

Titre: Modèle technico-économique pour le transport conjoint
Title: d'hydrogène cryogénique et d'électricité par câble supraconducteur

Auteur: Camille Claing
Author:

Date: 2024

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Claing, C. (2024). Modèle technico-économique pour le transport conjoint
Citation: d'hydrogène cryogénique et d'électricité par câble supraconducteur [Mémoire de
maîtrise, Polytechnique Montréal]. PolyPublie.
<https://publications.polymtl.ca/59211/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/59211/>
PolyPublie URL:

**Directeurs de
recherche:** Frédéric Sirois, & Pierre-Olivier Pineau
Advisors:

Programme: Génie physique
Program:

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

**Modèle technico-économique pour le transport conjoint d'hydrogène
cryogénique et d'électricité par câble supraconducteur**

CAMILLE CLAING

Département de génie électrique

Mémoire présenté en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*
Génie énergétique

Août 2024

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Ce mémoire intitulé :

**Modèle technico-économique pour le transport conjoint d'hydrogène
cryogénique et d'électricité par câble supraconducteur**

présenté par **Camille CLAING**

en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

Cédric BÉGUIN, président

Frédéric SIROIS, membre et directeur de recherche

Pierre-Olivier PINEAU, membre et codirecteur de recherche

Christian-Éric BRUZEK, membre externe

Robert SCHULZ, membre externe

REMERCIEMENTS

Merci à mes co-directeurs, Frédéric et Pierre-Olivier, pour leur patience, persévérance et soutien au cours de cette maîtrise un peu trop longue.

Merci à Maurice Brisson pour les bourses qui ont simplifié ma vie.

Et merci à Geoffroy pour ton oreille.

RÉSUMÉ

Le terme «superlien», utilisé dans ce mémoire, vient décrire un corridor bi-énergie haute puissance, combinant au sein d'un même système un pipeline d'hydrogène cryogénique refroidissant un câble de transport électrique supraconducteur (CTSC). La synergie évidente entre les deux vecteurs énergétiques motive une analyse technico-économique de leur combinaison. En effet, à travers la cryogénie, les coûts énergétiques et d'infrastructures pour la densification de l'hydrogène et le maintien de la condition supraconductrice se recoupent mutuellement.

Pour faire cette analyse, un modèle technico-économique, couvrant le «superlien» proposé (cryostat et câble supraconducteur) et ses infrastructures auxiliaires de cryogénie, est développé et détaillé.

Une analyse segmentée des sous-parties du modèle (cryo-compression initiale de l'hydrogène, câble supraconducteur, station de réfrigération, etc.) établit un premier jet de résultats, dits «haut-niveau». Ceux-ci présentent, entre-autre, les contraintes au niveau des investissements nécessaires et de l'empreinte au sol des infrastructures auxiliaires de cryogénie, le profil des investissements pour le superlien (changeant avec le type de conception et la proportion des puissances transmises) et la limite énergétique à la re-valorisation du froid livré dans l'hydrogène. Les résultats «haut-niveau» dégagent des intuitions de conceptions permettant de définir, parmi le vaste ensemble de possibilités, un sous-ensemble de configurations spécifiques à approfondir et analyser.

Ces configurations sont décrites en détails dans des fiches techniques rassemblant les paramètres nécessaires à la description de la configuration elle-même, les paramètres définissant l'opération du superlien, les puissances de réfrigérations associées, les investissements pour le lien et les infrastructures cryogéniques auxiliaires, ainsi que leur somme totale, normalisée par une métrique de puissance transmise.

L'information contenue clarifie et nuance la proposition du désengorgement de postes électriques urbains par ce type d'infrastructure, souligne des choix de configurations et des régimes d'opérations avantageux et fournit des valeurs énergétiques et économiques concrètes, appuyées sur un modèle documenté et transparent.

Un cadre est proposé pour segmenter les investissements cryogéniques entre la part du froid investie pour le maintien de la condition supraconductrice du superlien et la part investie à la densification du produit livré. En considérant la densification de l'hydrogène livré comme un produit à part du système, les superliens refroidis à l'hydrogène liquide se démarquent en étant généralement moins coûteux que ceux refroidis à l'hydrogène supercritique, malgré que la réfrigération se fasse à plus basse température.

ABSTRACT

The term “superlink”, used in this master thesis, describes a high-power dual-energy corridor combining, within the same system, a cryogenic hydrogen pipeline cooling a superconducting electrical transmission cable. The obvious synergy between the two energy vectors motivates a techno-economic analysis of their combination. Indeed, through cryogenics, the energy and infrastructure costs for hydrogen densification and the maintenance of the superconducting condition overlap.

To carry out this analysis, a techno-economic model, covering the proposed “superlink” (a cryostat and a superconducting cable) and its auxiliary cryogenic infrastructures, is developed and detailed.

A segmented analysis of the sub-parts of the model (initial cryo-compression of hydrogen, superconducting cable, refrigeration station, etc.) establishes a first draft of results, called “high-level”. These present, among other things, the constraints in terms of the necessary investments and the spatial footprint of the auxiliary cryogenic infrastructures, the investment profile for the superlink (changing with the type of design and the proportion of the type of powers transmitted) and the energy limit for the re-valorization of the cold delivered through the hydrogen. The “high-level” results reveal design intuitions making it possible to define, among the vast set of possibilities, a subset of specific configurations to be further explored and analyzed.

These configurations are described in detail in technical sheets bringing together the parameters necessary for the description of the configuration itself, the parameters defining the operation of the superlink, the refrigeration powers incurred, the investments for the superlink and the auxiliary cryogenic infrastructures and their total sum, normalized by the transmitted power metric.

The information contained clarifies and brings nuance to the proposal for decongestion of urban electrical substations by this type of infrastructure, highlights configuration choices and advantageous operating regimes and provides concrete energetic and economic values, based on a documented and transparent model.

A framework is proposed to segment cryogenic investments between the part of the cold invested in maintaining the superconducting condition of the superlink and the part invested in the densification of the delivered product. Considering the densification of hydrogen delivered as a separate product to the transport system, liquid hydrogen-cooled superlinks stand out by being generally less expensive the supercritical hydrogen-cooled ones, despite refrigeration happening at lower temperatures.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS	iii
RÉSUMÉ	iv
ABSTRACT	vi
TABLE DES MATIÈRES	viii
LISTE DES TABLEAUX	xi
LISTE DES FIGURES	xii
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	xiv
LISTE DES ANNEXES	xviii
CHAPITRE 1 INTRODUCTION	1
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE	3
2.1 Supraconductivité	3
2.1.1 Pertes AC	4
2.1.2 Câbles supraconducteurs	5
2.1.3 Supraconductivité au sein du réseau électrique	10
2.2 Hydrogène	13
2.2.1 Contenu énergétique	13
2.2.2 Transport d'hydrogène	14
2.2.3 Considération de sécurité	18
2.2.4 Hydrogène comme fluide cryogénique	19
2.2.5 Cryo-compression de l'hydrogène	21
2.2.6 Liens supraconducteurs refroidis à l'hydrogène	26
CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE	28
CHAPITRE 4 MODÈLE PHYSIQUE	29
4.1 Plage d'opération	29
4.2 Cryo-compression	30

4.2.1	Station de réfrigération	32
4.3	Superlien	33
4.4	Câble de transport supraconducteur	34
4.4.1	Âme	34
4.4.2	Court-Circuit	35
4.4.3	Couche supraconductrice pour le transport électrique	36
4.4.4	Isolation électrique	39
4.4.5	Écran et neutre	41
4.5	Cryostat	41
4.6	Thermo-hydraulique	43
4.6.1	Écoulement incompressible	44
4.6.2	Variation de la température et de la pression	45
4.6.3	Intrant de chaleur	45
4.7	Pertes électriques	47
CHAPITRE 5	MODÈLE ÉCONOMIQUE	49
5.1	Cryo-compression initiale	49
5.1.1	Investissement initial en capital	49
5.1.2	Coûts opérationnels	50
5.2	Station de réfrigération	51
5.3	Modèle «A» pour la station de réfrigération	51
5.3.1	Modèle «B» pour la station de réfrigération	53
5.4	Superlien	54
5.4.1	Investissement initial	54
5.4.2	Empreinte au sol	56
5.5	Investissements annualisés	57
CHAPITRE 6	RÉSULTATS «HAUT-NIVEAU»	58
6.1	Usine de cryo-compression en amont	58
6.1.1	Autonomie cryogénique	60
6.2	Station de réfrigération	63
6.3	Valorisation du froid	69
6.4	Profil des coûts de superliens	69
6.5	Rendement sur les rubans	70
6.5.1	Rendement décroissant sur les couches	72
CHAPITRE 7	CONFIGURATIONS SPÉCIFIQUES	75

7.1	Métriques	75
7.2	Configurations coaxiales	77
7.2.1	Hydrogène liquide	78
7.2.2	Hydrogène supercritique	80
7.3	Configurations triaxiales	80
CHAPITRE 8 ANALYSE DES CONFIGURATIONS SPÉCIFIQUES		86
8.1	Valeur inférieure et supérieure	88
8.1.1	Température de conception	89
8.1.2	Tension de conception	89
8.1.3	Puissance en hydrogène	90
8.1.4	Comparaison avec le transport conventionnel	92
CHAPITRE 9 CONCLUSION		96
9.1	Synthèse des travaux	96
9.2	Retour sur les résultats	97
9.2.1	Configurations spécifiques	97
9.3	Limitations du modèle et améliorations futures	99
9.3.1	Puissance en hydrogène	99
RÉFÉRENCES		102
ANNEXES		109

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1	Vue d'ensemble des câbles supraconducteurs urbains	13
Tableau 2.2	Pouvoir calorifique de combustibles usuels	15
Tableau 2.3	Densité énergétique de combustibles usuels (PCI)	15
Tableau 2.4	Coût énergétique de la densification	16
Tableau 2.5	Propriétés des fluides réfrigérants	20
Tableau 4.1	Rendements exergetiques d'usines de liquéfaction d'hydrogène réelles et/ou théoriques.	32
Tableau 5.1	Frais divers d'opération de l'usine de cryo-compression	52
Tableau 6.1	Puissance consommée par la cryo-compression [MW].	60
Tableau 6.2	Station de réfrigération pour un superlien coaxial de 25 kV, $d_{in} = 5$ cm.	66
Tableau 6.3	Station réfrigération pour superlien un triaxial de 49 kV, $d_{in} = 20$ cm.	67
Tableau 7.1	Diamètre minimal de la phase supraconductrice [cm].	80
Tableau 7.2	Concordance entre tension d'opération et température de conception en configuration triaxiale (YBCO).	83
Tableau 8.1	Synthèse des configurations présentées.	87
Tableau 8.2	Investissements et coûts annuels normalisés pour une configuration triaxiale de 49 kV à 5 couches en fonction de la température maxi- male de conception.	90
Tableau 8.3	Investissements et coûts annuels normalisés pour les configurations à 25 kV.	90

LISTE DES FIGURES

Figure 2.1	Propriétés de la phase supraconductrice	4
Figure 2.2	Surface critique J-T-B.	5
Figure 2.3	Vortex.	5
Figure 2.4	Composantes des câbles de transport supraconducteurs	6
Figure 2.5	Rubans (RE)BCO, SuperPower Inc.	9
Figure 2.6	Densité volumique et gravimétrie d'hydrogène des méthodes de densi- fication	16
Figure 2.7	Diffusion de l'hydrogène et fragilisation des métaux	17
Figure 2.8	Concentration d'orthohydrogène et enthalpie de conversion	21
Figure 2.10	Exergie froide	26
Figure 4.1	Schéma du superlien et ces infrastructures auxiliaires de cryogénie . .	30
Figure 4.2	Diagramme de phase et plages d'opération	31
Figure 4.3	Énergie nécessaire à la densification initiale (W_{init}) de l'hydrogène en fonction de la température cryogénique d'entrée dans le superlien, pour une pression initiale et finale de 1 bar.	33
Figure 4.4	Schéma des géométries a) triphasée coaxiale dite «conventionnelle» et b) triaxiale à un câble par phase dite «opportuniste»	35
Figure 4.5	Algorithme pour la section de l'âme.	37
Figure 4.6	Algorithme déterminant le courant maximal d'une configuration de câble.	38
Figure 4.7	Schéma d'une coquille cylindrique corruguée.	44
Figure 4.8	Schéma d'un élément dm de masse pour la modélisation thermo-hydraulique.	44
Figure 6.2	Racine carrée de l'empreinte au sol (arrête du carré équivalent) de l'usine de cryo-compression en amont du superlien en fonction du dé- bit journalier d'hydrogène et de la température de sortie de la cryo- compression (égale à la température d'entrée dans le superlien). . . .	60
Figure 6.3	Autonomie cryogénique à courant nul en configuration coaxiale. . . .	61
Figure 6.4	Autonomie cryogénique à courant nul pour deux conceptions triaxiales à 49 kV ($d_{in}=15$ cm et $d_{in}=20$ cm).	64
Figure 6.5	Montant des investissements pour un kilomètre de superlien.	71
Figure 6.6	Coût du courant critique des rubans supraconducteurs.	72
Figure 6.7	Rapport de la densité critique des rubans GdBCO et YBCO en fonction de la température.	73

Figure 6.8	Coût du gain en courant critique (\$/kA/m) en fonction de la couche.	74
Figure 7.1	Fiche technique.	79
Figure 7.2	Fiche technique.	81
Figure 7.3	Fiche technique.	84
Figure 7.4	Fiche technique.	85
Figure 8.1	Fiche technique.	93
Figure 8.2	Fiche technique.	94
Figure A.1	Variation d'enthalpie en périphérie du point critique (en rouge). . . .	109
Figure C.1	Fiche technique.	113
Figure C.2	Fiche technique.	114
Figure C.3	Fiche technique.	115

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

GES	Gaz à effet de serre
CTSC	Câble de transport supraconducteur
AC	Courant alternatif
DC	Courant direct
RMS	Moyenne quadratique «Root Mean Square»
HT_C	Haute température critique
J_C	Densité de courant critique
T_C	Température critique
B_C	Champ magnétique critique
PTFE	Polytétrafluoroéthylène
GNL	Gaz naturel liquéfié
PPLP	Papier laminé au polypropylène
XLPE	Polyéthylène réticulé
LN_2	Azote liquide
REBCO	Rare-Earth Barium Copper Oxide
YBCO	Yttrium Barium Copper Oxide
GdBCO	Gadolinium Barium Copper Oxide
LIPA	Long Island Power Authority
DOE	United States Departement of Enegy
KEPCO	Korean Electric Power Corporation
BESTPATH	BEyond State-of-the-art Technologies for rePowering Ac corridors and multiTerminal HVDC Systems
MgB_2	Diborure de magnésium
SCARLET	Superconducting cables for sustainable energy transition
RFCL	Limiteurs de courant de court-circuit résistifs
tpj	Tonnes métriques par jour
PCS	Pouvoir calorifique supérieur
PCI	Pouvoir calorifique inférieur
RMO	Réseaux métallo-organiques
DOT	Département des transports américain
LH_2	Hydrogène liquéfié
ρ_{amb}	Densité ambiante de l'hydrogène
PRG	Potentiel de réchauffement global

$p\text{-H}_2$	Parahydrogène
$o\text{-H}_2$	Orthohydrogène
$n\text{-H}_2$	Hydrogène normal
ΔT	Variation de température
ΔP	Pertes/variation de pression
v	Vitesse de l'écoulement
μ_{JT}	Coefficient de Joule-Thompson
η_c	Rendement de Carnot
h, H	Enthalpie massique, enthalpie
s	Entropie massique
ex	Exergie
η_{ex}	Rendement exergétique
W	Travail
BR	Brayton inversé
TBR	Turbo-Brayton inversé
Q	Chaleur
W_{init}	Travail initial de cryo-compression
SS304	Acier inoxydable de grade 304
SS316	Acier inoxydable de grade 316
c.c.	Court-circuit
I	Courant
I_{cc}	Courant de court-circuit
$I_{\hat{a}me}$	Courant dans l'âme
I_C	Courant critique du câble supraconducteur
$I_{conception}$	Courant de conception d'un câble
T_{max}	Température maximale du superlien/câble
B_{max}	Champ magnétique maximal ressenti par les rubans supraconducteurs du câble
r	Rayon
w	Largeur de rubans supraconducteurs HT
C	
μ_0	Perméabilité du vide
I_{max}	Courant maximal du câble
PPLP	Papier laminé de polypropylène
GH2	Hydrogène gazeux
GHe	Hélium gazeux

E_D	Rigidité diélectrique
V_{ll}	Tension de ligne
SF	Facteur de sécurité
BPVC	«Boiler and Pressure Vessel Code»
σ_{safe}	Stress mécanique maximal
ρ	Densité du fluide
f	Coefficient de friction visqueuse
$L, l, \Delta l$	Longueur de section
d_h	Diamètre hydraulique
dm	Élément de masse du fluide
\dot{m}	Débit massique
c_p	Capacité thermique massique du fluide
ν	Viscosité du fluide
\dot{q}_{ext}	Chaleur entrante par la paroi du cryostat
\dot{q}_{frot}	Chaleur générée par le frottement du fluide
CAPEX, CAP	Investissements en capitaux
CAPEX ^{an}	Investissements en capitaux annualisés
OPEX	Coûts opérationnels
OPEX ^{NE} , OP ^{NE}	Coûts opérationnels non-énergétiques
OPEX ^E , OP ^E	Coûts opérationnels énergétiques
Coût _{Tot}	Coûts annuels totaux normalisés.
TIC	Investissement total initial en capital
HDSAM	«Hydrogen Delivery Scenario Analysis Model»
C	Capacité de liquéfaction ou cryo-compression
$C_{conception}$	Capacité de liquéfaction équivalente
CEPCI	«Chemical Engineering Plant Cost Index»
Sol_{cryo}, Sol_{refrig}	Empreinte au sol de la cryo-compression et de la réfrigération
CERN	Organisation européenne pour la recherche nucléaire
COP	Coefficient de performance
$\dot{Q}_{4.5K}, P_{4.5K}$	Puissance thermique à 4.5 K, Puissance de réfrigération à 4.5 K
P_{LH2}	Puissance équivalente de liquéfaction d'hydrogène
TEoHP	«The Techno-Economics of Hydrogen Pipeline»
L_0	Autonomie cryogénique à courant nul

\dot{Q}_{super}	Puissance que le taret dans le superlien injecte dans le fluide
d_{in}, d_{ext}	Diamètre interne de la conduite d'hydrogène et diamètre externe du cryostat
$P_{H2}, P_{elec}, P_{Tot}$	Puissance chimique, électrique et totale transmise

LISTE DES ANNEXES

Annexe A	Variation d'enthalpie en périphérie du point critique	109
Annexe B	Coefficient de friction	110
Annexe C	Fiches descriptives de superliens	112

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

L'hydrogène vert, produit par une électrolyse de l'eau alimentée d'une électricité renouvelable, est un vecteur énergétique dit décarboné ou à faible émission de gaz à effet de serre (GES). Sa capacité à emmagasiner les surplus énergétiques d'une production électrique fluctuante, caractéristique de l'éolien et du solaire, et sa forte densité énergétique massique, en font un des vecteurs énergétiques les plus considérés pour une économie sans combustible fossile. En 2023, plus de 41 pays intègrent une stratégie d'hydrogène dans leur plan de réduction d'émission de CO_2 [1].

Une potentielle économie d'hydrogène vert se heurte toutefois à l'enjeu de sa densité énergétique. En effet, l'hydrogène, d'une densité volumique très basse à température et pression ambiantes, coûte cher à densifier pour le stockage et le transport, tant d'un point de vue énergétique et économique. Les méthodes physiques comme la cryocompression, voire la liquéfaction de l'hydrogène (15-33K), permettent d'atteindre une densité énergétique intéressante pour le transport, mais il en coûte près du tiers de l'énergie contenue pour y arriver et, pour un volume d'utilisation à grande échelle, requiert des installations coûteuses [2].

D'un autre côté, la croissance économique doublée de l'électrification du transport et du chauffage accentue les besoins en puissance électrique des villes et engorge les infrastructures électriques conventionnelles. La possibilité d'ajouter de la puissance en augmentant la tension des lignes existantes est toutefois limitée par la largeur des droits de passage actuels, de même que pour l'espace requis en milieu urbain pour installer de nouvelles infrastructures de transformation et de sectionnement. L'ajout de nouvelles lignes aériennes, aussi coûteux en espace urbain, manque encore plus d'acceptabilité sociale [3]. La supraconductivité s'avère être une option viable face à ce dilemme énergétique.

Face à ce dilemme énergétique, la supraconductivité offre des options inédites qui méritent d'être explorées rigoureusement. En effet, contrairement au transport électrique conventionnel, les câbles de transport supraconducteurs (CTSC) peuvent transporter de très forts courants sans engendrer de pertes électriques significatives, tant qu'ils sont maintenus à des températures $\lesssim 75$ K. Ces derniers se caractérisent par une densité effective de puissance au moins cinq à dix fois plus grande que des câbles conventionnels, et ce, en *incluant dans la comparaison* le cryostat nécessaire pour isoler thermiquement le câble de l'environnement ex-

térieur [4]. Les câbles supraconducteurs peuvent être facilement enfouis, voire tirés à travers des conduits préexistants, et ne produisent aucune chaleur externe qui impose un déclassement des câbles voisins, ni émission électromagnétique résiduelle [5]. Avec cette empreinte géométrique minimale, ils offrent une alternative qui diminue généralement les pertes électriques engendrées, mais cette option est souvent écartée en raison des forts investissements en capitaux nécessaires pour les conducteurs eux-même, ainsi que pour le système cryogénique associé [6].

Ce mémoire se penche sur la relation synergique d'un corridor bi-énergie haute puissance, combinant au sein d'un même système un pipeline d'hydrogène cryogénique refroidissant un câble de transport électrique supraconducteur. À travers la cryogénie, les coûts énergétiques et d'infrastructures pour la densification de l'hydrogène et le maintien de la condition supraconductrice se recoupent mutuellement. Ainsi, les pertes électriques évitées offrent un «budget de froid» pour le travail de refroidissement de l'hydrogène. Le cryostat y est aussi coque de pipeline et les deux systèmes partagent un même droit de passage ainsi qu'une seule installation.

Les synergies évidentes de ce lien bi-énergie appellent à une nouvelle estimation du coût énergétique et de l'intérêt économique de l'infrastructure proposée. À travers un modèle paramétrique dudit lien, couvrant les aspects technico-économiques du lien supraconducteur et des infrastructures auxiliaires nécessaires à sa cryogénie, les profils énergétiques et économiques d'un système énergétique nouveau sont présentés et discutés.

Ce document se veut aussi une occasion de documenter les bases de la conception des CTSC refroidis à l'hydrogène cryogénique, qui ont inspiré le modèle présenté.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

Ce chapitre aborde les bases des câbles supraconducteurs pour le transport électrique, l'hydrogène et ses caractéristiques d'intérêts comme vecteur énergétique et fluide réfrigérant avant de faire un survol de travaux marquant qui abordent cette combinaison énergétique. Cette revue de littérature se terminera finalement avec un survol d'études technico-économiques traitant d'alternatives conventionnelles pour transport d'hydrogène et d'électricité.

2.1 Supraconductivité

La supraconductivité est un phénomène quantique macroscopiquement observable. Cet état de la matière se caractérise par l'élimination des pertes électriques en courant continu, i.e. un état de résistivité nulle. Quelques années après la première liquéfaction de l'hélium à 4.2 K en 1908 par Kamerlingh-Onne, la supraconductivité fut découverte par sérendipité alors que ce dernier étudiait la conductivité de métaux purifiés, dont le mercure, à basse température [7]. La figure 2.1.a présente la discontinuité dans la résistivité alors que le matériau transitionne, à 4.2 K, à la phase supraconductrice. Cette température de transition est appelée température critique T_c .

Cette température critique fut confinée aux températures avoisinantes celle de l'hélium liquide ($\lesssim 4.2$ K) jusqu'à la découverte, par Bednorz et Müller en 1986, des supraconducteurs à base d'oxyde de cuivre, dont la température critique peut atteindre 80-120 K [9]. Ces derniers sont ainsi couramment désignés comme supraconducteur à haute température critique (HTC). Avec la température d'ébullition de l'azote liquide à 77 K, il était dorénavant possible d'envisager des applications de supraconducteurs refroidis à l'azote liquide.

L'état supraconducteur se constate lorsque deux propriétés nécessaires sont observées : l'absence de toute résistance électrique en courant continu et un diamagnétisme parfait, i.e. l'exclusion du champ magnétique de l'intérieur du matériau (effet Meissner) (figure 2.1.b).

Afin de maintenir ces propriétés, un supraconducteur doit demeurer sous sa température critique, mais, aussi, sous un champ magnétique critique B_c et sous une densité de courant critique J_c . Ces trois quantités sont thermodynamiquement interreliées et leur dépendance mutuelle forme une surface critique dans l'espace tridimensionnel engendré (T, B, J) qui délimite la phase supraconductrice de l'état normal (voir figure 2.2).

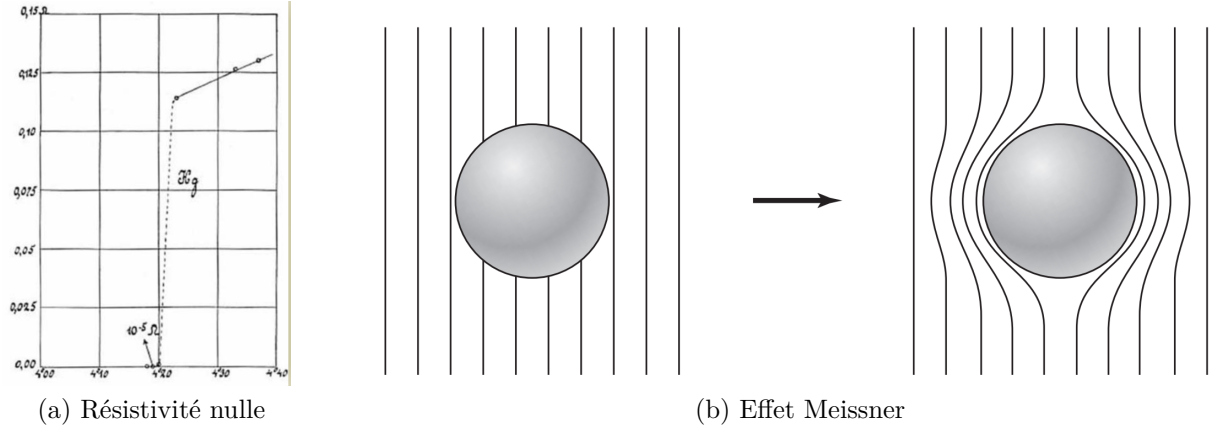


FIGURE 2.1 Propriétés de la phase supraconductrice. a) Graphique des mesures de la conductivité du mercure à basse température, 26 octobre 1911. La résistivité mesurée en dessous de 4.2 K est de l'ordre de la précision des équipements [7]. b) Exclusion du champ magnétique par effet Meissner [8].

2.1.1 Pertes AC

Certains matériaux supraconducteurs présentent un diamagnétisme parfait en dessous d'un premier champ critique B_{c1} , mais laissent pénétrer partiellement le champ magnétique jusqu'à un second champ magnétique critique B_{c2} , au-dessus duquel la supraconductivité est perdue [9]. Ces supraconducteurs sont dits supraconducteurs de type II, groupe dont font partie les supraconducteurs HT_C .

Entre les champs B_{c1} et B_{c2} , le champ magnétique pénètre sous forme de quanta de flux, aussi appelés *vortex*, au sein desquels la supraconductivité est localement brisée (voir figure 2.3).

Les variations du champ magnétique appliqué, présentes dans le cas d'un courant alternatif, engendrent une augmentation (ou diminution) du nombre de vortex. Le réarrangement et la migration des quanta de flux magnétique créent un champ électrique dans le fil supraconducteur, ce qui engendre un courant dissipatif dans la zone normale associée au cœur des vortex. Cette dissipation thermique, en général de plusieurs ordres de grandeur inférieure aux pertes au sein de conducteurs conventionnels, est appelée *pertes d'hystérésis* ou *pertes AC* [10]. La chaleur résultante doit ultimement être évacuée du système à l'aide d'un refroidisseur.

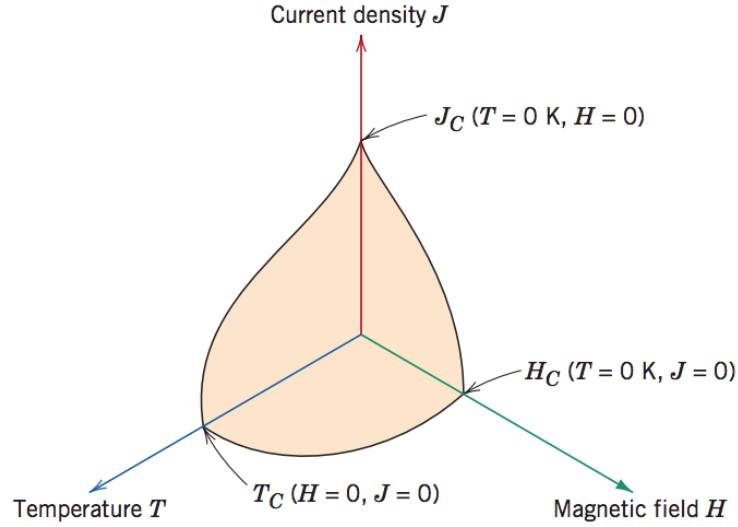


FIGURE 2.2 Surface critique J-T-B.

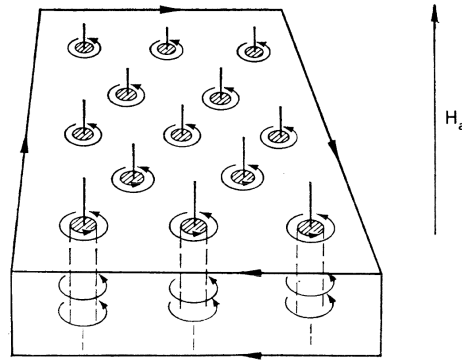


FIGURE 2.3 Vortex.

2.1.2 Câbles supraconducteurs

Afin d'acheminer une grande puissance électrique, un câble supraconducteur doit être couplé à un système thermohydraulique qui assure le maintien de la condition cryogénique.

Cette sous-section aborde les différentes composantes (schématiquement présentées à la figure 2.4) d'un câble supraconducteur dédié au transport électrique et leurs principales contraintes de conception.

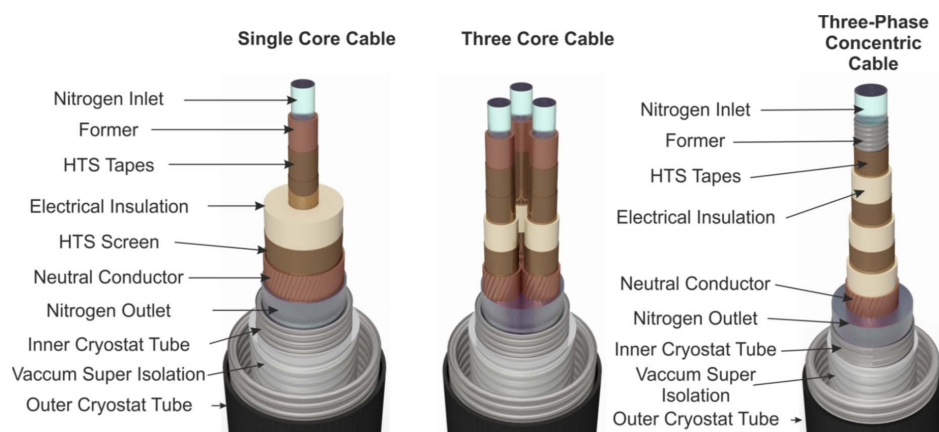


FIGURE 2.4 Composantes des câbles de transport supraconducteurs dans différentes topologies, i.e. un câble de phase unique, un câble triphasé non-concentrique et un câble triphasé coaxial [11].

Cryostat

Le cryostat est l'enveloppe du câble qui permet de maintenir celui-ci à des températures cryogéniques. Sa principale fonction est de minimiser le transfert de chaleur entre l'extérieur, à température ambiante, et l'intérieur de celui-ci. Le cryostat consiste en deux cylindres concentriques séparés d'un vide atmosphérique qui minimise le transfert de chaleur convectif entre les parois. La coque interne, recouverte d'une isolation thermique multicouche limitant le transfert de chaleur radiatif, est maintenue en position par des espaceurs conçus pour minimiser la conduction de chaleur (e.g. en PTFE ou Kapton, qui possèdent une faible conductivité thermique) [12].

La conception du cryostat doit prendre en compte les contraintes mécaniques du système, i.e. la pression interne et externe imposée sur la chambre à vide, les dilatations/contractions thermiques associées au refroidissement du câble, les forces de tensions en jeux lors du tirage du câble et sa tolérance à être courbé.

Les câbles HT_C déployés sont le plus souvent dotés d'un cryostat «corrugué», i.e. un tube ondulé, tel qu'on peut le voir sur la figure 2.4. La corrugation permet, en plus de donner une flexibilité mécanique au câble, d'absorber la déformation associée au refroidissement du cryostat interne. Ce paradigme peut toutefois être désavantageux dans le contexte bi-énergie, où un écoulement rapide du réfrigérant peut représenter des pertes de charge accrues par rapport à un conduit lisse (voir section sur la thermohydraulique).

Un tuyau lisse doit cependant être soudé sur place à l’instar d’un pipeline ce qui est peu pratique pour un câble électrique. De plus, un cryostat lisse doit être adapté pour absorber la déformation cryogénique avec des coudes/joints spécialisés et un alliage minimisant la déformation (comme le 36Ni utilisé dans l’industrie du GNL).

Plusieurs conceptions à basse température prévoient un second cryostat autour du premier, opérant à température plus élevée (ex. : un cryostat refroidit à l’azote liquide ~ 70 K entourant un cryostat d’hydrogène liquide à ~ 20 K) [12, 13]. Cette configuration, quoique plus complexe et coûteuse, est énergétiquement envisable, car elle permet l’interception de la chaleur à plus haute température et limite la pénalité cryogénique (voir section sur la cryocompression).

Écran

L’écran du câble vient bloquer le champ magnétique produit par le courant de phase afin de réduire les pertes thermiques par courant de Foucault dans les murs du cryostat et limiter les champs magnétiques de proximité au tour du câble [5]. Constitué d’une couche de cuivre ou de rubans supraconducteurs, ce dernier sert aussi de neutre.

En configuration coaxiale, une charge équilibrée implique un champ externe nul et élimine la nécessité d’un écran, mais, en pratique, il existe toujours un certain déséquilibre de courant dans les phases.

Diélectrique

La principale quantité d’intérêt en lien avec la conception de l’isolation électrique est la tenue diélectrique des matériaux, i.e. la tension maximale pouvant être appliquée aux bornes d’un isolant avant qu’un claquage ne se produise. C’est donc la tenue diélectrique qui impose l’épaisseur d’isolant requise entre les phases et, à haute tension, contribue significativement à l’augmentation du diamètre du câble.

La tenue diélectrique, exprimée en kV/mm, dépend d’une multitude de facteurs tels que l’épaisseur de l’isolation (diminuant en valeur avec l’augmentation de celle-ci), de la température (diminuant avec l’augmentation de celle-ci), la forme de l’anode et de la cathode (e.g. la courbure), etc.

Les matériaux les plus couramment employés pour l’isolation électrique de câbles HT_C sont

le Kapton, papier laminé au polypropylène (PPLP) et le polyéthylène réticulé (XLPE) [14]. Les isolants en rubans (papiers laminés ou Kapton), sont enroulés par des techniques de câblage conventionnelles sur la phase et imprégnés du réfrigérant pressurisé. Ainsi, c'est la composition résultante (papier imbibé) qui détermine la tenue diélectrique ; ce qui a mené à l'étude des propriétés électriques du PPLP (ou Kapton) imbibé de d'azote liquide (LN_2), le réfrigérant le plus commun [14] [15].

Dans le contexte de ce mémoire, il est nécessaire de mentionner que la littérature touchant la tenue diélectrique des isolants baignant dans l'hydrogène (liquide ou gazeux) est très maigre, manque d'assise expérimentale et demeure donc un sujet de recherche ouvert et nécessaire à la combinaison éventuelle de l'hydrogène aux supraconducteurs.

Dans la littérature, cette incertitude des propriétés diélectriques a mené à des choix de sur conception (très grands facteurs de sécurité) ou à l'utilisation (autre fois plus commune) de diélectrique «chaud», i.e. une topologie monophasée où l'ensemble du cryostat interne est à la tension de ligne et l'isolation électrique se fait sur la partie à température ambiante (ou plus chaude), le plus souvent en XLPE [14].

Rubans HT_C

Les conducteurs de type REBCO («Rare-Earth Barium Copper Oxide») dits de deuxième génération, en référence aux techniques de fabrication par couches minces, font partie des matériaux supraconducteurs HT_C . Dans ce mémoire, les conducteurs REBCO, et plus souvent le YBCO, seront considérés en raison de leur fort courant critique à haute température ; Ces rubans peuvent atteindre une densité de courant plus de 100 fois supérieure à leur équivalent conventionnel (e.g. fil de cuivre) [16]. Ces derniers sont les plus fréquemment disponibles sous forme de rubans multicouches d'une épaisseur d'une centaine de microns et d'une largeur entre 1 et 4 mm (voir figure 2.5).

Le substrat et le stabilisateur de cuivre octroient les propriétés mécaniques et thermiques du ruban ; la section de cuivre contribue électriquement, mais aussi thermiquement, à la résilience du ruban aux courants de court-circuit.

Au sein d'une phase, les rubans couvrent la circonférence en une ou plusieurs couches. Ils sont séparés d'un espace 0.4 mm (pour la malléabilité) et 0.6 mm afin de garder une distribution du champ magnétique qui minimise les pertes AC. Ils longent l'axe du câble dans une géométrie hélicoïdale (alternée d'une couche à l'autre).

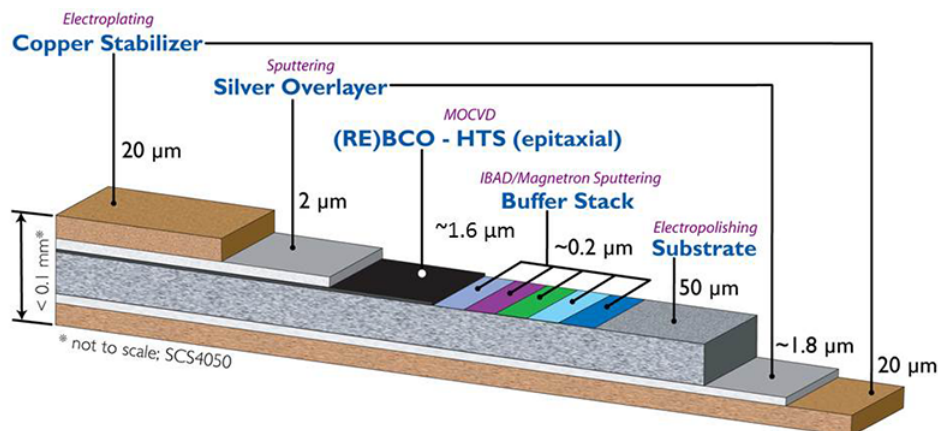


FIGURE 2.5 Structure multicouche des rubans (RE)BCO du manufacturier SuperPower Inc. [17].

L'âme

L'âme du câble est le centre de celui-ci, la matrice sur laquelle s'enroulent les phases. Souvent constituée d'un conducteur conventionnel, sa contrainte de conception provient de son rôle en régime de court-circuit. Lors d'un incident de surintensité de courant, où le courant de ligne dépasse le courant critique du câble supraconducteur, c'est la section de l'âme qui absorbe l'excédent de courant.

Cette section joue un double rôle : elle offre un chemin électrique au courant de court-circuit ainsi qu'une masse thermique pour amortir la hausse de température associée au courant résistif qui y circule. L'amplitude et la durée du courant de court-circuit à tolérer, en lien avec le réchauffement maximal permis, imposent donc une section minimale [18].

Plusieurs projets de câble supraconducteur sont utilisés conjointement avec un limiteur de courant de court-circuit simplifiant cette forte contrainte de conception [19].

Alternativement, certains câbles conceptuels sont dits «transparents» au courant de court-circuit, i.e. leur courant critique excède la valeur maximale du courant de court-circuit [20]. Les événements de surintensité de courant demeurent alors dans la plage d'opération prescrite du câble et n'y génèrent pas une chaleur problématique.

Plage d'opération

En raison de la complexité à gérer les écoulements diphasiques, il est généralement préféré de maintenir le réfrigérant monophasique dans le canal réfrigérant.

Pour un système à réfrigérant liquide, il est pratique commune de commencer avec un liquide

pressurisé surrefroidi afin d'accroître l'enthalpie disponible avant le changement de phase.

Dans le cas d'un réfrigérant liquide contribuant à la tenue diélectrique de l'isolant, il est primordial que la hausse locale de température n'engendre pas une ébullition de celui-ci, comme l'apparition de bulles réduit rapidement la tenue diélectrique de l'ensemble et pourrait engendrer un claquage [21]. La pression du réfrigérant vient alors contribuer à la résilience du diélectrique en augmentant la température d'ébullition et permet d'étendre la plage de température accessible. Cette approche impose une limite inférieure à la pression du système.

Avec la température et la pression d'entrée du système, la pression minimale et la température maximale définissent la plage d'opération thermohydraulique du câble et, considérant une conception (débit de réfrigérant, diamètre hydraulique, pertes AC, intrants de chaleur extérieurs, etc.), cette plage impose la longueur maximale d'une section de câble avant le besoin d'une station de refroidissement et de recompression.

2.1.3 Supraconductivité au sein du réseau électrique

Les câbles de transport électrique supraconducteurs offrent plusieurs avantages sur leurs analogues conventionnels, et ce, particulièrement en milieu urbain. Ces derniers :

- Peuvent avoir un courant d'opération 3-5 fois celui d'un câble conventionnel [5] ;
- Permettent d'augmenter, par leur densité de puissance élevée, la puissance acheminée dans des conduits existants («rétrofit»), évitant des coûts élevés en ingénierie et travaux civils ;
- Peuvent diminuer significativement les pertes énergétiques associées au transport électrique ;
- Permettent le transport de grandes puissances à basse tension, éliminant le besoin d'équipement de transformation encombrant en milieu urbain, où l'espace est très en demande et coûteux ;
- N'émettent peu ou pas de champs magnétiques résiduels dans leur environnement ;
- Ne produisent pas de chaleur dans le sol et permettant donc plus de proximité entre les conduits.

Ces avantages sont confrontés aux difficultés opérationnelles supplémentaires d'une technologie encore nouvelle et du coût élevé des rubans HT_C, ainsi que des autres éléments de système qui ne bénéficient pas encore d'une production de masse. Néanmoins, en un peu plus d'une dizaine d'années, les projets d'intégrations de câbles supraconducteurs dans des réseaux électriques sont passés de preuve conceptuelle à une option technico-économique d'intérêt. Cette section en dresse un portrait en détaillant quelques projets d'intégration complétés et/ou en

cours de conception.

LIPA

La première intégration d'un câble HT_C à un réseau électrique a lieu en 2008 au sein du réseau de la Long Island Power Authority (LIPA). La première phase du projet, à moitié financée par le «United States Department of Energy» (DOE), est un câble supraconducteur d'une puissance de 574 MVA à haute tension (138 kV AC, 2.4 kA) mesurant un peu plus de 600 m [22]. Le câble nécessite un droit de passage d'uniquement 4 pieds de large [23]. Celui-ci a été en opération ininterrompue de mars 2009 à février 2010, alors qu'une erreur humaine au cours d'une transition de système de réfrigération a mené à une coupure d'opération (sans dommage au câble). Le câble a été remis en fonction moins de deux semaines plus tard. L'installation fut mise hors service en 2012, au terme de la subvention du DOE.

Ampacity

En 2014, un câble supraconducteur a été installé à Essen en Allemagne. Le projet Ampacity avait pour but de renforcer le réseau de moyenne tension de la ville avec un câble HT_C d'environ 1 km et une puissance de 40 MVA (10 kV AC, 2.3 kA). Le câble supraconducteur relie deux jeux de barres à 10 kV au lieu d'un câble conventionnel qui aurait nécessité une tension de 110 kV et les postes de transformations associés. En effet, une étude a conclu que quatre des dix transformateurs de 110 kV/10 kV du secteur deviendraient désuets avec un tel lien, libérant l'espace pour d'autres usages évitant le remplacement de ces équipements vieillissants [19]. L'option d'un câble à 10 kV conventionnel avait été écartée en raison du large coffrage nécessaire pour les multiples câbles et des pertes électriques élevées qui auraient été engendrées [24].

Projet Shingal

Le Shingal Project à Séoul consiste en un câble HT_C de 50 MVA à 23 kV d'un peu plus d'un kilomètre. Le poste de transformation 154 kV/ 23 kV de Shingal étant à pleine capacité, il était nécessaire d'ajouter un nouveau lien haute puissance à 23 kV pour alimenter le secteur de Shingal à partir des postes avoisinants ayant encore une capacité de transformation de 154 kV/ 23 kV à offrir. Le projet a été entièrement financé par la Korean Electric Power Corporation (KEPCO), qui avait conclu suite à une analyse économique de scénarios

possibles que l’option supraconductrice était potentiellement 15% moins chère que l’option conventionnelle (nouvelle station de transformation à Shingal) [25]. Le câble a été installé en 2019.

BESTPATH

Le projet européen «BEyond State-of-the-art Technologies for rePowering Ac corridors and multiTerminal HVDC Systems» (BESTPATH), rassemblant 38 partenaires publiques et privés, se divisant en cinq démonstrations à grande échelle de transport électrique haute-puissance et longue distance, avait pour objectif de valider la faisabilité technique, les coûts, impacts et avantages de chacune [26]impliquait la conception, la fabrication et le test d’un câble HT_C de 3.2 GW (320 kV DC, 10 kA) : une première expérience pour ce type de transport. Le projet a mené à la production de centaines de kilomètres de fils MgB₂ et aux tests d’isolation haute tension pour câbles supraconducteurs [27].

SCARLET

Un autre projet européen, plus récent et toujours en cours au moment de rédiger ce mémoire, se concentre sur la conception et l’industrialisation de liens supraconducteurs HT_C appliqués au transport électrique pour les énergies renouvelables. Le projet «Superconducting cables for sustainable energy transition» (SCARLET), en sept parties, comprend trois démonstrations à l’échelle du GW impliquant des matériaux supraconducteurs : un lien HT_C longue distance (pour le raccordement d’une centrale solaire), un lien MgB₂ refroidit à l’hydrogène liquide [28] et un système de protection incluant des limiteurs de courant de court-circuit résistifs (RFCL) supraconducteurs. Le projet développera aussi sur les câbles HT_C sous-marins pour le raccordement d’éoliennes en mer. La démarche est entre autre motivée par le besoin de développer des solutions de transport compactes et de grande puissance ayant une petite empreinte au sol et sur le paysage [29]. Le projet se présente comme la dernière étape pour amener la technologie à maturité, avant la commercialisation et la normalisation des câbles HT_C au sein des réseaux électriques. Le programme Horizon Europe a accordé 15 millions d’euros au consortium de 15 partenaires (industries, universités et instituts) pour une période de quatre ans et demi, commençant à l’automne 2022 [30].

TABLEAU 2.1 Vue d'ensemble des câbles supraconducteurs urbains

Projet	Lieu	Spécifications	Opération
LIPA	Long Island, ÉU	574 MVA (138 kV AC, 2.4 kA), 600 m	2008-2012
Ampacity	Essen, Allemagne	40 MVA (10 kA AC, 2.3 kA), 1000 m	2014-2021
Shingal Project	Seoul, Corée du Sud	50 MVA (23 kV ??, 1.25 kA), 1000 m	2019-présent
REG	Chicago, ÉU	62 MVA (12 kV ??, 3 kA), 200 m	2021-présent
Ishikari	Ishikari, Japan	100 MVA (10 kV DC, 5 kA), 2000 m	en construction
	St-Petersbourg, Russie	50 MVA (20 kV DC, 2.5 kA), 2500 m	en construction

2.2 Hydrogène

Cette section permet au lecteur de se familiariser avec l'hydrogène comme vecteur énergétique et fluide cryogénique. Notons que malgré son intérêt comme stockage énergétique, il a été établi que le meilleur potentiel de décarbonisation de l'hydrogène vert est avant tout dans un usage direct de celui-ci, i.e. comme intrant dans un procédé industriel qui requiert déjà de l'hydrogène provenant le plus souvent du vaporeformage du méthane (e.g. la production d'ammoniac pour les fertilisants), ou bien comme substitut à un intrant plus polluant (e.g. la substitution du coke dans la réduction de l'acier) [31]. Dans ce mémoire, l'usage en aval ne sera pas toujours explicitement mentionné, mais, malgré une utilisation potentiellement directe, l'hydrogène sera tout de même considéré comme un vecteur énergétique et il sera interchangeablement discuté en termes de puissance ou en termes de débit, le plus souvent en tonnes métriques par jour (tpj).

La section survolera le contenu énergétique de l'hydrogène, sa densification, son transport et ses propriétés physiques d'intérêts.

2.2.1 Contenu énergétique

La combustion d'un kilogramme de dihydrogène, en comptant l'énergie investie à la vaporisation de l'eau produite, i.e. le pouvoir calorifique supérieur (PCS), produit 39.41 kWh de chaleur. Son pouvoir calorifique inférieur (PCI), obtenu en retirant la part de l'énergie investie à la vaporisation de l'eau produite, est de 33.31 kWh/kg. Le pouvoir calorifique des combustibles les plus communs est affiché au tableau 2.2 ; on y voit que pour un même poids, le dihydrogène fournit près de trois fois plus d'énergie que le méthane, le propane ou la gazoline. Le tableau (2.3) présente toutefois la densité énergétique volumique, aux conditions standards et sous forme liquide, des mêmes combustibles, mettant en évidence la faible densité énergétique de l'hydrogène.

Malgré un avantage pour les combustibles ayant un haut pouvoir calorifique, pour un vecteur énergétique, une faible densité volumique implique de larges volumes à stocker ou à déplacer pour conserver ou transmettre une quantité d'énergie appréciable.

2.2.2 Transport d'hydrogène

Le principal obstacle au transport de l'hydrogène (et à son stockage) est sa petite densité volumique : pour obtenir la même énergie, en supposant le gaz aux conditions standards, il faut déplacer ou stocker un volume trois fois plus important d'hydrogène que de méthane. L'objectif du transport d'hydrogène devient alors lié à la recherche des formes permettant une forte densification de l'hydrogène, tout en minimisant l'énergie investie dans celle-ci et les coûts des installations associées. Les méthodes sont ou bien physiques (compression, liquéfaction) ou chimiques, reposant, dans le second cas, sur l'absorption par liens Van Der Waals faibles (e.g. : matériaux de charbon poreux, réseaux métallo-organiques (RMO), zéolite, etc.) ou par liens chimiques (hydrures chimiques ou métalliques, ex. : méthanol, ammoniac, hydrure d'aluminium, hydrure de magnésium) [2]. Ces méthodes de densification se comparent en densité volumique atteinte, pourcentage gravimétrique d'hydrogène (i.e. la part de la masse du vecteur énergétique qui est de l'hydrogène) et en travail requis pour le stockage et pour la relâche de l'hydrogène contenu. La figure 2.6 compare la densité et la gravimétrie relative des avenues les plus discutées pour le stockage et le transport d'hydrogène, et le tableau 2.4 présente le travail spécifique moyen (kWh/kg₂) pour la méthode.

Dans le contexte de ce mémoire, seule la densification physique, plus particulièrement la cryocompression, i.e. la densification en amenant l'hydrogène à des températures cryogéniques (20-75 K) et une pression d'environ 20 bar, sera abordée. Quoiqu'énergétiquement plus coûteuse que d'autre forme de densification [2], le contexte synergique du lien, où la quasi-élimination des pertes AC dans le transport électrique compense l'investissement, permet une nouvelle comparaison.

Notons aussi que, malgré moult discussions et travaux sur le transport par porteurs chimiques de l'hydrogène, actuellement, seule la densification physique est d'usage et l'hydrogène est principalement transporté par pipeline ou en cylindre-remorque déplacé par camion ou bateau [33]. Des infrastructures de transport d'ammoniac et de méthanol existent, mais ces substances sont rarement converties/reconverties en hydrogène à leur arrivée.

TABLEAU 2.2 Pouvoir calorifique de combustibles usuels [32]

Combustible	PCS (kWh/kg)	PCI (kWh/kg)
Hydrogène	39.41	33.31
Méthane	15.43	13.89
Propane	14.00	12.67
Gazoline	13.19	12.36

TABLEAU 2.3 Densité énergétique de combustibles usuels (PCI) [32]

Combustible	Conditions STD - kWh/m ³	Liquide - kWh/m ³	Temp. liquéfaction - C°
Hydrogène	2.79	2 358.61	-253
Méthane	9.04	5 811.22	-161
Propane	24.08	6 524.67	-42
Gazoline	8 652.78	8 652.78	-

Pipeline d'hydrogène

Note : Les pipelines discutés acheminent tous de l'hydrogène comprimé à température ambiante.

Un rapport de 2021 recense ~2500 km de pipeline d'hydrogène actif aux États-Unis, reliant principalement des producteurs près des côtes du Golfe du Mexique à des raffineries et usines d'ammoniac, et entre 1100 et 1770 km en Europe. Depuis 1939, un pipeline de 210 km d'une capacité d'un peu plus de 20 tpd est en utilisation en Allemagne [34]. Le Canada possède des centaines de kilomètres de pipeline d'hydrogène principalement à l'intérieur des raffineries et usines pour une utilisation localisée, mais l'on compte deux liens de 30 et 48 km qui acheminent de l'hydrogène pur sur de moyennes distances. Les pipelines d'hydrogène sont donc une technologie éprouvée et assurent, à ce jour, la part majoritaire du transport d'hydrogène, s'occupant de la transmission et la distribution interne en raffineries.

«Retrofit» La croissance envisagée des échanges économiques d'hydrogène, combinée au retrait progressif des combustibles fossiles, pose le «retrofit», i.e. la réutilisation de canalisations (ou simplement des droits de passage) appartenant aux pipelines actuels de combustibles fossiles, comme l'avenue la plus économiquement envieuse pour le développement du réseau de gazoduc d'hydrogène.

Toutefois, pour la même puissance desservie, la faible densité énergétique de l'hydrogène impose un débit volumique 3.29 fois plus important que pour le méthane. La vitesse d'érosion,

TABLEAU 2.4 Coût énergétique de la densification [2]

Technologie	Procédé de stockage	Procédé de relâche
	Électricité (kWh/kgH ₂)	Chaleur (kWh/kgH ₂)
Gaz 100 bar	1	-
Gaz 700 bar	1.6	-
LH ₂	10	-
Méthanol	1.3-1.8	6.7
Ammoniac	2-4	4.2

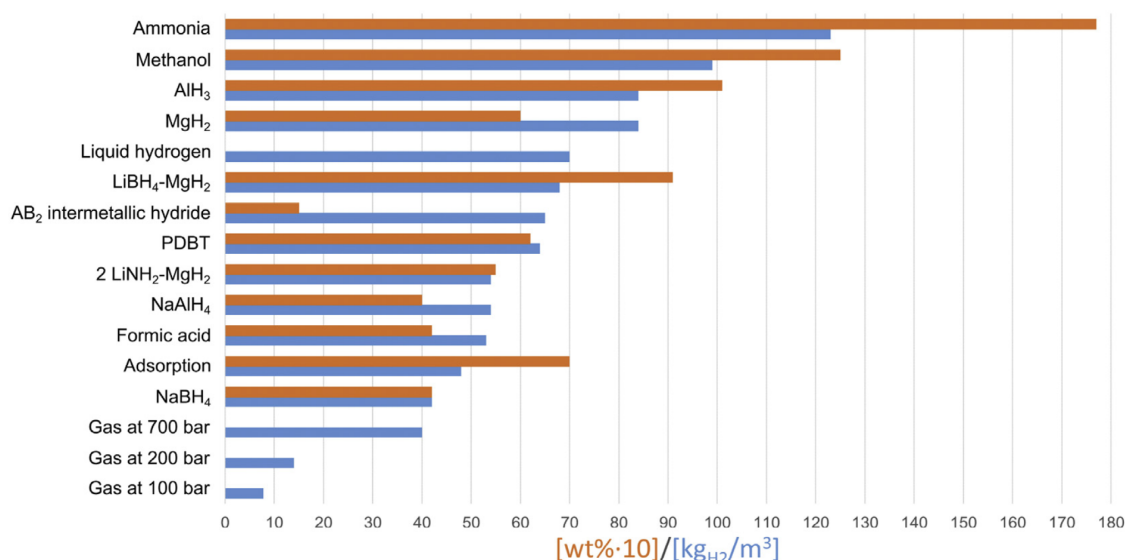


FIGURE 2.6 En bleu, densité volumique en hydrogène et, en orange, % gravimétrique de l'hydrogène de différentes méthodes de densification [2].

qui limite le débit d'un pipeline pour une pression et température d'opération, est toutefois 2.91 fois plus élevée pour l'hydrogène [34]. Ainsi, il est estimé que pour un même conduit, une conversion du gaz naturel à l'hydrogène permettrait d'atteindre ~80% de la puissance accessible en gaz naturel [35]. La compression étant toutefois proportionnelle au débit molaire, le travail requis pour la compression d'une même énergie véhiculée par l'hydrogène est trois fois plus grand que pour le méthane.

Fragilisation Il est nécessaire de mentionner que les matériaux en contact avec l'hydrogène peuvent subir une fragilisation («Hydrogen embrittlement»). Avec leur petite taille, les molécules d'hydrogène diffusent au sein du métal et s'agglomèrent aux frontières des grains mé-

talliques (régions monocristallines). Cette agglomération crée des bulles internes qui exercent une pression entre les grains et fragilise le métal (voir figure 2.7) [36]. Les grandes variations de pression et les fortes contraintes mécaniques accentuent le phénomène. Les alliages d'acier haute résistance, qui sont usuellement utilisés pour les pipelines de transmission de gaz naturels, sont plus à risque de fragilisation alors que les aciers plus doux, utilisés pour la distribution, y sont moins susceptibles [34]. Un usage direct des canalisations de distribution en acier doux est envisageable lorsque combiné à une baisse de pression d'opération.

Des recherches sur les recouvrements protégeant contre la fragilisation des métaux par l'hydrogène ont mené à des résultats concluant pour la réduction de la perfusion [37]. D'autres avenues considèrent l'utilisation de polymères renforcés de fibres comme matériau de canalisation [38]. La fragilisation de la coquille du cryostat en contact avec l'hydrogène sera considérée comme prise en charge avec une méthode de recouvrement.

Camion d'hydrogène

Par camions, l'hydrogène est transporté dans des cylindres pressurisés. Des pressions de 182 bar (i.e. environ $163 \times \rho_{amb}$, la densité ambiante de l'hydrogène) sont utilisées pour la distribution à moins de 300 km. Le département des transports américain (DOT) limite la pression de cylindre à 250 bar. À cette pression, un camion peut transporter jusqu'à 560 kg d'hydrogène. Des cylindres cryogéniques transportant de l'hydrogène liquéfié (LH_2) à 20 K ($-253^\circ C$, i.e. environ $877 \times \rho_{amb}$) sont aussi employés, ces derniers ont des capacités de 3 à 4 tonnes. Cette forme de distribution est une option économique pour des distances < 1000 km, mais est sujette à une évaporation («boil-off») de 0.5% par jour de transport/stockage et une

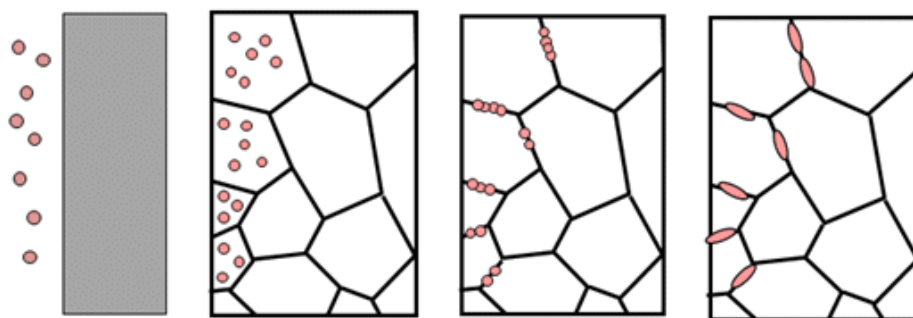


FIGURE 2.7 Diffusion et migration de l'hydrogène aux frontières des grains métalliques et fragilisation des métaux [36].

évaporation de 5% au déchargement [33].

2.2.3 Considération de sécurité

Le dihydrogène est la plus petite molécule, ce qui la rend plus prône aux fuites. Sa combustion dans l'air peut être maintenue pour des concentrations allant de 4-74 % en hydrogène, ce qui en fait un combustible très inflammable. En comparaison, le méthane brûle à des concentrations de 5.3-15 %. Il possède une basse énergie d'ignition de 0.02 mJ, i.e. un ordre de grandeur plus faible que celle des combustibles usuels présentés. Il est aussi plus électro-conductif ce qui le rend sujet aux décharges électrostatiques capables de fournir l'énergie à l'ignition. Cette combinaison de caractéristiques impose une bonne mise à la terre pour chaque équipement du système [32]. Normalement isolés l'un de l'autre pour des raisons de sécurité, la combinaison du transport électrique et d'hydrogène présente un risque de sécurité à considérer pour le système bi-énergie présenté. L'évaluation de ces risques dépasse cependant le cadre de ce mémoire de maîtrise.

La basse densité de l'hydrogène (7% de celle de l'air) joue toutefois en sa faveur, ici, en permettant à une fuite de se disperser rapidement en s'élevant dans les airs (à moins d'être dans un espace clos).

Sa combustion ne produit pas de CO, CO₂, SO_x et beaucoup moins de NO_x, en faisant un carburant à la fois zéros carbone (à la combustion) et moins polluant pour l'air urbain.

Potentiel de réchauffement global

Sans être directement un gaz à effet de serre, les réactions chimiques de l'hydrogène dans l'atmosphère peuvent y changer les concentrations de certains gaz à effet de serre comme le méthane, l'ozone, la vapeur d'eau stratosphérique ainsi que les aérosols. Le potentiel de réchauffement global (PRG) est une métrique, qui, par des modèles de dynamique climatique, tente d'estimer l'impact d'un composé chimique dans l'atmosphère sur le réchauffement climatique [39]. Cette valeur, qui est donnée relativement au potentiel de réchauffement d'une masse équivalente en CO₂ atmosphérique, est toujours rattachée à une échelle de temps, le plus souvent 100 ans (PRG100). Une méta-analyse de 2022 place le PRG100 de l'hydrogène entre 8 ± 2 [40]. Dans le contexte d'une économie globale d'hydrogène qui vise à réduire le réchauffement climatique, il est d'intérêt de mentionner la contribution du gaz au sein des dynamiques atmosphériques et l'importance de la réduction des fuites lors de la maintenance. Néanmoins, en comparaison, le méthane, principal constituant du gaz naturel (soit-il de source renouvelable ou non), possède un PRG100 de 29.8 ± 11 [41].

2.2.4 Hydrogène comme fluide cryogénique

Spin-isomère et chaleur spécifique

La taille, voire la simplicité de la molécule, expose le dihydrogène à une importance relative d'effets quantiques sur ces propriétés physiques [42]. La composition de spins $1/2$ des protons permet un spin rotatif moléculaire de $l = 0$ ou 1 . Le premier cas, qui correspond à un état de singulet quantique où les spins nucléaires sont asymétriques, est appelé parahydrogène ($p\text{-H}_2$). Le second, qui correspond à un spin nucléaire total $l = 1$ permet un triplet d'états quantiques, tous appelés orthohydrogène ($o\text{-H}_2$), d'énergie interne plus élevée que le premier. Ces molécules, seulement discernables par leur état quantique, sont appelées des spin-isomères.

À l'équilibre, leur concentration respective dépend essentiellement de la température [43]. Aux conditions standards, le ratio $p\text{-H}_2$ à $o\text{-H}_2$ est de $1 : 3$; cette concentration est nommée hydrogène normal ($n\text{-H}_2$). À l'état liquide, c'est l'espèce de plus basse énergie, le $p\text{-H}_2$, qui domine avec une concentration à l'équilibre de 99.98% $p\text{-H}_2$. Ces deux spin-isomères présentent des propriétés thermiques différentes et leur concentration respective doit être prise en considération pour que celles-ci puissent être déterminées avec précisions.

De plus, la conversion $o\text{-H}_2 \rightarrow p\text{-H}_2$ est exothermique et est fonction de la température (voir figure 2.8,b). À 20 K, l'enthalpie de conversion est d'environ 702 kJ/kg. À même température et à pression atmosphérique, l'enthalpie d'évaporation de LH_2 est de 446 kJ/kg [43]. Hors de l'équilibre, la conversion se produit spontanément, mais celle-ci est très lente (de l'ordre de quelques jours), sans catalyseur. Il est ainsi possible de liquéfier l'hydrogène de sorte que, sans même un apport de chaleur externe, la conversion spontanée apporte l'énergie nécessaire à une évaporation substantielle dans les jours suivant la liquéfaction. Pour le stockage de moyen à long terme, il est donc nécessaire de soit catalyser la réaction (avec par exemple du charbon activé ou un oxyde ferreux) au sein du cycle de refroidissement ou d'extraire en continu la chaleur de la conversion spontanée tant que la concentration d'espèce n'est pas à l'équilibre.

Capacité thermique

Pour gagner de l'autonomie, un système supraconducteur peut élargir sa plage de température d'opération (ΔT), mais il sera limité par les changements de phase que l'on tente d'éviter. Le budget de chaleur est donc l'intégrale de la capacité thermique sur la plage de température permise. L'hydrogène se démarque de l'hélium et l'azote, les principaux réfri-

TABLEAU 2.5 Propriétés physiques de différents réfrigérants

	Hélium		Hydrogène			Azote
	Liquide 4 K	SC 20 K	Liquide 20 K	SC 40 K	SC 70 K	Liquide 70 K
C_p (kJ/kg/K)	2.6	5.95	9	18.7	11.6	2
Viscosité ($\mu\text{Pa.s}$)	5.7	4.1	15.1	2.4	3.4	225

gérants présentement employés en supraconductivité, par une forte capacité thermique (voir tableau 2.5).

À température fixe, la capacité thermique de l'hydrogène dépend de sa concentration en spin-isomère. Alors que le fluide augmente de température, la dynamique de conversion peut elle aussi contribuer à la «capacité thermique effective» du fluide. À la figure 2.8 b), la courbe bourgogne met en évidence l'enthalpie de conversion d'une fraction de p- H_2 vers o- H_2 pour obtenir la concentration à l'équilibre : celle-ci peut être considérée comme une enthalpie de «changement de phase quantique» exploitable sans augmenter la température du fluide. Avec une concentration initiale à l'équilibre, la conversion spontanée est endothermique ($p - H_2 \rightarrow o - H_2$) et augmente la «capacité thermique équivalente» ; un gain en autonomie potentiellement exploitable en présence de catalyseur.

Conductivité thermique

La conductivité thermique du fluide cryogénique permet une uniformisation rapide de la température dans le canal réfrigérant, évitant un scénario de «zones chaudes». La conductivité thermique de l'hydrogène est similaire aux cryogènes usuels. La conductivité thermique d'un liquide est toujours plus importante que pour sa forme gazeuse ou supercritique.

Viscosité

Le tableau 2.5 met de l'avant la faible viscosité de l'hydrogène liquide par rapport à celle de l'azote liquide. Cette caractéristique avantage l'hydrogène, en diminuant, à débit volumique égal, les pertes par frottement engendrées et permettant une vitesse d'érosion (vitesse d'écoulement maximale) plus élevée. Notons toutefois que les pertes de pression ΔP sont proportionnelles à v^2 où v est la vitesse du fluide et que l'hydrogène ambiant doit avoir un débit volumétrique 3 fois plus élevé que le méthane pour la même puissance desservie.

L'incertitude sur la viscosité de l'hydrogène normale (seule donnée disponible) est de 4% pour le liquide saturé (du point triple à 31 K) et pour le fluide supercritique, avec légèrement plus

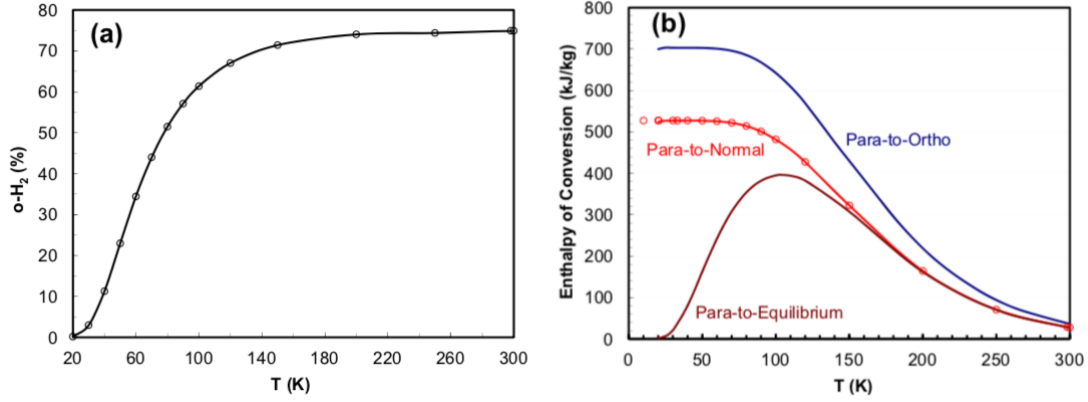


FIGURE 2.8 a) Concentration à l'équilibre d'orthohydrogène et b) Enthalpie de conversion ortho→para [43].

de déviation à l'approche du point critique (33.2 K à 13 bar) [44] et, ce, jusqu'à une pression de 2000 bar.

2.2.5 Cryo-compression de l'hydrogène

Coefficient de Joule-Thompson

Le coefficient de Joule-Thompson est une propriété des gaz réels qui désigne la variation de température sous l'effet d'une variation de pression à enthalpie constante :

$$\mu_{JT} = \left. \frac{\partial T}{\partial P} \right|_H \quad (2.1)$$

Plus explicitement, le terme caractérise le refroidissement ($\mu_{JT} > 0$) ou le réchauffement ($\mu_{JT} < 0$) qu'un gaz subit dans une expansion isenthalpique, i.e. la dépressurisation d'un gaz, sans échange de chaleur externe, forcé à travers un orifice d'expansion (appelé «throtling» en anglais). Le coefficient de Joule-Thompson est dépendant du gaz, de la température et de la pression. Aux conditions ambiantes, pour la très grande majorité des gaz, celui-ci est positif (l'expansion refroidit le gaz) à l'exception de l'hélium, l'hydrogène et du néon.

Ainsi, l'hydrogène à température ambiante ne peut être refroidi directement par un cycle de «throtling», comme c'est le cas dans le cycle de Linde-Hampson et Claude ; il faut d'abord pré-refroidir l'hydrogène par expansion isentropique (Brayton inverse), expansion isothermique (Stirling) ou dans un échangeur de chaleur refroidit par un fluide (souvent l'azote) maintenu froid par un autre cycle thermique. Une fois la température de l'hydrogène assez basse pour

que celui-ci subisse l'inversion de Joule-Thompson ($\leq 100\text{K}$), un second cycle de refroidissement peut alors avoir lieu avec de l'hydrogène uniquement.

Travail minimal et réel

En thermodynamique, la machine cryogénique est traitée comme l'inverse de la machine thermique : un travail est fourni pour créer une différence de température. Les systèmes cryogéniques sont donc sujets à la même limite théorique de rendement, appelée rendement de Carnot. La figure 2.9 présente le travail minimal nécessaire pour extraire un joule de chaleur à température T , i.e. $1/\eta_c$, η_c le rendement de Carnot.

La pénalité cryogénique ou «travail spécifique» s'exprime en joule par joule et rappelle le fort coût énergétique à extraire la chaleur entrante dans un système cryogénique. Un joule de chaleur à 70 K (soit-il dans de l'azote liquide ou de l'hydrogène supercritique) coûtera au moins 3 (mais en réalité environs 10) joules d'énergie électrique pour être réextrait. Cette pénalité augmente significativement le coût énergétique du maintien de la supraconductivité.

Un processus amenant un système de T_{amb} à T_{froid} tel que $T_{froid} < T_{amb}$ est instantanément soumis, pour tout T entre T_{amb} et T_{froid} , à un rendement de Carnot $\eta_c(T)$ décroissant.

L'exergie intègre cette limite thermodynamique. Elle est définie comme le travail maximal pouvant être extrait d'un système à température T et pression P données si celui-ci est amené à l'équilibre avec un système de référence (T_0 , P_0). Elle désigne ainsi un procédé théorique qui atteint toujours le rendement de Carnot et, donc, est réversible. Inversement, elle dénote aussi le travail minimal requis afin d'amener un système en équilibre avec un système de

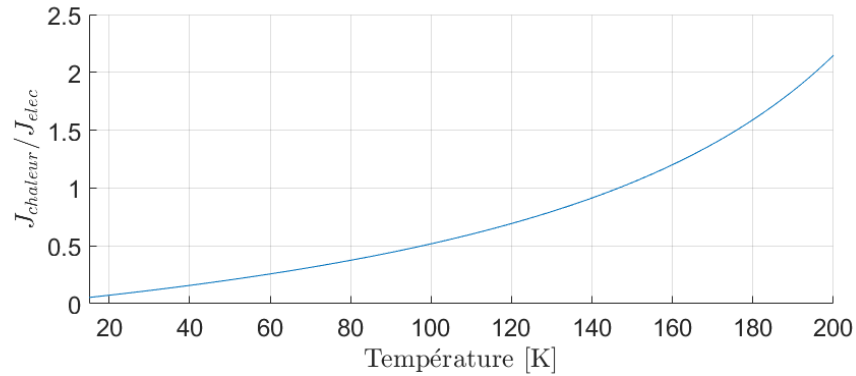


FIGURE 2.9 Rendement de Carnot pour une température de référence de 20°C.

référence (T_0, P_0) à une condition (T, P) donnée [45]. L'exergie massique s'écrit :

$$ex = h - h_0 - T_0(s - s_0) \quad (2.2)$$

où h et s désignent l'enthalpie massique et l'entropie massique du gaz.

En réalité, les processus (ex. : de $T_1 \rightarrow T_2$ et $P_1 \rightarrow P_2$) ne sont jamais aussi efficaces. L'approche proposée par [46] (et pratique commune) pour comparer le rendement de cycles de refroidissement/liquéfaction d'hydrogène est en termes de leur efficacité exergétique η_{ex} définit comme :

$$\eta_{ex} = \frac{\Delta ex}{W_{réel}} = \frac{h_2 - h_1 - T_0(s_2 - s_1)}{W_{réel}} = \frac{W_{idéal}}{W_{réel}} \quad (2.3)$$

Cryoréfrigérateur

De manière générale, un cryoréfrigérateur désigne un système de réfrigération cryogénique (< -150 °C) de petite à moyenne capacité de réfrigération en fonction de la température désirée. La machine thermique opère un cycle fermé sur un fluide de travail mis en contact, par échangeur de chaleur, avec le fluide à refroidir.

Le cycle de Brayton inversé (BR) met à profit une expansion isentropique au sein d'une turbine, permettant une récupération partielle du travail investi à la compression. La réfrigération a lieu dans l'échangeur de chaleur qui réchauffe le fluide de travail. Il nécessite souvent un plus gros flot de réfrigérant pour la même puissance de réfrigération qu'un cycle reposant sur l'évaporation du réfrigérant, ce qui impose de l'équipement et une tuyauterie plus imposante. Le cycle BR, qui est utilisé dans l'industrie du gaz naturel pour la liquéfaction, est principalement confiné aux petites à moyennes échelles ou dans les systèmes embarqués des méthaniers pour la gestion des «boil-off» [47]. Le projet Français SuperRail emploie un système de réfrigération Turbo-Brayton inversé (TBR) au LN_2 . Pour l'industrie des CTSC, les machines BR ou TBR permettent un bon rendement sur une plage de puissance et température large ($\sim 30\% \eta_c$) ; une flexibilité d'opération qui peut dépasser l'avantage du meilleur rendement énergétique.

Les machines Stirling atteignent théoriquement de meilleurs rendements exergétiques¹. La

1. En pratique, le rendement des machines réelles dépend entre autres de la température du froid et du

chaleur du fluide réfrigéré est extraite lors d'une expansion isotherme sur le fluide de travail.

Les cryoréfrigérateurs Stirling possèdent généralement de l'hydrogène ou l'hélium comme fluide de travail, le second étant plus répandu et nécessaire pour la liquéfaction de l'hydrogène. L'hélium contenu contribue significativement au prix. Des unités autonomes, résilientes et nécessitant peu de maintenance, sont commercialement disponibles pour des puissances des réfrigérations de 100-1000 W à des températures de 15-70K avec un rendement avoisinant 30-35% de la limite théorique.

Usine de liquéfaction

Les plus grandes capacités de liquéfaction d'hydrogène (allant jusqu'à 54 tpd à Sacramento, USA) ont été commissionnées pour le projet Apollo dans les années 1960 [48].

Le cycle le plus commun pour la liquéfaction de l'hydrogène à grande échelle est le cycle de Claude qui combine un cycle d'expansion de Joule-Thompson et un cycle d'expansion isentropique (comme le TBR). L'usine allemande à Leuna, d'une capacité de 5 tpd, ouverte en 2007 par Linde, utilise un cycle de Claude prérefroidi : un échangeur de chaleur à l'azote liquide refroidit l'hydrogène à ~ 80 K et des expansions en turbines assurent la réfrigération de 70-30 K avant une liquéfaction par une expansion de Joule-Thompson [49]. Elle consomme en moyenne 11.9 kWh/kg_{LH2} [48], i.e. une efficacité exergétique d'environ 24%.

Malgré que le cycle de Linde et Claude n'aient pas les meilleurs rendements exergétiques, ces procédés sont souvent plus simples en infrastructures, opération et maintenance. L'électricité requise n'est qu'une partie de la facture, l'investissement en infrastructures demeurant une part importante (près de 50%) du coût nivelé de la liquéfaction jusqu'à des capacités de productions supérieures à 50 tpd [45]. L'optimisation économique de la liquéfaction n'est pas nécessairement parallèle à l'optimisation énergétique.

Ainsi, les usines de liquéfaction de grande capacité opèrent essentiellement toutes des cycles de Claude prérefroidis, même si ce cycle n'est pas le plus efficace sur le plan énergétique. Les unités de petites capacités, elles, opèrent plus souvent des cycles de TBR et Stirling.

En 2009, l'usine de liquéfaction d'hydrogène la plus efficace aux États-Unis (pays qui assure la majorité du volume de liquéfaction mondial) avait un rendement d'environ 10 kWh/kg_{LH2} [50] ; une consommation équivalente à un rendement exergétique entre 22-28%.

débit de réfrigération, rendant la hiérarchisation moins évidente.

Les derniers modèles d'usines conceptuelles atteignent des rendements exergetiques de 40-50% [50].

Spin-isomère

Comme il est toujours plus avantageux d'extraire la chaleur à la plus haute température possible, une conversion continue des spin-isomères est nécessaire pour une cryocompression plus efficace. Des systèmes d'échangeurs de chaleur à plaques fines couverts de catalyseur, comme ceux dans l'usine de Leuna, permettent une cinématique de conversion rapide qui minimise le travail nécessaire.

Une particularité quantique de l'hydrogène est que pour calculer précisément l'exergie du fluide monomoléculaire, il faut tout de même comptabiliser l'entropie de mélange des spin-isomères, ces derniers étant discernables.

Valorisation du froid

Une partie du travail investie à la cryocompression de l'hydrogène peut être récupéré à travers la valorisation du froid livré. Le terme «exergie froide» est parfois employé pour souligner l'emploi de «chaleur froide» au sein de procédés de valorisation (machine thermique, procédé de réfrigération, dessalement de l'eau, etc.). Dans le paradigme «standard» de la machine thermique, c'est le bassin de froid qui est à température ambiante alors que, pour un système de valorisation du froid, c'est le bassin de chaud qui est à température ambiante. Ainsi, dans le second cas, la chaleur du bassin de chaud peut être considérée comme «infinie» et c'est le bassin de froid qui se consume, miroitant le cas standard. Or, toute la chaleur convertie en travail, qui est puisée dans le bassin chaud, n'est pas introduite dans le bassin de froid ; une asymétrie qui donne un avantage à la machine thermique limitée par un bassin de chaleur froide Q (voir figure 2.10).

Le froid de l'hydrogène cryogénique considéré (de 30-70 K) est de «grande qualité» en raison du fort écart de température avec le bassin de chaud ($T_{chaud} \sim T_{ambiant}$). Ainsi, pour un procédé de valorisation du froid comme une réfrigération à «haute température» (e.g. -40 °C), il est plus optimal de mettre à profit l'écart de température accessible (~ 200 °C) dans l'opération d'une machine thermique où la chaleur provient de l'élément à refroidir plutôt qu'une mise en contact, par échangeur de chaleur, de l'hydrogène cryogénique et du système nécessitant une réfrigération [51].

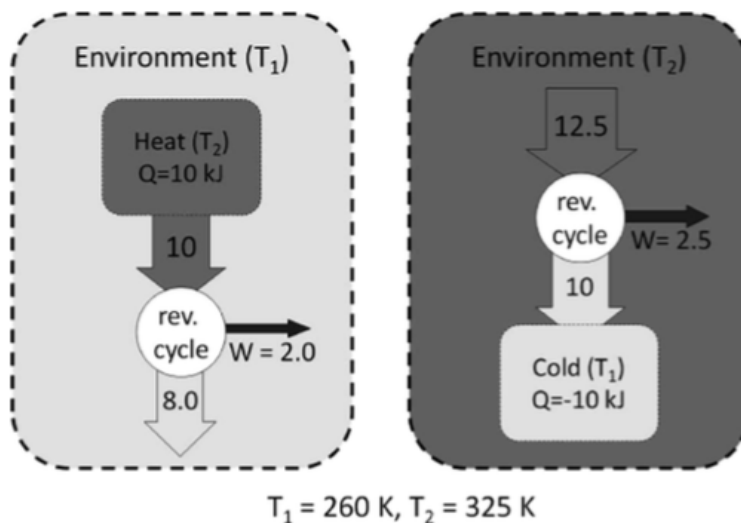


FIGURE 2.10 À gauche, la machine thermique usuelle avec une chaleur Q à température $T_2 > T_1$. À droite, une machine thermique avec un bassin de froid Q à température T_1 [51].

La valorisation du froid est étudiée dans le développement de procédés en périphérie de l'industrie du GNL. Quelques usines théoriques emploient le froid du GNL (-160°C ou 113 K) pour prérefroidir l'hydrogène pour sa liquéfaction. Ces usines conceptuelles utilisent le vaporeformage de méthane pour la production d'hydrogène et obtiennent un rendement de $4\text{-}6 \text{ kWh/kg}_{\text{LH}_2}$; une efficacité exergetique de $48\text{-}72\%$ [48, 50].

2.2.6 Liens supraconducteurs refroidis à l'hydrogène

Le concept du lien bi-énergie supraconducteur-hydrogène est discuté depuis au moins 15 ans, mais il y a eu depuis que très peu de prototypes, voire même de projets concrets à la réalisation de prototypes.

Un premier prototype de CTSC refroidi par de l'hydrogène liquide est fabriqué et testé en 2011 en Russie. Le prototype de 10 m permet de transporter 2.6 kA à 20 kV par des fils MgB_2 refroidis à 20 K et jusqu'à 250 g/s (21.6 tpd). Une deuxième ligne de 30 m y a été produite et testée par la même équipe en 2013 : un câble de fils MgB_2 avec un courant critique d'environ 3.5 kA à 21 K . Le câble a résisté à des tests de moyenne tension DC de 50 kV , permettant un courant d'opération de 25 kV . Avec un courant d'opération de 2.5 kA à 20 kV et un débit de LH_2 de 250 g/s , il pourrait acheminer $\sim 50 \text{ MW}$ de puissance électrique et $\sim 30 \text{ MW}$ de puissance chimique [52].

Le quatrième volet du projet SCARLET (WP4), qui devrait se clore en 2027, explore lui aussi un lien hybride supraconducteur et LH_2 . Le volet implique la conception, la réalisation et le test d'une section de câble de transport de 20 kA, un courant d'une intensité inconsiderable en transport électrique conventionnel, dans la classe de moyenne tension de 25 kV. Le câble DC monopôle interne, fait de MgB_2 , aura un diamètre inférieur à 25 mm. Il est prévu que le diamètre total du lien soit de 60 mm et que celui-ci est une capacité de transmission de 2.8 g/s, i.e. ~ 0.24 tpd [53]. Ainsi, la puissance électrique transitée approche 500 MW, soit près de mille fois la puissance chimique véhiculée de ~ 0.4 MW.

CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE

Afin de chiffrer et d'acquérir une connaissance de base du système énergétique nouveau proposé, un modèle technique et un modèle économique du système ont été développés et détaillés aux chapitres 4 et 5 respectivement.

Le modèle technique vient prendre en considération la physique des différents aspects constituant un superlien afin d'en ressortir des configurations valides sur le plan technique. Le modèle économique, prends ces configurations techniquement valides et chiffre, en investissements et en coûts d'opérations, les parties constituant la chaîne énergétique considérée.

Le modèle technique, vient mettre en lumière, l'ampleur des paramètres à définir pour ce système qui combine deux chaînons énergétiques «conventionnellement»¹ séparés, soit un câble de transport électrique supraconducteur et un «pipeline» d'hydrogène cryogénique. La nature intriquée de l'infrastructure énergétique considérée et le large éventail de configurations possibles en limite toutefois la synthèse. Ainsi, un premier jet de résultats, dits «haut-niveau», sont obtenus et analysés au chapitre 6. Ceux-ci abordent la synthèse des sous-modèles afin d'en dégager des informations générales sur les systèmes, mais surtout des intuitions de conceptions.

Ces intuitions sont ensuite employées au chapitre 7 pour guider la sélection de configurations spécifiques de superlien. Suite à quoi, le deuxième niveau de résultats est alors une description détaillée, sur le plan énergétique et économique, de systèmes complets, synthétisés sous la forme de fiches techniques.

Les résultats spécifiques obtenus sont ensuite discutés au chapitre 8.

1. Les guillemets sont présents comme aucune des deux infrastructures de transport mentionnées sont d'usage répandu.

CHAPITRE 4 MODÈLE PHYSIQUE

Ce chapitre présente le modèle physique du lien bi-énergie combinant le transport d'hydrogène cryogénique et un lien supraconducteur, appelé «superlien» dans ce mémoire. Le superlien comprend un câble électrique supraconducteur, un canal d'hydrogène et un cryostat. La chaîne énergétique décrite suppose un intrant d'hydrogène gazeux (celui-ci pourrait provenir d'un électrolyseur à proximité) et un intrant de puissance électrique à la tension d'opération du câble. La figure 4.1 présente la chaîne d'infrastructures incluses dans le système modélisé. Ainsi, l'hydrogène entrant (aux conditions ambiantes T_A, P_A) est d'abord comprimé et refroidi sous les 70 K (à l'état T_B, P_B du schéma) par une usine de cryo-compression initiale avant d'être transmis au superlien. Son écoulement continu dans le système maintiendra le câble en-dessous de sa température critique, donc dans l'état supraconducteur, jusqu'à ce que le fluide chaud (T_C, P_C) doive être refroidi par la station de réfrigération (ou finir son parcours).

4.1 Plage d'opération

Avant d'aborder la cryo-compression initiale, il est nécessaire de définir grossièrement les plages d'opération du système, en termes de température et pression (T, P) de l'hydrogène.

Le système considère deux plages d'opérations pour le câble. Celles-ci sont représentées dans le diagramme de phase de la figure 4.2. La transition de phase de liquide à gazeuse est évitée en raison de la complexité de la modélisation et de l'opération des écoulements diphasiques. La première section (en bleu) encadre les conditions pour l'hydrogène liquide allant de la température de solidification (14 K) au point critique ($T = 33$ K, $P = 13$ bar). La seconde (en jaune) couvre l'hydrogène gazeux ou supercritique jusqu'à une température maximale bornée par la conception du câble (initialement, le modèle est limité à 70 K).

Les pressions considérées sont bornées entre 3 et 20 bar afin d'assurer une pression de sortie et un débit massique suffisants, tout en se pliant aux contraintes mécaniques du cryostat ¹.

1. Les contraintes mécaniques mentionnées, limitant la pression, se rapportent davantage à des systèmes de câbles supraconducteurs «conventionnels», i.e. avec des cryostats à section flexible. Pour un pipeline d'hydrogène cryogénique avec des sections rigides de cryostat soudées sur place, les pressions envisageables sont probablement beaucoup plus élevées.

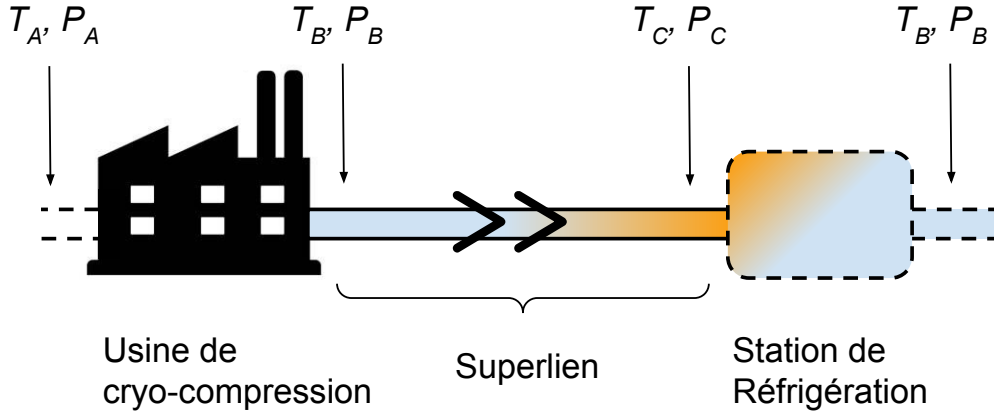


FIGURE 4.1 Schéma du superlien et ces infrastructures auxiliaires de cryogénie : l'usine de cryo-compression et la station de réfrigération.

4.2 Cryo-compression

Note : Comme le système considéré peut opérer avec de l'hydrogène liquide, gazeux ou supercritique, il sera question dans ce mémoire de cryo-compression pour désigner le refroidissement de l'hydrogène (et non seulement de liquéfaction).

Cette section présente le modèle énergétique de la cryo-compression initiale de l'hydrogène avant son injection dans le superlien. L'objectif est de quantifier le coût énergétique (ou travail spécifique) de la cryo-compression initiale, exprimé en kWh/kgH₂, qui dépend des conditions d'entrées et de sortie du fluide dans le procédé de refroidissement. Par exemple, le travail spécifique pour refroidir de l'hydrogène comprimé, comme le produisent certains électrolyseurs, sera moindre que celui pour refroidir de l'hydrogène à pression atmosphérique.

Malgré l'existence de plusieurs rapports sur le rendement énergétique d'usines de liquéfaction d'hydrogène, la rareté d'une production industrielle d'hydrogène cryogénique gazeux ou supercritique ($T > 33$ K) implique qu'il y existe peu de données quantitatives concrètes au sujet du travail spécifique de tels processus cryogéniques. Comme le présent mémoire traite une vaste plage de températures (20-70 K) et considère l'hydrogène supercritique comme réfrigérant, il est nécessaire d'extrapoler l'énergie de cryo-compression en fonction de l'état de sortie du fluide. Le travail initial de cryo-compression, W_{init} , est donc obtenu en supposant un procédé de refroidissement ayant un certain rendement, η_{ex} , sur le travail minimal (du

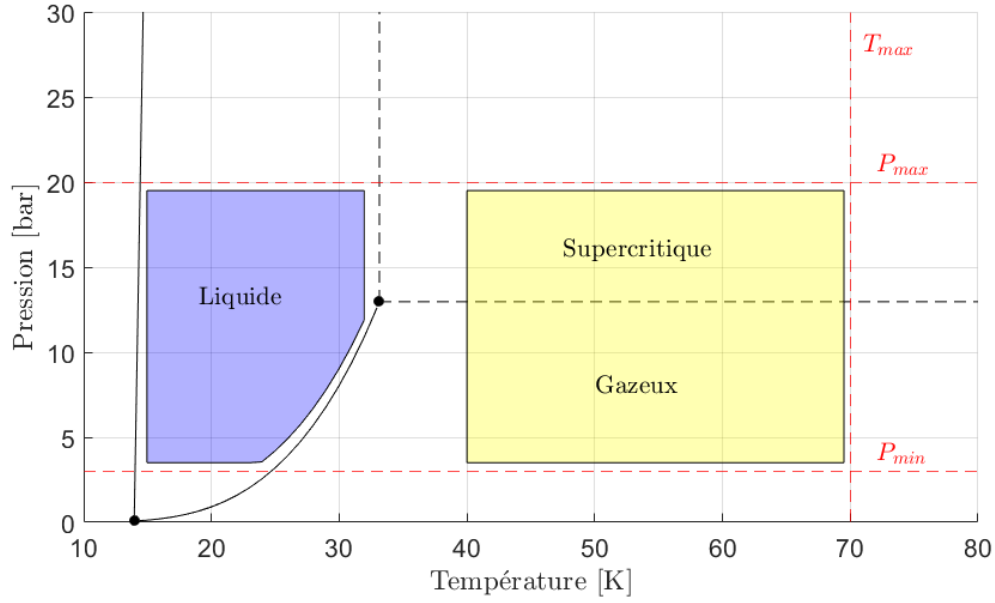


FIGURE 4.2 Diagramme de phase de l'hydrogène et plages d'opérations considérées [54].

point de vue thermodynamique) nécessaire pour amener l'hydrogène d'un état exergétique initial (ex_1) à un état final (ex_2) donné, i.e. :

$$W_{init} = \frac{ex_2 - ex_1}{\eta_{ex}} = \frac{\Delta ex}{\eta_{ex}} \quad (4.1)$$

Ces états sont chacun définis par une pression, une température et une concentration en ortho-hydrogène.

L'efficacité exergétique d'un processus (η_{ex}), qui est une métrique employée pour la comparaison des procédés de liquéfaction d'hydrogène, est toutefois sensible aux variations des conditions initiales et finales de l'hydrogène (température, pression, concentration en o-H₂) [46]. C'est donc une bonne pratique de ramener les procédés à une même pression d'entrée (principale variation entre les entrées et sorties des procédés) en supposant un pré-compresseur d'efficacité isentropique de ~ 0.65 - 0.7 avant de comparer les rendements exergétiques de procédés. Le modèle proposé comporte donc deux étapes :

- Un cycle de pré-compression du gaz qui amène le fluide à température ambiante et à une pression de 21 bar (ou moins si non nécessaire), d'une efficacité exergétique de 70% [46, 50].
- Un procédé de cryo-compression d'une efficacité exergétique de 30 %.

TABLEAU 4.1 Rendements exergetiques d’usines de liquéfaction d’hydrogène réelles et/ou théoriques.

Usine	η_{ex} [%] ²	Capacité [tpj]
Ingolstatd, 1994 Cycle de Claude pré-refroidi	21 [50]	4.4 [55]
Leuna, 2007 Cycle de Claude pré-refroidi	25 [48]	5.5 [49]
Quack : Cycle de Claude pré-refroidi au propane, grande échelle Concept par Matsuda aet Nagami - <i>Théorique</i>	52.6 [50]	170
Cascade de quatre cycles Joule-Brayton à l’hélium Concept par Valenti [56] - <i>Théorique</i>	50.2 [50]	860 [56]

Les rendements retenus s’inspirent de ceux rapportés pour la pré-compression [46, 50], une étape partagée par l’ensemble des usines de liquéfaction d’hydrogène, et ceux englobant les étapes subséquentes de la cryogénie (propres aux différents processus) présentés au tableau 4.1. Les usines existantes et de capacité similaire à celle de notre étude (~ 5 -50 tpj) portant un poids plus significatif dans les choix pris pour ce modèle, un rendement de 30 % a été sélectionné. Ce dernier est un paramètre facilement ajustable si requis.

La figure 4.3 présente le travail spécifique (kWh/kg_{H2}) retourné par le modèle en fonction de la température de sortie de la cryo-compression. On y voit que liquéfier l’hydrogène à 20 K coûte près de cinq fois l’énergie requise pour emmener l’hydrogène à une température de 40 K.

Le modèle permet la spécification de la proportion initiale et finale d’ortho-hydrogène (utilisant par défaut les concentrations à l’équilibre) et présume une conversion continue.

4.2.1 Station de réfrigération

La station de réfrigération re-refroidi et re-comprime l’hydrogène en aval du superlien pour en augmenter la longueur accessible (voire la figure 4.1). Elle fait donc aussi un travail de cryo-compression, mais est décrite comme une «station de réfrigération», en opposition à une usine, en raison du travail de réfrigération qui y est plus modeste puisque l’intrant d’hydrogène «chaud» y est déjà à température cryogénique. La station de réfrigération emploi le même modèle énergétique que l’usine de cryo-compression.

2. Calibré pour un intrant à 21 bar.

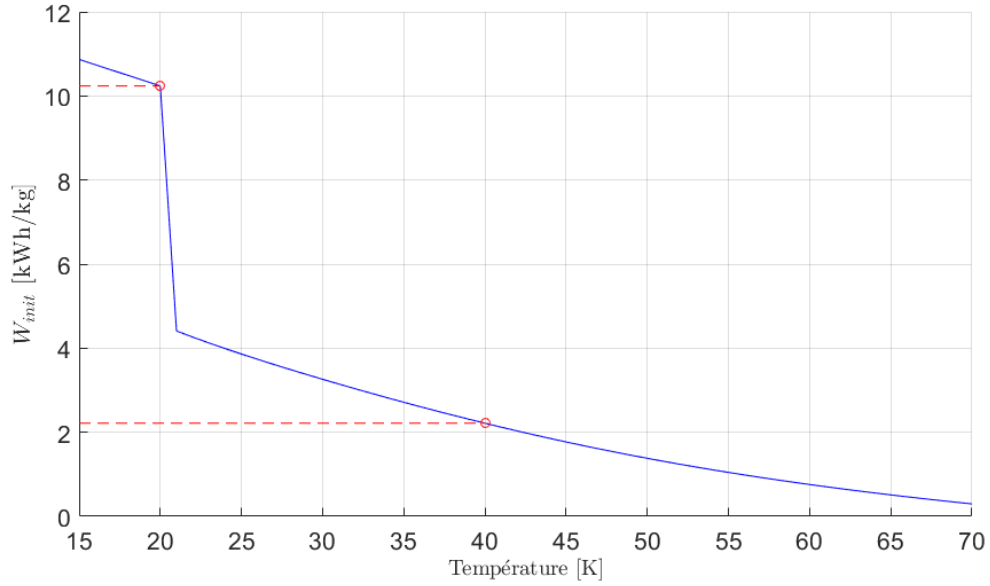


FIGURE 4.3 Énergie nécessaire à la densification initiale (W_{init}) de l'hydrogène en fonction de la température cryogénique d'entrée dans le superlien, pour une pression initiale et finale de 1 bar.

4.3 Superlien

Le superlien comprend le câble supraconducteur, le canal d'hydrogène et le cryostat. Dans les conceptions considérées, l'hydrogène cryogénique, à l'instar d'un pipeline, est acheminé dans une seule direction à travers le superlien. Celui-ci ne comporte pas de canal pour le retour du fluide comme il y en aurait dans un câble supraconducteur, où le fluide cryogénique opère en boucle fermé (voir figure 2.4). Ainsi, la conception de haut niveau présentée aborde un lien avec un débit fixe d'hydrogène transmis. Ce choix est fait, en premier lieu, par simplicité de conception. L'analyse du modèle comporte une discussion sur l'impact de ce choix sur l'opération du lien et traitera de considérations pour un potentiel canal de retour.

Le modèle aborde deux principaux types de géométries pour la conception du superlien. Elles sont désignées comme de type CTSC «conventionnel» et de type CTSC «opportuniste» au sein d'un pipeline d'hydrogène cryogénique (voir figure 4.4). Ces deux paradigmes se différencient par leur structure interne, mais aussi par leur profil énergétique, en raison des différentes puissances en hydrogène transmises, et par leur opération. Chacun des paradigmes est approfondi dans une de configuration de câble électrique présentée à la figure 4.4 et discutée à la prochaine section.

4.4 Câble de transport supraconducteur

Cette section détaille le modèle pour la conception de haut niveau du câble supraconducteur dans le superlien.

Le lien dit CTSC «conventionnel» (fig. 4.4a) est une configuration triphasée coaxiale très similaire à la conception «triphase concentrique» montrée à la figure 2.4, à la différence que le canal de retour pour le fluide réfrigérant est omis. Cette géométrie présente naturellement un nombre de rubans de phase élevé en raison du grand diamètre hydraulique requis pour la transmission de l'hydrogène. Cette configuration est adaptée à la basse et moyenne tension et est celle qui minimise le nombre de total de rubans supraconducteur HT_C pour un courant triphasé donné.

Pour le lien dit «opportuniste» 4.4b), le câble supraconducteur baigne dans le canal de réfrigérant ; la section du superlien consacrée à l'écoulement de l'hydrogène y est plus importante et le nombre de rubans par phase y est moins grand que pour le cas «conventionnel». Dans ce paradigme, c'est la configuration à une phase par câble, présentée à la figure 4.4 b), qui est choisie. Cette conception convient mieux à de plus bas courants, sans pour autant restreindre la section allouée au transport du réfrigérant, et à la moyenne ou à la haute tension [11], tout en permettant une construction résiliente en condition de surintensité de courant.

Les sous-sections suivantes abordent les différences au niveau de la conception entre les deux géométries.

4.4.1 Âme

L'âme du câble est le cœur de celui-ci, le substrat sur lequel se construit le câble électrique.

En configuration «conventionnelle» coaxiale, le câble entoure le canal interne d'hydrogène. Ce dernier est présumé corrugué pour un système flexible, constitué d'acier inoxydable SS316 et modélisé à l'instar d'une coquille de cryostat (voir section 4.5).

Dans la configuration «opportuniste» avec un câble par phase, l'âme, en plus d'être la matrice

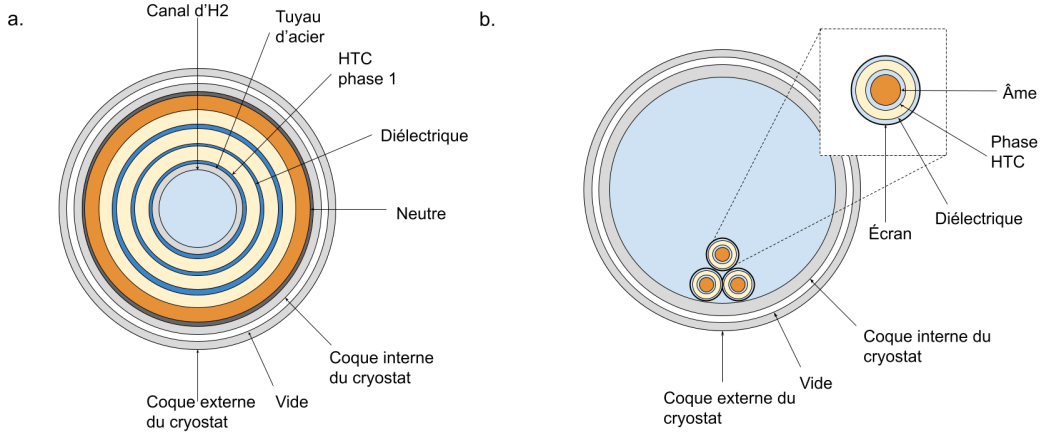


FIGURE 4.4 Schéma des géométries a) triphasée coaxiale dite «conventionnelle» et b) triaxiale à un câble par phase dite «opportuniste» .

du câble électrique, sert aussi de protection en cas de surintensité de courant. En effet, généralement faite de cuivre, elle assure un chemin électrique alternatif pour le courant de surintensité, qui dépasserait la valeur du courant critique du câble. De plus, elle fournit une masse thermique pour absorber la chaleur produite par ce même courant de surintensité afin de limiter la hausse de température interne du câble.

4.4.2 Court-Circuit

Les câbles du présent modèle sont conçus pour tolérer un courant de court-circuit I_{cc} de 35 kA_{RMS} pour une durée de 100 ms. La hausse de température permise est propre à la géométrie et la phase d'opération du superlien, la phase liquide présentant une plus petite marge de manœuvre pour éviter l'ébullition.

La configuration triphasée coaxiale entraîne un nombre élevé de rubans supraconducteurs par phase (comme ceux-ci entourent le canal d'hydrogène), ce qui en fait une géométrie adaptée pour une conception à fort courant. Dans cette configuration, une conception «transparente» au courant de court-circuit, i.e. un câble supraconducteur dont le courant critique est supérieur au courant de court-circuit, est une avenue intéressante pour la résilience du câble aux surintensités de courant.

En géométrie «opportuniste», la résilience du câble en court-circuit passe par l'âme de celui-ci. En cas de surintensité de courant, il est considéré que le courant se répartira entre les rubans supraconducteurs de la phase et l'âme de cuivre. Pour garder l'analyse simple, on

supposera que le courant dans l'âme, $I_{\text{âme}}$, sera égal à la valeur du courant de court-circuit, I_{cc} , moins la valeur du courant critique de la phase, I_C . Pour un nombre de couche défini, une section d'âme minimale est nécessaire pour satisfaire les condition de court-circuit. L'interdépendance est exposé au schéma 4.5, qui présente l'algorithme de dimensionnement utilisé pour la section de l'âme.

4.4.3 Couche supraconductrice pour le transport électrique

La phase, ou la première phase en configuration coaxiale, est construite en périphérie de l'âme. Des rubans supraconducteurs HT_C d'une largeur de 4 mm tapissent l'âme avec une période hélicoïdale de 0.5-2 m en laissant un espace de 0.4 à 0.6 mm entre chacun [5]. Pour une capacité en courant de conception ($I_{\text{conception}}$) plus élevée, une seconde couche de rubans peut être ajoutée directement sur la première avec une torsade en sens inverse.

Le schéma relationnel de la figure 4.6 exprime l'algorithme paramétrisant un câble pour une certaine puissance électrique. Il prend en entrée un courant de conception, la température maximale du câble, T_{max} , le rayon externe de l'âme et le type de rubans supraconducteurs HT_C sélectionné (GdBCO ou YBCO), qui est lié à une fonction $J_C(T, B)$ obtenue de la *Robinson HTS Wire Critical Current Database* [57].

La température T_{max} du câble est employée comme contrainte en imposant $T_{\text{op}} = T_{\text{max}}$, et il en résulte une fonction réduite $J_C(B)$ qui fixe la limite d'opération. Une valeur de densité de courant, $J_c(B_{\text{op}})$, combinée à la section totale de rubans supraconducteurs fixée par la géométrie (rayon de l'âme, nombre de couche), définit un courant, I , pour le câble³ :

$$I = N \cdot J_C(T_{\text{op}}, B_{\text{op}}) \cdot w \cdot t \quad , \quad (4.2)$$

où N est le nombre de rubans, w la largeur des rubans et t l'épaisseur de la couche REBCO. Ce courant I est admissible à la condition que le champ magnétique maximal B_{max} ressenti par les rubans supraconducteurs soit compatible avec le choix $J_C(B_{\text{op}})$ utilisé pour la conception.

En géométrie concentrique, la loi d'Ampère est une bonne approximation du champs. Il en découle que le plus fort champs appliqué sur un ruban supraconducteur (B_{max}) au sein du câble portant un courant I est au point le plus externe de la première phase r_{ext} .

3. Il est supposé que le courant est uniformément réparti sur les rubans, une approximation optimiste.

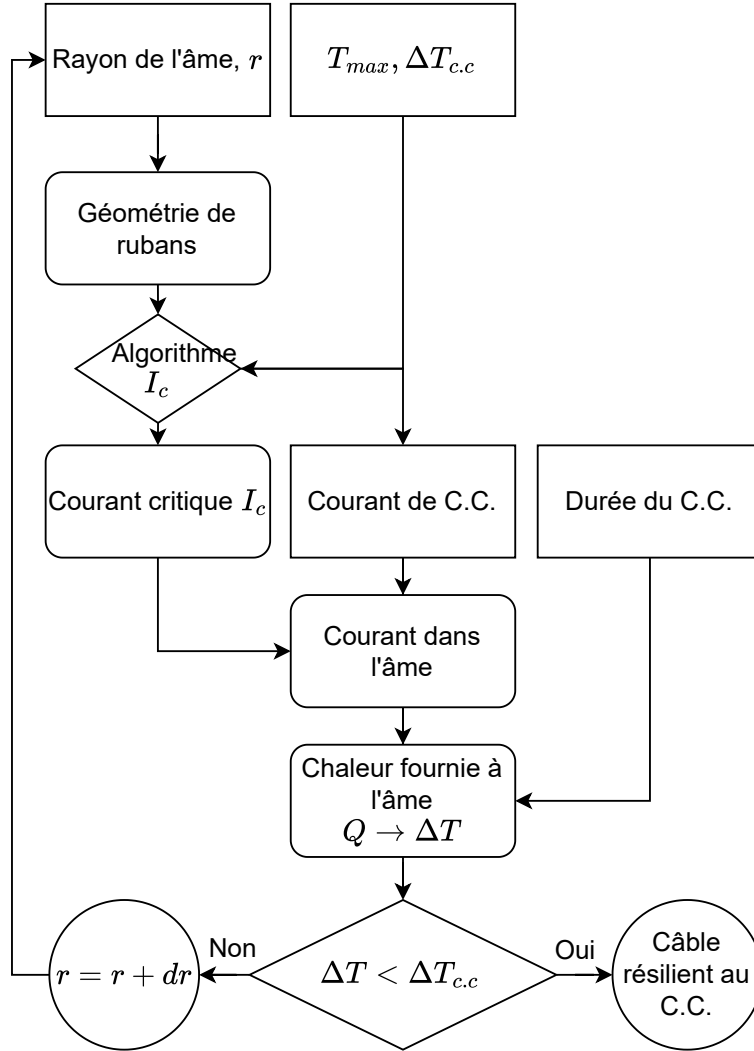


FIGURE 4.5 L'algorithme prend en entrée (cases rectangulaires) une valeur initiale pour la section de l'âme, la température interne maximale du câble (T_{max}) et les conditions de court-circuit (c.c.). La section de l'âme et le nombre de couches de rubans supraconducteurs définissent la géométrie de la phase. La géométrie et la température maximale imposent un courant critique I_C au câble. Le courant critique, combiné aux conditions de c.c. et à la section de cuivre, définit le courant dans l'âme et donc la chaleur générée par la surintensité. Si la hausse de température résultante est inférieure ou égale à la limite ΔT_{cc} , le câble est considéré résilient aux conditions de c.c. choisies.

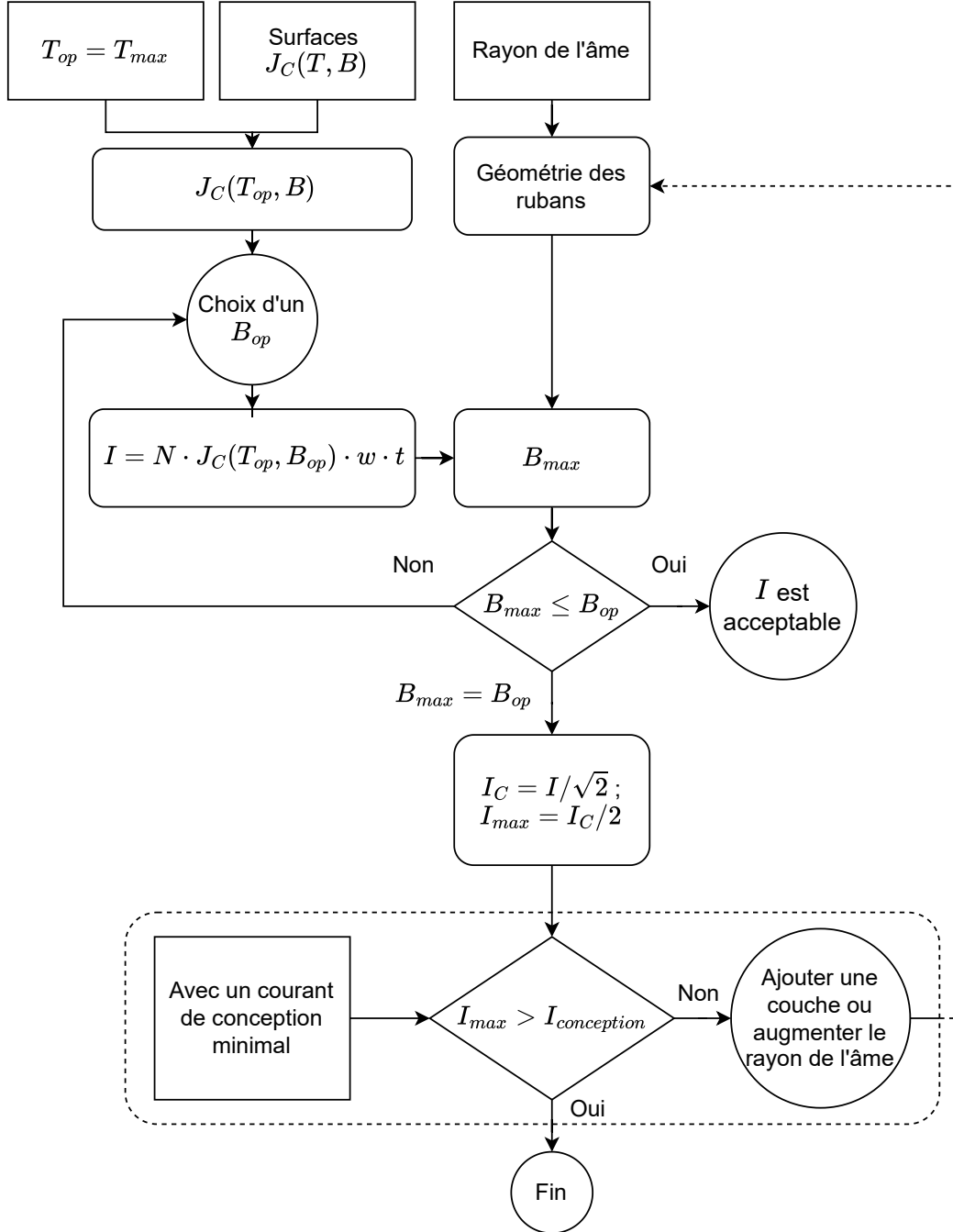


FIGURE 4.6 Algorithme déterminant le courant maximal d'une configuration de câble. La température maximale T_{max} est posée comme température d'opération T_{op} . Un choix de champ magnétique B_{op} définit une densité de courant critique J_C et un courant I . La disposition du courant (géométrie du câble) définit le champ maximal B_{max} appliqué sur les rubans supraconducteurs. Si $B_{max} \leq B_{op}$ le courant I est compatible avec le choix de B_{op} . Si $B_{max} = B_{op}$, le courant I est défini comme le courant critique I_C du câble en valeur RMS et I_{max} (pour l'opération) comme la moitié de I_C .

$$B_{max} = \frac{\mu_0 I}{2\pi r_{ext}} \quad . \quad (4.3)$$

Si $B_{max} < B_{op}$, la géométrie de câble proposée, à température maximale T_{op} portant un courant de phase d'amplitude maximale I est à l'intérieur de la limite définie par $J_C(T_{op}, B_{op})$ et opéra dans un régime de basse pertes. La densité de courant $J_C(T_{op}, B_{op})$ telle que $B_{max} \approx B_{op}$ définit le courant critique du câble, I_C . Afin d'ajouter un facteur de sécurité sur l'opération, le courant maximal permis pour le câble est défini (en valeur RMS) comme la moitié de I_C :

$$I_{max} = \frac{1}{2} \times \frac{I_C}{\sqrt{2}} \quad . \quad (4.4)$$

Si $I_{conception} > I_{max}$, la géométrie est ajustée (e.g. ajout d'une couche ou augmentation du rayon, ce qui en augmente le nombre de rubans supraconducteurs).

4.4.4 Isolation électrique

La principale considération pour la conception de l'isolation électrique est la tenue diélectrique de l'isolant⁴. Le choix du matériau, si celui-ci est baigné ou non dans le fluide caloporteur, la fréquence du courant et l'épaisseur requise sont tous des éléments à prendre en considération. Les conceptions considérées ici sont de type diélectrique froid, i.e. l'isolant est soumis à la température cryogénique à l'intérieur du cryostat.

Tenue diélectrique

Dans la configuration coaxiale (c.f. figure 4.4), le diélectrique et les rubans supraconducteurs HT_C sont à l'extérieur du canal de réfrigérant alors que, dans la configuration triaxiale, les câbles baignent dans l'hydrogène et sont perméables à celui-ci. Dans ce dernier cas, le diélectrique est «mouillé» et c'est la composition hydrogène-isolant qui fixe les propriétés diélectriques de l'isolation.

Pour le cas «sec», le film de polyimide Kapton, qui conserve une bonne conductivité thermique à basse température et une bonne tenue diélectrique, est sélectionné comme isolant. Comme les rubans supraconducteurs et le diélectrique ne sont pas baignés dans le réfrigérant,

4. L'on prendrait aussi en compte sa constante diélectrique si l'on évaluait les pertes diélectriques.

la conductivité thermique de l'isolant devient importante pour assurer un pont thermique suffisant entre les rubans supraconducteurs et le réfrigérant. La tenue diélectrique du Kapton à 60 Hz, d'environ 150 kV/mm pour une feuille d'une épaisseur de 125 μm , diminue avec l'augmentation du nombre de feuilles [58, 59]. La valeur de la tenue diélectrique sélectionnée pour ce matériau, soit de 40 kV/mm, présente un facteur de sécurité d'environ deux sur la tenue diélectrique mesurée à l'épaisseur requise⁵ pour les tensions d'opérations considérées.

Pour le diélectrique «mouillé», baignant dans le canal d'hydrogène, l'option du papier laminé de polypropylène (PLPP), la plus fréquemment utilisée avec des câbles supraconducteurs baignés dans l'azote liquide [14], est retenue. La tenue diélectrique de la composition hydrogène-isolant dépend de la densité du fluide. Le modèle emploie donc une rigidité diélectrique différente pour un diélectrique mouillé à l'hydrogène liquide ou gazeux. Il est postulé que les compositions papier-hydrogène liquide (LH2) et papier-azote liquide (LN₂) présentent la même tenue diélectrique [60]. Ainsi, la rigidité diélectrique de la composition PLPP-LH2 est posée à 30 kV/mm, une tenue qui offre un facteur de sécurité de deux sur les valeurs mesurées de rigidité diélectrique en régime AC du PLPP-LN₂ [59]. Pour la composition isolant-hydrogène gazeux (GH2), une mesure qui existe peu dans la littérature, ce sont les valeurs pour les compositions isolant-hélium gazeux (GHe) qui furent employées. Notons que l'hydrogène gazeux présente une meilleure rigidité diélectrique que l'hélium gazeux et qu'il est donc raisonnable de présumer que la tenue d'un isolant dans l'hydrogène gazeux soit supérieure à celle du même isolant dans l'hélium gazeux⁶ [61]. La valeur de rigidité diélectrique employée pour la composition PLPP-GH2 est de 20 kV/mm ; une valeur qui offre un facteur de sécurité de trois sur la tenue PLPP-GHe pour une seule feuille de 125 μm ⁷.

Notons que, malgré une certaine incertitude sur la tenue diélectrique de la composition isolant-hydrogène, les câbles considérés dans l'étude sont dans la catégorie moyenne tension (25-69 kV) ; ainsi, l'épaisseur d'isolant entre les phases demeure relativement mince et rend l'ensemble de la conception moins susceptible à cette variable. Par exemple, une variation de 30% sur la tenue diélectrique impose une variation de moins de 10% du diamètre externe du superlien et affecte donc peu les coûts d'installation ou l'intrant de chaleur par la

5. Dans l'azote liquide, la tenue diélectrique du Kapton passe d'environ 135 kV/mm pour une feuille de 125 μm à 75 kV/mm pour une pile de quatre feuilles [59].

6. En fait, il a été mesuré dans [61] que la composition 96% GHe + 4% de GH2 présente une tenue diélectrique considérablement plus forte que pour le GHe pure.

7. En l'absence de mesures pour un empilement de plusieurs feuilles, une réduction de 33%, à l'instar de la réduction de la tenue diélectrique pour l'assemblage multi-feuilles de PLPP-LN₂, est appliquée sur la tenue diélectrique du PLPP-GHe avant l'ajout d'un facteur de sécurité de 2.

paroi externe. En fait, les tensions modestes considérées peuvent être considérées comme un choix de conception plus résilient à cet élément de forte incertitude.

Calcul de l'épaisseur d'isolation requise

L'épaisseur de diélectrique d est obtenue avec le modèle conventionnel pour l'épaisseur d'isolation cylindrique [5] :

$$d = r_i \left(\exp \left(\frac{\sqrt{2} V_l \times \text{SF}}{r_i E_D} \right) - 1 \right) \quad (4.5)$$

où E_D est la rigidité diélectrique en kV/mm, V_l est la tension de ligne, r_i , rayon interne de la couche d'isolation et SF est un facteur de sécurité de 1.85 sur la tension maximale, à l'instar de Klöppel et *al.* [13].

4.4.5 Écran et neutre

En configuration coaxiale, des courants de phases balancés assurent que le neutre porte, en temps normal, très peu de courant. Toutefois, en situation anormale telle qu'en situation de court-circuit (c.c.), celui-ci doit être en mesure de supporter le plein courant de c.c., I_{cc} . Le neutre est donc conçu en cuivre, avec une section limitant sa hausse de température à ΔT_{cc} de manière similaire à l'âme en configuration à trois câbles (voir section 4.4.2).

En configuration triaxiale, l'écran agit comme neutre et bouclier électromagnétique pour limiter le champ magnétique sur les parois du cryostat et les rubans supraconducteurs des phases adjacentes. Dans cette configuration, le champ magnétique ressenti par les écrans (un par câble) est beaucoup plus important et impose un écran supraconducteur afin de limiter la chaleur générée. Les écrans des trois phases sont joints électriquement au niveau des terminaisons et ils sont conçus pour avoir un courant critique supérieur à $I_{cc}/3$.

4.5 Cryostat

Le modèle physique du cryostat détermine l'épaisseur des parois, la forme de celles-ci (corrugation) et le rayon final du câble.

Les enceintes cryogéniques sont couramment construites en acier austénitique, qui ne présente pas de transition ductile-fragile aux températures cryogéniques. Les alliages de type

SS304 sont les plus communs pour l'usage [12]. Du côté de la fragilisation, les alliages SS304 et SS316 y sont moins susceptibles (en comparaison avec les aciers inoxydables à haute résistance mécanique), le dernier présentant la meilleure compatibilité [62]. L'acier inoxydable de grade 316 coûte toutefois en moyenne deux fois le prix du grade 304 [12]. Pour ces raisons, le modèle emploi de l'acier inoxydable de grade 316 pour les coquilles cylindriques en contact avec l'hydrogène et l'acier inoxydable de grade 304 pour les autres (e.g. la coquille externe du cryostat).

L'épaisseur des coquilles cylindriques est imposée par la force radiale associée à la différence de pression interne et externe appliquée sur celles-ci.

Coquille minces

L'épaisseur des coquilles du cryostat est obtenue de la norme sur les enceintes pressurisées «*Boiler and Pressure Vessel Code*» (BPVC) pour un contenant cylindrique de longueur «infinie», dit «coquille mince», i.e. un cylindre tel que $t < r/10$, où t et r sont respectivement l'épaisseur de la coquille et le rayon du cylindre [63].

Pour une coquille subissant une pression interne, l'épaisseur minimale est donnée par

$$t \geq \frac{r \Delta P}{\sigma_{safe}} \quad , \quad (4.6)$$

où ΔP désigne la norme du différentiel de pression interne vs externe, et σ_{safe} est le stress mécanique maximal toléré par le matériel diminué d'un facteur de sécurité de 1.5.

Pour une enceinte subissant une pression externe, la coquille est aussi sujette à un effondrement radial au-delà d'une pression critique. L'épaisseur permettant de tolérer cet effondrement est donnée par :

$$t \geq \left(\Delta P \frac{(1 - \nu^2)}{E} r \right)^{1/3} \times \text{SF} \quad , \quad (4.7)$$

où E et μ sont respectivement le module de Young et le ratio de Poisson du matériau (316 ou 304). Un facteur de sécurité $\text{SF} = 3$ est ajouté afin de tenir compte des irrégularités matérielles [12]. L'épaisseur minimale est alors la plus grande valeur retournée par (4.6) et (4.7).

Géométrie corruguée

La corrugation d'un tuyau est décrite par une profondeur de corrugation, a , et une période de corrugation, s (voir figure 4.7). Il est courant de considérer un diamètre externe d_e environ 10% plus grand que le diamètre interne d_i [13], ce qui impose généralement une profondeur de corrugation a qui s'exprime :

$$a = 0.05d_i \quad (4.8)$$

et une période de corrugation s qui est d'environ deux fois la profondeur [13], i.e

$$s = 2a \quad (4.9)$$

Ces deux paramètres sont nécessaires à la résolution de l'équation d'écoulement.

4.6 Thermo-hydraulique

Les propriétés physiques de l'hydrogène cryogénique (densité, enthalpie, chaleur spécifique, viscosité) utilisé dans la partie thermo-hydraulique ont été obtenues de la librairie libre d'accès CoolProp [54, 65].

Le modèle thermo-hydraulique du câble estime la température et la pression de l'hydrogène au sein de celui-ci. Avec une sélection de paramètres de conception, le modèle lie une configuration de câble et une plage d'opération du fluide cryogénique à une longueur maximale de câble, appelée autonomie cryogénique dans ce mémoire. Il s'agit de la distance maximale avant que le fluide atteigne la température maximale ou la pression minimale d'opération et que l'hydrogène doive être re-cryocomprimé.

L'écoulement de l'hydrogène génère un frottement visqueux avec les parois du câble et du cryostat, ce qui en abaisse la pression et augmente sa température au fil du câble. La perte de pression engendrée, ΔP , pour un fluide incompressible s'écoulant à la vitesse moyenne v s'exprime :

$$\Delta P = f \frac{\rho v^2 \Delta l}{d_h} \quad , \quad (4.10)$$

où f dénote le coefficient de friction visqueuse (voir l'annexe B), ρ la densité moyenne de

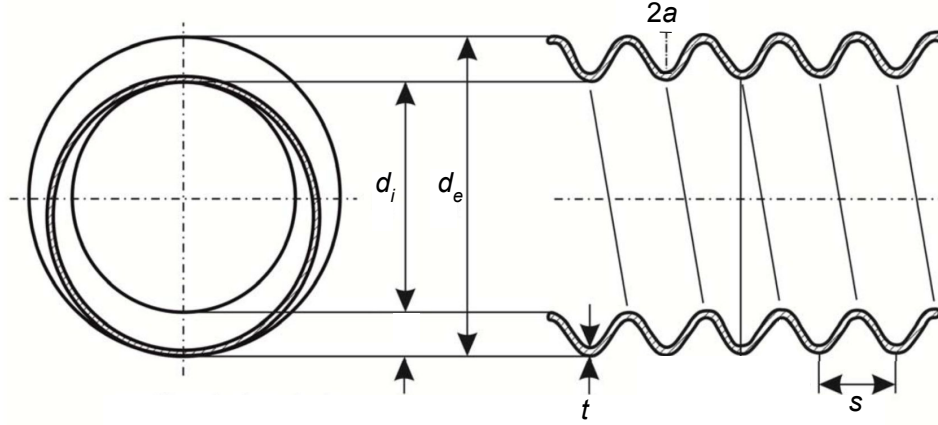


FIGURE 4.7 Schéma d'une coquille cylindrique corruguée [64].

l'hydrogène, Δl la longueur du tuyau considérée, et d_h le diamètre hydraulique du canal d'hydrogène. Ce dernier est donné par :

$$d_h = \frac{4A}{P} \quad , \quad (4.11)$$

où A est la section du canal et P est le périmètre mouillé.

4.6.1 Écoulement incompressible

Tout au long du superlien, les variations de température et pression entraînent des changements sur les propriétés physiques de l'hydrogène (capacité thermique, densité, viscosité). Pour tenir compte de ces variations de propriétés dans la résolution de (4.10), le câble est sous-divisé en sections de masse dm d'hydrogène (voir schéma 4.8). Pour chacune de celles-

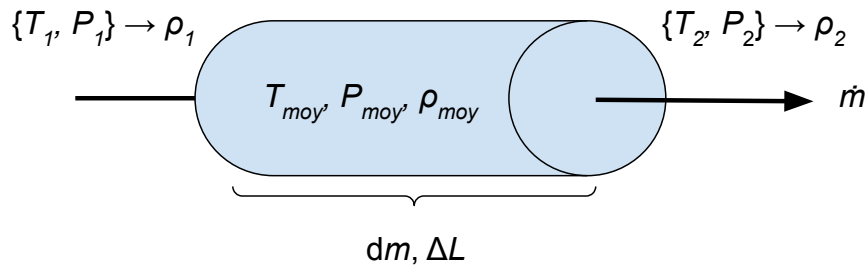


FIGURE 4.8 Schéma d'un élément dm de masse pour la modélisation thermo-hydraulique.

ci, une température et pression d'entrée et de sortie sont définies et imposent les propriétés moyennes de la section (T_{moy} , P_{moy} , ρ_{moy} , μ_{moy} , $c_{p_{moy}}$) sont utilisées pour la résolution de l'écoulement.

Le fluide considéré étant compressible dans le cas de l'hydrogène gazeux ou supercritique, une condition d'incompressibilité doit être vérifiée pour employer (4.10). Ainsi, il est imposé que la densité à l'entrée et la sortie d'une section ne varie pas plus de 5% (le contraire menant à la réduction de l'élément de masse dm).

4.6.2 Variation de la température et de la pression

Pour chaque section du superlien, la température et la pression finales sont estimées à partir des propriétés moyennes du fluide. La pression est diminuée par la friction visqueuse :

$$P_2 = P_1 - \Delta P \quad , \quad (4.12)$$

où ΔP est obtenue avec l'équation (4.10). Il est considéré que le flux de chaleur entrant (voir section 4.6.3), ΔH_q , augmente la température du fluide à pression constante, i.e. :

$$T_2 = T_1 + \frac{\Delta H_q}{\dot{m}c_p} \quad , \quad (4.13)$$

où \dot{m} dénote le débit massique d'hydrogène et c_p la capacité thermique massique du fluide.

Les propriétés du fluide (c_p, ρ, ν), qui sont obtenues avec la pression et la température moyenne de la section, sont employées dans les équations (4.12) et (4.13) pour estimer les pressions et températures finales (et donc la pression et la température moyenne). L'interdépendance est prise en compte de façon itérative dans la résolution, i.e. pour chaque élément j du câble, le modèle itère jusqu'à convergence entre la variation d'enthalpie engendrée par les intrants de chaleur, $\Delta H_{\dot{q}}$, et celle du fluide, $\Delta H_{dP, dT}$, i.e.

$$\Delta H_{\dot{q}} \approx \Delta H_{dP, dT} \quad . \quad (4.14)$$

4.6.3 Intrant de chaleur

Le modèle intègre trois mécanismes qui viennent introduire de la chaleur dans le câble : la chaleur transmise par la paroi du cryostat au système (\dot{q}_{ext}), la chaleur générée par la friction entre l'hydrogène poussé et la paroi (\dot{q}_{frot}), et la chaleur introduite par les pertes électriques

(toutefois minimales) au sein du câble (\dot{q}_{AC}). Pour chaque sous-division du câble, ces intrants sont estimés. Leur somme, intégrée sur l'élément dm de longueur Δl , combinée au débit \dot{m} , définit la différence d'enthalpie $\Delta H_{\dot{q}}$ entre les deux extrémités d'un élément de tuyau discrétisé.

Friction visqueuse

La conservation de l'énergie lie directement le calcul de perte de pression du fluide, ΔP , à la chaleur par frottement, \dot{q}_{frot} , générée au sein du câble :

$$\dot{q}_{frot} = \frac{v_{moy} A \Delta P}{\Delta l} \quad [\text{W/m}], \quad (4.15)$$

où v_{moy} dénote la vitesse d'écoulement moyenne du fluide à travers le canal de section transversale A au sein d'un élément de tuyau de longueur Δl .

Chaleur extérieure

La chaleur provenant de l'extérieur, entrant par la paroi du cryostat, \dot{q}_{ext} , est modélisée par la relation empirique présentée dans Klöppel *et al.* [13],

$$\dot{q}_{ext} = 2.236 \left(\frac{d_{cryo}}{\text{m}} \right)^{-0.3678} \quad [\text{W/m}], \quad (4.16)$$

où d_{cryo} est le diamètre extérieur du cryostat.

La relation (4.16) provient d'un ajustement fait sur des mesures de flux thermique provenant de différentes sources. Elle a été obtenue pour des cryostats dont la coquille interne était en contact avec de l'azote liquide, à ~ 67 K. Toutefois, dans ce modèle, l'équation (4.16) sera employée pour estimer le transfert de chaleur entre la coquille externe à température ambiante et une coquille interne dont la température sera entre ~ 20 et 70 K.

Pour le transfert de chaleur radiatif, \dot{q}_{rad} :

$$\dot{q}_{rad} \propto (T_{amb}^4 - T^4) \quad , \quad (4.17)$$

et le terme de différence en T^4 subit une variation relative $\sim 0.25\%$ entre $T=67$ K et $T=20$ K.

Pour le transfert de chaleur conductif, \dot{q}_{cond} :

$$\dot{q}_{cond} \propto (T_{amb} - T) \quad , \quad (4.18)$$

et la variation relative de la différence de température est $\sim 20\%$ entre $T = 67$ K et $T = 20$ K. Toutefois, sur la plage de 20 à 67 K, c'est le terme radiatif qui domine le transfert de chaleur [12]. Pour les cryostats du *Large Hadron Collider*, avec un vide de qualité et 30 couches d'isolation thermique MLI, le terme radiatif constitue $\sim 80\%$ du flux de chaleur net [12]. On peut donc supposer que l'emploi de la relation (4.16) afin d'estimer \dot{q}_{ext} pour un cryostat à la température interne de 20 K ajoute une erreur de sous-estimation de moins de 4% sur le modèle du flux thermique entrant, une incertitude convenable pour l'analyse faite dans ce mémoire.

Pertes électriques

Les pertes électriques, \dot{q}_{AC} , qui dépendent du ratio I/I_C , et donc de la température de la section, sont obtenues par la modélisation présentée en 4.7 et ajoutées au bilan thermique de chaque section.

4.7 Pertes électriques

Pour un CTSC, les pertes électriques associées au courant transporté sont faibles, voire négligeables, du point de vue de la puissance véhiculée, mais leur estimation demeure nécessaire pour établir la charge thermique sur le système cryogénique, qui est amplifiée par la pénalité cryogénique, et l'autonomie du câble (en termes de longueur exploitable sans requérir de cryo-compression).

La formulation **T-A** du problème électromagnétique permet une résolution adaptée à un grand nombre de rubans supraconducteurs HT_C. Ceux-ci y sont présumés infiniment minces, négligeant la variation des quantités électromagnétiques dans cet axe et réduisant les degrés de liberté et le temps de calcul [66].

Le potentiel vecteur de courant, **T**, est solutionné uniquement sur le domaine supraconducteur alors que le potentiel vecteur magnétique, **A**, est calculé pour l'ensemble du domaine considéré, ce qui inclut les régions non conductrices.

$$\mathbf{J} = \nabla \times \mathbf{T} \quad (4.19)$$

$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A} \quad (4.20)$$

Le modèle réfère aux fonctions $J_C(T, B)$ et $n(T, B)$ de la base de données Winbush de la *Victoria University of Wellington* [57] afin de déterminer la densité de courant critique et la valeur de l'exposant «n» du supraconducteur. Ces deux quantités sont fonction de la température et du champ magnétique appliqué, une résultante du courant de phase imposé et de la géométrie de câble considérée. Ainsi, pour chaque combinaison de géométrie de câble, température et courant désirées, une modélisation est nécessaire. Pour cette raison, seul un sous-ensemble de géométries est sélectionné pour cette étape.

Pour bénéficier de la précision de la modélisation, les géométries considérées sont raffinées en ajustant, pour chaque phase, le nombre de rubans, l'espacement entre ceux-ci et l'angle avec l'axe longitudinal, qui définit le pas de torsade des rubans supraconducteurs.

La formulation \mathbf{T} - \mathbf{A} et la géométrie du câble sont implantés sur le logiciel COMSOL Multiphysics. Pour une paire de température et courant, la section 2D du câble est modélisée sur plusieurs périodes de courant. Une valeur moyenne de pertes électriques, en W m^{-1} , est ainsi obtenue.

CHAPITRE 5 MODÈLE ÉCONOMIQUE

Ce chapitre présente le modèle économique utilisé pour l'analyse. Ce dernier tente d'estimer les coûts associés à la cryocompression initiale, les stations de réfrigération et le superlien (cryostat et câble) lui-même. Pour chacune des composantes mentionnées, les coûts sont séparés en investissements en capital (CAPEX) et en coût d'opération et maintenance (OPEX). Pour les éléments de cryo-compression, un estimé de l'empreinte au sol est obtenue, mais représente une part séparée des coûts en raison de la forte variance du prix au m². Les résultats du modèle sont exprimés en \$CAD2022.

5.1 Cryo-compression initiale

5.1.1 Investissement initial en capital

Le modèle pour les coûts de l'usine de cryocompression initiale provient du «Hydrogen Delivery Scenario Analysis Model» (HDSAM) qui présente un modèle pour la comparaison économique des voies d'acheminement de l'hydrogène, i.e. camion d'hydrogène liquide contre pipeline d'hydrogène comprimé, pour différents niveaux de pénétration de marché [67].

HDSAM a produit un modèle analytique pour estimer l'investissement total initial en capital (TIC) pour une usine de liquéfaction d'hydrogène en fonction de sa capacité, C , en tonnes par jour (tpj)¹. Le modèle provient d'un ajustement paramétrique d'une fonction de puissance basée sur un ensemble d'usines de liquéfaction réelles, leur capacité et coût respectif provenant de différentes sources [67]. La relation obtenue est la suivante :

$$TIC \text{ [M\$]} = 5.6 C^{0.8} \times \frac{I_{2022}}{I_{2007}} \times f_{conv} \quad , \quad (5.1)$$

où f_{conv} est un facteur de conversion de devise (USD à CAD 2022) et les I dénotent le «Chemical Engineering Plant Cost Index» (CEPCI) pour l'année en indice. Le CEPCI produit annuellement un index qui estime l'évolution des coûts de construction et d'opérations d'usines chimiques en relation aux années précédentes.

Ce modèle est toutefois basé sur le travail de liquéfaction et n'est pas adapté à la cryocompression à des températures plus élevées, qui requiert moins d'infrastructures pour la même capacité en tpj. Ainsi, pour accommoder les différentes températures et pressions finales de la

1. Avec une capacité maximale de 200 tpj pour une unité de liquéfaction.

cryocompression initiale, la capacité réelle ($C_{réelle}$) est adaptée en une capacité de conception ($C_{conception}$) par un facteur qui reflètent la différence de travail intrinsèque entre le produit et la liquéfaction, le ratio exergique. Ainsi, la capacité C en (5.1) devient :

$$C_{conception} = C_{réelle} \frac{ex_{Intrant}}{ex_{LH2}} \quad , \quad (5.2)$$

où $ex_{Intrant}$ dénote l'exergie du fluide en sortie de la cryocompression initiale. Pour le reste de la section, la variable C dénote $C_{conception}$.

Empreinte au sol

Le TIC ne prend pas en compte le coût du terrain, qui peut être ajouté grâce à la formule de dimensionnement du même modèle (HDSAM). L'empreinte au sol (Sol_{cryo}) se réfère à une unité qui liquéfie 30 tpj sur une surface de 25 000 m² :

$$Sol_{cryo} \text{ [m}^2\text{]} = 25000 \left(\frac{C}{30} \right)^{0.6} \quad , \quad (5.3)$$

Investissement total

L'investissement en capital total ($CAPEX_{cryo}$) est posé égal à la somme du TIC et du coût du terrain (si celui-ci est inclus)², i.e. :

$$CAPEX_{cryo} \text{ [M\$]} = TIC + (Sol_{cryo} \times c_{m2}) 10^{-6} \quad . \quad (5.4)$$

où c_{m2} dénote le coût du terrain en \$/m².

5.1.2 Coûts opérationnels

Les coûts d'opération (OPEX) sont séparés en dépense non-énergétique, $OPEX^{NE}$, et en coûts d'opération énergétique, $OPEX^E$ (électricité pour la cryocompression). Les coûts d'opération non-énergétique comprennent les salaires des employés et coûts indirects associés.

Le nombre d'heures salariées est estimé en supposant deux employés en tout temps (24h/7 jours) pour s'occuper d'une usine de liquéfaction d'une capacité de 100 tpj. Les besoins sont ajustés avec un facteur d'échelle de 0.25 [67] :

2. Si celui-ci est inclus, cela sera mentionné explicitement dans l'analyse.

$$Labeur \text{ [hr/an]} = 17520 \left(\frac{C}{100} \right)^{0.25} . \quad (5.5)$$

Toutefois, un minimum d'un employé salarié en tout temps est imposé (8760 hr/an), soit le nombre d'heures associées à une usine de ~ 5 tpj selon (5.5). Le salaire horaire utilisé est de 34.89\$/h et provient du «Bureau of Labor Statistics» [68]. Des frais administratifs et généraux de 50% sont ajoutés sur le prix du labeur pour tenir en compte des coûts associés à l'emploi, i.e. coûts administratifs, avantages sociaux, etc.

D'autres frais d'exploitation annuels, tous définis en pourcentage du TIC et du $CAPEX_{cryo}$ (voir tableau 5.1), sont ajoutés à l' $OPEX^{NE}$.

L' $OPEX^E$ découle directement du tarif d'électricité et de la demande en puissance électrique provenant du modèle physique de cryocompression à la section 4.2

5.2 Station de réfrigération

La station de réfrigération recomprime et refroidit le fluide, réchauffé au cours du superlien, afin de permettre une nouvelle section de superlien et prolonger la longueur du système. En termes du travail effectué (refroidissement et compression d'un liquide entre 30 K et 20 K ou d'un gaz entre 35 K et 65 K) et de la capacité (débit allant $\sim 3\text{-}50\text{+}$ tpj) nécessaire, il existe peu de produits/constructions équivalentes.

Afin de couvrir l'éventail des puissances de réfrigération désirées et permettre une comparaison validant (ou non) les valeurs obtenues, deux modèles économiques pour la station de réfrigération sont présentés. Le premier modèle (identifié comme le modèle «A» dans l'analyse) se fonde sur les investissements pour la réfrigération auxiliaire au CERN et le second (identifié comme modèle «B» dans l'analyse) est une adaptation du modèle de l'usine de cryo-compression présenté à la section 5.1.

5.3 Modèle «A» pour la station de réfrigération

Investissement initial

Le livre de Claudet *et al.* présente un modèle pour estimer le coût de systèmes de réfrigération basé sur l'expérience de construction des systèmes cryogéniques du CERN, qui possède plus

TABLEAU 5.1 Frais divers d'opération de l'usine de cryocompression [67].

Frais	
Assurance	1% $CAPEX_{cryo}$
Taxe de propriété	1% $CAPEX_{cryo}$
Licences et permis	0.1 % $CAPEX_{cryo}$
Opération, maintenance et réparation	1% TIC

d'une dizaine de réfrigérateurs de capacités allant de 0.8-18 kW @ 4.5 K [69]. Cette plage de puissance de réfrigération à 4.5 K ($P_{4.5K}$) définit la plage de validité du modèle.

L'équation suivante est élargie à d'autres températures cryogéniques et adaptée avec un facteur de redondance (f_{red}) pour la résilience que demande une infrastructure énergétique, à l'instar de Klöppel *et al.* [13]. Ainsi, l'investissement, pour une station de réfrigération du fluide, est :

$$CAPEX_{refrig} \text{ [M\$]} = 1.52 \text{M USD}_{1998} \times \frac{I_{2022}}{I_{1998}} \times f_{conv} \left(\dot{Q}_{4.5K} \times f_{red} \right)^{0.6}, \quad (5.6)$$

où $\dot{Q}_{4.5K}$ représente la puissance thermique équivalente à 4.5 K pour l'ajustement de la capacité de refroidissement aux systèmes du CERN, et les I indiquent toujours l'index CEPCI pour l'année en indice.

Le terme de puissance équivalente s'obtient en ajustant la puissance de refroidissement nécessaire (\dot{Q}) en fonction des coefficients de performance de réfrigération de Carnot (COP_T , relatif à une température ambiante de 25°C) :

$$\dot{Q}_{4.5K} = \dot{Q} \frac{COP_{4.5K}}{COP_{T_{moy}}} \quad (5.7)$$

où T_{moy} dénote la température moyenne d'extraction du froid.

Empreinte au sol

L'empreinte au sol de la station de cryoréfrigération est estimée avec un modèle de cryoréfrigérateur stirling dont les mensurations et la capacité sont connues pour la plage de température. Un facteur 3 est ajouté à la surface requise par unité pour prendre en compte les équipements auxiliaires nécessaires comme le circuit de refroidissement à l'eau. En intégrant le produit de la capacité du cryoréfrigérateur, $C(T)$, et de la différence d'enthalpie, Δh , entre la température

d'entrée (T_{in}) et sortie (T_{out}) du câble, on peut évaluer le nombre d'unités nécessaires (N_{unit}). Ainsi,

$$N_{unit} = \left[\left(\int_{T_{out}}^{T_{in}} C(T) (h(T + dT) - h(T)) dT \right) \cdot f_{red} \right] , \quad (5.8)$$

et la surface au sol requise est alors :

$$Sol_{refrig} = N_{unit} \times (3 \cdot Unit_{surface}) . \quad (5.9)$$

5.3.1 Modèle «B» pour la station de réfrigération

Le modèle «B» est adapté aux puissances de réfrigérations plus importantes que celles dans la plage de validité du modèle «A». et est une adaptation du modèle de l'usine de cryo-compression en amont (voir section 5.1). Le modèle de l'usine de cryo-compression définit les investissements et l'empreinte pour un procédé amenant l'hydrogène aux conditions ambiantes (T_a, P_a) à un état cryogénique (T_b, P_b) (voir figure 4.1). La station de réfrigération, elle, ne fait qu'une partie de ce travail en amenant l'hydrogène de son état de sortie «chaud» (T_c, P_c) à son état d'entrée dans le superlien (T_b, P_b) tel que $T_b \leq T_c$ et $P_b \geq P_c$.

Ce modèle de station de réfrigération considère que les investissements et l'empreinte au sol nécessaires pour la réfrigération de l'hydrogène de l'état (T_c, P_c) à l'état (T_b, P_b) sont égaux à ceux obtenus par le différentiel entre une première usine de cryo-compression, amenant l'hydrogène de l'état ambiant (T_a, P_a) à l'état cryogénique (T_b, P_b), et une seconde usine de cryo-compression, amenant l'hydrogène de l'état ambiant (T_a, P_a) à l'état cryogénique (T_c, P_c).

Investissement initial

Le modèle prévoit que les investissements nécessaires à la station de réfrigération sont les dépenses engendrées pour «passer» d'une usine de cryo-compression amenant l'hydrogène à un état cryogénique (T_c, P_c) à une usine de cryo-compression amenant l'hydrogène à un état cryogénique (T_b, P_b), plus froid que le premier. Ces coûts sont obtenus directement du modèle d'investissement pour l'usine de cryo-compression (en 5.4) :

$$CAPEX_{refrig} [\text{M\$}] = CAPEX_{cryo}(T_b, P_b) [\text{M\$}] - CAPEX_{cryo}(T_c, P_c) [\text{M\$}] \quad (5.10)$$

où $CAPEX_{cryo}(T, P)$ dénote les investissements pour une usine de cryo-compression amenant l'hydrogène ambiant aux conditions cryogéniques (T, P) .

Empreinte au sol

De manière analogue aux investissements, l'empreinte au sol est elle aussi la valeur du différentiel des empreintes de deux usines de cryo-compression. Toutefois, considérant que le modèle de cryo-compression est obtenu d'usines de liquéfaction construites dans des secteurs industriels, où l'espace est moins coûteux, une réduction de 40% est appliquée sur l'empreinte résultante pour intégrer des considérations spatiales associées à une station de réfrigération construite en milieu urbain. Ainsi, le modèle «B» de l'empreinte est donné par :

$$Sol_{refrig} [m^2] = (Sol_{cryo}(T_b, P_b) - Sol_{cryo}(T_c, P_c)) \cdot 0.6 \quad , \quad (5.11)$$

où $Sol_{cryo}(T, P)$ dénote l'empreinte au sol pour une usine de cryo-compression amenant l'hydrogène ambiant aux conditions cryogéniques (T, P) , obtenue de l'équation (5.3).

5.4 Superlien

5.4.1 Investissement initial

Câble

Le coût de l'âme est estimé en se basant sur les coûts de la matière première, qui découle du volume d'acier inoxydable ou cuivre imposé par le modèle physique (section 4.4.1). Pour une âme pleine en cuivre, le montant est ajusté en y intégrant un facteur multiplicatif de 3 afin de prendre en compte les dépenses et la marge de profit du manufacturier. Pour une âme en tuyau d'acier flexible, le prix est obtenu avec le modèle des coûts pour un tuyau corrugué de cryostat (voir 5.4.1).

L'approche est très similaire pour la matière isolante. Dans ce cas, le calcul est fait avec des estimations de coût volumique pour le ruban de Kapton et le PPLP.

Le coût des rubans HT_C est posé à 100 \$/kA/m, mais demeure un paramètre flexible avec un facteur permettant d'étudier l'impact des variations de prix sur les résultats du modèle. Le coût de la/des couches supraconductrices pour le transport de puissance électrique ($CAPEX_{phase}$) découle directement de la longueur de ruban nécessaire à la conception.

Pour un écran/neutre fait de cuivre, le coût est obtenu de la même manière que pour une âme de cuivre. Pour un écran/neutre fait de rubans supraconducteurs, le coût découle directement de la longueur de ruban nécessaire à la conception.

Le coût du câble est alors obtenu en sommant ses composantes individuelles et en ajoutant une marge de 15% pour l'assemblage³ :

$$CAPEX_{cable} [$/m] = (CAPEX_{\hat{a}me} + CAPEX_{neutre} + CAPEX_{Phase,HTC} + CAPEX_{isol}) \times 1.15 \quad . \quad (5.12)$$

Cryostat

Les coquilles flexibles d'acier inoxydable sont un produit spécialisé, de relativement petit volume de production, et vendu avec de grandes marges de profit. Il est supposé qu'une commande de plusieurs kilomètres de coquilles engendrerait une réduction considérable du coût de celles-ci. Afin de modéliser les investissements pour une certaine longueur, un facteur multiplicatif, à appliquer sur le coût du matériel nécessaire à la fabrication de la coquille (obtenu par le modèle physique présenté à la section 4.5), a été cherché. Un facteur multiplicatif de 14 a été retenu comme celui-ci résulte, pour un sous-ensemble de diamètres⁴, en un coût d'environ la moitié du prix de vente (à petite échelle) de coquilles similaires [70].

Des espaceurs en PTFE, qui assurent la séparation de la coque interne et externe du cryostat, sont intégrés aux investissements en supposant un coût proportionnel à $0.3 \times$ l'investissement pour les coquilles du cryostat⁵.

Ce modèle mène à un investissement total pour le cryostat, qui inclut les deux coquilles et les espaceurs, allant de 580 \$/m (pour une configuration coaxiale avec une conduite de 5 cm de diamètre interne) à 5.6 k\$/m (pour un cryostat de diamètre interne de 15 cm).

3. Dont 5-10% proviennent de pertes, au début et en fin des bobines, dans les machines d'assemblages.

4. Seul certains diamètres sont disponibles.

5. Cette proportion est inspirée des coûts relatifs montrés dans l'article de Klöppel *et al.* [13].

Installation

Les coûts pour l'installation (en 5.13) et les frais divers associées (en 5.14) sont tirés «The Techno-Economics of Hydrogen Pipeline» (TEoHP) (adaptés en CAD\$2022) [34]. Le modèle est une fonction du diamètre externe d d'un pipeline, dans notre cas, celui du superlien (SL), et est une relation empirique provenant de l'industrie des pipelines de gaz naturel. Les relations sont les suivantes :

$$Labeur_{pipeline} [\text{US\$2009/mile}] = -51.393 d^2 + 43523 d + 16171 \quad , \quad (5.13)$$

$$Divers_{pipeline} [\text{US\$2009/mile}] = 303.13 d^2 + 12908 d + 123245 \quad . \quad (5.14)$$

Ces relations, converties en CAD2022/m, sont exprimées pour le superlien comme $Labeur_{SL}$ et $Divers_{SL}$.

Le coûts total du superlien s'exprime comme la somme des coûts du cryostat, des écarteurs, du câble supraconducteur, du labeur et des frais encourus pour l'installation, i.e. :

$$CAPEX_{SL} [\text{M\$}] = L_{SL} (cryostat + \text{écarteurs} + CAPEX_{cable} + Labeur_{SL} + Divers_{SL}) \times 10^{-6} \quad , \quad (5.15)$$

où L_{SL} est la longueur en mètres du superlien.

5.4.2 Empreinte au sol

Le long du parcours du superlien, celui-ci possède une empreinte minimale. Il est considéré que le superlien serait installé sous terre et n'entraînerait pas de déclassement pour de potentiels câbles avoisinants puisqu'il n'émet pas de chaleur. Si nécessaire, une empreinte de 1.5 m de largeur sera considérée⁶.

6. Inspirée du droit de passage de 1.2 m (4 pieds) de [23].

5.5 Investissements annualisés

Afin de calculer les coûts annuels totaux, les investissements en capitaux sont annualisés ($CAPEX^{an}$) sur la durée du projet, n , posée à 30 ans, avec un taux d'actualisation, i , de 7% :

$$CAPEX^{an}[\text{M\$}/\text{an}] = CAPEX[\text{M\$}] \times \frac{i(1+i)^n}{((1+i)^n - 1)} \quad . \quad (5.16)$$

CHAPITRE 6 RÉSULTATS «HAUT-NIVEAU»

Cette section présente quelques résultats dits «haut-niveau», car elle fait l'analyse de sous-section du modèle et tente de décrire les tendances des coûts associées aux choix de conception sans pour autant plonger immédiatement dans les détails spécifiques. Elle comporte une analyse du modèle de l'usine de cryo-compression en amont, des modèles de la station de réfrigération, du profil des investissements pour des superliens et de la rentabilisation au niveau des rubans supraconducteurs. Elle se veut un préambule à la sélection de configurations spécifiques permettant une description plus approfondie du système énergétique présenté.

6.1 Usine de cryo-compression en amont

L'usine de cryo-compression en amont du superlien, soit celle qui amène l'hydrogène de l'état ambiant (suivant, par exemple, l'électrolyse) à l'état cryo-comprimé à l'entrée du système, est un investissement important qui peut être prohibitif dans les projets impliquant la liquéfaction de l'hydrogène. Les modèles énergétique et économique décrits aux sections 4.2 et 5.1 permettent d'apprécier l'ordre de grandeur des investissements nécessaires pour densifier l'hydrogène à transporter. Ces modèles prennent en entrée l'état de l'hydrogène à l'entrée du superlien (T_1 , P_1) et le débit journalier d'hydrogène cryo-comprimé (capacité de l'usine). La figure 6.1 présente l'investissement initial en capital (CAPEX) et les frais annuels d'opération de l'usine séparés en coûts non-énergétiques (employés, intérêts sur l'investissement initial, etc.) et en coûts énergétiques (i.e. l'électricité consommée¹).

On y voit la progression du prix, qui suit en bonne partie la courbe du travail minimal (pour une pression finale de 20 bar). Les coûts initiaux et d'opération subissent ainsi une baisse plus accentuée aux alentours du point critique (~ 33 K), et jusqu'à 40-45 K, où l'on pourrait considérer le «changement de phase» complété².

L'investissement pour refroidir l'hydrogène à 40 K (20 bar) est égal à environ 60% de celui requis pour refroidir le même débit à 20 K (20 bar). Ainsi, liquéfier 30 tpj à 20 K demande un investissement plus important que d'amener 50 tpj d'hydrogène à l'état supercritique à 40 K

1. Pour les besoins de la figure 6.1, le tarif «L» d'Hydro-Québec a été employé, i.e. 3.503 ¢/kWh et 13.779 \$/kW.

2. Comme le fluide est ici amené au-dessus de sa pression critique, le changement de phase y est continu au lieu de présenter une discontinuité dans le travail.

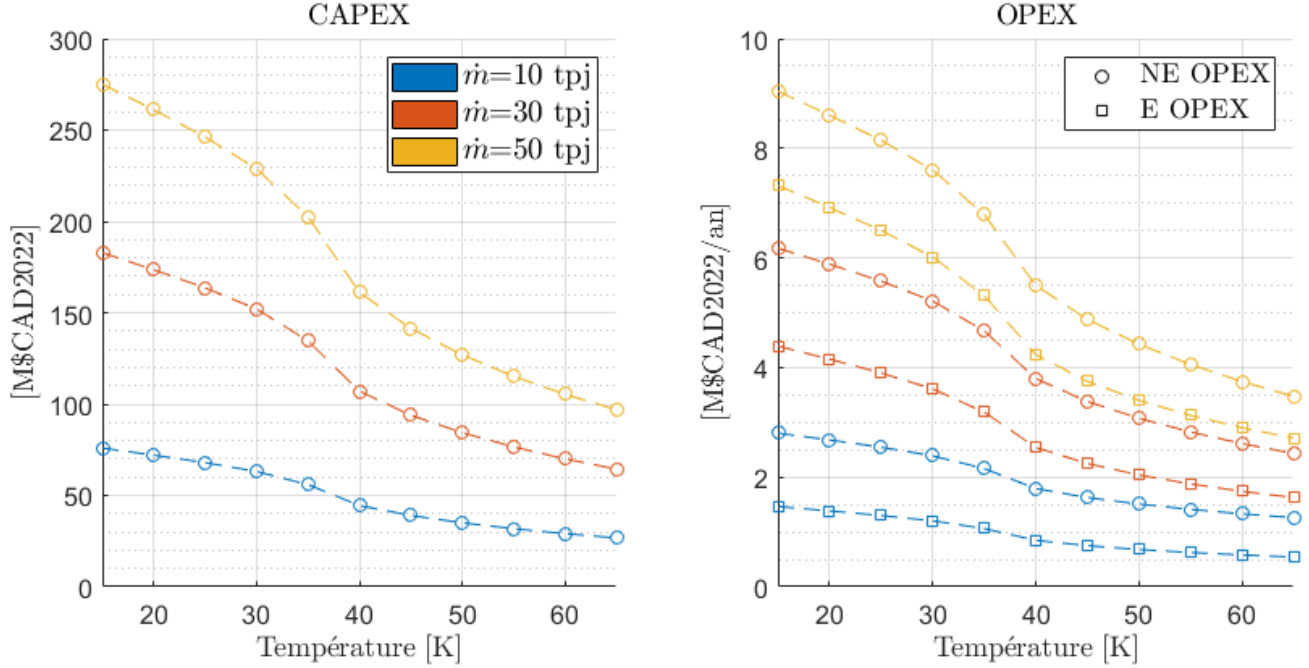


FIGURE 6.1 Investissement initial (CAPEX) pour l'usine de cryo-compression en amont d'un superlien et coûts d'opération annuel (OPEX), séparés en frais non-énergétique (NE) et en frais énergétique (E), et donnés en fonction du débits d'hydrogène refroidi (\dot{m}) et de la température de sortie de la cryo-compression (la pression de sortie étant posée à 20 bar).

(pour $P_{in} < 65$ bar).

Du côté des coûts d'opération, on y voit que l'OPEX^{NE} domine les coûts d'opération face à aux dépenses en électricité, qui atteignent environs 50%, 70% et 80% des frais de l'OPEX NE, en fonction des débits de 10, 30 et 50 tpj respectivement. La puissance électrique consommée pour la cryo-compression est présentée au tableau 6.1. Pour un débit assez grand, le modèle prévoit que les coûts électriques dépassent éventuellement les autre frais. Notons que, pour les usines de cryo-compressions considérées à la figure 6.1, les frais NE comprennent un montant de 3% sur l'investissement initial (voir tableau 5.1) qui domine l'OPEX^{NE} duquel ils représentent entre 64-91% de la somme. La sommes des coûts d'opération annuels (OPEX^{NE} + OPEX^E) représentent en moyenne 1/16ième de l'investissement initial.

La figure 6.2 présente l'empreinte au sol de l'usine de cryo-compression en amont. À 45 K, l'usine nécessite ~ 63 % de l'espace requis pour une liquéfaction à 20 K. À 65-70 K, température de l'azote liquide, cette fraction tombe à 50 %.

TABLEAU 6.1 Puissance consommée par la cryo-compression [MW].

	10 tpj	30 tpj	50 tpj
20 K	4.3	13.0	21.7
40 K	2.4	7.1	11.9
60 K	1.4	4.2	7.0

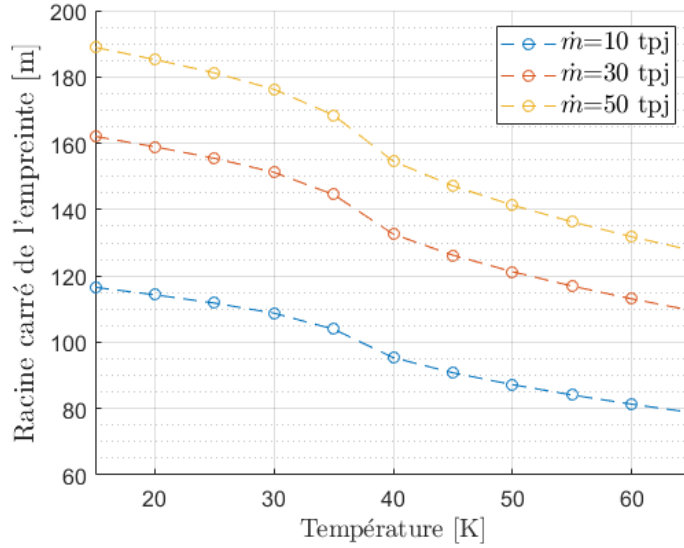


FIGURE 6.2 Racine carrée de l'empreinte au sol (arrête du carré équivalent) de l'usine de cryo-compression en amont du superlien en fonction du débit journalier d'hydrogène et de la température de sortie de la cryo-compression (égale à la température d'entrée dans le superlien).

Notons que les investissements pour le terrain ne sont pas comptabilisés dans les valeurs de CAPEX données.

6.1.1 Autonomie cryogénique

L'autonomie cryogénique, abordée à la section 4.6, définit la distance maximale d'une configuration de superlien avant qu'une des conditions limites (T_{max} ou P_{min}) soit atteintes. Elle dépend des intrants de chaleur, de la plage d'opération et du débit d'hydrogène. Ces deux derniers, la plage d'opération et le débit, définissent l'enthalpie disponible, i.e. la réserve thermique de froid.

Il est pratique de séparer le superlien en tant que «pipeline» cryogénique et câble électrique. Ainsi, *l'autonomie cryogénique à courant nul* (L_0) décrit le système thermique sans le coupler

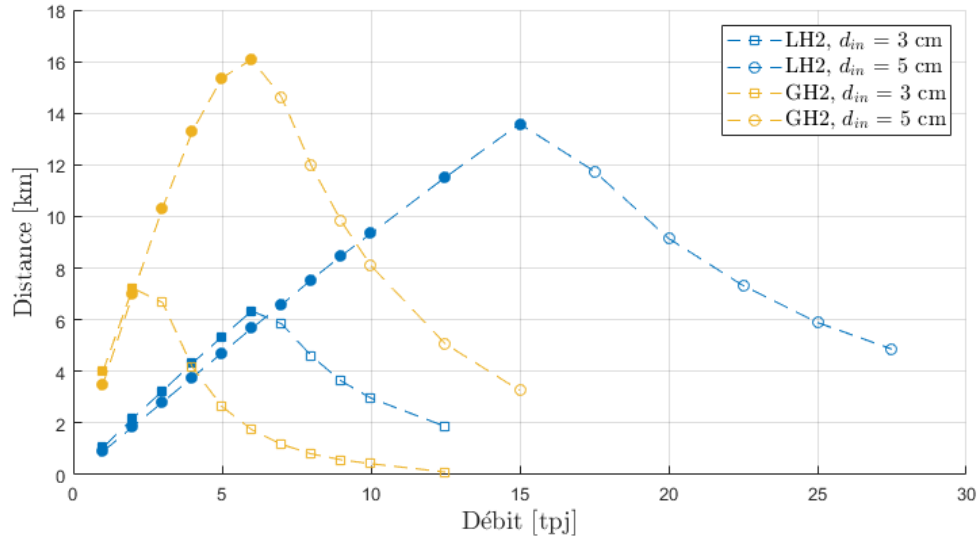


FIGURE 6.3 Autonomie cryogénique à courant nul en configuration coaxiale (25kV) en fonction de la plage d’opération (hydrogène liquide ou gazeux/supercritique). Les marqueurs vides identifient les autonomies freinées par les pertes de pression.

aux pertes électriques du câble en posant un courant nul dans le câble (i.e. $\dot{q}_{AC} = 0$ W/m). Les intrants de chaleurs (\dot{q}_{ext} et \dot{q}_{frot}) sont alors seulement associés à la géométrie du superlien (type de configuration, diamètre interne/externe, etc.) ou au fluide transmis (débit, densité, viscosité).

La figure 6.3 présente l’autonomie cryogénique à courant nul de superliens en configuration coaxiale. Ces superliens ont un canal d’hydrogène central de diamètre interne de 3 ou 5 cm et transmettent, sous forme liquide ou gazeuse/supercritique, un débit d’hydrogène allant de 1-30 tpj (1.39-41.7 MW). La figure illustre la réponse caractéristique des deux phases et les concepts clés de l’écoulement. L’autonomie plus importante, à petit débit, des superliens d’hydrogène gazeux provient de la plus grande plage d’enthalpie permise (voir section 6.1.1).

L’augmentation du débit accroît aussi l’enthalpie disponible (réservoir de froid) et donc l’autonomie cryogénique jusqu’à ce que les pertes par frottement, proportionnelles à la vitesse d’écoulement au carré, viennent contrebalancer l’augmentation du froid disponible. Quand la pression de sortie devient le facteur limitant pour l’autonomie ou lorsque la chaleur générée par le frottement du fluide devient trop importante (env. 4-5 W/m), le lien est «étouffé» par le débit.

La faible densité de l'hydrogène gazeux/supercritique, en comparaison avec l'hydrogène liquide, joue en sa défaveur sur ce point ; le fluide doit s'écouler plus rapidement et un effet d'entraînement (la baisse de pression force l'augmentation de la vitesse) vient étouffer l'autonomie à plus haut débit.

Bien que ces concepts soient vrais pour tout lien supraconducteurs, en particulier l'étouffement de l'autonomie, ceux-ci sont d'une plus grande importance dans le contexte d'un lien supraconducteur où le réfrigérant est aussi un vecteur énergétique. Ainsi, dans un superlien, le débit d'hydrogène n'est pas minimisé, contrairement à un câble supraconducteur conventionnel. Toutefois, l'étouffement vient restreindre le puissance d'hydrogène transmissible. De plus, si le superlien est employé dans un contexte urbain, l'empreinte de la station de réfrigération pourrait être prohibitive, et seule l'autonomie décrite serait accessible comme distance (voir section 6.2).

Ainsi, pour un superlien d'une certaine longueur, il y a un débit minimal et un débit maximal qui délimitent une plage d'opération en débit, et qui fixent donc la flexibilité d'opération du superlien. Cette plage d'opération permet aussi de s'ajuster à une charge thermique variable provenant, par exemple, des pertes électriques.

Transition de phase supercritique

La «transition de phase supercritique» réfère à la forte variation d'enthalpie disponible en augmentant la température de l'hydrogène supercritique autour du point critique ($P=13$ bar, $T=33$ K). Elle est analogue à l'enthalpie de changement de phase qui devient un processus «continu» en «contournant» le point critique (voir le diagramme de phase à la figure 4.2 et la figure de la variation d'enthalpie dans l'annexe A). Au tableau 6.2 a), on peut voir que, pour un même écart de température ($\Delta T = 10$ K) et de pression, le fluide entrant à 35 K subit une augmentation d'enthalpie (égale à la colonne \dot{Q}_{super}) environs 50% plus importante que pour le fluide entrant à 40 K, ce qui lui octroie, avant le régime d'étouffement, environs 50% plus d'autonomie. On peut donc voir un régime d'opération près du point critique comme une méthode d'intégrer partiellement l'enthalpie de changement de phase tout en gardant un fluide «mono-phasique» et ainsi accroître l'autonomie. Toutefois, il est possible que ce type de fluide représente une difficulté technologique (ex. : pour un compresseur).

Rendement sur l'enthalpie

La puissance que le superlien injecte dans le fluide (\dot{Q}_{super}) est définie comme la somme de la puissance calorifique entrant dans l'hydrogène au cours de son trajet dans un superlien (à courant nul). Il s'agit donc de la somme de la chaleur entrant par la paroi (\dot{q}_{ext}) et de la chaleur de frottement (\dot{q}_{frot}) avec la paroi. Cette puissance injectée, \dot{Q}_{super} , est égale au débit d'enthalpie consommée ($\dot{m}\Delta H$ où $\Delta H = H_{out} - H_{in}$).

La figure 6.4 présente, dans la rangée du haut, l'autonomie cryogénique à courant nul de deux conceptions triaxiales, en fonction du débit d'hydrogène, pour différentes plages d'opération (T_{in} et ΔT). On y voit le même comportement de débit minimal et maximal (pour une certaine distance) qu'à la figure 6.3. Dans la rangée du bas de la figure 6.4, la puissance totale que le superlien injecte dans le trajet (\dot{Q}_{super}), égale à l'enthalpie consommée ($\dot{m}\Delta H$), est divisée par l'autonomie cryogénique à courant nul (L_0). Le ratio \dot{Q}_{super}/L_0 indique donc la puissance injectée par kilomètre parcouru (en moyenne). On y voit que le ratio commence par un plateau (la puissance injectée et l'autonomie cryogénique sont donc plutôt proportionnelles) suivi d'une hausse rapide autour du point d'autonomie maximale (figure du haut). Les débits plus élevés que le point d'inflexion rentabilisent moins, en distance parcourue, le travail de réfrigération et donc l'investissement pour la station de réfrigération.

6.2 Station de réfrigération

La station de réfrigération fait un travail de cryo-compression. Elle re-refroidit et re-comprime l'hydrogène qui s'est réchauffé le long d'une section de superlien afin d'accroître la longueur du superlien en y ajoutant une nouvelle section (voir la figure 4.1). La puissance qu'elle consomme, son coût et son empreinte au sol dépendent de l'état d'entrée (i.e. à la sortie de la section de superlien en amont) et de l'état de sortie (à l'entrée d'une nouvelle section de superlien en aval) de l'hydrogène dans le système de réfrigération. Ainsi, ces valeurs (puissance, CAPEX, OPEX, empreinte au sol) sont définies pour une paire d'états (P_{in} , T_{in} , P_{out} , T_{out}) et un débit (\dot{m}), ce qui vient accroître la complexité de leur description. Le modèle d'écoulement est donc employé pour lier des paires d'états d'entrée et de sortie et dans un contexte d'opération. Ainsi, un ensemble de conditions d'entrées du superlien (P_{in} , T_{in} , \dot{m}) et une configuration de superlien peuvent définir un second état (et une distance, voir section 6.1.1) pour établir les coûts associés à la station de réfrigération.

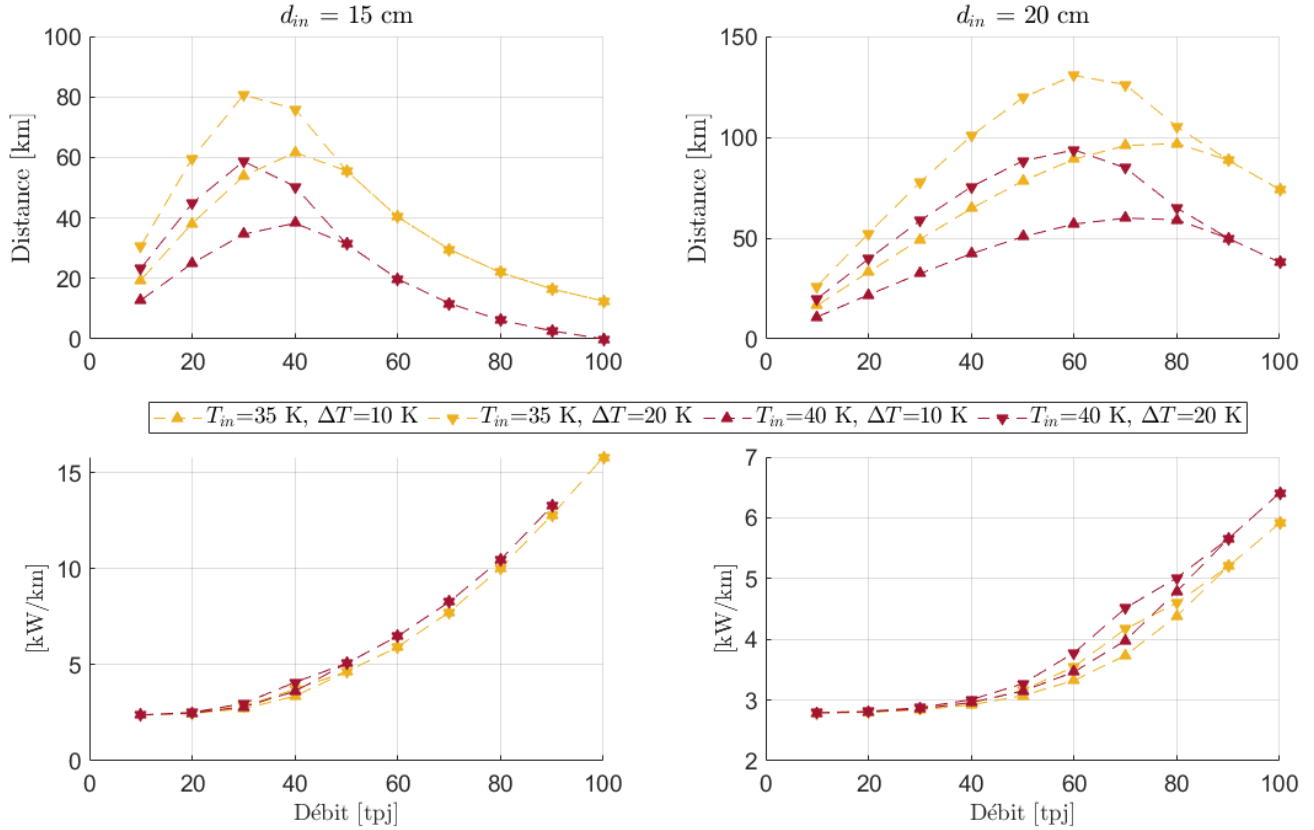


FIGURE 6.4 En haut : Autonomie cryogénique à courant nul (L_0) pour deux conceptions triaxiales à 49 kV ($d_{in} = 15$ cm et $d_{in} = 20$ cm) en fonction de la plage d'opération (T_{in} et ΔT). En bas : puissance injectée dans le fluide par son trajet divisée par l'autonomie cryogénique à courant nul (\dot{Q}_{super}/L_0).

Le large éventail de puissances de réfrigération et de températures d'opération considérées, qui nécessite l'extrapolation de modèles existants, ont mené à la considération de deux modèles pour l'estimation de l'empreinte au sol et des investissements requis. Ceux-ci sont comparés à la sous-section 6.2.

Les tableaux 6.2 et 6.3 présentent les informations relatives aux stations de réfrigération pour un superlien coaxial de 25 kV avec un canal d'hydrogène de diamètre interne de 5 cm (Tab. 6.2) et un superlien triaxial de 49 kV dans un cryostat de 15 cm diamètre interne (Tab. 6.3). Ces deux liens, qui représentent les deux «paradigmes» considérés, sont explorés à travers deux plages d'opération chacun et un ensemble de débits d'hydrogène. Les trois tableaux décrivent : a) l'autonomie et les conditions de sortie du fluide, b) la puissance de réfrigération et c) les investissements associés.

Les tableaux 6.2 et 6.3 a) fournissent une information complémentaire (autonomie cryogénique à courant nul, état de sortie du superlien et puissance que le superlien injecte dans le fluide). Ces éléments permettent d'accroître la compréhension du système et d'identifier les régimes d'opération inadéquats. Par exemple, on voit au tableau 6.2 a) que, pour un débit de 10-15 tpj d'hydrogène supercritique, en accord avec la figure 6.3, la conduite d'hydrogène est étouffée (voir les cases rouges). L'autonomie y diminue rapidement, la pression de sortie baisse drastiquement et la puissance injectée «explose» (en liquide, la saturation du superlien arrive autour de 15 tpj, pour un maximum d'environ 20 MW d'hydrogène). Le même scénario se produit dans la configuration triaxiale du tableau 6.3 à 60 tpj.

Les tableaux 6.2 et 6.3 b) présentent la puissance d'hydrogène véhiculée en MW (P_{H2}), la puissance électrique requise pour la réfrigération en MW (P_{refrig}) et les puissances de réfrigérations équivalentes employées dans les modèles pour les investissements, i.e. la puissance de réfrigération équivalente à 4.5 K en kW ($P_{4.5K}$) et la puissance équivalente de liquéfaction en tpj (P_{LH2}). Ces deux dernières puissances permettent de situer la station de réfrigération sur l'intervalle de confiance des deux modèles (voir la section 6.2). La puissance équivalente de liquéfaction est aussi révélatrice de l'importance de la réfrigération requise.

Les tableaux 6.2 et 6.3 c) présentent d'abord les investissements associés selon le modèle du CERN ($P_{4.5K}$, CAP_A) et le modèle de l'usine de liquéfaction «équivalente» (P_{LH2} , CAP_B), et ensuite la racine de l'empreinte au sol, selon le modèle de la machine basse puissance répétée ($\sqrt{Sol_A}$) ou le modèle de l'usine de liquéfaction «équivalente» ($\sqrt{Sol_B}$)³.

Discussion sur les modèles

Le premier modèle, provenant d'un document du CERN (1999), est basée sur des systèmes cryogéniques de capacités allant de 0.8-18 kW à 4.5 K. Le second modèle est une réutilisation de celui de l'usine de cryo-compression en amont, qui repose sur le modèle HDSAM. Ce dernier se base sur des unités de liquéfaction d'hydrogène existantes, sous-entendant une zone de confiance accrue pour les capacités allant de 3-55 tpj⁴.

3. Note : Je dois aller clarifier ça au niveau du modèle et y référer ici les sections respectives.

4. Cette zone de confiance est une conjecture à partir des usines de liquéfaction existantes, voir la section de revue de littérature sur les usines de liquéfaction d'hydrogène 2.2.5.

TABLEAU 6.2 Station de réfrigération pour un superlien coaxial 25 kV, $d_{in} = 5$ cm ($P_{in} = 20$ bar, $T_{in} = 20$ K ou 35 K). Le tableau a) donne les informations sur le parcours : autonomie cryogénique à courant nul (L_0), pression et température du fluide à la sortie du superlien (P_{out} , T_{out}), puissance thermique que le parcours injecte dans le fluide (\dot{Q}_{super}). Le tableau b) donne les informations sur les puissances : puissance véhiculée en hydrogène (P_{H2}), puissance de la station de réfrigération (P_{refrig}), la puissance de réfrigération équivalente à 4.5 K ($P_{4.5K}$) et la puissance équivalente de liquéfaction d'hydrogène (P_{LH2}). Le tableau c) donne les informations relatives aux investissements et l'espace requis : CAPEX pour le modèle CERN (CAP_A), CAPEX pour le modèle de l'usine de liquéfaction équivalente (CAP_B), la racine de l'empreinte modèle A ($\sqrt{sol_A}$) et la racine de l'empreinte modèle B ($\sqrt{sol_B}$).

a)

	L_0 [km]		P_{out} [bar]		T_{out} [K]		\dot{Q}_{super} [kW]	
	20 K	35 K	20 K	35 K	20 K	35 K	20 K	35 K
3 tpj	2.8	10.3	19.9	19.0	29.9	49.9	4.7	18.2
5 tpj	4.7	15.4	19.7	14.9	29.9	49.9	8.0	31.8
10 tpj	9.3	9.5	17.1	3.5	30.0	49.9	16.1	70.7
15 tpj	13.6	4.6	9.9	4.6	30.0	43.5	25.0	83.2

b)

	P_{H2} [MW]	P_{elec} [MW]		$P_{4.5K}$ [kW]		P_{LH2} [tpj]	
		20 K	35 K	20 K	35 K	20 K	35 K
3 tpj	4.2	0.2	0.4	0.8	1.7	0.5	1.0
5 tpj	6.9	0.3	0.7	1.4	3.0	0.8	1.9
10 tpj	13.9	0.6	2.1	2.7	6.6	1.6	5.8
15 tpj	20.8	1.0	2.6	4.3	8.4	2.7	7.3

c)

	CAP_A [M\$]		CAP_B [M\$]		$\sqrt{sol_A}$ [m]		$\sqrt{sol_B}$ [m]	
	20 K	35 K	20 K	35 K	20 K	35 K	20 K	35 K
3 tpj	5.4	8.5	3.4	8.2	10.1	12.1	18.8	30.9
5 tpj	7.4	11.9	5.1	13.9	13.0	15.7	22.1	38.5
10 tpj	11.3	19.2	9.2	39.8	18.4	22.8	27.7	62.7
15 tpj	14.7	22.2	14.3	44.4	22.8	26.8	33.1	62.5

TABLEAU 6.3 Station réfrigération pour superlien un triaxial 49 kV, $d_{in} = 20$ cm ($P_{in} = 20$ bar, $T_{in} = 35$ K ou 40 K). Le tableau a) donne les informations sur le parcours : autonomie cryogénique à courant nul (L_0), pression et température du fluide à la sortie du superlien (P_{out} , T_{out}), puissance thermique que le parcours injecte dans le fluide (\dot{Q}_{super}). Le tableau b) donne les informations sur les puissances : puissance véhiculée en hydrogène (P_{H2}), puissance de la station de réfrigération (P_{refrig}), la puissance de réfrigération équivalente à 4.5 K ($P_{4.5K}$) et la puissance équivalente de liquéfaction d'hydrogène (P_{LH2}). Le tableau c) donne les informations relatives aux investissements et l'espace requis : CAPEX pour le modèle CERN (CAP_A), CAPEX pour le modèle de l'usine de liquéfaction équivalente (CAP_B), la racine de l'empreinte modèle A ($\sqrt{sol_A}$) et la racine de l'empreinte modèle B ($\sqrt{sol_B}$).

a)

L_0 [km]		P_{out} [bar]		T_{out} [K]		\dot{Q}_{super} [kW]	
35 K	40 K	35 K	40 K	35 K	40 K	35 K	40 K

10 tpj	19.5	12.8	19.9	19.9	45.0	50.0	46.4	30.6
20 tpj	38.2	25.0	19.2	19.2	45.0	50.0	94.0	62.3
40 tpj	61.7	38.3	13.6	13.9	45.0	50.0	207.4	138.4
60 tpj	40.3	19.8	11.6	13.3	39.7	44.6	239.0	128.6

b)

P_{H2} [MW]	P_{refrig} [MW]		$P_{4.5K}$ [kW]		P_{LH2} [tpj]	
	35 K	40 K	35 K	40 K	35 K	40 K

10 tpj	13.9	1.0	0.5	4.6	2.6	2.7	1.4
20 tpj	27.8	2.0	1.1	9.4	5.4	5.5	3.0
40 tpj	55.6	4.9	2.9	20.6	12.0	13.5	8.1
60 tpj	83.3	6.5	3.3	25.6	11.9	17.8	9.1

c)

CAP_A [M\$]		CAP_B [M\$]		$\sqrt{sol_A}$ [m]		$\sqrt{sol_B}$ [m]	
35 K	40 K	35 K	40 K	35 K	40 K	35 K	40 K

10 tpj	15.5	11.1	17.0	9.5	21.1	14.5	39.2	29.9
20 tpj	23.6	17.0	30.3	17.2	29.8	20.6	49.0	37.7
40 tpj	38.0	27.4	65.3	40.1	43.1	29.8	67.5	54.6
60 tpj	43.2	27.3	78.7	42.1	48.8	30.5	70.8	52.9

La colonne $P_{4.5K}$ des tableaux 6.2 et 6.3 b) permet alors de comparer la capacité de réfrigération de la station avec la capacités des équipements à la base des modèles. Le code de couleur indique si la puissance de réfrigération se trouve dans l'intervalle de confiance du modèle (vert : oui, jaune : limitrophe, rouge : non).

Aux tableaux 6.2 c) et 6.3 c), les investissements (CAP_A et CAP_B) sont comparés : les cases vertes soulignent la concordance des deux modèles à plus ou moins 25% et les rouges marquent une variation de l'ordre de 50% (et la jaune entre 25 et 50%). On y voit qu'en investissements, les deux modèles sont, le plus souvent, en bonne concordance, ce qui permet d'avoir une certaine confiance dans les résultats obtenus. Les régimes pour lesquels la divergence est la plus grande sont ceux pour lesquels un des modèles est utilisé en-dehors de sa plage de validité (ex. : tableaux 6.2 b) et c) à 3-5 tpj et 6.3 b) et c) à 40-60 tpj), ou bien ceux qui sont considérés comme inadéquats (ex. : tableaux 6.3 a) et c) à 60 tpj), particulièrement en régime supercritique étouffé).

Au tableau 6.2 c), pour l'hydrogène liquide, la colonne de l'empreinte au sol du modèle A ($\sqrt{Sol_A}$) est en moyenne égale à 62% de celle du modèle B ($\sqrt{Sol_B}$) et, pour l'hydrogène supercritique, le même ratio est en moyenne de 40%⁵. Au tableau 6.3 c), pour l'hydrogène supercritique entrant à 35 K, la colonne de l'empreinte au sol du modèle A ($\sqrt{Sol_A}$) est en moyenne égale à 62% de celle du modèle B ($\sqrt{Sol_B}$) et, pour l'hydrogène entrant à 40 K, le même ratio est en moyenne de 54%⁶. Les deux modèles d'empreinte divergent donc assez pour imposer la sélection d'un modèle. Le modèle A, qui est basé sur la répétition d'une unité basse puissance, se trouve en dehors de sa plage de validité pour pratiquement tous les régimes considérés⁷. Le modèle B, inspiré de l'empreinte d'usine de liquéfaction (mais réduit de 40% pour traduire les considérations d'espace), est pratiquement toujours dans sa zone de validité et présente toujours des valeurs plus importantes. Il sera donc utilisé pour le reste de l'analyse.

5. À noter que les valeurs données décrivent l'arête d'un carré. En unité de surface, les ratios deviennent respectivement 39% et 16%.

6. En unité de surface, ces ratios deviennent respectivement 39% et 29%.

7. La «puissance» du modèle d'empreinte A n'est pas donnée dans les tableaux. Elle prend la forme d'un nombre d'unités en série et l'usage raisonnable du modèle prend la forme d'un nombre maximal d'unités en série (ex. : 40 unités). Dans ce cas, le modèle est «raisonnable» pour un débit de 3 tpj, mais ce régime d'opération est écarté pour d'autres considérations.

Empreinte au sol de la réfrigération

L’empreinte au sol de la station de réfrigération est importante. En effet, l’un des forts attraits technico-économique à utiliser des CTSC en milieu urbain est que ceux-ci peuvent y libérer de l’espace en transportant la puissance électrique à basse tension et ainsi éviter une station de transformation encombrante en ville. Toutefois, les empreintes présentées aux tableaux 6.2 c) et 6.2 c) (modèle B) sont des surfaces équivalent à des carrés d’arêtes allant de 18 m à plus de 50 m. À titre de comparaison, un terrain de soccer couvre l’équivalent en surface d’un carré de 85 m d’arête. Un carrée de 20 m d’arête représente 6% de cette surface alors qu’un carrée de 50 m représente 35%. Ainsi, pour les haut débits d’hydrogène considérés, la puissance de réfrigération requise, équivalente à la liquéfaction de plusieurs tonnes par jour, possède l’empreinte au sol d’une petite usine. Cette empreinte peut être prohibitive, ou alors très coûteuse, à construire en milieu urbain, en opposition avec le paradigme de CTSC urbains «usuels» (pour lesquels la température de réfrigération est plus élevée et le débit de réfrigérant minimisé). La station de réfrigération n’est toutefois pas strictement nécessaire à l’extrémité sortante (pour l’hydrogène) du superlien. L’hydrogène y est toujours froid et dense et pourrait/devrait idéalement être «consommé» à la fin d’une section en milieu urbain.

6.3 Valorisation du froid

Cette section aborde la ré-extraction de l’énergie investie à la cryo-compression de l’hydrogène par le froid livré au sein du fluide cryogénique acheminé. D’un point de vue exergique, la récupération de cette énergie est la plus efficace en considérant une machine thermique entre le bassin de froid (hydrogène cryogénique livré) et la bassin de chaud (ex. : air ambiant ou système nécessitant une réfrigération à plus haute température) (voir 2.2.5). En supposant une machine thermique avec un rendement exergétique de 45%, la part de l’énergie électrique initiale de cryo-compression pouvant être ré-extraite du fluide cryogénique à sa sortie du superlien est d’environ 14 à 10%. Cette fraction, relativement maigre, ne motive probablement pas les investissements requis pour l’infrastructure nécessaire à sa récupération, à moins peut-être de transiter un très fort débit d’hydrogène cryogénique (plus d’une centaine de tpj).

6.4 Profil des coûts de superliens

Cette section présente le profil de dépense de deux superliens : un lien coaxial transportant de l’hydrogène liquide et un lien triaxial transportant de l’hydrogène supercritique. Elle souligne les différences marquées entre les profils d’investissements et les parts les plus importantes

pour chacune des conceptions. Notons que la conception coaxiale présentée est aussi décrite en détail dans la fiche détaillée de la figure 7.1.

La figure 6.5 présente les investissements pour un km de superlien dans les deux configurations. On y voit d’abord, les différentes importances relatives des composantes (ex. : cryostat vs câble supraconducteur) et des éléments névralgiques de chaque conceptions. Dans la conception coaxiale présentée (en haut), le câble supraconducteur est l’investissement le plus significatif, lui même dominé par le coût des rubans supraconducteurs HT_C . Quoique de plus basse tension, le diélectrique y est plus significatif que pour la conception triaxiale. Le matériel plus onéreux (kapton) et les plus grands rayons des couches de diélectrique sont à la source de ces coûts plus élevés. Les investissements y suivent ainsi le paradigme de puissance du CTSC «conventionnel», en étant dominés par le CTSC lui même (très grande puissance électrique) et les investissements pour le cryostat, proportionnels à la section accordée à l’hydrogène, y sont moins significatifs («petit» débit de fluide cryogénique).

Les investissements pour la conceptions triaxiale (en bas), quant à eux, suivent davantage le paradigme du «pipeline froid», dans lequel la puissance en hydrogène devient plus significative. En effet, le cryostat peut constituer dans ce cas la plus grande part des investissements, légèrement plus élevée que la part pour le câble supraconducteur. Pour ce dernier, les investissements sont répartis presque également entre les phases portant le courant et les écrans, contrastant avec la conception coaxiale, où l’écran/neutre n’est pas un investissement significatif. Ainsi, une forte fraction des rubans supraconducteurs du câble ne sont pas directement utilisés pour transmettre de la puissance électrique.

6.5 Rendement sur les rubans

La figure 6.6 présente le coût du courant critique ($\$/kA/m$) des rubans supraconducteurs⁸ étudiés en fonction de leur température et du champ magnétique ressenti. Elle expose que le coût du courant critique diminue de moitié entre les températures des systèmes à l’azote liquide (65-70 K) et 40-50 K. Ce gain, qui est d’autant plus marqué à fort champ magnétique, est d’abord très accentué jusqu’aux environs de 50 K, puis plus modéré jusqu’à 30 K. Pour un lien à l’hydrogène supercritique, il suggère un intérêt significatif d’une conception de câble à $T_{max} \approx 50$ K pour la rentabilisation de l’investissement en rubans supraconducteurs.

8. Les prix au mètre des rubans sont basés sur un prix moyen de 100 $\$/kA/m$ @ 77 K.

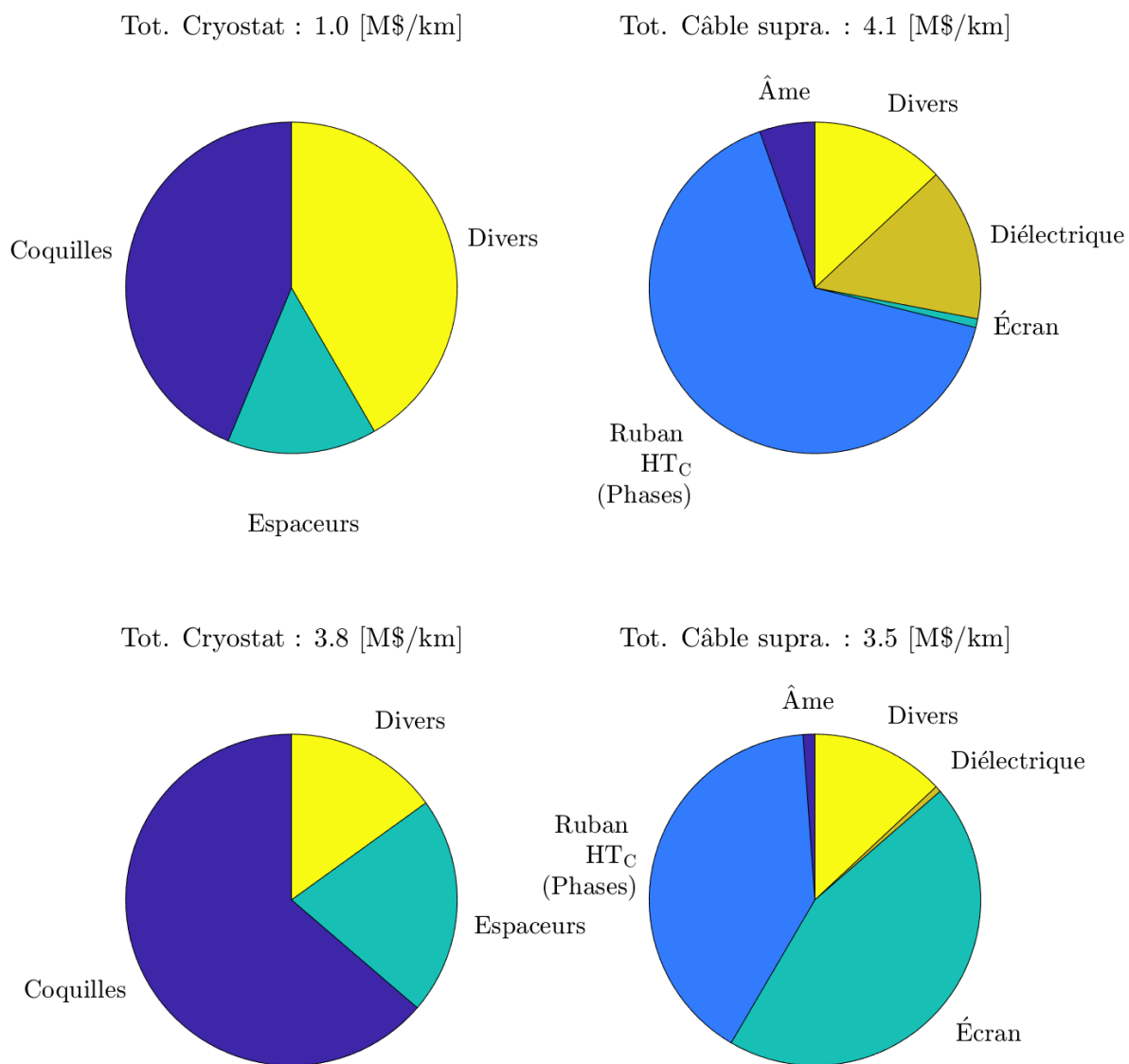


FIGURE 6.5 Montant des investissements pour un kilomètre de superlien. En haut, un superlien coaxial de 25 kV ($T_{max}=30$ K) avec un canal interne de 5 cm. En bas, un superlien triaxial de 49 kV ($T_{max}=45$ K) avec des phases de deux couches et un canal interne de 15 cm.

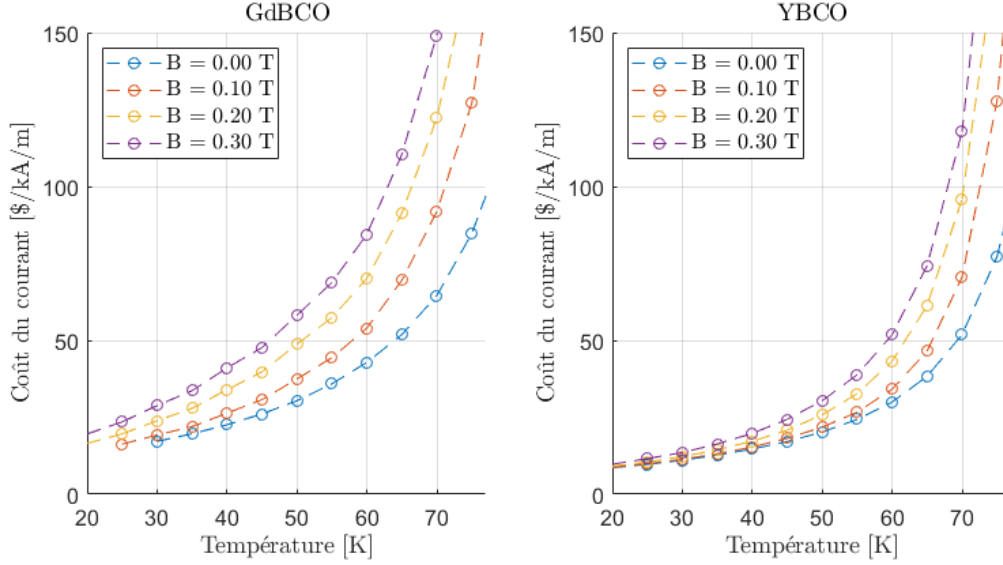


FIGURE 6.6 Coût du courant critique en \$/kA/m en fonction de la température pour plusieurs valeurs de champ magnétique ressenti. À gauche, pour les rubans supraconducteurs GdBCO, et à droite, pour les rubans supraconducteurs YBCO.

La figure 6.7 compare la densité critique des deux types de rubans en affichant le rapport $J_{C, GdBCO}/J_{C, YBCO}$ en fonction de la température pour différentes valeurs de champ magnétique. D'un rapport $J_{C, GdBCO}/J_{C, YBCO}$ de 0.6 aux températures de systèmes à l'azote (70 K), celui-ci devient de ~ 0.4 et moins pour les températures inférieures à 50 K aux champs magnétiques impliqués par la conception. Cette analyse suggère que, pour les prix de références utilisés, les rubans YBCO sont plus avantageux pour les plages de températures étudiées.

6.5.1 Rendement décroissant sur les couches

La figure 6.8 présente le coût du courant critique (\$/kA/m) des rubans supraconducteurs en fonction de la couche sur laquelle ils se trouvent. Ainsi, pour une même phase, l'ajout d'une couche (qui sont approximativement toutes de même section) augmente le courant critique de la phase. Le gain en courant critique par l'ajout d'une n -ième couche (ΔI_{cn}) n'y est toutefois pas uniforme : le gain incrémental diminue avec le nombre de couche.

En effet, la hausse du courant transmis à un rayon donnée augmente le champ magnétique ressenti à ce rayon, ce qui a pour effet de diminuer la densité de courant critique de la couche.

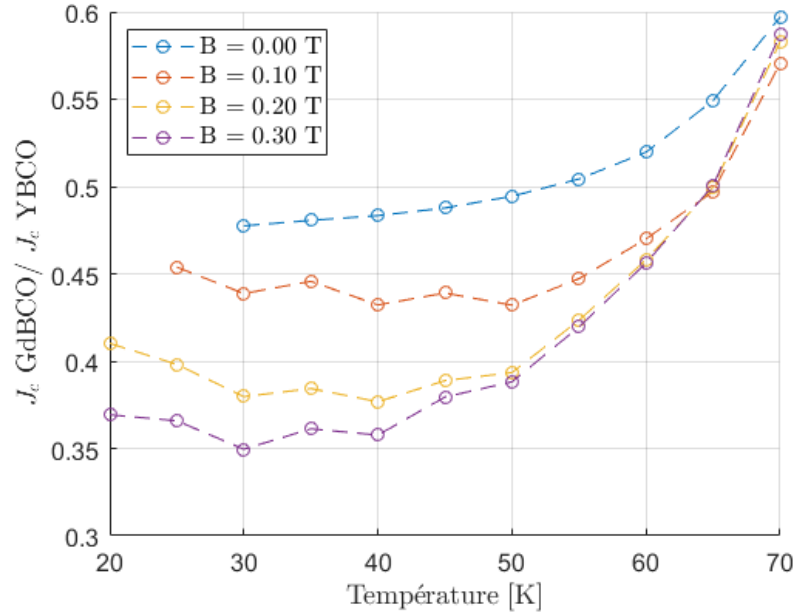


FIGURE 6.7 Rapport de la densité critique des rubans GdBCO et YBCO en fonction de la température.

De ce phénomène découle, d'un point de vue financier, une hausse du coût du courant critique ou, de manière complémentaire, un rendement décroissant, en $\text{kA}\cdot\text{m}/\$$, sur les couches ajoutées.

Cet effet de rendement décroissant est présenté à la figure 6.8, en fonction de la température, pour un câble en configuration triaxiale. On y voit clairement la hausse du coût du courant critique (en $\text{kA}/\$$) avec l'ajout de couches. La figure révèle aussi que, par exemple, à la quatrième couche, le gain en courant critique par ruban ajouté y est la moitié de ce qu'il est à la première couche. Dans un système tel que le coût des rubans supraconducteurs domine fortement les investissements, cette baisse de rendement est à considérer avec soin dans la conception. En effet, l'on verra à la section 7.3 qu'il peut être justifié d'investir dans un plus grand nombre de couches pour le transport de puissance électrique malgré la réduction du rendement sur les rubans.

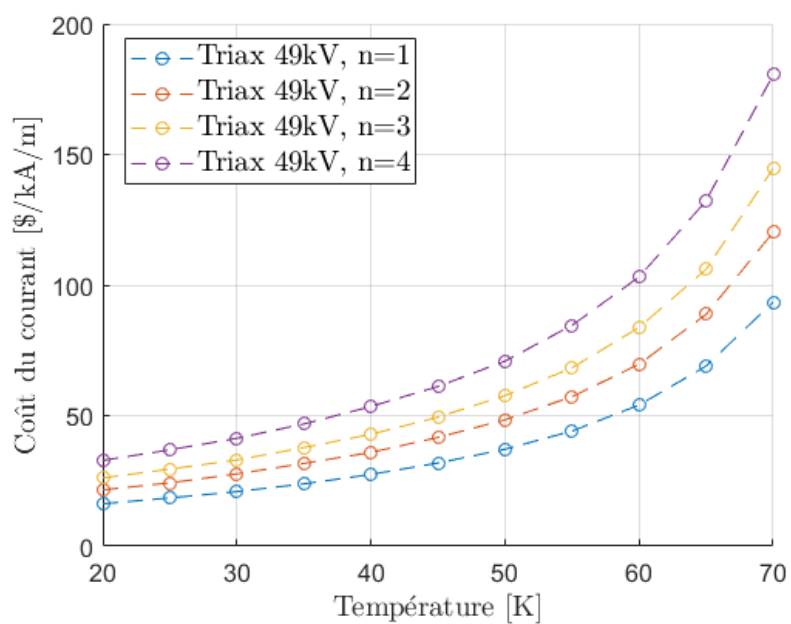


FIGURE 6.8 Coût du gain en courant critique (\$/kA/m) pour chaque couche d'un câble (configuration triaxiale) en fonction de la température.

CHAPITRE 7 CONFIGURATIONS SPÉCIFIQUES

Ce chapitre porte sur la sélection, guidée par les résultats «haut-niveau» du chapitre précédent, de configurations spécifiques pour une analyses détaillés des systèmes. Pour clarifier la description énergétique et économique des différentes configurations présentées et faciliter la discussion comparative, le chapitre commence par une section définissant des métriques énergétiques et économiques pour un superlien et ses infrastructures auxiliaires de cryogénie.

7.1 Métriques

Cette section présente les métriques employées pour la description énergétique et économique des configuration des superliens. Elle est aussi une occasion de souligner les paramètres nécessaires à spécifier pour la définition de ces métriques.

L'infrastructure de transport énergétique, le superlien lui-même (le cryostat et le câble supraconducteur), coûte un certain montant par km, CAPEX_{super}/L [$\text{M\$} \cdot \text{km}^{-1}$].

Pour l'utiliser, il est nécessaire d'amener le câble à sa température cryogénique, ce qui nécessite des investissements. Un débit d'hydrogène (\dot{m} en [tpj] ou P_{H2} en [MW_{H2}]) et ses conditions d'entrée et de sortie définissent les investissements (CAPEX_{froid} en [$\text{M\$}$]) et la puissance (P_{froid} en [MW]) nécessaires pour ce froid (voir sous-section 7.1). L'autonomie à courant nul (L_0 en [km]), obtenue de ces paramètres et de la configuration de superlien, fournit une distance pour normaliser les investissements des infrastructures de froid, CAPEX_{froid}/L_0 en [$\text{M\$} \cdot \text{km}^{-1}$]. Ces coûts cryogéniques peuvent être directement liés à la puissance requise pour le transport de l'hydrogène ($P_{froid}/P_{H2}/L_0$ en [$\text{MW} \cdot \text{MW}_{H2}^{-1} \cdot \text{km}^{-1}$]).

L'investissement initial total ($\text{CAPEX}_{Tot} = \text{CAPEX}_{super} + \text{CAPEX}_{froid}$ en [$\text{M\$}$]) de la puissance transmise ($P_{Tot} = P_{H2} + P_{elec}$ en [MW]¹), permet d'exprimer l'investissement initial pour le transport de puissance, $\text{CAPEX}_{Tot}/P_{Tot}/L_0$ en [$\text{M\$} \cdot \text{MW}^{-1} \cdot \text{km}^{-1}$].

Avec les coûts d'opération annuels (OPEX_{froid} , OPEX_{super} en [$\text{M\$} \cdot \text{an}^{-1}$]), les investissements annualisés² ($\text{CAPEX}_{super}^{an}$, $\text{CAPEX}_{froid}^{an}$ en [$\text{M\$} \cdot \text{an}^{-1}$]) et l'énergie transmise ($P_{Tot} \cdot \text{an}$

1. Ici, la somme $[\text{MVA}] + [\text{MW}_{H2}]$ est exprimée en [MW] pour simplifier.

2. Voir section 5.5.

en [TWh]), il est direct de traduire le coût total de transmission d'énergie, i.e. Coût_{Tot} en $[\text{M\$} \cdot \text{TWh}^{-1} \cdot \text{km}^{-1}]$.

Investissements pour la cryogénie

Pour définir le coût énergétique, les investissements et les coûts annuels de la cryogénie du système, des choix sur les limites du système s'imposent. Selon le choix des limites, une valeur inférieure et supérieure sont définies pour l'investissement cryogénique.

Pour une section de superlien de longueur L_0 , on peut considérer le coût de la cryogénie comme étant celui de la station de réfrigération ou celui de l'usine de cryo-compression (voir figure 4.1). Ils définissent respectivement la valeur inférieure ($\text{CAPEX}_{froid,inf}$) et la valeur supérieure ($\text{CAPEX}_{froid,sup}$) des investissements pour la cryogénie.

Pour la valeur inférieure des investissements cryogéniques, où seule la station de réfrigération est comptabilisée³, le travail nécessaire (cryo-compression) pour amener l'hydrogène à l'état densifié qu'est son état de sortie du superlien, est un produit distinct de l'infrastructure de transport. Dans cette optique, le superlien et la station de réfrigération assurent simplement le transport des produits énergétiques (électricité et hydrogène cryo-comprimé) et les investissements cryogéniques couvrent uniquement le froid «consommé» au cours du parcours de l'hydrogène dans le superlien.

La valeur supérieure des investissements cryogéniques, elle, comptabilise les investissements requis pour l'usine de cryo-compression en amont. Dans cette optique, le superlien et l'usine de cryo-compression assurent non seulement le transport des produits énergétiques (électricité et hydrogène cryo-comprimé), mais aussi les investissements associés à la densification de l'hydrogène (à l'état de sortie du superlien)⁴.

Pour un lien de n sections, toutes séparées par une station de réfrigération, la valeur inférieure serait $n \times \text{CAPEX}_{froid,inf}$ alors que la valeur supérieure serait $\text{CAPEX}_{froid,sup} + (n - 1) \times \text{CAPEX}_{froid,inf}$.

3. Malgré une bonne concordance entre les modèles, ici le modèle B est choisi pour simplifier l'analyse et clarifier l'image.

4. Les investissements pour la station de réfrigération pourraient être ajoutés pour considéré un produit plus dense.

Les mêmes considérations (valeurs inférieures et supérieures) se traduisent directement en puissance de réfrigération ($MW_{froid,inf}$ et $MW_{froid,sup}$) et en coûts opérationnels ($OPEX_{froid,inf}$ et $OPEX_{froid,sup}$).

L'énergie et la puissance transmise

La puissance (ou l'énergie) transmise est répartie entre les deux vecteurs énergétiques : l'hydrogène et l'électricité. Pour l'hydrogène, la puissance et l'énergie considérées sont celles de la valeur calorifique inférieure de l'hydrogène, i.e. 33.3 kWh/kg. Pour le câble électrique, un courant I d'amplitude égale à $I_C/2$ est considéré pour déterminer la puissance acheminée par le câble.

7.2 Configurations coaxiales

Les principales considérations pour la sélection de configurations coaxiales qui seront détaillées sont décrites ci-dessous.

Température maximale de conception

La section 6.5, et en particulier les figures 6.6 et 6.8, présentent un avantage significatif pour la conception de câbles supraconducteurs d'une température maximale inférieure à environ 50 K. Comme il s'agit aussi d'une plage de température accessible pour l'hydrogène (l'azote se solidifiant à 63 K), les conceptions telles que $T_{max} \leq 50$ K sont priorisées.

Rubans YBCO

La section 6.5 met de l'avant que, pour les températures de conception inférieures à 50 K, les rubans YBCO utilisés dans le modèle ont un avantage économique sur les rubans GdBCO. Les rubans supraconducteurs étant un axe d'investissement majeur dans chaque type de câble considéré (coaxial et triaxial), seules les configurations avec des rubans de type YBCO sont considérés pour l'analyse particulière.

Tension de 25 kV

Considérant que les rubans sont disposés avec un écart de 0.4 à 0.6 mm, la section active de supraconducteur augmente avec le rayon de la couche. En configuration coaxiale, les phases concentriques sont séparées par l'épaisseur du diélectrique, qui augmente avec la tension. Pour assurer une section de rubans similaire d'une phase à l'autre, i.e. des rayons de couches supraconductrices similaires, seuls les câbles 25 kV ont été considérés pour cette géométrie. Notons que la conception coaxiale implique déjà un très haut courant critique. Ainsi, la basse tension de 25 kV suffit à transporter une puissance électrique aux alentours de 500 MW.

Diamètre de la conduite d'hydrogène

Pour la géométrie coaxiale, le diamètre de la conduite d'hydrogène et le diamètre de la phase supraconductrice (et donc le courant critique du câble) sont intrinsèquement reliés. Le câble étant conçu «transparent» aux court-circuits, la principale limitation de conception est d'assurer que les couches supraconductrices puissent supporter le courant de court-circuit, I_{cc} . Étant donné un type de rubans (YBCO) et un nombre de couches, une première approche consiste à trouver le plus petit diamètre tel que $I_C > I_{cc}$.

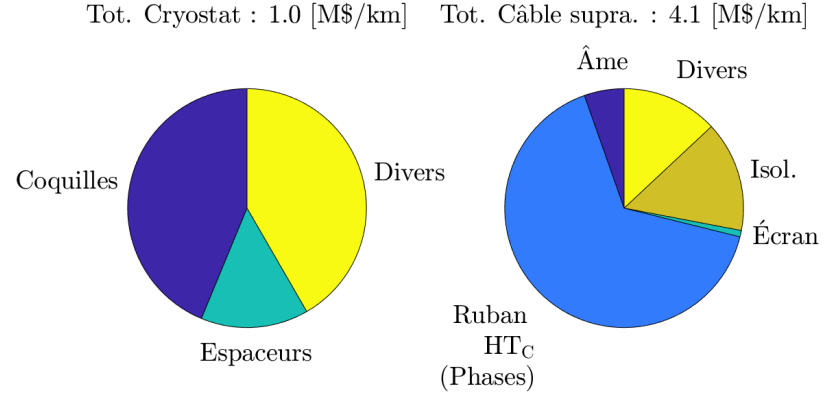
Le tableau 7.1 présente ces diamètres en fonction du type de rubans, du nombre de couches (une ou deux) et de la température maximale (pour le LH₂, la température y est limitée à 30 K et, pour le SCH₂, elle y est limitée à 50 K).

En raison de la faible autonomie cryogénique à courant nul pour ce type de superlien (voir figure 6.3) et/ou de la faible puissance en hydrogène transmis (à $d=3$ cm, en SCH₂, l'autonomie maximale est à moins de 3 tpj), les superliens avec un canal interne pour l'hydrogène de diamètre inférieur ou égal à 3 cm ne sont pas retenus pour l'analyse.

7.2.1 Hydrogène liquide

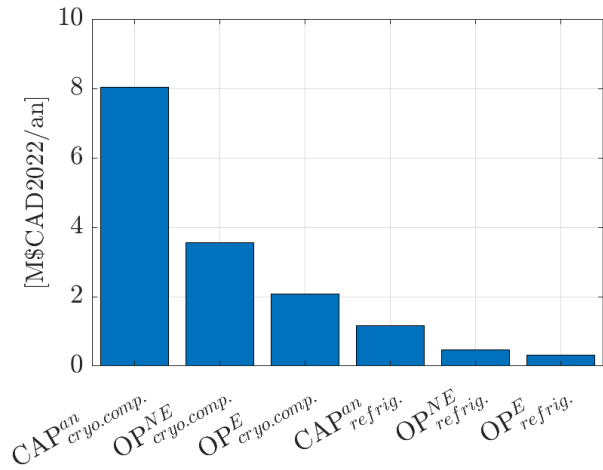
Le superlien retenu avec une conception coaxiale pour de l'hydrogène liquide est un lien YBCO d'une seule couche avec un canal interne d'hydrogène de 5.25 cm. Pour une plus grande autonomie, il est considéré avec un débit de 15 tpj pour la fiche détaillée à la figure 7.1.

Type	Coax.
Tension	25 kV
n -couche	1
$w_{Tot, rubans}$	53.3 cm
T_{max}	30 K
$d_{H2, in}$	5.0 cm
$d_{cryo, ext}$	10.3 cm
\dot{q}_{ext}	1.7 W/m
I_C	35.2 kA
CAPEX _{super}	5.4 M\$/km



\dot{m}	I	P_{H2}	P_{elec}	P_{elec}/P_{H2}	T_{in}	L_0	ρ_{out}/ρ_{amb}
15 tpj	12 kA	21 MW	539 MVA	26	20 K	13.9 km	674

Métrique	Inf.	Sup.
P_{froid} [MW]	1.0	6.5
P_{froid}/P_{Tot} [kW/MW]	1.7	11.6
$\sqrt{Sol_{froid}}$ [m]	25.7	129.1
CAPEX _{froid} [M\$]	14.3	99.7
CAPEX _{Tot} [M\$]	88.9	174.2
P_{froid}/L_0 [kW/km]	70	466.2
CAPEX _{froid} /L ₀ [M\$/km]	1.0	7.2
CAPEX _{Tot} /L ₀ [M\$/km]	6.4	12.5



Métrique	Unité	Inf.	Sup.
CAPEX _{Tot} /P _{Tot} /L ₀	[k\$ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	11.4	22.4
CAPEX ^{an} _{Tot} /P _{Tot} /L ₀	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	0.9	1.8
OPEX _{Tot} /P _{Tot} /L ₀	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	0.4	1.1
(CAPEX ^{an} _{Tot} +OPEX _{Tot})/P _{Tot} /L ₀	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	1.4	2.9

FIGURE 7.1 Fiche technique.

TABLEAU 7.1 Diamètre minimal de la phase supraconductrice [cm].

	YBCO	
	LH ₂	SCH ₂
Une couche	5.9	11.4
Deux couches	3.5	6.17

7.2.2 Hydrogène supercritique

Les superliens coaxiaux envisageables, en phase supercritique, sont i) le lien à une couche de 10 cm de canal interne et ii) le lien à deux couches de 5.3 cm de canal interne. Ce dernier, qui correspond davantage au paradigme du CTSC «conventionnel», est détaillé à la figure 7.2 avec un bas débit d’hydrogène de 5 tpj pour éviter d’étouffer l’écoulement (voir le tableau 6.2 a). Notons que le câble de 10 cm de canal interne est aussi détaillé en annexe à la figure C.1.

7.3 Configurations triaxiales

Les principales considérations pour la sélection de configurations coaxiales à détailler sont décrites ci-dessous.

Température maximale de conception et rubans YBCO

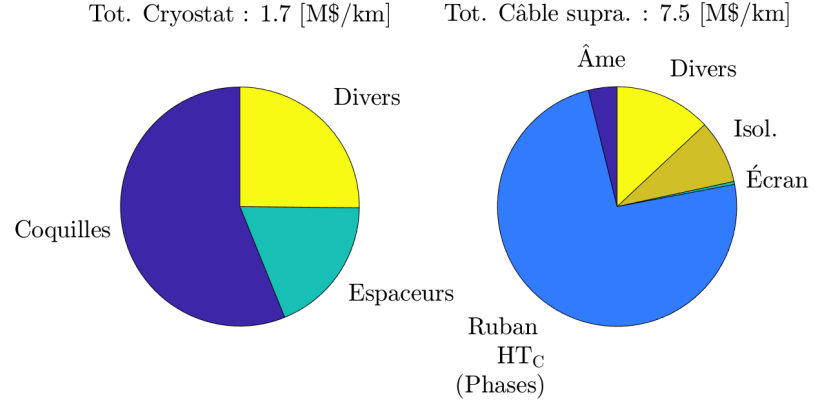
Pour les mêmes raisons qu’à la section 7.2, les conceptions telles que $T_{max} \leq 50$ K en rubans YBCO sont priorisées. Toutefois, une configuration de superlien à $T_{max}=60$ K est disponible en annexe à la figure C.2.

Diamètre du cryostat

La figure 6.5 montre que pour un conduit d’hydrogène d’un diamètre de 15 cm, les investissements pour le cryostats peuvent dominer les coûts du superlien. De plus, l’intrant de chaleur par la paroi externe devient significatif ; pour un cryostat externe de 26 cm de diamètre, le modèle prévoit un intrant de 3 W/m. D’un autre côté, en configuration triaxiale, une conduite d’hydrogène de 10 cm de diamètre limite considérablement l’autonomie du superlien⁵. Ainsi, pour la configuration triaxiale, un diamètre de conduite de 15 cm a été sélectionné.

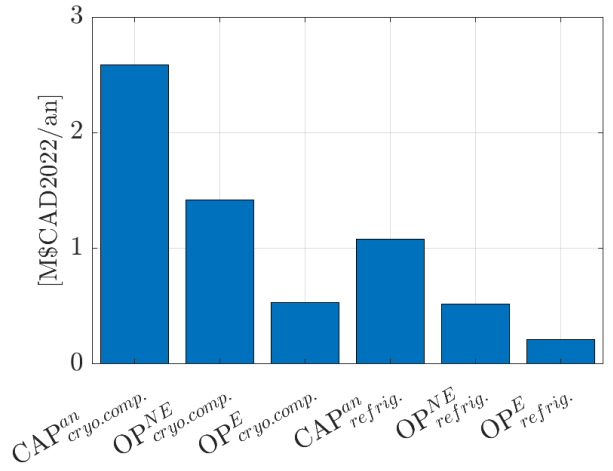
5. En configuration coaxiale, une conduite de 10 cm de diamètre, non-obstruée par le câble supraconducteur, permet une bonne autonomie (voir le superlien coaxiale d’hydrogène critique à la figure C.1.)

Type	Coax.
Tension	25 kV
n -couche	2
$w_{Tot, rubans}$	108.9 cm
T_{max}	50 K
$d_{H2, in}$	5.3 cm
$d_{cryo, ext}$	11.0 cm
\dot{q}_{ext}	1.7 W/m
I_C	35.1 kA
CAPEX _{super}	9.5 M\$/km



\dot{m}	I	P_{H2}	P_{elec}	P_{elec}/P_{H2}	T_{in}	L_0	ρ_{out}/ρ_{amb}
5 tpj	12 kA	7 MW	538 MVA	77	35 K	15.7 km	109

Métrique	Inf.	Sup.
P_{froid} [MW]	0.7	1.7
P_{froid}/P_{Tot} [kW/MW]	1.2	3.0
$\sqrt{Sol_{froid}}$ [m]	29.2	84.4
CAPEX _{froid} [M\$]	13.4	32.1
CAPEX _{Tot} [M\$]	162.8	181.5
P_{froid}/L_0 [kW/km]	42	105.6
CAPEX _{froid} / L_0 [M\$/km]	0.9	2.0
CAPEX _{Tot} / L_0 [M\$/km]	10.4	11.6



Métrique	Unité	Inf.	Sup.
CAPEX _{Tot} / P_{Tot}/L_0	[k\$ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	19.0	21.2
CAPEX _{Tot} ^{an} / P_{Tot}/L_0	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	1.5	1.7
OPEX _{Tot} / P_{Tot}/L_0	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	0.6	0.8
(CAPEX _{Tot} ^{an} + OPEX _{Tot})/ P_{Tot}/L_0	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	2.2	2.5

FIGURE 7.2 Fiche technique.

Coût de l'écran

La figure 6.5 montre que l'écran est un axe de dépense significatif pour la configuration triaxiale. Pour minimiser ces frais, et sachant que coût du courant critique augmente avec le nombre de couches (voir section 6.5.1), seules les configurations avec un écran d'une épaisseur d'une couche ont été approfondies.

De plus, comme les couches sont «pleines» (les rubans tapissent la circonférence de la couche avec un espacement maximal de 0.6 mm), la température maximale et le rayon d'une couche définissent son courant critique. En configuration triaxiale, l'écran (aussi le neutre) est conçu pour permettre le passage des surintensités de courant. L'écran de chaque câble doit donc être conçu tel que son courant critique, $I_{C,écran}$, est plus grand que $I_{cc}/3$. Selon la température de conception (T_{max}), le rayon de la couche permettant ce courant, $r_{écran}$ peut se trouver à l'intérieur ou à l'extérieur du rayon extérieur de la couche diélectrique, r_{isol} (voir figure 4.4), dont l'épaisseur dépend de la tension du câble⁶. Si $r_{écran} < r_{isol}$, alors le rayon de l'écran doit être agrandi à r_{isol} , au coût d'ajouter des rubans supraconducteurs et potentiellement sur-concevoir la couche de l'écran, i.e. $I_{C,écran} \gg I_{cc}/3$. Si $r_{écran} \gg r_{isol}$, du diélectrique peut être ajouté pour se rendre à $r_{écran}$, mais cette augmentation significative de l'épaisseur du diélectrique ne sont pas considérées avantageuses si la tension d'opération demeure la même.

Ainsi, pour un type de ruban et une température de conception, la configuration triaxiale se prête mieux à certaines tensions. Le tableau 7.2 présente une série de températures de conception et de tensions de câble en marquant lesquelles s'accordent le mieux ($r_{écran} \sim r_{isol}$); les configurations marquées d'un ✖ sont écartées pour l'analyse de configurations particulières.

Nombre de couches pour le transport du courant

La configuration triaxiale présente une âme d'un rayon beaucoup plus petit que celui des configurations coaxiales, limitant le nombre de rubans dans une couche la tapissant (soit la couche supraconductrice transportant le courant). Malgré que la section 6.5.1 aborde la baisse de rentabilité (en kA·m/\$) des rubans supraconducteurs en fonction du nombre de couches, les câbles triaxiaux ne devraient pas pour autant minimiser le nombre de couches

6. Les tensions considérées sont les moyennes tensions d'Hydro-Québec de 25 kV, 49 kV et 69 kV.

TABLEAU 7.2 Concordance entre tension d'opération et température de conception en configuration triaxiale (YBCO).

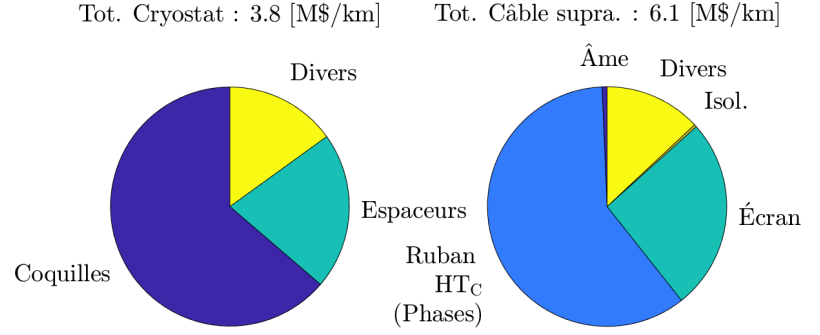
	40 K	45 K	50 K	55 K	60 K
25 kV	✓	✗	✗	✗	✗
49 kV	✗	✓	✓	✓	✗
69 kV	✗	✗	✗	✓	✓

pour la phase. En effet, cette baisse de rentabilité est une considération pour la conception de la phase seulement quand les investissements pour celle-ci dominent tous les autres coûts du superlien. En termes d'investissement total par kA ou MW, il est avantageux d'accroître la part des investissements menant directement à une hausse du courant transportable. Ainsi, un câble de cinq couches est présenté à la figure 7.3 (et la même configuration à trois couches est disponible à en annexe à la figure C.3) .

Rendement sur la réfrigération

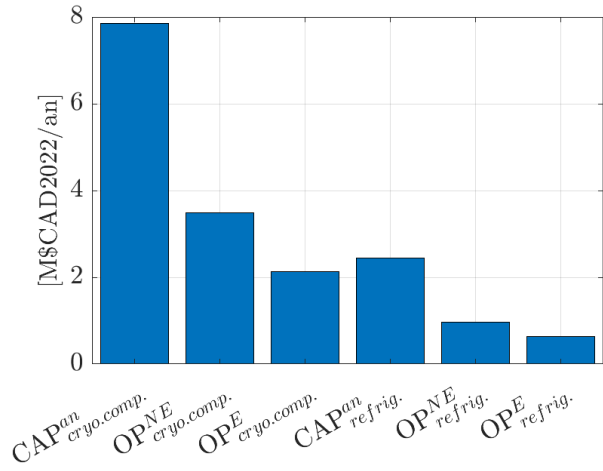
Afin de conserver le superlien dans un régime d'opération où la puissance de froid est bien rentabilisée (voir la figure 6.4), les superliens triaxiaux de 49 kV et de diamètre de conduite de 15 cm sont considérés avec un débit d'hydrogène supercritique de 20 tpj. Un lien triaxial de 25 kV et de diamètre de conduite de 15 cm (présenté à la figure 7.4), lui, permet un écoulement d'hydrogène supercritique de 40 tpj.

Type	Triax
Tension	49 kV
n -couche	5
$w_{Tot, rubans}$	102.0 cm
T_{max}	45 K
$d_{H2, in}$	15.0 cm
$d_{cryo, ext}$	18.5 cm
\dot{q}_{ext}	2.4 W/m
I_C	27.5 kA
CAPEX _{super}	9.9 M\$/km



\dot{m}	I	P_{H2}	P_{elec}	P_{elec}/P_{H2}	T_{in}	L_0	ρ_{out}/ρ_{amb}
20 tpj	10 kA	28 MW	825 MVA	30	35 K	37.5 km	162

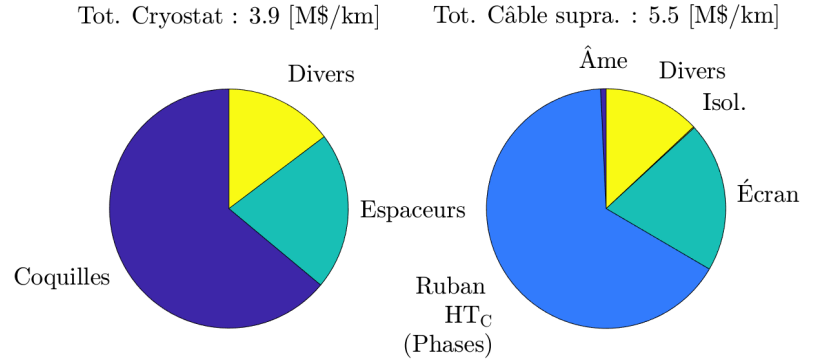
Métrique	Inf.	Sup.
P_{froid} [MW]	2.0	6.6
P_{froid}/P_{Tot} [kW/MW]	2.4	7.8
$\sqrt{Sol_{froid}}$ [m]	37.9	128.0
CAPEX _{froid} [M\$]	30.3	97.4
CAPEX _{Tot} [M\$]	400.3	467.4
P_{froid}/L_0 [kW/km]	53	176.6
CAPEX _{froid} / L_0 [M\$/km]	0.8	2.6
CAPEX _{Tot} / L_0 [M\$/km]	10.7	12.5



Métrique	Unité	Inf.	Sup.
$CAPEX_{Tot}/P_{Tot}/L_0$	[k\$ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	12.5	14.6
$CAPEX_{Tot}^{an}/P_{Tot}/L_0$	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	1.0	1.2
$OPEX_{Tot}/P_{Tot}/L_0$	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	0.4	0.5
$(CAPEX_{Tot}^{an} + OPEX_{Tot})/P_{Tot}/L_0$	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	1.4	1.7

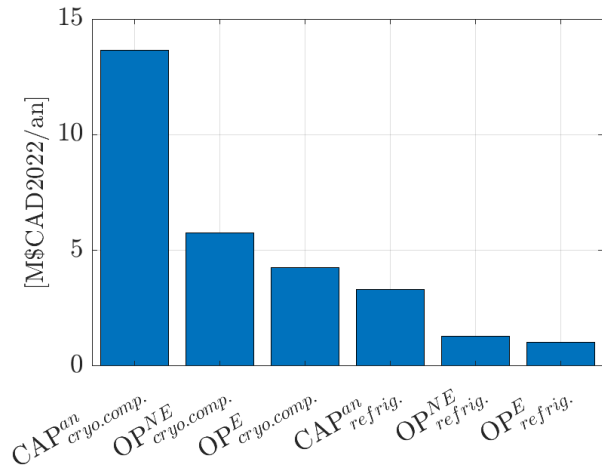
FIGURE 7.3 Fiche technique.

Type	Triax
Tension	25 kV
n -couche	5
$w_{Tot, rubans}$	93.1 cm
T_{max}	40 K
$d_{H2, in}$	15.0 cm
$d_{cryo, ext}$	18.6 cm
\dot{q}_{ext}	2.4 W/m
I_C	32.8 kA
CAPEX _{super}	9.4 M\$/km



\dot{m}	I	P_{H2}	P_{elec}	P_{elec}/P_{H2}	T_{in}	L_0	ρ_{out}/ρ_{amb}
40 tpj	12 kA	56 MW	502 MVA	9	35 K	44.4 km	190

Métrique	Inf.	Sup.
P_{froid} [MW]	3.2	13.3
P_{froid}/P_{Tot} [kW/MW]	5.7	23.8
$\sqrt{Sol_{froid}}$ [m]	41.0	157.5
CAPEX _{froid} [M\$]	41.0	169.5
CAPEX _{Tot} [M\$]	458.6	587.1
P_{froid}/L_0 [kW/km]	71	298.6
CAPEX _{froid} / L_0 [M\$/km]	0.9	3.8
CAPEX _{Tot} / L_0 [M\$/km]	10.3	13.2



Métrique	Unité	Inf.	Sup.
CAPEX _{Tot} / P_{Tot}/L_0	[k\$ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	18.5	23.7
CAPEX ^{an} _{Tot} / P_{Tot}/L_0	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	1.5	1.9
OPEX _{Tot} / P_{Tot}/L_0	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	0.6	0.9
(CAPEX ^{an} _{Tot} +OPEX _{Tot})/ P_{Tot}/L_0	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	2.1	2.8

FIGURE 7.4 Fiche technique.

CHAPITRE 8 ANALYSE DES CONFIGURATIONS SPÉCIFIQUES

Le tableau 8.1 rassemble un sous-ensemble des paramètres de configuration, l'investissement pour le superlien et les métriques de l'investissement total et des coûts annuels normalisés donnés aux fiches techniques présentées à la dernière section.

	A (7.1)		B (7.2)		C (7.4)		D (C.3)		E (7.3)		
Type	Coax.		Coax.		Triax.		Triax.		Triax.		
Tension	25		25		25		49		49		[kV]
T_{max}	30		50		40		45		45		[K]
n -couche	1		2		5		3		5		[kV]
P_{elec}	539		538		502		550		825		[MVA]
P_{H2}	21		7		56		28		28		[MW]
ρ_{out}/ρ_{amb}	674		109		190		162		162		
CAPEX _{super}	5.4		9.5		9.4		8.2		9.9		[M\$ · km ⁻¹]
	Inf.	Sup.	Inf.	Sup.	Inf.	Sup.	Inf.	Sup.	Inf.	Sup.	
Investissements	11.4	22.4	19.0	21.2	18.5	23.7	15.5	18.6	12.5	14.6	[k\$ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]
Coûts annuels	1.4	2.9	2.2	2.5	2.1	2.8	1.8	2.2	1.4	1.7	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]

TABLEAU 8.1 Synthèse des configurations présentées à la dernière section (et une configuration donnée en annexe). Les configurations (colonnes) sont identifiées d'une lettre (pour les besoins de la discussion concernant le tableau) et de leur fiche détaillée qui complète leur description.

8.1 Valeur inférieure et supérieure

Les fiches détaillées fournissent, pour chaque métrique qui tient compte des investissements pour la cryogénie du superlien, la valeur inférieure et supérieure des coûts selon si l'entièreté de l'usine en amont est considérée dans les investissements (valeur supérieure) ou si seulement une partie de celle-ci, équivalente à la station de réfrigération, est considérée (valeur inférieure).

Pour l'ensemble des liens à l'hydrogène supercritique, la différence entre la valeur inférieure et supérieure des investissements totaux demeure plus limitée que pour les liens à l'hydrogène liquide. Même si la différence relative entre les deux valeurs d'investissements pour le froid ($\text{CAPEX}_{\text{froid}}$) est grande (mais moins importante que pour le lien liquéfié), la part que l'usine de cryo-compression prend sur la valeur supérieure de l'investissement total est plutôt modeste, soit de l'ordre 15-30%.

Pour le lien refroidi à l'hydrogène liquide, l'usine de cryo-compression représente 57% de l'investissement total. En plus d'être la plus froide des configurations, son trajet, qui injecte moins de chaleur en moyenne, intègre peu l'énergie de «transition phase supercritique». L'enthalpie du liquide varie donc moins entre l'usine de cryo-compression et la station de réfrigération, et la différence d'investissement inférieur et supérieur est donc plus marquée.

Toutefois, le lien liquide livre de l'hydrogène à 674 fois la densité de l'hydrogène ambiant (ρ_{amb}) alors que les autres liens acheminent de l'hydrogène supercritique seulement 109 à 190 fois la densité ambiante¹. *Il est donc essentiel de prendre en considération que le produit livré n'est pas équivalent d'une conception à l'autre et que la différence entre les investissements supérieurs et inférieurs représente le coût de la densification de l'hydrogène.*

Meilleure valeur inférieure

Le câble coaxial à l'hydrogène liquide (Tab. 8.1 A, figure 7.1) est celui pour lequel la valeur inférieure des investissements normalisés est la plus petite ($11.4 \text{ k\$} \cdot \text{MW}^{-1} \cdot \text{km}^{-1}$). Sa valeur supérieure, elle, est parmi les plus élevées ($22.4 \text{ k\$} \cdot \text{MW}^{-1} \cdot \text{km}^{-1}$), ce qui est sans surprise puisqu'il s'agit d'un des seuls liens acheminant de l'hydrogène liquide. Dans ce scénario, il achemine 21 MW de puissance chimique. Au niveau du superlien, sa basse température de

1. Cette plage de densité est équivalente à celle de l'hydrogène à température ambiante comprimé entre 120 et 220 bar.

conception (30 K) et la densité de l'hydrogène transmis (rentabilisation des rubans supraconducteurs et de la section du cryostat) en font l'infrastructure de transport la moins coûteuse présentée, soit de $5.4 \text{ M\$} \cdot \text{km}^{-1}$. De plus, ce lien livre une puissance électrique de 539 MVA à 25 kV (dans le scénario de la fiche technique) au lieu du double, à 49 kV, acheminée par la majorité des câbles triaxiaux présentés.

Meilleure valeur supérieure

Le lien dont la valeur supérieure des investissements et des coûts annuels sont les plus avantageux est le lien triaxial de 49 kV avec des phases d'une épaisseur de cinq couches (Tab. 8.1 E, figure 7.3) transportant un courant de 10 kA ($P_{elec} = 825 \text{ MVA}$). Sa valeur supérieure d'investissements normalisés est de $14.6 \text{ k\$} \cdot \text{MW}^{-1} \cdot \text{km}^{-1}$ et l'hydrogène livré ($P_{H_2} = 28 \text{ MW}$) y est 162 fois la densité de l'hydrogène aux conditions ambiantes. Sa valeur inférieure, de $12.5 \text{ k\$} \cdot \text{MW}^{-1} \cdot \text{km}^{-1}$, est aussi très proche de celle du câble coaxiale à l'hydrogène liquide. Toutefois, le câble emploie environs le double de la largeur de rubans supraconducteur ($W_{Tot, rubans}$) que le lien coaxial à l'hydrogène liquide (pour un courant légèrement inférieur) et coûte $9.9 \text{ M\$} \cdot \text{km}^{-1}$.

8.1.1 Température de conception

Le câble triaxial de 49 kV à 5 couches et avec un diamètre de conduite de 15 cm a été reproduit identiquement pour trois différentes températures de conception. Le tableau 8.2 présente les métriques d'investissement total normalisé et coûts annuels normalisés ($CAPEX_{Tot}/P_{Tot}/L_0$ et $(CAPEX_{Tot}^{an} + OPEX_{Tot})/P_{Tot}/L_0$) pour ces trois conceptions. On y voit que la conception à plus basse température est celle la plus économique, malgré que sa conception exige de plus forts investissements pour les infrastructures de, froid et ce, même pour la valeur supérieure du coût cryogénique. Notons qu'ici, avec l'hydrogène supercritique, l'investissement supplémentaire en froid, en plus de rentabiliser les dépenses sur les rubans supraconducteurs, peut être mis à profit dans l'autonomie du câble.

8.1.2 Tension de conception

La métrique de puissance transportée ($\text{MW} \cdot \text{km}$), qui normalise les investissements et coûts annuels présentés, ne prends pas en considération la valeur ajoutée d'acheminer une puissance

	45 K		50 K		55 K		
	Inf.	Sup.	Inf.	Sup.	Inf.	Sup.	
Investissements	12.5	14.6	14.3	17.5	19.7	23.7	$[\text{k\$} \cdot \text{MW}^{-1} \cdot \text{km}^{-1}]$
Coûts annuels	1.4	1.7	1.6	2.1	2.2	2.8	$[\text{k\$} \cdot \text{an}^{-1} \cdot \text{MW}^{-1} \cdot \text{km}^{-1}]$

TABLEAU 8.2 Investissements et coûts annuels normalisés pour une configuration triaxiale de 49 kV à 5 couches et un diamètre de conduite de 15 cm (la première, à $T_{max}=45$ K, est présentée à la figure 7.3) en fonction de la température maximale de conception.

	Coax. LH2 (7.1)		Coax. SCH2 (7.2)		Triax. (7.4)		
	Inf.	Sup.	Inf.	Sup.	Inf.	Sup.	
Investissements	11.4	22.4	19.0	21.2	18.5	23.7	$[\text{k\$} \cdot \text{MW}^{-1} \cdot \text{km}^{-1}]$
Coûts annuels	1.4	2.9	2.2	2.5	2.1	2.8	$[\text{k\$} \cdot \text{an}^{-1} \cdot \text{MW}^{-1} \cdot \text{km}^{-1}]$

TABLEAU 8.3 Investissements et coûts annuels normalisés pour les configurations à 25 kV.

électrique à plus basse tension et ainsi d'éviter une étape de transformation 49 kV/25 kV et le sectionnement associé. Afin de permettre une comparaison plus juste, trois liens 25 kV sont comparés. Le tableau 8.3 présente les investissements normalisés et coûts annuels normalisés pour les liens à 25 kV. En valeur inférieure, le lien à l'hydrogène liquide présente un net avantage, alors qu'en valeur supérieure, ils sont tous de performance similaire. Toutefois, pour le premier, cet investissement mène à la livraison d'un hydrogène beaucoup plus dense, ce qui pourrait être bénéfique pour le stockage de celui-ci.

8.1.3 Puissance en hydrogène

Pour contextualiser l'infrastructure, notons que la majorité des liens détaillés transportent 20 tpj d'hydrogène, soit 28 MW de puissance chimique. Cette puissance, acheminée par des camions contenant de l'hydrogène liquéfié, représente environs 5 camions par jours (à 4 tonnes par camions). La configuration spécifique développée transitant la plus haute puissance d'hydrogène, elle, achemine 40 tpj (ou 56 MW), soit l'équivalent de 10 camions par jours.

Que ce soit en augmentant le diamètre de la conduite d'hydrogène ou en le densifiant davantage (liquéfaction), il est plus coûteux d'augmenter la puissance transmise en hydrogène que d'augmenter la puissance électrique. Ainsi, toutes les configurations les plus rentables (en $[\text{k\$} \cdot \text{MW}^{-1} \cdot \text{km}^{-1}]$) sont celles avec de très fortes puissances électriques (les configurations où $P_{elec}/P_{H2} \sim 30$).

Sachant que la densification de l'hydrogène est coûteux et que l'une des intentions initiales est de rentabiliser une avenue de transport d'hydrogène (le pipeline cryogénique), il n'est pas étonnant que, une fois la température cryogénique maintenue, l'option la plus rentable en puissance soit de minimiser l'écoulement d'hydrogène et d'ajouter des rubans supraconducteurs qui sont hautement performants aux températures considérées². Ainsi, la quête de la configuration la moins coûteuse, en terme de puissance totale transmise, sans contrainte sur la nature des puissances transportées (électrique/chimique), mène à un corridor bi-énergétique fortement dominé par la puissance électrique.

Configurations liquides triaxiales

Afin d'explorer la hausse de puissance en hydrogène, deux configurations triaxiales transmettant 75 tpj (104 MW) et 150 tpj (208 MW) d'hydrogène liquide ont été développées. Le ratio de puissances transmises, P_{elec}/P_{H_2} , y est de 3.5 et 1.7 (environ), ce qui mène à des corridors énergétiques beaucoup plus balancés que les cas précédents.

Le superlien de 10 cm de conduite interne (figure 8.1) est, parmi le superliens décrits, le moins cher ($CAPEX_{super} = 4.9 \text{ M\$/km}$) et présente la valeur inférieure d'investissement la plus basse ($10.9 \text{ k\$} \cdot \text{MW}^{-1} \cdot \text{km}^{-1}$) et la valeur supérieure la plus élevée ($60.7 \text{ k\$} \cdot \text{MW}^{-1} \cdot \text{km}^{-1}$).

Une petite surprise provient toutefois du superlien de 15 cm de conduite interne (figure 8.2). Celui-ci, qui transmet le double de la puissance en hydrogène, sans pour autant transmettre plus de puissance électrique, voit tout de même sa valeur supérieure des investissements ($45.4 \text{ k\$} \cdot \text{MW}^{-1} \cdot \text{km}^{-1}$) diminuer de 25% en comparaison avec le lien transmettant 75 tpj d'hydrogène. Les gains sur l'autonomie et la puissance, obtenus en augmentant le débit d'hydrogène, viennent ainsi contrebalancer les dépenses supplémentaires pour le cryostat plus grand. Notons que ces résultats spécifiques (investissements et coûts normalisés) changeraient si on tentait de les obtenir pour une distance fixée au lieu de la distance «parcourable» (l'autonomie cryogénique), marquant la complexité à prévoir/décrire de manière générale les comportements de ses systèmes couplés.

La configuration à 150 tpj est la seule pour laquelle les coûts opérationnels en électricités (OP^E), pour l'opération de la cryo-compression et la réfrigération, dépassent les coûts annuels

2. Notons que les conceptions choisies sont limitées au courant, déjà très élevé, de 12 kA.

non-énergétiques associés aux infrastructures (OP^{NE}).

8.1.4 Comparaison avec le transport conventionnel

Transport électrique

À des fins de comparaison, les pertes électriques engendrées par le transport de ~ 540 MVA sur 10 km dans un câble souterrain de 345 kV ont été modélisées et estimées à ~ 1 MW. Le lien coaxial liquide de 540 MVA (voir fiche 7.1) nécessite une puissance de réfrigération de 1 MW pour ~ 12 km. Ainsi, la puissance de réfrigération nécessaire au maintien de la cryogénie du lien est de l'ordre des pertes électriques engendrées dans un câble conventionnel de même puissance.

Sur le plan économique, le «Midcontinent Independent System Operator» (MISO) offre un modèle pour estimer le coût du transport électrique par lignes aériennes [71]. Ce modèle estime l'investissement pour une ligne aérienne de 500 MVA à environs 1.6M\$/km (sans compter les coûts pour les droits de passages ni pour la transformation à plus basse tension). Les superliens présentés, sans équipement auxiliaire ($CAPEX_{SL}$), coûtent donc entre 3.3-6 fois le coût de cette ligne aérienne.

Bien que la comparaison ne peut être directe considérant les équipements auxiliaires manquant dans les deux cas et des cas d'usages différents³, elle permet de montrer que les investissements pour le système étudié sont certes plus élevés, mais du même ordre de grandeur⁴. Ainsi, une situation de «rétrofit» de conduite souterraine pourrait effectivement s'avérer économiquement avantageuse.

Transport d'hydrogène

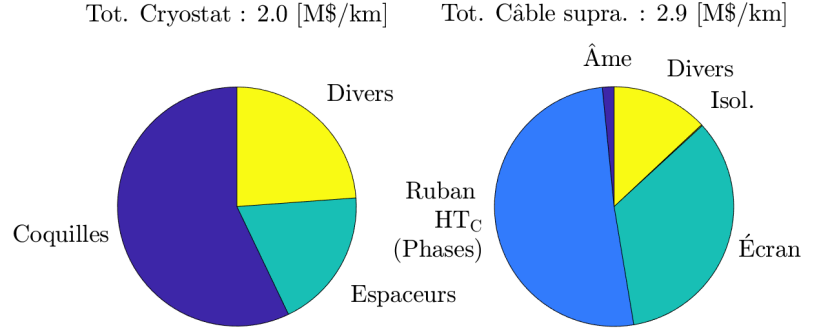
Les puissances d'hydrogène transmises dans les superliens présentés restent «modestes» pour une infrastructure de transport. En effet, les liens essayant de minimiser la valeur supérieure des investissements transportent de 7 à 56 MW et les liens de «haute puissance d'hydrogène» atteignent jusqu'à 208 MW.

Le transport de petites puissances d'hydrogène densifié (comme il est question dans les systèmes discutés de 7 à 56 MW) se ferait, conventionnellement, par camion d'hydrogène liquide

3. Le câble souterrain conventionnel aurait été une meilleure comparaison, mais la documentation sur les investissements requis pour cette infrastructure est plus maigre.

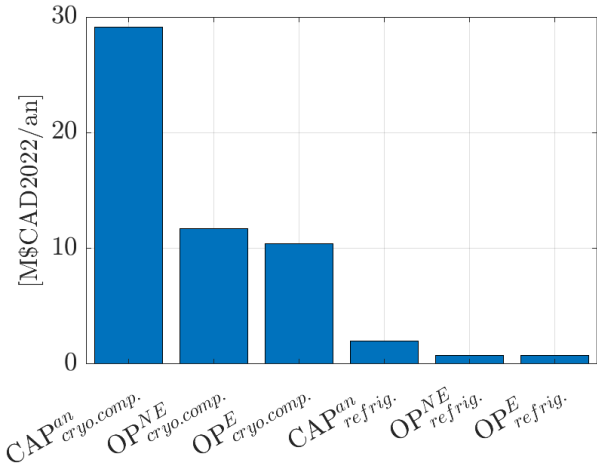
4. Notons que les câbles souterrains sont en général 5 à 7 fois plus chers que leur équivalents aériens (incluant l'installation).

Type	Triax
Tension	25 kV
n -couche	2
$w_{Tot, rubans}$	48.4 cm
T_{max}	25 K
$d_{H2, in}$	10.0 cm
$d_{cryo, ext}$	13.0 cm
\dot{q}_{ext}	1.9 W/m
I_C	23.6 kA
CAPEX _{super}	4.9 M\$/km



\dot{m}	I	P_{H2}	P_{elec}	P_{elec}/P_{H2}	T_{in}	L_0	ρ_{out}/ρ_{amb}
75 tpj	8 kA	104 MW	362 MVA	3	20 K	18.4 km	795

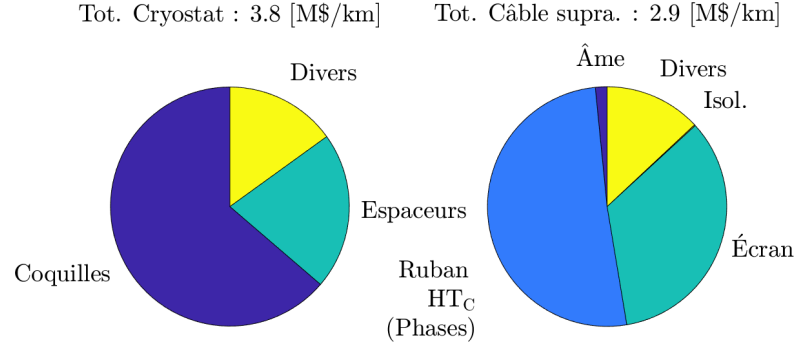
Métrique	Inf.	Sup.
P_{froid} [MW]	2.0	32.4
P_{froid}/P_{Tot} [kW/MW]	4.4	69.5
$\sqrt{Sol_{froid}}$ [m]	29.0	228.1
CAPEX _{froid} [M\$]	27.1	454.6
CAPEX _{Tot} [M\$]	94.0	521.6
P_{froid}/L_0 [kW/km]	111	1755.5
CAPEX _{froid} / L_0 [M\$/km]	1.5	24.6
CAPEX _{Tot} / L_0 [M\$/km]	5.1	28.3



Métrique	Unité	Inf.	Sup.
CAPEX _{Tot} / P_{Tot}/L_0	[k\$ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	10.9	60.7
CAPEX ^{an} _{Tot} / P_{Tot}/L_0	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	0.9	4.9
OPEX _{Tot} / P_{Tot}/L_0	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	0.5	3.6
(CAPEX ^{an} _{Tot} +OPEX _{Tot})/ P_{Tot}/L_0	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	1.4	8.5

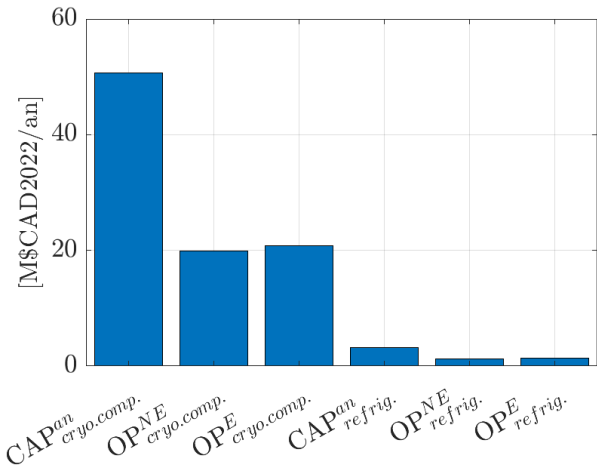
FIGURE 8.1 Fiche technique.

Type	Triax
Tension	25 kV
n -couche	2
$w_{Tot, rubans}$	48.4 cm
T_{max}	25 K
$d_{H2, in}$	15.0 cm
$d_{cryo, ext}$	18.5 cm
\dot{q}_{ext}	2.4 W/m
I_C	23.6 kA
CAPEX _{super}	6.7 M\$/km



\dot{m}	I	P_{H2}	P_{elec}	P_{elec}/P_{H2}	T_{in}	L_0	ρ_{out}/ρ_{amb}
150 tpj	8 kA	208 MW	362 MVA	2	20 K	32.8 km	803

Métrique	Inf.	Sup.
P_{froid} [MW]	4.4	64.7
P_{froid}/P_{Tot} [kW/MW]	7.7	113.6
$\sqrt{Sol_{froid}}$ [m]	34.1	257.6
CAPEX _{froid} [M\$]	40.4	628.8
CAPEX _{Tot} [M\$]	259.6	848.0
P_{froid}/L_0 [kW/km]	135	1976.4
CAPEX _{froid} / L_0 [M\$/km]	1.2	19.2
CAPEX _{Tot} / L_0 [M\$/km]	7.9	25.9



Métrique	Unité	Inf.	Sup.
$CAPEX_{Tot}/P_{Tot}/L_0$	[k\$ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	13.9	45.4
$CAPEX_{Tot}^{an}/P_{Tot}/L_0$	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	1.1	3.7
$OPEX_{Tot}/P_{Tot}/L_0$	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	0.5	2.6
$(CAPEX_{Tot}^{an} + OPEX_{Tot})/P_{Tot}/L_0$	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	1.7	6.2

FIGURE 8.2 Fiche technique.

et serait l'équivalent de 2 à 10 trajets de camion par jour.

Seul le scénario de la «haute puissance d'hydrogène» pourrait motiver un pipeline d'alimentation en hydrogène, auquel cas le superlien ne serait pas nécessairement économiquement compétitif avec un pipeline conventionnel de même puissance d'hydrogène en raison de la cryogénie du système et du câble supraconducteur intégré.

Notons que le transport de très grande puissance par pipeline, même pour l'hydrogène, est généralement très avantageux d'un point de vu économique et rivalise avec les lignes de transport électrique conventionnel. Le rapport TEOHP décrit un pipeline de transport d'hydrogène de près de 6 GW sur 1500 km. Le coût nivelé du transport de l'hydrogène y est de 0.87 \$/kg_{H2} (i.e. ~ 1 \$/kg_{H2} adapté pour 2022) [34]. Ajusté pour la métrique d'investissements annualisés de puissance livrée, ce montant devient $0.17 \text{ k\$} \cdot \text{an}^{-1} \cdot \text{MW}^{-1} \cdot \text{km}^{-1}$, soit, en moyenne, un dixième du prix des systèmes de superlien présentés. Toutefois, la comparaison ne peut être faite aussi directement. En effet, le profil de puissances acheminées diffère fortement des systèmes de superliens présentés. De plus, le rapport TEOHP précise que ces bas coûts sont obtenus pour le transport de très grandes puissances ; dans l'exemple, la puissance véhiculée est 7 à 15 fois plus importantes que la puissance totale véhiculée par les superliens considérés. Enfin, il faudrait aussi prendre en considération la réduction des droits de passages requis pour un superlien vs un système de transport d'hydrogène *et* un système de transport d'électricité séparé.

CHAPITRE 9 CONCLUSION

9.1 Synthèse des travaux

Dans ce mémoire, un modèle technico-économique d'un lien énergétique novateur a été développé et détaillé de manière inédite. Pour ce faire, certains éléments du modèle ont été entièrement élaborés, alors que d'autres ont été sélectionnés, extrapolés et harmonisés pour constituer un ensemble cohérent et polyvalent. La résultante est un modèle paramétrique permettant la conception de «superliens» et l'estimation des investissements et des coûts annuels de ces superliens et des infrastructures auxiliaires (usine de cryo-compression et station de réfrigération).

Afin de permettre la description et la discussion de ce système énergétique original, des concepts et métriques, parfois nouveaux (ex. : l'autonomie cryogénique à courant nul, la valeur inférieure et supérieure des investissements cryogéniques), ont été définis.

L'exploration individuelle de sous-sections du modèle, appelée les résultats «haut-niveau», et leur analyse ont permis de dégager des intuitions et des considérations de conceptions pour ces infrastructures énergétiques fortement intriquées.

Ces intuitions ont permis de faire une sélection éclairée d'un ensemble de configurations spécifiques pour lesquelles des fiches techniques ont été produites. Ces dernières décrivent en détail la configuration elle-même, la puissance électrique et la puissance en hydrogène pouvant être acheminées, les investissements nécessaires et les coûts opérationnels des infrastructures constitutives.

Ces fiches ont mené à une première analyse de ces conceptions nouvelles et forment une base structurée sur laquelle poursuivre la conversation énergétique sur le concept encore émergent des corridors bi-énergie combinant hydrogène cryogénique et transport électrique supraconducteur.

9.2 Retour sur les résultats

Désengorgement urbain

Les informations fournies sur les fiches techniques, comme la tension d'opération, le débit d'hydrogène, l'autonomie cryogénique du superlien et l'empreinte au sol de la réfrigération, permettent aussi une réflexion éclairée sur le désengorgement des postes électriques urbains.

En effet, les fiches présentées mettent en évidence la forte densité énergétique des systèmes étudiés. Par exemple, le superlien coaxial refroidi à l'hydrogène liquide (à la figure 7.1) permet de transiter un peu plus de 500 MVA à 25 kV dans une section circulaire de 10 cm de diamètre. Ce lien pourrait donc être déployé dans une conduite existante et contribuer au désengorgement souterrain. Les systèmes présentés sont limités, pour ce désengorgement, par l'empreinte au sol de leur réfrigération et leur autonomie cryogénique. Néanmoins, un besoins en hydrogène densifié (soit-il de relativement petite puissance), peut être une occasion de considérer un lien supraconducteur sans pour autant avoir la nécessité d'une station de réfrigération à son extrémité et d'un canal pour le retour du réfrigérant.

Pertes électriques

La modélisation thermo-hydraulique de l'écoulement et de la station de réfrigération permettre de chiffrer le coût énergétique du transport. En effet, l'énergie de réfrigération (P_{froid}) est l'analogue énergétique des pertes électriques conventionnelles et peut être comparée directement à cette valeur (ou avec les versions normalisées de la puissance, i.e. P_{froid}/L_0 , P_{froid}/P_{tot} et $P_{froid}/P_{tot}/L_0$).

9.2.1 Configurations spécifiques

Les superliens transportant de l'hydrogène liquide se démarquent, en valeur inférieures des investissements, comme étant avantageux. En effet, la basse température de l'hydrogène liquide optimise à la fois les investissements pour la conduite d'hydrogène et pour les rubans supraconducteurs, les deux axes de dépenses les plus élevés pour le superlien.

Le lien coaxial (figure 7.1) se démarque des autres lien à 25 kV considérés en présentant une valeur supérieure d'investissements ($CAPEX_{Tot,sup}$) similaire aux configurations triaxiales

supercritiques à 25 kV, malgré l'investissement supplémentaire pour la liquéfaction qui est compensé par la diminution des coûts pour le superlien lui-même.

Profil des dépenses

L'analyse «haut-niveau» et les fiches techniques ont précisé les profils de dépenses pour les infrastructures proposées en fonction de leur géométrie, de leur régime d'opération et de la puissance en hydrogène véhiculée.

Les figures d'investissements relatifs ont permis de constater la part importante du cryostat dans les investissements pour les configurations avec de plus gros canaux d'hydrogène (de 10 à 15 cm de diamètre), le marquant comme un élément à approfondir, à l'instar du câble supraconducteur, surtout au niveau des configurations exigeant la transmission d'une grande puissance en hydrogène.

En configuration triaxiale, l'écran/neutre consomme beaucoup de rubans supraconducteurs, alors que ceux-ci ne sont pas directement utilisés pour transporter du courant. À température égale, la configuration coaxiale rentabilise mieux l'investissement en rubans ($I_C/w_{Tot,rubans}$), mais limite la section disponible pour l'hydrogène. Notons que l'intégration d'un limiteur de courant de court-circuit changerait les contraintes de conceptions menant aux résultats obtenus.

Les coûts opérationnels en électricité (OP^E) sont, pour toutes les conceptions présentées, à l'exception de la configuration à 150 tpj d'hydrogène liquide, moins important que les frais opérationnels non-énergétique (OP^{NE}).

Puissance transmise

L'analyse «haut-niveau» du modèle a permis de bien souligner l'effet «d'étouffement» du pipeline et de cadrer la puissance pouvant être raisonnablement transmise, i.e. celle pour laquelle la chaleur injectée dans le fluide cryogénique est relativement proportionnelle à la distance parcourue. En limitant l'analyse à des conduites flexibles de 15 cm de diamètre interne (pour des raisons de coûts et de charge thermique), il a été démontré que la puissance en hydrogène supercritique pouvait atteindre 28 MW (20 tpj) pour une configuration de câble triaxiale à 49 kV et 56 MW (40 tpj) pour une configuration de câble triaxiale à 25 kV.

Avec l'hydrogène liquide, plus dense, une configuration de câble triaxiale à 25 kV permet le transport de 208 MW (150 tpj).

Ainsi, il semble que pour les plages et configurations étudiées, la phase liquide, quoi que plus froide, devienne plus avantageuse, au niveau de la réfrigération, pour le transport de grandes puissances en hydrogène.

9.3 Limitations du modèle et améliorations futures

9.3.1 Puissance en hydrogène

Les considérations initiales du mémoires ont menées à l'élaboration de corridors bi-énergie dominés par la puissance électrique (à l'exception de ceux présentés à la section 8.1.3). Bien qu'il s'agisse d'une option énergétique valide, il serait pertinent d'accroître la part de travaux concernant l'étude technico-économique sur les éléments névralgiques du transport de la puissance en hydrogène. Par exemple, pour faciliter l'écoulement de la puissance en hydrogène, il faudrait accroître la section du cryostat, utiliser un cryostat lisse et/ou augmenter la densité de l'hydrogène par la liquéfaction. Les combinaisons les plus avantageuses et leur contexte n'ont pas été complètement définis dans le cadre de ce mémoire.

Cryostat

Selon l'auteur, le modèle des investissements pour le cryostat est un des éléments les moins documentés et prévisibles du modèle technico-économique, malgré que celui-ci représente, dans plusieurs configurations, une part importante des investissements.

À 3.8 k\$/m pour un cryostat de 15 cm de diamètre interne, celui-ci vient rendre la puissance d'hydrogène particulièrement coûteuse. De plus, l'utilisation dans ce mémoire d'un cryostat flexible (corrugué), provenant du paradigme de CTSC «conventionnels», est limité en diamètre total et nécessite une manufacture plus complexe. Il est raisonnable d'envisager qu'un cryostat lisse, assemblé par sections, de manière comparable à l'assemblage de pipelines, mène à des coûts de manufacture beaucoup plus modestes¹. L'installation, elle, serait plus onéreuse, mais les gains faits sur la conduites permettraient peut-être une conception plus économique. Ainsi, une avenue de travaux futurs serait une étude plus approfondie des coûts de différentes conceptions de cryostat.

1. La manufacture étant beaucoup plus simple et la production à grande échelle bien établie.

Étude thermo-hydraulique approfondie

En raison de l'ampleur du projet, l'étude thermo-hydraulique concernant le transport d'hydrogène, i.e. la recherche des conditions optimales pour son transport (température, pression, débit, propriétés de la conduite, écran thermique, autonomie optimale, etc.), a été peu approfondie. Le mémoire, toutefois, place la majorité des éléments nécessaires à cette analyse complémentaire.

Étude de sécurité publique

Le présent mémoire mentionne, sans pour autant se pencher sur, le risque associé à la combinaison électricité/hydrogène. Tout projet considérant ce type de construction devra nécessairement évaluer ce risque, voire la faisabilité d'une telle combinaison. L'hydrogène et l'électricité cohabitant déjà dans plusieurs infrastructures (électrolyseur, usine de liquéfaction d'hydrogène, etc.), il est considéré que le risque pourrait potentiellement être mitigé à un niveau acceptable à travers une ingénierie rigoureuse et des certifications supplémentaires.

Notons que cette mitigation, qui est particulièrement importante en milieu densément peuplé comme le sont les milieux urbains considérés, pourrait mener à des coûts additionnels. En effet, le modèle présenté ne prend pas en compte de potentiels frais associés à l'obtention des certifications nécessaires pour l'équipement électrique en présence d'hydrogène.

De plus amples études sur la sécurité de systèmes combinant hydrogène et électricité (configuration de superliens, outils de protection) sont donc requises.

Contextualisation économique des puissances

Par contextualisation de la puissance, il est entendu la description de scénarios énergétiques ou métriques économiques permettant la comparaison des différentes puissances acheminées².

En effet, le mémoire touche un large éventail de «types» de puissances : la puissance en hydrogène et la puissance électrique qui sont, elles-mêmes, sous-divisées par la densité de

2. La métrique d'investissement total en fonction de la puissance totale transmise (en $[\text{k\$} \cdot \text{an}^{-1} \cdot \text{MW}^{-1} \cdot \text{km}^{-1}]$) portant à la minimisation de la puissance transmise en hydrogène.

l'hydrogène acheminée et tension de la puissance électrique acheminée. Dans l'analyse de configurations spécifiques, ces différences sont soulignées, mais la discussion s'arrête à ce niveau. Une contextualisation, qui pourrait se faire, par exemple, en définissant une valeur marchande du produit livré en fonction des qualitatifs mentionnés, permettrait une application plus versatile des éléments techniques développés dans de ce mémoire.

RÉFÉRENCES

- [1] “Global Hydrogen Review 2023,” IEA, Paris, Rapport technique, 2023. [En ligne]. Disponible : <https://www.iea.org/reports/global-hydrogen-review-2023>
- [2] J. Andersson et S. Grönkvist, “Large-scale storage of hydrogen,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 44, n°. 23, p. 11 901–11 919, 2019. [En ligne]. Disponible : <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360319919310195>
- [3] J. J. Cohen, J. Reichl et M. Schmidthaler, “Re-focussing research efforts on the public acceptance of energy infrastructure : A critical review,” *Energy*, vol. 76, p. 4–9, 2014. [En ligne]. Disponible : <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360544213011262>
- [4] H. Thomas, A. Marian, A. Chervyakov, S. Stückerad, D. Salmieri et C. Rubbia, “Superconducting transmission lines – Sustainable electric energy transfer with higher public acceptance?” *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 55, p. 59–72, 2016. [En ligne]. Disponible : <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S136403211501120X>
- [5] S. S. Kalsi, *Applications of High Temperature Superconductors to Electric Power Equipment*. John Wiley & Sons, Inc., 2011. [En ligne]. Disponible : <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/9780470877890.ch9>
- [6] D. Doukas, “Superconducting transmission systems : Review, classification and technology readiness assessment,” *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 29, 01 2019.
- [7] D. Van Delft et P. Kes, “The discovery of superconductivity,” *Physics Today*, vol. 63, n°. 9, p. 38–43, 09 2010. [En ligne]. Disponible : <https://doi.org/10.1063/1.3490499>
- [8] C. Kittel, *Introduction to solid state physics*. John Wiley & Sons, Inc., 2005.
- [9] R. Kleiner, R. Hott, T. Wolf, G. Zwicknagl, M. Belogolovskii, S. T. Ruggiero, S. C. Wimbush, F. Grilli et F. Sirois, *Fundamentals*. John Wiley & Sons, Inc., 2015, ch. 1, p. 1–104. [En ligne]. Disponible : <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/9783527670635.ch1>
- [10] F. Grilli et F. Sirois, “AC losses and numerical modeling of superconductors,” dans *Applied superconductivity : handbook on devices and applications*, P. Seidel, édit. Wiley-VCH, 2015, ch. 1, p. 93–103.
- [11] M. Noe, “Superconducting Cables,” EUCAS Short Course on Power Applications, Karlsruhe Institute of Technology, September 2017.

- [12] V. Parma, “Cryostat Design,” 2014.
- [13] S. Klöppel, A. Marian, C. Haberstroh et C.-E. Bruzek, “Thermo-hydraulic and economic aspects of long-length high-power MgB_2 superconducting cables,” *Cryogenics*, vol. 113, p. 103211, 2021. [En ligne]. Disponible : <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0011227520302137>
- [14] A. Paramane, M. Awais, T. Chandrasekaran, M. Junaid, M. T. Nazir et X. Chen, “A review on insulation and dielectrics for high- temperature superconducting cables for power distribution : Progress, challenges, and prospects,” *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 33, n°. 6, p. 1–31, 2023.
- [15] M. Nagao, M. Kurimoto, R. Takahashi, T. Kawashima, Y. Murakami, T. Nishimura, Y. Ashibe et T. Masuda, “Dielectric breakdown mechanism of polypropylene laminated paper in liquid nitrogen,” dans *2011 Annual Report Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena*, 2011, p. 419–422.
- [16] A. K. Jha et K. Matsumoto, “Superconductive REBCO thin films and their nanocomposites : The role of rare-earth oxides in promoting sustainable energy,” *Frontiers in Physics*, vol. 7, 2019. [En ligne]. Disponible : <https://www.frontiersin.org/articles/10.3389/fphy.2019.00082>
- [17] SuperPower Inc. and Furukama Electric Group, “Our technology.” [En ligne]. Disponible : <https://www.superpower-inc.com/Technology.aspx>
- [18] L. Savoldi, D. Placido et S. Viarengo, “Thermal-hydraulic models for the cooling of HTS power-transmission cables : status and needs,” *Superconductor Science and Technology*, vol. 35, 01 2022.
- [19] M. Stemmle, F. Merschel, M. Noe et A. Hobl, “Ampacity project — Worldwide first superconducting cable and fault current limiter installation in a german city center,” dans *22nd International Conference and Exhibition on Electricity Distribution (CIRED 2013)*, 2013, p. 1–4.
- [20] C.-E. Bruzek, “Innovative network technologies and the future of Europe’s electricity grid.” Berlin, Germany : BESTPATH’s Dissemination Workshop, 2016, p. 13.
- [21] F. Schmidt et A. Allais, “Superconducting cables for power transmission applications - A review,” Workshop on accelerator magnet superconductors Proceedings, France, 2004.
- [22] J. Maguire, F. Schmidt, F. Hamber et T. Welsh, “Development and demonstration of a long length HTS cable to operate in the long island power authority transmission grid,” *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 15, n°. 2, p. 1787–1792, 2005.
- [23] K. Cordtz. (2008) LIPA Commissions New Superconducting Cable System, Involves Present and Past Brookhaven Lab Research. [En ligne]. Disponible :

- <https://www.bnl.gov/newsroom/news.php?a=1778>
- [24] M. Stemmle, F. Merschel, M. Noe, L. Hofmann et A. Hobl, “Novel Grid Concepts for Urban Area Power Supply,” *Physics Procedia*, vol. 36, p. 884–889, 2012, Superconductivity Centennial Conference 2011. [En ligne]. Disponible : <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S187538921202161X>
 - [25] C. Lee, H. Son, Y. Won, Y. Kim, C. Ryu, M. Park et M. Iwakuma, “Progress of the first commercial project of high-temperature superconducting cables by KEPCO in Korea,” *Superconductor Science and Technology*, vol. 33, n^o. 4, p. 044006, feb 2020. [En ligne]. Disponible : <https://dx.doi.org/10.1088/1361-6668/ab6ec3>
 - [26] CORDIS - EU research results, “No time to lose : Equipping the future electricity grid,” accessed : 2023-07-30. [En ligne]. Disponible : <https://cordis.europa.eu/article/id/124017-no-time-to-lose-equipping-the-future-electricity-grid>
 - [27] A. Ballarino, C. Bruzek, N. Dittmar, S. Giannelli, W. Goldacker, G. Grasso, F. Grilli, C. Haberstroh, S. Holé, F. Lesur, A. Marian, J. Martinez-Val, L. Martini, C. Rubbia, D. C. Salmieri, F. Schmidt et M. Tropeano, “The best paths project on MgB2 superconducting cables for very high power transmission,” *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 26, p. 5401705, 04 2016.
 - [28] C. E. Bruzek, T. Spina, U. Melaccio, M. Tropeano, A. Marian, A. Morandi, F. Gömöry, P. Kováč, W. Reiser, S. Holé, N. Lallouet, T. Iannaccone, J. Roudaut et N. Magnusson, “MgB2-Based MVDC Superconducting Power Cable in Liquid Hydrogen for Hybrid Energy Distribution,” *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 34, n^o. 3, p. 1–5, 2024.
 - [29] “SCARLET,” accessed : 2023-07-30. [En ligne]. Disponible : <https://scarlet-project.eu/project/>
 - [30] “EU Funds SCARLET to Commercialize Long-distance Superconductor Transmission,” *Superconductor Week*, p. 6–7, 03 2023.
 - [31] T. K. Blank et P. Molly, “Hydrogen’s decarbonization impact for industry : Near-term challenges and long-term potential,” Rocky Mountain Institute, Rapport technique, 2020. [En ligne]. Disponible : https://rmi.org/wp-content/uploads/2020/01/hydrogen_insight_brief.pdf
 - [32] *Hydrogen Fuel Cell Engine and Related Technologies*. College of the Desert and SunLine Transit Agency, 2001, ch. Module 1 : Hydrogen properties.
 - [33] “Hydrogen delivery : Hydrogen storage technologies technical team roadmap,” U.S.DRIVE partnership, Rapport technique, June 2013. [En ligne]. Disponible : <https://www.energy.gov/eere/fuelcells/articles/hydrogen-delivery-roadmap>

- [34] M. Khan, C. Young et D. Layzell, “The Techno-Economics of Hydrogen Pipelines,” Transition Accelerator Technical Briefs, Rapport technique, 2021. [En ligne]. Disponible : <https://transitionaccelerator.ca/reports/the-techno-economics-of-hydrogen-pipelines/>
- [35] Enagás, Energinet, B. F. Gasunie, GRTgaz, NET4GAS, OGE, ONTRAS, Snam, Swedegas et Teréga, “European hydrogen backbone : How a dedicated hydrogen infrastructure can be created,” Rapport technique, July 2020. [En ligne]. Disponible : https://ehb.eu/files/downloads/2020_European-Hydrogen-Backbone_Report.pdf
- [36] Nov 2023. [En ligne]. Disponible : https://www.imetllc.com/hydrogen-embrittlement-steel/?doing_wp_cron=1627070965.4191820621490478515625
- [37] J. Holbrook, H. Cialone, E. Collings, E. Drauglis, P. Scott et M. Mayfield, “Control of hydrogen embrittlement of metals by chemical inhibitors and coatings,” dans *Gaseous Hydrogen Embrittlement of Materials in Energy Technologies*, ser. Woodhead Publishing Series in Metals and Surface Engineering, R. P. Gangloff et B. P. Somerday, édit. Woodhead Publishing, 2012, vol. 1, p. 129–153. [En ligne]. Disponible : <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780857095367500052>
- [38] Hydrogen and Fuel Cell Technologies Office, “Hydrogen Pipelines,” Nov 2023. [En ligne]. Disponible : <https://www.energy.gov/eere/fuelcells/hydrogen-pipelines>
- [39] M. Sand, R. Skeie, M. Sandstad, S. Krishnan, G. Myhre, H. Bryant, R. Derwent, D. Hauglustaine, F. Paulot, M. Prather et D. Stevenson, “A multi-model assessment of the global warming potential of hydrogen,” *Communications Earth Environment*, vol. 4, 06 2023.
- [40] R. G. Derwent, “Global warming potential (GWP) for hydrogen : Sensitivities, uncertainties and meta-analysis,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 48, n°. 22, p. 8328–8341, 2022. [En ligne]. Disponible : <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360319922055380>
- [41] Intergovernmental Panel on Climate Change (IPCC), *The Earth’s Energy Budget, Climate Feedbacks and Climate Sensitivity*. Cambridge University Press, 2023, p. 923–1054.
- [42] J. Leachman, B. Jacobson, S. Penoncello et E. Lemmon, “Fundamental Equations of State for Parahydrogen, Normal Hydrogen, and Orthohydrogen,” 09 2009. [En ligne]. Disponible : https://tsapps.nist.gov/publication/get_pdf.cfm?pub_id=832374
- [43] J. Peng et R. Ahluwalia, “Enhanced dormancy due to para-to-ortho hydrogen conversion in insulated cryogenic pressure vessels for automotive applications,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 38, n°. 31, p. 13 664–13 672, 2013. [En ligne]. Disponible : <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360319913019794>
- [44] C. D. Muzny, M. L. Huber et A. F. Kazakov, “Correlation for the viscosity of normal hydrogen obtained from symbolic regression,” *Journal of Chemical &*

- Engineering Data*, vol. 58, n°. 4, p. 969–979, 2013. [En ligne]. Disponible : <https://doi.org/10.1021/je301273j>
- [45] U. Cardella, L. Decker et H. Klein, “Economically viable large-scale hydrogen liquefaction,” *IOP Conference Series : Materials Science and Engineering*, vol. 171, n°. 1, p. 012013, feb 2017. [En ligne]. Disponible : <https://dx.doi.org/10.1088/1757-899X/171/1/012013>
- [46] D. O. Berstad, J. H. Stang et P. Neksa, “Comparison criteria for large-scale hydrogen liquefaction processes,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 34, n°. 3, p. 1560–1568, 2009. [En ligne]. Disponible : <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360319908016066>
- [47] M. J. Roberts, F. Chen et Ö. Saygi-Arslan, “Brayton refrigeration cycles for small-scale lng,” 2015. [En ligne]. Disponible : <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:106400098>
- [48] K. Stolzenburga, D. Berstad et L. Decker, “Efficient Liquefaction of Hydrogen : Results of the IDEALHY Project,” November 2013. [En ligne]. Disponible : https://www.idealhy.eu/uploads/documents/IDEALHY_XX_Energie-Symposium_2013_web.pdf
- [49] M. Yang, R. Hunger, S. Berrettoni, B. Sprecher et B. Wang, “A review of hydrogen storage and transport technologies,” *Clean Energy*, vol. 7, p. 190–216, 04 2023.
- [50] S. Krasae-in, J. H. Stang et P. Neksa, “Development of large-scale hydrogen liquefaction processes from 1898 to 2009,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 35, n°. 10, p. 4524–4533, 2010, novel Hydrogen Production Technologies and Applications. [En ligne]. Disponible : <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360319910004118>
- [51] S. Jansen et N. Woudstra, “Understanding the exergy of cold : Theory and practical examples,” *Int. J. of Exergy*, vol. 7, p. 693 – 713, 01 2010.
- [52] V. Vysotsky, I. Antukhov, V. Firsov, E. Blagov, V. Kostyuk, A. Nosov, S. Fetisov, S. Zanegin, V. Rachuk et B. Katorgin, “Energy Transfer with Hydrogen and Superconductivity – The Review of the First Experimental Results,” *Physics Procedia*, vol. 65, p. 299–302, 12 2015.
- [53] “SCARLET - WP4,” accessed : 2023-07-30. [En ligne]. Disponible : <https://scarlet-project.eu/project/wp-4/>
- [54] I. H. Bell, J. Wronski, S. Quoilin et V. Lemort, “Pure and Pseudo-pure Fluid Thermophysical Property Evaluation and the Open-Source Thermophysical Property Library CoolProp,” *Industrial & Engineering Chemistry Research*, vol. 53, n°. 6, p. 2498–2508, 2014. [En ligne]. Disponible : <http://pubs.acs.org/doi/abs/10.1021/ie4033999>

- [55] M. Bracha, G. Lorenz, A. Patzelt et M. Wanner, “Large-scale hydrogen liquefaction in Germany,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 19, n°. 1, p. 53–59, 1994. [En ligne]. Disponible : <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0360319994901775>
- [56] G. Valenti et E. Macchi, “Proposal of an innovative, high-efficiency, large-scale hydrogen liquefier,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 33, p. 3116–3121, 06 2008.
- [57] S. C. Wimbush, “Robinson HTS Wire Critical Current Database,” accessed : 2023-05. [En ligne]. Disponible : <https://htsdb.wimbush.eu/>
- [58] *DuPont™ Kapton® HN polyimide film : Technical Data Sheet*, DuPont™, 2011. [En ligne]. Disponible : https://catalog.cshyde.com/Asset/Data%20Sheet%2018-___F%20Dupont%20Kapton%C2%AE%20HN%20Film.pdf
- [59] W.-J. Kim, P. Cheetham, C. H. Kim, L. Graber, H. Rodrigo, H.-S. Shin et S. V. Pamidi, “Comparative study of cryogenic dielectric and mechanical properties of insulation materials for helium gas cooled HTS power devices,” *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 27, n°. 4, p. 1–5, 2017.
- [60] C.-E. Bruzek, “Liq H2 and superconducting cables.” Aussois, France : Journées d’aussois 2021, 2021.
- [61] P. Cheetham, C. Park, C. Kim, L. Graber et S. Pamidi, “Dielectric properties of cryogenic gas mixtures for superconducting power applications,” vol. 278, 12 2017, p. 012040.
- [62] C. S. Marchi et B. Somerday, “Technical reference on hydrogen compatibility of materials,” Sandia National Laboratories, Rapport technique, 2012. [En ligne]. Disponible : https://h2tools.org/sites/default/files/SAND2012_7321.pdf
- [63] *Section VIII–Division I : Rules for Construction of Pressure Vessels*, ser. ASME : Boiler and Pressure Vessel Code. ASME, 2017, p. 14–19, 272.
- [64] *ISO 10380 :2012 Pipework Corrugated Metal Hoses and Hoses Assemblies*, International Organisation for Standardization, 2012.
- [65] “Coolprop 6.6.0.” [En ligne]. Disponible : <http://www.coolprop.org/>
- [66] F. Huber, W. Song, M. Zhang et F. Grilli, “The T-A formulation : An efficient approach to model the macroscopic electromagnetic behaviour of HTS coated conductor applications,” *Superconductor Science and Technology*, vol. 35, 02 2022.
- [67] “Hydrogen Delivery Scenario Analysis Model,” Nov. 2023. [En ligne]. Disponible : <https://hdsam.es.anl.gov/index.php?content=hdsam>
- [68] U.S. Bureau of Labor Statistics, “Chemical Plant and System Operators.” [En ligne]. Disponible : <https://data.bls.gov/pdq/SurveyOutputServlet>

- [69] S. Claudet, P. Gayet, P. Lebrun, L. Tavian et U. Wagner, *Economics of Large Helium Cryogenic Systems : Experience from Recent Projects at CERN*. Boston, MA : Springer US, 2000, p. 1301–1308. [En ligne]. Disponible : https://doi.org/10.1007/978-1-4615-4215-5_44
- [70] “Kurt J. Lesker Company : Vacuum Flanges & Components .” [En ligne]. Disponible : <https://www.lesker.com/vacuum-flanges-components.cfm?section=bellows>
- [71] Midcontinent Independent System Operator, Inc. (MISO), “Transmission Cost Estimation Guide,” Rapport technique, 2019. [En ligne]. Disponible : <https://nocapx2020.info/wp-content/uploads/2019/07/Transmission-Cost-Estimation-Guide-for-MTEP-2019337433.pdf>
- [72] K. Kauder, *Strömungs und widerstandsverhalten in gewellten rohren*. Von der Fakultät für Maschinenwesen an der Technischen, 1971.
- [73] W. M. Rohsenow, J. P. Hartnett, Y. I. Cho *et al.*, *Handbook of heat transfer*, vol. 3.
- [74] M. Hacıislamoglu, “Practical pressure loss predictions in realistic annular geometries,” *Software - Practice and Experience*, 1994. [En ligne]. Disponible : <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:62570498>

ANNEXE A VARIATION D'ENTHALPIE EN PÉRIPHÉRIE DU POINT CRITIQUE

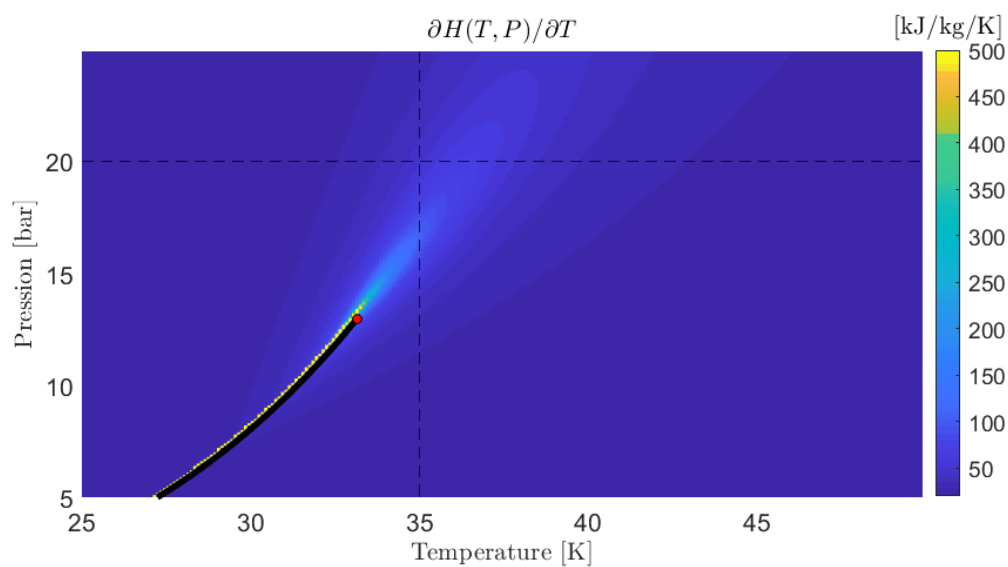


FIGURE A.1 Variation d'enthalpie en périphérie du point critique (en rouge).

ANNEXE B COEFFICIENT DE FRICTION

Le coefficient de friction provient de corrélations empiriques qui dépendent de la géométrie du canal dans lequel le fluide s'écoule, de la rugosité des surfaces impliquées et du nombre de Reynolds, i.e. le ratio des forces inertielles aux forces visqueuses au dans un fluide en mouvement.

$$Re = \frac{\rho v_{moy} d_h}{\mu} \quad , \quad (B.1)$$

Le modèle calcule ensuite le coefficient de friction de l'écoulement, à l'instar de l'approche utilisée dans S.Klöppel et al. [13].

Pour les surfaces non-corruguées, i.e. la gaine d'un câble ou un tuyau lisse, le coefficient de friction est obtenu par la résolution itérative de l'équation de Colebrook :

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log \left(\frac{\epsilon}{3.7 d_h} + \frac{2.51}{Re \sqrt{f}} \right) \quad , \quad (B.2)$$

où ϵ est la rugosité du matériel.

Pour les surfaces corruguées, le coefficient de friction est obtenu par la corrélation de Kauder [72] :

$$f = 3400 \alpha^{4.13} \beta^{(0.7+230\alpha^{2.1})} Re^{0.193 \exp(-3300\alpha^{2.6}\beta)} \quad , \quad (B.3)$$

avec $\alpha = \frac{a}{d_i}$ et $\beta = \frac{a}{s}$, où a est la profondeur de crête de la corrugation et s la distance d'un pic à l'autre (période).

Dans une géométrie où le canal est partiellement obstrué par un autre cylindre (e.g. la géométrie triaxiale dans laquelle le câble repose dans le canal d'hydrogène), le coefficient de friction concentrique, f_c , est la moyenne prise sur la circonférence de contact décrite par Rohsenow et al. [73] et s'écrit :

$$f_c = \frac{f_i r_i + f_e r_e}{r_i + r_e} \quad , \quad (B.4)$$

où l'indice i dénote les paramètres du cylindre intérieur (e.g. le câble) et e ceux du cylindre externe.

Finalement, puisque le câble et le cryostat ne sont pas concentriques (le câble reposant dans le bas du canal), le coefficient est ajusté avec le modèle proposé par Hacıislamoglu and Cartalos [74] :

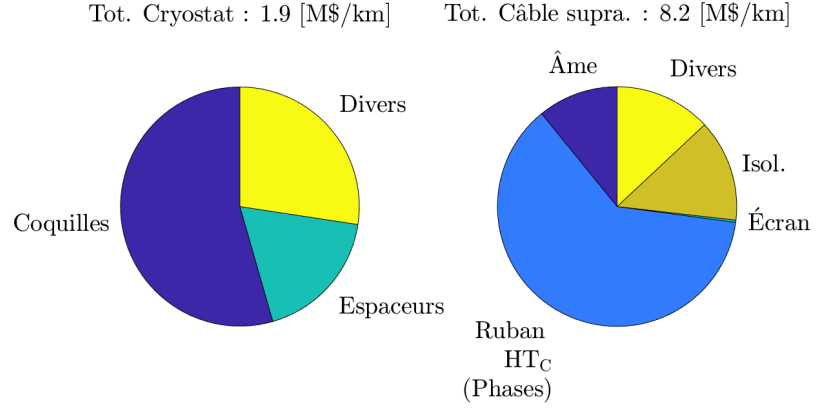
$$f = K_\epsilon f_c \tag{B.5}$$

$$K_\epsilon = 1 - 0.048 \left(\frac{r_i}{r_e} \right)^{0.8454} - \frac{2}{3} \left(\frac{r_i}{r_e} \right)^{0.1852} + 0.285 \left(\frac{r_i}{r_e} \right)^{0.2527} . \tag{B.6}$$

Notons, que la basse viscosité de l'hydrogène et son intérêt énergétique au sein du système (qui ne pousse pas à la minimisation du débit), vont naturellement pousser le modèle dans un régime d'écoulement turbulent, i.e. $Re > 3300$ [74].

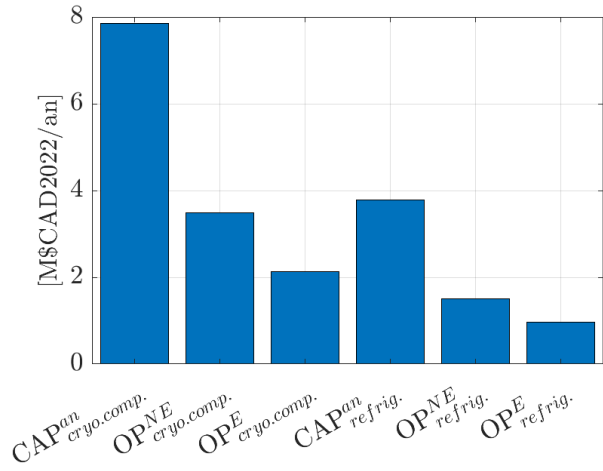
ANNEXE C FICHES DESCRIPTIVES DE SUPERLIENS

Type	Coax.
Tension	25 kV
n -couche	1
$w_{Tot,rubans}$	99.9 cm
T_{max}	50 K
$d_{H2,in}$	10.0 cm
$d_{cryo,ext}$	15.7 cm
\dot{q}_{ext}	2.2 W/m
I_C	36.9 kA
$CAPEX_{super}$	11.0 M\$/km



\dot{m}	I	P_{H2}	P_{elec}	P_{elec}/P_{H2}	T_{in}	L_0	ρ_{out}/ρ_{amb}
20 tpj	13 kA	28 MW	565 MVA	20	35 K	42.7 km	75

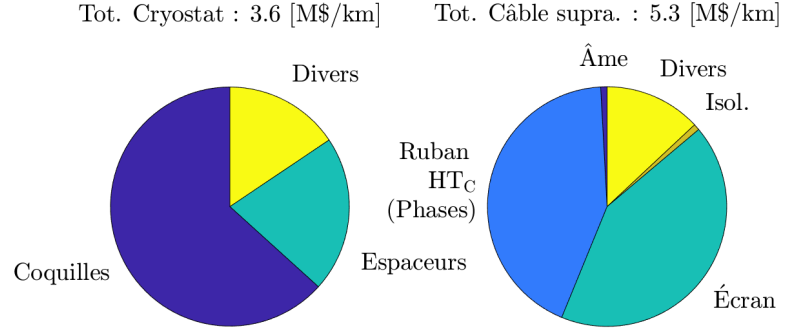
Métrique	Inf.	Sup.
P_{froid} [MW]	3.0	6.6
P_{froid}/P_{Tot} [kW/MW]	5.1	11.2
$\sqrt{Sol_{froid}}$ [m]	47.9	128.0
$CAPEX_{froid}$ [M\$]	46.9	97.4
$CAPEX_{Tot}$ [M\$]	518.0	568.5
P_{froid}/L_0 [kW/km]	71	155.1
$CAPEX_{froid}/L_0$ [M\$/km]	1.1	2.3
$CAPEX_{Tot}/L_0$ [M\$/km]	12.1	13.3



Métrique	Unité	Inf.	Sup.
$CAPEX_{Tot}/P_{Tot}/L_0$	[k\$ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	20.4	22.4
$CAPEX_{Tot}^{an}/P_{Tot}/L_0$	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	1.6	1.8
$OPEX_{Tot}/P_{Tot}/L_0$	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	0.7	0.8
$(CAPEX_{Tot}^{an} + OPEX_{Tot})/P_{Tot}/L_0$	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	2.3	2.6

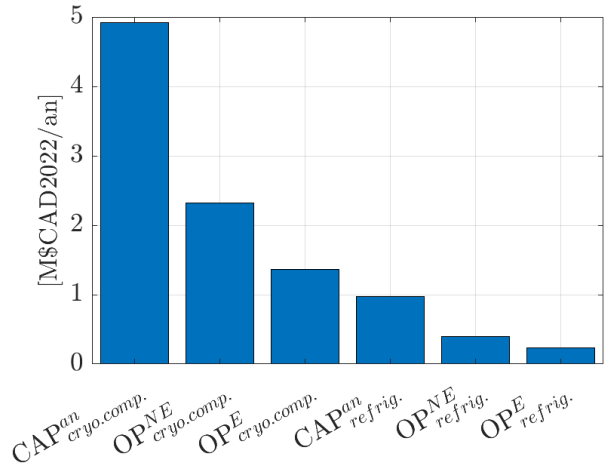
FIGURE C.1 Fiche technique.

Type	Triax
Tension	69 kV
n -couche	3
$w_{Tot, rubans}$	88.7 cm
T_{max}	60 K
$d_{H2, in}$	15.0 cm
$d_{cryo, ext}$	18.4 cm
\dot{q}_{ext}	2.4 W/m
I_C	11.5 kA
CAPEX _{super}	9.0 M\$/km



\dot{m}	I	P_{H2}	P_{elec}	P_{elec}/P_{H2}	T_{in}	L_0	ρ_{out}/ρ_{amb}
20 tpj	4 kA	28 MW	485 MVA	17	50 K	18.8 km	97

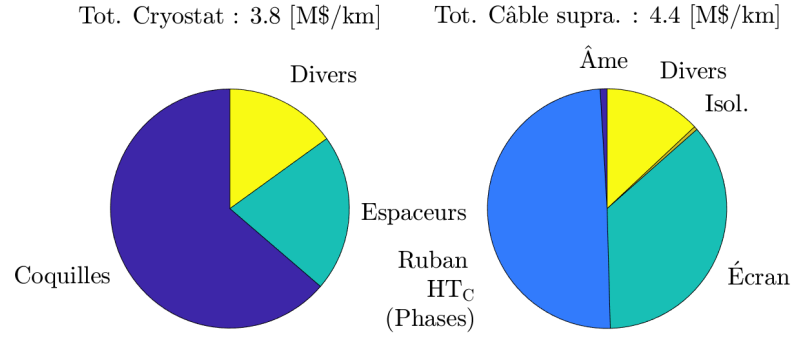
Métrique	Inf.	Sup.
P_{froid} [MW]	0.7	4.2
P_{froid}/P_{Tot} [kW/MW]	1.4	8.3
$\sqrt{Sol_{froid}}$ [m]	25.1	107.4
CAPEX _{froid} [M\$]	12.0	61.0
CAPEX _{Tot} [M\$]	181.0	229.9
P_{froid}/L_0 [kW/km]	38	225.3
CAPEX _{froid} / L_0 [M\$/km]	0.6	3.2
CAPEX _{Tot} / L_0 [M\$/km]	9.6	12.2



Métrique	Unité	Inf.	Sup.
CAPEX _{Tot} / P_{Tot}/L_0	[k\$ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	18.7	23.8
CAPEX ^{an} _{Tot} / P_{Tot}/L_0	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	1.5	1.9
OPEX _{Tot} / P_{Tot}/L_0	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	0.6	1.0
(CAPEX ^{an} _{Tot} +OPEX _{Tot})/ P_{Tot}/L_0	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	2.1	2.9

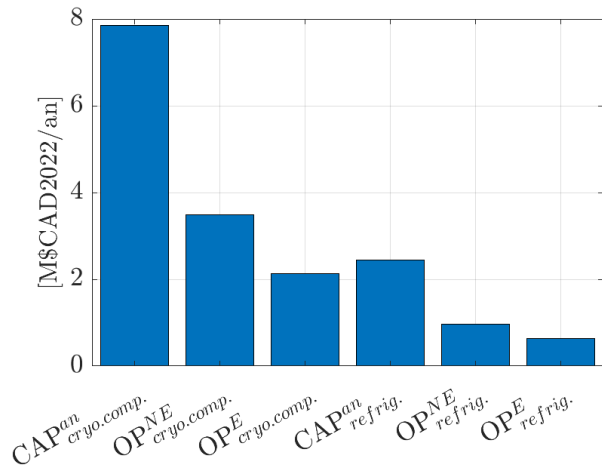
FIGURE C.2 Fiche technique.

Type	Triax
Tension	49 kV
n -couche	3
$w_{Tot, rubans}$	73.0 cm
T_{max}	45 K
$d_{H2, in}$	15.0 cm
$d_{cryo, ext}$	18.5 cm
\dot{q}_{ext}	2.4 W/m
I_C	18.3 kA
CAPEX _{super}	8.2 M\$/km



\dot{m}	I	P_{H2}	P_{elec}	P_{elec}/P_{H2}	T_{in}	L_0	ρ_{out}/ρ_{amb}
20 tpj	6 kA	28 MW	550 MVA	20	35 K	37.5 km	162

Métrique	Inf.	Sup.
P_{froid} [MW]	2.0	6.6
P_{froid}/P_{Tot} [kW/MW]	3.5	11.5
$\sqrt{Sol_{froid}}$ [m]	37.9	128.0
CAPEX _{froid} [M\$]	30.3	97.4
CAPEX _{Tot} [M\$]	336.3	403.4
P_{froid}/L_0 [kW/km]	53	176.6
CAPEX _{froid} / L_0 [M\$/km]	0.8	2.6
CAPEX _{Tot} / L_0 [M\$/km]	9.0	10.7



Métrique	Unité	Inf.	Sup.
CAPEX _{Tot} / P_{Tot}/L_0	[k\$ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	15.5	18.6
CAPEX ^{an} _{Tot} / P_{Tot}/L_0	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	1.2	1.5
OPEX _{Tot} / P_{Tot}/L_0	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	0.5	0.7
(CAPEX ^{an} _{Tot} + OPEX _{Tot})/ P_{Tot}/L_0	[k\$ · an ⁻¹ · MW ⁻¹ · km ⁻¹]	1.8	2.2

FIGURE C.3 Fiche technique.