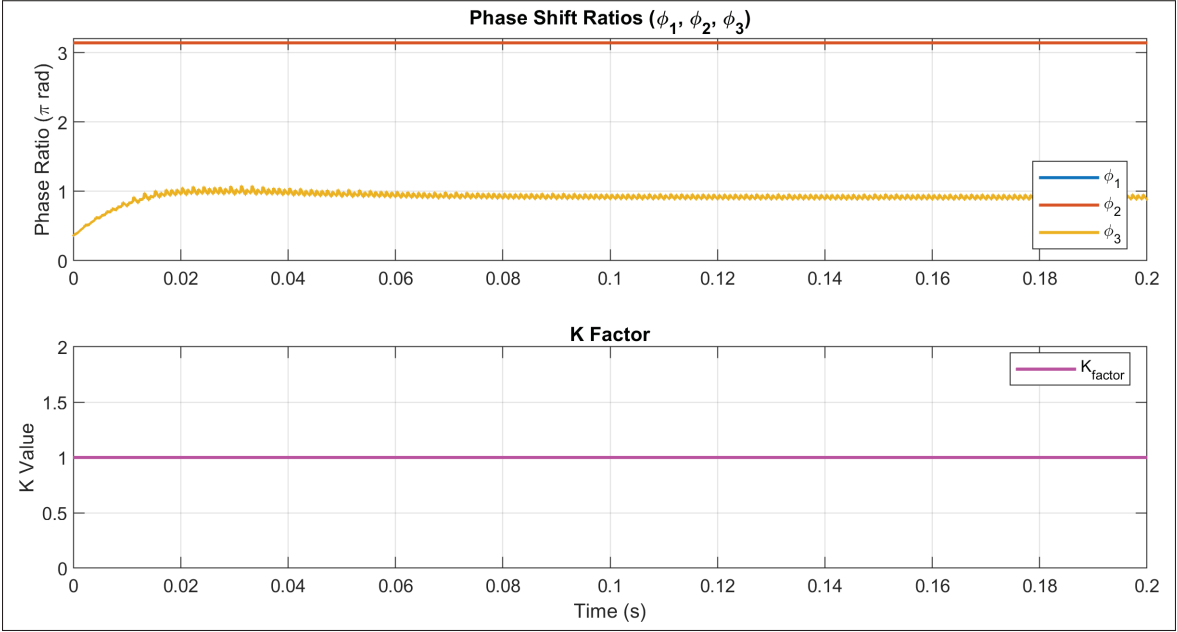


Figure-A VII-3 Angle phi1, phi2, phi3 et le rapport de transformation k

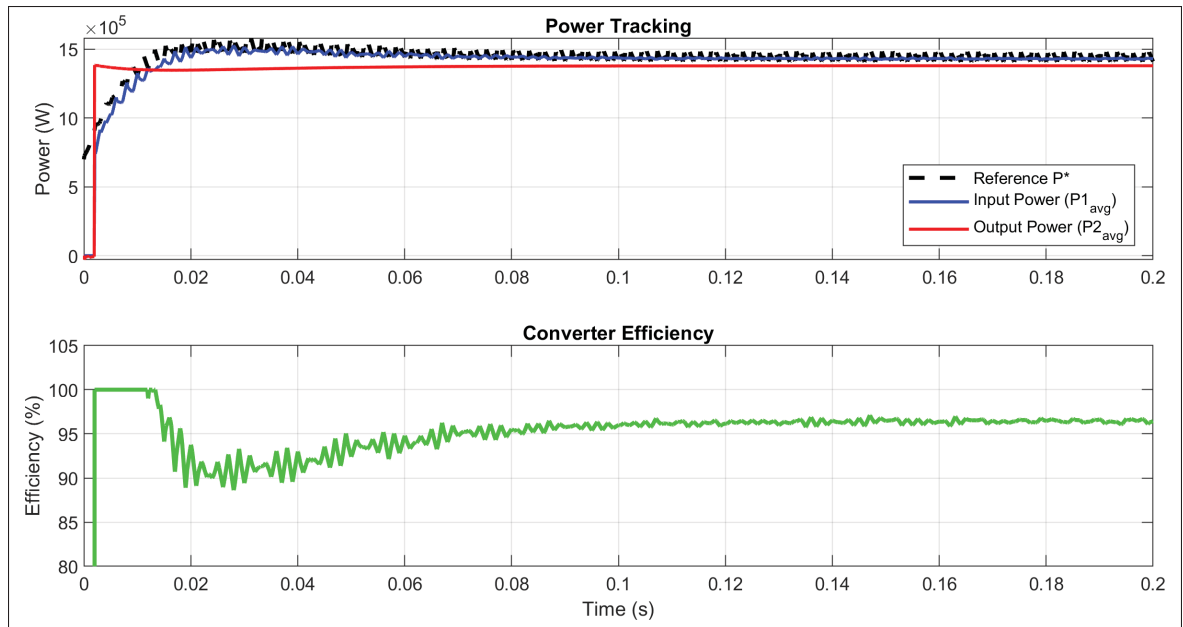


Figure-A VII-4 Puissance demandée, d'entrée, de sortie et efficacité du convertisseur

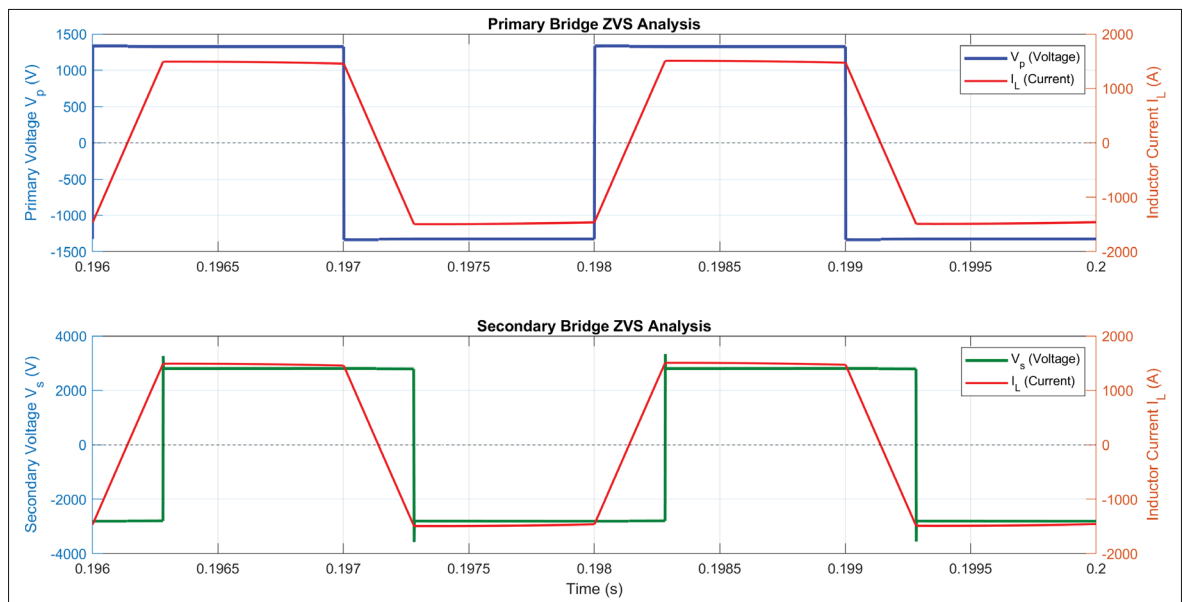


Figure-A VII-5 Tension au pont primaire et secondaire et courant dans l'inductance

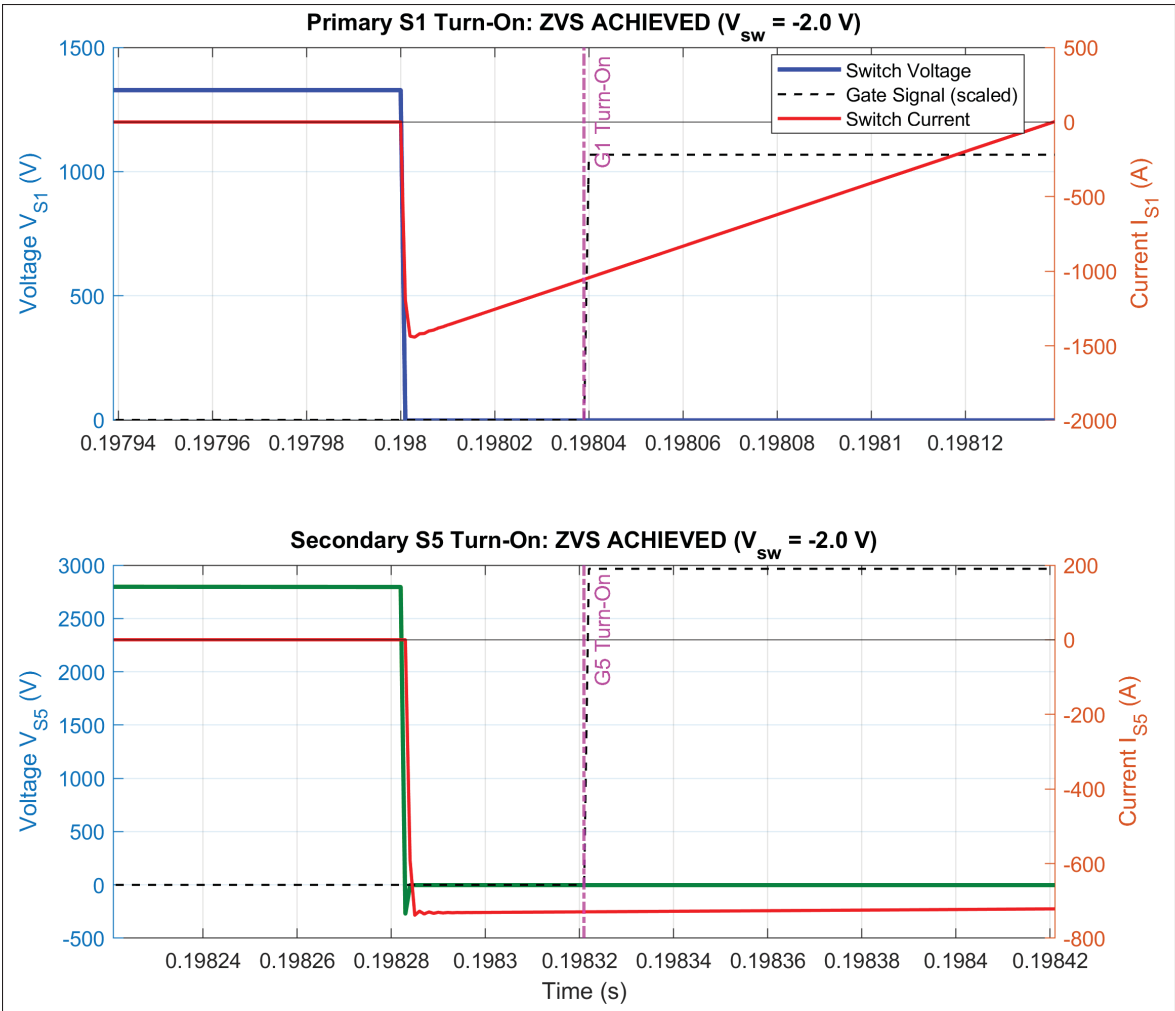


Figure-A VII-6 État des commutateurs 1 et 5 au moment de la transition de l'état passif à actif

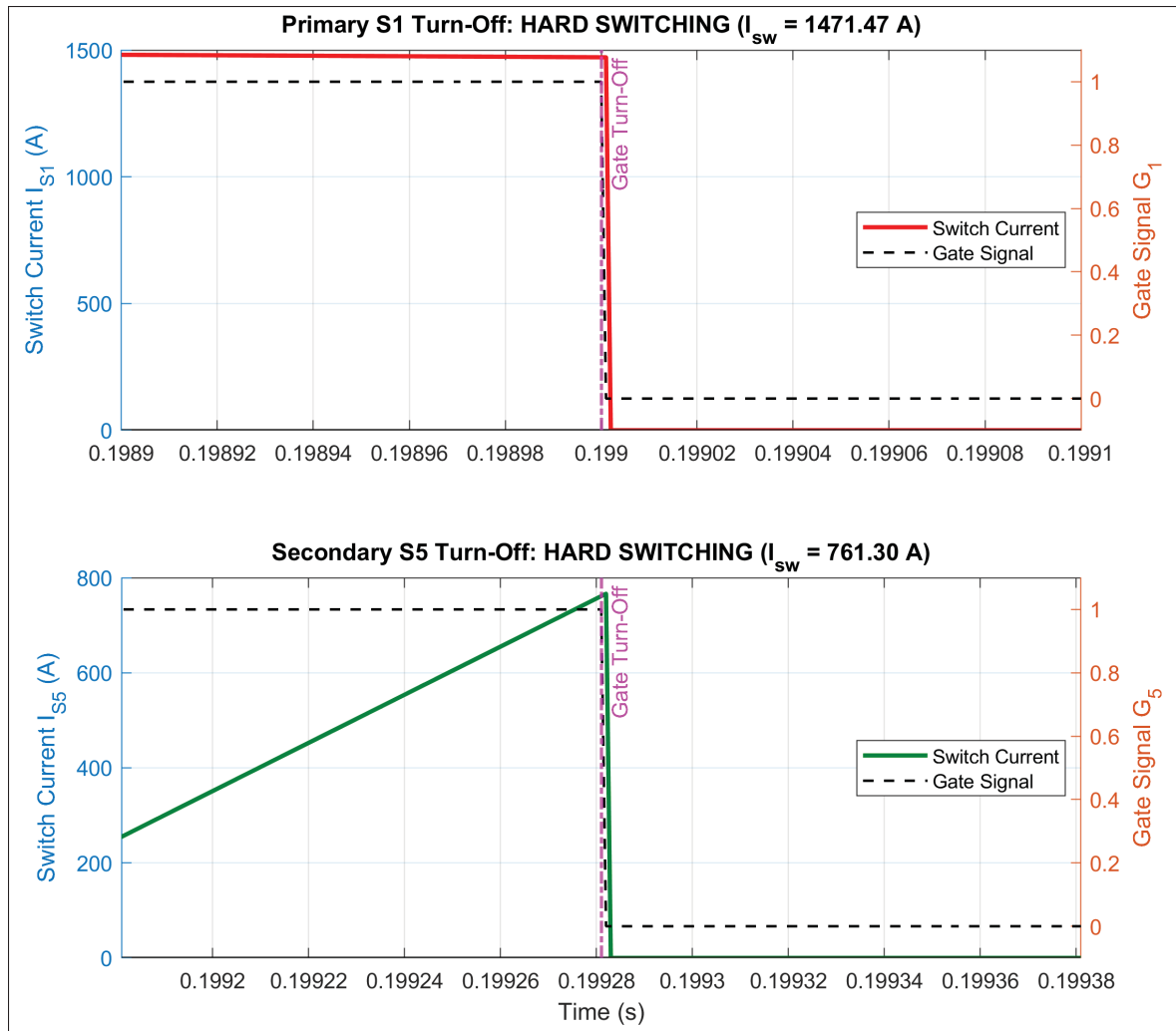


Figure-A VII-7 État des commutateurs 1 et 5 au moment de la transition de l'état actif à passif

1.2 Scénario utilisation 10%, Charge Basse

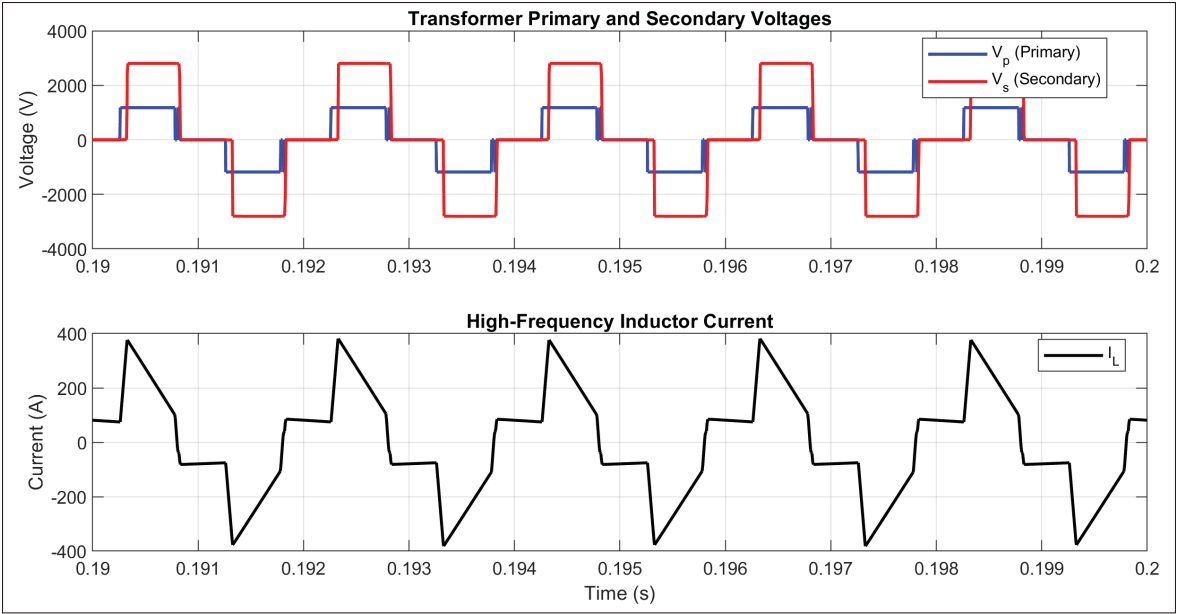


Figure-A VII-8 Tension au primaire et secondaire du transformateur ainsi que le courant dans l'inductance sur 5 cycles (10% charge)

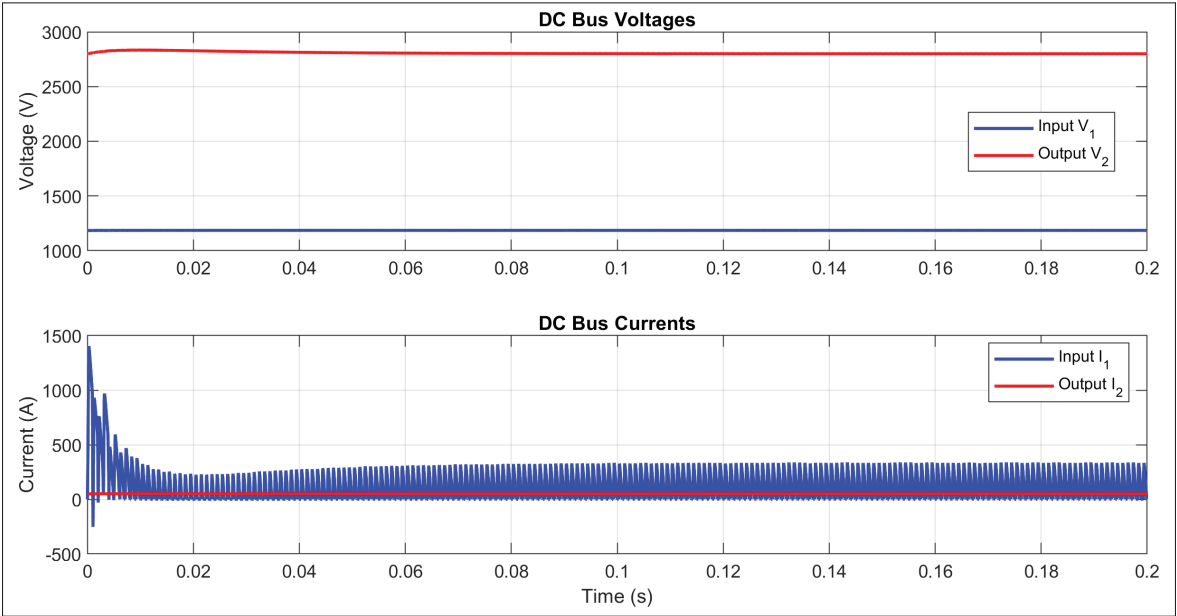


Figure-A VII-9 Tensions et courants d'entrées et de sorties (10% charge)

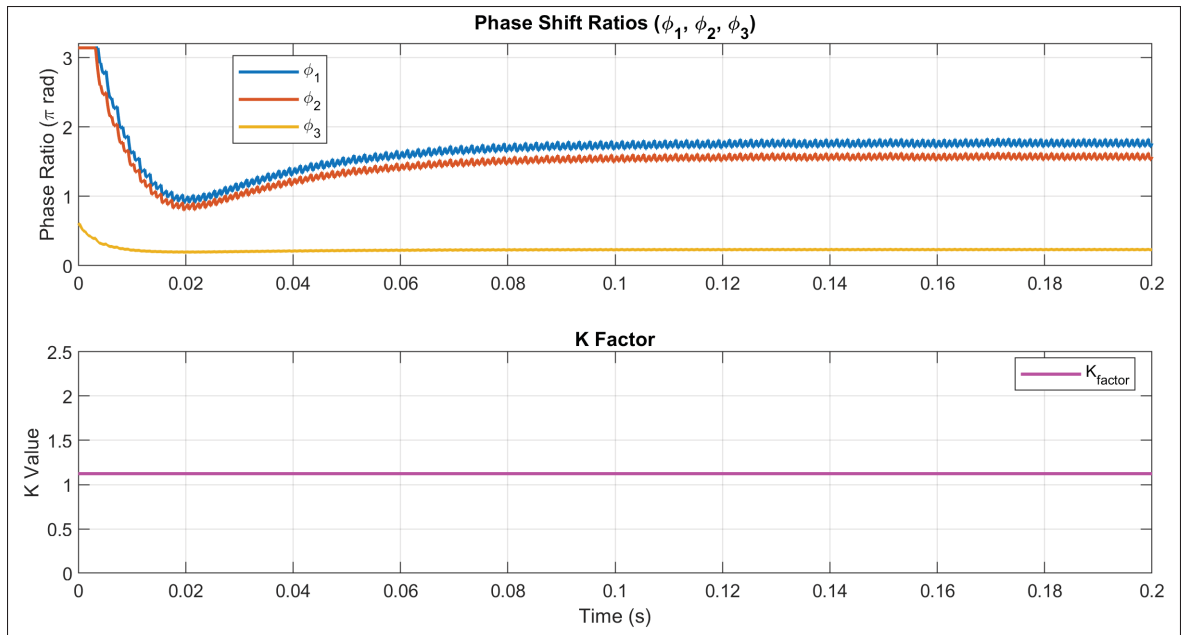


Figure-A VII-10 Angle ϕ_1 , ϕ_2 , ϕ_3 et le rapport de transformation k (10% charge)

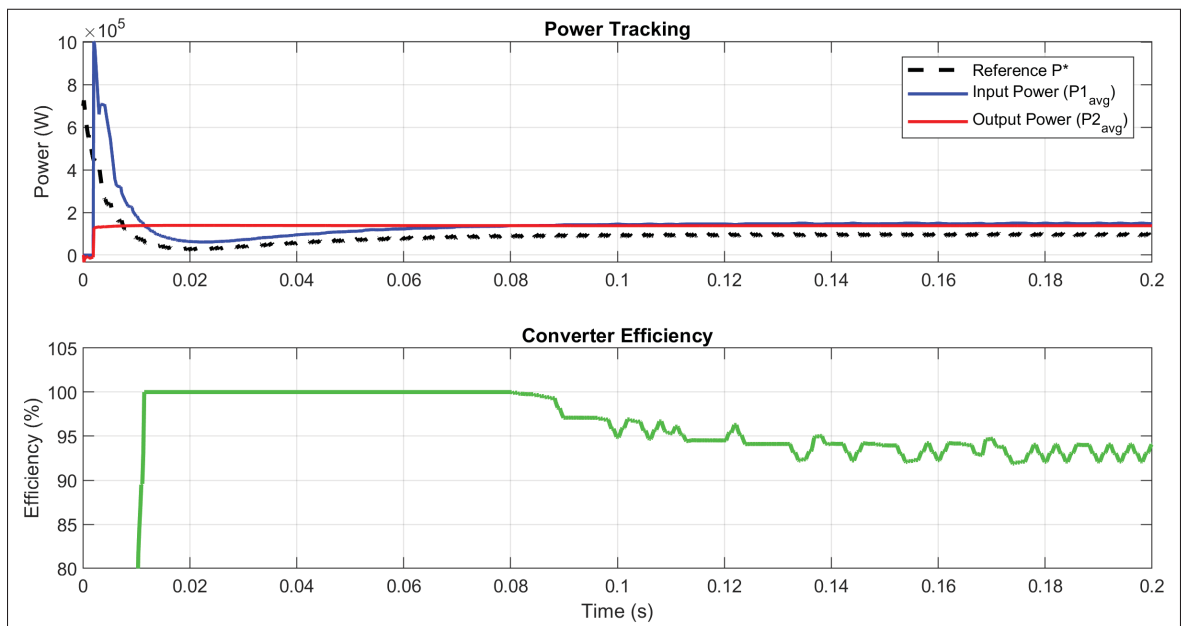


Figure-A VII-11 Puissance demandée, d'entrée, de sortie et efficacité du convertisseur (10% charge)

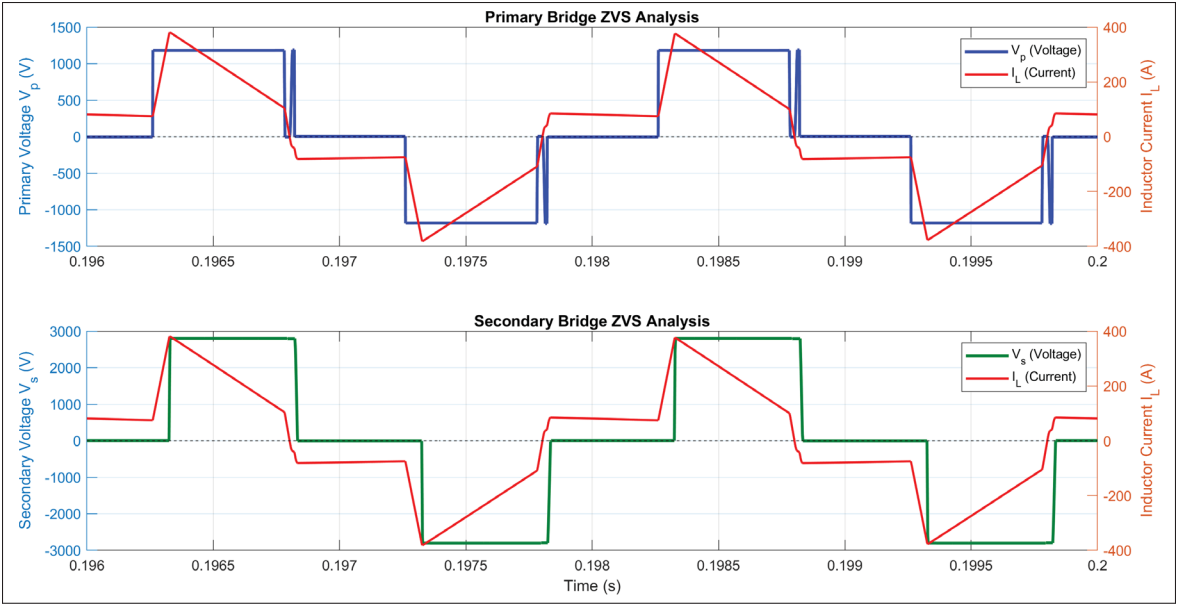


Figure-A VII-12 Tension au pont primaire et secondaire et courant dans l'inductance (10% charge)

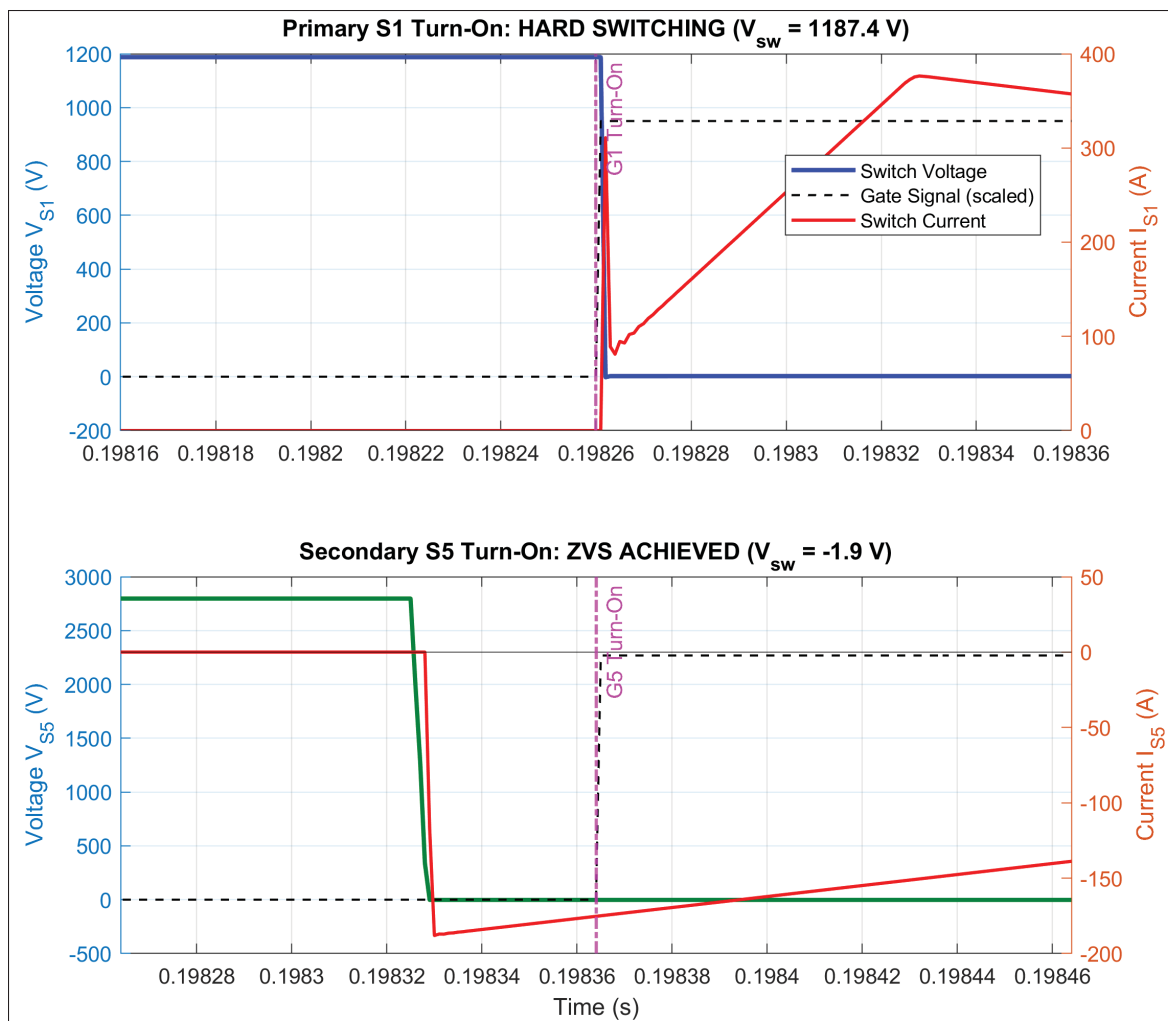


Figure-A VII-13 État des commutateurs 1 et 5 au moment de la transition de l'état passif à actif (10% charge)

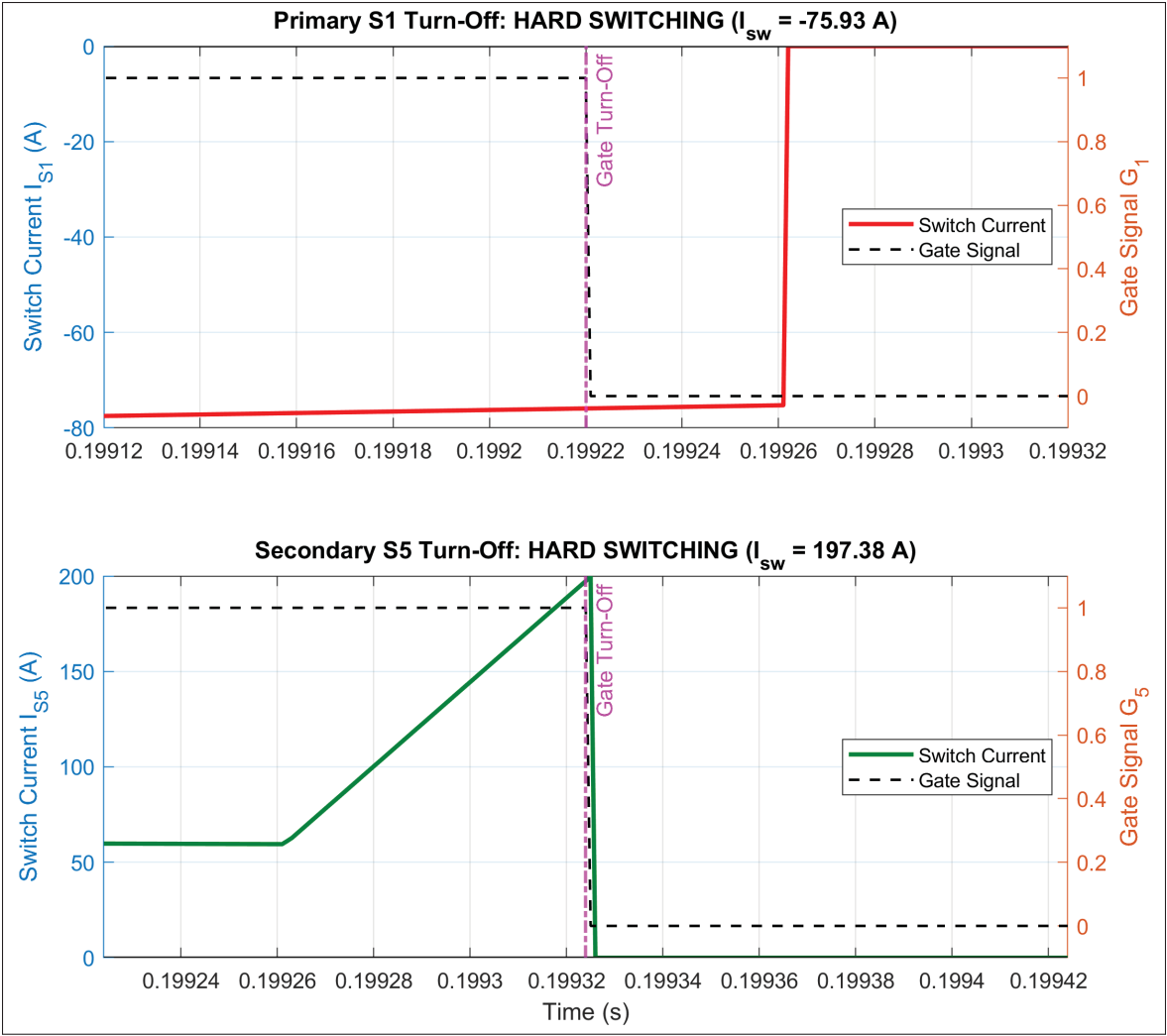


Figure-A VII-14 État des commutateurs 1 et 5 au moment de la transition de l'état actif à passif (10% charge)

BIBLIOGRAPHIE

- Abdullah Al-Karakchi, A. A., Putrus, G. & Das, R. (2017, Aug). Smart EV charging profiles to extend battery life. *2017 52nd International Universities Power Engineering Conference (UPEC)*, pp. 1-4. doi : 10.1109/UPEC.2017.8231961.
- Aboulmaga, A. & Emadi, A. (2004, June). Performance evaluation of the isolated bidirectional Cuk converter with integrated magnetics. *2004 IEEE 35th Annual Power Electronics Specialists Conference (IEEE Cat. No.04CH37551)*, 2, 1557-1562 Vol.2. doi : 10.1109/PESC.2004.1355657.
- Abraham, B. N., Ngasoh, O. F., Offia-Kalu, N. E., Anye, V. C., Amune, D., Obi, U. C. & Bello, A. (2023, Nov). Understanding Degradation Mechanisms in Single Crystal NMC Cathodes for Enhanced Lithium-Ion Battery Performance - a Review. *2023 2nd International Conference on Multidisciplinary Engineering and Applied Science (ICMEAS)*, 1, 1-6. doi : 10.1109/ICMEAS58693.2023.10429902.
- Acharya, T., Pathak, A. D. & Pati, S. (2023). High-Temperature Electrochemical Performance of Lithium Titanate (Li₄Ti₅O₁₂) Anode Material in Secondary Lithium-ion Batteries. *Journal of Energy Storage*, 67, 107529. doi : <https://doi.org/10.1016/j.est.2023.107529>.
- Akar, F., Tavlasoglu, Y., Ugur, E., Vural, B. & Aksoy, I. (2016). A Bidirectional Nonisolated Multi-Input DC–DC Converter for Hybrid Energy Storage Systems in Electric Vehicles. *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, 65(10), 7944-7955. doi : 10.1109/TVT.2015.2500683. <https://ieeexplore.ieee.org/document/7328753>.
- Ali, A., Mousa, H. H. H., Shaaban, M. F., Azzouz, M. A. & Awad, A. S. A. (2024). A Comprehensive Review on Charging Topologies and Power Electronic Converter Solutions for Electric Vehicles. *Journal of Modern Power Systems and Clean Energy*, 12(3), 675-694. doi : 10.35833/MPCE.2023.000107. <https://ieeexplore.ieee.org/document/10215092>.
- Ali, H., Beltran, H., Lindsey, N. J. & Pecht, M. (2023). Assessment of the calendar aging of lithium-ion batteries for a long-term—Space missions. *Frontiers in Energy Research*, 11. doi : 10.3389/fenrg.2023.1108269.
- Alstom. (2024). Green traction solutions for regional trains. Repéré le 2026-07-15 à <https://www.alstom.com/solutions/rolling-stock/regional-trains/green-traction-solutions-regional-trains>.
- Amtrak. [Accessed : April 29, 2026]. (n.d.). Auto Train Experience. Repéré à <https://www.amtrak.com/auto-train-experience>.

- Aredah, A., Du, J., Hegazi, M., List, G. & Rakha, H. A. (2024). Comparative analysis of alternative powertrain technologies in freight trains : A numerical examination towards sustainable rail transport. *Applied Energy*, 356, 122411. doi : <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2023.122411>.
- Arioli, V. T., Rosolem, M. d. F. N. C., Moreira, A. C., Do Nascimento, T. C., Beck, R. F. & Biczkowski, M. (2021, Oct). Laboratory Studies in Different Battery Technologies for Application in Transportable Energy Storage Systems. *2021 IEEE PES Innovative Smart Grid Technologies Europe (ISGT Europe)*, pp. 1-5. doi : [10.1109/ISGTEurope52324.2021.9639952](https://doi.org/10.1109/ISGTEurope52324.2021.9639952).
- Asensio, M., Magallán, G. & De Angelo, C. (2015, Oct). Experimental evaluation of different semi-active configurations for battery-ultracapacitor hybrid energy storage system (HESS). *2015 XVI Workshop on Information Processing and Control (RPIC)*, pp. 1-7. doi : [10.1109/RPIC.2015.7497176](https://doi.org/10.1109/RPIC.2015.7497176).
- Ballinger, B., Stringer, M., Schmeda-Lopez, D. R., Kefford, B., Parkinson, B., Greig, C. & Smart, S. (2019). The vulnerability of electric vehicle deployment to critical mineral supply. *Applied Energy*, 255, 113844. doi : <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2019.113844>.
- Bank, T., Alsheimer, L., Löffler, N. & Sauer, D. U. (2022). State of charge dependent degradation effects of lithium titanate oxide batteries at elevated temperatures : An in-situ and ex-situ analysis. *Journal of Energy Storage*, 51, 104201. doi : <https://doi.org/10.1016/j.est.2022.104201>.
- Beltran, H., Tomás García, I., Alfonso-Gil, J. C. & Pérez, E. (2019). Levelized Cost of Storage for Li-Ion Batteries Used in PV Power Plants for Ramp-Rate Control. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 34(1), 554-561. doi : [10.1109/TEC.2019.2891851](https://doi.org/10.1109/TEC.2019.2891851).
- Benabdelaziz, K., Maaroufi, M. & Ikken, B. (2018, Dec). Degradation of Lithium-Ion Batteries in Electric Vehicles at High Temperatures : A Case Study. *2018 6th International Renewable and Sustainable Energy Conference (IRSEC)*, pp. 1-6. doi : [10.1109/IRSEC.2018.8702871](https://doi.org/10.1109/IRSEC.2018.8702871).
- Benevieri, A., Carbone, L., Cosso, S., Gallione, F. & Hussain, S. (2023, March). Multi-Input Bidirectional DC-DC Converter for Energy Management in Hybrid Electrical Vehicles Applications. *2023 13th International Symposium on Advanced Topics in Electrical Engineering (ATEE)*, pp. 1-5. doi : [10.1109/ATEE58038.2023.10108261](https://doi.org/10.1109/ATEE58038.2023.10108261).
- Berckmans, G., Jaguemont, J., Soltani, M., Samba, A., Boninsegna, M., Omar, N., Hegazy, O., Van Mierlo, J. & Ronsmans, J. (2016, Oct). Lithium-Ion Capacitor - Optimization of Thermal Management from Cell to Module Level. *2016 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC)*, pp. 1-6. doi : [10.1109/VPPC.2016.7791721](https://doi.org/10.1109/VPPC.2016.7791721).

- Berger, M. (2019). *Contributions to Modeling, Simulation, and Analysis of Three-Phase Dual Active Bridge Converters for Dc-Grid Integration*. (Thèse de doctorat, Polytechnique Montréal). Repéré à <https://publications.polymtl.ca/3992/>.
- Bodnár, D., Mouli, G. R. C., Ďurovský, F., Bauer, P. & Qin, Z. (2024). Semi-Empirical Model of Nickel Manganese Cobalt (NMC) Lithium-Ion Batteries Including Capacity Regeneration Phenomenon. *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, 1-1. doi : 10.1109/TTE.2024.3396277.
- Boev, P., Zimmermann, U., Ebrecht, B. & von Mach, S. (2023). First Passenger Operation of a State-of-the-art Battery-Electric Multiple Unit (BEMU) in Germany. *Transportation Research Procedia*, 72, 2510-2517. doi : <https://doi.org/10.1016/j.trpro.2023.11.757>. TRA Lisbon 2022 Conference Proceedings Transport Research Arena (TRA Lisbon 2022), 14th-17th November 2022, Lisboa, Portugal.
- Bohorquez, N., Pouget, J. & Chauvet, F. (2017, Dec). Generic Model of a Locomotive Using an Energetic Macroscopic Representation Approach : Application for a Hybrid Powered Train (Diesel & Batteries). *2017 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC)*, pp. 1-6. doi : 10.1109/VPPC.2017.8331001.
- Brenna, M., Foiadelli, F. & Zaninelli, D. (2018). *Electrical Railway Transportation Systems*. Hoboken, New Jersey : Wiley-IEEE Press.
- BSI, C. . (2024). *European Standard n° 14750 :2024*. Railway applications - Air conditioning for urban, suburban and regional rolling stock : Comfort parameters and type tests. Brussels / London : European Committee for Standardization / British Standards Institution.
- Calearo, L., Thingvad, A. & Marinelli, M. (2019, Sep.). Modeling of Battery Electric Vehicles for Degradation Studies. *2019 54th International Universities Power Engineering Conference (UPEC)*, pp. 1-6. doi : 10.1109/UPEC.2019.8893474.
- Canada Energy Regulator. [Accessed : 2025-06-02. URL : <https://www.cer-rec.gc.ca/en/data-analysis/energy-markets/provincial-territorial-energy-profiles/provincial-territorial-energy-profiles-ontario.html>]. (2023). Provincial and Territorial Energy Profiles – Ontario. Government of Canada, Canada Energy Regulator.
- Cao, J. & Emadi, A. (2009, Sep.). A new battery/ultra-capacitor hybrid energy storage system for electric, hybrid and plug-in hybrid electric vehicles. *2009 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*, pp. 941-946. doi : 10.1109/VPPC.2009.5289744.

- Carrilero, I., Ansean, D., Viera, J. C., Fernandez, Y., Pereirinha, P. G. & González, M. (2017, Dec). Impact of Fast-Charging and Regenerative Braking in LiFePO₄ Batteries for Electric Bus Applications. *2017 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC)*, pp. 1-6. doi : 10.1109/VPPC.2017.8331013.
- Carrilero, I., Alonso, J., Pereirinha, P. G., Ansean, D., Viera, J. C. & Gonzalez, M. (2018, Aug). Lithium Iron Phosphate and Lithium Titanate Oxide Cell Performance under High Power Requirements of Electric Bus Applications. *2018 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC)*, pp. 1-6. doi : 10.1109/VPPC.2018.8605033.
- Chen, L., Zhang, Q., Fan, Y., Wan, G. & Yin, G. (2014, June). A strategy of estimating stage-of-charge of LiFePO₄ battery based on Multirate Extended Kalman Filter. *2014 9th IEEE Conference on Industrial Electronics and Applications*, pp. 48-51. doi : 10.1109/ICIEA.2014.6931129.
- Chen, X., Zhao, Z., Ma, H. & Zhu, B. (2024, May). A Battery-Ultracapacitor Hybrid Energy Storage System Based on a Bidirectional Hybrid Z-Source DC-DC Converter. *2024 IEEE 7th International Electrical and Energy Conference (CIEEC)*, pp. 2598-2603. doi : 10.1109/CIEEC60922.2024.10583428.
- Chen, X., Shen, W., Vo, T. T., Cao, Z. & Kapoor, A. (2012, Dec). An overview of lithium-ion batteries for electric vehicles. *2012 10th International Power Energy Conference (IPEC)*, pp. 230-235. doi : 10.1109/ASSCC.2012.6523269.
- Chibuzor Francis, C. & Bertha Mwangama, J. (2022, April). Accurate State of Charge Estimation for Lithium Iron Phosphate Battery Cell Using Equivalent Circuit Model, Parameter Tuning and Unscented Kalman Filter. *2022 5th International Conference on Energy, Electrical and Power Engineering (CEEPE)*, pp. 199-204. doi : 10.1109/CEEPE55110.2022.9783371.
- Cipek, M., Pavković, D., Kljaić, Z. & Mlinarić, T. J. (2019). Assessment of battery-hybrid diesel-electric locomotive fuel savings and emission reduction potentials based on a realistic mountainous rail route. *Energy*, 173, 1154-1171. doi : <https://doi.org/10.1016/j.energy.2019.02.144>.
- Colovic, A., Prencipe, L. P., Binetti, M. & Ottomanelli, M. (2021, Sep.). A network design tool for railway electrification considering the environmental impact. *2021 IEEE International Conference on Environment and Electrical Engineering and 2021 IEEE Industrial and Commercial Power Systems Europe (EEEIC / I&CPS Europe)*, pp. 1-6. doi : 10.1109/EEEIC/ICPSEurope51590.2021.9584558.
- Contemporary Amperex Technology Co., Limited. (2024). *Energy Storage System Solutions and Products*.

- Cárdenas, M., Creyts, J., Davidson, G., Neo, G. H. & Petersen, I. [Accessed May 21, 2025. Available at : https://reports.weforum.org/docs/WEF_Powering_the_Future_2025.pdf]. (2025). Powering the Future : Critical Resources for the Energy Transition. World Economic Forum. Repéré à https://reports.weforum.org/docs/WEF_Powering_the_Future_2025.pdf.
- Das, D. & Barai, M. (2021, Dec). Design and Implementation of a Cuk Based Isolated Bidirectional DC-DC Converter with Active Snubber Circuit for EV Applications. *2021 National Power Electronics Conference (NPEC)*, pp. 01-06. doi : 10.1109/NPEC52100.2021.9672464.
- Das, D. & Basu, K. (2021). Optimal Design of a Dual-Active-Bridge DC-DC Converter. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 68(12), 12034-12045. doi : 10.1109/TIE.2020.3044781. <https://ieeexplore.ieee.org/document/9305954>.
- De Doncker, R., Divan, D. & Kheraluwala, M. (1988, Oct). A three-phase soft-switched high power density DC/DC converter for high power applications. *Conference Record of the 1988 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*, pp. 796-805 vol.1. doi : 10.1109/IAS.1988.25153.
- De Doncker, R., Divan, D. & Kheraluwala, M. (1991). A three-phase soft-switched high-power-density DC/DC converter for high-power applications. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 27(1), 63-73. doi : 10.1109/28.67533.
- Ding, N., Prasad, K. & Lie, T. T. (2017, Nov). The potential Li₄Ti₅O₁₂ battery products applications for New Zealand electric buses. *2017 24th International Conference on Mechatronics and Machine Vision in Practice (M2VIP)*, pp. 1-7. doi : 10.1109/M2VIP.2017.8211456.
- Divya, Y. & Prema, V. (2023, Oct). Bi-Directional Converter for Hybrid Energy storage system. *2023 7th International Conference on Computer Applications in Electrical Engineering-Recent Advances (CERA)*, pp. 1-6. doi : 10.1109/CERA59325.2023.10455102.
- Dynapower. [2026-03-20]. (2024, jan). DPS-1000 DC/DC Converter Datasheet. Repéré à https://dynapower.com/wp-content/uploads/2024/01/DPS-1000_Datasheet_Sept25_RGB.pdf.
- Edenhofer, O., Pichs-Madruga, R., Sokona, Y., Farahani, E., Kadner, S., Seyboth, K., Adler, A., Baum, I., Brunner, S., Eickemeier, P., Kriemann, B., Savolainen, J., Schlömer, S., von Stechow, C., Zwickel, T. & Minx, J. C. (Éds.). (2014). *Climate Change 2014 : Mitigation of Climate Change. Contribution of Working Group III to the Fifth Assessment Report of the Intergovernmental Panel on Climate Change*. Cambridge, United Kingdom and New York, NY, USA : Cambridge University Press.

- El Ghossein, N., Sari, A. & Venet, P. (2016, Oct). Interpretation of the Particularities of Lithium-Ion Capacitors and Development of a Simple Circuit Model. *2016 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC)*, pp. 1-5. doi : 10.1109/VPPC.2016.7791712.
- Elshora, A., Elsayed, Y. & Gabbar, H. A. (2021, Aug). Modular Bidirectional Converter with Multiple Power Sources for Fast Charging of Electric Vehicles. *2021 IEEE 9th International Conference on Smart Energy Grid Engineering (SEGE)*, pp. 141-146. doi : 10.1109/SEGE52446.2021.9535008.
- Emami, A., Akbarizadeh, G. & Mahmoudi, A. (2024). A Novel Approach for Real-Time Estimation of State of Charge in Li-Ion Battery Through Hybrid Methodology. *IEEE Access*, 12, 148979-148989. doi : 10.1109/ACCESS.2024.3475636.
- Ember & Energy Institute. [Processed by Our World in Data. Accessed May 21, 2025. Available at : <https://ourworldindata.org/grapher/share-electricity-low-carbon>]. (2025). Share of electricity generated by low-carbon sources – Ember and Energy Institute [dataset]. Repéré à <https://ourworldindata.org/grapher/share-electricity-low-carbon>.
- Ember, Energy Institute & Our World in Data. [Based on data from Ember's "Yearly Electricity Data Europe" and "Yearly Electricity Data" (<https://ember-energy.org/data/yearly-electricity-data/>), and the Energy Institute's "Statistical Review of World Energy" (<https://www.energyinst.org/statistical-review/>). Major processing by Our World in Data. Data retrieved May 25, 2025. Full dataset available at : <https://ourworldindata.org/grapher/carbon-intensity-electricity>]. (2025). Carbon intensity of electricity generation – Ember and Energy Institute. Repéré à <https://ourworldindata.org/grapher/carbon-intensity-electricity>.
- European Commission. [<http://data.europa.eu/eli/reco/2013/179/oj>]. (2013). Commission Recommendation of 9 April 2013 on the use of common methods to measure and communicate the life-cycle environmental performance of products and organisations (2013/179/EU). Repéré à *Official Journal of the European Union*, L124, 4 May 2013, pp.1--210.
- European Commission – Joint Research Centre. [<https://eplca.jrc.ec.europa.eu/library.html#menu1>]. (2016). EPLCA — European Platform on Life Cycle Assessment : Library. Repéré à *JRC Publications Repository, Dataset collection*.
- European Commission – Joint Research Centre – Institute for Environment and Sustainability. (2010). *International Reference Life Cycle Data System (ILCD) Handbook – General guide for Life Cycle Assessment – Detailed guidance* (éd. First edition March 2010). Luxembourg : Publications Office of the European Union. doi : 10.2788/38479.

- Exo. (2024). *Rapport annuel 2023*. Montréal, QC, Canada. Repéré à https://exo.quebec/Media/Default/pdf/a-propos/medias-publications/publications/EXO_RA2023%20-%20VF_Accessible_revBON.pdf.
- Fluence Energy, Inc. (2024). *Fluence Gridstack Pro : Built for the next era of utility scale energy storage* (Rapport n°BR-042-04-EN). Repéré à https://info.fluenceenergy.com/hubfs/Fluence%20Gridstack%20Pro_Global_US%20EN.pdf.
- Gailani, A., Mokidm, R., El-Dalahmeh, M., El-Dalahmeh, M. & Al-Greer, M. (2020, Sep.). Analysis of Lithium-ion Battery Cells Degradation Based on Different Manufacturers. *2020 55th International Universities Power Engineering Conference (UPEC)*, pp. 1-6. doi : 10.1109/UPEC49904.2020.9209759.
- Gandoman, F. H., Firouz, Y., Hosen, M. S., Kalogiannis, T., Jaguemont, J., Berecibar, M. & Van Mierlo, J. (2019, Oct). Reliability Assessment of NMC Li-Ion Battery for Electric Vehicles Application. *2019 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC)*, pp. 1-6. doi : 10.1109/VPPC46532.2019.8952180.
- Guillod, T. & Kolar, J. W. (2020). Medium-frequency transformer scaling laws : Derivation, verification, and critical analysis. *CPSS Transactions on Power Electronics and Applications*, 5(1), 18-33. doi : 10.24295/CPSSTPEA.2020.00003.
- Guo, L., Wang, Z., Wang, J., Luo, Q. & Liu, J. (2017). Effects of the environmental temperature and heat dissipation condition on the thermal runaway of lithium ion batteries during the charge-discharge process. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 49, 953-960. doi : <https://doi.org/10.1016/j.jlp.2017.05.029>.
- Gupta, A. & S, S. M. (2024, Dec). 91.2 *TENCON 2024 - 2024 IEEE Region 10 Conference (TENCON)*, pp. 83-87. doi : 10.1109/TENCON61640.2024.10902863.
- Gyawali, B., Ajmal, A. M., Liu, W. & Yang, Y. (2024). A review on modulation techniques of Quasi-Z-source inverter for grid-connected photovoltaic systems. *e-Prime - Advances in Electrical Engineering, Electronics and Energy*, 10, 100809. doi : <https://doi.org/10.1016/j.prime.2024.100809>.
- Haghjoo, Y. & Khaburi, D. A. (2022, Feb). Modeling, simulation, and parameters identification of a lithium-ion battery used in electric vehicles. *2022 9th Iranian Conference on Renewable Energy & Distributed Generation (ICREDG)*, pp. 1-7. doi : 10.1109/ICREDG54199.2022.9804546.

- Helsper, M., Fuchs, F. & Munzer, M. (2002, June). Analysis and comparison of planar- and Trench-IGBT-Modules under ZVS and ZCS switching conditions. *2002 IEEE 33rd Annual IEEE Power Electronics Specialists Conference. Proceedings (Cat. No.02CH37289)*, 2, 614-619 vol.2. doi : 10.1109/PSEC.2002.1022521.
- Heydari, M., Huang, Q. & Huang, A. Q. (2023, March). A 400W, 99.3 % 2023 *IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC)*, pp. 2223-2230. doi : 10.1109/APEC43580.2023.10131616.
- Heydarzadeh, M., Tehrani, M. G., Tahir, A., Immonen, E., Haghbayan, H. & Plosila, J. (2024, July). Analysis of ECM Battery Modeling Techniques for Different Battery Types. *2024 13th International Workshop on Robot Motion and Control (RoMoCo)*, pp. 174-180. doi : 10.1109/RoMoCo60539.2024.10604356.
- Hou, Z., Jiao, D., Gutierrez, B. C., Lai, J.-S. & Chen, P.-L. (2024, Feb). Design of a 15kW High-Efficiency and High Power Density Bidirectional TCM Buck/Boost Converter. *2024 IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC)*, pp. 341-347. doi : 10.1109/APEC48139.2024.10509033.
- Hydro-Québec. [Accessed May 25, 2025. URL : <https://www.hydroquebec.com/clean-energy-provider/clean-energy.html>]. (2025a). Clean energy : a source of pride. Repéré à <https://www.hydroquebec.com/clean-energy-provider/clean-energy.html>.
- Hydro-Québec. [Accessed May 21, 2025. Available at : <https://www.hydroquebec.com/sustainable-development/specialized-documentation/ghg-emissions.html>]. (2025b). GHG emissions and electricity. Repéré à <https://www.hydroquebec.com/sustainable-development/specialized-documentation/ghg-emissions.html>.
- Infineon Technologies. [Rev. 1.4]. (2026a). D4600U45X172 Datasheet. Repéré le 2026-06-16 à <https://www.infineon.com/assets/row/public/documents/60/49/infineon-d4600u45x172-datasheet-en.pdf>.
- Infineon Technologies. [IGBT Module, Rev. 1.0]. (2026b). FZ1200R45HL4 Datasheet. Repéré le 2026-06-16 à <https://www.infineon.com/assets/row/public/documents/60/49/infineon-fz1200r45hl4-datasheet-en.pdf>.
- Infineon Technologies. [IGBT Module, Rev. 1.30]. (2026c). FZ1800R45HL4 Datasheet. Repéré le 2026-06-16 à <https://www.infineon.com/assets/row/public/documents/60/49/infineon-fz1800r45hl4-datasheet-en.pdf>.
- Infineon Technologies. [Rev. 3.0]. (2026d). P3000ZL45X168 Datasheet. Repéré le 2026-06-16 à <https://www.infineon.com/assets/row/public/documents/60/49/infineon-p3000zl45x168-datasheet-en.pdf>.

- Intergovernmental Panel on Climate Change. (2023). Sections. Dans Team, C. W., Lee, H. & Romero, J. (Éds.), *Climate Change 2023 : Synthesis Report. Contribution of Working Groups I, II and III to the Sixth Assessment Report of the Intergovernmental Panel on Climate Change* (pp. 35–115). Geneva, Switzerland : IPCC. doi : 10.59327/IPCC/AR6-9789291691647.
- International Organization for Standardization. (2012). *Environmental management — Life cycle assessment — Illustrative examples on how to apply ISO 14044 to goal and scope definition and inventory analysis* (Rapport n°ISO/TR 14049 :2012). Geneva, Switzerland. Repéré à <https://www.iso.org/standard/57110.html>.
- Ioakimidis, C. S., Murillo-Marrodán, A., Bagheri, A., Thomas, D. & Genikomsakis, K. N. (2019). Life Cycle Assessment of a Lithium Iron Phosphate (LFP) Electric Vehicle Battery in Second Life Application Scenarios. *Sustainability*, 11(9). doi : 10.3390/su11092527.
- Jaguemont, J., Karimi, D. & Van Mierlo, J. (2019). Investigation of a Passive Thermal Management System for Lithium-Ion Capacitors. *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, 68(11), 10518-10524. doi : 10.1109/TVT.2019.2939632.
- Johnson, T. (2023). Train de Charlevoix Hydrogen Pilot Project. Repéré le 2026-07-15 à <https://www.transportaction.ca/trip-reports/train-de-charlevoix-hydrogen-pilot-project/>.
- Kammermann, J., Bolvashenkov, I., Herzog, H.-G., Mazzucato, S., Bolognani, S. & Frenkel, I. (2021, April). Feasibility Study and Reliability Assessment of an Electrified Commuter Train. *2021 IEEE Workshop on Electrical Machines Design, Control and Diagnosis (WEMDCD)*, pp. 337-342. doi : 10.1109/WEMDCD51469.2021.9425670.
- Kamrueng, C., Kittiratsatcha, S. & Polmai, S. (2020, July). A Number of RC Pairs Consideration of Electrical Equivalent Circuit Model of Li-ion Battery. *2020 6th International Conference on Engineering, Applied Sciences and Technology (ICEAST)*, pp. 1-4. doi : 10.1109/ICEAST50382.2020.9165523.
- Kanhav, K. A. & Chaudhari, M. A. (2017, Aug). A bidirectional multiport dc-dc converter topology for hybrid energy system. *2017 International Conference on Energy, Communication, Data Analytics and Soft Computing (ICECDS)*, pp. 3427-3432. doi : 10.1109/ICECDS.2017.8390097.
- Kapetanović, M., Núñez, A., van Oort, N. & Goverde, R. M. (2024). Energy use and greenhouse gas emissions of traction alternatives for regional railways. *Energy Conversion and Management*, 303, 118202. doi : <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2024.118202>.

- Kelly, J. C., Wang, M., Dai, Q. & Winjobi, O. (2021). Energy, greenhouse gas, and water life cycle analysis of lithium carbonate and lithium hydroxide monohydrate from brine and ore resources and their use in lithium ion battery cathodes and lithium ion batteries. *Resources, Conservation and Recycling*, 174, 105762. doi : <https://doi.org/10.1016/j.resconrec.2021.105762>. Accessed May 25, 2025. <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0921344921003712>.
- Kheraluwala, M., Gascoigne, R., Divan, D. & Baumann, E. (1992). Performance characterization of a high-power dual active bridge DC-to-DC converter. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 28(6), 1294-1301. doi : 10.1109/28.175280. <https://ieeexplore.ieee.org/document/175280>.
- Krause, P. C., Wasynczuk, O., Sudhoff, S. D. & Pekarek, S. D. (2013). *Analysis of Electric Machinery and Drive Systems* (éd. 3rd). Wiley-IEEE Press. doi : 10.1002/9781118524336.
- Krismer, F. & Kolar, J. W. (2012). Efficiency-Optimized High-Current Dual Active Bridge Converter for Automotive Applications. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 59(7), 2745-2760. doi : 10.1109/TIE.2011.2112312.
- Kumar, B., Srivastava, R. R. & Barik, S. P. (2023). Hydrometallurgical recycling of lithium-titanate anode batteries : Leaching kinetics and mechanisms, and life cycle impact assessment. *Minerals Engineering*, 202, 108289. doi : <https://doi.org/10.1016/j.mineng.2023.108289>.
- Li, J., Li, L., Yang, R. & Jiao, J. (2023). Assessment of the lifecycle carbon emission and energy consumption of lithium-ion power batteries recycling : A systematic review and meta-analysis. *Journal of Energy Storage*, 65, 107306. doi : <https://doi.org/10.1016/j.est.2023.107306>.
- Li, T., Yuan, X.-Z., Zhang, L., Song, D., Shi, K. & Bock, C. (2020). Degradation Mechanisms and Mitigation Strategies of Nickel-Rich NMC-Based Lithium-Ion Batteries. *Electrochemical Energy Reviews*, 3(1), 43–80. doi : 10.1007/s41918-019-00053-3.
- Lin, M.-C., Gong, M., Lu, B., Wu, Y., Wang, D.-Y., Guan, M., Angell, M., Chen, C., Yang, J., Hwang, B.-J. & Dai, H. (2015). An ultrafast rechargeable aluminium-ion battery. *Nature*, 520(7547), 324–328. doi : 10.1038/nature14340.
- Lithesh, G., Krishna, B. & Karthikeyan, V. (2021, Sep.). Review and Comparative Study of Bi-Directional DC-DC Converters. *2021 IEEE International Power and Renewable Energy Conference (IPRECON)*, pp. 1-6. doi : 10.1109/IPRECON52453.2021.9640712.

- Liu, J., Dong, Z., Jin, T. & Liu, L. (2018, July). Recent Advance of Hybrid Energy Storage Systems for Electrified Vehicles. *2018 14th IEEE/ASME International Conference on Mechatronic and Embedded Systems and Applications (MESA)*, pp. 1-2. doi : 10.1109/MESA.2018.8449191.
- Liu, J., Gao, D. & Cao, J. (2012, Oct). Study on the effects of temperature on LiFePO₄ battery life. *2012 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*, pp. 1436-1440. doi : 10.1109/VPPC.2012.6422610.
- Liu, Z., Sederholm, J. G., Lan, K.-W., Hatzell, M. C., Perry, N. H., Miljkovic, N., Braun, P. V., Li, Y. & Wang, P. (2023, June). A Comprehensive Comparison for Battery Cathode Leaching Processes. *2023 IEEE Transportation Electrification Conference & Expo (ITEC)*, pp. 1-5. doi : 10.1109/ITEC55900.2023.10187051.
- Lu, J., Zhang, T., Xu, C., Yu, H., Qiu, W. & Lin, Z. (2023, Dec). An Enhanced Capacity Optimization Method Considering Battery Lifetime for HESS in Frequency Regulation Market. *2023 IEEE 7th Conference on Energy Internet and Energy System Integration (EI2)*, pp. 5001-5007. doi : 10.1109/EI259745.2023.10512834.
- Maher, K. (2023, Sep.). Study of 18650 LiFePO₄ Lithium-Ion Battery Cells for Stationary and EV Applications : Performance, Reliability, and Safety. *2023 6th International Conference on Renewable Energy and Power Engineering (REPE)*, pp. 156-162. doi : 10.1109/REPE59476.2023.10512102.
- Mali, V., Tripathi, B., Kumar, K., Dwivedi, S. & Behera, R. (2022, Oct). Exploring various Topology using DC-DC Converter in Hybrid Energy Storage System for Electric Vehicles. *IECON 2022 – 48th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, pp. 1-6. doi : 10.1109/IECON49645.2022.9968407.
- Marquet, D., Françoise, B., Foucault, O., Vaija, S., Philipot, E. & Campion, C. (2018, Oct). How to transform innovative battery opportunities in field operational solutions for Telecom/IT. *2018 IEEE International Telecommunications Energy Conference (INTELEC)*, pp. 1-8. doi : 10.1109/INTLEC.2018.8612375.
- Maryland Transit Administration. [Retrieved from <http://mta.maryland.gov/marc-riders-advisory-council-0>]. (2013). Summary Minutes MARC Riders Advisory Council Meeting. Maryland Transit Administration. Repéré à <http://mta.maryland.gov/marc-riders-advisory-council-0>.
- Micari, S., Foti, S., Testa, A., De Caro, S., Sergi, F., Andaloro, L., Aloisio, D. & Napoli, G. (2020, May). Prediction of Ageing Effects on Lithium-Ion Battery for Electric Vehicles. *2020 ELEKTRO*, pp. 1-8. doi : 10.1109/ELEKTRO49696.2020.9130363.

- Mo, F. (2023, Jan). Comprehensive Analysis for Central Lithium-ion Batteries : Security Concerns and Recycle Strategies. *2023 IEEE 3rd International Conference on Power, Electronics and Computer Applications (ICPECA)*, pp. 1370-1377. doi : 10.1109/ICPECA56706.2023.10075880.
- Monsalve, G., Acevedo-Bueno, D., Cardenas, A. & Martinez, W. (2024). An Improved ECM-Based State-of-Charge Estimation for SLA and LFP Batteries Used in Low-Cost Agricultural Mobile Robots. *IEEE Access*, 12, 146265-146276. doi : 10.1109/ACCESS.2024.3473896.
- Nielson, G. & Emadi, A. (2011, Sep.). Hybrid energy storage systems for high-performance hybrid electric vehicles. *2011 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*, pp. 1-6. doi : 10.1109/VPPC.2011.6043052.
- Omar, N., Sakka, M. A., Van Mierlo, J., Van den Bossche, P. & Gualous, H. (2013, May). Electric and thermal characterization of advanced hybrid Li-Ion capacitor rechargeable energy storage system. *4th International Conference on Power Engineering, Energy and Electrical Drives*, pp. 1574-1580. doi : 10.1109/PowerEng.2013.6635851.
- Ortiz, G., Uemura, H., Bortis, D., Kolar, J. W. & Apeldoorn, O. (2013). Modeling of Soft-Switching Losses of IGBTs in High-Power High-Efficiency Dual-Active-Bridge DC/DC Converters. *IEEE Transactions on Electron Devices*, 60(2), 587-597. doi : 10.1109/TED.2012.2223215.
- Park, K.-J., Hwang, J.-Y., Ryu, H.-H., Maglia, F., Kim, S.-J., Lamp, P., Yoon, C. S. & Sun, Y.-K. (2019). Degradation Mechanism of Ni-Enriched NCA Cathode for Lithium Batteries : Are Microcracks Really Critical ? *ACS Energy Letters*, 4(6), 1394–1400. doi : 10.1021/acsenergylett.9b00733.
- Patel, D. D. & Salameh, Z. M. (2015, July). Characterization of GP30EVLf 30 Ah Lithium Iron Phosphate battery cells. *2015 IEEE Power & Energy Society General Meeting*, pp. 1-5. doi : 10.1109/PESGM.2015.7286586.
- Peng, F. (2002, Oct). Z-source inverter. *Conference Record of the 2002 IEEE Industry Applications Conference. 37th IAS Annual Meeting (Cat. No.02CH37344)*, 2, 775-781 vol.2. doi : 10.1109/IAS.2002.1042647.
- Pernička, J. (2010). Class ALP-45DP Locomotive. *Railvolution : The Professional Two-Monthly Magazine Of Rail Transport Worldwide*, 10(6/10), 53-58.

- Petricca, M., Shin, D., Bocca, A., Macii, A., Macii, E. & Poncino, M. (2014, Oct). Automated generation of battery aging models from datasheets. *2014 IEEE 32nd International Conference on Computer Design (ICCD)*, pp. 483-488. doi : 10.1109/ICCD.2014.6974723.
- Preger, Y., Barkholtz, H. M., Fresquez, A., Campbell, D. L., Juba, B. W., Romàn-Kustas, J., Ferreira, S. R. & Chalamala, B. (2020). Degradation of Commercial Lithium-Ion Cells as a Function of Chemistry and Cycling Conditions. *Journal of The Electrochemical Society*, 167(12), 120532. doi : 10.1149/1945-7111/abae37.
- Pretato, U., Rillo, E., Costeloe, P., Borraccia, V., Zampori, L. & Pant, R. (2020). *JRC Ispra site Environmental Footprint (OEF)*. Luxembourg : Publications Office of the European Union. doi : 10.2760/748134.
- Racu, A. & Poliscanova, J. [Expert group : Yoann Gimbert, Cecilia Mattea; Research assistance : Nicholas Van Woensel; Editeur responsable : William Todts. Accessed May 21, 2025. Available at : <https://www.transportenvironment.org/uploads/files/An-industrial-blueprint-for-batteries-in-Europe-How-Europe-can-successfully-build-a-sustainable-battery-value-chain.pdf>]. (2024). An industrial blueprint for batteries in Europe : How Europe can successfully build a sustainable battery value chain. European Federation for Transport and Environment AISBL. Repéré à <https://www.transportenvironment.org/uploads/files/An-industrial-blueprint-for-batteries-in-Europe-How-Europe-can-successfully-build-a-sustainable-battery-value-chain.pdf>.
- Rahman, I. I., Riawan, D. C. & Ashari, M. (2019, Aug). Design and Implementation of DC-DC Bidirectional Cuk Converter with Average Current Mode Control for Lead Acid Battery Testing. *2019 International Seminar on Intelligent Technology and Its Applications (ISITIA)*, pp. 183-188. doi : 10.1109/ISITIA.2019.8937200.
- Raman, S. R., Fong, Y., Fan, Y., Xue, X. & Cheng, K. (2017, Dec). Development of a light electric car with body integrated super capacitors. *2017 7th International Conference on Power Electronics Systems and Applications - Smart Mobility, Power Transfer & Security (PESA)*, pp. 1-7. doi : 10.1109/PESA.2017.8277742.
- Rasheed, M., Hassan, R., Kamel, M., Wang, H., Zane, R., Tong, S. & Smith, K. (2024). Active Reconditioning of Retired Lithium-Ion Battery Packs From Electric Vehicles for Second-Life Applications. *IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics*, 12(1), 388-404. doi : 10.1109/JESTPE.2023.3325251.
- Ritchie, H. & Rosado, P. (2020). Electricity Mix. *Our World in Data*. <https://ourworldindata.org/electricity-mix>.

- Ronsmans, J. & Lalande, B. (2015, March). Combining energy with power : Lithium-ion capacitors. *2015 International Conference on Electrical Systems for Aircraft, Railway, Ship Propulsion and Road Vehicles (ESARS)*, pp. 1-4. doi : 10.1109/ESARS.2015.7101494.
- Saha, P., Soltani, M., Munk-Nielsen, S. & Stroe, D.-I. (2023, Oct). Cycle-life of Lithium-ion Capacitors : Factors Influencing Aging. *2023 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*, pp. 128-133. doi : 10.1109/ECCE53617.2023.10362424.
- Sarma, U., Ganguly, S. & Adda, R. (2022, July). Design and Control of Multi-Input Single-Output DC/DC Boost Converter for the Application of PEM Fuel Cell-Battery-Hybrid Energy System in Locomotives. *2022 IEEE Power & Energy Society General Meeting (PESGM)*, pp. 1-5. doi : 10.1109/PESGM48719.2022.9917089.
- Siemens Mobility GmbH. (2024). *Mireo Central German S-Bahn Network 2025+*. Repéré le 2026-07-15 à <https://assets.new.siemens.com/siemens/assets/api/uuid:8dc0822c-2a32-40d8-9cbc-09ae26f50370/siemens-mobility-mireo-mdsb-data-sheet.pdf>.
- SNE Research. [Accessed May 21, 2025. Available at : https://www.sneresearch.com/en/insight/release_view/221]. (2024). From Jan to Dec in 2023, Global EV Battery Usage Posted 705.5GWh, a 38.6% YoY Growth. Repéré à https://www.sneresearch.com/en/insight/release_view/221.
- Soltani, M., Ibrahim, T., Stroe, A. I. & Stroe, D.-I. (2022, Oct). Comparison of high-power energy storage devices for frequency regulation application (Performance, cost, size, and lifetime). *IECON 2022 – 48th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, pp. 1-6. doi : 10.1109/IECON49645.2022.9969112.
- Steiner, M., Klohr, M. & Pagiela, S. (2007, Sep.). Energy storage system with ultracaps on board of railway vehicles. *2007 European Conference on Power Electronics and Applications*, pp. 1-10. doi : 10.1109/EPE.2007.4417400.
- Svens, P., Smith, A. J., Groot, J., Lacey, M. J., Lindbergh, G. & Lindström, R. W. (2022). Evaluating Performance and Cycle Life Improvements in the Latest Generations of Prismatic Lithium-Ion Batteries. *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, 8(3), 3696-3706. doi : 10.1109/TTE.2022.3158838.
- Tari, L., Bourelly, C., Vitelli, M., Milano, F., Molinara, M. & Ferrigno, L. (2023, June). A Statistical Approach for Electrochemical Impedance Spectroscopy Analysis on LFP Batteries' State of Charge. *2023 IEEE International Workshop on Metrology for Industry 4.0 & IoT (MetroInd4.0&IoT)*, pp. 421-426. doi : 10.1109/MetroInd4.0IoT57462.2023.10180131.

- The Greenbrier Companies. [Accessed : April 29, 2026]. (n.d.a). 64' Heavy-Duty Flatcar. Repéré à <https://www.gbrx.com/railcars/64-heavy-duty-flatcar/>.
- The Greenbrier Companies. [Accessed : April 29, 2026]. (n.d.b). 89' Heavy-Duty Flatcar. Repéré à <https://www.gbrx.com/railcars/89-heavy-duty-flatcar/>.
- Timmermans, J.-M., Nikolian, A., De Hoog, J., Gopalakrishnan, R., Goutam, S., Omar, N., Coosemans, T., Van Mierlo, J., Warnecke, A., Sauer, D. U., Swierczynski, M., Stroe, D. I., Martinez-Laserna, E., Sarasketa-Zabala, E., Gastelurrutia, J. & Nerea, N. (2016, Sep.). Batteries 2020 — Lithium-ion battery first and second life ageing, validated battery models, lifetime modelling and ageing assessment of thermal parameters. *2016 18th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'16 ECCE Europe)*, pp. 1-23. doi : 10.1109/EPE.2016.7695698.
- Tran, D.-D., Barrero, R., Hegazy, O., Omar, N. & Van Mierlo, J. (2017, Dec). An Evaluation Study of Hybrid Energy Storage System for Plug-In Hybrid Electric Buses. *2017 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC)*, pp. 1-7. doi : 10.1109/VPPC.2017.8330861.
- Transport Canada. (2019, August). Advisory Circular (AC) No. 700-022 - Air Operator Weight and Balance Control Procedures – Subparts 704 and 705 of the Canadian Aviation Regulations. Repéré le 2025-10-11 à <https://tc.canada.ca/en/aviation/reference-centre/advisory-circulars/advisory-circular-ac-no-700-022>.
- Umans, S. D., Fitzgerald, A. E. & Kingsley, Jr., C. (2013). *Fitzgerald & Kingsley's Electric Machinery* (éd. 7th). New York, NY : McGraw-Hill Education.
- United Nations Economic Commission for Europe (UNECE). (2021). *Life Cycle Assessment of Electricity Generation Options*. Repéré à <https://unece.org/sed/documents/2021/10/reports/life-cycle-assessment-electricity-generation-options>.
- U.S. Department of Energy. [Accessed May 25, 2025. URL : <https://afdc.energy.gov/fuels/properties>]. (N/A). Alternative Fuels Data Center : Fuel Properties. Repéré à <https://afdc.energy.gov/fuels/properties>.
- Vasile, A., Perișoară, L.-A. & Bacîș, I. B. (2022, Sep.). Platform for Research on the Conditions of Use of LiFePO₄ Batteries in Order to Increase Their Service Life. *2022 IEEE 9th Electronics System-Integration Technology Conference (ESTC)*, pp. 97-100. doi : 10.1109/ESTC55720.2022.9939543.
- Wang, C., Li, M., Ouyang, Z. & Wang, G. (2021). Resonant Push–Pull Converter With Flyback Regulator for MHz High Step-Up Power Conversion. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 68(2), 1178-1187. doi : 10.1109/TIE.2020.2969109. <https://ieeexplore.ieee.org/document/8974609>.

- Wang, Y., You, Z., Zhang, D. & Su, X. (2019, March). Characteristic Analysis and Modeling of LiFePO₄Battery. *2019 IEEE Asia Power and Energy Engineering Conference (APEC)*, pp. 234-239. doi : 10.1109/APEC.2019.8720711.
- Xiong, X., Wang, S., Fernandez, C., Yu, C., Zou, C. & Jiang, C. (2020). A novel practical state of charge estimation method : an adaptive improved ampere-hour method based on composite correction factor. *International Journal of Energy Research*, 44, 11385 - 11404. Repéré à <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:225189704>.
- Xu, C., Su, Z., Wang, J., Zhong, Z., Zhu, G. & Cao, Y.-c. (2019, Sep.). Liquid Metal Doped Li₄Ti₅O₁₂ as the Anode Material in Lithium-Ion Batteries for Temperature Tolerance Outdoor Secondary Equipment Power Supply. *2019 4th International Conference on Power and Renewable Energy (ICPRE)*, pp. 351-355. doi : 10.1109/ICPRE48497.2019.9034881.
- Yu, C., Yan, J., Huang, S., Rong, K., Sun, Q. & Guo, L. (2022, Sep.). Analysis of Impedance Characteristics Based on Lithium-ion Battery at Different States. *2022 7th International Conference on Power and Renewable Energy (ICPRE)*, pp. 988-993. doi : 10.1109/ICPRE55555.2022.9960579.
- Zhang, B., Xu, Y., Wang, J., Ma, X., Hou, W. & Xue, X. (2021). Electrochemical performance of LiFePO₄/graphene composites at low temperature affected by preparation technology. *Electrochimica Acta*, 368, 137575. doi : <https://doi.org/10.1016/j.electacta.2020.137575>.
- Zhang, G., Wu, Z., Yu, S. S., Trinh, H. & Zhang, Y. (2022). Four Novel Embedded Z-Source DC–DC Converters. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 37(1), 607-616. doi : 10.1109/TPEL.2021.3095516. <https://ieeexplore.ieee.org/document/9478271>.
- Zhao, W., Zheng, J., Zou, L., Jia, H., Liu, B., Wang, H., Engelhard, M. H., Wang, C., Xu, W., Yang, Y. & Zhang, J.-G. (2018). High Voltage Operation of Ni-Rich NMC Cathodes Enabled by Stable Electrode/Electrolyte Interphases. *Advanced Energy Materials*, 8(17), 1800297. doi : 10.1002/aenm.201800297.
- Zheng, Z., Xue, X. & Xu, B. (2011, Sep.). Direct torque control of asynchronous motor based on space vector modulation. *2011 International Conference on Electronics, Communications and Control (ICECC)*, pp. 1440-1443. doi : 10.1109/ICECC.2011.6067880.
- Zhu, Y., Wu, H., Zhang, W. & Wang, Z. (2024, Sep.). A Modeling Method for Lithium-Ion Batteries Based on EIS and FFRLS. *2024 IEEE 7th Information Technology, Networking, Electronic and Automation Control Conference (ITNEC)*, 7, 317-321. doi : 10.1109/ITNEC60942.2024.10733023.