



**HAL**  
open science

# Etude CFD et expérimentale d'un stockage thermique de type thermocline

Alexis Ferré

► **To cite this version:**

Alexis Ferré. Etude CFD et expérimentale d'un stockage thermique de type thermocline. Autre. Université de Pau et des Pays de l'Adour, 2024. Français. NNT: 2024PAUU3023 . tel-04820213

**HAL Id: tel-04820213**

**<https://theses.hal.science/tel-04820213v1>**

Submitted on 5 Dec 2024

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



Distributed under a Creative Commons Attribution 4.0 International License

# THÈSE

UNIVERSITÉ DE PAU ET DES PAYS DE L'ADOUR

École doctorale des Sciences Exactes et de leurs Applications  
(ED SEA 211)

Présentée et soutenue le 26 Septembre 2024  
par **Alexis FERRÉ**

pour obtenir le grade de docteur  
de l'Université de Pau et des Pays de l'Adour  
Spécialité : Énergétique

## ÉTUDE CFD ET EXPÉRIMENTALE D'UN STOCKAGE THERMIQUE DE TYPE THERMOCLINE

### MEMBRES DU JURY

#### RAPPORTEUR.ICE.S

- M. Daniel BOUGEARD
- Mme Lingai LUO

Professeur des universités – IMT Nord Europe  
Directrice de recherche CNRS - Université de Nantes

#### EXAMINATEURS

- M. Benoit STUTZ
- M. Thomas FASQUELLE

Professeur des universités – Université Savoie Mont-Blanc, Président du jury  
Maître de conférences – Polytech-Marseille

#### ENCADRANTS

- M. Rémi MANCEAU
- M. Sylvain SERRA
- M. Jérôme POUVREAU
- M. Arnaud BRUCH

Directeur de recherche CNRS – Université de Pau et des Pays de l'Addour, Co-directeur  
Maître de conférences – Université de Pau et des Pays de l'Addour, Co-directeur  
Ingénieur de recherche – CEA Grenoble, Co-encadrant  
Ingénieur de recherche – CEA Grenoble, Co-encadrant





# Remerciements

Je tiens tout d'abord à remercier les membres du jury pour avoir accepté d'évaluer mon travail. Vos retours constructifs ont été précieux et m'ont permis d'approfondir ma réflexion.

Je souhaite également exprimer ma profonde gratitude à mes encadrants. À Pau, je remercie sincèrement mes co-directeurs, Rémi et Sylvain, pour leur disponibilité, notamment lors des nombreuses visioconférences. Votre patience et votre volonté de partager vos connaissances, en particulier sur la modélisation de la turbulence, ont été essentielles à l'aboutissement de cette thèse. À Grenoble, je tiens à remercier mes co-encadrants, Arnaud et Jérôme, qui m'ont accompagné pendant presque quatre ans. Arnaud, merci pour tes conseils (toujours pragmatiques !) et ton expertise expérimentale précieuse. Jérôme, merci pour ton suivi quotidien, ta rigueur et tes suggestions toujours pertinentes. Votre bienveillance, à vous quatre, m'a permis de progresser tout au long de cette aventure.

Je tiens également à remercier chaleureusement toute l'équipe technique qui a contribué à l'élaboration du dispositif expérimental STEROID. Olivier, merci pour ta patience, ta disponibilité, et pour tous ces câbles minutieusement installés ! Alexis, ta motivation et ta volonté de bien faire ont permis de mettre en place une instrumentation remarquable, et je me souviendrai longtemps de cet étiquetage réalisé au 10.24 en plein mois de décembre. Mathilde, merci pour ton aide dans le dépouillement des données, et désolé pour les quinze jours de câblage ininterrompus des thermocouples... Gilles, Lucas, Rémi, Jérôme B. et Laurent, un grand merci pour votre aide à chaque étape, toujours prêts à donner un coup de main.

Je souhaite également exprimer ma reconnaissance au laboratoire LCST, en commençant par la direction. Merci à Stéphane puis à Nadia pour votre bienveillance et l'intérêt constant que vous portez aux travaux des doctorant·e·s. Un immense merci à tou·te·s les jeunes chercheur·e·s (ou non-permanent·e·s...), en particulier à mes co-bureaux historiques, Teddy, Guillaume et Adrien, avec qui chaque moment partagé a été un vrai plaisir. Teddy et Guillaume, vos propres travaux de thèse m'ont indéniablement motivé durant ces années. Merci également à Benoît, Mathilde et Théophile, avec qui les moments, bien que plus courts, ont été tout aussi agréables. Un merci particulier à Robin pour tes talents d'imitateur, à Elie, William, Léa, Titouan, Awa, Maïté, et tou·te·s les autres pour avoir contribué à créer une ambiance quotidienne exceptionnelle.

À tou·te·s les permanent·e·s du laboratoire, je vous adresse également un grand merci. Vos échanges et conseils, même informels, ont été d'une grande aide tout au long de mon parcours. En particulier, merci à Pierre C. et Franck, ainsi qu'à Trang, pour vos conseils et parfois vos dépannages en CFD. Sébastien, merci pour ta flexibilité lors de la conception de STEROID. Je remercie sincèrement Anne-Laure pour m'avoir apporté un éclairage indispensable sur *la science* des incertitudes de mesure. Merci également à Nesrine et Maryline pour votre aide dans la gestion des nombreuses démarches administratives auxquelles un doctorant peut être confronté.

Je tiens à exprimer ma gratitude à mes ami·e·s, qu'ils soient à Grenoble, Nantes, Lyon, Lille ou Paris, pour leur soutien indéfectible tout au long de ces années.

Merci à ma famille pour leur support inconditionnel.

Merci à toutes celles et ceux que j'ai oublié.e.s.

PS : un dernier remerciement à Taylor, Mylène et Lana, sans qui ces années de thèse auraient été bien moins musicales...



# Table des matières

Remerciements.....	3
Table des matières.....	5
Nomenclature.....	7
Introduction générale.....	9
Chapitre 1. Le stockage thermocline : approches physique et numérique.....	15
Chapitre 2. Modélisation CFD : application à un stockage de la littérature.....	71
Chapitre 3. Travaux expérimentaux : conception et exploitation du stockage STERIOD.....	119
Chapitre 4. Validation de la CFD : application au stockage STERIOD.....	177
Conclusion & perspectives.....	227
Liste des figures.....	233
Liste des tableaux.....	241
Annexes.....	243
Références.....	285
Résumé-abstrait.....	295



# Nomenclature

## Symboles latins

$C_p$	Capacité thermique massique	[J.K <sup>-1</sup> .kg <sup>-1</sup> ]
$C_\mu$	Coefficient adimensionnel, $C_\mu = 0,09$	[-]
D	Diamètre de stockage	[m]
$D_h$	Diamètre hydraulique	[m]
e	Epaisseur	[m]
g	Accélération de la gravité	[m.s <sup>-2</sup> ]
H	Hauteur de stockage	[m]
h	Enthalpie massique	[J.kg <sup>-1</sup> ]
$h_{conv}$	Coefficient d'échange convectif	[W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]
$h_{eq}$	Coefficient d'échange convectif équivalent	[W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]
I	Intensité turbulente	[-]
k	Energie cinétique turbulente	[J.kg <sup>-1</sup> ]
m	Masse	[kg]
$\dot{m}$	Débit massique	[kg.s <sup>-1</sup> ]
P	Pression	[Pa]
Q	Débit volumique	[m <sup>3</sup> .s <sup>-1</sup> ]
r	Coordonnée radiale	[m]
$S_{ij}$	Tenseur de la vitesse de déformation moyenne, $S_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$	[s <sup>-1</sup> ]
t	Temps	[s]
T	Température	[K]
U	Vitesse moyenne	[m.s <sup>-1</sup> ]
$U_{ax}$	Vitesse moyenne de propagation axiale du fluide à l'intérieur du stockage	[m.s <sup>-1</sup> ]
u	Vitesse fluctuante	[m.s <sup>-1</sup> ]
$u^*$	Vitesse instantanée	[m.s <sup>-1</sup> ]
$\overline{u_i u_j}$	Tenseur des contraintes de Reynolds, $-\overline{u_i u_j} = 2\nu_t S_{ij} - \frac{2}{3} k \delta_{ij}$	[m <sup>2</sup> .s <sup>-2</sup> ]
$y^+$	Distance à la paroi adimensionnelle	[-]
z	Coordonnée axiale	[m]

## Symboles grecs

$\alpha$	Diffusivité moléculaire	[m <sup>2</sup> .s <sup>-1</sup> ]
$\beta, \beta_1$	Coefficient de dilatation thermique obtenu au premier ordre à $T_0$	[K <sup>-1</sup> ]
$\beta_2$	Coefficient de dilatation thermique obtenu au deuxième ordre à $T_0$	[K <sup>-2</sup> ]
$\delta$	Epaisseur de thermocline	[m]
$\delta_{ij}$	Symbole de Kronecker	[-]
$\epsilon$	Taux de dissipation	[W.kg <sup>-1</sup> ]
$\theta$	Température adimensionnelle	[-]
$\lambda$	Conductivité thermique	[W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]
$\mu$	Viscosité dynamique	[Pa.s]
$\nu$	Viscosité cinématique	[m <sup>2</sup> .s <sup>-1</sup> ]
$\rho$	Masse volumique	[kg.m <sup>-3</sup> ]
$\tau$	Taux de restitution	[-]
$\tau_{ij}$	Contraintes de cisaillement visqueuses, $\tau_{ij} = \mu \left( 2S_{ij} - \frac{2}{3} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \right)$	[Pa]



$\omega$  Taux de dissipation spécifique [s<sup>-1</sup>]

### Indices et exposant

ref	Référence
c	Chaud
f	Froid
i,j	Directions cartésiennes
in	Inlet
Inj	Injection
rel	Relatif
t	Turbulent
(t)	Obtenu grâce à une évolution temporelle de la température
(z)	Obtenu grâce à une profil axial de la température
0	Initial

### Abbreviations

Amb	Ambiant
B1	Approximation de Boussinesq au 1 <sup>er</sup> ordre
B2	Approximation de Boussinesq au 2 <sup>nd</sup> ordre
CFD	Computational Fluid Dynamics
DNS	Direct Numerical Simulation
ER	Écart Relatif
ENR	Énergies renouvelables
Exp.	Expérimental
LES	Large Eddy Simulation
RANS	Reynolds-Averaged Navier-Stokes
TC	Thermocouple(s)
TES	Thermal Energy Storage
TTES	Thermocline Thermal Energy Storage
$\Delta$	Variation

# **Introduction générale**

Depuis la révolution industrielle, l'humanité a profondément transformé son environnement, exploitant sans relâche les ressources fossiles pour alimenter une croissance économique sans précédent. Ce progrès a entraîné une augmentation significative des émissions de gaz à effet de serre, en particulier celles de CO<sub>2</sub>, perturbant l'équilibre climatique de la Terre. En 2015, les Accords de Paris ont fixé pour objectif de maintenir l'augmentation de la température mondiale en dessous de 2°C [1]. Sept ans plus tard, la tendance ne s'est pas inversée, et le dérèglement climatique se manifeste par des phénomènes météorologiques extrêmes. Face à cette crise mondiale, il est impératif d'atténuer le dérèglement climatique et de réduire drastiquement les émissions de CO<sub>2</sub>.

En France, la « loi de transition énergétique pour la croissance verte » de 2015 (LTECV) définit les objectifs ambitieux à suivre pour lutter contre le dérèglement climatique. Le pays s'engage notamment à réduire les émissions de gaz à effet de serre de 40% d'ici 2030 par rapport à 1990 [2]. Les énergies renouvelables (ENR), telles que l'énergie solaire, éolienne ou encore hydraulique, jouent un rôle crucial dans la transition énergétique en fournissant des ressources durables et moins polluantes que les énergies fossiles. À ce titre, la LTECV prévoit de porter la part des ENR à 23 % de la consommation finale brute d'énergie en 2020, et à 32 % en 2030. En 2022, la part des ENR représente 13,9% de la consommation énergétique (Figure 0-1).

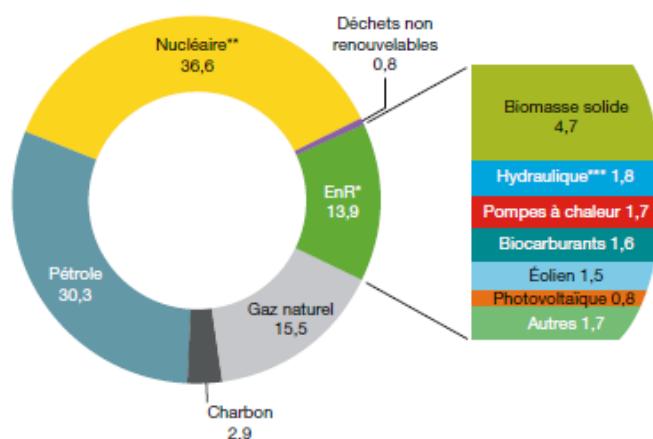


Figure 0-1 : Répartition de la consommation d'énergie primaire par énergie en pourcentage (total : 2482 TWh en 2022, donnée non corrigée des variations climatiques) (issu de [3])

Toutefois, la nature intermittente des énergies renouvelables nécessite des solutions efficaces de stockage. En stockant l'excédent d'énergie produite lors des périodes de forte production (comme le jour pour le solaire ou les périodes venteuses pour l'éolien), il devient possible de l'utiliser ultérieurement lorsque la production est faible, assurant ainsi une fourniture d'énergie continue et stable.

Parmi les différentes technologies de stockage d'énergie, le stockage thermique (*Thermal Energy Storage* ou TES) se définit comme un composant permettant d'accumuler de l'énergie sous forme de chaleur. Classiquement, le stockage thermique est catégorisé selon les principes physiques utilisés pour le stockage de chaleur :

- **Le stockage sensible** : le stockage de chaleur est réalisé par l'élévation de température d'un ou plusieurs matériaux solide ou liquide. Le choix du matériaux dépend de ses caractéristiques telles que sa masse volumique, sa capacité thermique massique ou encore sa conductivité.

- **Le stockage latent :** le stockage de chaleur est réalisé lors du changement de phase d'un matériau, solide-liquide ou liquide-vapeur, et inversement. La chaleur disponible est la résultante de la chaleur sensible et latente. Cette dernière est disponible à température constante. Les matériaux impliqués dans de tels stockages sont dits à « changements de phase » (MCP).
- **Le stockage thermochimique :** le stockage est réalisé via une réaction chimique réversible entre plusieurs composés. Une telle réaction est endothermique dans un sens, et exothermique dans l'autre.

En général, les stockages sensibles sont les plus communément utilisés en raison de leur simplicité et fiabilité, en comparaison aux deux autres méthodes de TES [4]. Ils peuvent être intégrés dans n'importe quel système ayant recouru à des procédés thermiques. Par exemple, ils peuvent être utilisés dans des centrales solaires thermiques, dans l'industrie pour la récupération de chaleur fatale ou encore sur des réseaux de chaleur. Pour ces derniers, l'intégration des TES a contribué depuis 2016, à ce que les ENR devancent le gaz naturel dans le mix énergétique des réseaux de chaleur (Figure 0-2).

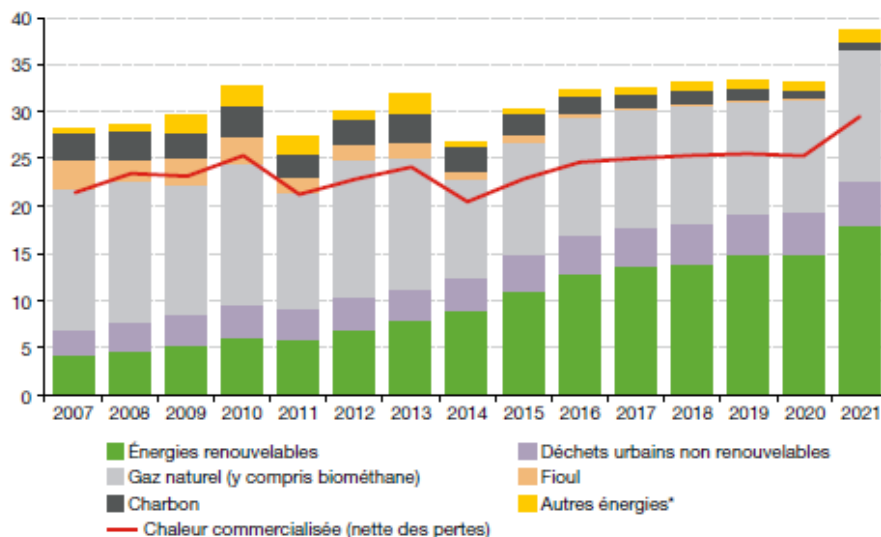


Figure 0-2 : Consommation d'énergie pour la production de chaleur par source d'énergie dans les réseaux de chaleur (en TWh, données non corrigées des variations climatiques) (issu de [3])

Parmi les différentes méthodes de stockage sensible, le stockage thermocline (*Thermocline Thermal Storage* ou TTES) se distingue par son approche stratifiée en température. Un TTES est basé sur la coexistence de trois zones au sein de celui-ci : une zone froide en bas, une chaude en haut et une zone de gradient thermique au milieu aussi appelée « zone thermocline » (Figure 0-3). Ces régions sont maintenues grâce à l'écart de masse volumique du liquide, causé par la différence de température au sein du réservoir.

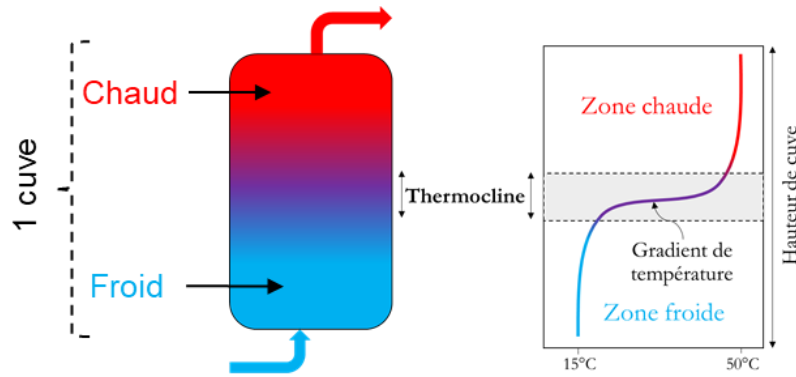


Figure 0-3 : Schéma des différentes régions thermiques d'un stockage thermocline

Les performances énergétiques d'un TTES sont directement liées au procédé dans lequel il s'intègre (Figure 0-4). En effet, c'est ce dernier qui va définir les contraintes de pilotage du stockage en imposant les températures limites :

- En décharge, le stockage fournit du liquide chaud au procédé dont la température est supérieure à la température limite;
- En charge, le stockage évacue du liquide froid dont la température est inférieure à la température limite.

Une fois ces limites franchies, la chaleur n'est plus valorisable dans le procédé. Donc la zone du gradient thermique représente la région non valorisable du stockage, au regard des contraintes imposées par le procédé. Ainsi, plus la zone thermocline est petite, meilleure est la stratification et plus grande est la quantité d'énergie que le stockage peut restituer. Il est donc nécessaire de comprendre les mécanismes régissant la zone thermocline afin de pouvoir la réduire.

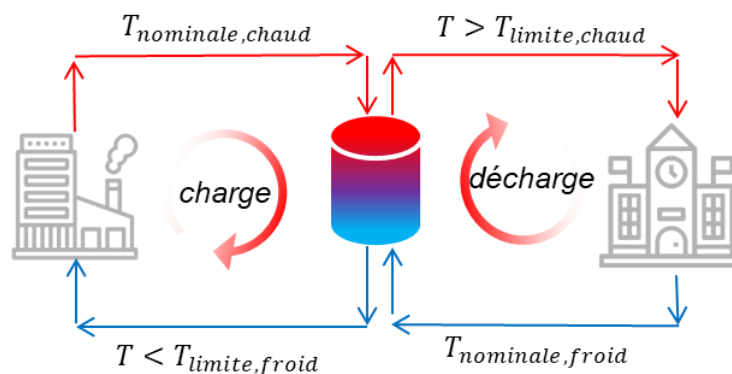


Figure 0-4 : Schéma des phases de fonctionnement d'un stockage thermocline au sein d'un procédé

Or la thermocline est impactée par de nombreux phénomènes physiques tels que le mélange causé par l'injection et le soutirage du liquide (aussi appelé « distribution »), la conduction au sein du liquide ou encore les pertes thermiques, et dont les interactions avec la zone thermocline ne sont pas précisément élucidées. Le mélange causé par l'injection est directement impliqué par les distributeurs hydrauliques (Figure 0-5). Comme il sera précisé dans le chapitre 1, leur impact sur la thermocline est notable et de nombreuses géométries existent. Or dans le cadre d'un dimensionnement de stockage thermocline, ce sont ces éléments qui nécessitent d'être dimensionnés. Pour ce faire, la modélisation est utilisée.

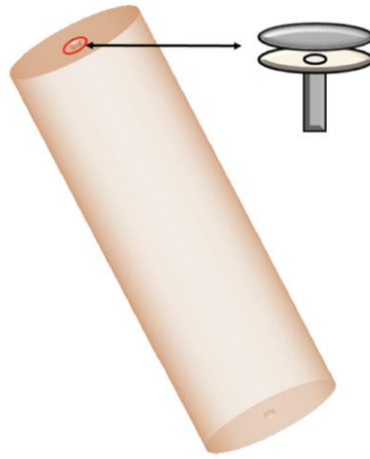


Figure 0-5 : Schéma d'un stockage thermocline et de son distributeur hydraulique à double plaques (issu de [5])

La mécanique des fluides numérique (*Computational Fluid Dynamics* ou CFD) rend possible la considération de l'ensemble des phénomènes physiques dans un TTES et s'avère essentielle lorsqu'il est question d'amélioration des performances d'un tel composant sans avoir recours à l'expérimentation. Cette technique de modélisation permet de simuler les comportements thermiques et fluidiques au sein du réservoir, offrant des informations précieuses pour la conception et la gestion des systèmes de stockage. Toutefois, pour qu'un tel modèle soit fiable, il doit être validé sur une gamme de fonctionnement connue. Or, comme il sera développé au chapitre 1, les données expérimentales de validation disponibles dans la littérature présentent notamment les limitations suivantes :

- Les données sont obtenues à faible vitesse de propagation de fluide, ne souhaitant pas dépasser une limite avoisinant les  $2 \text{ mm.s}^{-1}$  sans justification physique. Or cette vitesse est directement liée à la puissance que peut fournir le stockage ;
- Les conditions opératoires, telles que l'évolution temporelle de la température et du débit entrant au cours de l'essai ou encore l'état initial thermique du stockage, ne sont pas transmis. Or, le chapitre 2 montrera que ces informations sont nécessaires pour la prédiction de la thermocline.

Ainsi, l'objectif de cette thèse est de développer un modèle CFD fiable d'un stockage thermocline et validé sur une large gamme de fonctionnement. Cela permettra de l'exploiter pour améliorer les performances du stockage, notamment à travers son pilotage et le dimensionnement des distributeurs hydrauliques.

Pour atteindre cet objectif, la démarche employée dans la thèse est la suivante :

- **Comprendre et analyser** l'influence des différents paramètres opératoires, tels que l'écart de température et le débit, sur le développement de la thermocline ;
- **Concevoir un nouveau dispositif expérimental pour acquérir des données fiables** de validation (conditions opératoires et initiales connues), mais aussi **originales** par rapport à celles disponibles dans la littérature (à vitesse élevée notamment) ;
- **Développer et valider un modèle CFD** d'un stockage thermocline en eau. La validation sera réalisée à partir des données expérimentales issues de la littérature, mais surtout avec les nouvelles données acquises.

Cette thèse se décompose en quatre chapitres.

En premier lieu, le **chapitre 1** sera consacré à une étude bibliographique des stockages thermocline selon deux approches : une approche physique dans laquelle sera rappelé les phénomènes impliqués dans un TTES et une approche numérique mettant en lumière les différents modèles CFD de la littérature. Cette section portera également sur les données de validation expérimentales disponibles dans la littérature.

Puis, le **chapitre 2**, s'intéressera au développement d'un modèle CFD basé sur un cas expérimental de la littérature. Des études de sensibilité aux hypothèses d'intérêt seront menées, notamment celles relatives à la modélisation de la flottabilité. Une partie exploratoire sur l'impact d'une injection en débit progressive pour approximer une injection selon un courant de densité sera abordée.

En outre, le **chapitre 3** présentera les travaux expérimentaux. Une nouvelle section d'essai sera dimensionnée et présentée. L'impact des paramètres opératoires d'intérêt sur la thermocline, tels que le débit, le  $\Delta T$ , sera étudié. La vitesse limite à partir de laquelle la thermocline est déstabilisée sera recherchée. Des essais avec des rampes en débit seront réalisés pour valider ou non le comportement observé au chapitre 2.

Enfin, le **chapitre 4** validera l'écoulement au sein du stockage dimensionné au chapitre 3 à travers les données expérimentales (acquises au chapitre 3) et numériques (acquises avec un modèle CFD basé sur celui développé au chapitre 2).

Ces travaux sont le résultat d'une collaboration entre le Commissariat à l'Énergie Atomique et aux Énergies Alternatives (CEA) de Grenoble, où le dispositif expérimental présenté au chapitre 3 a notamment été conçu et installé, le Centre National de la Recherche Scientifique (CNRS) et l'Université de Pau et des Pays de l'Adour (UPPA).

# Chapitre 1

**Le stockage thermocline : approches physique  
et numérique**



<b>CHAPITRE 1. LE STOCKAGE THERMOCLINE : APPROCHES PHYSIQUE ET NUMERIQUE .....</b>	<b>15</b>
<b>1.1. Approche physique du stockage thermocline .....</b>	<b>18</b>
1.1.1. Caractéristiques générales du stockage thermocline .....	18
1.1.1.1. Fluides caloporteurs.....	18
1.1.1.2. Stockages intersaisonniers .....	19
1.1.1.3. Technologies de stratification.....	20
1.1.1.4. Intégration dans un procédé.....	21
1.1.1.5. Réservoirs existants .....	22
1.1.2. Physique de la stratification.....	23
1.1.2.1. Présentation générale des phénomènes physiques.....	23
1.1.2.2. Phénomènes physiques liés au débit.....	24
1.1.2.3. Phénomènes physiques liés au $\Delta\rho$ .....	26
1.1.2.3.1. Courants de densité.....	26
1.1.2.3.2. Écoulement stablement stratifié.....	27
1.1.2.3.3. Ondes internes.....	28
1.1.2.4. Phénomènes physiques liés au $\Delta T$ .....	29
1.1.2.4.1. Conduction au sein du fluide .....	29
1.1.2.4.2. Conduction au sein de la paroi du réservoir.....	30
1.1.2.4.3. Pertes thermiques vers l'extérieur.....	30
1.1.2.5. Nombres adimensionnels indépendants .....	31
1.1.3. Géométrie du réservoir .....	34
1.1.3.1. Forme du réservoir.....	34
1.1.3.2. Rapport d'aspect.....	34
1.1.4. Distributeurs hydrauliques.....	36
1.1.4.1. Intérêt de la distribution.....	36
1.1.4.2. Classification des distributeurs .....	36
1.1.4.3. Éléments de dimensionnement .....	43
1.1.5. Caractérisation de la stratification .....	46
1.1.5.1. Classification des critères .....	46
1.1.5.2. Température adimensionnelle.....	47
1.1.5.3. Taux de restitution .....	47
1.1.5.4. Epaisseur de thermocline.....	48
<b>1.2. Approche numérique du stockage thermocline .....</b>	<b>49</b>
1.2.1. Caractéristiques générales des modèles CFD .....	49
1.2.1.1. Échelles de modélisation .....	49
1.2.1.2. Hypothèses des modèles .....	49
1.2.1.3. Équations de conservation instantanées.....	52
1.2.2. Analyses des hypothèses de modélisation .....	53
1.2.2.1. Modélisation de la turbulence.....	53
1.2.2.2. Modélisation de la flottabilité.....	60
1.2.2.3. Modélisation des propriétés thermodynamiques.....	61
1.2.2.4. Modélisation de la paroi .....	62
1.2.2.5. Modélisation des pertes thermiques.....	63
1.2.2.6. Modélisation des conditions opératoires.....	63
1.2.3. Validation des modèles CFD.....	64
1.2.3.1. Les différentes échelles de validation.....	64
1.2.3.3. Cartographie des données expérimentales disponibles.....	66
<b>1.3. Conclusion.....</b>	<b>68</b>

Dans ce premier chapitre bibliographique, l'intérêt est d'établir un état de l'art concernant le stockage thermocline, en mettant l'accent sur les phénomènes physiques et leur modélisation.

Après avoir introduit le concept de stockage thermocline et ses diverses technologies, les phénomènes physiques seront détaillés : ceux liés au débit, aux écarts de masse volumique et à la différence de température. Les différents paramètres impactant la stratification seront examinés, en mettant notamment l'accent sur les distributeurs hydrauliques.

Puis, la modélisation de l'ensemble des phénomènes nécessaires à la représentation d'un stockage thermocline sera abordée, en particulier la modélisation de la turbulence et celle de la flottabilité. En outre, une revue des diverses hypothèses des modèles CFD présents dans la littérature sera effectuée. Enfin, la validation des modèles sera envisagée à travers les données expérimentales disponibles dans la littérature.

## 1.1. Approche physique du stockage thermocline

Le stockage thermocline est un stockage par chaleur sensible. C'est-à-dire que la chaleur est la celle échangée par un ou plusieurs matériaux soumis à une variation de température sans changement de phase et sans réaction chimique. Lorsque le stockage implique :

- Un seul matériaux liquide, il est question de stockage *single medium*. Les échanges de chaleur sont réalisés par un fluide caloporteur. Ils peuvent aussi être référés à des stockages thermocline « liquide » ;
- Deux matériaux distincts, liquide et solide, il est question de stockage thermocline *dual media*.

Bien que les TTES dual média présentent des applications potentielles à des niveaux de température élevés, cette approche peut être entravée par sa complexité de conception notamment causée par la compatibilité chimique des deux médias. Pour des applications de réseaux de chaleur urbains dont il est principalement question dans cette thèse, il est souvent préférable d'opter pour une approche utilisant un seul fluide caloporteur pour stocker la chaleur. Ces travaux de thèse se concentrent donc uniquement sur les TTES single média.

Par la suite, le terme « stockage thermocline » désignera par référence un stockage thermocline single média.

### 1.1.1. Caractéristiques générales du stockage thermocline

#### 1.1.1.1. Fluides caloporteurs

Dans un stockage thermocline liquide, le fluide caloporteur est seul responsable des échanges de chaleur. Le choix d'un tel matériaux est donc important car doit être en mesure de respecter le cahier des charges du dimensionnement. À une pression donnée, un fluide caloporteur est caractérisé par sa :

- **Masse volumique ( $\rho$ )** ;
- **Capacité thermique volumique ( $C_v$ )** : ce critère, défini comme le produit de la masse volumique ( $\rho$ ) et de la capacité thermique massique ( $C_p$ ), résulte donc de la contribution combinée de ces deux grandeurs :

$$C_v = \rho C_p \quad (1-1)$$

Un fort  $C_v$  est recommandé pour augmenter la densité énergétique, c'est-à-dire la quantité de chaleur qui peut être stockée dans une masse de matériau, et diminuer le volume du stockage (pour une quantité de chaleur à stocker donnée) ;

- **Conductivité thermique ( $\lambda$ )** : une valeur élevée ( $\lambda > 0,3 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$  [6]) permet de faciliter les échanges thermiques entre le stockage et le procédé ;
- **Viscosité dynamique ( $\mu$ )** : doit être suffisamment faible pour ne pas pénaliser le bilan énergétique par les systèmes de pompage [4].

D'autres propriétés doivent également être prises en compte : le fluide caloporteur doit rester stable thermiquement et chimiquement au cours des cycles de fonctionnement, ne pas être corrosif, toxique, combustible, rester neutre vis-à-vis de l'environnement et être le plus économique possible au regard de l'application visée et du service rendu.

Les propriétés de différents fluides utilisés pour du stockage selon des niveaux de température sont disponibles dans le Tableau 1-1. Pour les applications visées, notamment pour les réseaux de chaleur urbain, l'eau se révèle être la plus avantageuse.

Tableau 1-1 : Caractéristiques thermiques de fluides caloporteurs (issu de [4])

Matériau	Température (°C)	Masse volumique (kg/m <sup>3</sup> )	Capacité thermique massique (J · kg <sup>-1</sup> · K <sup>-1</sup> )	Capacité thermique volumique (kJ · m <sup>-3</sup> · K <sup>-1</sup> )	Conductivité thermique (W · m <sup>-1</sup> · K <sup>-1</sup> )
Eau	0 à 100	1 000	4 190	4 190	0,63
Sels fondus	140 à 540	1 700	1 550	2 635	0,6
Huiles minérales	- 10 à + 340	750	2 100	1 580	0,11
Sodium	100 à 760	960	1 300	1 250	67,5

### 1.1.1.2. Stockages intersaisonniers

Les stockages par chaleur sensible peuvent être différenciés selon leur temporalité [7] :

- **Court terme (journalier et hebdomadaire)** : l'énergie est stockée sur quelques heures ou quelques jours. Principalement la nuit pour pallier au pic de consommation du matin et de fin de journée ou après le week-end. Pour ce dernier, un exemple consiste en la réactivation du système de chauffage des bâtiments du secteur tertiaire le lundi, à la suite d'une interruption durant le week-end ;
- **Long terme (intersaisonniers)** : l'énergie est stockée sur quelques mois. Pour les réseaux de chaleur, la charge du stockage intervient l'été et la décharge intervient l'hiver.

La temporalité d'utilisation des stockages influence leurs dimensions. Pour les stockages intersaisonniers, des volumes importants doivent être employés pour atteindre les capacités énergétiques définies par le besoin. Une distinction est faite entre les stockages aériens et souterrains. Les **stockages aériens** (*Tank TES*, en haut à gauche de la Figure 1-1) nécessitent la construction de cuve et une isolation thermique adaptée. Par exemple, le stockage de la ville de Borås en Suède (37 000 m<sup>3</sup>) stocke la chaleur, issue de la biomasse et de l'incinération des déchets ménagers l'été, puis approvisionne le réseau de chaleur urbain en hiver. Les stockages souterrains utilisent l'espace de stockage des sous-sols (Figure 1-1) :

- **Stockage en aquifères** (*Aquifer TES*, en bas à droite de la Figure 1-1) : la chaleur est stockée dans l'eau contenue dans les aquifères. Deux puits forés dans l'aquifère permettent de réaliser les échanges thermiques avec le système de production de chaleur en amont ;
- **Stockage par champs de sondes** (*Borehole TES*, en bas à gauche de la Figure 1-1) : la chaleur est stockée dans le sol par l'intermédiaire de sondes forées dans ce dernier. L'échange thermique est réalisé par un fluide caloporteur qui circule en circuit fermé dans les sondes ;
- **Stockage en fosse** (*Pit TES*, en haut à droite de la Figure 1-1) : la chaleur est stockée dans de l'eau chaude directement ou dans une matière minérale (sable ou gravier). Contrairement aux cuves aériennes, ce réservoir est obtenu en creusant un trou dans le sol.

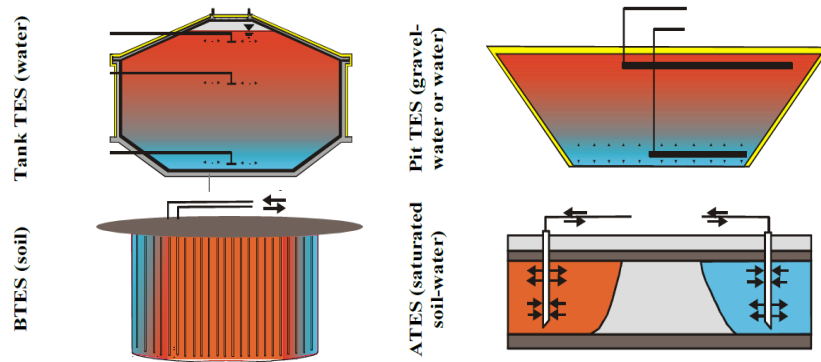


Figure 1-1 : Schémas des différentes technologies de stockages sensible intersaisonniers (issu de [8])

Quelle que soit la taille des stockages mentionnés, tous opèrent selon le principe de la stratification thermique.

### 1.1.1.3. Technologies de stratification

Le stockage thermocline est un stockage stratifié en température. Le gradient thermique représente la dégradation d'une énergie plus noble, c'est-à-dire à plus haute température. Donc il est préférable que la stratification soit forte pour restituer davantage de chaleur au système (Figure 1-2). Les phénomènes impactant la stratification sont détaillés en section 1.1.2.

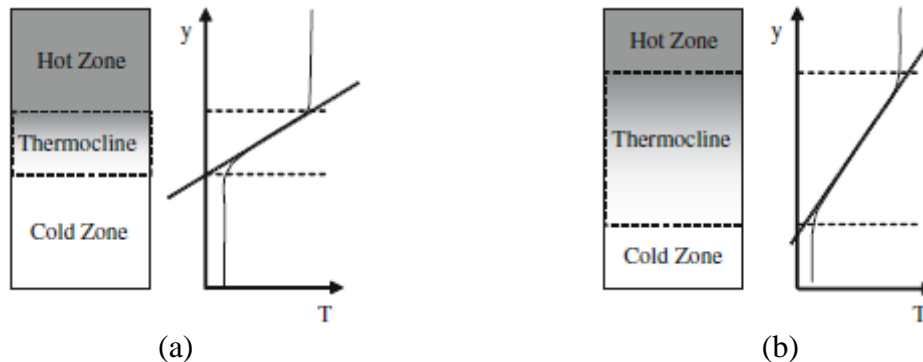


Figure 1-2 : Différents profils de stockage stratifié pour une même quantité de chaleur : (a) stratification forte et (b) stratification modérée (issu de [9])

Il existe deux types de technologie pour la stratification :

- **Les cuves à stratification forcée** : elles utilisent des obstacles ou un système relativement complexe de tubes et de vannes pour obliger la séparation. Les stockages à stratification forcée se retrouvent principalement pour des stockages de froid utilisant de l'eau comme fluide caloporteur. On retrouve ainsi des stockages utilisant des membranes souples (Figure 1-3.a), des systèmes de chicane (Figure 1-3.b), des systèmes à réservoir vide (Figure 1-3.c), des réservoirs en série (Figure 1-3.d) ou encore des tuyaux intégrés dans les poutres des fondations des bâtiments (« labyrinthe ») (Figure 1-3.e).
- **Les cuves à stratification naturelle** : à l'exception des distributeurs hydrauliques (détaillés en section 1.1.4), aucun élément n'est ajouté pour stratifier. Les systèmes à

stratification naturelle sont les plus économiques et les plus fiables, en raison de leur simplicité [10].

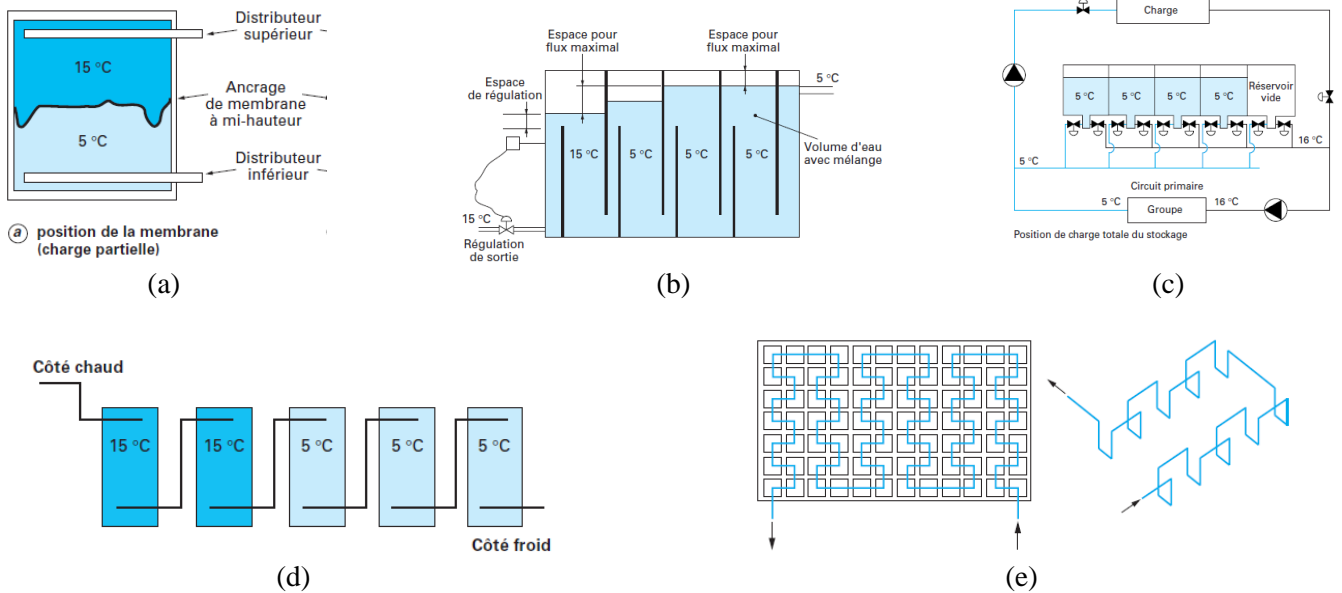


Figure 1-3 : Différentes technologies de systèmes à stratification forcée pour des stockages de froid : (a) réservoir à membrane, (b) réservoir à chicanes, (c) réservoirs en série, (d) réservoirs en « labyrinthe », (e) à réservoir vide ([10])

Pour les stockages de chaud, peu de systèmes à stratification forcée sont étudiés à l'exception de Al-Maraffie *et al.* [11] qui testent un filet de décantation en aval du distributeur (qui s'apparente à un système à membrane) et qui permet de doubler le taux de décharge (critère en section 1.1.5.3) dans leurs conditions opératoires. Dans la majorité des cas, ces systèmes ne sont pas retenus car la différence d'efficacité avec les systèmes à stratification naturelle est souvent très faible. En outre, leur configuration complexe les rend chers et/ou difficile à exploiter convenablement.

La cuve thermocline étudiée par la suite est donc un stockage de chaleur sensible à temporalité courte. Pour des applications de chauffage urbain ou de solaire thermique, le fluide caloporteur utilisé est de l'eau. Par simplicité de conception son système de stratification est naturel. Le fonctionnement d'un tel stockage est détaillé dans la section suivante.

#### 1.1.1.4. Intégration dans un procédé

Lors d'une charge, phase de stockage de chaleur, l'eau chaude (moins dense) est injectée par le haut et l'eau froide (plus dense) est soutirée par le bas. Lors d'une décharge, c'est-à-dire lorsque la chaleur est restituée, c'est l'inverse : l'eau chaude est soutirée par le haut, l'eau froide est injectée par le bas (Figure 1-4). Cette façon de fonctionner permet de tirer profit des effets de flottabilité (eau plus dense en bas et moins dense en haut) et limiter les mouvements de convection naturelle.

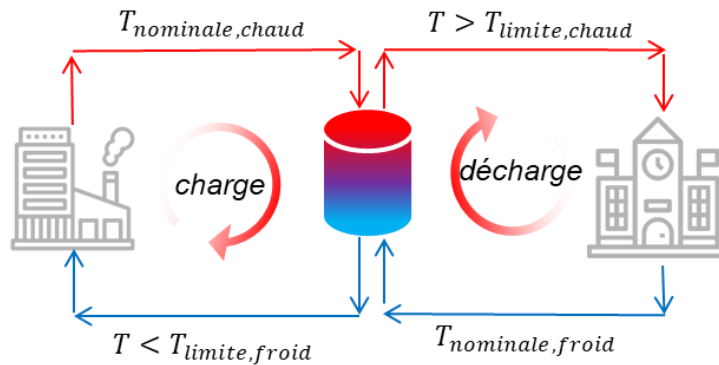


Figure 1-4 : Schéma des phases de fonctionnement d'un stockage thermocline au sein d'un procédé

Le stockage thermocline s'inscrit dans un procédé. Celui-ci va définir les contraintes de pilotage du stockage en imposant les températures limite de charge et de décharge. Ces températures acceptables dépendent de chaque procédé. Pour la décharge, le stockage fournit de l'eau chaude dont la température est supérieure à la température limite ; à l'inverse, lors de la charge le stockage évacue de l'eau froide dont la température est inférieure à la température limite. Ces températures limites acceptables sont cruciales et influencent les performances. Elles sont donc décisives lors du dimensionnement. D'autres contraintes impactent le dimensionnement : le lieu d'implantation (centralisé ou décentralisé), la quantité d'énergie à stocker ou encore la puissance de charge et de décharge.

#### 1.1.1.5. Réservoirs existants

Le réservoir thermocline, peu importe son volume, est une technologie mature, c'est-à-dire déployée au niveau industriel [7]. Les stockages thermoclines de grande échelle (en opposition aux réservoirs de laboratoire) sont principalement construits sur les réseaux de chaleurs urbains. Sur les réseaux de chaleur, le stockage thermique est encore peu développé en France par rapport à ses voisins, alors que des exemples de stockage ont déjà su faire leurs preuves depuis plusieurs années en Europe (Allemagne, Pays-Bas, Suède, Danemark, Italie) [7]. Quelques exemples par pays :

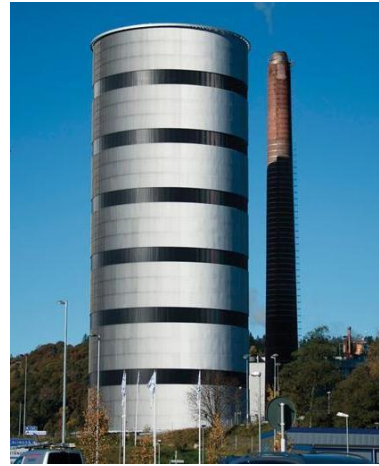
- **En Allemagne**, le stockage de chaleur se développe depuis plusieurs décennies comme en témoigne les programmes de R&D « Solarthermie-2000 » et « Solarthermie2000plus » initiés dès 1993 avec pour objectifs de démontrer les faisabilités techniques et économiques de différents concepts et de diverses technologies de stockage thermiques saisonniers [12]. En 2009, le territoire allemand comptait 17 stockages thermiques saisonniers présents sur le territoire [13]. Parmi ces stockages, il est compté 6 réservoirs en eau à l'instar de celui de Friedrichshafen (12 000 m<sup>3</sup>, 1996), ou plus récemment celui de Munich (5700 m<sup>3</sup>, 2007). Ce dernier est entièrement recouvert de terre pour s'intégrer dans le paysage et augmenter l'isolation ;
- **Au Danemark**, le stockage intersaisonnier est particulièrement développé, comme en témoigne le plus grand stockage souterrain à Vojens, où 70 000 m<sup>2</sup> de capteurs solaires thermiques alimentent une fosse de 203 000 m<sup>3</sup> [14] ;
- **En Italie**, sont construites six cuves pressurisées sur le réseau de chaleur urbain de Turin [15] (840 m<sup>3</sup> ; 18 bars ; 200°C) ;
- **En Suisse**, un stockage thermocline en eau non pressurisé a été construit en 2020 sur le réseau de chaleur de la commune de Scwyz. Cette tour de 50 m de hauteur et de 30 m de

diamètre peut stocker jusqu'à 1,3 GWh de chaleur pour la restituer sur le réseau de la ville [16] ;

- **En France**, quelques réservoirs sont notables, comme à Nancy (réservoir saisonnier enterré de 600 m<sup>3</sup> pour répondre aux besoins en chauffage des locaux du lycée des métiers du BTP [17]), à Pontenx-les-Forges (cuve aérienne de 3000 m<sup>3</sup> sur un réseau qui alimente des serres agricoles [18]) ou encore à Brest (cuve aérienne de 1000 m<sup>3</sup> sur le réseau de chaleur urbain de la ville [19]) (Figure 1-5.a). Il convient également de mentionner les six cuves thermoclines à eau surchauffée qui sont intégrées au réseau de chaleur urbain de Grenoble [20] ;
- **En Suède**, le stockage intersaisonnier de Borås (37 000 m<sup>3</sup>) stocke de la chaleur issue de la biomasse et de déchets en été pour la redistribuer en hiver sur son réseau (Figure 1-5.b).
- **Aux Etats-Unis**, la plupart des cuves recensées stockent du froid et alimentent les systèmes de climatisation dans les universités [21], les centres hospitaliers [22] ou encore les *data-centers* [23]. Deux cas d'applications de refroidissement de turbines de centrales au gaz naturel [24] [25] sont recensés.



(a)



(b)

Figure 1-5 : Photographie des stockages de (a) Brest (1000 m<sup>3</sup>, 23 MWh) et de (b) Borås (Source : (a), [26] et (b), [27] Stockage de (a) Brest (1 000 m<sup>3</sup>, 23 MWh) [26] et de (b) Borås(37 000 m<sup>3</sup>, 1700 MWh)

Pour davantage d'informations sur des stockages existants, l'article de revue de Yang *et al.* (2021) [28] recense près de soixante installations de stockage thermocline à travers le monde.

## 1.1.2. Physique de la stratification

### 1.1.2.1. Présentation générale des phénomènes physiques

Pour étudier les phénomènes physiques dans un stockage thermocline, les phases d'écoulement sont distinguées des phases de stand-by.

En phase de charge ou de décharge, l'écoulement est principalement vertical dans un milieu stablement stratifié, c'est-à-dire que la couche froide est en dessous de la couche chaude. Les phénomènes physiques à prendre en considération (Figure 1-6.a) sont :

- le mélange causé par l'écoulement, généralement turbulent, lors de l'injection et du soutirage de l'eau ;
- la conduction au sein du fluide (voir section 1.1.2.4) ;



- l'advection du fluide ;
- le mélange causé par les vagues internes aux environs de la thermocline (voir section 1.1.2.3) ;
- les échanges thermiques entre le fluide caloporteur et la paroi ;
- la conduction dans la paroi (voir section 1.1.2.4) ;
- les pertes thermiques à la paroi (voir section 1.1.2.4).

En phase de stand-by la dégradation de la stratification est causée principalement par les pertes thermiques à la paroi qui refroidissent le liquide en proximité. Le liquide froid est plus dense que le liquide chaud au sein de la cuve, ce qui provoque sa descente. Cette dernière provoque des mouvements de convection naturelle ainsi qu'une accumulation du liquide froid dans la partie inférieure. (Figure 1-6.b).

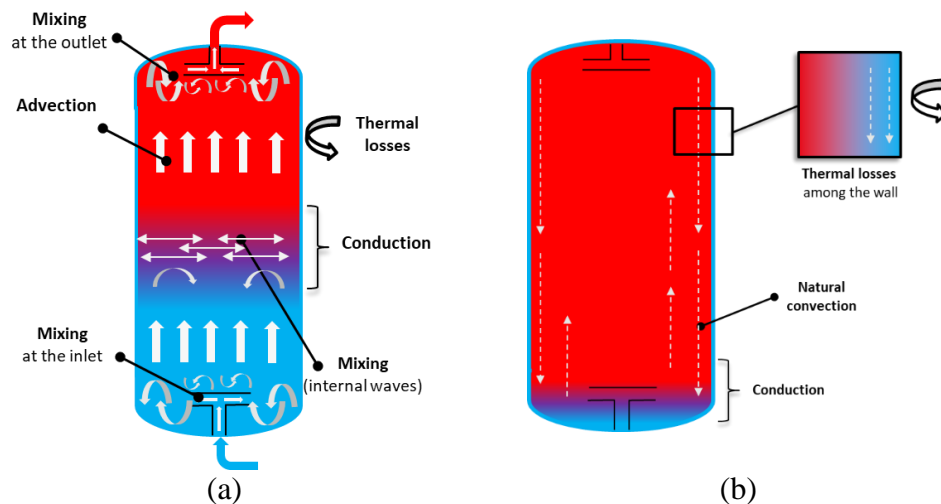


Figure 1-6 : schéma des phénomènes physiques dans une thermocline liquide en (a) phase de décharge et (b) de stand-by

Sans stratification initiale, la littérature s'accorde ([29], [30], [31], [32]) sur le fait que la thermocline résulte de deux étapes :

1. **La formation de la thermocline** : lors de l'injection du liquide dans une cuve initialement homogène. L'épaisseur de la thermocline dépend principalement du mélange turbulent et résulte principalement du stade de formation [29] ;
2. **L'épaississement de la thermocline** : lors de la propagation du front thermique. L'ensemble des phénomènes décrits précédemment et illustrés en Figure 1-6.a contribuent à l'épaississement de la thermocline. Avec une stratification initiale, l'épaississement se cumule lors des multiples cycles alternant charge et décharge, aussi appelé « cyclage ».

### 1.1.2.2. Phénomènes physiques liés au débit

L'injection et le soutirage du fluide sont responsables du mélange dans le réservoir à proximité des distributeurs. Si une thermocline n'est pas déjà présente, celle-ci se forme lorsque le fluide entrant pénètre à l'intérieur du stockage. L'eau entrante est caractérisée par sa température et son débit. Ce dernier est responsable de l'intensité du mélange turbulent. Classiquement, le régime d'écoulement est caractérisé par le nombre de Reynolds :

$$Re = \frac{\rho U_{ref} L_{ref}}{\mu} \quad (1-2)$$

Bien que les nombres de Reynolds critiques varient selon le type d'écoulement, et en l'occurrence dans ce cas selon le type de distributeur, les limites généralement exprimées sont les suivantes :

- $Re < 2000$  : écoulement laminaire ;
- $2000 < Re < 4000$  : écoulement de transition ;
- $Re > 4000$  : écoulement turbulent.

Les écoulements au sein de la cuve ( $U_{ref} = U_{ax}$  ;  $L_{ref} = H$  où  $U_{ax}$  est la vitesse moyenne de propagation axiale et  $H$  la hauteur du stockage) et en sortie de distributeur ( $U_{ref} = U_{in}$  ;  $L_{ref} = D_h$ , où  $D_h$  est le diamètre hydraulique) sont étudiés par la suite.

Tandis que l'écoulement en sortie de distributeur est principalement turbulent ( $Re > 4000$ ) ou en transition, il est considéré laminaire dans la cuve ( $Re < 2000$ ) (Figure 1-7). Cette coexistence de régime au sein d'une même enceinte est un enjeu de la modélisation (section 1.2.2.1).

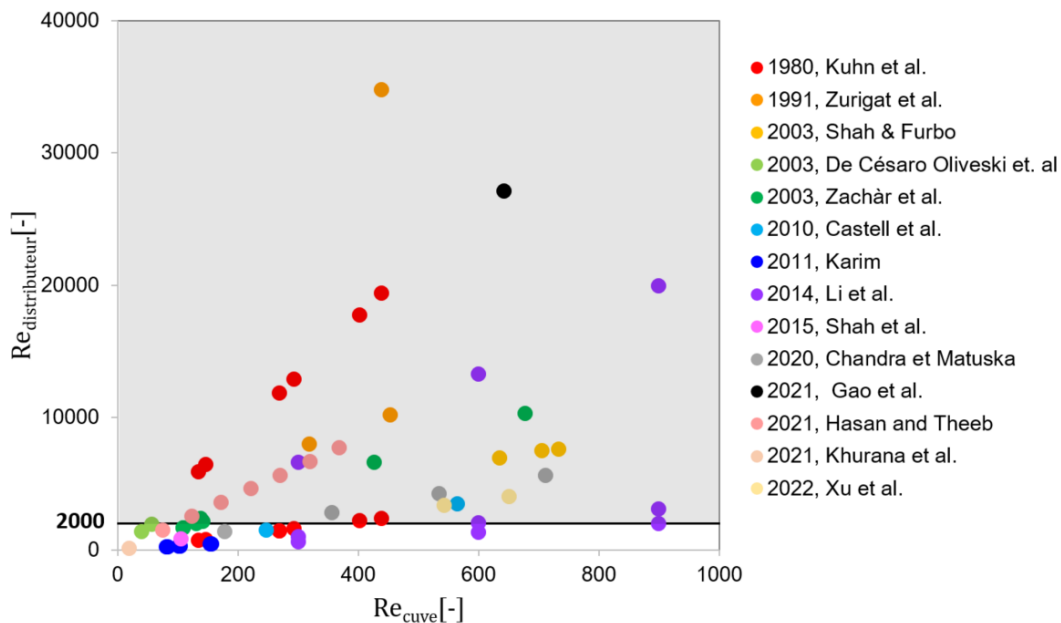


Figure 1-7 : Nombres de Reynolds en sortie de distributeur et dans la cuve pour des cas expérimentaux issus de la littérature. Les différents distributeurs des essais sont disponible dans le Tableau 1-5. La zone grisée indique un écoulement laminaire dans la cuve et au moins en transition turbulente en sortie de distributeur.

Des études de sensibilité sur le débit ont été réalisées en choisissant une valeur constante de débit [30], [32], [33], [34], [35] ou en la faisant varier [5] sur un réservoir initialement à température uniforme. Les études s'accordent sur le fait que l'augmentation du débit détériorera la stratification en raison du mélange accru à l'injection. Autrement dit, plus le débit est fort, plus le mélange au niveau de la zone de distribution est intense, et plus la zone de thermocline est épaisse. L'impact au niveau du soutirage n'est pas étudié par la littérature.

### 1.1.2.3. Phénomènes physiques liés au $\Delta\rho$

#### 1.1.2.3.1. Courants de densité

La thermocline est initialement formée par l'injection du fluide. Dès 1986, Yoo *et al.* étudient cette formation et indiquent que la thermocline se propage selon un courant de densité<sup>1</sup>. Ce dernier est un écoulement d'une fine couche de fluide dont la densité est différente de celle du fluide environnant. Par exemple, c'est la vapeur d'eau de la salle de bain qui s'écoule le long du plafond lors de l'ouverture de la porte.

Ce type de courant est mû par la différence de pression résultant de la différence de masse volumique [29]. Il a été observé que la hauteur de pénétration du courant lors du premier passage est responsable de la formation de la thermocline [36] (Figure 1-8).

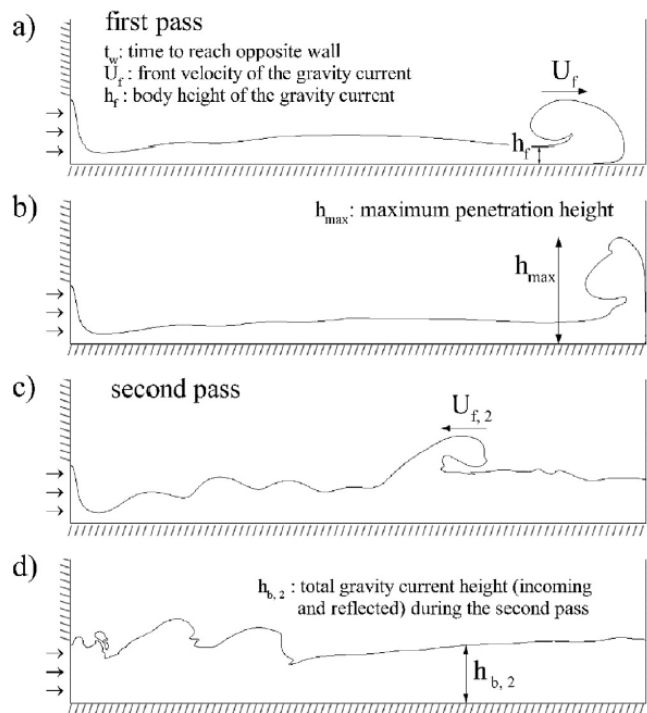


Figure 1-8 : Etapes de formation d'un courant de gravité (issue de [37])

Les courants de densité appliqués au stockage thermique font l'objet d'études numériques (*Large Eddy Simulation* ou LES) récentes ([38], [39], [37]). La géométrie du distributeur sera critique lors de la formation initiale de la thermocline d'où l'importance d'un dimensionnement approprié. Par ailleurs, l'étude de ces courants a permis de développer une méthode de dimensionnement basée sur le nombre de Froude densimétrique et de Reynolds (section 1.1.4.3).

<sup>1</sup> Se retrouve également sous l'appellation de « courant de gravité ».

Une fois formée, la thermocline va se dégrader, c'est-à-dire s'épaissir, en raison de mouvements circulaires du fluides induit par l'écoulement d'entrée [40], les phénomènes de conduction, les pertes thermiques et les instabilités locales au sein de la thermocline.

### 1.1.2.3.2. Écoulement stablement stratifié

La différence de température génère une différence de densité au sein du réservoir. Ainsi, lors des phases de charge et de décharge, l'écoulement étudié à proximité du distributeur est turbulent en milieu stablement stratifié. Le « stablement » indique que la couche d'eau plus dense est en dessous de celle moins dense. Ce type d'écoulement a été particulièrement étudié à partir des années 1960 dans le domaine de la météorologie car motivée par la compréhension de la dynamique des écoulements terrestres (océans, atmosphère) [41].

Chaque fois que deux fluides de densités différentes interagissent, une force de flottabilité entre en jeu et influence à la fois le mélange et le mouvement des deux fluides. La turbulence associée à l'écoulement de cisaillement du fluide entrant peut induire un mélange vertical dans le fluide stratifié si l'énergie cinétique turbulente disponible est suffisamment élevée pour surmonter l'énergie potentielle requise pour le mélange vertical [31]. Le nombre adimensionnel de Richardson estime la proportion d'énergie cinétique disponible pour le mélange turbulent. Autrement dit, il caractérise le rapport entre l'énergie potentielle nécessaire pour le mélange vertical et l'énergie cinétique turbulente disponible pour ce processus :

$$Ri = \frac{\text{Energie potentielle}}{\text{Energie cinétique turbulente}} \quad (1-3)$$

Il peut se décliner selon :

- un nombre de Richardson local : basé sur le gradient de densité et le cisaillement ( $Ri_g$ ) ;
- un nombre de Richardson global : basé sur les paramètres opératoires d'un essais et les dimensions macroscopiques du stockage ( $Ri_0$ ).

$$Ri_g = -\frac{\frac{g}{\rho} \left( \frac{\partial \rho}{\partial z} \right)}{\left( \frac{\partial u}{\partial z} \right)^2} \quad (1-4)$$

$$Ri_0 = \frac{g\beta\Delta TL_{ref}}{U_{ref}^2} \quad (1-5)$$

avec :

- $\beta$  : coefficient de dilatation isobare,  $\beta = \frac{1}{v} \left( \frac{\partial v}{\partial T} \right)_p$
- $N^2 = -\frac{g}{\rho} \left( \frac{\partial \rho}{\partial z} \right)$ , dans un milieu stratifié, N est la fréquence d'oscillation verticale d'une parcelle de fluide, déplacée de sa position d'équilibre. Elle est aussi appelée fréquence de Brunt-Väisälä.
- $\frac{\partial u}{\partial z}$ , le cisaillement de la composante horizontale de la vitesse.

Appliqué au stockage thermique, et dans une démarche d'évaluation qualitative de la stratification, le nombre de Richardson global, basé sur la hauteur de cuve et la vitesse de sortie de distributeur  $Ri_{0,H} = Ri_0(H, U_{inj})$  est le plus communément employé dans la littérature ([42], [43], [44], [45], [46], [47], [48], [49]). Une forte valeur de  $Ri_{0,H}$  sera favorable à la stratification.

Quelques publications ont tenté de définir précisément un seuil limite de  $Ri_{0,H}$  à partir duquel une stratification a lieu (Tableau 1-2). Toutefois, bien qu'un seuil limite se distingue pour chaque étude, aucun consensus n'est adopté dans la littérature.

Tableau 1-2 : Impact du nombre  $Ri_{0,H}$  sur la stratification

Publication	Critère	Impact sur la stratification
Guo et Wu (1985) [50], Sliwinski [51]	$Ri_{0,H} > 1$	La stratification thermique sera favorisée en raison d'une décroissance de la convection forcée et d'une amélioration de gradient de température.
Zurigat <i>et al.</i> (1988) [52]	$Ri_{0,H} > 5$	Peu d'effet de la géométrie du distributeur sur la stratification.
Zurigat <i>et al.</i> (1990) [53]	$Ri_{0,H} > 3,6$	La géométrie de distributeur (tuyau latéral, tuyau impactant, plaque perforée) n'a plus d'impact sur la stratification.
Ghajar et Zurigat (1991) [44]	$Ri_{0,H} > 10$	Les effets de mélange à l'entrée peuvent être négligés.

En effet, le  $Ri_0$  ne caractérise pas explicitement les phénomènes physiques dans le stockage, contrairement au  $Ri_g$  qui évalue la compétition entre le cisaillement qui produit de la turbulence et la flottabilité locale qui l'amortit verticalement.

### 1.1.2.3.3. Ondes internes

Au sein de la thermocline, des phénomènes d'instabilités ont lieu et ont été étudiés notamment par les météorologues dans le but de définir un seuil critique à partir duquel le gradient de densité permet de relaminariser l'écoulement. Dans ce cadre, le nombre de Richardson  $Ri_g$  est utilisé pour caractériser localement la stratification et donner davantage d'informations sur l'existence d'instabilités à l'interface chaud/froid.

Selon l'étude théorique de Miles (1961), [54] une valeur de  $Ri_g$  supérieure à 0,25 permet de stabiliser l'écoulement. Toutefois, un corpus croissant de données expérimentales et d'observations indiquent que la turbulence est maintenue pour  $Ri_g \gg 1$  [55]. En effet, plutôt que d'être atténué à une valeur élevée de  $Ri_g$ , l'écoulement sera affecté par des instabilités hydrauliques à l'interface : instabilités primaire, secondaires et des ondes de gravités internes (ou vagues internes) [56]. La Figure 1-9 synthétise l'impact de  $Ri_g$  sur le régime d'écoulement.

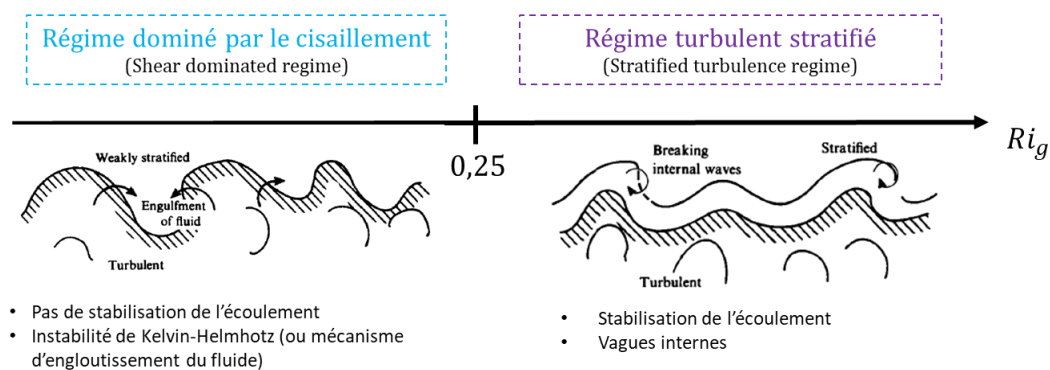


Figure 1-9 : Schéma de synthèse des régimes d'écoulement en milieu stratifié selon  $Ri_g$  (schémas adaptés de [57])

En mécanique des fluides, les ondes de gravité sont des ondes générées dans un milieu fluide, ou à l'interface entre deux milieux, lorsque la gravité a pour effet de rétablir l'équilibre suite à une perturbation. On parle d'onde de (gravité de) surface lorsque l'onde se propage à l'interface

entre deux milieux (air-eau par exemple) et d'ondes internes lorsque l'onde se propage dans le corps du fluide (typiquement, entre deux couches de densité différentes) (Figure 1-10).

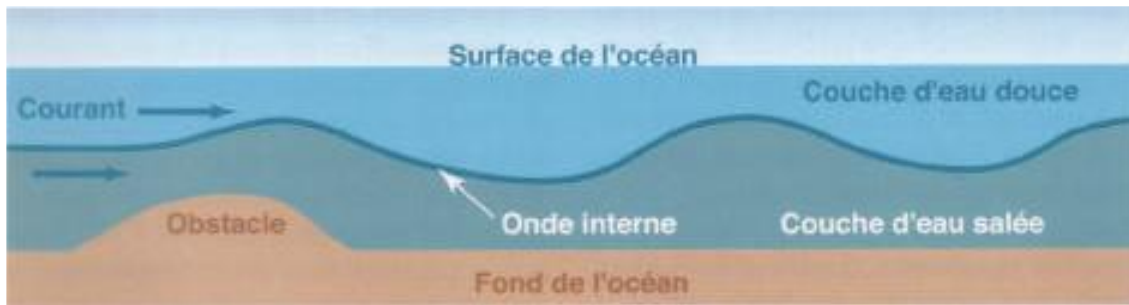


Figure 1-10 : Schéma des ondes (de gravité) internes dans l'océan (issu de [58])

Suite à ces instabilités à l'interface, la turbulence acquiert une forme « de crêtes anisotropes » avec un mélange horizontal amélioré [55]. Galperin *et al.* (2007) interprètent ces instabilités comme des preuves de l'absence de seuil critique permettant la suppression de la turbulence en milieu stratifié.

### 1.1.2.4. Phénomènes physiques liés au $\Delta T$

#### 1.1.2.4.1. Conduction au sein du fluide

Comme vu à la section précédente, l'augmentation du  $\Delta T$  augmente le  $\Delta\rho$  et stabilise l'écoulement. Toutefois, la hausse du  $\Delta T$  intensifie aussi les transferts conductifs au sein du fluide ce qui étale le gradient thermique. La seule considération de la conduction dans un stockage thermique (sans considérer les effets de pertes thermiques et de convection) permet d'obtenir une épaisseur de thermocline minimale :

$$\delta_{diff.} = \sqrt{\alpha t} \quad (1-6)$$

avec :

- $\alpha = \frac{\lambda}{\rho c_p}$ , la diffusivité thermique de l'eau ;
- $t$ , le temps d'essais.

Cette épaisseur de thermocline peut être rendue adimensionnelle [59] par rapport à la hauteur du stockage :

$$\frac{\delta_{diff}}{H} = \sqrt{\frac{t}{t_{max}} Pe^{-1}} \quad (1-7)$$

Cette expression fait apparaître le temps de remplissage,  $t_{max} = H/U_{ax}$  et le nombre de Péclet :

$$Pe = \frac{UH}{\alpha} \quad (1-8)$$

Le nombre de Péclet compare ainsi le temps nécessaire pour que  $\delta_{diff} = H$  si le transfert est purement conductif (ce temps vaut  $H^2/\alpha$ ), au temps de remplissage. Ainsi, le nombre de Péclet quantifie si l'effet de la conduction peut être négligé pendant le temps de remplissage. Des valeurs élevées de  $Pe$  impliquent des transferts conductifs accrûs qui tendent à étaler le gradient thermique [46].

Dans le cas de charge examiné au chapitre 2 ( $U_{ax} = 0,76 \text{ mm.s}^{-1}$  ;  $\Delta T = 25^\circ\text{C}$  ;  $H = 1,44 \text{ m}$ ), le nombre de Péclet est de 7621, ce qui suggérerait une épaisseur de thermocline d'environ 0,2 mm. Cependant, l'expérimentation indique une épaisseur de l'ordre de 10 cm (section 2.4.2.3). Il en résulte que la conduction n'est pas le phénomène prédominant dans l'épaisseur de la thermocline.

#### 1.1.2.4.2. Conduction au sein de la paroi du réservoir

Le contenant du réservoir stocke aussi de l'énergie. En effet, la paroi du réservoir est soumise à un flux radial à travers son épaisseur, de l'intérieur vers l'extérieur, ainsi qu'à un flux vertical au sein de son matériau. Dans une cuve parfaitement isolée, la conductivité de la paroi favorise une homogénéisation axiale, ce qui entraîne un étalement du gradient thermique.

#### 1.1.2.4.3. Pertes thermiques vers l'extérieur

Enfin, le stockage est soumis aux pertes thermiques vers l'extérieur. La différence de température ici est celle entre la température de la face interne de la paroi et celle du milieu ambiant.

En phase de charge, la dynamique rapide du liquide dans le stockage rend ces échanges moins impactant qu'en phase de stand-by. Hosseinnia *et al.* (2021) [60] nuancent en indiquant que la considération des pertes thermiques est le phénomène principalement responsable dans l'épaississement de la thermocline lorsque le mélange induit par le distributeur n'est pas le phénomène prépondérant. Dans leur étude CFD, l'épaisseur adimensionnelle de la thermocline causée par les pertes thermiques peut atteindre une hausse maximale de 4,5 points à l'issue d'une charge complète pour le cas du distributeur à double plaques. Cette valeur est fortement dépendante du critère d'épaisseur utilisé<sup>1</sup> pour leur étude.

En phase de stand-by, la Figure 1-11 illustre typiquement l'effet des pertes thermiques sur un stockage initialement homogène. Dans la zone supérieure ( $H > 0,2 \text{ m}$ ), la température diminue de manière homogène entre deux instants. Dans la zone inférieure ( $H < 0,2 \text{ m}$ ), un refroidissement marqué est observable au fond de la cuve. Comme mentionné précédemment, l'eau se refroidit près de la paroi, devient plus dense, puis descend le long de la paroi pour s'accumuler au fond.

---

<sup>1</sup> Dans l'étude d'Hosseinnia *et al.* (2021), la thermocline est définie par une zone dont la température est comprise entre :  $T_{min} + 1^\circ\text{C} \leq T \leq T_{max}$ .

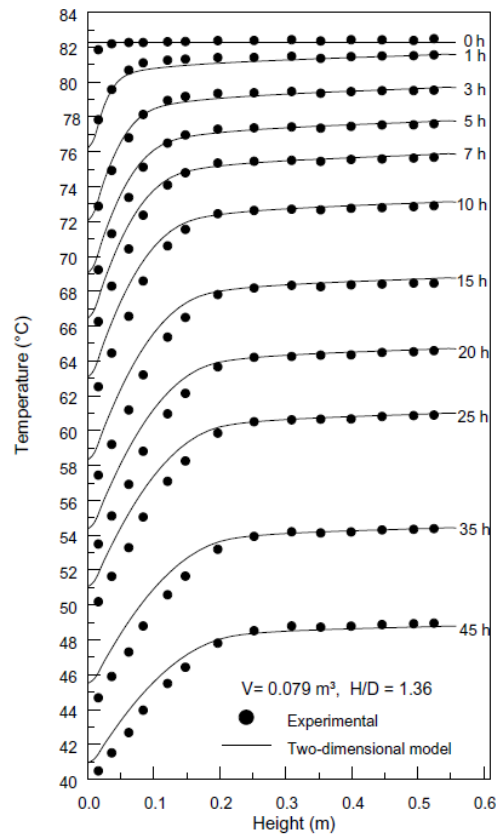


Figure 1-11 : Résultats numériques et expérimentaux des profils de température en fonction de la hauteur du réservoir et du temps pendant un stand-by ( $T_0 = 82 \text{ }^\circ\text{C}$  et  $T_{amb} = 17,3 \text{ }^\circ\text{C}$ ) (issu de [61])

Ainsi, de nombreux phénomènes physiques sont mis en œuvre dans une thermocline, rendant leur caractérisation par des nombres adimensionnels complexes.

### 1.1.2.5. Nombres adimensionnels indépendants

Pour caractériser un stockage thermocline des nombres adimensionnels peuvent être utilisés. Rendall *et al.* (2021) [62] mentionnent jusqu'à 11 nombres adimensionnels. Parmi eux, les nombres utilisés pour l'application au stockage thermique selon les études sont le nombre d'Archimède ( $Ar$ ), d'Atwood ( $A$ ), de Biot ( $Bi$ ), de Froude ( $Fr$ ), de Grashoff ( $Gr$ ), de Reynolds et de Richardson. Mais ils ne sont pas tous indépendants.

Par exemple,  $Ri$  est relié à  $Re$  et  $Gr$  par la relation  $Ri = Gr/Re^2$ . Pour décrire le système en phase dynamique, un référencement des nombres adimensionnels selon différentes hypothèses (abordées par la suite du chapitre) est proposé dans le Tableau 1-3. Même en tenant compte des hypothèses simplificatrices, il en résulte que de nombreux nombres adimensionnels doivent être utilisés pour caractériser un stockage thermocline.



Tableau 1-3 : Nombres adimensionnels<sup>1</sup> indépendants pour caractériser un stockage thermocline selon différentes hypothèses

HYPOTHESES	PARAMETRES			NOMBRES ADIMENSIONNELS	
	Géométriques	Matériaux Fluide    Solide	Opérateurs	Total indé. <sup>2</sup> ( $n_{param} - 4$ )	Exemples
Boussinesq Sans paroi Adiabatique Sans rampe CI uniforme	H D d $L_i$ (N)	$\rho_{fluide}$ $\nu_{fluide}$ $\beta_{fluide}g$ $\alpha_{fluide}$	$U_{inj}$ $\Delta T_{max} = T_c - T_f$ $t_{essai}$	6 + N	H/D, d/D, $L_i/D$ $R_i = [\beta_{fluide}gH\Delta T_{max}]/U_{inj}^2$ $Re_{inj}$ $Pr_{fluide}$ $t_{essai}U_{inj}(d/D)^2/H$
Boussinesq <b>Avec paroi</b> Adiabatique Sans rampe CI uniforme	+ e	+ $\lambda_{solide}$ + $\alpha_{solide}$		9 + N	+ e/D + $Fo = \alpha_{solide}t_{essai}/H^2$ + $\lambda_{solide}/\lambda_{fluide}$
Boussinesq Avec paroi <b>Avec pertes thermiques</b> Sans rampe CI uniforme			+ $\Delta T_{amb} = T_{amb} - T_f$ + $h_{ext}$	11 + N	+ $\Delta T_{amb}/\Delta T_{max}$ + $Bi = h_{ext}e/\lambda_{solide}$
Boussinesq Avec paroi			+ $t_{rampe}$	12 + N	+ $t_{rampe}U_{inj}(d/D)^2/H$

<sup>1</sup>  $L_i$  : dimensions qui définissent la géométrie du stockage et des distributeurs ; d : diamètre d'injection ; D : diamètre de cuve ; e : épaisseur de la paroi ;  $h_{ext}$  : coefficient d'échange convectif extérieur ;  $t_{rampe}$  : temps de rampe linéaire en débit ;  $\delta_{ini}$  : épaisseur de thermocline initiale ;

<sup>2</sup> Le chiffre 4 correspond aux quatre unités identifiées dans les paramètres dimensionnels (longueur, temps, masse, température).

Avec pertes thermiques

**Avec rampe**

CI uniforme

Boussinesq

$+ \delta_{ini}$

$13 + N$

$+ \delta_{ini}/D$

Avec paroi

Avec pertes thermiques

Avec rampe

**CI stratifiée**

---

### 1.1.3. Géométrie du réservoir

#### 1.1.3.1. Forme du réservoir

La géométrie du réservoir a fait l'objet d'études pour améliorer la stratification en phase de stand-by [63] et pendant la charge [64], [65]. Parmi ces études, Yang *et al.* (2016) [66] réalisent une étude CFD en stand-by afin de déterminer la forme de réservoir optimale parmi 10 configurations étudiées<sup>1</sup>. Après 12h, l'efficacité énergétique (rapport entre l'énergie thermique stockée dans l'eau à un instant donné et l'énergie initiale) de la sphère est la plus haute (72,7%) et celle du cylindre la plus basse (69,6%). Cela s'explique car, à iso-volume et pour les géométries testées, la surface de parois vers l'extérieur est maximale pour une géométrie cylindrique ; minimale pour les géométries sphériques (Figure 1-12). Donc les pertes thermiques sont minimisées pour la sphère et maximisées pour le cylindre.

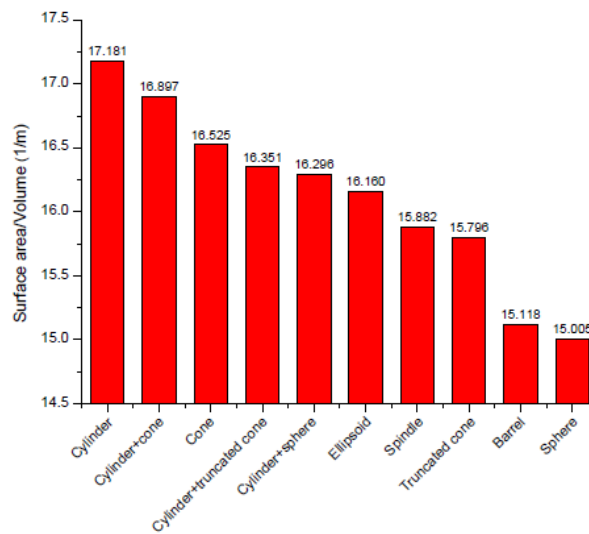


Figure 1-12 : Rapport de surface d'échange par rapport au volume (à volume fixe de 33.6 L) pour différentes géométries de réservoir (issu de [63])

Généralement, les géométries trop complexes ne sont pas retenues pour des raisons de praticité de fabrication ou d'implantation. Ainsi, on retrouve majoritairement des réservoirs à géométrie cylindrique.

#### 1.1.3.2. Rapport d'aspect

Une fois la géométrie définie, les dimensions des cuves cylindriques sont étudiées en faisant varier le rapport d'aspect, c'est-à-dire le rapport entre la hauteur et le diamètre du réservoir. Un fort rapport d'aspect contribuera à une thermocline fine [33]. Mais à volume ou diamètre fixé, à mesure que ce rapport augmente, la surface d'échange vers l'extérieur augmente également. La littérature s'accorde pour dire qu'un rapport d'aspect compris entre 3 et 4 est considérée comme optimale (Tableau 1-4). Une fois passée cette valeur le gain n'est plus significatif [67].

<sup>1</sup> L'étude est réalisée pendant 12h sur un stockage initialement chaud à 80°C et la température ambiante est de 15°C. La paroi est modélisée (1mm d'acier inoxydable) et l'isolation aussi (10 mm de laine de verre).

Tableau 1-4 : Ratio d'aspects préconisés dans la littérature ( $V_{stockage} < 2 \text{ m}^3$ ).

Référence	H/D optimal [-]
Hahn et Chen (1998)	3 - 4
Nelson <i>et al.</i> (1999)	~ 3
Ievers et Lin (2009)	3,5
Yaïci <i>et al.</i> (2013)	3,5
Tipasri <i>et al.</i> (2018)	2,0
Hosseinnia <i>et al.</i> (2021)	3,5

Mais ces études sont réalisées sur des volumes de stockage inférieurs à  $2 \text{ m}^3$  et sont dépendantes des conditions opératoires (débit, différence de température, temps de passage du fluide) et des distributeurs hydrauliques et ne reflètent donc pas un comportement universel.

De plus, le volume de cuve peut orienter le choix des valeurs du rapport d'aspect. C'est ce que représente la Figure 1-13 qui trace les rapports d'aspect d'un échantillon de 36 cuves (laboratoires et industrielles<sup>1</sup>). Pour des cuves de petite échelle ( $V < 1 \text{ m}^3$ ), le rapport d'aspect est supérieur ou de l'ordre de 2 ; tandis que pour des cas de grande échelle ( $V > 1000 \text{ m}^3$ ), ce rapport est de l'ordre ou inférieur à 1. Cette valeur s'explique pour des raisons de faisabilité industrielle et de réglementation.

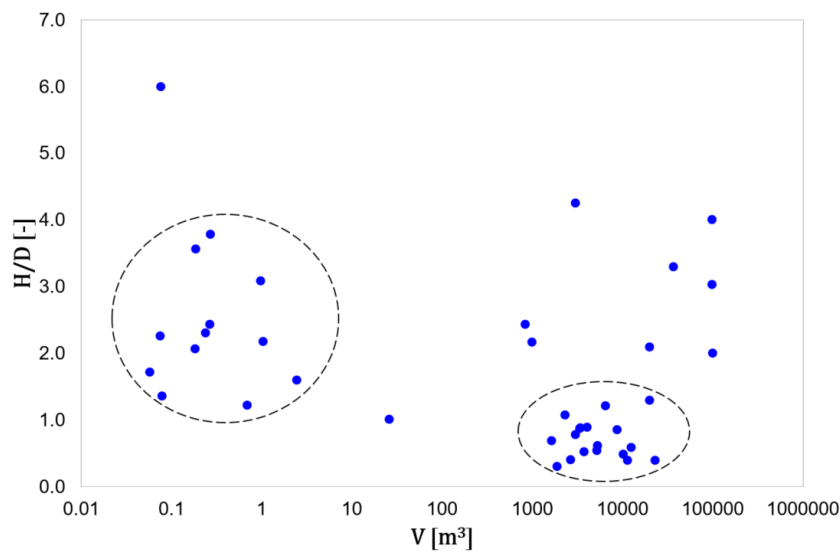


Figure 1-13 : Répartition des ratio d'aspects selon le volume de cuve (répartition faite sur un échantillon de 36 cuves thermoclines)

Ainsi, le rapport d'aspect est un paramètre géométrique important pour minimiser l'épaisseur de la thermocline. Cependant, bien que des études soient réalisées à l'échelle du laboratoire,

<sup>1</sup> Lorsque les données géométriques des réservoirs ( $V > 100 \text{ m}^3$ ) n'étaient pas transmises, leur diamètre a été estimé à partir de Google Maps.

leur validité sur des cuves de plus grande capacité est méconnue. Enfin, les dimensions des réservoirs sont souvent fixées par les contraintes de construction et sont donc difficilement variables lors du dimensionnement.

À l'inverse, les distributeurs hydrauliques ne présentent pas de contraintes de construction particulière et représentent donc un levier pertinent pour améliorer la stratification.

## 1.1.4. Distributeurs hydrauliques

### 1.1.4.1. Intérêt de la distribution

La distribution décrit l'injection ou le soutirage du fluide. Elle est cruciale dans un stockage thermocline car elle est responsable de la formation initiale de la thermocline et de sa dégradation une fois formée. La géométrie du distributeur a un impact déterminant sur la stratification ([44], [68]). Par exemple, pour un même  $\Delta T$  de 60°C (70°C – 10°C), il y a un écart pouvant aller jusqu'à 32 points sur le rendement de remplissage (*fill efficiency*) (équation (1-9)) selon une injection à travers un simple trou (*direct*) ou l'utilisation d'un distributeur original, l'*equalizer* (Figure 1-14 et Figure 1-20.c).

$$\zeta = \frac{Q_{exp}}{Q_{stratifié}} \quad (1-9)$$

où :

- $Q_{exp} = \int_0^{t_{essai}} \dot{m} \cdot \rho \cdot C_p \cdot (T_{sortie} - T_{froid}) dt$ , la chaleur stockée depuis le début de la charge ;
- $Q_{stratifié} = \int_0^{t_{essai}} \dot{m} \cdot \rho \cdot C_p \cdot (T_{chaud} - T_{froid}) dt$ , la chaleur idéalement stockée si le stockage est parfaitement stratifié depuis le début de la charge.

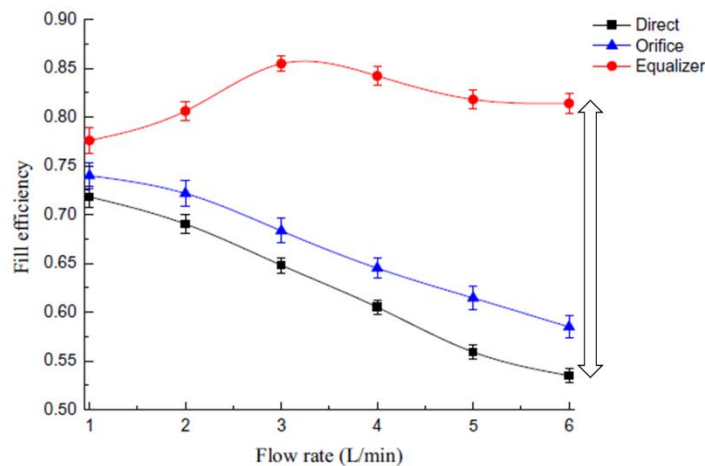


Figure 1-14 : Impact de la géométrie du distributeur sur le rendement de remplissage (*fill efficiency*) (adapté de [49])

Le distributeur a un impact décisif dans l'épaisseur de la thermocline car il est directement responsable du profil de vitesse du fluide entrant dans la cuve. Par extension, il est donc responsable du mélange turbulent.

### 1.1.4.2. Classification des distributeurs

Une large gamme de distributeurs est étudiée dans la littérature. Aujourd'hui, aucune classification n'est universellement adoptée. Il est possible de classer les distributeurs selon la

direction du jet en sortie de celui-ci (axial ou radial), selon la physique de la distribution (utilisant d'un milieu poreux ou non) ou encore selon leur géométrie. C'est ce dernier classement (adapté de [69]) qui est effectué. Quatre catégories de distributeur peuvent être distinguées : les tuyaux, les déflecteurs, les réseaux de tuyaux fendus et les géométrie complexes (Figure 1-15). Cette dernière catégorie regroupe tous les distributeurs n'ayant pas trouvé leur place dans les trois autres.

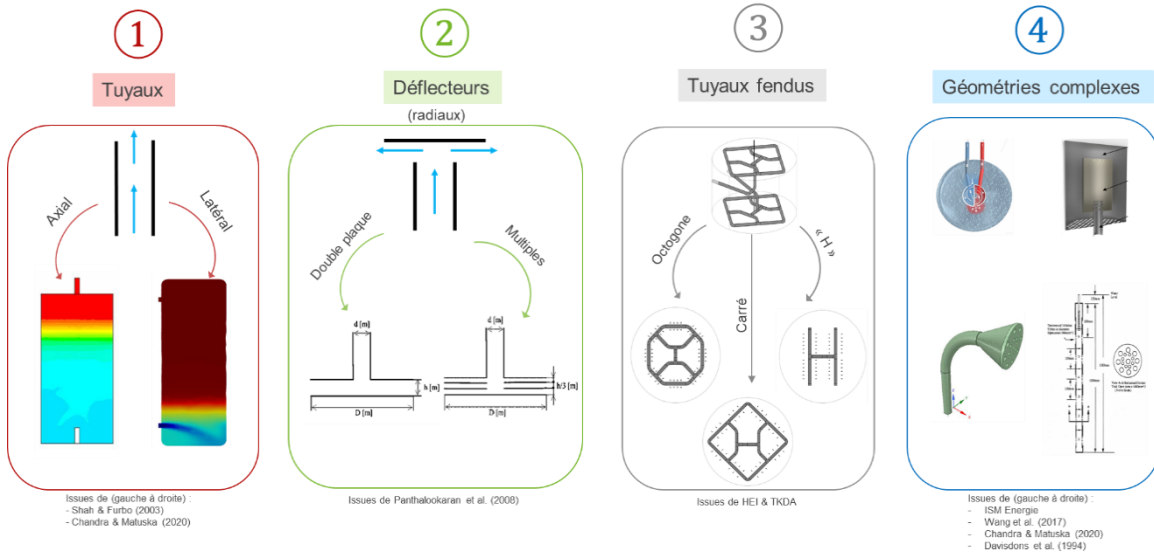


Figure 1-15 : Présentation des catégories de distributeur

### • Le tuyau

Le tuyau permet une injection axiale ou radiale (Figure 1-16) selon son orientation dans le réservoir. Il n'aura pas d'élément déflecteur pour casser l'énergie cinétique de l'écoulement. Il peut se décliner sous forme de tube (tuyau simple), de coude [53] ou encore de cône. Généralement, les tuyaux simples à injection axiale conduisent à la pire stratification en créant un simple jet.

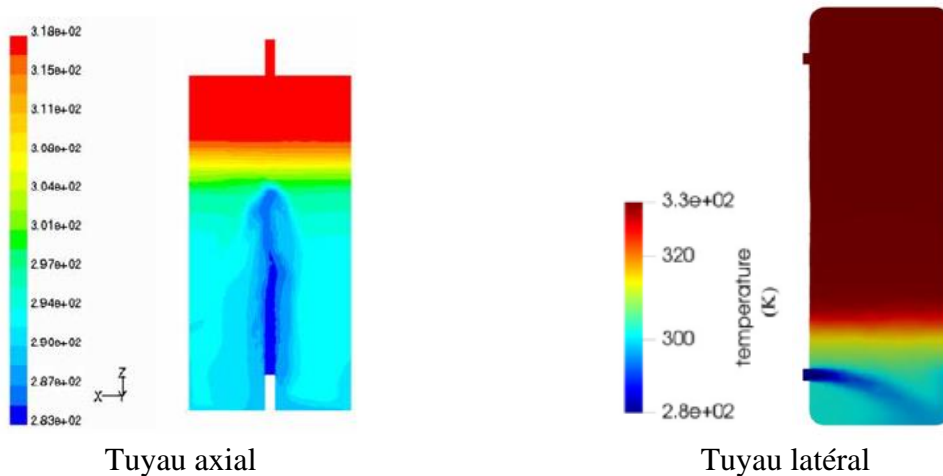


Figure 1-16 : Exemple d'injection selon un tuyau axial et latéral (champs de température respectivement issues de [30], [68])

- **Le distributeur à déflecteur(s)**

Les distributeurs à déflecteur(s) introduisent un ou plusieurs obstacles (généralement une plaque) pour « casser » l'écoulement. Ils peuvent être classés selon le nombre d'éléments déflecteurs :

- **Aucun** : le liquide vient s'impacter contre le fond du réservoir qui prend la fonction d'élément déflecteur [70] ;
- **Simple** : le déflecteur est une simple plaque circulaire [68] ou qui peut-être perforée en forme de disque [71];
- **Double** : les déflecteurs doubles sont les distributeurs à double plaques. On retrouvera aussi leur appellation de « distributeur radial » en raison de la direction du fluide lorsqu'il entre dans la cuve. Ils sont employés dans l'industrie et des études ont été faites afin d'optimiser leur dimensionnement [71] [69] ;
- **Multiples** : les distributeurs à déflecteurs multiples sont présentés dans l'étude numérique de Panthaloookaran *et al.* (2008) [69] en introduisant, des disques annulaires à double plaque (Figure 1-17.d). Ces anneaux ont pour fonction de freiner l'élan de l'écoulement et réduire la génération d'entropie.

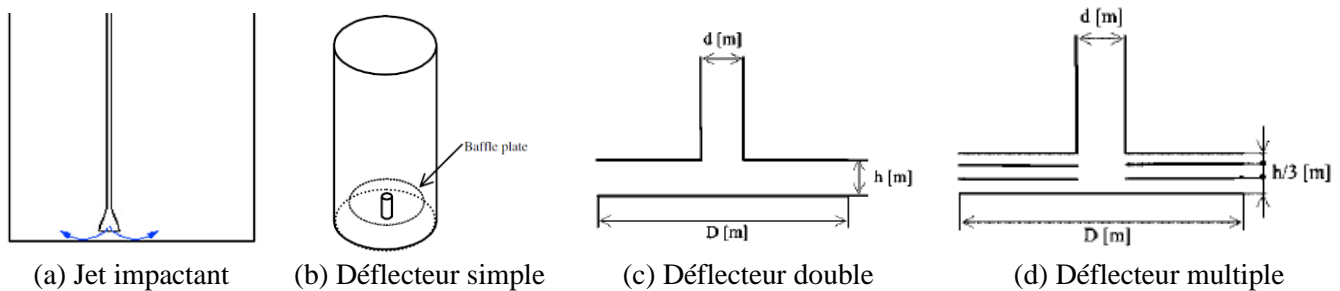


Figure 1-17 : Exemple de distributeurs à déflecteurs (schémas issus de [42], [68] et [69])

Le distributeur à double plaques fait partie des deux géométries les plus employées sur des stockages thermoclines cylindriques de grande capacité [36] (la deuxième étant le réseau de tuyau fendu à géométrie octogonale présentée ci-après). Généralement, les données précises sur les distributeurs ne sont pas divulguées. Néanmoins, les double plaques sont recensés sur 6 réservoirs construits<sup>1</sup>. Parmi eux se retrouvent les constructions récentes de Borås (2010), Brest (2017) ou encore Schwyz (2021).

- **Le réseau de tuyaux fendus**

Comme leur nom l'indique, les distributeurs à réseau de tuyaux fendus<sup>2</sup> permettent d'injecter le fluide via des fentes aux parois des tuyaux. Ces tuyaux peuvent adopter différentes

<sup>1</sup> Parmi 29 stockages cylindriques recensés : 6 emploient des distributeurs à double plaque, 1 utilise un distributeur à réseau de tuyaux fendus à géométrie octogonale et 22 ne communiquent pas la technologie utilisée.

<sup>2</sup> Par raccourcis, ils peuvent être mentionnés sous l'appellation de « tuyaux fendus »

géométries : octogonale, en forme de « H », ou encore de carré (Figure 1-18.a). L'eau entre et sort par un système de tuyauterie comme illustrée en Figure 1-18.b.

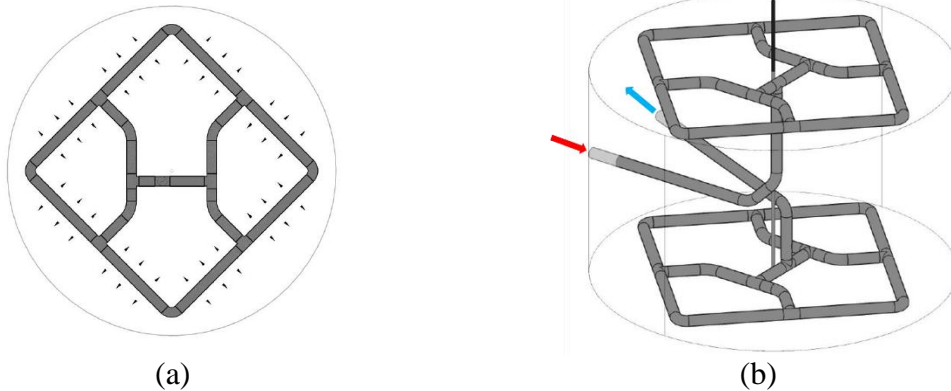


Figure 1-18 : Schéma d'un distributeur à tuyaux fendus en forme de carré : (a) vue de dessus et (b) vue 3D (schémas issus et adaptés de [72] )

Par exemple, le stockage du campus de l'université de Cypress en Californie, utilise un distributeur octogonale (Figure 1-19). D'autres exemples sur des stockages existants sont référencés dans le Tableau 1-5.



Figure 1-19 : Stockage (à gauche) et son système de distribution (à droite), implantés sur le campus de l'université de Cypress en Californie (issu de [21])

- **Les géométries complexes**

Enfin, la dernière catégorie regroupe les distributeurs ayant une technologie plus complexe. Les études réalisées sont très spécifiques et il est donc difficile d'évaluer leurs efficacités en comparaison à des géométries plus simples. Voici quelques exemples :

- Les distributeurs à milieux poreux comme le collecteur de Davidson *et al.* (1994) (Figure 1-20.a) ;
- Les « pommeaux de douche » (Figure 1-20.b) ;
- Le distributeur à double cavités de Wang *et al.* (2017) (Figure 1-20.c) ;



- Le distributeur à colonne : la solution commerciale « Ratiotherm » (ISM énergie [73]) (Figure 1-20.d) ou celui de Munich (2007).

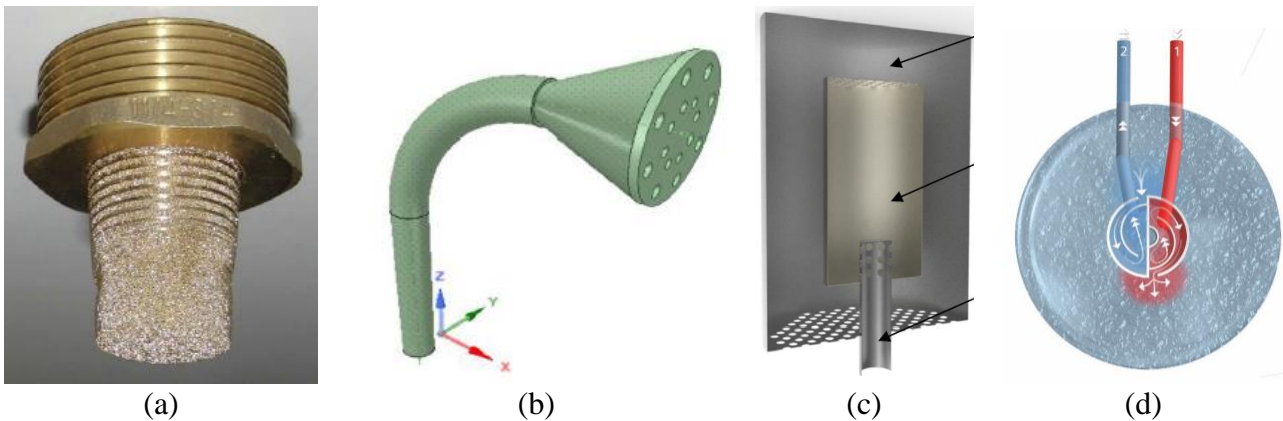


Figure 1-20 : Différentes géométries complexes de distributeurs : (a) photographie du collecteur conique en bronze fritté (issu de [74]), (b) géométrie 3D d'un distributeur en forme de "pommeau de douche" (issu de [30]), (c) vue en coupe du distributeur à double cavités (issu de [49]) et (d) vue de haut du distributeur à colonne de Ratiotherm (issu de [75])

- **Synthèse**

Le Tableau 1-5 regroupe les différents distributeurs utilisés dans des stockages thermocline en eau cylindriques (échelle laboratoire et industrielle).

Le Tableau 1-6 recense des études comparatives expérimentales et/ou numériques mettant en œuvre différents types de distributeurs. À cause des spécificités des critères et des conditions opératoires, aucun consensus n'est établi quant à la performance des différents types de distributeurs. Toutefois, plusieurs observations peuvent être faites :

- Le tube simple est le moins performant, particulièrement en position axiale ;
- Les réseaux de tuyaux fendus requièrent un dimensionnement avancé et sont plus difficiles à modéliser ;
- Les dispositifs complexes sont souvent trop spécifiques et atypiques, ce qui complique leur utilisation pour initier des travaux de CFD.

Le distributeur à double plaques, de par sa simplicité de conception et ses performances, semble être le choix le plus pertinent à intégrer dans un stockage. Le dimensionnement de ce type de distributeur a été théorisé par une méthode explicitée par la suite.

Tableau 1-5 : Géométrie des distributeurs utilisés dans des stockages thermoclines en eau

<b>Tuyau</b>	<b>Axial</b>		Davidson <i>et al.</i> (1994) [76] De Césaro Oliveski <i>et al.</i> (2003) [61] Shah et Furbo (2003) [68] Li <i>et al.</i> (2014) [77] Khurana <i>et al.</i> (2021) [65]
	<b>Latéral</b>		Zurigat <i>et al.</i> (1991) [70] Garcia-Mari <i>et al.</i> (2013) [74] Yaïci <i>et al.</i> (2013) [32] Armstrong <i>et al.</i> (2014) [78] Chandra et Matuska (2020) [30]
<b>Défecteur</b>	<b>Aucun (Fond de cuve)</b>		Zurigat <i>et al.</i> (1991) [70] Castell <i>et al.</i> (2010) [42] Garcia-Mari <i>et al.</i> (2013) [74] Li <i>et al.</i> (2014) [77] Chandra et Matuska (2020) [30]
	<b>Simple</b>	Disque	Shah et Furbo (2003) [68] Zachar <i>et al.</i> (2003) [71] Shin <i>et al.</i> (2004) [79]
		Hémisphérique Plaque perforée	Shah et Furbo (2003) [68] Gao <i>et al.</i> (2021) [46] Lou <i>et al.</i> (2020, 2023) [80], [81] Stockage à Nortof, [82]
	<b>Double</b>	Plaque	Bahnfleth et Musser (1998) [83] Stockage à Hanover (2000) [84] Chung <i>et al.</i> (2008) [85] Panthalookaran <i>et al.</i> (2008) [69] Stockage à Borås (2010) [86] Stockage à Brest (2017) [26] Zoschke <i>et al.</i> (2019) [87] Stockage à Schwyz (2021) [88] Xu <i>et al.</i> (2022, 2023) [5], [35]
			<b>Multiple</b>
	<b>Réseau de tuyaux fendus</b>	<b>Arbre</b>	
<b>Octogonal</b>			Karim (2011) [91] Wang <i>et al.</i> (2015) [92] Stockage à Cypress (2016) [93]
<b>H</b>			Chung <i>et al.</i> (2008) [85]
<b>Géométrie complexe</b>	<b>Tube poreux</b>		Davidson <i>et al.</i> (1994) [76] Garcia-Mari <i>et al.</i> (2013) [74]
	<b>Pommeau</b>		Li <i>et al.</i> (2014) [77] Chandra et Matuska (2020) [30]
	<b>Cavités</b>		Wang <i>et al.</i> (2017) [43], [49]
	<b>Colonne</b>		Stockage à Munich (2007) [84] Rendall <i>et al.</i> (2020) [94] Distributeur commercial « Ratiotherm » [95]

Tableau 1-6 : Comparaison des distributeurs étudiés dans la littérature

Référence	Type d'étude	Distributeurs étudiés (✓ : meilleures performances)	Comparaisons
Al Marrafie <i>et al.</i> (1991) [89]	Expé.	Tuyaux fendus linéaires (avec filet) ✓ Tuyaux fendus en arbre (avec filet)	Selon le débit, l'efficacité d'extraction du distributeur à tuyaux fendu en arbre est environ 10% supérieure à celle obtenue par le tuyau linéaire.
Zurigat <i>et al.</i> (1991) [70]	Expé.	Tuyau latéral Plaque perforée Tuyau coudé	L'efficacité de ces distributeurs n'est pas explicitement comparée (ils sont utilisés pour obtenir des corrélations 1D).
Davidson <i>et al.</i> (1994) [76]	Expé.	Tuyau axial ✓ Distributeur poreux	En se basant sur le nombre de MIX, le distributeur poreux permet une meilleure stratification.
Shah et Furbo (2003) [68]	Expé. et num.	Tuyau axial Déflecteur hémisphérique ✓ Déflecteur à plaque simple	Dans les conditions d'études, le distributeur à plaque permet une meilleure conservation de l'exergie ; le tuyau axial est le plus destructif.
Chung <i>et al.</i> (2008) [85]	Num.	✓ Double plaque ✓ Double plaque modifié Tuyau fendu en H	Basé sur l'épaisseur de thermocline adimensionnelle ( $0,10 < \theta < 0,90$ ), les distributeurs à double plaques (classique et modifié) obtiennent une thermocline plus fine que le tuyau fendu en H (écart de ~ 5 points).
Panthalookaran <i>et al.</i> (2008) [69]	Num.	✓ Tuyau conique axial Déflecteur à double plaques Déflecteur multiples	Basé sur un indicateur qui prend en compte le premier et le deuxième principe de la thermodynamique (SEN), les tuyaux coniques avec un angle de diffusion faible permettent une meilleure efficacité globale.
García-Marí <i>et al.</i> (2013) [74]	Expé.	Tuyau coudé ✓ Tuyau poreux	Basé sur le nombre de MIX, et des indices reliés à la thermocline (forme, épaisseur, hauteur du point central) le tuyau poreux permet une meilleure stratification indépendamment du débit testé.
Li <i>et al.</i> (2014) [77]	Expé.	Tuyau axial Pommeau de douche ✓ Tuyau à jet impactant	Basé sur l'efficacité de décharge, le tuyau à jet impactant permet une meilleure performance du stockage ; le tuyau de douche la pire.
Chandra et Matuska (2020) [30]	Num.	Tuyau latéral ✓ Tuyau à jet impactant Pommeau de douche	Basé sur l'efficacité de décharge, le tuyau à jet impactant montre globalement de meilleures performances que le tuyau latéral et le pommeau de douche.
Hosseinnia <i>et al.</i> (2021) [60]	Num.	Tuyau à jet impactant ✓ Déflecteur à double plaque	L'épaisseur de thermocline ( $0,04 < \theta < 0,96$ ) est environ 2,5 fois plus fine avec le double plaque qu'avec le tuyau à jet impactant.

### 1.1.4.3. Eléments de dimensionnement

#### Description de la méthode

La stratification est plus complexe à obtenir dans un stockage de froid que dans un stockage de chaud en raison du faible écart de densité. Dans ce cas d'application contraint, la distribution est d'autant plus importante et des travaux sur les courants de densité ont permis de définir une méthode de dimensionnement de distributeurs hydrauliques pour favoriser la formation d'une thermocline de faible épaisseur. Cette méthode est résumée ici et sera utilisée au chapitre 3 (section 3.1.4.2).

À l'origine, les travaux de Yoo *et al.* (1986) [29] sur les courants de densité ont permis de définir des éléments de dimensionnement sur les distributeurs radiaux. Par la suite, des lignes directrices ont été élaborées pour obtenir une stratification dans des stockage de froid par Mackie et Reeves (1988) [96] puis poursuivies par Wildin (1990) [40], Dorgan et Elleson (1994) [97] et Musser et Bahnfleth (2001) [36]. Bien que la méthode décrite ci-après ait été initialement développée pour dimensionner des distributeurs radiaux, elle a été adaptée pour des distributeurs à tuyaux fendus [97] et se généralise sur l'ensemble des géométries.

La méthode de dimensionnement se base sur le débit surfacique en sortie de distributeur ( $q$ ), le nombre de Reynolds à l'injection ( $Re_i$ ) et le nombre de Froude densimétrique ( $Fr_i$ ). Ces indicateurs sont relatifs au fluide en sortie de distributeur :

$$q = Q/L \quad (1-10)$$

$$Fr_i = \frac{q}{\sqrt{h_i^3 g \frac{\Delta\rho}{\rho}}} \quad (1-11)$$

$$Re_i = q/\nu \quad (1-12)$$

avec :

- $Q$  : débit volumique [ $\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ ]
- $q$  : débit surfacique [ $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ ]
- $L$  : longueur effective du distributeur (*effective diffuser length*) [m]. Pour un distributeur radial (à simple ou double plaque), cette longueur est égale au périmètre d'une plaque, soit  $L = \pi D_p$  [40]
- $h_i$  : hauteur d'entrée du distributeur (*diffuser inlet height*). Pour un distributeur à simple plaque, cette hauteur est la distance entre la plaque et le fond du stockage. Pour les autres géométries de stockage, cette hauteur est la distance verticale occupée par l'écoulement entrant, ou par le courant de densité lorsqu'il quitte le distributeur [97]. Donc pour un distributeur à double plaque (utilisé par la suite),  $h_i$  est l'écart entre les deux plaques ( $e_p$ ).
- $g$  : l'accélération de la pesanteur [ $\text{m} \cdot \text{s}^{-2}$ ]
- $\rho$  : masse volumique du fluide stagnant dans le stockage [ $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ]
- $\Delta\rho$  : différence entre la masse volumique du fluide présent et entrant dans le stockage [ $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ]
- $\nu$  : viscosité cinématique du fluide obtenu à la température moyenne [ $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ ].

**Estimation de  $L$  :** pour une gamme de débit souhaité, le respect d'une valeur maximale du  $Re_i$ , permet de définir la longueur  $L$  (équations (1-10) et ((1-12)). Cette valeur maximale dépend des auteurs : Dorgan et Elleson (1994) [97] préconisent  $Re_i \leq 850$  et Musser et Bahnfleth (2001) [98] augmentent cette limite en autorisent un  $Re_i \leq 12000$ .

Le nombre de Reynolds a moins d'intérêt physique que le nombre de Froude mais il est souvent transmis par soucis d'exhaustivité [82], [98].

**Estimation de  $h_i$  :** le respect d'un nombre de Froude maximal permet de définir la hauteur d'injection (équation (1-11)). À ce titre, les travaux sur les courants de densité de Yoo *et al.* (1986) [29] sont toujours utilisés comme référence [36], [40], [82], [97], [98] : bien qu'une stratification apparaisse pour une gamme de  $Fr_i \leq 2$ , la gamme restreinte de  $Fr_i \leq 1$  est à favoriser pour de meilleures performances.

Il a été évoqué depuis le début de ce mémoire que le nombre de Richardson était le nombre adimensionnel le plus utilisé pour évaluer l'importance des forces liées à la flottabilité par rapport à celles liés à la vitesse. Or ici, le nombre de Froude est mentionné. En réalité, ces deux nombres sont liés :

$$Ri_{0,h_i} = Fr_i^{-2} \quad (1-13)$$

avec

$$Ri_{0,h_i} = \frac{g\beta\Delta Th_i}{U_{inj}^2} \quad (1-14)$$

Ici, s'il est considéré qu'un distributeur permet une stratification pour un  $Fr_i \leq 2$ , cela revient à dire qu'il est préconisé d'utiliser un  $Ri_{0,h_i} \geq 0,25$ . Cela correspond au seuil caractéristique de stratification de 0,25 évoqué à la section 1.1.2.3.

### Critiques de la méthode

Bien que cette méthode basée sur  $Fr_i$  et  $Re_i$  apporte des éléments de dimensionnement, elle est critiquable :

- les recommandations n'apportent que des éléments qualitatifs sur la stratification ;
- elle ne considère pas le réservoir et le distributeur comme un système intégré. Seules les conditions opératoires et les paramètres géométriques du distributeur sont considérés. Donc l'effet du réservoir est négligé ;
- les travaux expérimentaux à l'origine de cette méthode sont réalisés sur un nombre limité d'essais sur un stockage relativement petit (132 m<sup>3</sup>) et leur applicabilité à des stockages de taille différente n'est pas démontrée;
- des stockages en dehors de ces considérations obtiennent de bonnes stratifications [36].

Ainsi, pour pallier les deux premiers points, Musser et Bahnfleth (2001) [98] introduisent deux nouveaux paramètres :

- $R_p/R_c$  : le rapport entre le rayon de la plaque du distributeur et le rayon du stockage. Ils réutilisent les recommandations de Mackie et Reeves (1988) [96] qui préconisent un rapport de section entre le distributeur et la cuve  $S_d/S_c \leq 0,5$ . Pour une cuve et un

distributeur à section cylindrique, cela correspond à  $R_d/R_c \leq 0,7$ . Selon cette étude, plus ce rapport augmente, plus la stratification est détériorée.

- $R_p/h_i$  : le rapport entre le rayon de la plaque du distributeur et la hauteur d'injection. Plus ce rapport augmente, plus la stratification est bonne. Aucune valeur seuil n'est transmise.

Leur corrélation, obtenue à partir de résultats CFD, donne l'épaisseur de la thermocline basée sur les températures limites ( $0,15 \leq \theta \leq 0,85$ ) selon :

$$\delta_{MB} = R_c \left( a - b \cdot Ri_{0,h_i} - c \frac{R_p}{h_i} + d \frac{R_p}{R_c} \right)^2 \quad (1-15)$$

où  $a = 0,26712$ ,  $b = 0,0068355$ ,  $c = 0,012964$  et  $d = 0,43602$ .

Les détails de l'obtention de cette corrélation sont développés dans [36], [98]. Cette corrélation est valable pour la gamme de fonctionnement indiquée dans le tableau suivant.

Tableau 1-7 : Gamme de validité de la corrélation d'épaisseur de thermocline de Musser et Bahnfleth (2001) [98]

Paramètre	Gamme de validité
$Ri_{0,h_i}$	1,0 – 11,1
$Re_i$	1000 – 12 000
$R_p/h_i$	5 – 10
$R_p/R_c$	0,2 – 0,4

L'épaisseur de thermocline diminue lorsque  $Ri_{0,h_i}$  augmente (Figure 1-21), c'est-à-dire lorsque la vitesse diminue. C'est cohérent avec la littérature.

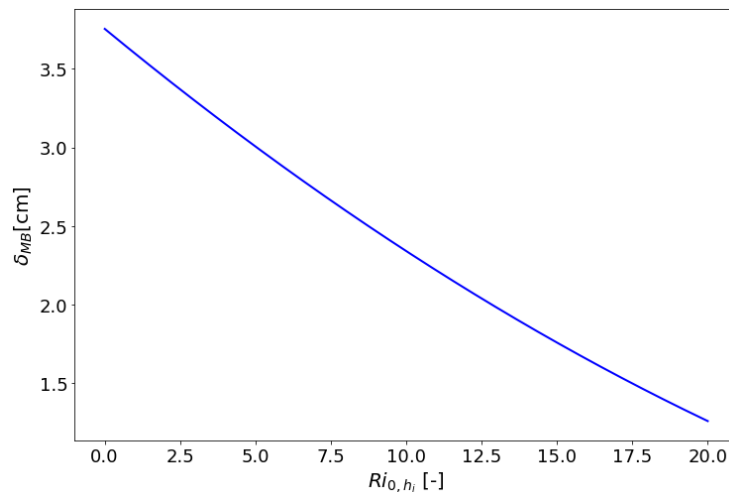


Figure 1-21 : Epaisseur de thermocline selon la corrélation de Musser et Bahnfleth (2001) [98] pour la géométrie du stockage du chapitre 3 ( $R_c = 355$  mm,  $R_p = 100$  mm,  $h_i = 20$  mm)

Les différentes gammes préconisées pour le dimensionnement d'un distributeur sont synthétisées dans le Tableau 1-8.

Tableau 1-8 : Gammes des nombres adimensionnels préconisées pour le dimensionnement de distributeurs hydrauliques

Indicateur	Recommandations	Source
$Fr_i$	$\leq 1$ : bonnes performances $\leq 2$ : apparition de la stratification	Yoo <i>et al.</i> (1986) [29]
$Re_i$	$\leq 850$ $\leq 12000$	Dorgan et Elleson (1994) [97] Musser et Bahnleth (2001) [98]
$S_p/S_c$	$\leq 0,5$	Mackie et Reeves (1988) [96]
$R_p/R_c$	$\leq 0,7$	Musser et Bahnfleth (2001) [98]

Enfin, même si cette méthode est critiquable, elle reste la seule disponible dans la littérature et est encore employée sur le stockage de chaleur (notamment récemment par Urbaneck, 2022 [82]).

## 1.1.5. Caractérisation de la stratification

### 1.1.5.1. Classification des critères

L'obtention de critères permettant de qualifier et/ou de quantifier la performance d'un stockage est un sujet d'étude en tant que tel [67], [99], [100], [101] et des *reviews* sur les sujets ont déjà été proposées [9], [31]. Généralement, les critères se distinguent selon qu'ils quantifient le degré de stratification (épaisseur de thermocline par exemple), qu'ils se basent sur le premier principe de la thermodynamique (conservation de l'énergie) ou sur le deuxième principe (conservation de l'exergie). La Figure 1-22 montre une catégorisation effectuée par Haller *et al.* (2009) [9].

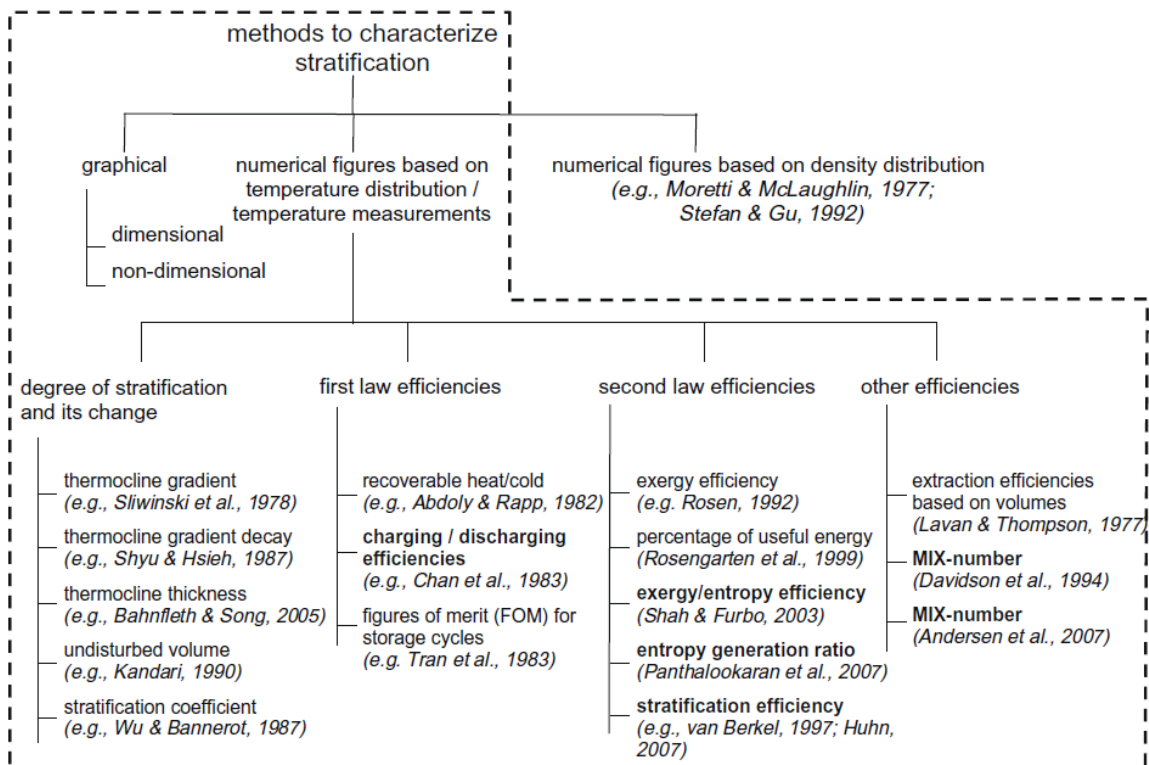


Figure 1-22 : Différentes catégories de critères pour caractériser la stratification thermique dans les stockages thermocline en eau (issu de [9])

Les critères basés sur le premier principe calculent la fraction d'énergie récupérable pendant le processus de charge ou de décharge (taux de restitution par exemple). Ils rendent compte de l'énergie utile non valorisée à cause des phénomènes dissipatifs tels que le mélange, la conduction. En effet, aux pertes thermiques près, la quantité d'énergie est constante dans une cuve thermocline, mais l'exergie ne l'est pas.

Le taux de restitution et l'épaisseur de la thermocline sont approfondis en raison de leur utilisation ultérieure dans cette thèse.

### 1.1.5.2. Température adimensionnelle

Lorsqu'il s'agit de quantifier les performances énergétiques d'un système, une température limite (ou de référence) s'impose. La température adimensionnelle est souvent utilisée pour définir la température limite en s'affranchissant des valeurs extrêmes du système :

$$\theta = \frac{T - T_{min}}{T_{max} - T_{min}} \quad (1-16)$$

Cette température est utilisée en tant que paramètre pour le calcul du taux de restitution et de l'épaisseur de thermocline.

### 1.1.5.3. Taux de restitution

Le taux de restitution (*charging/discharging efficiency, fill efficiency, half-cycle of merit*) est le rapport entre la chaleur restituée par le stockage sur sa capacité thermique maximale soit :

$$\eta = \frac{\int_0^{t_f} \dot{m} |h(T_s) - h(T_e)| dt}{m |h(T_0) - h(T_e)|} \quad (1-17)$$

où :

- $T_s, T_e, T_0$ , les température respectivement en entrée du stockage, en sortie de celui-ci et à l'instant initial ;
- $\dot{m}$ , le débit massique d'eau injectée dans le stockage ;
- $m$ , est la masse d'eau dans le stockage.
- $t_f$ , le temps de fin d'essais.

Généralement, la forme supposant le  $C_p$  constant ([30], [36], [49], [77], [83], [102]) est utilisée :

$$\eta = \frac{\int_0^{t_f} \dot{m} C_p |T_s - T_e| dt}{m C_p |T_0 - T_e|} \quad (1-18)$$

où la borne supérieure de l'intégrale  $t_f$  est l'instant de décharge limite à partir duquel la température en sortie de stockage n'est plus valorisée ( $T < T_{lim,décharge}$  en décharge et  $T > T_{lim,charge}$  en charge). Donc ce critère est un critère énergétique qui intègre néanmoins une notion de qualité de l'énergie. Il est communément choisi le moment à partir duquel la différence de température a diminué de plus de 20 % de sa température d'origine par rapport à l'eau froide entrante, c'est-à-dire  $\theta < 0,8$  ([30], [77]). En pratique cette limite en température est définie par le procédé.



Pour des stockages cylindriques, le taux de restitution peut être ramené à une hauteur équivalente de stockage perdue, *equivalent lost height* ou ELH [36], [83] :

$$ELH = \eta H \quad (1-19)$$

Cette hauteur équivalente est une unité de distance qui est une première approche à la mesure de l'épaisseur de la thermocline.

#### 1.1.5.4. Epaisseur de thermocline

Même si l'épaisseur de la thermocline ne mesure pas les performances du stockage en tant que telles, elle est reliée à la part non valorisable d'un stockage contenant la zone du gradient thermique de façon facilement compréhensible. Elle est la mesure la plus communément utilisée pour quantifier les performances d'un stockage stratifié [36], [59].

L'épaisseur se définit donc comme la zone dans laquelle le liquide est à une température comprise entre deux bornes limites  $\theta_{froid} \leq \theta \leq \theta_{chaud}$  (Figure 1-23).

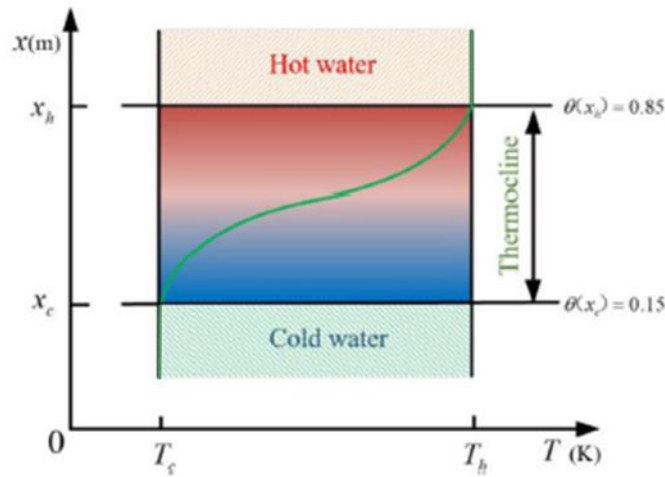


Figure 1-23 : Schématisation de l'épaisseur de la thermocline à partir d'un profil axial en température (adapté de [35])

À partir d'un profil axial, l'épaisseur de thermocline est donc :

$$\delta = z(\theta_{chaud}) - z(\theta_{froid}) \quad (1-20)$$

Les températures limites sont des paramètres qui impactent l'épaisseur de la thermocline. Bien qu'il n'y ait pas de consensus dans la littérature sur le choix des températures limites car celles-ci sont imposées par les utilisateurs (Tableau 1-9), leur définition reste un sujet d'étude [59].

Tableau 1-9 : Bornes min et max de  $\theta$  utilisées dans la littérature pour calculer l'épaisseur de la thermocline

Référence	$\theta_{min}$	$\theta_{max}$
Bahnfleth et Musser (1998) [83]	0,30	0,60
Musser et Bahnfleth (2001) [98]	0,10	0,90
Chung <i>et al.</i> (2008) [85]	0,10	0,90
Findeisen <i>et al.</i> (2017) [103]	0,10	0,90
Moncho-Esteve <i>et al.</i> (2017) [104]	0,14	0,96
Kozłowska et Jadwiszczak (2018) [105]	0,10	0,90

Cette première section a permis de définir le stockage sensible, en particulier le stockage thermocline, de rappeler que la stratification est essentielle aux performances d'un tel stockage, et d'identifier les phénomènes physiques qui l'influencent. La seconde section de ce mémoire s'attarde sur l'intégration de ces mêmes phénomènes physiques dans un modèle numérique.

## 1.2. Approche numérique du stockage thermocline

### 1.2.1. Caractéristiques générales des modèles CFD

#### 1.2.1.1. Échelles de modélisation

Lorsque la modélisation d'un TTES est évoquée, différentes échelles peuvent être mentionnées :

- *Échelle système* : c'est la prédiction d'un système dans son ensemble, en mettant l'accent sur les relations et les flux d'informations entre ses composants. Elle est souvent associée à de la modélisation 0D ou 1D.
- *Échelle composant* : la modélisation à l'échelle composant se concentre sur les parties individuelles d'un système, offrant une analyse détaillée de leur fonctionnement interne. Ce niveau de détail permet une optimisation ciblée des éléments critiques, contribuant ainsi à améliorer les performances globales du système.

La modélisation du stockage thermocline est donc réalisée à l'échelle composant. La CFD est l'outil adapté pour le développement de ce type de modèle car elle permet de considérer les nombreux phénomènes physiques impliqués lors de son fonctionnement.

#### 1.2.1.2. Hypothèses des modèles

Pour des TTES en eau, les principales spécificités des modèles CFD concernent :

- **Le domaine de simulation** : l'écoulement est 2D-axisymétrique ou 3D ;
- **Le modèle (de turbulence)** : avec ou sans. Si un modèle de turbulence est considéré, une stratégie de modélisation doit être choisie (voir section 1.2.2.1). S'il n'y a pas de modèle, les équations de Navier-Stokes sont résolues et on parle de résolution directe (*Direct Numerical Simulation* ou DNS) ;
- **La considération de la flottabilité** : masse volumique constante (approximation de Boussinesq) ou masse volumique dépendante de la température (section 1.2.2.2) ;
- **Les propriétés thermodynamiques du fluides ( $C_p, \mu, \lambda$ )** : constantes ou dépendantes de la température (section 1.2.2.3) ;
- **La paroi** : l'inertie de la paroi est considérée ou non (section 1.2.2.4) ;
- **Les pertes thermiques** : le système est adiabatique ou non (section 1.2.2.5).

Les différentes hypothèses des modèles utilisés dans la littérature sont référencées et distinguées selon le mode de fonctionnement du stockage : en phase dynamique (Tableau 1-10) ou de standby (Tableau 1-11).

En général, la majorité des études réalisées sont menées en 3D, utilisent un modèle de turbulence (modélisation statistique RANS ou *Reynolds-Averaged Navier-Stokes*, souvent avec des modèles de type  $k - \varepsilon$ , aspects détaillés à la section 1.2.2.1), ne modélisent pas la paroi, et

négligent les pertes thermiques. Les effets de flottabilités sont autant considérés par l'approximation de Boussinesq que par une masse volumique variable. Il en est de même pour les propriétés thermodynamiques, qui sont considérées soit comme variables, soit comme constantes.

Les différentes hypothèses sont discutées dans la section 1.2.2. Enfin, même si certaines hypothèses impliquent différentes formes d'équations à résoudre, le système d'équations brut reste le même.

Tableau 1-10 : Hypothèses des modèles CFD pour des stockages thermocline en eau en phase d'écoulement (B1 : approximation de Boussinesq à l'ordre 1,  $\rho(T)$  : masse volumique variable ; Adiab. : adiabatique ; h : coefficient d'échange convectif ;  $T_{amb}$  : température ambiante)

Référence	Domaine	Modèle	Flottabilité	Propriétés physiques	Paroi	Pertes thermiques
Shah et Furbo (2003) [68]	3D	Navier-Stokes	B1	Non indiquées	Non	Adiab.
Shah <i>et al.</i> (2005) [102]	2D-axi	Navier-Stokes	B1	Non indiquées	Non	Adiab.
Altuntop <i>et al.</i> (2006) [106]	3D	$k - \epsilon$ standard	B1	Constantes	Oui	Adiab.
Panthalookaran <i>et al.</i> (2007,2008) [56], [107]	2D-axi	'Calibrated' Realizable $k - \epsilon$	$\rho(T)$	$C_p(T), \mu(T), \lambda(T)$	Non	Adiab.
Ievers et Lin (2009) [33]	3D	Navier-Stokes	B1	Constantes	Non	Adiab.
Yaïci <i>et al.</i> (2013) [32]	3D	Navier-Stokes	B1	Constantes	Non	Adiab.
Baeten <i>et al.</i> (2016) [108]	3D	$k - \epsilon$ standard	$\rho(T)$	$\mu(T), C_p, \lambda$	Non	Adiab.
Bouhal <i>et al.</i> (2017) [47]	2D	Navier-Stokes	B1	Constantes	Non	Adiab.
Wang <i>et al.</i> (2017) [43]	3D	$k - \epsilon$ (pas de précisions)	$\rho(T)$	$C_p(T), \mu(T), \lambda(T)$	Non	Adiab.
Li <i>et al.</i> (2018) [64]	3D	Low Re $k - \epsilon$	B1	Constantes	Non	Adiab.
Hashim et Abdulrasool (2019) [109]	3D	RNG $k - \epsilon$	$\rho(T)$	Constantes	Non	Adiab.
Bouzaher <i>et al.</i> (2019) [110]	3D	$k - \epsilon$ standard	$\rho(T)$	$C_p(T), \mu(T), \lambda(T), \beta(T)$	Non	Adiab.
Chandra et Matuska (2020) [30]	3D	$k - \epsilon$ standard	$\rho(T)$	$C_p(T), \mu(T), \lambda(T)$	Non	Adiab.
Zachár (2020) [111]	3D	$k - \omega - SST$	$\rho(T)$	$\mu(T)$ mais $C_p, \lambda$ cstes	Non	Adiab.
Gao <i>et al.</i> (2021) [46]	3D	Navier-Stokes	$\rho(T)$	Constantes	Non	Adiab.
Hosseinnia <i>et al.</i> (2021) [60]	2D-axi	$k - \omega$ standard	$\rho(T)$	$C_p(T), \mu(T), \lambda(T)$	Oui	Oui ( $h, T_{amb}$ )
Khurana <i>et al.</i> (2021) [65]	2D-axi	Low Re $k - \epsilon$	B1	Constantes	Non	Oui (Nu)
Xu <i>et al.</i> (2023) [5]	2D-axi	$k - \epsilon$ (pas de précision)	$\rho(T)$	$C_p(T), \mu(T), \lambda(T)$	Non	Adiab.

Tableau 1-11 : Hypothèses des modèles CFD pour des stockages thermocline en eau en phase de stand-by (B1 : approximation de Boussinesq à l'ordre 1 ; h : coefficient d'échange convectif ;  $T_{amb}$  : température ambiante)

Référence	Domaine	Modèle de turbulence	Flottabilité	Propriétés physiques	Paroi	Pertes thermiques
Armstrong <i>et al.</i> (2014) [78]	2D-axi	Navier-Stokes	B1	Constantes	Oui	$h, T_{amb}$
Kurşun (2018) [112]	3D	Navier-Stokes	B1	Constantes	Oui	$h, T_{amb}$

### 1.2.1.3. Équations de conservation instantanées

Lorsqu'il est question de transfert de chaleur impliquant un fluide en mouvement, les équations à résoudre sont *a minima* celles dites de Navier-Stokes : conservation de la masse, de la quantité de mouvement (QDM) et de l'énergie. Toutefois, les expressions de ces équations dépendent de la compressibilité du fluide. Pour évaluer l'influence des effets de compressibilité sur l'écoulement, le nombre de Mach est utilisé :

$$Ma = \frac{U}{\alpha} \quad (1-21)$$

où :

- $U$ , la vitesse du fluide ( $\text{m. s}^{-1}$ );
- $\alpha$ , la vitesse de propagation du son dans l'environnement considéré. Pour l'eau à  $20^\circ\text{C}$ ,  $\alpha = 1500 \text{ m. s}^{-1}$ .

Les effets de la compressibilité ne sont pas considérés à faible nombre de Mach, c'est-à-dire pour  $Ma < 0,3$ . Dans l'eau, ce critère est respecté pour des vitesses inférieures à  $450 \text{ m. s}^{-1}$ . C'est le cas pour les stockages thermocline. Ainsi, les équations de Navier-Stokes dans leur version compressible ne sont pas résolues mais leur forme à faible nombre de Mach (ou « bas Mach ») [113] est utilisée : la masse volumique ne dépend pas de la pression (fluide incompressible), mais varie en fonction de la température (fluide dilatable).

En notant les grandeurs instantanées  $f^*$ , les équations de Navier-Stokes « bas Mach » s'écrivent :

$$\text{Conservation de la masse} \quad \frac{\partial \rho^*}{\partial t} + \frac{\partial \rho^* u_i^*}{\partial x_i} = 0 \quad (1-22)$$

$$\text{Conservation de la QDM} \quad \frac{\partial \rho^* u_i^*}{\partial t} + \frac{\partial \rho^* u_i^* u_j^*}{\partial x_j} = \frac{-\partial p^*}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left( 2\mu s_{ij}^* - \frac{2}{3}\mu \frac{\partial u_k^*}{\partial x_k} \delta_{ij} \right) + S_b^* \quad (1-23)$$

$$\text{Conservation de l'énergie} \quad \rho^* C_p^* \frac{\partial T^*}{\partial t} + \rho^* C_p^* u_i^* \frac{\partial T^*}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \lambda \frac{\partial T^*}{\partial x_i} \right) \quad (1-24)$$

avec :

- $S_b^*$ , terme source responsable de la flottabilité (*buoyancy*) discuté en section 2.2.2 au chapitre 2.
- $s_{ij}^* = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_i^*}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j^*}{\partial x_i} \right)$ , tenseur du taux de déformation moyen ;
- $\delta_{ij}$ , le symbole de Kronecker.

La résolution de ce système instantané correspond à ce qui a été précédemment mentionné comme étant de la DNS. Cependant, ici, un modèle de turbulence est adopté et sera décrit par la suite.

## 1.2.2. Analyses des hypothèses de modélisation

### 1.2.2.1. Modélisation de la turbulence

La majorité des écoulements sont turbulents : l'écoulement de l'air autour d'un avion ou d'une voiture à vitesse élevée, les fumées s'échappant autour d'une cheminée ou encore l'atmosphère lors d'une tempête. Aux faibles vitesses, la viscosité moléculaire du fluide amortit les petites perturbations au sein du fluide qui conserve un caractère ordonné (écoulement laminaire). Si le fluide accélère, les gradients de vitesse augmentent et les mécanismes d'instabilités, notamment celles de Kelvin-Helmholtz (enroulement en structure tourbillonnaires) amplifient de manière non-linéaire ces petites perturbations. Ces dernières finissent par affecter l'ensemble de l'écoulement et le font passer à un état turbulent. Cette section expose les différentes stratégies de modélisation de la turbulence et justifie le choix du modèle utilisés dans les travaux numériques. Cette section est basée sur Manceau (2024) [114] et Fichet (2008) [115].

- **Échelles de la turbulence**

Malgré le comportement souvent qualifié de chaotique des écoulements turbulents, ceux-ci possèdent des caractéristiques communes : fortement instationnaires, tridimensionnels, diffusifs (augmentation du mélange à toutes les échelles) et comportant une large gamme de tailles de tourbillons qui coexistent au sein du même volume [116]. Le concept de cascade d'énergie, théorisé par Richardson (1922) [117] puis Kolmogorov (1941) [118], hiérarchise les structures tourbillonnaires selon l'énergie qu'elle possède :

1. **L'échelle macroscopique** (ou échelle intégrale) : grandes structures anisotropes dont la taille et l'orientation sont influencées par la géométrie. Elles portent la quasi-totalité de l'énergie cinétique turbulente ;
2. **L'échelle de Taylor** (ou échelles inertielles) : échelles intermédiaires qui décrivent toute la gamme de tourbillon comprise entre les grands et les petits ;
3. **L'échelle de Kolmogorov** : plus petites structures isotropes où la viscosité moléculaire intervient et finit par dissiper l'énergie tourbillonnaire résiduelle en chaleur.

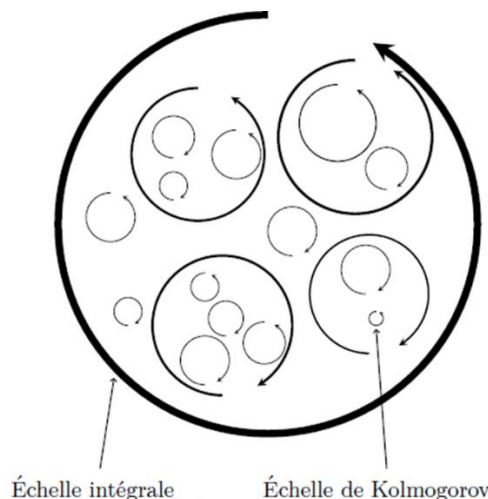


Figure 1-24 : Schéma des différentes échelles de la turbulence (issue de [114])

Cette cascade d'énergie (transfert d'énergie des grosses structures tourbillonnaires vers les plus petites) peut-être représentée sous forme spectrale en traçant l'évolution de l'énergie selon les nombres d'ondes ( $\kappa$ ) (Figure 1-25).

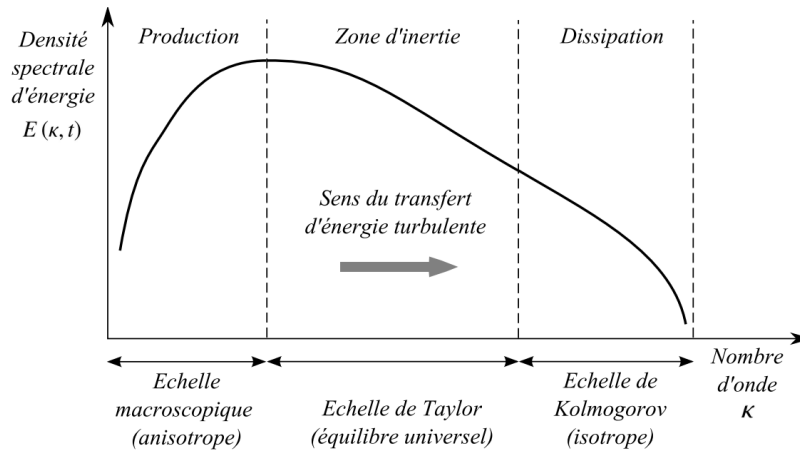


Figure 1-25 : Cascade d'énergie de Kolmogorov (issue de [115])

On observe alors que l'énergie est produite aux faibles nombres d'onde (gros tourbillons) et dissipée aux grands nombres d'ondes (petits tourbillons). Ces différentes échelles impliquent une distinction des méthodes de modélisation.

- **Approches de modélisation**

Pour simuler un écoulement turbulent, les échelles turbulentes sont soit résolues, soit modélisées (Figure 1-26). Il existe différentes approches :

1. **L'approche de résolution directe** (*Direct Numerical Simulation*, DNS). Cette approche consiste à résoudre, sans hypothèse, les équations de Navier-Stokes. Toutes les échelles de la turbulence sont résolues à conditions que le maillage soit suffisamment fin. Cette précision exige une puissance de calcul colossale qui la rend inappropriée pour la majorité des problèmes d'ingénierie. Elle est principalement utilisée dans la recherche fondamentale.
2. **L'approche de résolution des grandes échelles** (*Large Eddy Simulation*, LES). Cette approche consiste à résoudre les grandes structures et à modéliser les petites responsables de la dissipation. La séparation des échelles est réalisée par l'application d'un filtre passe bas. Cette approche est fiable sur des maillages suffisamment fins mais le coût est comparable à celui de la DNS en proche paroi [114]. Cette approche est principalement utilisée en recherche appliquée.
3. **L'approche statistique** (*Reynolds-Averaged Navier-Stokes*, RANS). Cette approche modélise l'ensemble du spectre turbulent. Seules des grandeurs statistiques sont calculées et les informations liées à la fluctuation temporelle sont manquantes. Cette approche est la plus répandue dans l'industrie mais n'est pas toujours fiable.
4. **Les approches hybrides RANS/LES**. Les méthodes hybrides (par exemple la *Detached Eddy Simulation*, DES) permettent de combiner une résolution de type LES loin des parois et une modélisation RANS dans la couche limite turbulente. Son coût de calcul se situe entre les ressources mobilisées pour un calcul LES et RANS. Son domaine d'application est au stade la recherche appliquée.

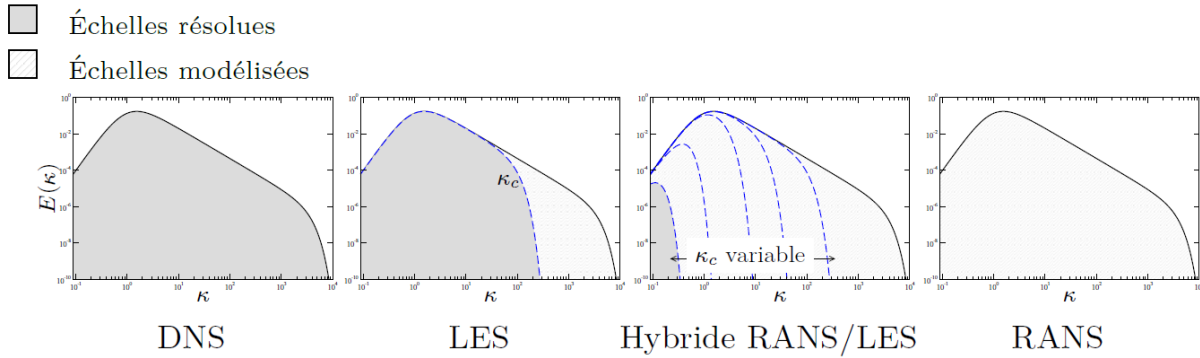


Figure 1-26 : Résolution et modélisation du spectre de turbulence (issu de [114])

Pour des TTES, tous les cas recensés dans le Tableau 1-10 avec le modèle « Navier-Stokes » sont des études (souvent tridimensionnelles) instationnaires avec un modèle laminaire. Ce ne sont pas des études de DNS car les pas de temps et les tailles de maille ne sont pas définies à partir des échelles de la turbulence. Des études de LES sont réalisées pour visualiser la formation de la thermocline en tant que courant de densité ([37], [38], [39]). Cependant, dans un objectif de performances et de stabilités numériques, la majorité des études choisissent l'approche RANS pour modéliser la turbulence. Cette approche est privilégiée pour le modèle CFD et détaillée par la suite.

- **La modélisation RANS**

En modélisation RANS, la première étape consiste à supposer que les grandeurs instantanées ( $f^*$ ) sont des grandeurs aléatoires et se décomposent selon une composante moyenne ( $F$ ) et une composante fluctuante ( $f$ ) :

$$f^* = F + f \quad (1-25)$$

La composante moyenne est obtenue à partir de la moyenne de Reynolds (notée  $\overline{\quad}$ , qui correspond à sa moyenne statistique définie par :

$$\overline{f^*}(x, t) = \lim_{N \rightarrow \infty} \left( \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N f_n^*(x, t) \right) \quad (1-26)$$

et représenté en Figure 1-27.



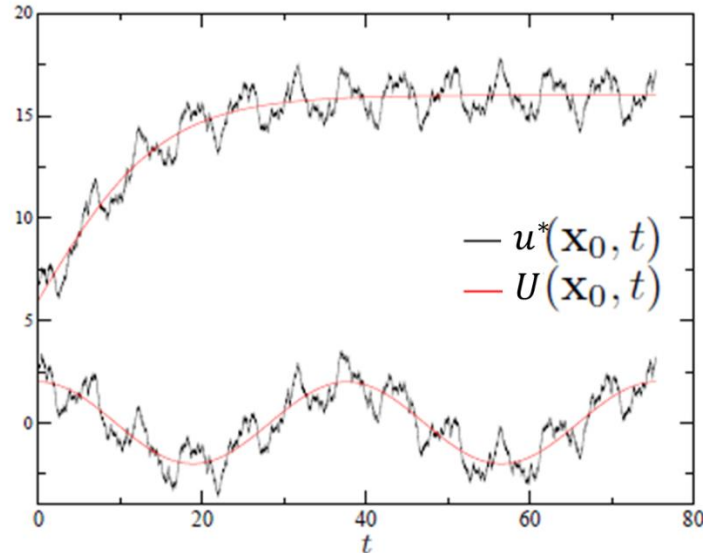


Figure 1-27 : Illustration de signaux turbulents non stationnaires : écoulement transitoire (en haut) ; écoulement cycliquement stationnaire (en bas). Les vitesses instantanée ( $u^*$ ) et moyenne ( $U$ ) sont représentées (adapté de [119])

Ainsi, la décomposition de Reynolds conduit aux équations de Navier-Stokes « bas Mach » moyennées :

$$\begin{array}{l} \text{Conservation} \\ \text{de la masse} \end{array} \quad \frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho U_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1-27)$$

$$\begin{array}{l} \text{Conservation} \\ \text{de la QDM} \end{array} \quad \frac{\partial \rho U_i}{\partial t} + \frac{\partial \rho U_i U_j}{\partial x_j} = \frac{-\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left( 2\mu S_{ij} - \frac{2}{3}\mu \frac{\partial U_k}{\partial x_k} \right) - \frac{\partial (\rho \overline{u_i u_j})}{\partial x_j} + S_b \quad (1-28)$$

$$\begin{array}{l} \text{Conservation} \\ \text{de l'énergie} \end{array} \quad \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_p U_i \frac{\partial T}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) - \frac{\partial \overline{u_i \theta}}{\partial x_i} \quad (1-29)$$

Ces équations moyennées font apparaître :

- **Le terme de transport turbulent** ou tenseur de Reynolds  $\rho \overline{u_i u_j}$ . Il est responsable de l'augmentation du transport de quantité de mouvement causée par les fluctuations turbulentes ;
- **Les flux thermiques turbulents**  $\overline{u_i \theta}$ . De façon analogue aux tenseurs de Reynolds, ce terme est responsable d'une augmentation de transport de l'énergie interne.

En supposant  $\rho, C_p, \lambda, \mu$  connus, le système à résoudre est composé de 5 équations et de 14 inconnues :  $P, U, V, W, T, \overline{u^2}, \overline{v^2}, \overline{w^2}, \overline{uv}, \overline{uw}, \overline{vw}, \overline{u\theta}, \overline{v\theta}, \overline{w\theta}$ . Des modèles de fermeture pour les tenseurs de Reynolds et les flux thermiques turbulents sont donc nécessaires pour résoudre le système.

- **Fermeture des tensions de Reynolds**

Cette section s'intéresse au système fluidique (sans thermique) composé des équations (2-3) et (2-4). Pour fermer le système, le premier réflexe est d'écrire les équations de transport du tenseur de Reynolds (Annexe 2). Bien que cette étape fasse apparaître 6 nouvelles équations

indépendantes, elle fait apparaître 34 nouvelles inconnues et il semble vain d'écrire les équations de transport pour les corrélations triples ( $\overline{u_i u_j u_k}$ ). Ainsi les modèles de fermeture les plus utilisés sont :

- **La modélisation au second ordre (aux tensions de Reynolds)** : les modèles au second ordre résolvent les équations (2-3) et (2-4) pour obtenir les moments d'ordre 1 (P, U, V, W) ainsi que les 6 équations de transport du tenseur de Reynolds pour obtenir les moments d'ordre 2 ( $\overline{u_i u_j}$ ) (Annexe 2). Des relations entre les variables non résolues ( $\overline{u_i u_j u_k}, \overline{u_i \frac{\partial p}{\partial x_j}}, \overline{\frac{\partial u_i}{\partial x_k} \frac{\partial u_j}{\partial x_k}}$ ) doivent être créées à partir des moments d'ordre 1 et d'ordre 2. Ces modèles ont l'avantage de représenter davantage de phénomènes physiques comme l'effet de mémoire de la turbulence, ou encore l'anisotropie. Toutefois, leur complexité les rend consommateurs en ressources numériques et restreint leur utilisation. Ils ne sont pas utilisés pour modéliser des stockages thermoclines en eau contrairement aux modèles au premier ordre qui simplifient le modèle de fermeture [56].

- **La modélisation au premier ordre (à viscosité turbulente)** : à l'instar de la modélisation au second ordre, les modèles au premier ordre résolvent les équations (2-3) et (2-4) pour obtenir les moments d'ordre 1 (P, U, V, W) et les utilisent pour exprimer les moments d'ordre 2 ( $\overline{u_i u_j}$ ) non résolus. En raison des propriétés diffusives causées par l'augmentation du mélange, et par analogie avec la diffusivité moléculaire, Boussinesq (1877) introduit la notion de viscosité turbulente  $\mu_t$  sur laquelle se reporte les efforts de modélisation. C'est la relation de Boussinesq :

$$-\overline{\rho u_i u_j} = 2\mu_t S_{ij} - \frac{2}{3}\rho k \delta_{ij} \quad (1-30)$$

où  $k = \frac{1}{2}\overline{u_i u_i}$  est l'énergie cinétique turbulente. Toutefois, il reste encore à obtenir  $\nu_t$  et  $k$ . Ainsi, des équations supplémentaires sont résolues et leur nombre varie selon les modèles utilisés. Il s'agit des :

- *Modèles à 0 équation* : aussi appelés « modèles algébriques », ces modèles ne nécessitent pas d'équation de transport additionnelle et  $\nu_t$  et  $k$  sont obtenus directement à partir des grandeurs d'écoulement. Ces modèles ne sont pas en mesure de rendre compte de la mémoire de l'écoulement et de prédire correctement les effets de convection et de diffusion d'énergie turbulente (exemple : modèle de Baldwin-Lomax [120]) ;
- *Modèles à 1 équation* : une équation de transport turbulent est résolue, celle de  $\nu_t$ . Ces modèles sont utilisés essentiellement dans l'industrie aéronautique [116] (exemples : Baldwin et Barth [121], Spalart et Allmaras [122]) ;
- *Modèles à 2 équations* : la première grandeur turbulente résolue est l'énergie cinétique turbulente, et la seconde est généralement soit le taux de dissipation (d'énergie cinétique turbulente)  $\varepsilon$  soit le taux de dissipation spécifique  $\omega$ . Ils sont le plus utilisée dans l'industrie. Parmi eux, le  $k - \varepsilon$  réalisable (Shih *et al.*, 1995) [123],  $k - \omega$  (Wilcox, 1988) [124] ou encore le  $k - \omega - SST$  (*Shear Stress Transport*) (Menter, 1994) [125] sont communément employés. Ils sont largement utilisés pour des cas d'applications de stockage thermocline en eau (Tableau 1-10). Pour des applications de TTES, bien que quelques travaux réalisent une étude de sensibilité au modèle de turbulence (avec comparaison à des données expérimentales), il n'y a pas de consensus sur un modèle plus fiable qu'un autre (Tableau 1-12).

Tableau 1-12 : Comparaison des modèles de turbulence pour application thermocline

Publication	Géométrie	$Re_{distrib}[-]$	$Re_{cuve}[-]$	Modèles comparés (✓ modèle choisi)
Abdelhak <i>et al.</i> (2015) [126]	Cylindrique avec résistances chauffantes	7012	336	✓ $k - \epsilon$ standard $k - \omega$
Baeten <i>et al.</i> (2016) [108]	Cylindrique avec serpentins	3914 1244	288 91	$k - \epsilon$ standard ✓ $k - \omega - SST$
Khurana <i>et al.</i> (2021) [65]	Cylindrique	5508	743	Laminaire ✓ $k - \epsilon$ Low Re $k - \omega$

Les modèles au premier ordre explicités ci-dessus utilisent une relation linéaire entre la viscosité turbulente et le taux de déformation moyen. Toutefois, des modèles au premier ordre utilisant une relation non-linéaire entre viscosité turbulente et champ moyen des vitesses ont aussi été développés afin de rendre compte d'une partie du caractère anisotrope des tourbillons. Ils ne sont pas utilisés pour des applications de thermocline car plus instables numériquement.

- **Fermeture des flux thermiques turbulents**

De même que pour les tensions de Reynolds, il est possible de modéliser les flux thermiques turbulent  $\overline{u_i \theta}$  au premier ou en second ordre. Les modèles au second ordre sont rarement employés et le sont presque exclusivement dans le cadre de l'étude de la convection naturelle. Au premier ordre, les flux thermiques turbulents s'écrivent :

$$\overline{u_i \theta} = -\alpha_t \frac{\partial T}{\partial x_i} \quad (1-31)$$

avec :

- $\alpha_t$  : la diffusivité turbulente,  $\alpha_t = \nu_t / \sigma_t$  ;
- $\sigma_t$  : nombre de Prandtl turbulent. Il est soit constant (en général  $\sigma_t = 0,85$  ou 1) ou calculé à partir d'une corrélation expérimentale (exemple : Kays et Crawford [127]).

Cette relation linéaire entre les flux thermiques turbulents et le gradient thermique est appelée *Simple Gradient Diffusion Hypothesis* (SGDH). C'est l'analogue de la relation de Boussinesq pour les tensions de Reynolds. C'est l'hypothèse universellement utilisée dans la littérature pour la modélisation des stockages thermoclines en eau. Toutefois, d'autres lois de fermetures à coefficients de diffusion anisotropes sont disponibles (*Generalized Gradient Diffusion Hypothesis*, ou GGDH). Ces modèles sont utilisés avec des approches qui représentent fidèlement l'anisotropie de l'écoulement (tels que les modèles au second ordre ou non-linéaires) et, par conséquent, ne sont pas employés pour la modélisation des TTES, qui emploie des modèles au premier ordre.

- **Particularité de l'écoulement turbulent dans un stockage thermocline**

- Problème de la relaminarisation

Dans un TTES, comme évoqué à la section 1.1.2, il y a souvent une coexistence entre une région turbulente (proche distribution) et laminaire (au sein de la virole). Ce passage d'un écoulement turbulent à un écoulement laminaire est appelé relaminarisation. La relaminarisation est un

phénomène intrinsèquement transitoire qui dépend des fluctuations instantanées de l'écoulement. En moyennant les équations de Navier-Stokes, les modèles RANS perdent les informations sur les fluctuations instantanées du champ d'écoulement. De plus, les modèles de turbulence utilisés dans les approches RANS sont calibrés pour des conditions de turbulence établies. Donc les modèles RANS ne sont pas conçus pour représenter spécifiquement de tels phénomènes, et la reproduction de la relaminarisation est en général assez peu précise [128].

- Modélisation des vagues internes à proximité de la thermocline

Lorsqu'un écoulement est stablement stratifié, des vagues internes à proximité de la thermocline sont générées (voir section 1.1.2.3). Ces vagues ont pour effet de diminuer le taux de dissipation (résultats de DNS évoqués par [56]). Dans ce cadre, Panthaloookaran *et al.* (2008) [56] veulent augmenter la valeur du terme puits (dissipation) dans l'équation de transport de  $\epsilon$  dans le modèle RNG  $k - \epsilon$ . Ils calibrent le coefficient  $C_{\epsilon 2}$  à partir de données expérimentales de stockage thermocline en eau ( $C_{\epsilon 2} \nearrow \Rightarrow \epsilon \searrow$ ). Dans leur configuration, une augmentation de  $C_{\epsilon 2}$  de 1,68 à 3,40 permet une meilleure concordance avec l'expérience (erreur quadratique moyenne de 4,2% à 2,0%). Ce type de calibration pour du stockage thermocline n'a pas été réalisée sur d'autres modèles de turbulence pour des TTES. De plus cette méthode est spécifique à un cas d'application et n'est pas validé sur un ensemble varié d'écoulement.

- **Synthèse : choix du modèle de turbulence**

Parmi toutes les approches de la turbulence disponible :

- Même si elle ne rend pas compte de l'anisotropie de l'écoulement et ne représente pas directement le phénomène de relaminarisation, l'approche RANS est sélectionnée pour des raisons de ressources et de stabilité numériques ;
- Pour des raisons de précision et de fiabilité sur de nombreux écoulements, le modèle  $k - \omega - SST$  de Menter (1994) est choisi pour les futurs travaux de CFD dans la suite de la thèse. En effet, ce modèle combine les bienfaits du modèle  $k - \omega$  de Wilcox (1988) (bonne prédiction des écoulements en proche paroi) et du modèle  $k - \epsilon$  de Launder et Spalding (1974) (bonne prédiction de l'écoulement loin de la paroi). De plus, en résolvant les champs des variables turbulentes en proche paroi, le modèle  $k - \omega - SST$  offre une précision supérieure à celle des modèles utilisant des lois de parois, tel que le modèle  $k - \epsilon$  standard majoritairement utilisé pour l'étude des TTES (Tableau 1-10). Le modèle  $k - \omega - SST$  est détaillé au chapitre 2 (section 2.1.2.2).

Un schéma de synthèse représentant les différentes hypothèses faites lors de la sélection du modèle de turbulence est en Figure 1-28.

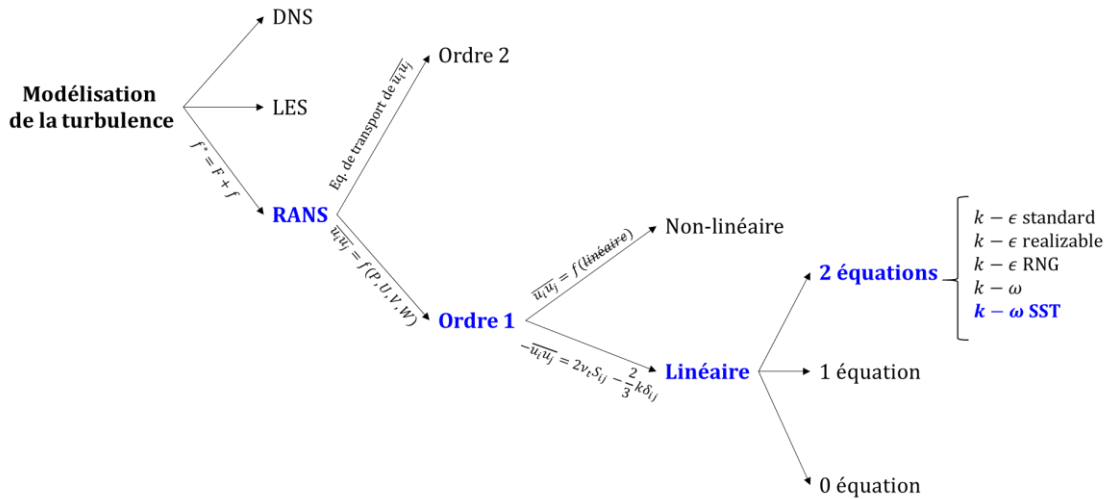


Figure 1-28 : Arborescence du choix de modèle de turbulence

Outre la modélisation de la turbulence, le second enjeu majeur du modèle CFD est sa capacité à rendre compte des effets liés à la flottabilité.

### 1.2.2.2. Modélisation de la flottabilité

Les enjeux liés à la modélisation de la flottabilité sont présentés dans cette section. Les précisions mathématiques des modèles mentionnées seront présentées en détail au chapitre 2, (section 2.2.2). Pour rappel, les variations de masse volumique sont à l’origine des phénomènes physiques évoqués dans la section 1.1.2.3. Pour de l’eau liquide non pressurisée, la variation de masse volumique en fonction de la température est correctement approximée par une relation quadratique (Figure 1-29).

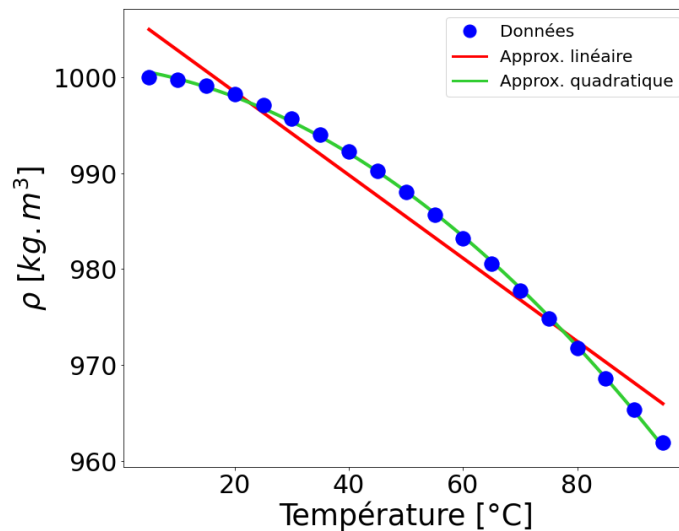


Figure 1-29 : Variations de la masse volumique de l’eau à pression atmosphérique en fonction de la température (données issues du NIST [129] <sup>1</sup>)

<sup>1</sup> Les données de référence sont collectées auprès du NIST (IAPWS Formulation 1995) pour lesquelles l’incertitude sur l’équation d’état de la masse volumique est de  $1 \times 10^{-4}\%$ .

Pour modéliser ces variations en CFD, deux approches sont possibles :

1. **Considérer une masse volumique variable** dépendante de la température ;
2. **Considérer une masse volumique constante** sauf dans le terme responsable de la flottabilité. C'est l'approximation de Boussinesq.

L'introduction d'une masse volumique variable entraîne un système plus difficile à intégrer numériquement et *in fine* plus long à converger. Ainsi, une approche simplifiée, à masse volumique constante a été développée : l'approximation de Boussinesq. Cette dernière nécessite une relation entre la masse volumique et la température dans le terme de flottabilité. Dans la majorité des cas, cette relation est supposée linéaire pour de l'eau à pression atmosphérique. C'est le cas pour les applications de stockage thermocline en eau (Tableau 1-10). Cependant, l'utilisation de l'approximation de Boussinesq linéaire (aussi appelée d'ordre 1 ou « B1 » par la suite) n'est valable que pour une faible gamme de différence de température qui n'est pas clairement définie.

Pour capturer le comportement spécifique de certains fluides, des études ont été réalisées en utilisant l'approximation de Boussinesq avec une équation d'état non linéaire. Ces travaux ont été notamment motivés par l'étude du problème d'inversion de masse volumique maximale autour de 4°C pour l'eau. Ainsi, des relations non linéaires [130], d'ordre 2 [131] ou encore d'ordre 4 [132] ont été utilisées dans la littérature. Outre l'eau, des études ont été réalisées avec une équation d'état au 2<sup>e</sup> ordre pour modéliser le comportement de fluides spécifiques tels que des nanofluides [133] et des ferrofluides [134] dans des milieux poreux. À la connaissance de l'auteur, aucune étude n'a été réalisée avec une approximation de Boussinesq quadratique pour capturer le comportement de l'eau avec un grand écart de température dans une approche RANS.

### 1.2.2.3. Modélisation des propriétés thermodynamiques

Outre la masse volumique, les propriétés thermodynamiques qui doivent être spécifiées pour le modèle sont la viscosité moléculaire ( $\mu$ ) la conductivité thermique ( $\lambda$ ) et la capacité thermique massique ( $C_p$ ). Dans la plage de température [5 °C ; 95 °C] pour de l'eau liquide, l'écart relatif par rapport à la valeur moyenne de  $\mu$ ,  $\lambda$  et de  $C_p$  est respectivement -122%, 7,33%, 0,238% (Figure 1-30). Ces écarts mettent en évidence que, sur la plage de température envisagée, la viscosité subit des variations considérables, tandis que la conductivité thermique présente des variations minimales et que la capacité thermique demeure presque constante.

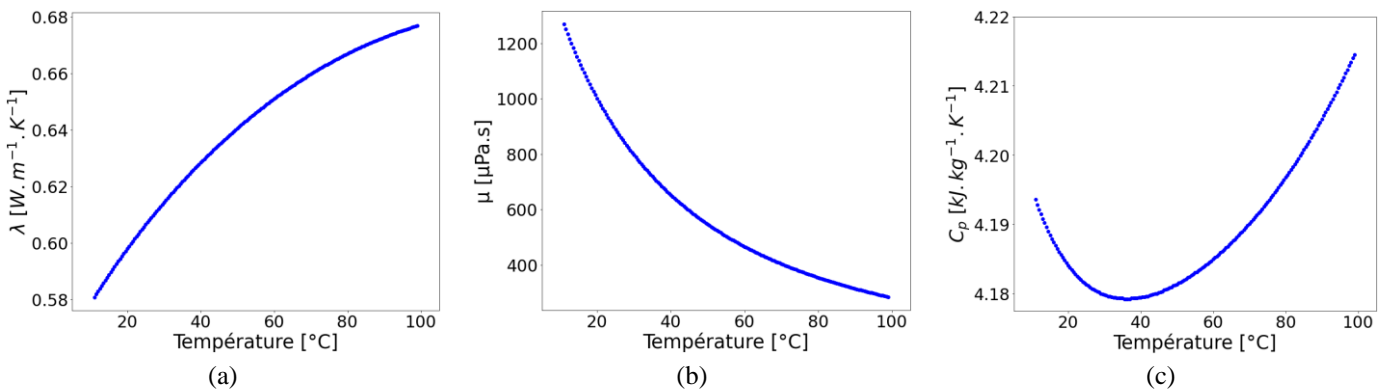


Figure 1-30 : Evolution des propriétés thermodynamiques de l'eau entre 5°C et 100°C à 1 atm : (a) la conductivité thermique, (b) la viscosité et (c) la capacité thermique massique (données issues de [129])

Dans les modèles de thermocline en eau, ces propriétés peuvent être considérées:

- *Toutes constantes* et obtenues à la température moyenne du système étudié [32], [33], [46], [47], [64], [65], [68], [71], [106], [109], [112] ;
- *Partiellement variables* : certaines études ne considèrent que la viscosité dynamique comme dépendante de la température [108], [111] car elle présente la plus grosse variation relative avec la température ;
- *Toutes variables* : [30], [49], [110].

Si l'ensemble des propriétés sont considérées constantes, que l'approximation de Boussinesq est supposée pour les effets de la flottabilité, et que la relation de Boussinesq est considérée pour la modélisation de la turbulence, les équations de Navier-Stokes s'écrivent :

$$\begin{array}{l} \text{Conservation} \\ \text{de la masse} \end{array} \quad \frac{\partial U_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1-32)$$

$$\begin{array}{l} \text{Conservation} \\ \text{de la QDM} \end{array} \quad \frac{\partial U_i}{\partial t} + U_j \frac{\partial U_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial x_i} \left( P + \frac{2}{3} k \right) + \frac{\partial}{\partial x_j} (2(v + v_t) S_{ij}) - \beta g_i (T - T_0) \quad (1-33)$$

$$\begin{array}{l} \text{Conservation} \\ \text{de l'énergie} \end{array} \quad \frac{\partial T}{\partial t} + U_i \frac{\partial T}{\partial x_i} = (\alpha + \alpha_t) \frac{\partial^2 T}{\partial x_i^2} \quad (1-34)$$

avec :

- $\alpha = \frac{\lambda}{\rho c_p}$ , diffusivité moléculaire ;
- $\alpha_t = v_t / \sigma_t$ , diffusivité turbulente ;
- $\beta = \frac{-1}{\rho} \left( \frac{\partial \rho}{\partial T} \right)_p$ , coefficient de dilatation isobare.

Cette formulation d'équations est la plus répandue dans la littérature scientifique lorsqu'il est question de modélisation de TTES.

Comme pour l'utilisation d'une masse volumique variable, l'utilisation des propriétés dépendantes de la température complexifie l'intégration du système numérique et peut prolonger le temps nécessaire à la convergence. À l'inverse, l'utilisation des propriétés constantes est moins demandeuse en ressource mais approxime la physique. Une comparaison est réalisée au chapitre 2 (section 2.2.1.3).

#### 1.2.2.4. Modélisation de la paroi

Quand la conduction dans la paroi est prise en compte dans les simulations, son inertie est considérée et l'équation de conduction au sein d'un solide (par exemple de l'inox) est résolue :

$$\rho_{inox} c_{p_{inox}} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \lambda_{inox} \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + S_{pertes} \quad (1-35)$$

La majorité des études ne la modélisent pas en phase dynamique car sa contribution est du second ordre dans les échanges de chaleur. Par contre, lorsqu'il est question de stand-by, la

paroi est modélisée car elle est à l'origine des mouvements de convection naturelle. En plus de l'inertie du solide, des pertes thermiques peuvent être ajoutées grâce au terme  $S_{pertes}$ .

### 1.2.2.5. Modélisation des pertes thermiques

Dans la réalité, le système n'est pas parfaitement isolé thermiquement et un échange vers l'extérieur a lieu. Si le système est adiabatique, le terme  $S_{pertes} = 0$ , sinon, il vaut :

$$S_{pertes} = h_{eq}(T - T_{amb}) \quad (1-36)$$

avec :

- $T_{amb}$ : la température ambiante ;
- $h_{eq}$  : le coefficient d'échange équivalent, qui considère la résistance thermique de l'isolant ainsi que l'échange convectif à la paroi de celui-ci ( $h_{conv}$ ).

Les pertes thermiques en phase dynamique sont rarement considérées contrairement aux phases de stand-by où elles sont responsables de la majorité des échanges thermiques.

### 1.2.2.6. Modélisation des conditions opératoires

Pour que les résultats numériques prédisent de manière fiable la dynamique de la thermocline, les conditions opératoires expérimentales et numériques (conditions aux limites, condition initiales) doivent être cohérentes.

- **Modélisation des conditions aux limites**

Les conditions aux limites à considérer dans le modèle CFD sont :

- *La température et le débit en entrée* : constants ou variables. Les comparaisons sont principalement réalisées à débit et température constants car les publications qui mentionnent précisément les conditions d'entrée sont rares (sauf [36], [69], [102]). Or le système est sensible à la variation temporelle de ces grandeurs [36], [71] ;
- *Le régime de l'écoulement en entrée* : soit quasi-laminaire, soit avec une turbulence pleinement développée. Peu de publications communiquent sur les conditions de l'écoulement en entrée. Baeten *et al.* (2016) [108] considèrent que l'écoulement est pleinement développé (intensité turbulente supérieure à 5%). L'impact des conditions aux limites des grandeurs turbulentes est développé au chapitre 2 (section 2.2.1.2).

- **Modélisation des conditions initiales**

Les conditions initiales font référence à l'état du stockage avant l'injection du fluide. Le fluide contenu dans le stockage est supposé à l'arrêt mais l'état initial thermique peut être soit à température uniforme soit stratifié. Toutes les études expérimentales et numériques supposent un stockage uniforme initialement car la reconstruction d'un gradient thermique requiert une instrumentation fine dans les parties supérieures et inférieures du stockage.

L'impact des conditions opératoires sera étudié en détail au chapitre 2 (section 2.4.2.4).



### 1.2.3. Validation des modèles CFD

#### 1.2.3.1. Les différentes échelles de validation

La validation d'un modèle permet de s'assurer de sa fiabilité sur une gamme de fonctionnement connue. Pour ce faire, des comparaisons à des données issues de solutions analytiques, de simulations numériques plus précises (DNS) ou encore à des données expérimentales, sont nécessaires. En raison des nombreux phénomènes physiques dans un TTES et du coût numérique de la DNS, les données de validation sont principalement expérimentales. Celles-ci permettent d'obtenir différentes grandeurs telles que :

- **La température** : pour l'étude de TTES, la température est la grandeur la plus communément utilisée. À l'exception de Kozłowska et Jadwiszczak (2018) [105] qui utilisent une caméra thermique, la température est obtenue en un point à partir de thermocouples ;
- **La vitesse** : pour étudier l'écoulement dans le stockage, il est envisageable de cartographier expérimentalement les vecteurs vitesses par PIV (*Particle Image Velocimetry*). À cause de ses contraintes de mise en œuvre, la PIV est rarement utilisée (à part par [102]) ;
- **La concentration** : cette méthode consiste à ajouter du colorant dans le fluide entrant pour visualiser la stratification au niveau de la thermocline. Ne donnant qu'une information qualitative plutôt que quantitative, voir simplement une simple base pour comprendre la dynamique de l'écoulement, cette méthode est rarement mise en œuvre (utilisée par [68], [91], [135]). Cette méthode ainsi que la mesure de vitesse par PIV nécessitent des stockages transparents, ce qui n'est pas compatible avec des stockages usuels.

Pour sa simplicité de mise en œuvre et sa pertinence physique au regard de l'application d'un TTES, la température est la grandeur essentiellement utilisée pour l'étape de validation. Cette dernière peut être réalisée à différentes échelles.

- **Validation à l'échelle macroscopique (« boîte noire »)**

L'échelle macroscopique s'intéresse uniquement aux grandeurs d'entrée et de sortie du stockage (température, débit, pression). L'évolution de la température en sortie de TTES est obtenue et permet de définir l'énergie (dé)stockée dans le TTES. Toutefois, la répartition de la température dans la cuve n'est pas connue et ne rend donc pas compte de la dynamique de la thermocline. Ce type de validation est rarement utilisée pour des modèles CFD. En effet, des mesures au sein du réservoir viennent s'ajouter aux données d'entrées et de sortie.

- **Validation à l'échelle composant**

La validation à l'échelle composant rend compte de l'évolution des grandeurs au sein du stockage et pas seulement en entrée et en sortie. La majorité des publications basent leur validation sur des profils de température :

- Évolution de la température en un point en fonction du temps ;
- Profil axial à un instant fixé lorsqu'il y a suffisamment de thermocouples.

En complément des simulations, les essais expérimentaux sont soit réalisés par les auteurs ([31], [46], [65], [78], [108], [136]) soit issus de tierces publications ([32], [47], [106], [110], [111], [112]). À ce titre les publications expérimentales de Zachár *et al.* (2003) ([32], [47], [106], [110]) ainsi que celle de Zurigat *et al.* (1991) [59] sont souvent employées. Pour la première,

Yaïci *et al.* (2013) [32] soulignent le manque d'information sur les conditions expérimentales. Pour la majorité des figures de validation proposées, le gradient thermique est dans l'ensemble correctement capté loin de l'injection alors qu'il est mal prédit dans la zone proche du distributeur (en bleu foncé sur la Figure 1-31).

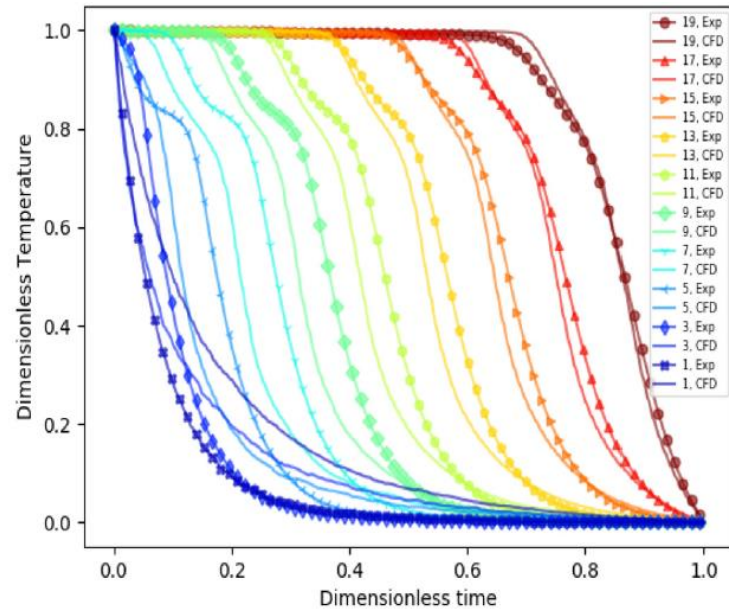


Figure 1-31 : courbe de comparaison numérique/expérimentale par Chandra et Matuska (2020) [30].  
(Niveau 1 = bas du réservoir, Niveau 19 = haut du réservoir,  $Re_{distrib} = 2566$ ,  $Re_{cuve} = 178$ )

Généralement, le problème est éludé en indiquant que l'écoulement n'est pas encore pleinement développé dans cette région ([30], [32]). Autrement dit, les phénomènes de mélange liés à l'écoulement turbulent en entrée de stockage ne sont pas bien modélisés. Cela souligne l'importance d'une validation locale.

- **Validation à l'échelle locale**

L'échelle locale s'intéresse à l'écoulement à proximité du distributeur. Cette prédiction est importante pour estimer la formation de la thermocline, et donc les performances du stockage. De plus, une modélisation fiable de l'écoulement permet de dimensionner des distributeurs hydrauliques performants. Ainsi, des techniques de caractérisation comme la PIV [102] ou l'utilisation de colorants [68], [91], [135] ont été utilisées pour visualiser l'écoulement. Lorsqu'il s'agit de température, une forte densité de thermocouples à proximité du distributeur est requise. Pour un stockage cylindrique à fond plat, Xu *et al.* (2022) [35] ont instrumenté considérablement à proximité du distributeur (thermocouples -ou TC- espacés verticalement de 5 cm). Pour des réservoirs à fonds bombés, aucune instrumentation fine dans les parties inférieures et supérieure n'est disponible dans la littérature.

### 1.2.3.2. Cartographie des données expérimentales disponibles

Les comparaisons numériques/expérimentales souffrent des points suivants :

- La validation est souvent réalisée à une gamme de fonctionnement restreinte alors que des gammes plus étendues sont utilisées dans l'exploitation du modèle ([30], [32], [110]).
- Les conditions opératoires de l'essai (état initial, température et débit d'entrée) ne sont pas transmises ;
- L'ensemble des phases de fonctionnement du réservoir de stockage (charge, décharge, stand-by) ne sont pas validées.

Les points évoqués ci-dessus sont en partie la conséquence d'une faible diversité des campagnes expérimentales (notamment en débit) disponibles dans la littérature et cartographiées dans cette section. Une telle campagne sera réalisée au chapitre 3.

- **En phase de stand-by**

En phase de stand-by, les données disponibles sont référencées dans le Tableau 1-13. L'ensemble des données expérimentales mentionnées dans le tableau ci-dessous, présentent des profils axiaux de la température mais aucun profil radial. Yang *et al.* (2016) [63] ont inséré des TC disposés sur le rayon (4 TC espacés de 5,8 cm) mais ne présentent pas de profil radial.

Tableau 1-13 : Caractéristiques des essais expérimentaux disponibles dans la littérature pour des TTES en phase de stand-by

Source	Calorifuge (✓ : oui, ✗ : non)	Etat initial	Temps d'essai [h]
Abdoly et Rapp (1982) [137]	✗	Uniforme, 93°C	26
	✗	Stratifié, 15°C - 87°C	17
	✓	Uniforme, 93°C	156
	✓	Stratifié, 15°C - 87°C	63

De Césaró Oliveski <i>et al.</i> (2003) [61]	✓	Uniforme, 82°C	45
Fernandez-Seara <i>et al.</i> (2007) [138]	✓	Stratifié, 50°C – 66°C	64
	✓	Stratifié, 40°C – 66°C	68
Savicki <i>et al.</i> (2011) [139]	✓	Uniforme, 70°C	10
	✓	Stratifié, 50°C - 15°C	10
Armstrong <i>et al.</i> (2014) [78]	✓	Stratifié, 20°C - 60°C	48
Yang <i>et al.</i> (2016) [66]	✓	Uniforme, 80°C	20
Bai <i>et al.</i> (2019) [140]	✓	Uniforme, 99°C	40

- **En phase d'écoulement**

En phase d'écoulement, les essais expérimentaux disponibles dans la littérature sont représentés en grandeurs dimensionnelles selon la vitesse de propagation et l'écart de température (Figure 1-32) et grandeurs adimensionnelles selon les nombres de Reynolds et de Richardson (Figure 1-33).

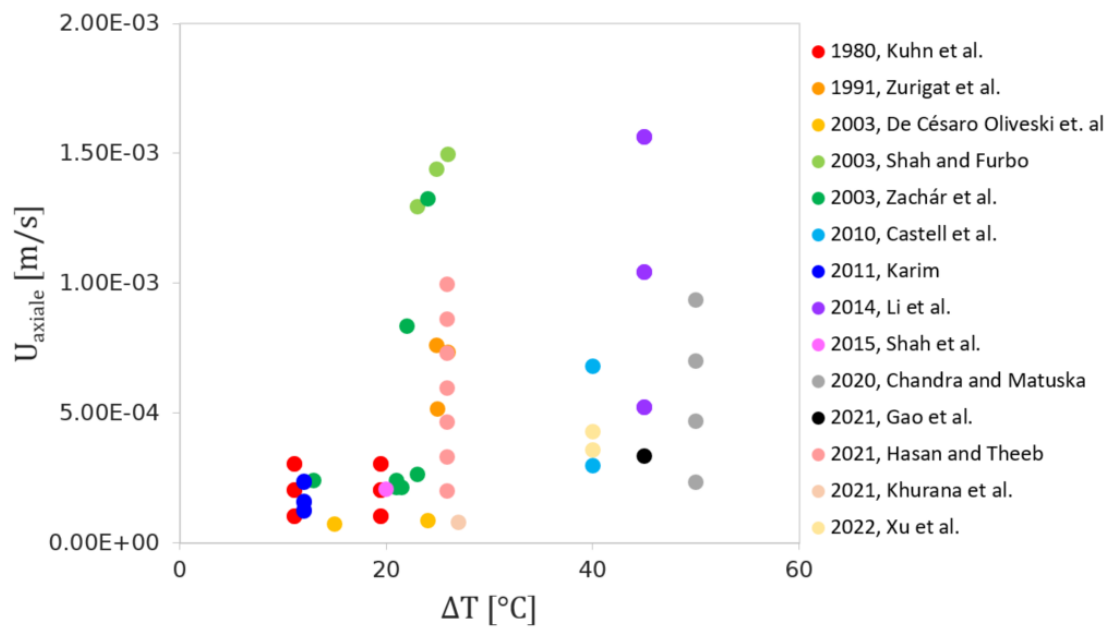


Figure 1-32 : Cartographie dimensionnelle des essais expérimentaux disponibles pour des TTES en phase dynamique (charge ou décharge)

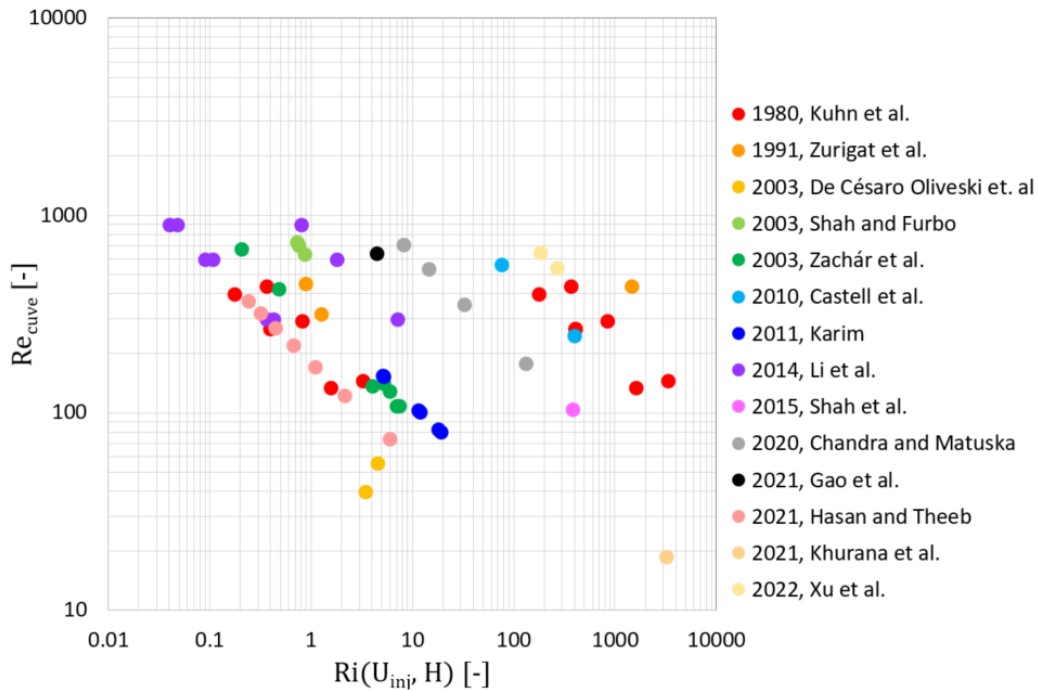


Figure 1-33 : Cartographie adimensionnelle des essais expérimentaux disponibles pour des TTES en phase dynamique (charge ou décharge)

Il est observable que la vitesse moyenne axiale du fluide ne dépasse pas les  $2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ . Or, aucune limite physique connue ne permet de justifier cette barrière. Une augmentation de cette vitesse permet d'augmenter la puissance de déstockage, à cuve de stockage donnée. À ce manque de données d'intérêts (fortes vitesses,  $\Delta T$  variés, géométries et distributeurs différents), les données expérimentales peuvent pâtir des points suivants :

- seule la température en sortie de stockage est transmise et ne permet pas une validation de la dynamique de la thermocline [77] ;
- les conditions opératoires (débit et température du fluide entrant, état initial) ne sont pas transmises ;
- la géométrie du banc expérimental (stockage, distributeurs, position des thermocouples) n'est pas suffisamment détaillée [68], [71] ;
- les technologies de réservoir sont différentes (avec une surface libre par exemple [79]).

Il est donc bien souvent difficile d'utiliser de manière précise les données expérimentales pour une validation d'un modèle.

### 1.3. Conclusion

Le stockage thermocline liquide est un stockage de chaleur sensible à courte temporalité et dont la technologie est globalement mature. Il met en œuvre un unique fluide dans une même enceinte pour stocker le froid et le chaud. Le dimensionnement du stockage est contraint par le système dans lequel il s'inscrit. Ce dernier détermine notamment la quantité d'énergie à stocker qui est directement proportionnelle au volume de cuve. Pour éviter un surdimensionnement, et donc un coût d'investissement plus conséquent, il faut limiter la dégradation de la qualité de l'énergie. Un stockage thermocline sera d'autant plus performant que sa zone thermocline est fine. On recense des stockages thermocline en eau de grande échelle qui s'inscrivent

majoritairement sur un réseau de chaleur (urbain, agricole, industriel) et pour des applications de solaire thermique.

En phase dynamique, l'écoulement est caractéristique d'un écoulement en milieu stablement stratifié. L'épaisseur de la thermocline résulte de deux phases : sa formation et son épaissement. Lors de la formation, le fluide entrant se développe sous forme de courant de densité, dont l'étude a permis de développer une méthode de dimensionnement des distributeurs hydrauliques. Une fois formée, la thermocline s'épaissit en raison de divers phénomènes physiques tels que le mélange induit par l'injection, la conduction dans le fluide, et les pertes thermiques à la paroi. Souvent il y a coexistence d'une région turbulente à proximité des distributeurs et d'une région laminaire dans la cuve. La stratification rend la turbulence anisotrope.

En phase de stand-by, les pertes thermiques aux parois de la cuve entraînent un mouvement local de convection naturelle, aboutissant à un étalement des profils de température.

Bien que de nombreux nombres adimensionnels puissent être employés pour caractériser un stockage thermocline, les nombres de Richardson et de Reynolds sont les plus couramment utilisés. Le nombre de Richardson informe sur l'effet stabilisateur de l'écart de densité. Le nombre de Reynolds donne une indication sur l'intensité de la turbulence.

Les distributeurs, par leur géométrie, influencent directement le profil de vitesse du fluide entrant, crucial pour limiter le mélange turbulent. Malgré les études sur une large gamme de distributeurs à l'échelle de laboratoire, aucune catégorisation universelle n'existe. Toutefois, le distributeur à double plaque se distingue par sa simplicité et ses performances.

Pour étudier numériquement les conditions opératoires impactant la thermocline, comme le débit ou l'écart de température, des modèles CFD ont été développés. La prise en compte de la flottabilité et la modélisation de la turbulence sont essentielles pour une représentation fiable de l'écoulement dans une thermocline. Pour valider un tel modèle, un manque de données expérimentales sur une large gamme de conditions de fonctionnement et avec des conditions opératoires connues est souligné d'où la conception d'une nouvelle section expérimentale au chapitre 3. Avant que le dispositif expérimental ne soit opérationnel, des études numériques ont été réalisées à partir d'un cas expérimental issu de la littérature, et sont présentées dans le chapitre 2.



# Chapitre 2

**Modélisation CFD : application à un stockage de la littérature**



**CHAPITRE 2. MODELISATION CFD : APPLICATION A UN STOCKAGE DE LA LITTERATURE 71**

<b>2.1. Méthodes numériques</b> .....	<b>74</b>
2.1.1. Cas d'application.....	74
2.1.2. Equations résolues.....	75
2.1.2.1. Equations de Navier-Stokes.....	75
2.1.2.2. Equations du modèle de turbulence.....	76
2.1.3. Conditions opératoires numériques.....	77
2.1.3.1. Conditions initiales.....	77
2.1.3.2. Conditions aux limites.....	78
2.1.4. Paramétrage numérique.....	79
2.1.4.1. Schémas de résolution.....	79
2.1.4.2. Convergence en pas de temps.....	79
2.1.4.3. Convergence en maillage.....	82
2.1.5. Première comparaison aux données expérimentales.....	88
<b>2.2. Évaluation des hypothèses</b> .....	<b>90</b>
2.2.1. Etudes de sensibilité.....	90
2.2.1.1. Etude de sensibilité au terme $P_{\omega_b}$ .....	90
2.2.1.2. Etude de sensibilité aux conditions d'entrée turbulentes.....	92
2.2.1.3. Etude de sensibilité aux propriétés physiques.....	93
2.2.2. Modélisation de la flottabilité.....	95
2.2.2.1. Masse volumique variable.....	95
2.2.2.2. Approximation de Boussinesq.....	96
2.2.2.2.1. Approximation de Boussinesq linéaire.....	96
2.2.2.2.2. Approximation de Boussinesq quadratique.....	96
2.2.2.2.3. Approximation de Boussinesq linéaire avec $\beta$ variable.....	97
2.2.2.3. Comparaison des modèles.....	98
2.2.3. Deuxième comparaison aux données expérimentales.....	101
<b>2.3. Impact de l'état thermique initial</b> .....	<b>102</b>
2.3.1. Reconstruction du profil initial.....	102
2.3.2. Troisième comparaison aux données expérimentales.....	103
<b>2.4. Impact d'une injection progressive</b> .....	<b>105</b>
2.4.1. Définition des épaisseurs de thermocline.....	105
2.4.1.1. Épaisseur de thermocline basée sur la pente.....	105
2.4.1.2. Épaisseur de thermocline basée sur les températures limites.....	106
2.4.2. Impact des rampes en débit.....	107
2.4.2.1. Rampes linéaires.....	107
2.4.2.2. Influence de l'hypothèse d'un écoulement piston.....	108
2.4.2.3. Rampes sur un stockage uniforme.....	109
2.4.2.4. Rampes sur un stockage stratifié.....	112
<b>2.5. Conclusion</b> .....	<b>117</b>

Le chapitre 1 a recensé les données expérimentales disponibles dans la littérature ainsi que les différents modèles CFD utilisés pour simuler le comportement des TTES en eau. Ces modèles permettent d'étudier la formation de la thermocline, sa propagation mais aussi son soutirage.

Dans ce chapitre 2, l'objectif est de développer un modèle CFD en s'appuyant sur un essai expérimental issu de la littérature afin d'étudier le développement de la thermocline, en particulier lors de sa formation. Utilisé comme référence le long du chapitre, ce cas servira de base pour remettre en question certaines hypothèses du modèle et réaliser des études de sensibilités, en particulier sur les hypothèses concernant la modélisation de la turbulence et la prise en compte de la flottabilité. La condition thermique initiale homogène du stockage sera également étudiée.

Au cours des études de sensibilité, et dans une démarche de validation de modèle, trois comparaisons avec les données expérimentales seront effectuées afin de tester la concordance entre les résultats numériques et expérimentaux.

Enfin, après avoir défini des critères de performance, le modèle sera utilisé pour explorer l'impact des conditions opératoires comme l'état initial en température ou encore l'injection du débit de façon progressive, sur l'épaisseur de la thermocline.

## 2.1. Méthodes numériques

### 2.1.1. Cas d'application

Afin d'étudier la formation et la propagation de la thermocline, un modèle CFD est développé ici. L'ensemble de ce chapitre se base sur le cas d'application de charge selon un jet impactant de la publication de Zurigat *et al.* (1991) [70] car :

- l'eau injectée impacte le haut du réservoir. L'écoulement généré est axisymétrique et cette configuration se ramène à une injection radiale produite par un distributeur à double plaques majoritairement utilisé dans la littérature ;
- les conditions opératoires se rapprochent de celles utilisées par des stockages en exploitation ( $U_{ax} \sim 1 \text{ mm.s}^{-1}$  ;  $\Delta T = 25^\circ\text{C}$ ) ;
- des thermocouples (TC) sont implantés sur toute la hauteur du stockage ;
- l'ensemble de la géométrie du domaine expérimental est détaillé.

L'essai expérimental sélectionné est une charge à l'intérieur d'une cuve cylindrique de 144,7 cm de hauteur et de 20,3 cm de rayon. Les températures sont mesurées sur deux niveaux (Figure 2-1.a). À chaque niveau il y a quatre TC : deux situés à 5,1 cm ( $T_{5cm}$ ) de la paroi, et deux autres situés à 7,6 cm ( $T_{8cm}$ ) de celle-ci. À chaque niveau, la moyenne arithmétique ( $\bar{T}$ ) des quatre mesures de température est réalisée et la température adimensionnelle ( $T^*$ ) est tracée en fonction du temps (Figure 2-1.b) :

$$\bar{T} = \frac{T_{5cm} + T_{8cm}}{4} \quad (2-1)$$

$$T^* = \frac{\bar{T} - T_f}{T_c - T_f} \quad (2-2)$$

où  $T_c$  et  $T_f$  sont les températures de l'eau respectivement chaude et froide.

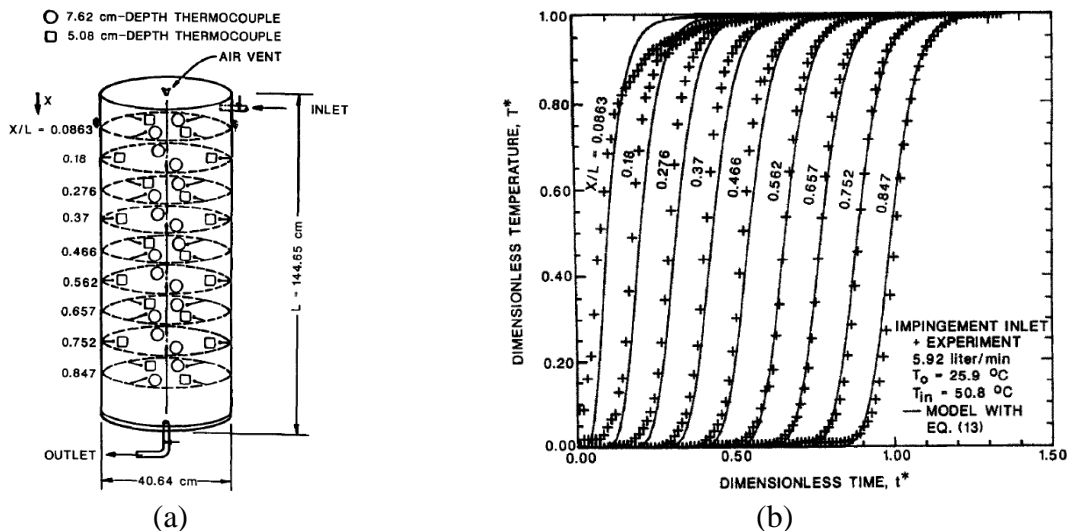


Figure 2-1 : (a) Dispositif expérimental avec son instrumentation et (b) évolution de la température pour l'essai à jet impactant (issu de [70])

L'eau chaude ( $T_c=50,8^\circ\text{C}$ ) entre dans le réservoir initialement rempli d'eau froide ( $T_f=25,9^\circ\text{C}$ ) à un débit nominal de  $5,92 \text{ L.min}^{-1}$ . La précision de la mesure de température est spécifiée à  $\pm 0,56^\circ\text{C}$ . Le débit moyen est le rapport entre le volume d'eau injectée mesuré à l'aide d'un réservoir de collecte dont la précision est spécifiée à  $\pm 0,5 \text{ L}$ , et le temps de l'essai (pas

d'indication sur la précision transmise). Les variations de température à 5 cm et 8 cm ne sont pas communiquées, tout comme la température d'entrée et le débit. Il n'y a pas d'indication sur la dispersions des valeurs moyennes.

Le débit nominal de l'essai correspond à une vitesse axiale moyenne du fluide à l'intérieur du stockage de  $0,76 \text{ mm.s}^{-1}$ . L'eau entre selon un jet qui impacte le bord supérieur du réservoir (Figure 2-2).

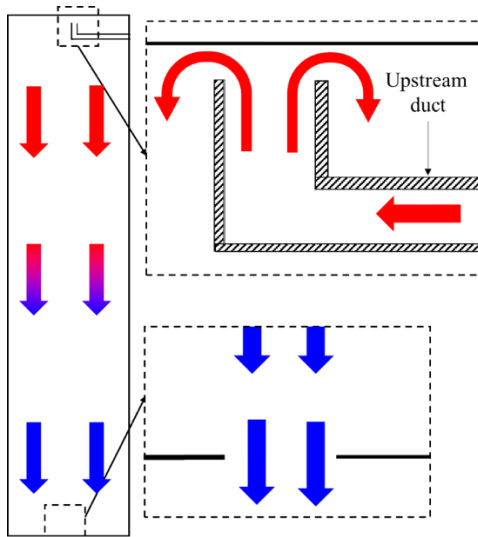


Figure 2-2 : Coupe 2D entre  $[-R_{cuve}; +R_{cuve}]$  de l'écoulement à jet impactant

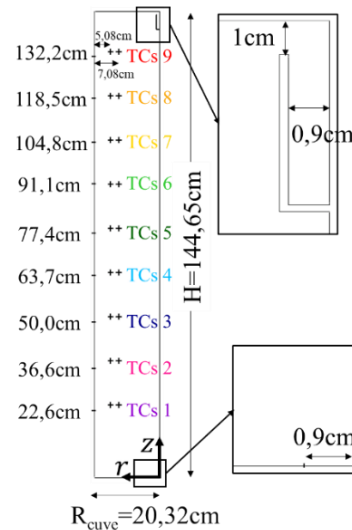


Figure 2-3 : Géométrie du domaine de simulation sur  $[0; +R_{cuve}]$  avec son instrumentation

Dans cette configuration, les nombres de Reynolds, obtenus à la température moyenne et basés sur le diamètre hydraulique sont :

- $Re = 10\,756$  dans les tuyaux d'entrée et de sortie ;
- $Re = 423$  dans le réservoir.

Il y a donc coexistence d'une région turbulente avec région laminaire. Pour considérer les effets liés à la turbulence, le modèle  $k - \omega - SST$  est choisi (section 1.2.2.1) et détaillé dans la section suivante.

## 2.1.2. Equations résolues

### 2.1.2.1. Equations de Navier-Stokes

Pour une première comparaison aux données expérimentales effectuée à la fin de cette section, les hypothèses suivantes sont prises : le fluide est incompressible mais peut être dilatable (approximation Bas-Mach), les parois sont adiabatiques, l'inertie de la paroi ainsi que les effets thermiques liés à la dissipation visqueuse sont négligés. Donc, pour rappel, les équations de Navier-Stokes moyennées à résoudre s'écrivent :

Conservation de la  
masse

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho U_i}{\partial x_i} = 0$$

(2-3)

$$\text{Conservation de la QDM} \quad \frac{\partial \rho U_i}{\partial t} + \frac{\partial \rho U_i U_j}{\partial x_j} = \frac{-\partial P^*}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left( 2\mu S_{ij} - \frac{2}{3}\mu \frac{\partial U_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \right) - \frac{\partial (\rho \overline{u_i u_j})}{\partial x_j} + (\rho - \rho_0)g_i \quad (2-4)$$

$$\text{Conservation de l'énergie} \quad \frac{\partial T}{\partial t} + U_i \frac{\partial T}{\partial x_j} = \frac{1}{\rho C_p} \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \alpha_t \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) \quad (2-5)$$

où  $P^* = P - \rho_0 g$ .

De plus, l'écoulement est supposé 2D-axisymétrique. À ce système s'ajoute les équations de transport turbulent.

### 2.1.2.2. Équations du modèle de turbulence

- **Principe**

Pour la modélisation de la turbulence, le modèle  $k - \omega - SST$  (*Shear Stress Transport*) de Menter (1994) [125] est choisi car il permet de résoudre la couche limite turbulente jusqu'à la paroi. Avant de rentrer dans le détail des termes, la logique du modèle est la suivante :

- **À proximité des parois**, les équations de transport du  $k - \omega$  (Wilcox, 1988) sont résolues ;
- **À distance des parois**, les équations de transport du  $k - \epsilon$  standard (Launder et Spalding, 1974 [141]) sont résolues sous forme d'un modèle  $k - \omega$  en utilisant le changement de variable :

$$\omega = \frac{\epsilon}{\beta^* k} \quad (2-6)$$

où  $\beta^* = 0,09$ .

La transition entre les deux modèles est assurée par des fonctions d'amortissement dépendantes de la distance à la paroi ( $F_1, F_2$ ) rappelées ci-après. Dans le modèle  $k - \omega - SST$  :

- **les tensions de Reynolds** sont calculées selon la relation Boussinesq, rappelée ici :

$$-\overline{\rho u_i u_j} = 2\mu_t S_{ij} - \frac{2}{3}\rho k \delta_{ij} \quad (2-7)$$

- **la diffusivité turbulente** est obtenue selon la relation  $\alpha_t = \mu_t / Pr_t$  où le nombre de Prandtl turbulent,  $Pr_t$ , est égal à 0,85 ;
- **la viscosité cinématique turbulente** est obtenue selon la relation :

$$\nu_t = \frac{a_1 k}{\max(a_1 \omega; \Omega F_2)} \quad (2-8)$$

où  $\Omega$  est la norme de la vorticité,  $a_1 = 0,31$  et  $F_2$  décrite par l'équation (2-10).

- **les fonctions d'amortissements** sont :

$$F_1 = \tanh(\arg g_1^4) \quad (2-9)$$

$$F_2 = \tanh(\arg g_2^2) \quad (2-10)$$

où  $arg_1 = \min \left[ \max \left( \frac{\sqrt{k}}{0.09\omega y}; \frac{500\nu}{y^2\omega} \right); \frac{4\rho\sigma_{\omega 2}k}{CD_{k\omega}y^2} \right]$ ,  $arg_2 = \max \left( 2 \frac{\sqrt{k}}{0.09\omega y}; \frac{500\nu}{y^2\omega} \right)$ ,  $y$  est la distance à la paroi et  $CD_{k\omega}$  est la portion positive du terme de diffusion croisée.

### • Equations de transport de $k$ et $\omega$

Les équations de transport de l'énergie cinétique turbulente ( $k$ ) et du taux de dissipation spécifique ( $\omega$ ) sont les suivantes :

$$\frac{\partial \rho k}{\partial t} + U_i \frac{\partial \rho k}{\partial x_i} = \underbrace{\mu_t S^2}_{\text{Production turbulente}(P_k)} - \underbrace{\beta^* \rho \omega k}_{\text{Dissipation turbulente}} + \underbrace{\frac{\partial}{\partial x_j} \left[ (\mu + \sigma_k \mu_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right]}_{\text{Diffusion turbulente}} - \underbrace{g_i \alpha_t \frac{\partial \rho}{\partial x_i} \frac{1}{\rho}}_{\text{Production par flottabilité}(P_{kb})} \quad (2-11)$$

$$\frac{\partial \rho \omega}{\partial t} + U_i \frac{\partial \rho \omega}{\partial x_i} = \underbrace{\alpha_\omega \frac{P_k}{\mu_t}}_{\text{Production turbulente}} - \underbrace{\beta_\omega \rho \omega^2}_{\text{Dissipation turbulente}} + \underbrace{\frac{\partial}{\partial x_j} \left[ (\mu + \sigma_\omega \mu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right]}_{\text{Diffusion turbulente}} + \underbrace{2(1 - F_1) \rho \sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}}_{\text{Diffusion croisée}} + \underbrace{P_{\omega b}}_{\text{Production par flottabilité}} \quad (2-12)$$

avec  $S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}}$  le module du tenseur du taux de déformation moyen. Les coefficients sont la résultante d'une pondération des coefficients des modèles  $k - \omega$  (Tableau 2-1) et  $k - \epsilon$  (Tableau 2-2) selon :

$$C_x = C_{x1}F_1 + C_{x2}(1 - F_1) \quad (2-13)$$

Tableau 2-1 : Coefficients du  $k - \omega$

$\alpha_{\omega 1}$	$\beta_{\omega 1}$	$\sigma_{k1}$	$\sigma_{\omega 1}$
0,55	0,0750	0,85	0,5

Tableau 2-2 : Coefficients du  $k - \epsilon$

$\alpha_{\omega 2}$	$\beta_{\omega 2}$	$\sigma_{k2}$	$\sigma_{\omega 2}$
0,44	0,0828	1,0	0.856

Selon la distance aux parois :

- **En proche paroi** :  $F_1 \rightarrow 1$ , ce qui correspond au modèle  $k - \omega$ . En particulier, à la paroi, les conditions aux limites sont imposées afin d'assurer une dissipation rapide de l'énergie turbulente :  $k = 0$  et  $\omega = 10 \frac{6\nu}{\beta_{\omega 1} y_1}$ , où  $y_1$  est la distance entre le centre de la cellule adjacente à la paroi, et la paroi.
- **À distance des parois** :  $F_1 \rightarrow 0$ , ce qui correspond au modèle  $k - \epsilon$  transformé en activant le terme de diffusion croisée et en changeant les coefficients.

Le terme de production de  $\omega$  par flottabilité ( $P_{kb}$ ) est discuté en section 2.2.1.1.

Une fois les équations à résoudre définies, les conditions opératoires numériques (conditions initiales et aux limites) doivent être appliquées pour fermer le système.

## 2.1.3. Conditions opératoires numériques

### 2.1.3.1. Conditions initiales

Les conditions initiales de la simulation sont les suivantes :

- **Hydrauliques** : l'eau dans le réservoir est immobile. Donc  $U_z(t = 0s) = U_r(t = 0s) = 0 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . Les variables turbulentes sont considérées comme caractéristiques d'un écoulement quasi-laminaire ( $I = 0,1\%$  ;  $\mu_t/\mu = 10$ ), basé sur la vitesse verticale dans la cuve en régime nominal ( $U_{ax} = 7,6 \times 10^{-4} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ). Ainsi,  $k(t = 0s) = 8,69 \times 10^{-13} \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1}$  et  $\omega(t = 0s) = 1,27 \times 10^{-7} \text{ s}^{-1}$  (équations (2-14) et (2-15)). Cette hypothèse d'écoulement quasi-laminaire a été faite car réaliste et permettait de pallier des problèmes de convergence lorsque  $k = 0$  et  $\omega = 0$ . Davantage d'éléments sur les caractéristiques de l'écoulement quasi-laminaire sont apportés en section 2.2.1.2.

$$k = \frac{3}{2}(U_{ax}I)^2 \quad (2-14)$$

$$\omega = \rho \frac{k}{\mu} \left( \frac{\mu_t}{\mu} \right)^{-1} \quad (2-15)$$

- **Thermiques** : l'eau est soit uniformément froide ( $T(t = 0s) = T_f$ ) soit initialement stratifiée (section 2.4.2.4).

### 2.1.3.2. Conditions aux limites

Les conditions aux limites appliquées au domaine (Figure 2-4) sont les suivantes :

- **Hydrauliques** : en entrée, la vitesse de l'eau est imposée constante ( $U_{in} = 0,388 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ) ou dépendante du temps selon une rampe linéaire (section 2.4.2). L'écoulement en entrée est soit quasi-laminaire, soit pleinement développé (voir étude de sensibilité en section 2.2.1.2). En sortie de domaine, la pression relative est imposée à 0 Pa ;
- **Thermiques** : en entrée, la température de l'eau est imposée constante ( $T_{in} = T_c = 50,8^\circ\text{C}$ ). Les parois du réservoir sont adiabatiques.

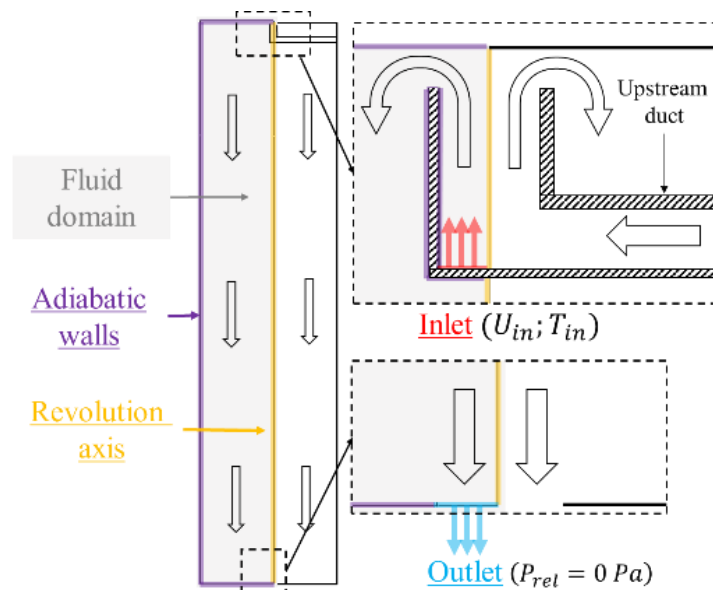


Figure 2-4 : Schéma du domaine de simulation 2D-axysymétrique (en gris) et des conditions aux limites

## 2.1.4. Paramétrage numérique

### 2.1.4.1. Schémas de résolution

Le logiciel utilisé pour les simulations est Ansys Fluent (2021R2). Le solveur choisi est le *pressure-based coupled* pour le couplage pression-vitesse avec le schéma de discrétisation SIMPLE (étude de sensibilité en Annexe 5). Les équations de transport sont résolues avec un schéma de discrétisation au second ordre de type *upwind*. La discrétisation temporelle est faite selon un schéma de discrétisation Euler implicite au premier ordre. À chaque pas de temps, la solution est considérée convergée lorsque les résidus des équations de conservation de la masse, de quantité de mouvement, d'énergie et des variables turbulentes sont respectivement inférieurs à  $10^{-4}$ ,  $10^{-5}$ ,  $10^{-9}$ ,  $10^{-5}$  (critère absolu) ou bien s'ils ont diminué d'un facteur 1000 par rapport aux valeurs initiales (critère relatif).

### 2.1.4.2. Convergence en pas de temps

Le solveur adaptatif dit *error-based* dans Fluent est choisi car il permet d'adapter le pas de temps pour assurer la convergence du calcul. Afin de limiter la diffusion numérique, un pas de temps maximal est défini. Ce dernier est lié au nombre de Courant-Friedrichs-Lewy (ou CFL) :

$$CFL = \frac{U\Delta t}{\Delta\delta} \quad (2-16)$$

avec :

- $U$ , la vitesse du fluide ( $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ );
- $\Delta t$ , le pas de temps (s) ;
- $\Delta\delta$ , la taille de maille (m).

Selon les valeurs du CFL :

- $CFL = 1$  : une portion de fluide parcourt une seule maille en un pas de temps. Pour des schémas de discrétisation temporels explicites, le nombre de CFL doit être inférieur ou égal à l'unité pour assurer une stabilité numérique, tandis qu'il peut être supérieur à 1 pour des schémas de résolution implicites, comme c'est le cas dans cette étude ;
- $CFL > 1$  : une portion de fluide parcourt plus d'une maille en un pas de temps ce qui génère de la diffusion numérique. Plus CFL est grand devant 1, plus la diffusion numérique est importante.

Une étude de sensibilité au CFL maximal est réalisée afin d'évaluer l'impact sur la diffusion numérique et le temps de calcul. Trois nombres de  $CFL_{max}$  de 1, 10, 100 sont testés, correspondant à des pas de temps maximaux respectivement de  $1 \times 10^{-4}$  s,  $1 \times 10^{-3}$  s et  $1 \times 10^{-2}$  s. Les temps CPU indiqués pour cette étude ont été réalisés une seule fois et n'ont pas été effectués sur la même machine. Il y a donc une incertitude sur les temps affichés. Toutefois, ils sont représentatifs des ordres de grandeurs observés dans d'autres calculs effectués.

Les champs des variables obtenus avec des  $CFL_{max}$  de 10 et 100 sont presque identiques (Figure 2-5). De plus, un calcul avec  $CFL_{max}$  de 10 est presque 10 fois plus long qu'un calcul avec un  $CFL_{max}$  de 100 (Tableau 2-3).



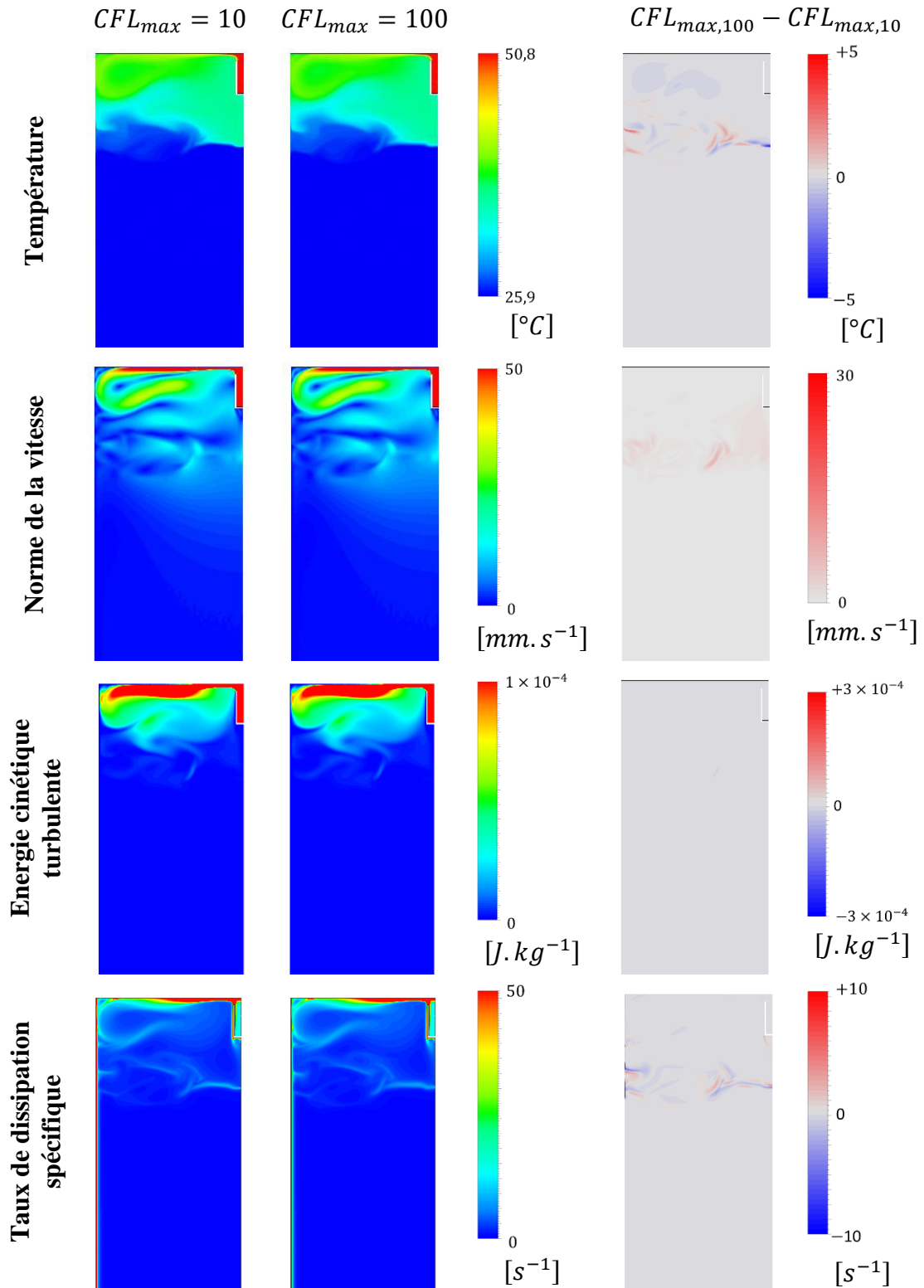
Tableau 2-3 : Temps CPU selon les valeurs de  $CFL_{max}$ 

$CFL_{max}$	Temps CPU pour 60s de simulation [h]
1	Calcul arrêté car extrêmement long <sup>1</sup>
10	34 h
100	3,6 h

Donc un pas de temps maximal de 0,01s, impliquant  $CFL_{max} \leq 100$  lors du calcul est choisis pour cette étude.

---

<sup>1</sup> Environ 5j de pour 10s de simulation.

Figure 2-5 : Comparaison des résultats pour des  $CFL_{max}$  de 10 et de 100 à  $t=60s$

### 2.1.4.3. Convergence en maillage

La CFD impose une discrétisation spatiale du domaine de simulation pour y résoudre les équations de conservation : c'est le maillage. Dans le cas étudié, ce dernier est non structuré et composé de mailles triangulaires dans le corps de la cuve.

Le maillage est divisé en deux zones avec une ligne de démarcation choisie juste en dessous du 8<sup>ème</sup> niveau de TCs (à 115 cm à partir du bas de cuve) :

- **Au-dessus de la démarcation** : la formation de la thermocline est le siège de phénomènes physiques complexes exigeant des précautions quant au maillage. Un maillage fin est donc employé dans cette région ;
- **En-dessous de la démarcation** : la propagation de la thermocline apparaît plus simple à appréhender en termes de mécanismes physiques, permettant ainsi l'utilisation d'un maillage moins fin.

En définissant une taille de cellule plus petite en partie supérieure, qu'en partie basse, cette démarcation permet d'affiner la zone d'intérêt et de limiter le nombre total de cellules dans le domaine (Figure 2-6).

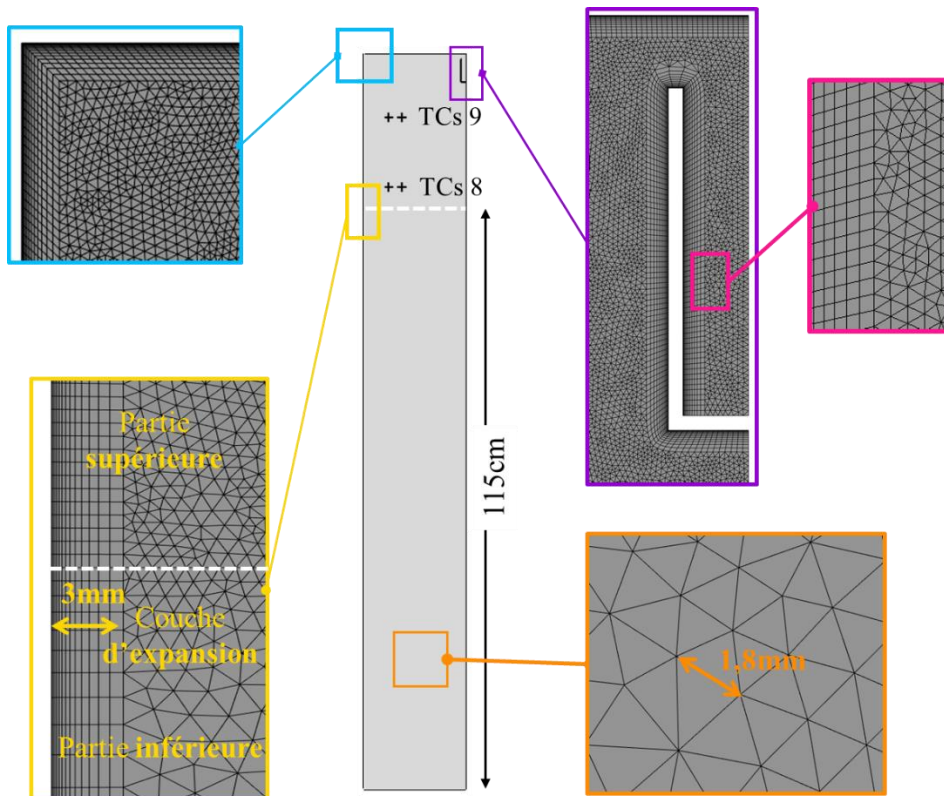


Figure 2-6 : Représentation générale du maillage

De plus, à la paroi, la résolution des équations de transport pour la modélisation de la turbulence requiert ainsi une distance adimensionnée à la paroi (équation (2-17)) de l'ordre de l'unité.

$$y^+ = \frac{y \cdot u_*}{\nu} \quad (2-17)$$

Avec :

- $u_*$  : la vitesse de frottement,  $u_* = \sqrt{\tau_w / \rho}$  avec  $\tau_w$  la tension de cisaillement à la paroi ;
- $y$  : la distance entre la maille et la paroi la plus proche.

Ainsi, une couche d'expansion de 3 mm, composée de mailles quadrilatérales, est appliquée. Le critère sur  $y^+$  est respecté pour le débit nominal (Figure 2-7).

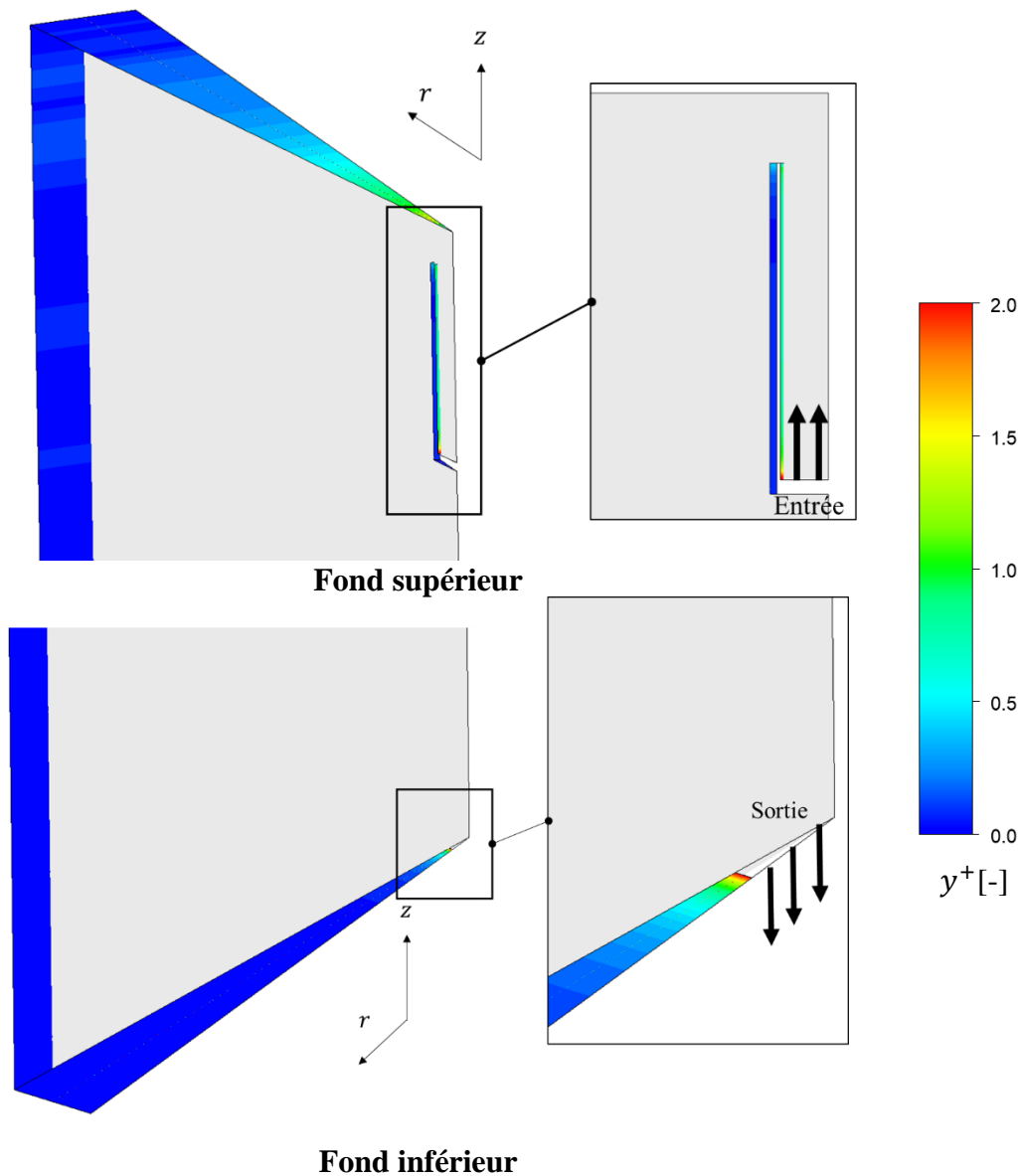


Figure 2-7 : Champ de  $y^+$  aux parois du réservoir (à  $t = 60s$ )

Trois maillages sont générés (grossier, moyen, fin), et possèdent des caractéristiques différentes selon la région du domaine de simulation :

- **Dans la partie supérieure** : la taille caractéristique de maille triangulaire varie selon le maillage : 0,70 mm, 0,50 mm et 0,35 mm respectivement pour les maillages grossier, moyen et fin ;
- **Dans la partie inférieure** : la taille caractéristique est constante (1,8 mm) ;
- **Dans l'ensemble du domaine** : la taille de la première maille ( $U_0 = 6 \times 10^{-2}$  mm) à la paroi et l'épaisseur de la couche d'expansion ( $d=3\text{mm}$ ) restent constantes. Le nombre de mailles dans la couche quadrilatérale ( $n$ ) ainsi que le taux d'expansion ( $r$ ) sont

calculés en considérant que la taille caractéristique de la  $n^{\text{e}}$  maille est régie par le comportement d'une suite géométrique de raison  $r$ , c'est à dire  $U_n = U_0 r^n$ .

Cette façon de faire permet de contrôler la taille de la première maille et de maintenir la taille de la couche d'expansion constante tout en s'assurant que le taux d'expansion n'est pas largement supérieur à 1,2 (valeur à ne pas dépasser pour éviter des problèmes de convergence). Les caractéristiques des trois maillages testés sont indiquées dans le Tableau 2-4.

Tableau 2-4 : Caractéristiques des maillages

Région	Caractéristiques	Unité	Maillage		
			Grossier	Moyen	Fin
Partie supérieure	Taille carac. ( $U_n$ )	[mm]	0,70	0,50	0,35
	Taille 1 <sup>ère</sup> maille ( $U_0$ )	[mm]	0,06	0,06	0,06
Couche d'expansion	Épaisseur. ( $d$ )	[mm]	3	3	3
	Taux d'expansion ( $r$ )	[-]	1,21	1,15	1,10
	Nombre de mailles sur $d$ ( $n$ )	[-]	13	16	20
Partie inférieure	Taille carac.	[mm]	1,8	1,8	1,8
	Taille 1 <sup>ère</sup> maille	[mm]	0,06	0,06	0,06
Tout le domaine	Nombre total de mailles	[-]	$420 \times 10^3$	$680 \times 10^3$	$1200 \times 10^3$

Pour une première comparaison aux données expérimentales, l'étude de convergence en maillage est réalisée sur un modèle considérant l'approximation de Boussinesq linéaire pour les effets de flottabilité (voir section 2.2.2) ainsi que les propriétés thermophysiques ( $\lambda, \mu, C_p$ ) constantes, calculées à la température moyenne entre la température initiale et la température de charge.

Pour caractériser l'écoulement, des cartographies de variables à des instants donnés seront étudiées par la suite. Ainsi, des profils radiaux et axiaux sont comparés selon quatre génératrices : deux lignes verticales (V1, V2) et deux lignes horizontales (H1, H2) (Figure 2-8.a). Le temps choisi est de 75s pour que le front thermique soit développé en partie supérieure de stockage (Figure 2-8.b) et atteigne la ligne H2 située au-dessous du 8<sup>e</sup> niveau. En effet, *a priori* c'est dans la zone de la thermocline que l'on doit observer l'influence la plus marquée du maillage, plutôt que dans les régions à température constante.

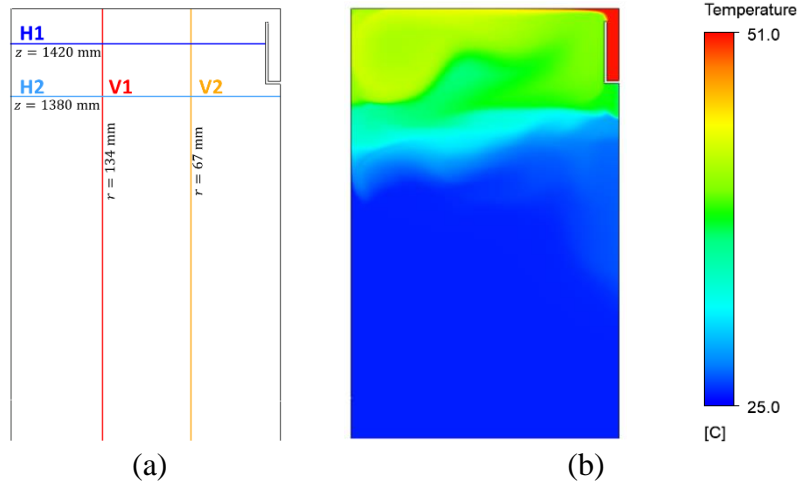
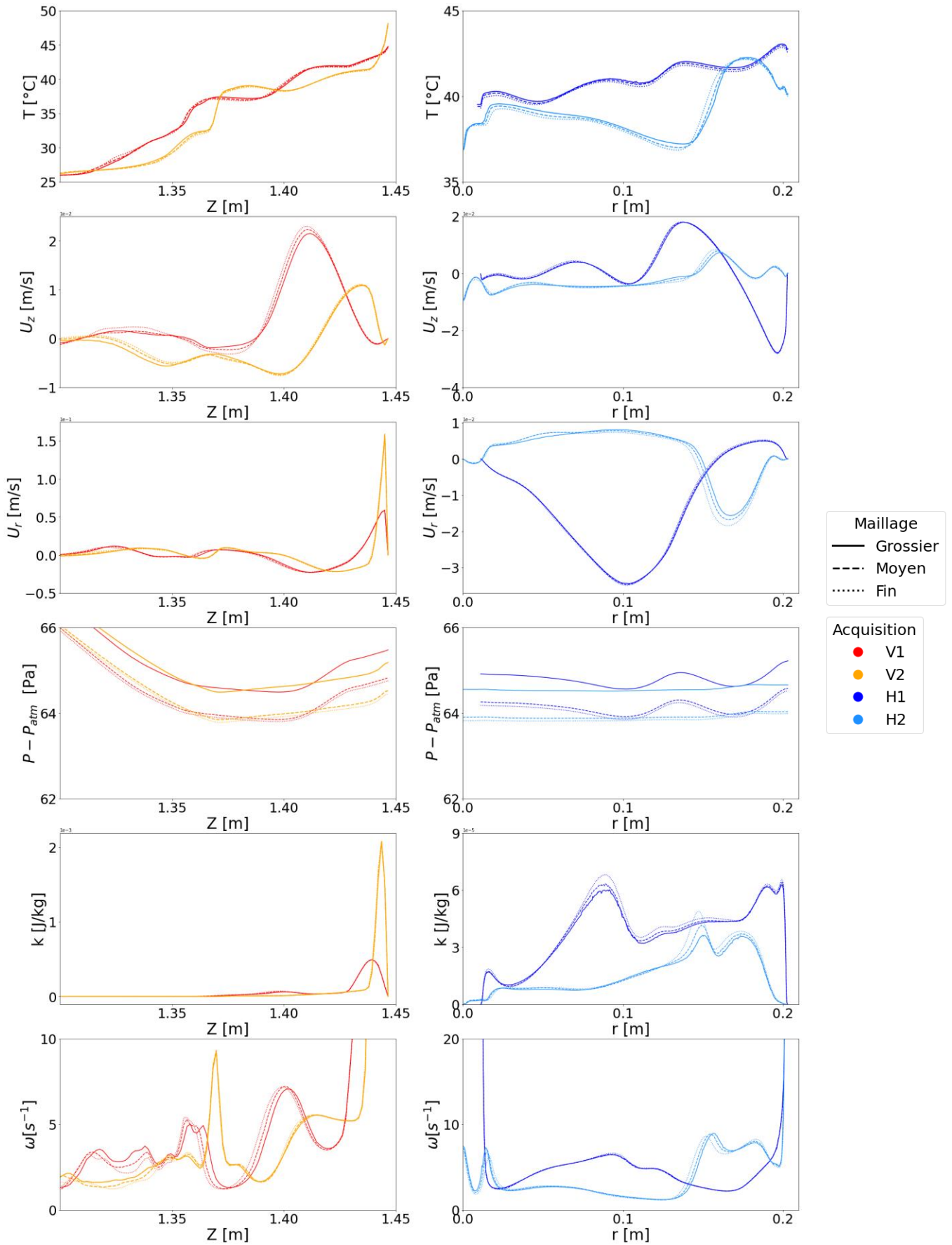


Figure 2-8 : (a) Lignes d'acquisition horizontales et verticales et (b) champ de la température à  $t = 75$  s pour le maillage moyen

Les profils de température, de pression relative, de vitesse axiale ( $U_z$ ), de vitesse radiale ( $U_r$ ), d'énergie cinétique turbulente et le taux de dissipation spécifiques sont représentés à la Figure 2-9. Pour les acquisitions verticales, seul le haut du réservoir ( $1,30 \text{ m} < z < 1,45 \text{ m}$ ) est représenté car celui-ci fait face aux conditions d'écoulement les plus critiques (formation de la thermocline).

Figure 2-9 : Profils verticaux et radiaux des grandeurs résolues à  $t = 75s$

Les résultats obtenus avec le maillage grossier et ceux obtenus avec les maillages plus raffinés (moyen et fin), montrent des écarts modérés (Figure 2-9). Toutefois, des différences apparaissent au niveau de la pression (écart constant de l'ordre de 1 Pa), aux extrêmes des vitesses ( $U_r$  et  $U_z$ ) et de l'énergie turbulente. Mais ces écarts n'impactent que légèrement la variable d'intérêt qui est la température.

Tableau 2-5 : Ecart moyen et maximal de la température sur les génératrices verticales et horizontales (référence : maillage fin)

Maillage	Critère	V1	V2	H1	H2
Grossier	Ecart moyen [°C]	0,25	0,17	0,18	0,29
	Ecart max [°C]	-0,89	0,67	-0,38	-1,3
Moyen	Ecart moyen [°C]	0,12	0,08	0,10	0,15
	Ecart max [°C]	-0,40	0,25	-0,49	0,45

En effet, pour cette dernière, l'écart moyen entre le maillage grossier et le fin (Equation (2-18)) est inférieur à  $0,29^\circ\text{C}$  sur toutes les génératrices tracées (Tableau 2-5). Quant à l'écart maximal ( $T_{grossier} - T_{fin}$ ), celui-ci est compris dans l'intervalle  $[-0,89^\circ\text{C}; +0,67^\circ\text{C}]$  pour les lignes verticales et  $[-1,3^\circ\text{C}; -0,73^\circ\text{C}]$  pour les lignes horizontales (Figure 2-10).

$$Ecart\ moyen = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |T_{maillage,i} - T_{fin,i}| \quad (2-18)$$

avec maillage  $\in \{\text{grossier}; \text{moyen}\}$ .

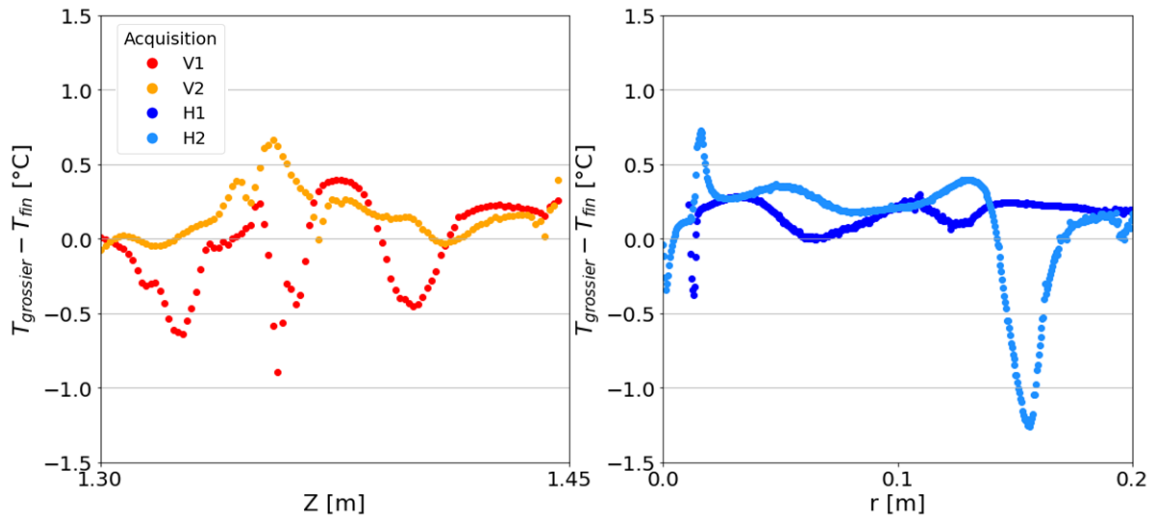


Figure 2-10 : Ecart de température entre les maillages grossier et fin

Pour le maillage moyen, l'écart moyen est inférieure à  $0,15^\circ\text{C}$  et l'écart maximal compris entre  $[-0,49^\circ\text{C}; 0,25^\circ\text{C}]$  pour les lignes verticales et compris entre  $[-0,80^\circ\text{C}; 0,45^\circ\text{C}]$  pour les lignes horizontales (Figure 2-11).



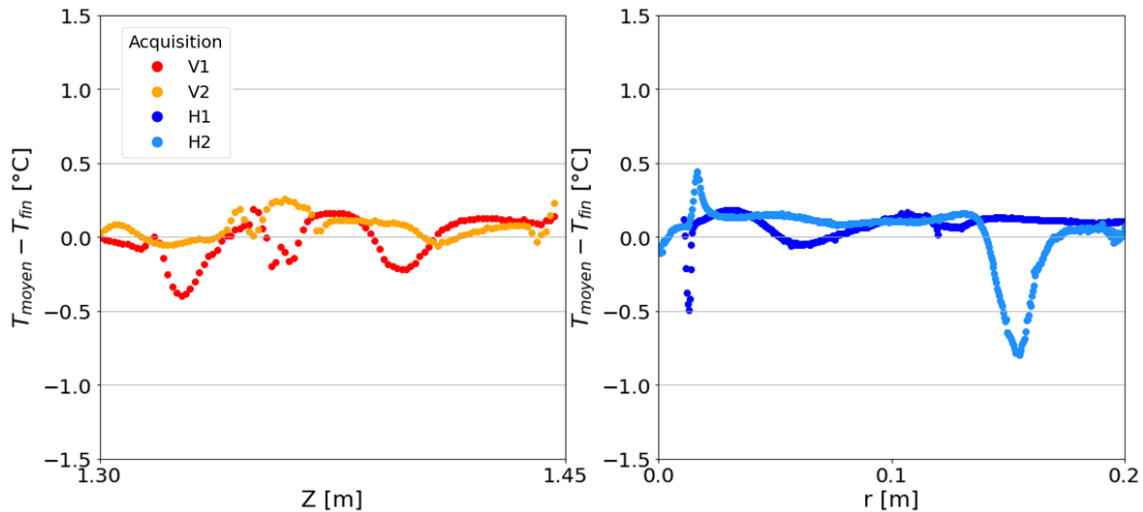


Figure 2-11 : Ecart de température entre les maillages moyen et fin

À l'issue de ces comparaisons, l'influence entre les maillages grossier et moyen par rapports aux fins sont limitées et les écarts ont été quantifiés. L'écart entre le maillage grossier et le maillage fin est considéré acceptable. De plus, le temps CPU d'un calcul avec le maillage grossier est environ deux fois plus court qu'un calcul avec le maillage moyen.

Ainsi, afin de concilier précision et temps de calcul, le maillage grossier est considéré pour la suite des études.

### 2.1.5. Première comparaison aux données expérimentales

Pour visualiser le comportement du modèle par rapport aux données expérimentales, une première comparaison est effectuée. Pour ce faire, les hypothèses faites sont les suivantes :

- l'impact de  $\varepsilon$  sur le terme de production par flottabilité de  $\omega$  ( $P_{\omega b}$ ) est négligé (voir section 2.2.1.1) ;
- l'écoulement d'entrée est pleinement développé (voir section 2.2.1.2) ;
- les propriétés thermophysiques sont constantes et obtenues à la température moyenne (voir section 2.2.1.3) ;
- les effets de flottabilité sont assurés par l'approximation de Boussinesq linéaire (2.2.2.2) ;
- le stockage est uniformément froid (section 2.1.3.1).

L'évolution de la température moyenne  $\bar{T}$  (équation (2-1)) est tracée pendant une charge partielle (405s, ce qui correspond à environ un quart de charge complète) pour comparer le front thermique aux niveaux 8 et 9 sans réaliser de remplissage intégral (Figure 2-12).

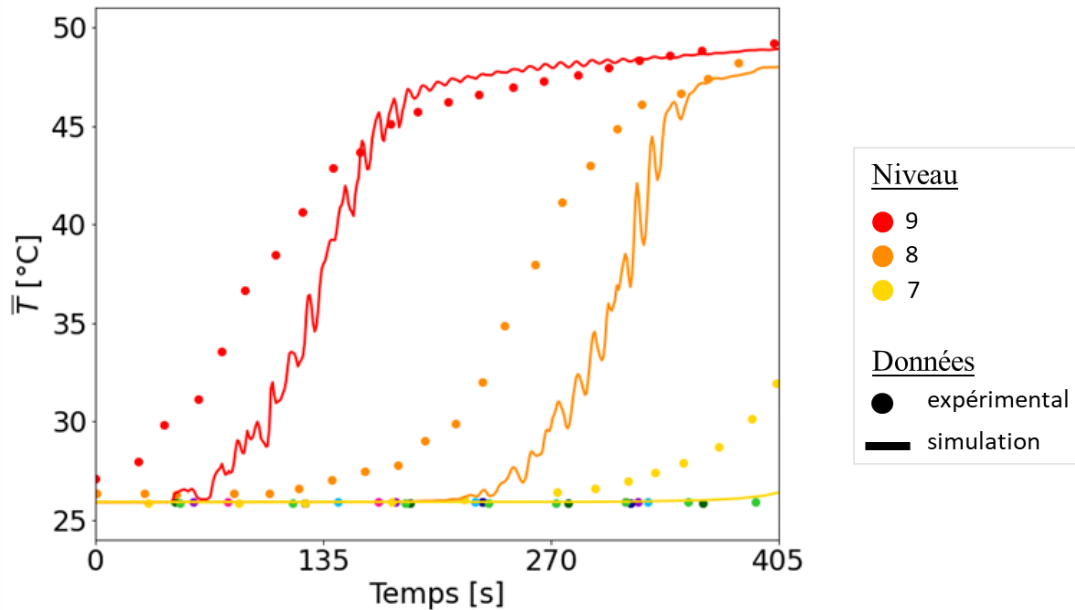


Figure 2-12 : Première comparaison expérimentation/simulation

Le modèle est capable de capturer l'allure globale du gradient thermique (Figure 2-12). De plus, des oscillations sont observées dans la simulation. En analysant les cartographies de vitesses et température, ces dernières témoignent de l'existence de tourbillons dans la partie supérieure de la cuve. La faible fréquence d'acquisition expérimentale (20s) peut expliquer l'absence de ces irrégularités dans les données expérimentales.

En outre, la montée en température de la simulation est en retard par rapport aux résultats expérimentaux. Ceux-ci montrent que :

- la température initiale au niveau 9 est légèrement supérieure à celle indiquée (27,1 °C au lieu de 25,9°C) ;
- la température commence à augmenter dès lors que le fluide est injecté.

Ces deux éléments suggèrent un profil initial stratifié plutôt qu'homogène en température.

Ce retard se retrouve légèrement dans la comparaison faite par les auteurs eux-mêmes, Zurigat *et al.* (1991), avec leur modèle 1D (Figure 2-1.b) mais il n'est pas mentionné. Il disparaît dans la comparaison CFD de Hosseinnia *et al.* (2021) [60] qui utilisent ces mêmes données (Figure 2-13). Pour ces derniers, les hypothèses présentent quelques nuances (considération de la paroi, de l'isolant et des pertes thermiques, masse volumique variable pour les effets de flottabilité, modèle  $k - \omega$  de Wilcox (1988), propriétés thermophysiques variables) et les conditions initiales ne sont pas traitées.

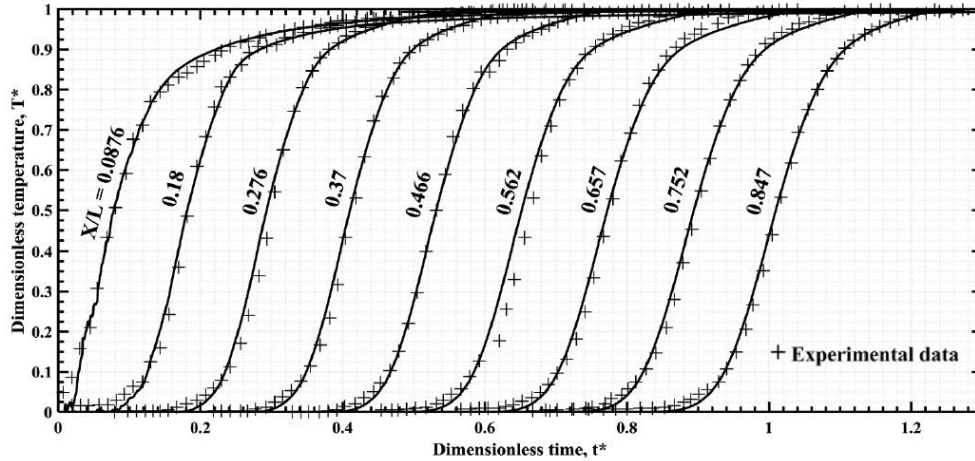


Figure 2-13 : Comparaison expé/simu de Hosseinnia *et al.*(2021) [60] réalisée à partir des points expérimentaux de Zurigat *et al.* (1991) [70]

Cette première comparaison a souligné un écart entre les résultats expérimentaux et numériques. Or l'influence significative ou non des hypothèses émises sur la disparité des résultats demeure incertaine. Par conséquent, l'objectif de la suite de ce chapitre sera d'identifier les hypothèses dont la modification pourrait impacter de manière significative l'écoulement et par suite favoriser une meilleure concordance entre les résultats expérimentaux et numériques.

## 2.2. Évaluation des hypothèses

### 2.2.1. Etudes de sensibilité

Les études de sensibilité réalisées dans cette section sont celles portant sur : l'impact de  $\epsilon$  sur le terme de production par flottabilité de  $\omega$  ( $P_{\omega b}$ ); le régime d'écoulement turbulent en entrée (quasi-laminaire ou pleinement développé) et sur les propriétés thermophysiques (constantes ou variables).

#### 2.2.1.1. Etude de sensibilité au terme $P_{\omega b}$

L'écoulement dans le stockage étant turbulent dans un milieu stratifié, la flottabilité impacte la production d'énergie cinétique turbulente et celle du taux de dissipation spécifique. Toutefois, bien que les effets du gradient de densité soient bien compris sur  $k$  (la stratification inhibe l'énergie turbulente), les effets sur le taux de dissipation ( $\epsilon$ , et par extension sur le taux de dissipation spécifique  $\omega$ ) sont moins clairs. En effet,  $\omega$  est lié à  $k$  et  $\epsilon$  selon l'équation (3-1), et le terme  $P_{\omega b}$  résulte donc de la contribution des deux variables :

$$P_{\omega b} = \underbrace{\frac{\omega}{k}(1 + \alpha_{\omega})C_{\epsilon 3}P_{kb}}_{\text{Contribution de } \epsilon(P_{\omega b}^{\epsilon})} + \underbrace{\frac{\omega}{k}P_{kb}}_{\text{Contribution de } k(P_{\omega b}^k)}$$

Habituellement, il est possible de considérer ou non l'impact de  $\epsilon$  sur  $P_{\omega b}$ . Si les effets de flottabilité sont pris en compte dans  $P_{\omega b}^{\epsilon}$ , il a été proposé ([142]) de définir le terme  $C_{\epsilon 3} = \tanh(|U_z/U_r|)$ , où  $V$  est la composante axiale de la vitesse (parallèle au vecteur

gravitationnel), et  $U$  la composante radiale (perpendiculaire à  $\vec{g}$ ). De ce fait,  $C_{\epsilon 3}$  est égal à 1 pour les écoulements dont la direction principale est parallèle au vecteur gravitationnel, et devient nul pour les écoulements qui y sont perpendiculaires. Une comparaison est réalisée avec et sans  $P_{\omega b}^\epsilon$  (Figure 2-14).

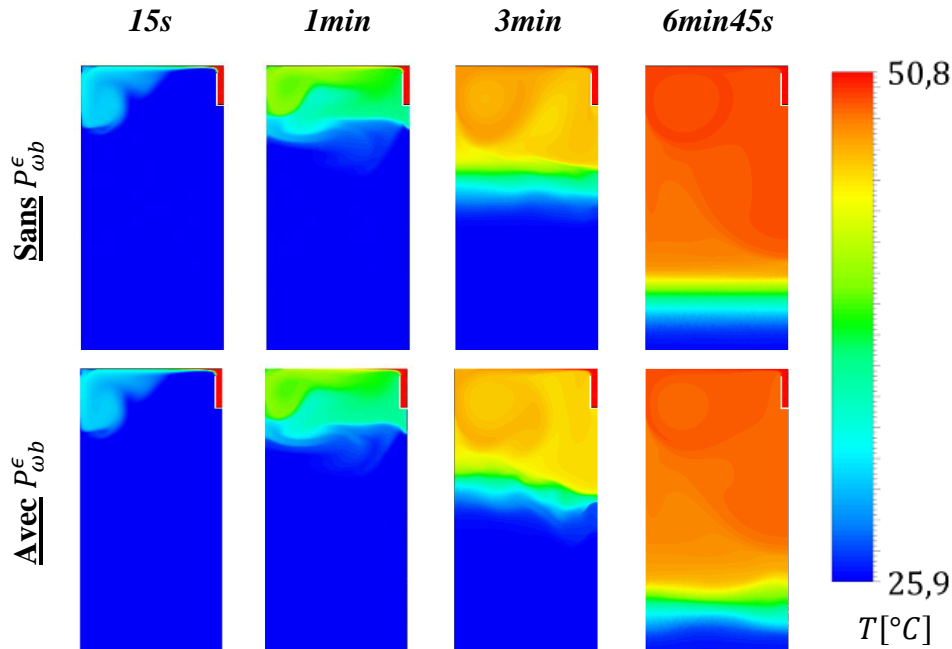


Figure 2-14 : Cartographie de température pour l'étude de sensibilité sur l'impact de  $\epsilon$  sur  $P_{\omega b}$

La considération du terme  $P_{\omega b}^\epsilon$  perturbe l'écoulement à proximité de la thermocline. C'est notamment causé par le terme  $\tanh(|U_z/U_r|)$  (Figure 2-15).

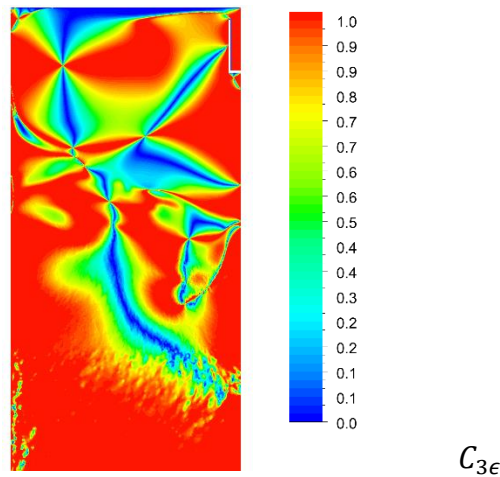


Figure 2-15 : Cartographie de  $C_{3\epsilon}$  pour le cas avec  $P_{\omega b}^\epsilon$  à 3min

Sur cette dernière, le bleu foncé ( $C_{3\epsilon} = 0$ ) indique que le terme  $P_{\omega b}^\epsilon$  est nul. Cela revient à ne pas considérer l'impact de  $\epsilon$ . En rouge ( $C_{3\epsilon} = 1$ ), le terme est maximal et s'il y a un gradient thermique, cela impacte  $P_{\omega b}$ . C'est le cas au niveau de la thermocline. Le comportement de ce terme en tangente hyperbolique le rend difficilement interprétable physiquement.

Ainsi, l'intégration de  $P_{\omega b}^\epsilon$  :

- déstabilise la thermocline, non pas en raison d'une prise en compte adéquate des effets physiques, mais plutôt parce que la fonction tangente hyperbolique génère un terme extrêmement irrégulier au sein de cet écoulement ;
- n'engendre pas de changement majeur dans la vitesse d'avancement du front thermique.

Donc l'impact de  $\epsilon$  n'est pas considéré dans le terme  $P_{\omega b}$ .

### 2.2.1.2. Etude de sensibilité aux conditions d'entrée turbulentes

Expérimentalement, l'injection ne se fait ni dans un tuyau long (turbulence pleinement développée) ni *via* un simple trou (injection quasi-laminaire). Donc il y a une incertitude sur les conditions d'entrée de  $k$  et de  $\omega$ . Ainsi, les deux cas extrêmes d'écoulement sont testés :

1. **Un écoulement pleinement développé** (ou régime établi) fait référence à un écoulement où le profil de vitesse moyenne, comme toutes les grandeurs cinématiques moyennes, n'évoluent plus avec la distance. C'est le cas lors d'un écoulement dans une conduite cylindrique lorsque la longueur de stabilisation est suffisamment grande. Cette distance dépend de nombreux facteurs tels que la nature du régime de l'écoulement (turbulent, laminaire), le nombre de Reynolds global, la forme du profil de vitesse en entrée de la conduite, ou encore la rugosité de la paroi. Elle peut se situer entre 20 et 100 fois le diamètre de la conduite [143]. Un tel écoulement est caractérisé par une forte intensité turbulente ( $I \geq 5\%$ ). Pour calculer  $k$  et  $\omega$  une seconde grandeur caractéristique doit être ajoutée (le diamètre hydraulique de la canalisation d'entrée est sélectionné soit  $D_h = 1,8$  cm) et les conditions d'entrée sont obtenues selon les équations (2-14) et (2-19).

$$\omega = \frac{\sqrt{k}}{C_\mu(0,07D_h/C_\mu^{3/4})} \quad (2-19)$$

2. **Un écoulement quasi-laminaire** : bien que l'appellation « quasi-laminaire » semble contradictoire, ce type d'écoulement fait référence à un écoulement turbulent dont les effets visqueux ne sont pas négligeables. Comme, par exemple, aux frontières libres de la plupart des écoulements externes. Un tel écoulement est caractérisé par une faible intensité turbulente ( $I < 0,1\%$ ) et un faible rapport de viscosité ( $1 < \mu_t/\mu < 10$ ). Avec ces deux grandeurs caractéristiques, comme pour les conditions initiales, la condition aux limites de  $k$  est calculée par l'équation (2-14) et celle de  $\omega$  est obtenue selon l'équation (2-15).

Les deux types d'écoulements testés sont synthétisés dans le Tableau 2-6.

Tableau 2-6 : Synthèse des caractéristiques des écoulements testés

Ecoulement	Echelles caractéristiques			Conditions aux limites	
	$I$ [%]	$D_h$ [cm]	$\mu_t/\mu$ [-]	$k$ [J. kg <sup>-1</sup> ]	$\omega$ [s <sup>-1</sup> ]
Pleinement développé	5	1,8	-	$2,17 \times 10^{-9}$	$6,75 \times 10^{-2}$
Quasi-laminaire	0,1	-	10	$8,69 \times 10^{-13}$	$1,27 \times 10^{-7}$

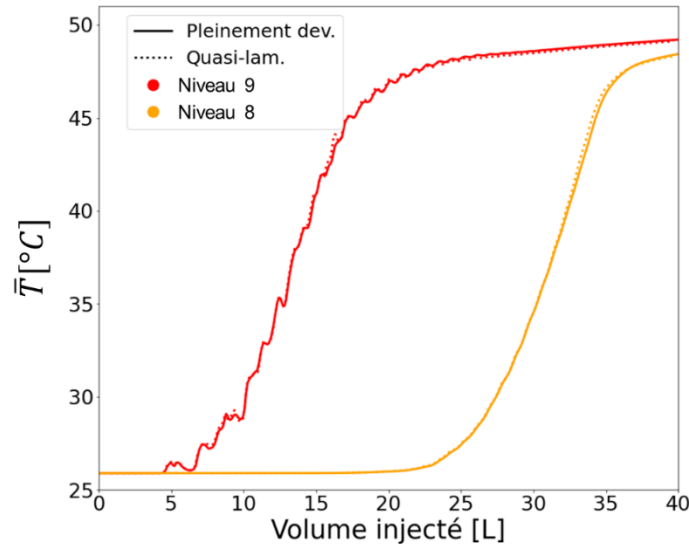


Figure 2-16 : Evolution de la température pour deux types d'écoulement en entrée : pleinement développé ou quasi-laminaire

L'évolution de la température aux niveaux 8 et 9 est identique pour les deux cas testés (Figure 2-16). Le modèle n'est donc pas sensible aux caractéristiques turbulentes des conditions d'entrée. Donc, au regard de la configuration expérimentale où l'écoulement sort d'un tuyau, il est envisageable de supposer que l'écoulement est turbulent, bien qu'il puisse ne pas être entièrement développé. Donc, parmi ces les types d'écoulement testés, celui turbulent pleinement développé est choisi.

### 2.2.1.3. Etude de sensibilité aux propriétés physiques

Comme évoqué dans la section 1.2.2.3, des relations permettant de calculer les propriétés physiques ( $\mu$ ,  $\lambda$ ,  $C_p$ ) doivent être spécifiées. Pour rappel, les écarts relatifs sur une gamme de température étendue de [5°C ; 95°C] ont été présentés dans la section 1.2.2.3. Sur une gamme de température restreinte, celle du cas d'application de [25°C ; 51°C], les écarts relatifs des propriétés (Tableau 2-7) indiquent que :

- la capacité calorifique ne varie pas : la capacité de stockage ne sera pas impactée à masse volumique constante ;
- la conductivité thermique varie peu : la diffusion thermique sera probablement légèrement affectée ;
- la viscosité dynamique varie considérablement : elle influence l'hydraulique et peut potentiellement affecter l'écoulement.

Tableau 2-7 : Ecart relatif des propriétés thermophysiques sur la gamme [25°C ; 51°C]

	$\mu$	$\lambda$	$C_p$
$(\phi_{25^\circ\text{C}} - \phi_{51^\circ\text{C}}) / \phi_{25^\circ\text{C}}$ [%]	-41	6,6	$4,8 \times 10^{-2}$

Ainsi, une comparaison entre des propriétés physiques variables et constantes est réalisée. Pour cette étude, les effets de flottabilité sont considérés par l'approximation de Boussinesq quadratique. Pour la comparaison numérique :

- **Lorsque les propriétés sont variables**, une approximation polynomiale (avec la température en Kelvin) est réalisée sur les données issues du NIST ([129]):

$$\mu(T) = 2,517 \times 10^{-2} - 1,444 \times 10^{-4}T + 2,101 \times 10^{-7}T^2 \quad (2-20)$$

$$\lambda(T) = -0,8492 + 8,046 \times 10^{-3}T - 1,061 \times 10^{-5}T^2 \quad (2-21)$$

$$C_p(T) = 1,143 \times 10^4 - 65,94T + 0,1991T^2 - 1,995 \times 10^{-4}T^3 \quad (2-22)$$

- **Lorsque les propriétés sont constantes**, elles sont calculées à la température moyenne de l'essai ( $T_{moy} = 38,35^\circ\text{C}$ ) :

$$\mu(T_{moy}) = 5,76 \times 10^{-4} \text{ Pa} \cdot \text{s} \quad (2-23)$$

$$\lambda(T_{moy}) = 0,628 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1} \quad (2-24)$$

$$C_p(T_{moy}) = 4179 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1} \quad (2-25)$$

Les champs de température sont similaires (Figure 2-17). Toutefois, l'écart de température révèle des variations locales, avec un minimum de  $-4,3^\circ\text{C}$  et un maximum de  $+2,7^\circ\text{C}$ . Les champs de température obtenus par les deux approches présentent donc de légères différences.

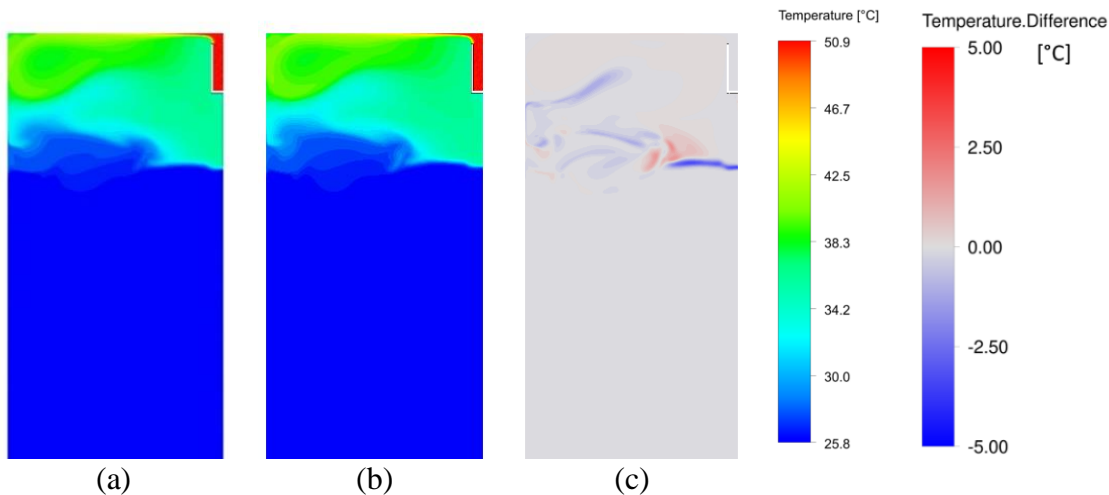


Figure 2-17 : Champ des températures à  $t = 60\text{s}$  dans la partie supérieure de stockage pour des propriétés thermophysiques (a) constantes et (b) variables, et (c) la différence entre les deux.

Le rapport des viscosités  $\mu_t/\mu$  varie de 20 à 60 dans la partie supérieure du domaine (Figure 2-18). Donc, même si l'écart relatif de viscosité moléculaire est élevé ( $-41\%$ ), les variations de celle-ci sont masquées par la viscosité turbulente dans une grande partie de l'écoulement.

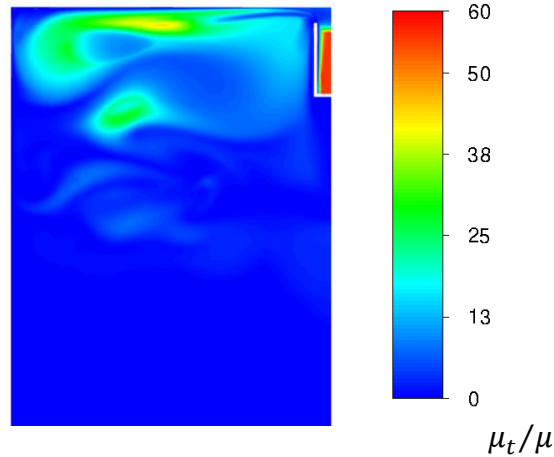


Figure 2-18 : Rapport entre la viscosité turbulente et moléculaire à 60s durant une charge

Enfin, pour 60 secondes de temps physique simulé, l'utilisation de propriétés variables n'implique qu'une augmentation du temps de calcul de 1,1 %, ce qui est marginal.

Donc, en raison du coût de calcul négligeable et de l'impact notable des propriétés variables, il a été décidé de restreindre l'utilisation d'hypothèses simplificatrices et d'utiliser des propriétés physiques variables dans le modèle.

## 2.2.2. Modélisation de la flottabilité

Pour modéliser la flottabilité en CFD, deux approches peuvent être envisagées :

1. **Sans hypothèse simplificatrice** : considérer une masse volumique variable dépendante de la température ;
2. **Avec une hypothèse simplificatrice** : considérer la masse volumique constante sauf dans le terme de flottabilité. C'est l'approximation de Boussinesq.

### 2.2.2.1. Masse volumique variable

Dans la plage de température considérée, [25°C ; 51°C], les variations de masse volumique de l'eau non pressurisée sont bien approximées par un comportement quadratique (Figure 1-29). La masse volumique peut être exprimée par rapport à une température de référence  $T_0$ , qui est choisie ici comme étant la température moyenne ( $T_{moy} = 38,4^\circ\text{C}$ ) des conditions expérimentales :

$$\rho(T) = \rho_0 - \beta_1 \rho_0 (T - T_0) - \beta_2 \rho_0 (T - T_0)^2 \quad (2-26)$$

avec les coefficients :

$$\beta_1 = \left. \frac{-1}{\rho_0} \frac{\partial \rho}{\partial T} \right)_{T_0} \quad (2-27)$$

$$\beta_2 = \left. \frac{-1}{2\rho_0} \frac{\partial^2 \rho}{\partial T^2} \right)_{T_0} \quad (2-28)$$

Le coefficient  $\beta_1$  est aussi appelé coefficient de dilatation thermique. La masse volumique de référence à  $T_0$  est exprimée par  $\rho(T_0) = \rho_0 = 993,0 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ .



Le terme de flottabilité  $S_b$  dans l'équation de conservation de la quantité de mouvement s'écrit :

$$S_b = [\rho(T) - \rho_0]g_i \quad (2-29)$$

avec  $g_i = \vec{g} = -g\vec{e}_z$ .

Cependant, comme il sera montré plus tard, ce modèle à masse volumique variable est coûteux en temps de calcul, ce qui motive d'investiguer une approche simplificatrice.

## 2.2.2.2. Approximation de Boussinesq

### 2.2.2.2.1. Approximation de Boussinesq linéaire

Une autre façon de modéliser la flottabilité est d'utiliser l'approximation de Boussinesq (ou d'Oberbeck-Boussinesq) [144], [145] qui consiste à négliger la variation de masse volumique sauf dans le terme de flottabilité. De plus, l'approximation courante est valable pour de faibles différences de température et repose sur une variation de masse volumique linéaire avec la température. Dans l'approximation courante de Boussinesq (approximation linéaire ; référencée par la suite « B1 »), un développement en série de Taylor (ou développement limité) est effectué à la température de référence :

$$\rho(T) = \rho_0 + \rho'(T_0)(T - T_0) + \frac{1}{2}\rho''(T_0)(T - T_0)^2 + O(T - T_0)^3 \quad (2-30)$$

et seul le terme du premier ordre est conservé :

$$\rho(T) = \rho_0 + \rho'(T_0)(T - T_0) \quad (2-31)$$

Gray et Giorgini [146] ont étudié cette plage de validité et ont conclu que la différence de température pour les problèmes impliquant de l'eau et de l'air doit être respectivement inférieure à 1,25°C et 28,6°C. Pour Ferziger et Perić [147], l'utilisation de l'approximation de Boussinesq introduit des erreurs de l'ordre de 1 % si les différences de température sont inférieures à 2°C pour l'eau et 15°C pour l'air<sup>1</sup>. Or la configuration étudiée dans ce chapitre implique un écart de température de 25°C, motivant l'obtention d'une approximation plus précise.

### 2.2.2.2.2. Approximation de Boussinesq quadratique

Dans leur revue de 2021, Mayeli et Sheard [46] proposent une classification des différentes approches de l'approximation de Boussinesq depuis l'originale vers des versions modifiées qui tendent à l'améliorer. Dans le cas d'application de ce chapitre, étant donné que la différence de température est importante (25 °C), la masse volumique ne peut pas être considérée comme variant linéairement avec la température (Figure 1-29) et le terme au second ordre ne peut plus être négligé dans (2-26). Ainsi, bien que l'approximation de Boussinesq soit toujours utilisée ( $\rho$  ne reste variable que dans le terme de flottabilité), le terme d'ordre 2 du développement en série de Taylor est considéré :

---

<sup>1</sup> Aucune justification n'est apportée.

$$\rho(T) = \rho_0 + \rho'(T_0)(T - T_0) + \frac{1}{2}\rho''(T_0)(T - T_0)^2 \quad (2-32)$$

Avec l'utilisation d'une approximation quadratique pour la masse volumique variable, le développement de Taylor à l'ordre 2 permet d'obtenir une expression de  $\rho$  identique. La distinction entre les deux modèles, le modèle Boussinesq quadratique (désigné par la suite comme "B2") et celui avec à masse volumique variable, réside dans le maintien d'une masse volumique constante dans les autres termes dans le modèle B2 (Tableau 2-8).

Tableau 2-8 : Expression des modèles de flottabilité étudiés

Modèle	Masse volumique	Terme de flottabilité $-[\rho(T) - \rho_0]g$
$\rho(T)$	$\rho_0 - \beta_1\rho_0(T - T_0) - \beta_2\rho_0(T - T_0)^2$	$\beta_1\rho_0(T - T_0)g + \beta_2\rho_0(T - T_0)^2g$
B1	$\rho_0$	$\beta_1\rho_0(T - T_0)g$
B2	$\rho_0$	$\beta_1\rho_0(T - T_0)g + \beta_2\rho_0(T - T_0)^2g$

### 2.2.2.2.3. Approximation de Boussinesq linéaire avec $\beta$ variable

Les codes de calculs proposent généralement une approximation de Boussinesq linéaire avec la possibilité de choisir la valeur de  $\beta_1$ , communément symbolisé par  $\beta$ , comme c'est le cas dans Fluent. Donc, il peut être pertinent de choisir une expression de  $\beta$  variable pour reproduire le comportement quadratique de la masse volumique. Dans ce cas, le terme de flottabilité s'écrit :

$$S_b = \beta(T)\rho_0(T - T_0) \quad (2-33)$$

Il est alors tentant de calculer  $\beta(T)$  comme la fonction dérivée de la masse volumique (équation (2-26)) divisée par  $(-\rho_0)$ , ce qui donne :

$$\beta(T) = \beta_1 + 2\beta_2(T - T_0) \quad (2-34)$$

Avec cette évaluation, le terme de flottabilité s'écrit :

$$S_b = \beta_1\rho_0(T - T_0)g + 2\beta_2\rho_0(T - T_0)^2g \quad (2-35)$$

Ce terme de flottabilité ne correspond pas analytiquement à celui obtenu plus haut par développement de Taylor de  $\rho(T)$ , la correction quadratique ayant un facteur 2 dans l'équation (2-35). Cela montre que cette procédure, qui consiste à chercher un  $\beta$  variable comme la fonction dérivée première de la masse volumique n'est pas correcte, car  $\beta$  n'est pas une fonction mais la valeur de la dérivée au point  $T = T_0$ . Il est effectivement possible d'écrire le terme de flottabilité sous la forme (2-31), mais pour cela il faut identifier (2-31) et (2-30), ce qui donne :

$$\beta^*(T) = \beta_1 + \beta_2(T - T_0) \quad (2-36)$$

Donc, il est possible d'utiliser B1 avec un  $\beta$  variable mais une vigilance particulière doit être apportée à l'expression de  $\beta$ . En particulier, pour une masse volumique qui est fonction quadratique de la température sur la gamme de température de travail,  $\beta$  doit être égal à  $\beta^*(T)$ . Les termes de flottabilités évoqués sont tracés en Figure 2-19.

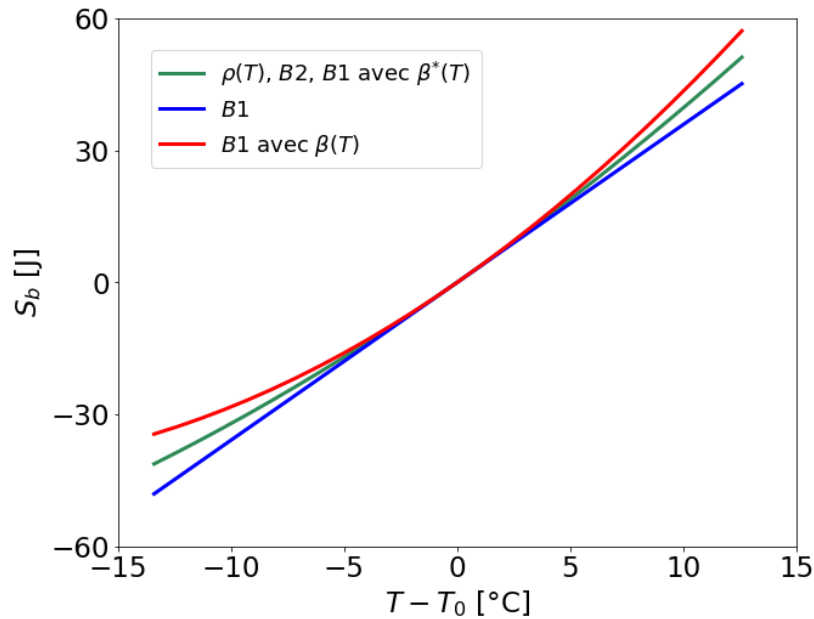


Figure 2-19 : Terme de flottabilités selon les différentes hypothèses

Comme démontré analytiquement, les termes de flottabilités de modèles à  $\rho(T)$ , B2 et B1 avec  $\beta^*$  sont identiques.

Les modèles B1, B2 et  $\rho(T)$  sont comparés dans la section suivante.

### 2.2.2.3. Comparaison des modèles

- **Robustesse**

Lors de la variation du débit d'entrée selon une rampe (utilisée plus loin en section 2.4), l'utilisation du modèle à masse volumique variable a conduit à une divergence des calculs. Aucun souci de divergence n'a été constaté lorsque les modèles à approximations linéaires et quadratiques de Boussinesq ont été utilisés. Ces derniers sont donc plus robustes que le modèle à masse volumique constante sur les configurations testées.

- **Champs des variables**

Les trois modèles mentionnés ci-dessus sont comparés à  $t = 60s$  pour se concentrer sur la formation de la thermocline. Pour quantifier l'écart entre les modèles, les résultats obtenus avec le modèle à masse volumique variable servent de référence pour comparer les champs obtenus avec les approximations linéaires et quadratiques de Boussinesq, car censé être le plus précis.

Les champs de température obtenus avec les modèles  $\rho(T)$  et B2 sont proches ( $T_{min}^{B2-\rho(T)} = -1,08 \text{ °C}$  ;  $T_{max}^{B2-\rho(T)} = 2,19 \text{ °C}$ ) (Figure 2-20). En revanche, les champs de température avec B1 montrent des écarts significatifs ( $T_{min}^{B1-\rho(T)} = -9,06 \text{ °C}$  ;  $T_{max}^{B1-\rho(T)} = 6,03 \text{ °C}$ ).

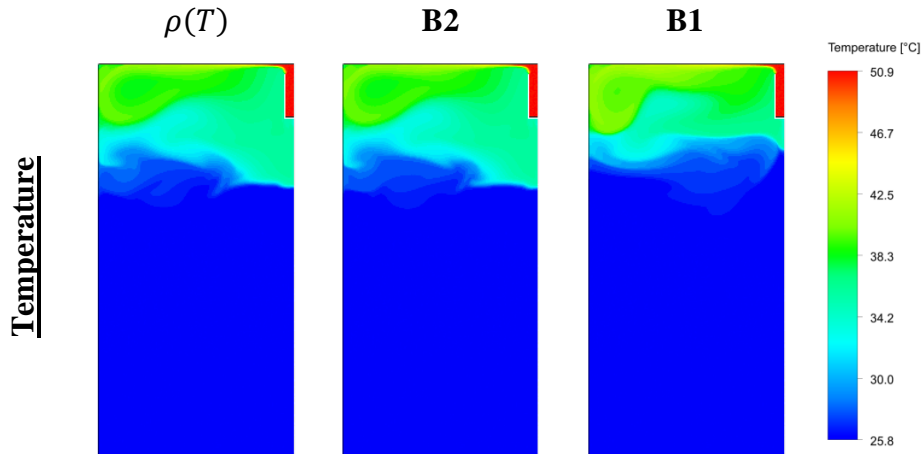


Figure 2-20 : Champs des températures pour les modèles  $\rho(T)$ , B2 et B1 à  $t = 60s$  dans la partie supérieure du stockage

Comme pour la température, les vitesses (radiale et axiale), la pression, l'énergie cinétique turbulente, le taux de dissipation spécifique présentent des écarts prononcés (Figure 2-21) Ainsi, même avec un  $\Delta T$  de  $25^{\circ}C$ , ce qui est plutôt faible pour les stockages thermiques, l'approximation linéaire de Boussinesq ne représente pas assez précisément les effets de flottabilité, alors que l'approximation quadratique de Boussinesq est nettement meilleure.

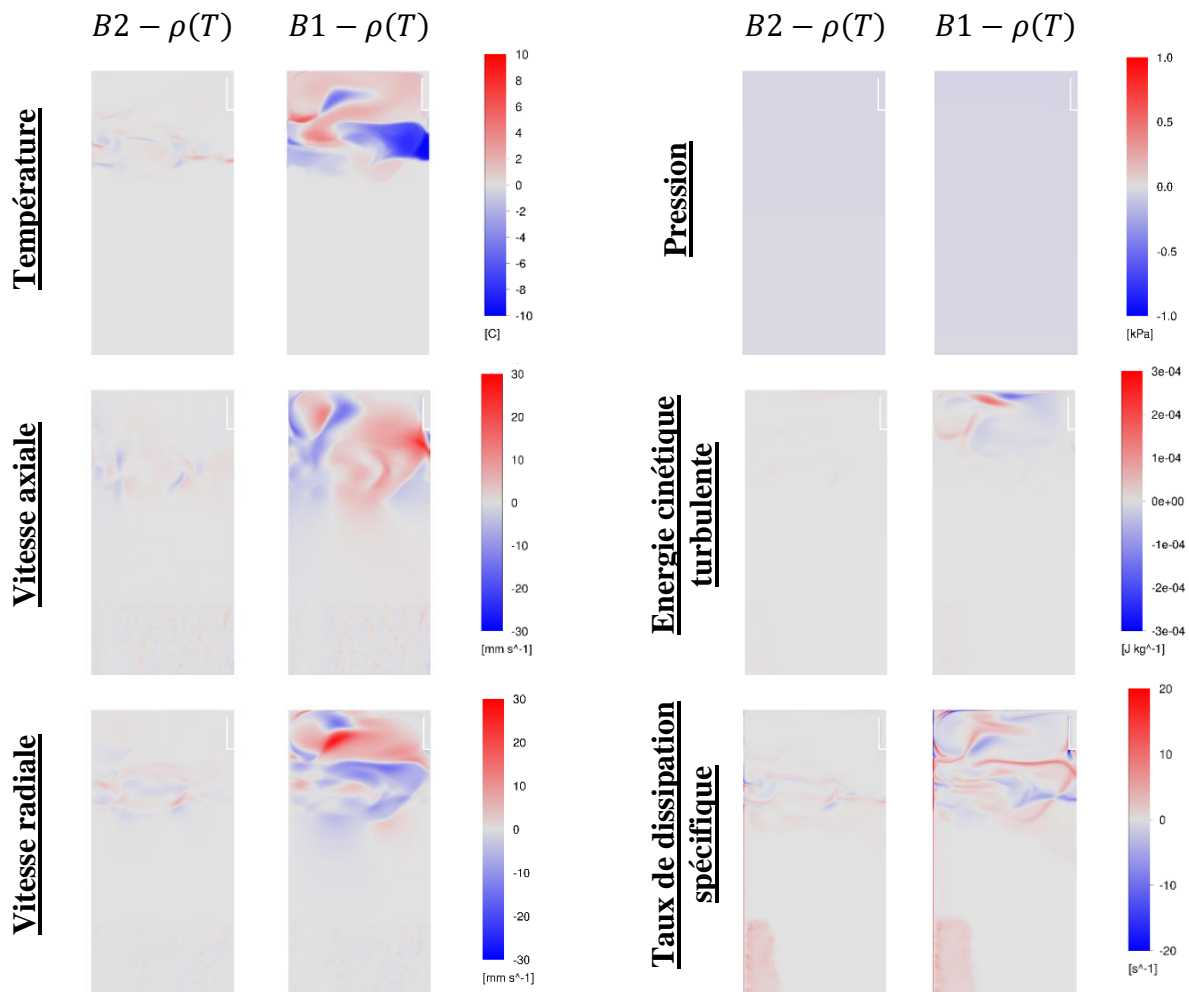


Figure 2-21 : Comparaison des champs variables dans la partie supérieure du stockage avec le modèle  $\rho(T)$  comme référence. À gauche : comparaison de B2 par rapport à  $\rho(T)$ . À droite : comparaison de B1 par rapport à  $\rho(T)$ .

- **Performances**

Les temps de calcul entre les modèles à masse volumique variable, les approximations quadratiques et linéaires de Boussinesq sont comparées pour un temps physique de 60 s. De plus, les performances étant dépendantes du dispositif de calcul, chaque calcul est effectué à l'aide de 20 processeurs sur une même machine entièrement réquisitionnée (Intel Xeon Gold 5220R, avec un processeur à 2,20 GHz). La reproductibilité des temps de calcul a été vérifiée en les effectuant à trois reprises. Les valeurs des temps indiquées correspondent à la valeur moyenne obtenue.

Les temps de calcul obtenu avec une masse volumique variable, les approximations linéaire et quadratique de Boussinesq sont respectivement de 9792 s, 4236 s et 4550 s. L'utilisation de l'approximation quadratique de Boussinesq réduit le temps de calcul de 54 % par rapport à une masse volumique variable.

- **Choix du modèle de flottabilité**

L'approximation quadratique de Boussinesq ne nécessite pas significativement plus de temps que l'approximation linéaire de Boussinesq. Le coût informatique de la précision est donc quasiment nul. Ainsi, puisque l'approximation quadratique de Boussinesq fournit une représentation précise des effets de flottabilité pour une large plage de températures avec un

temps de calcul réduit de moitié tout en assurant une convergence des calculs, elle est utilisée dans le reste de la thèse.

### 2.2.3. Deuxième comparaison aux données expérimentales

Le modèle étant sensible à la modélisation de la flottabilité, une seconde comparaison aux données expérimentales est réalisée. Les hypothèses conservées par rapport à la première comparaison sont :

- l'impact de  $\epsilon$  sur le terme de production par flottabilité de  $\omega$  ( $P_{\omega b}$ ) est négligé ;
- l'écoulement d'entrée est pleinement développé ;
- le stockage est uniformément froid ;

Les deux modèles testés sont donc :

- modèle n°1, modèle utilisé à la 1<sup>ère</sup> comparaison : les propriétés thermophysiques sont constantes et la flottabilité est modélisée par l'approximation de Boussinesq linéaire ;
- modèle n°2 : les propriétés thermophysiques sont variables et la flottabilité est modélisée par l'approximation de Boussinesq quadratique.

La considération plus précise des phénomènes physiques ne permet pas d'obtenir une meilleure concordance aux données expérimentales (Figure 2-22).

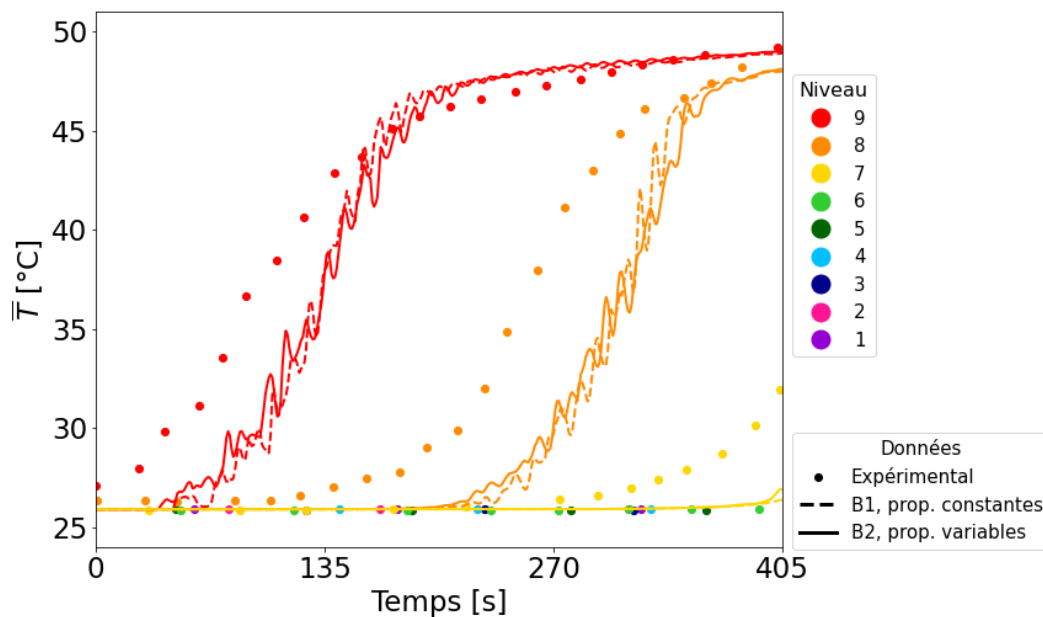


Figure 2-22 : Deuxième comparaison de l'évolution des température expérimentales et numériques en variant le modèle de flottabilité et les relations des propriétés thermophysiques.

Le retard numérique par rapport à l'expérimental est toujours constaté. Expérimentalement, le réservoir est supposé être initialement rempli d'eau froide à 25,9°C et le débit d'entrée est supposé atteindre instantanément sa valeur nominale. Suite à cette disparité à l'expérimental, l'hypothèse d'un état initial parfaitement homogène est remis en question dans la section suivante.

## 2.3. Impact de l'état thermique initial

### 2.3.1. Reconstruction du profil initial

Comme évoqué à la section 2.1.5, le réservoir est supposé être initialement rempli d'eau froide à 25,9°C. Cependant, deux arguments rappelés ci-après, suggèrent l'existence d'un état initial stratifié :

- la température initiale au niveau 9 est légèrement supérieure à celle indiquée (27,1 °C au lieu de 25,9°C) ;
- la température commence à augmenter dès lors que le fluide est injecté (Figure 2-12 et Figure 2-22).

Un stockage initialement stratifié est donc étudié dans cette section. Pour initialiser le champ de température dans le stockage, un gradient de température est reconstitué à partir des valeurs expérimentales. Pour ce faire, si une simple convection de la thermocline initiale est supposée, il est possible de reconstituer le profil initial (Figure 2-23) selon :

$$z = U_{ax} \cdot t \quad (2-37)$$

L'évolution de la température au neuvième niveau est considérée car celle-ci est moins longtemps perturbée par le débit d'entrée que le reste des niveaux. La reconstruction fait bien apparaître un profil initial stratifié (Figure 2-23). Le point le plus à gauche correspond à la valeur de T9 à t=0 ; le point le plus à droite correspond au sommet du stockage (144 cm).

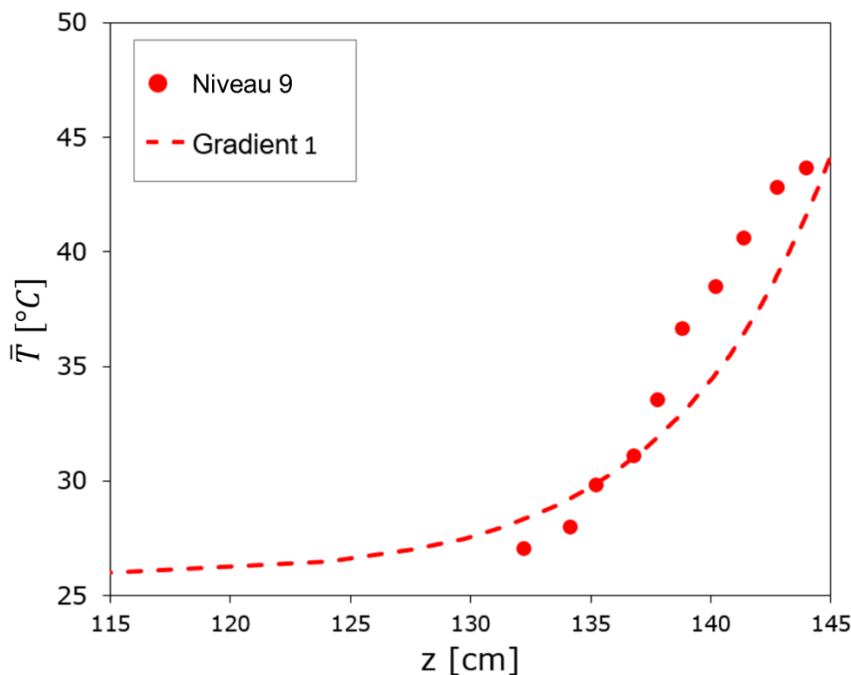


Figure 2-23 : Zoom du profil de température initial reconstruit à partir de l'évolution de la température au niveau 9 ( $z=132$  cm) et son expression analytique approchée équation (équation (2-38)) (« gradient 1 »)

Pour initialiser les calculs CFD, une expression analytique de ce profil, correspondant au mieux aux points expérimentaux, est obtenue selon :

$$T = \min \left\{ T_f + a_1 \left( \frac{z - c_1}{d_1} \right)^{1/b_1} ; T_c \right\} \quad (2-38)$$

avec

- $T, T_f, T_c$  en Kelvin.
- $a_1 = 6,11 \times 10^{-2} \text{ K} \cdot \text{m}^{-1}$  ;  $b_1 = 5,00 \times 10^{-2}$  ;  $c_1 = 0,120 \text{ m}$  et  $d_1 = 1,00$ .

Le profil obtenu avec l'équation (2-38) est nommé « gradient 1 » (Figure 2-24.c). Le gradient initial 1/2 (Figure 2-24.b) sera étudié dans la section 2.4.2.4.

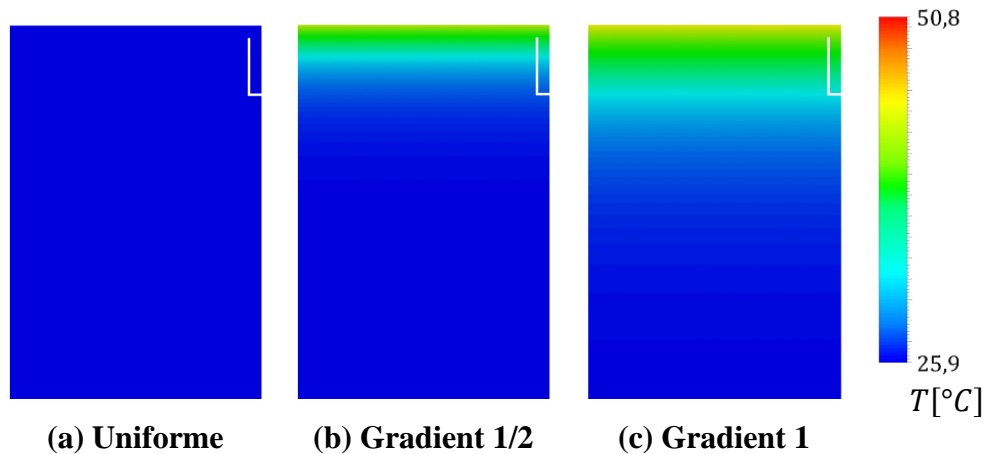


Figure 2-24 : Champs des température utilisés pour l'état initial du stockage

Ainsi, une troisième comparaison aux données expérimentales est réalisée dans la section suivante.

### 2.3.2. Troisième comparaison aux données expérimentales

L'évolution de la température sur un stockage initialement homogène a déjà été discutée lors de la première comparaison expérimentale (section 2.1.5) puis lors de la deuxième (section 2.2.3). Ces comparaisons présentaient un retard des résultats numériques par rapport à ceux expérimentaux.

Avec le gradient initial, sur un remplissage complet :

- La pente de la thermocline est correctement représentée sur l'ensemble de la charge (Figure 2-25) ;
- La concordance temporelle est satisfaisante entre les résultats expérimentaux et numériques (Figure 2-26) ;
- La concavité à basse température présente un accord satisfaisant ;
- La concavité à haute température est moins bien reproduite que celle à basse température. Cette discordance, absente chez Hosseinia *et al.* (Figure 2-13), indique qu'il reste une marge d'amélioration du modèle.



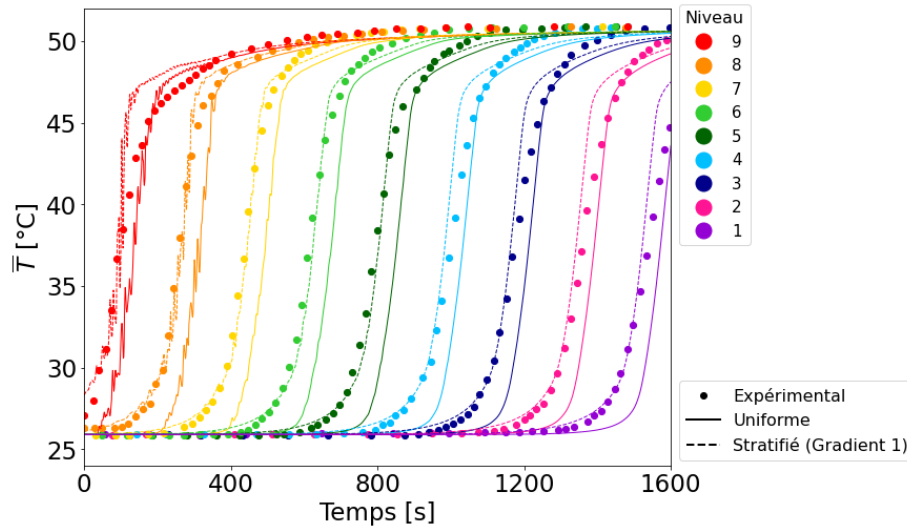


Figure 2-25 Troisième comparaison aux données expérimentales : évolution temporelle de température d'un remplissage complet

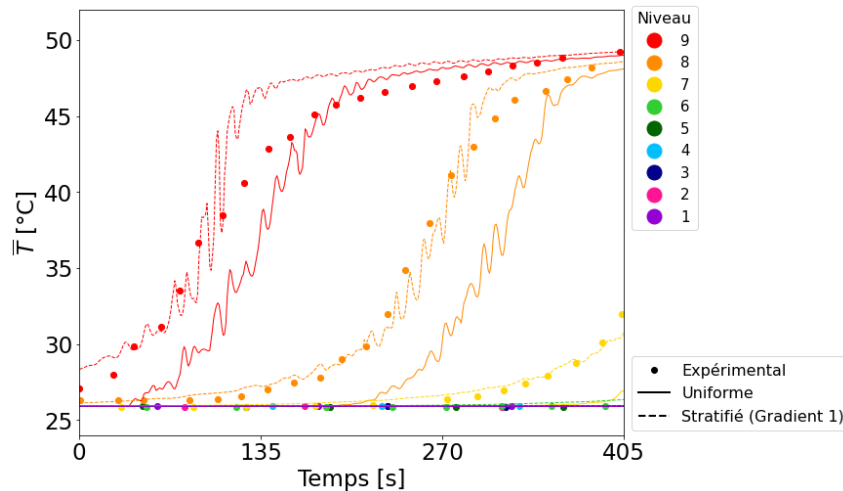


Figure 2-26 : Troisième comparaison expérimentale : évolution temporelle de température entre 0s et 405s

Donc, avec le gradient initial, les résultats expérimentaux et numériques montrent un meilleur accord en atténuant le retard de montée en température et en adaptant mieux la forme au bas de la courbe.

De plus, cette troisième comparaison illustre la nécessité de connaître précisément l'état initial en température du stockage pour valider le modèle CFD. À défaut d'avoir davantage de données sur ce point, et face à la concordance satisfaisante de cette comparaison, le modèle est jugé suffisamment fiable pour réaliser des études sur l'impact des conditions opératoires.

Enfin, le chapitre 1 (section 1.1.2.3.1) a montré qu'une injection selon un courant de densité permettait d'obtenir une thermocline fine. Donc, pour reproduire ce type d'écoulement tout en conservant la vitesse nominale de l'essai, une injection progressive selon une rampe en débit est explorée dans la section suivante.

## 2.4. Impact d'une injection progressive

La thermocline résultant principalement de son étape de formation, cette étape sera analysée dans cette section. Pour étudier l'impact d'une injection progressive sur la formation de la thermocline, des rampes en débit linéaires seront testées sur un stockage initialement homogène puis stratifié. Pour quantifier l'impact des rampes, l'épaisseur de thermocline est utilisée comme critère de performances. Deux définitions de ce critère sont préalablement définies.

### 2.4.1. Définition des épaisseurs de thermocline

Différents critères sont développés dans la littérature pour caractériser la stratification dans les stockages de thermocline d'eau. Dans les systèmes industriels, l'évolution de la température de sortie est significative car elle permet d'évaluer l'énergie restituée. Cependant, puisque cette section se concentre sur l'influence de l'injection sur la formation de la thermocline, l'épaisseur de la thermocline est choisie car, en plus d'être un critère communément utilisé, elle permet de caractériser de façon pertinente et facilement compréhensible la zone du gradient thermique.

Habituellement, les études expérimentales obtiennent l'épaisseur de la thermocline sur la base d'une évolution temporelle de la température au niveau d'un seul capteur donné, car il est plus aisé de positionner un unique thermocouple dans un stockage qu'un nombre suffisant de thermocouples pour capturer le gradient spatial. Ensuite, pour reconstruire le profil spatial à partir de l'évolution temporelle, un écoulement piston est supposé (voir section 2.3.1).

Pour faciliter la compréhension des critères par la suite :

- les figures sont présentées en fonction de la hauteur  $z$  (et non en fonction du temps) ;
- la température sans dimension  $\theta$  est utilisée dans les schémas. Pour rappel, son expression est la suivante :

$$\theta(z) = \frac{T(z) - T_f}{T_c - T_f} \quad (2-39)$$

L'épaisseur de la thermocline basée sur sa pente est décrite dans la section suivante.

#### 2.4.1.1. Épaisseur de thermocline basée sur la pente

La première définition est basée sur la pente de la thermocline et se concentre sur la région centrale de la thermocline. Dans la littérature, la valeur maximale du gradient de température a été utilisée pour calculer la fraction volumique de la zone mélangée [148], mais pas explicitement l'épaisseur.

Pour estimer la pente de la thermocline, compte tenu du nombre limité de points expérimentaux et du bruit associé, il est préférable d'effectuer une régression plutôt qu'une estimation par gradient. Donc la distribution de température est supposée linéaire autour de la température moyenne. L'épaisseur de la thermocline est l'intersection entre les températures extrêmes et la fonction linéaire (Figure 5-25.a). Pour le cas expérimental étudié, et afin de capturer de manière fiable la pente de la thermocline, les points respectant  $\theta = 0,5 \pm 0,15$  sont sélectionnés (Annexe 4).

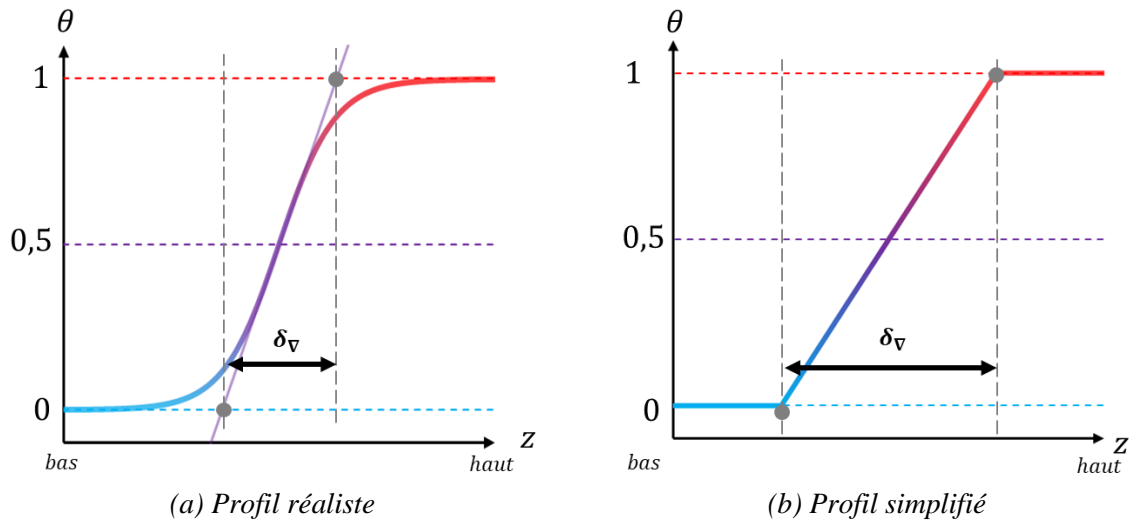


Figure 2-27 : Épaisseur de la thermocline basée sur la pente de celle-ci obtenue sur un profil de température (a) réaliste et (b) simplifié

Cette approche permet d'obtenir avec exactitude l'épaisseur de la thermocline pour une distribution simplifiée de la température en trois zones linéaires (Figure 5-25.b). À partir d'un profil de température sans dimension, l'épaisseur s'écrit :

$$\delta_{\nabla}^{(z)} = 1/\xi_z \quad (2-40)$$

où  $\xi_z$  (en  $m^{-1}$ ) est la pente obtenue à partir d'un profil de température adimensionnelle.

L'exposant « (z) » indique que cette épaisseur est calculée à partir d'un profil axial. Avec une évolution temporelle de la température en un point donné, on suppose une vitesse moyenne axiale de liquide constante, et l'exposant « (t) » remplace celui en « (z) » :

$$\delta_{\nabla}^{(t)} = U_{ax}/\xi_t \quad (2-41)$$

où  $\xi_t$  (en  $s^{-1}$ ) est la pente.

L'épaisseur  $\delta_{\nabla}$  repose sur la partie centrale de la thermocline et ne reflète pas nécessairement les concavités à proximités des températures chaudes et froides sur un profil de température.

#### 2.4.1.2. Épaisseur de thermocline basée sur les températures limites

Le deuxième critère est un critère dérivé dû au fonctionnement du stockage de type thermocline dans le système global dans lequel il est intégré. Cette intégration s'accompagne le plus souvent de contraintes sur les températures minimales et maximales admissibles par le système global. Le plus souvent, cela correspond à une  $T_{max}$  admissible pour la source de chaleur et à une  $T_{min}$  admissible pour le consommateur de chaleur. C'est-à-dire, une  $T_{max}$  admissible en sortie du stockage en charge et une  $T_{min}$  admissible en sortie du stockage en décharge.

Dans cette étude, la thermocline représente 70 % de l'écart de température maximal symétriquement réparti, c'est-à-dire  $0,15 \leq \theta \leq 0,85$  (Figure 2-28.a).

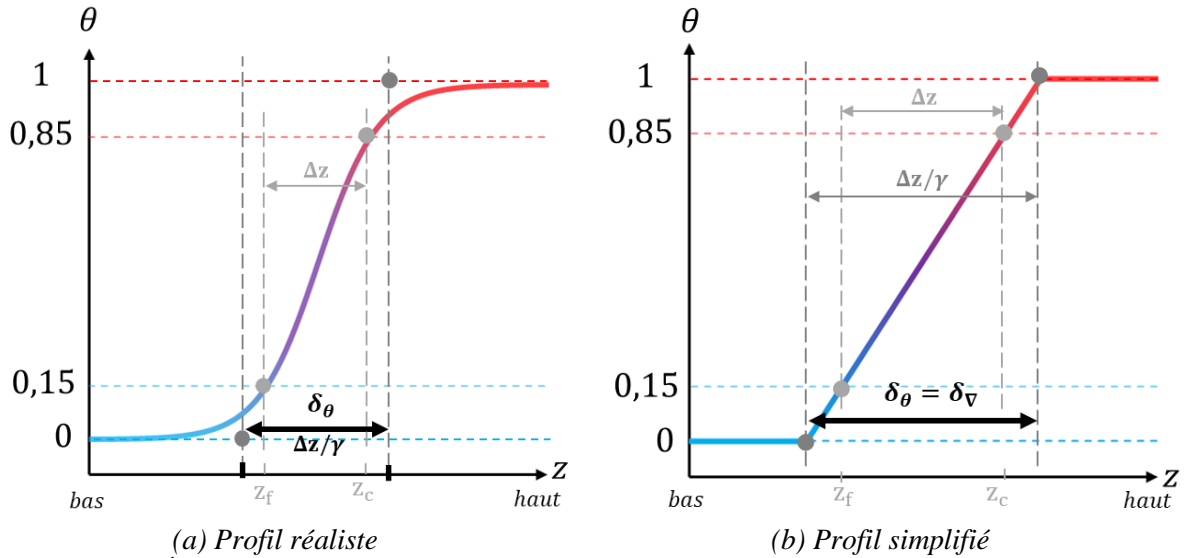


Figure 2-28 : Épaisseur de la thermocline basée sur les limites de température obtenue sur profil de température (a) réaliste et (b) simplifié

Avec un profil de température axial, l'épaisseur est calculée grâce à  $z_c$  et  $z_f$  qui sont les hauteurs où  $\theta = \theta_c = 0,85$  et  $\theta = \theta_f = 0,15$ . Cette définition spécifique de l'épaisseur a été utilisée récemment par [35].

Dans notre cas d'étude, puisque 70 % ( $\theta_c - \theta_f = 0,70$ ) de la différence de température est pris en compte pour le calcul de l'épaisseur, un coefficient  $1/\gamma$  est appliqué :

$$\delta_{\theta}^{(z)} = \frac{1}{\gamma} \Delta z \quad \text{avec } \gamma = \theta_c - \theta_f \quad (2-42)$$

En effet, avec une distribution simplifiée de température linéaire, cette correction permet de considérer la totalité de l'épaisseur et d'obtenir la même valeur d'épaisseur que celle obtenue avec la pente du gradient (Figure 2-28.b).

À une position fixe, l'épaisseur est calculée grâce à  $\Delta t = t_c - t_f$  où  $t_c$  et  $t_f$  sont les instants où  $\theta_c = 0,85$  et  $\theta_f = 0,15$  respectivement. De plus, un écoulement piston idéal est supposé pour reconstruire l'épaisseur :

$$\delta_{\theta}^{(t)} = \frac{U_{ax}}{\gamma} \Delta t \quad (2-43)$$

L'influence du type de distribution de la température (évolution temporelle ou profil axial) sur les deux définitions de l'épaisseur est évaluée dans la section 2.4.2.2.

Ces deux définitions de l'épaisseur sont utilisées pour quantifier l'impact d'une injection à débit progressif dans la section suivante.

## 2.4.2. Impact des rampes en débit

### 2.4.2.1. Rampes linéaires

Cette section s'intéresse à l'influence des conditions opératoires sur l'épaisseur de la thermocline au moment de sa création. En particulier, l'impact d'une injection à débit progressif sur un

réservoir initialement homogène, mais aussi stratifié. L'injection progressive se fait selon une rampe en débit linéaire (Figure 2-29), c'est à dire que le débit a besoin de  $t_{rampe}$  (ou «  $t_r$  ») secondes pour passer de zéro à la valeur nominale.

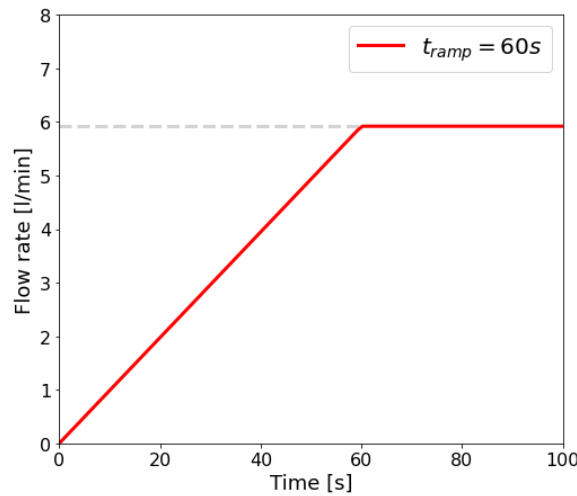


Figure 2-29 : Rampe en débit pour  $t_r = 60s$  et un débit nominal de  $6 \text{ l. min}^{-1}$

Cinq valeurs de  $t_r$  sont testées : 0,1s ; 30s ; 90s ; 120s et 240s. Il est préférable de préciser que, numériquement, une marche en débit correspond en réalité à une rampe sur un seul pas de temps. Afin de se libérer de cette dépendance, il a été opté pour l'utilisation d'une rampe très rapide au lieu d'une marche ( $t_r = 0,1 \text{ s}$ ).

Avant d'évaluer l'effet des rampes, il convient de choisir une méthode pour obtenir l'épaisseur, que ce soit à partir d'un profil axial ou d'une évolution temporelle.

#### 2.4.2.2. Influence de l'hypothèse d'un écoulement piston

Pour évaluer l'influence de l'hypothèse d'écoulement piston formulée lors du calcul d'une épaisseur à partir d'une évolution temporelle de température, une comparaison est présentée ici. L'intérêt est uniquement focalisé sur l'incertitude liée à la méthode de calcul d'épaisseur et l'influence des rampes sera analysée dans la section suivante.

Les épaisseurs comparées sont obtenues :

- **À une position fixe** : les épaisseurs  $\delta_v^{(t)}$  et  $\delta_\theta^{(t)}$  sont calculées à partir d'une évolution de température au septième niveau, au thermocouple situé à 8 cm de la paroi ( $TC7_{8cm}$ ). Ce niveau est choisi car la thermocline est formée sans qu'une charge complète ne soit réalisée. La sélection du point à 8 cm du bord est motivée par sa proximité avec le centre, ce qui le rend potentiellement moins sujet aux influences des écoulements en proche paroi ;
- **À un instant fixe** : les épaisseurs  $\delta_v^{(z)}$  et  $\delta_\theta^{(z)}$  sont calculées à partir d'un profil de température axial le long de la ligne verticale à 8 cm de la paroi du stockage. Les données sont obtenues lorsque le milieu de la thermocline franchit le niveau 7. Cela correspond à  $V_{injecté} = 49 \text{ L}$ .

L'étude est réalisée sur une cuve initialement froide et les cinq rampes sont testées (Figure 2-30). Pour l'épaisseur  $\delta_\theta$  (points noirs), l'écart relatif de  $\delta_\theta^{(t)}$  par rapport à  $\delta_\theta^{(z)}$  est compris entre  $\pm 5\%$ . Pour l'épaisseur  $\delta_\nabla$ , à l'exception du cas à  $t_r = 30\text{s}$ , l'écart relatif est aussi compris entre  $\pm 5\%$ .

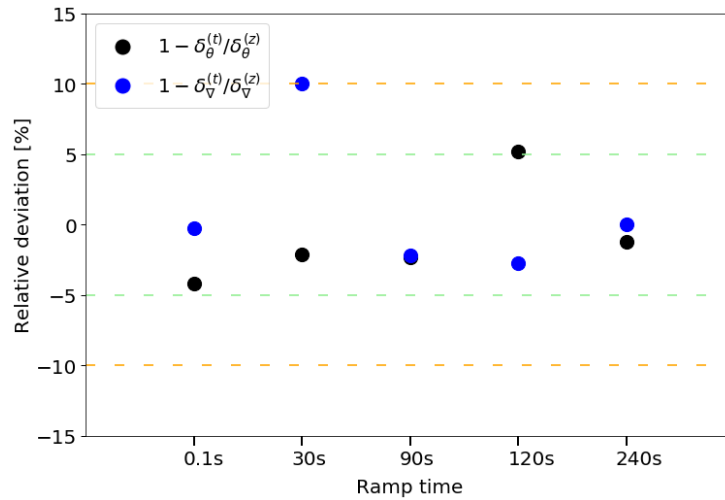


Figure 2-30 : Comparaison des épaisseurs obtenues à partir d'une évolution temporelle ou d'un profil axial de température ( $Q = 5,92 \text{ l. min}^{-1}$ ;  $\Delta T = 24,9^\circ\text{C}$ )

Ainsi, quand l'hypothèse d'un écoulement piston est réalisée, un écart de  $\pm 5\%$  est à considérer sur le calcul des épaisseurs. De plus, cette hypothèse simplifie le calcul de l'épaisseur tant expérimentale que numérique et constitue la méthode classique permettant la comparaison avec les données expérimentales.

Donc, l'écart est jugé acceptable et les épaisseurs seront calculées par la suite selon l'évolution temporelle de température, toujours au  $TC7_{8cm}$ .

### 2.4.2.3. Rampes sur stockage uniforme

La formation de thermocline est étudiée ici en évaluant l'impact des cinq rampes en débit sur un réservoir uniformément froid.

Qualitativement, l'introduction d'une rampe en débit s'accompagne d'une diminution significative des fluctuations de la température sur l'évolution de cette dernière, suggérant ainsi une perturbation moindre de l'écoulement (Figure 2-31). De plus, l'évolution de la température montre que l'utilisation d'une rampe permet de fortement diminuer l'épaisseur de la thermocline (Figure 2-31, rampe 0,1s, 30s et 90s) et qu'il existe une valeur limite de  $t_r$  au-delà de laquelle il n'y a plus de bénéfice additionnel (Figure 2-31, rampes 90s, 120s et 240s).

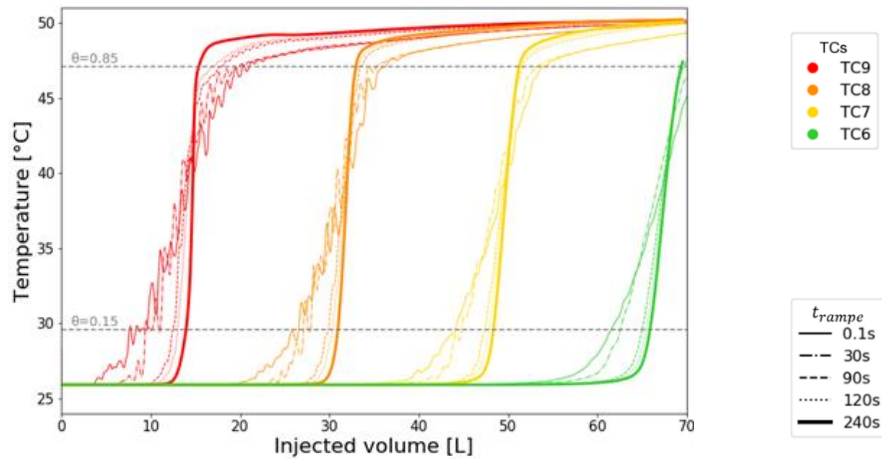


Figure 2-31 : Evolution de la température pour les TC situés à 8 cm de la paroi du stockage sur un réservoir uniformément froid initialement

Ceci est confirmé quantitativement puisque l'utilisation d'une rampe linéaire de 240 s réduit l'épaisseur  $\delta_{\theta}^{(t)}$  de 73 % par rapport à une rampe de 0,1 s (Tableau 2-9 et Figure 2-39). Un temps de rampe de 240 s représente 12,6 % du temps total de remplissage.

Tableau 2-9 : Epaisseurs de thermocline  $\delta_{\theta}^{(t)}$  selon les temps de rampe pour un stockage initialement homogène

$t_r$	0,1 s	30 s	90 s	120 s	240 s
$\delta_{\theta}^{(t)}$ [cm]	10,8	9,02	4,46	3,81	2,94

Pour comprendre le processus de création de la thermocline, les champs de température et les vecteurs vitesse sont tracés pour différentes valeurs de volume injecté pendant deux temps de rampe : 0,1 s (injection brutale) et 120 s (injection progressive) (Figure 2-32). Les acquisitions sont réalisées pour un même volume injecté plutôt qu'à un même instant pour comparer à quantité d'énergie injectée identique.

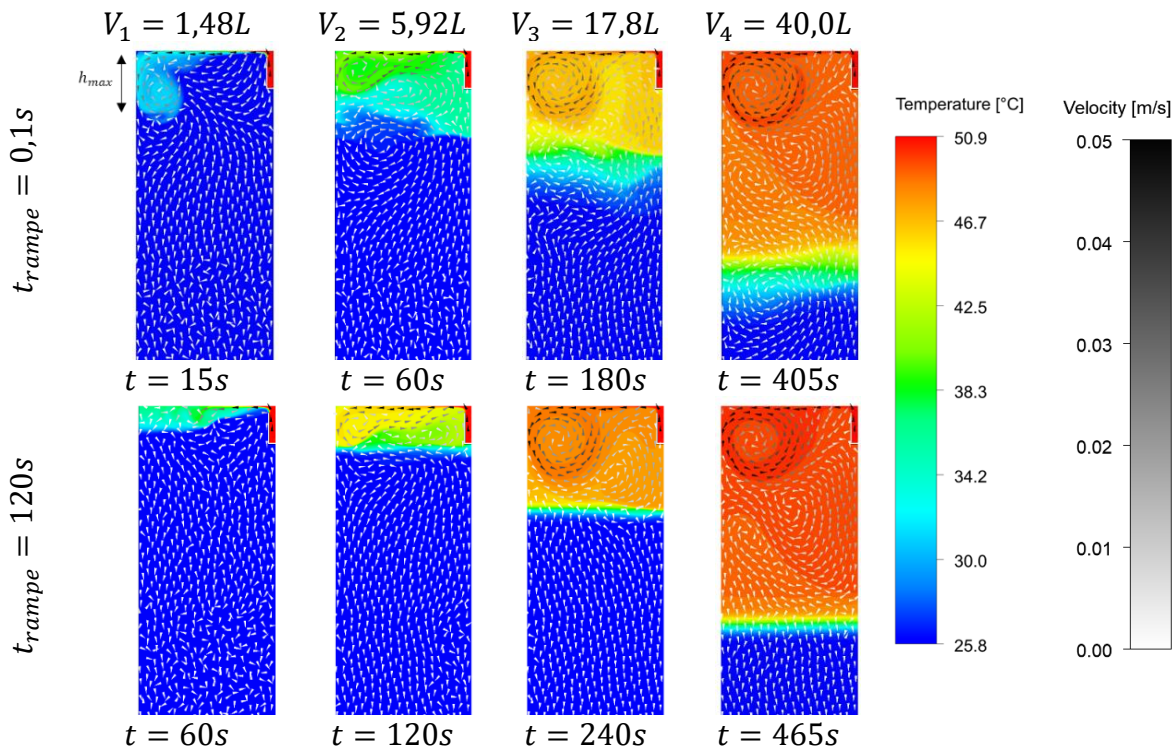


Figure 2-32 : Champs des températures et des vitesses pendant la formation de la thermocline pour une injection avec une rampe de 0,1s et de 120s sur un réservoir uniformément froid initialement

Avec une injection abrupte (rampe de 0,1 s) et un volume  $V_1$  de fluide injecté, l'eau entrante crée un grand tourbillon qui vient impacter la paroi. Ievers et Lin [33] montrent également dans leur étude CFD qu'après avoir heurté la paroi du réservoir, le jet se propage sur une grande surface et affecte de manière significative la thermocline. En outre, plus le débit augmente, plus la stratification est affectée. Dans le cas étudié, au fur et à mesure que le fluide entrant pénètre dans le stockage, un remélange supplémentaire est induit ( $V_2$ ) et la thermocline s'épaissit. Les vecteurs vitesse en partie supérieure de stockage montrent que la flottabilité affecte la forme du tourbillon et empêche sa formation. À  $V_3$ , la thermocline est presque formée. À  $V_4$ , elle a atteint sa forme définitive.

Avec une injection progressive (rampe de 120s), l'eau entrante crée immédiatement une fine thermocline ( $V_1$ ). Les phénomènes régissant la génération des vortex expliquent ce résultat : la génération de ce vortex est un phénomène non visqueux lié à l'injection de tourbillon à l'entrée du domaine [149]. Ainsi, une injection progressive génère des tourbillons plus petits qu'une injection avec une marche en débit, et limite le mélange.

Une autre perspective consiste à expliquer la formation du gradient avec la théorie du courant de densité (ou de gravité). Pour rappel, ce courant est un flux horizontal dans un champ gravitationnel qui est entraîné par une différence de densité dans un fluide et est contraint de circuler horizontalement (par exemple, de l'air chaud sur un plafond). Il a été observé que le premier tourbillon génère une hauteur de pénétration maximale ( $h_{max}$ ) lors de l'impact à la paroi [150] (Figure 2-32). Celle-ci est principalement responsable de l'épaisseur du courant de densité [37]. Appliqué ici, plus l'injection est progressive, plus la hauteur de pénétration est fine



et moins le mélange est intense. La création d'une fine thermocline lors de la rampe limite le mélange en empêchant fortement la formation complète du tourbillon ( $V_2$ ). Ensuite, la thermocline se forme ( $V_3$ ) et s'épaissit lors de sa propagation ( $V_4$ ).

Cependant, lors des cycles de fonctionnement d'un procédé industriel, les stockages à thermocline déchargent rarement la totalité de la thermocline et un gradient thermique est constamment présent. Ainsi, dans la section suivante, les phases de charge sont testées sur un stockage initialement stratifié.

#### 2.4.2.4. Rampes sur stockage stratifié

- **Description des états initiaux**

Le stockage est soumis à la même injection en débit évoluant linéairement que dans la section précédente. Dans un premier temps, le réservoir est stratifié et deux gradients sont testés :

- **Gradient 1** : gradient utilisé pour la validation du modèle dans la section 2.3 ;
- **Gradient 1/2** : pour tester l'impact d'une meilleure stratification, ce gradient est choisi pour générer une épaisseur de thermocline  $\delta_\theta$ , qui est exactement la moitié de celle calculée avec le gradient 1 pour toutes les valeurs de  $\theta$  (Figure 2-33). L'épaisseur est réduite de moitié mais le gradient est double. Ce dernier est créé par une transformation homothétique de  $H - \left(\frac{H-z}{2}\right)$  sur l'équation (2-38). Les coefficients modifiés sont obtenus analytiquement :  $a_{\frac{1}{2}} = a_1$ ;  $b_{\frac{1}{2}} = b_1$ ;  $c_{\frac{1}{2}} = \frac{H+c_1}{2}$ ;  $d_{\frac{1}{2}} = \frac{d_1}{2}$  (où H est la hauteur du réservoir).

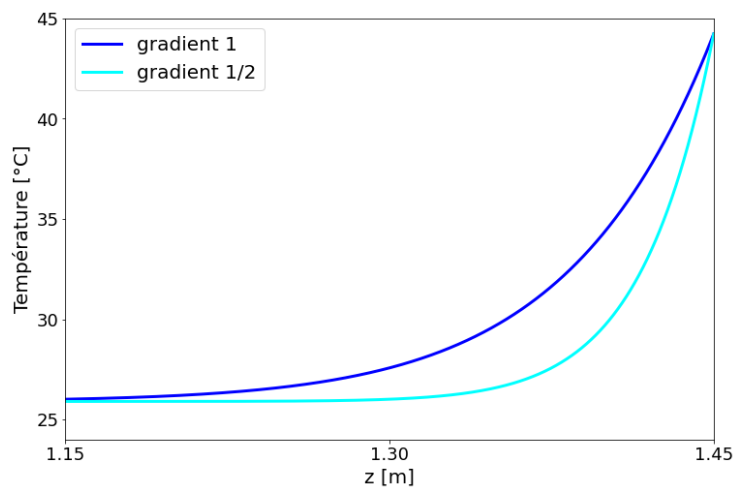


Figure 2-33 : Profils initiaux de température

Une comparaison qualitative puis quantitative entre les cas uniformément froids et stratifiés (avec gradient 1 ou gradient 1/2) est effectuée ci-après.

- **Analyse qualitative**

Qualitativement, lorsque le stockage est initialement stratifié (avec le gradient 1 ou le gradient 1/2), les rampes en débit n'améliorent que légèrement la stratification (Figure 2-34 et Figure 2-35) car les forces de flottabilité présentes liées à la différence de densité réduisent le mélange. Une injection progressive est donc aussi bénéfique pour la qualité de la thermocline dans cette configuration.

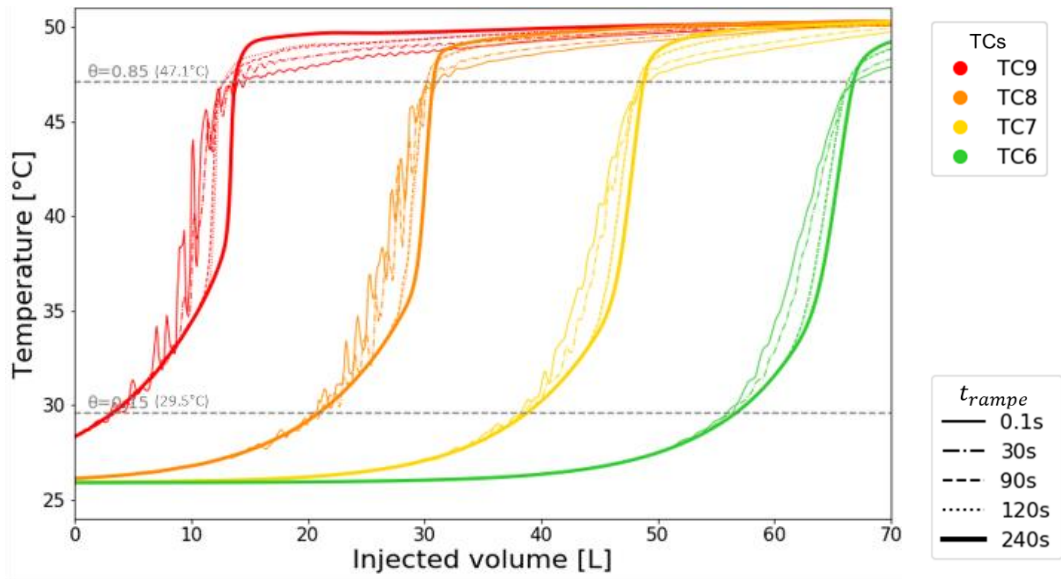


Figure 2-34 : Evolution de la température pour les TC situés à 8 cm de la paroi du stockage dans un réservoir initialement stratifié avec le gradient 1

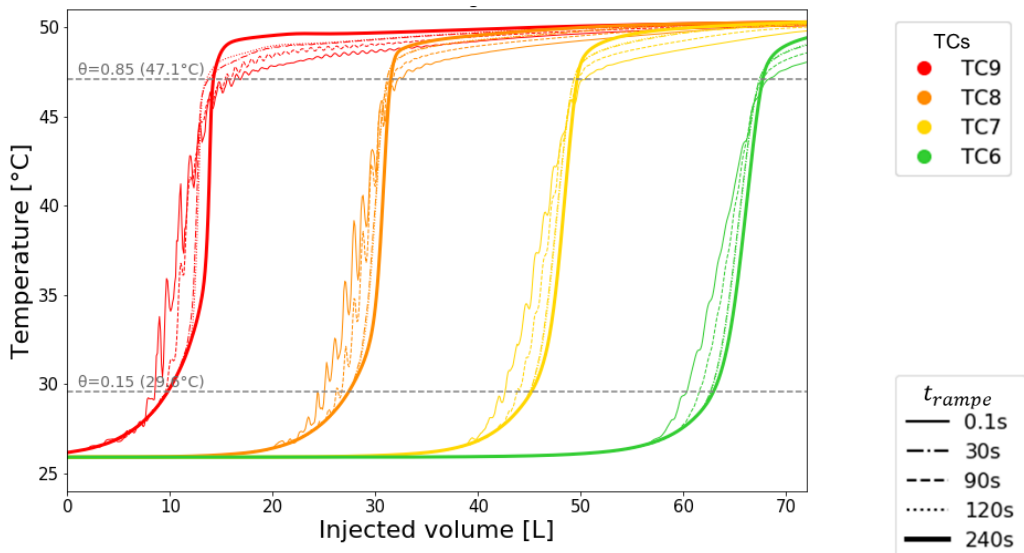


Figure 2-35 : Evolution de la température pour les TC situés à 8 cm de la paroi du stockage dans un réservoir initialement stratifié avec le gradient 1/2

Les champs de température et de vitesse sont tracés pour visualiser la formation de thermocline (Figure 2-36 et Figure 2-37).

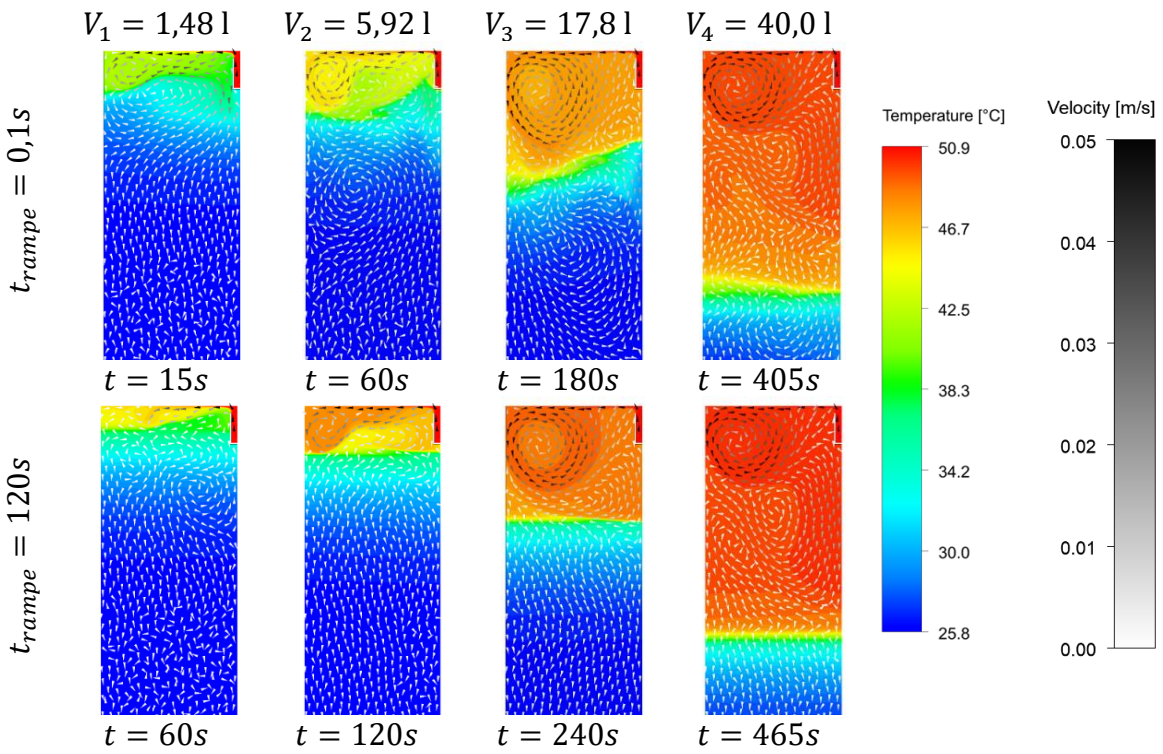


Figure 2-36 : Champs de température et de vitesse pendant la formation de la thermocline pour une injection avec une rampe linéaire de 0,1s et de 120s sur un réservoir initialement stratifié avec le gradient 1

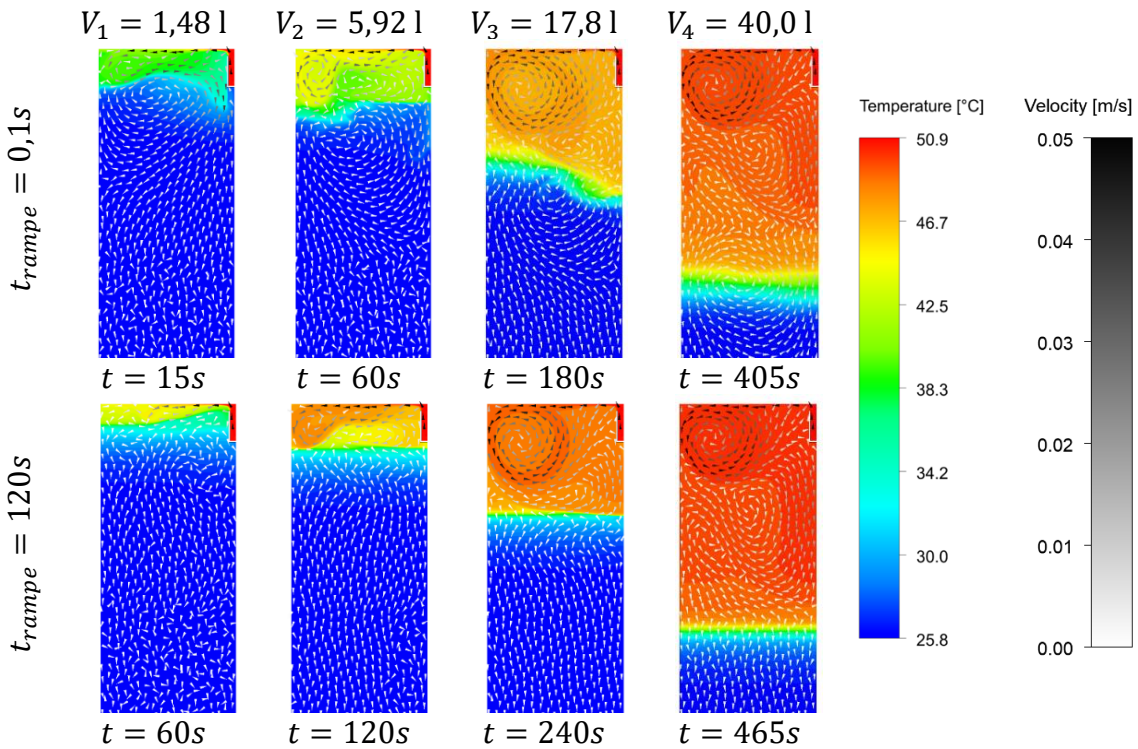


Figure 2-37 : Champ des températures et des vitesses pendant la formation de la thermocline pour une injection avec une rampe linéaire de 0,1s et de 120s sur un réservoir initialement stratifié avec le gradient  $\frac{1}{2}$

Le recours à une injection progressive minimise la profondeur de pénétration ( $V_1$ ) et permet d'atténuer la perturbation de la thermocline liée aux tourbillons ( $V_2, V_3$ ) (Figure 2-36 et Figure 2-37).

Dans l'ensemble, le stockage présente un comportement thermique similaire lorsqu'il est soumis aux deux profils initiaux.

- **Analyse quantitative**

L'impact quantitatif des gradients sur les épaisseurs de thermocline ( $\delta_V^{(t)}, \delta_\theta^{(t)}$ ) est étudié ici.

Pour l'épaisseur  $\delta_V^{(t)}$ , les deux gradients montrent le même comportement : l'augmentation du temps de rampe introduit une réduction de l'épaisseur et celle-ci tend vers une asymptote (Figure 2-38). Toutefois, pour le gradient 1, l'épaisseur augmente de nouveau pour une rampe de 240s en comparaison à celle obtenue à 120s. Il est possible que, pour cet état stratifié, des phénomènes de mélanges internes ou diffusif au sein de la stratification contribuent à épaissir davantage la thermocline lors de son établissement.

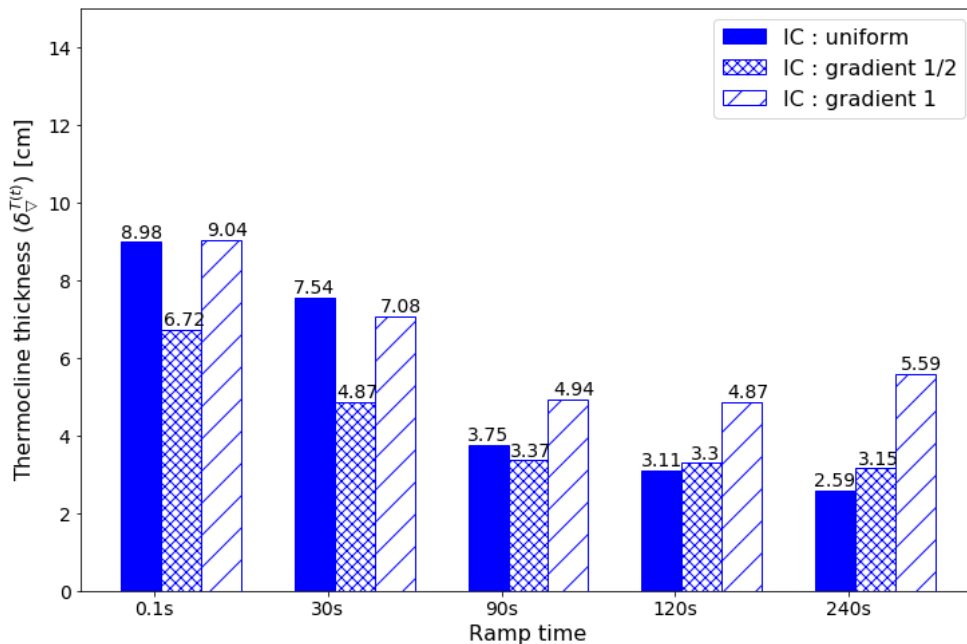


Figure 2-38: Impact des rampes en débit et de l'état initial sur l'épaisseur de la thermocline basée sur la pente  $\delta_V^{(t)}$

De plus, la réduction de la thermocline à  $t_r = 240s$  est plus significative pour un stockage initialement stratifié avec gradient 1/2 (-53%) qu'avec le gradient 1 (-38%). Cela signifie que l'effet réducteur de la rampe est lié à l'état thermique initial. Dans ce cas d'étude, plus la thermocline est initialement épaisse, moins une injection progressive aura d'effet. Autrement dit, si l'état thermique est dégradé initialement, une injection ne provoquant aucune perturbation majeure de l'écoulement (de type écoulement piston) maintient cet état thermique inchangé. Pour l'épaisseur  $\delta_\theta^{(t)}$ , un comportement distinct est observé (Figure 2-39).

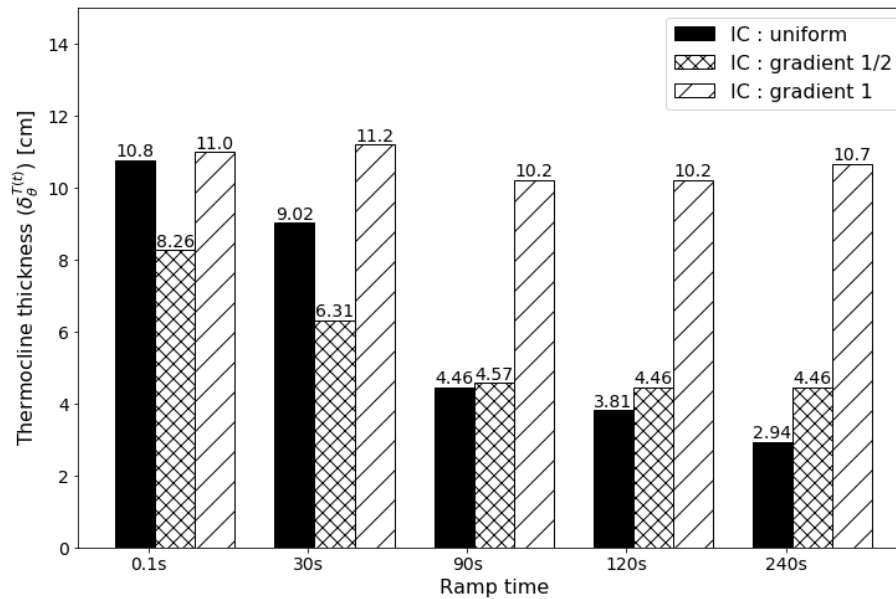


Figure 2-39 : Impact des rampes en débit et de l'état initial sur l'épaisseur de la thermocline basée sur la pente  $\delta_\theta^{(t)}$

Pour le gradient  $\frac{1}{2}$ , la réduction est significative (-46% pour  $t_r = 240s$ ). En revanche, pour le gradient 1, l'épaisseur de la thermocline reste constante quelle que soit  $t_r$ . Cette différence de comportement par rapport à  $\delta_v$  peut s'expliquer par le fait que  $\delta_\theta$  se concentre sur les bords de la thermocline tandis que  $\delta_v$  priorise la partie centrale du gradient thermique. Il est plausible que la concavité marquée du profil initial 1 soit telle que l'impact des rampes ne se retranscrive pas de manière significative sur  $\delta_\theta$ .

Une autre interprétation envisageable consiste à considérer que, si la stratification est trop faible (thermocline épaisse), il n'est pas possible de l'améliorer uniquement en contrôlant l'injection. En outre, si un état thermique critique est défini (avec un critère d'épaisseur sur la thermocline par exemple) il peut être perçu comme un signal pour sortir la thermocline et en recréer une plus fine à partir d'un stockage initialement froid comme vu précédemment.

Par conséquent, une meilleure façon d'exploiter un stockage pourrait être :

- **Étape 1** : former une thermocline fine avec une cuve initialement froide à l'aide d'une rampe ;
- **Étape 2** : injecter pendant les cycles de stockage :
  - Tant que la thermocline est fine : injecter avec une rampe pour maintenir la stratification ;
  - Si la thermocline est trop épaisse : injecter sans rampe au débit nominal ;
- **Étape 3** : sortir la thermocline et revenir à l'étape 1 lorsqu'un critère sur la stratification est franchie et si le procédé industriel nécessite une meilleure stratification.

## 2.5. Conclusion

Dans ce chapitre, un modèle CFD a été mis au point et des études de sensibilité à différentes hypothèses (terme de production turbulent, régime d'écoulement turbulent en entrée, propriétés thermophysiques, modélisation de la flottabilité, état initial) ont été faites. Les résultats montrent que l'utilisation de l'approximation linéaire de Boussinesq n'est pas suffisante pour traiter avec précision les effets de flottabilité, même sur une plage de température modérée de 25°C. À l'inverse, une relation de Boussinesq quadratique représente correctement les effets de flottabilité tout en réduisant le temps de calcul d'un facteur 2 par rapport à un calcul à masse volumique variable.

Suite à l'évaluation de ces hypothèses, une comparaison du modèle aux données expérimentales de Zurigat *et al.* (1991) a été réalisée et une concordance satisfaisante entre les résultats numériques et expérimentaux a été obtenue. De plus, cette comparaison a permis de mettre en lumière la nécessité de connaître précisément l'état initial thermique du stockage. Une fois cette validation préliminaire faite, des études sur la formation de la thermocline ont pu être réalisées.

Au préalable, pour quantifier l'impact des conditions opératoires, deux définitions de l'épaisseur de la thermocline ont été utilisées : l'une basée sur la pente de la thermocline, l'autre sur les températures limites. Cette dernière a été adaptée de celle utilisée dans la littérature en ajoutant un coefficient pour supprimer la dépendance aux températures limites.

Par la suite, les effets des rampes en débit linéaire ont été explorés numériquement sur un réservoir initialement uniformément froid et stratifié :

- Si le stockage est entièrement rempli d'eau froide, les rampes permettent de créer une fine thermocline car elles génèrent progressivement un fort gradient thermique qui empêche les tourbillons de se développer pleinement. La formation d'une fine thermocline au cours des premiers stades peut s'expliquer par le jet qui ne s'est pas diffusé lors de l'impact à la paroi ;
- Si le stockage est déjà stratifié, l'impact des rampes dépend de l'état thermique initial. Deux gradients ont été testés et les résultats suggèrent l'existence d'un état thermique suffisamment dégradé à partir duquel les rampes n'ont aucun effet réducteur. Cela peut être pertinent lors d'une gestion améliorée du stockage.

Enfin, les effets des rampes et des états thermiques initiaux ont été étudiés numériquement et nécessitent une vérification expérimentale. Ainsi, un dispositif expérimental est mis en œuvre et présenté dans la section suivante.



# Chapitre 3

**Travaux expérimentaux : conception et exploitation du stockage STERIOD**



<b>CHAPITRE 3. TRAVAUX EXPERIMENTAUX : CONCEPTION ET EXPLOITATION DU STOCKAGE STERIOD .....</b>	<b>119</b>
<b>3.1. Description du dispositif expérimental.....</b>	<b>122</b>
3.1.1. Besoin expérimental .....	122
3.1.2. La boucle expérimentale OSCAR .....	122
3.1.2.1. Circuits hydrauliques .....	122
3.1.2.2. Contraintes.....	126
3.1.3. Le stockage STERIOD .....	126
3.1.3.1. Conception.....	126
3.1.3.2. Gamme de fonctionnement .....	127
3.1.3.3. Isolation .....	128
3.1.4. Les distributeurs hydrauliques.....	129
3.1.4.1. Conception.....	129
3.1.4.2. Dimensionnement .....	131
3.1.4.3. Performances .....	134
3.1.5. L'instrumentation .....	135
3.1.5.1. Conception.....	135
3.1.5.2. Thermocouples .....	135
3.1.5.3. Pas de temps .....	139
3.1.6. Incertitude de mesure .....	139
<b>3.2. Etudes en phase de stand-by .....</b>	<b>140</b>
3.2.1. Stockage initialement homogène.....	140
3.2.1.1. Caractérisation thermique selon les différentes isolation.....	140
3.2.1.2. Couche limite thermique.....	142
3.2.1.3. Evaluation des pertes thermiques .....	144
3.2.2. Stockage initialement stratifié .....	147
3.2.2.1. Etalement diffusif dans le cas adiabatique.....	147
3.2.2.2. Cas particulier : $T_{amb} \approx T_f$ .....	147
3.2.2.3. Cas général : $T_{amb} < T_f$ .....	148
<b>3.3. Etudes en phase d'écoulement .....</b>	<b>149</b>
3.3.1. Cartographie des points expérimentaux .....	149
3.3.2. Caractérisation thermique de l'écoulement .....	150
3.3.2.1. Cas de référence.....	150
3.3.2.2. Evolution et profils de température .....	151
3.3.3. Traitement des données .....	157
3.3.3.1. Température initiale et température d'entrée .....	157
3.3.3.2. Énergie (dé)stockée .....	157
3.3.3.3. Énergie maximale .....	159
3.3.3.4. Taux de restitution .....	159
3.3.3.5. Épaisseurs de thermocline .....	160
3.3.3.6. Vérification de la répétabilité .....	160
3.3.4. Etudes paramétriques .....	163
3.3.4.1. Impact de la vitesse axiale et du $\Delta T$ .....	163
3.3.4.2. Impact de la propagation .....	168
3.3.4.3. Impact du soutirage .....	169
3.3.4.4. Impact de la viscosité.....	170
3.3.4.5. Impact des rampes en débit.....	172
<b>3.4. Conclusion.....</b>	<b>175</b>

Les chapitres 1 et 2 ont souligné dans la littérature :

- un manque de données complètes pour la validation : nécessité de connaître l'état initial du stockage, l'évolution du débit et de la température du fluide entrant ainsi que de mesurer la température à proximité des distributeurs d'entrée/sortie ;
- un manque de données dans des conditions spécifiques qui semblent pertinentes comme des essais à vitesse axiale élevée, avec une injection progressive ou encore des essais de cyclage (enchaînement charge et décharge).

Pour répondre à ces besoins, une nouvelle section d'essais a été dimensionnée et installée au CEA de Grenoble. Celle-ci doit être en mesure d'obtenir des points à vitesses axiales élevées sur une gamme étendue de  $\Delta T$ . De plus, les conditions opératoires doivent être maîtrisées pour étudier rigoureusement l'impact des paramètres opératoires sur la thermocline mais aussi dans une démarche future de validation de modèle CFD. Le besoin expérimental sera précisé en détail et une description de la section d'essais sera réalisée dans la première partie de ce chapitre. Une attention particulière sera portée à l'instrumentation et au dimensionnement du distributeur.

Puis, dans un deuxième temps, le comportement en phase de stand-by sera analysé. L'objectif sera de caractériser thermiquement le stockage lorsqu'il est soumis à l'ambient. L'effet des pertes thermiques sera exploré à travers deux situations opératoires : le cas général où la température ambiante est inférieure à la température froide et le cas particulier où ces températures sont égales. La détermination d'un coefficient d'échange équivalent sera aussi abordée dans cette section.

Dans un troisième temps, les analyses relatives à la phase d'écoulement seront présentées. Initialement, une caractérisation thermique détaillée d'un écoulement de référence sera entreprise à différentes étapes de la thermocline : sa formation, sa propagation et son soutirage. Cette démarche sera notamment utile pour étudier le caractère symétrique de l'écoulement. Par la suite, une clarification du traitement des données expérimentales sera apportée à travers l'établissement de critères expérimentaux, tels que le taux de restitution et les épaisseurs de thermocline, et d'une étude de la reproductibilité des essais. Ensuite, des analyses paramétriques seront menées, débutant par l'exploration de l'effet conjoint de la vitesse et de l'écart de température lors de la formation de la thermocline. Par la suite, l'impact de la propagation de la thermocline sera examiné en comparant l'épaississement expérimental à celui résultant d'un processus purement diffusif. L'influence du dispositif de soutirage sera examinée, suivie d'une étude exploratoire de l'impact de la viscosité. Enfin, des injections progressives selon des rampes en débit, seront réalisées pour confronter les observations expérimentales à celles obtenues numériquement.

## 3.1. Description du dispositif expérimental

### 3.1.1. Besoin expérimental

La section d'essais conçue dans cette thèse est faite pour étudier l'impact de la distribution sur une large gamme de fonctionnement.

**Gamme de fonctionnement** : la littérature propose des essais obtenus à des  $\Delta T$  variés (compris entre 10°C et 50°C) et une vitesse de propagation axiale ( $U_{ax}$ ) inférieure à 2 mm.s<sup>-1</sup> (Figure 3-5). Toutefois, aucun critère physique ne justifie cette borne hydraulique. Donc, sur une gamme étendue de  $\Delta T$ , la section d'essais doit être en mesure d'atteindre :

- des points à faible vitesse axiale ( $U_{ax} \leq 2$  mm.), proches de ceux obtenus par la littérature et propices à une bonne stratification.
- des points à haute vitesse axiale ( $U_{ax} > 2$  mm.s<sup>-1</sup>) originaux par rapport à la littérature et permettant d'explorer les limites de déstratification du stockage.

La gamme d'essais souhaitée pour ce dispositif est donc définie par  $U_{ax} \in [0,5 \text{ mm.s}^{-1}; 8 \text{ mm.s}^{-1}]$  et  $\Delta T \in [10^\circ\text{C}; 65^\circ\text{C}]$ .

**Etude de la distribution** : pour obtenir un panel d'écoulement et étudier les différents aspects de la distribution, le dispositif expérimental doit être en mesure de :

- Maîtriser les conditions opératoires des essais: état initial homogène en température (ou à défaut mesuré) et les grandeurs d'entrées régulées (température et débit). Ce critère impacte la conception de l'instrumentation (section 3.1.5) ;
- Etudier l'impact de différentes géométries de distributeurs sur la formation et le soutirage de la thermocline. Ce critère impacte la conception du stockage (3.1.3) ;
- Etudier l'impact de la position verticale à laquelle le fluide est injecté. Ce critère impacte la conception des distributeurs (3.1.4) ;
- Etudier l'impact d'une injection progressive selon une rampe en débit. Cet item impacte la conception des circuits hydrauliques (section 3.1.2) et la régulation réalisée par l'automate.

Ces critères sont considérés dans la conception du dispositif expérimental à travers les distributeurs hydrauliques (section 3.1.4), le stockage (section 3.1.3) et la boucle expérimentale (section 3.1.2).

### 3.1.2. La boucle expérimentale OSCAR

#### 3.1.2.1. Circuits hydrauliques

Avant de détailler les particularités du stockage, son environnement est décrit ici. Le réservoir s'intègre dans la boucle expérimentale OSCAR composée de trois circuits indépendants :

- **Circuit de la section d'essais (circuit 200) :** ce circuit accueille le stockage STERIOD<sup>12</sup>(Figure 3-1). Le fluide caloporteur est de l'eau douce ( $T \in [10\text{ °C}; 95\text{ °C}]; P_{max} < 6\text{ bar}$ ). L'eau est dite « douce » car faiblement minéralisée pour limiter l'encrassement des équipements, mais suffisamment pour assurer le fonctionnement des débitmètres électromagnétiques. Deux échangeurs de chaleur assurent les échanges entre les circuits de chauffe (circuit 100) et de refroidissement (circuit 400) ;
- **Circuit de chauffe (circuit 100) :** ce circuit permet d'apporter de la chaleur au circuit de la section d'essai (circuit 200) via un échangeur thermique. Le fluide caloporteur est de l'eau déminéralisée ( $T_{max} = 150\text{ °C} ; P_{max} < 10\text{ bar}$ ). La chauffe est assurée par une chaudière électrique de 250 kW ;
- **Circuit de refroidissement (circuit 400) :** ce circuit assure le refroidissement du circuit 200 via un échangeur thermique. Le fluide caloporteur est de l'eau industrielle ( $T \in [13\text{ °C}; 30\text{ °C}], P_{max} < 7\text{ bar}$ ).

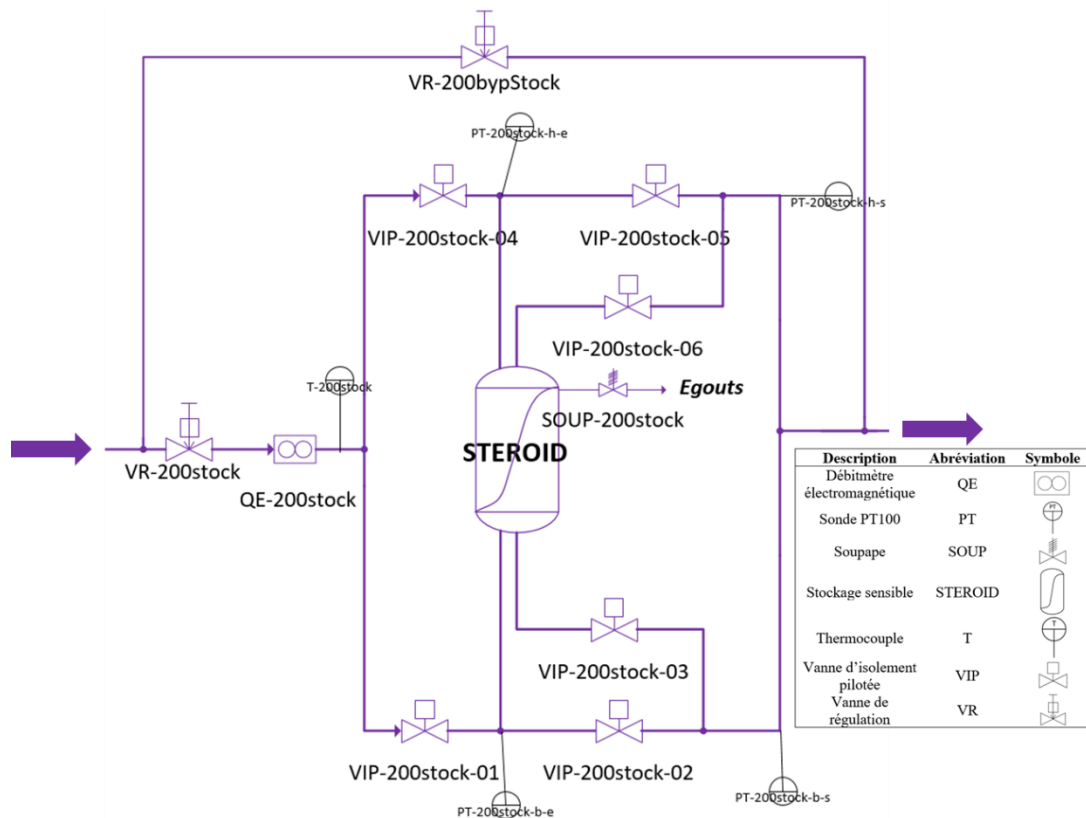


Figure 3-1 : PID simplifié autour de la section d'essais

<sup>12</sup> Stockage ThERmOclIne en eau pour l'étude de la Distribution

L'ensemble du PID (*Piping and Instrumentation Diagram*) est détaillé en Figure 3-2 (la légende complète des équipement hydrauliques est disponible en Annexe 5 et un zoom de chaque circuit est disponible en Annexe 6).

De nombreux appareils de mesure (thermocouples, sondes PT100, débitmètres, capteurs de niveau, capteurs de pression absolue et différentielle) permettent le pilotage et l'analyse des performances des différents circuits. Ceux concernant le stockage sont détaillés dans la section 3.1.5. Ces capteurs de mesure sont soit raccordés à un automate de pilotage des circuits, soit raccordés à la centrale d'acquisition.

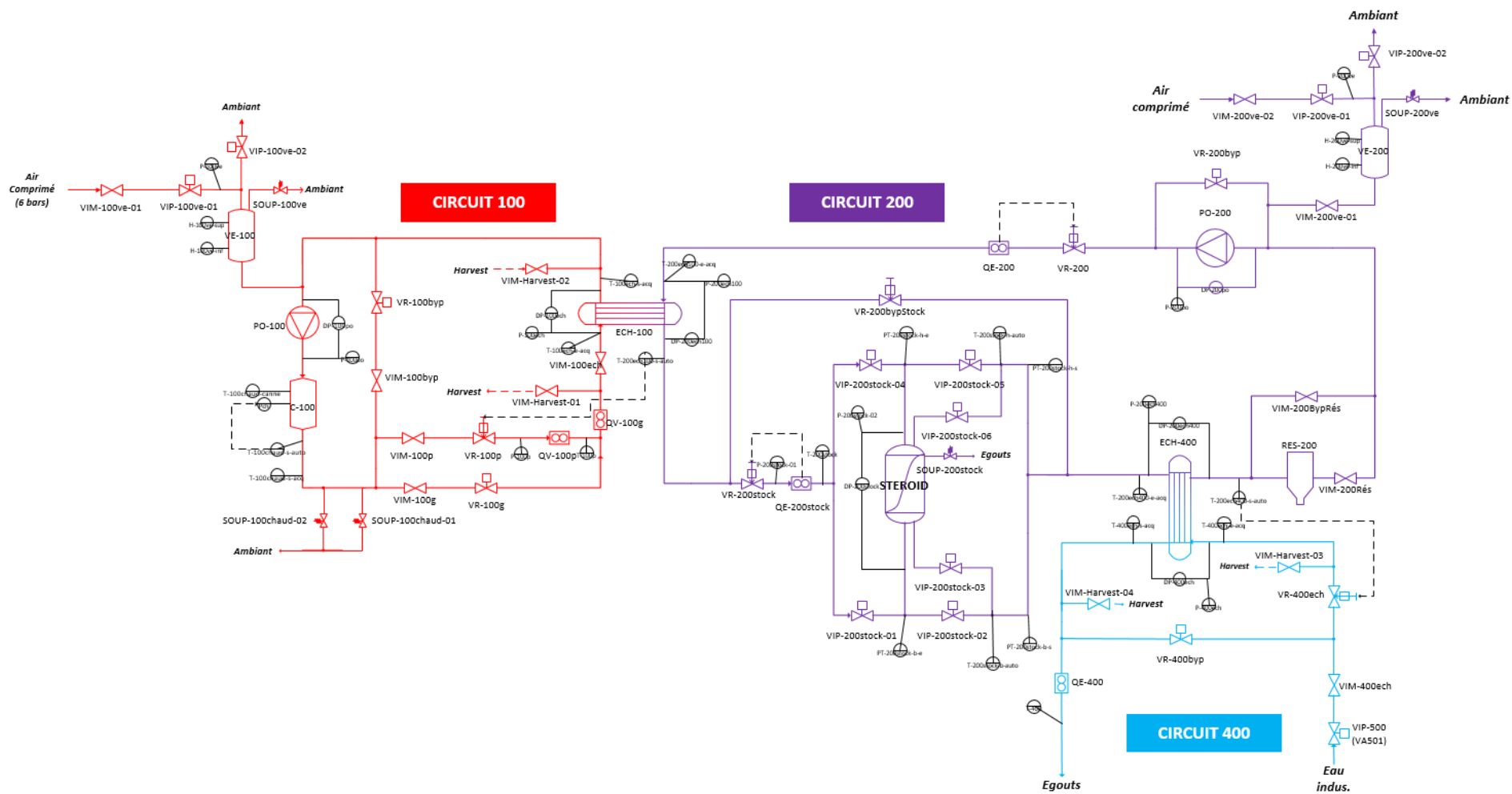


Figure 3-2 : PID de la boucle expérimentale

### 3.1.2.2. Contraintes

Les contraintes thermiques et hydrauliques de la boucle expérimentale sont prises en considération pour définir la gamme des essais possibles (débit,  $\Delta T$ ). Les facteurs limitants sont explicités :

- **Limites thermiques** : la puissance pour chauffer le fluide est l'élément limitant et permet d'obtenir le débit en fonction de l'écart de température :

$$Q = \frac{P_{\{max,min\}}}{\rho C_p \Delta T} \quad (3-1)$$

Le débit maximal pour un écart de température donné correspond à la puissance thermique maximale de la chaudière ( $P_{max} = 250$  kW) et la puissance minimale correspond à la puissance résiduelle de la pompe du circuit 100 ( $P_{min} \approx 20$  kW).

- **Limites hydrauliques** : les contraintes hydrauliques imposent les bornes en débit. La capacité de la pompe de circulation du circuit 200 impose le débit maximal ( $Q_{max} = 20 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ ). La limite de mesure du débitmètre en amont de stockage impose le débit minimal ( $Q_{min} = 0,2 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ ). Les débits supérieurs à  $0,2 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  (correspondants à  $U_{ax} \geq 0,15 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ ) sont mesurés avec une précision inférieure à 1% (Annexe 13).

## 3.1.3. Le stockage STEROID

### 3.1.3.1. Conception

Le dimensionnement du stockage est réalisé de façon à respecter le besoin expérimental (section 3.1.1) en considérant les contraintes de la boucle expérimentale (section 3.1.2.2).

Le stockage est composé d'une partie droite de 3,2 m (virole), de deux fonds bombés et de deux distributeurs hydrauliques (Figure 3-3). La virole a un diamètre de 711 mm pour atteindre la gamme de vitesse visée et une hauteur totale du stockage de 3,5 m. Le stockage est en inox et son volume net est de  $1,35 \text{ m}^3$ . Sa capacité est de 100 kWh pour un  $\Delta T$  de  $65^\circ\text{C}$ .

Les fonds bombés sont démontables pour pouvoir modifier l'instrumentation ou changer le système de distribution hydraulique. Le stockage est positionné sur un support métallique (en bleu sur la Figure 3-4) et s'insère dans une trappe ce qui rend sa partie supérieure accessible.

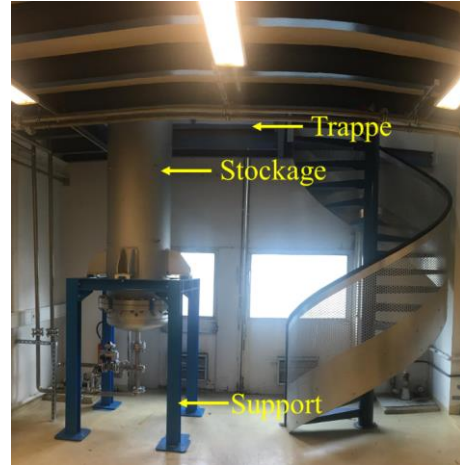
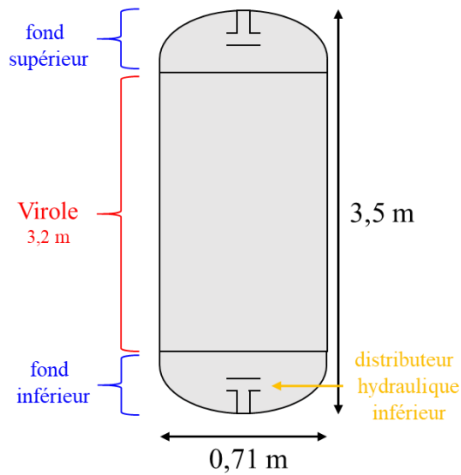


Figure 3-3 : Schéma de principe du stockage

Figure 3-4 : La section d'essais dans son environnement

### 3.1.3.2. Gamme de fonctionnement

Deux gammes de fonctionnement ont été évoquées :

- la gamme de fonctionnement souhaitée (section 3.1.1) :  $U_{ax} \in [0,5 ; 8] \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  et  $\Delta T \in [10 ; 65] ^\circ\text{C}$  ;
- la gamme de fonctionnement possible est imposée par les contraintes thermiques et hydrauliques de la boucle expérimentale (section 3.1.2.2).

Ainsi, la gamme de fonctionnement réalisable par la section d'essais est l'intersection entre la gamme visée et possible. En grandeurs dimensionnelles, la section d'essais permet d'obtenir des points expérimentaux documentés mais aussi originaux par rapport à la littérature (Figure 3-5). Toutes les vitesses ne peuvent être testées pour tous les  $\Delta T$  en raison de la limitation de la puissance de chauffe. Par exemple, le point à  $U_{ax} = 4 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  et  $\Delta T = 65^\circ\text{C}$  n'est pas atteignable. Pour les études futures, quatre  $\Delta T$  sont retenus :  $25^\circ\text{C}$ - $35^\circ\text{C}$ ,  $25^\circ\text{C}$ - $55^\circ\text{C}$ ,  $25^\circ\text{C}$ - $90^\circ\text{C}$  et  $55^\circ\text{C}$ - $90^\circ\text{C}$ .

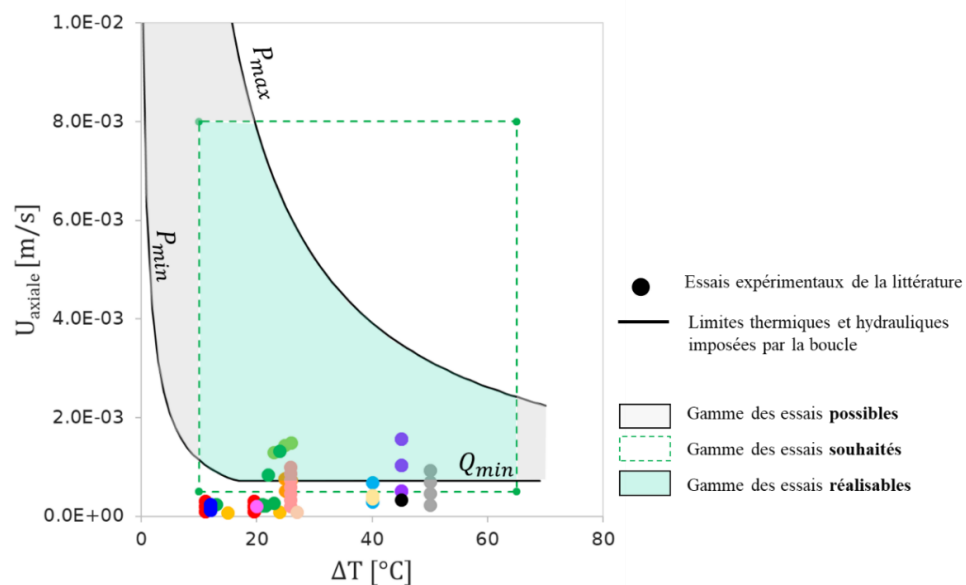


Figure 3-5 : Gamme des essais possibles et souhaités de la section d'essais en grandeurs dimensionnelles



En grandeurs adimensionnelles, la gamme des essais réalisables est au-dessus de la gamme disponible dans la littérature (Figure 3-6).

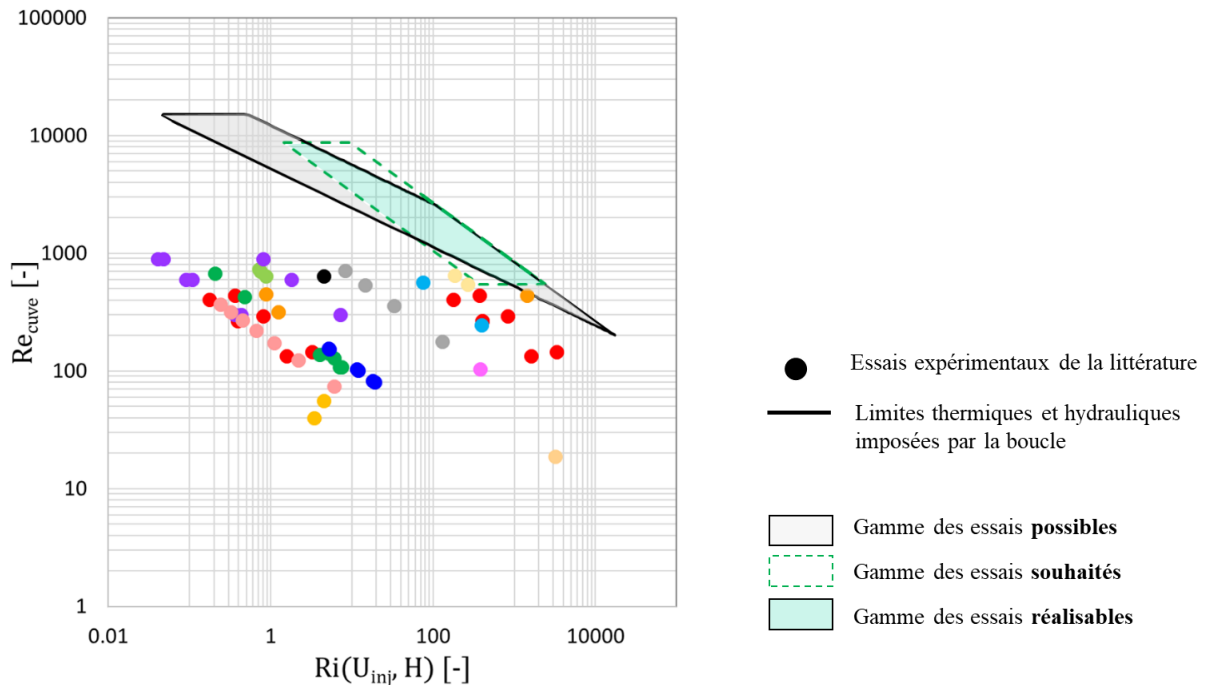


Figure 3-6 : Gamme des essais possibles et souhaités de la section d'essais en grandeur adimensionnelles

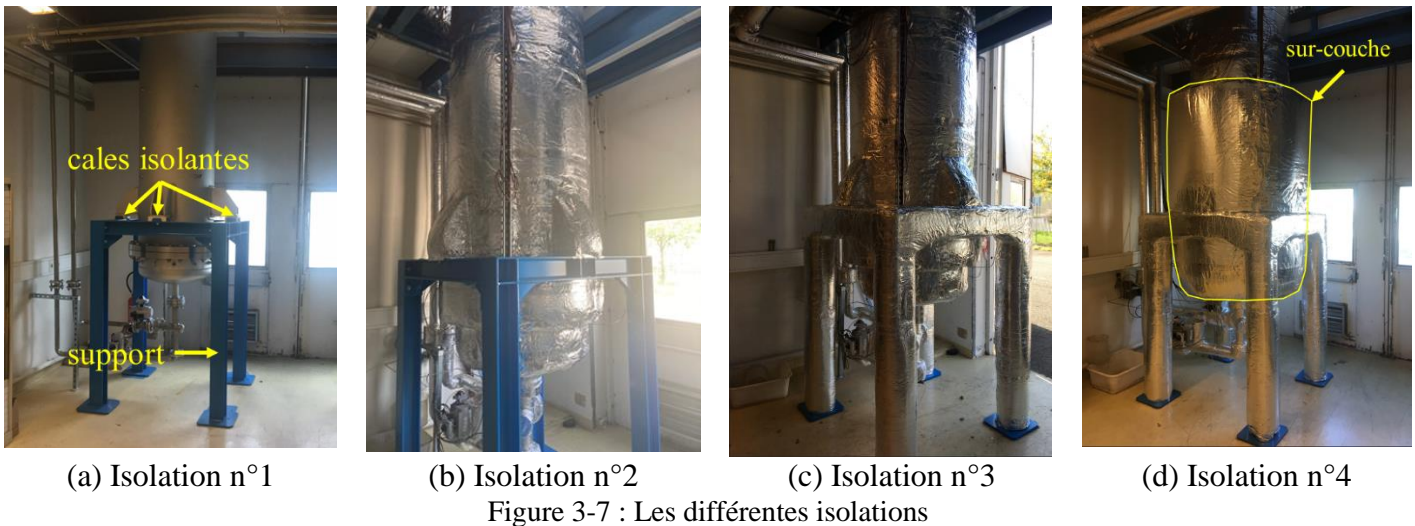
Cette gamme réalisable ne témoigne pas d'une incapacité du stockage à atteindre les spécifications adimensionnelles de la littérature, mais plutôt d'une non pertinence des dimensions caractéristiques retenues classiquement dans les nombres adimensionnels, en particulier la hauteur de stockage dans le nombre de Richardson. Cela explique pourquoi certains points de la littérature se situent dans la zone d'intérêt en grandeur dimensionnelles mais pas dans celle adimensionnelle.

### 3.1.3.3. Isolation

Afin de limiter les pertes vers l'extérieur, une couche d'isolant est appliquée autour du stockage et de son support. Le matériau isolant est de la laine de verre ( $\lambda \approx 0,04 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ). Quatre isolations ont été utilisées pendant la thèse (Tableau 3-1 et Figure 3-7) et détaillés en section 3.2.1.1.

Tableau 3-1 : Caractéristiques des différentes isolations

Isolation n°	Couche d'isolant		
	Stockage	Support	Sur-couche inférieure
1	-	-	-
2	100 mm	-	-
3	100 mm	50 mm	-
4	100 mm	50 mm	50 mm



En outre, pour limiter les pertes par conduction entre le stockage et son support, deux cales isolantes de 2 cm (Matériaux : MONOLUX<sup>®</sup>,  $\lambda \approx 0,20 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ) sont disposées à la jonction entre les deux (Figure 3-8).



Figure 3-8 : Cales isolantes entre le stockage et son support

### 3.1.4. Les distributeurs hydrauliques

#### 3.1.4.1. Conception

Pour étudier les différents aspects de la distribution (besoin en section 3.1.1) des choix globaux de conception concernant les distributeurs ont été réalisés :

- Pour étudier l'impact de différentes géométries de distributeur, la géométrie est changeable ;
- Pour étudier l'impact de la position verticale du jet entrant, la hauteur est modifiable (de 25 mm) ;

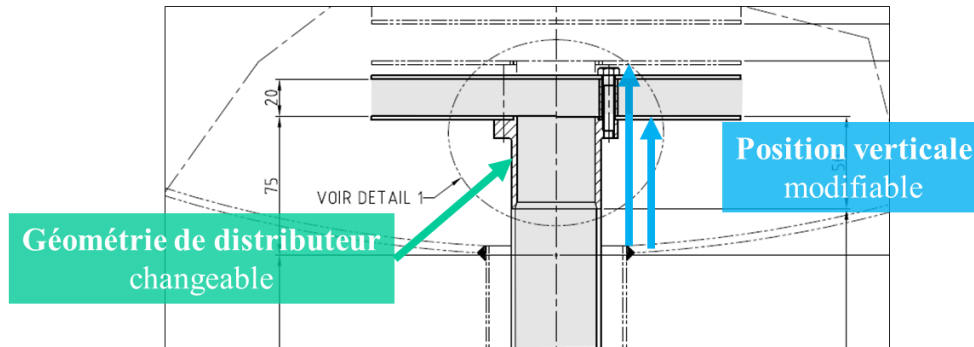


Figure 3-9 : Plan 2D du distributeur

- Pour étudier l'impact du distributeur sur le soutirage, deux possibilités : le fluide sort par le distributeur (Figure 3-10) ou par le tuyau à l'extrémité du fond bombé aussi appelés « point haut/bas » (Figure 3-11). L'injection est toujours réalisée par le distributeur.

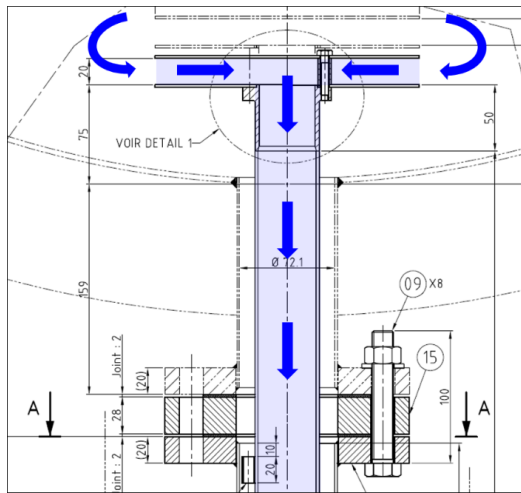


Figure 3-10 : Plan 2D du soutirage par le distributeur

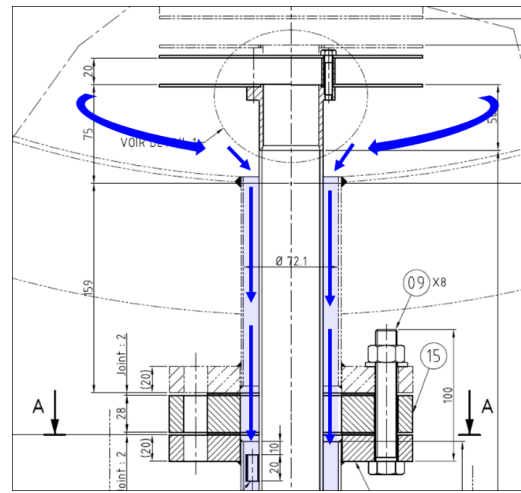


Figure 3-11 : Plan 2D du soutirage par le point bas

- Pour casser tout mouvement de rotation, des éléments métalliques sont disposés au niveau des points de soutirage (Annexe 7).

Parmi l'ensemble des géométries rencontrées dans la littérature, celle du distributeur à double plaques (Figure 3-12) est sélectionnée car semble concilier performances et simplicité de conception. De plus, cette géométrie est la plus recensée dans les stockages (Tableau 1-5).

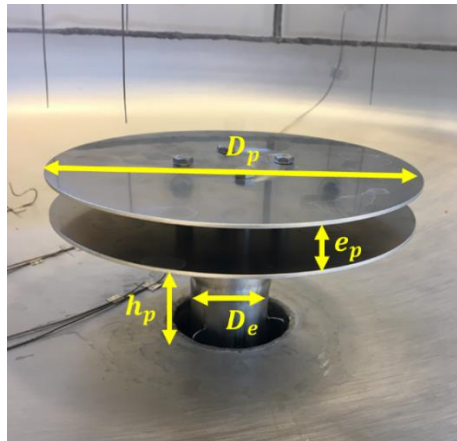


Figure 3-12 : distributeur à double plaques de la section d'essais

### 3.1.4.2. Dimensionnement

Pour un distributeur à double plaques, les paramètres à dimensionner sont :

- le diamètre de plaque ( $D_p$ ) ;
- l'écart entre les plaques ( $e_p$ ) ;
- la hauteur du distributeur ( $h_p$ ) ;
- la longueur de stabilisation du fluide en amont du stockage.

La méthode de dimensionnement de distributeur évoquée à la section 1.1.4.3 sera utilisé comme référence sur la gamme de fonctionnement.

- **Diamètre de plaque**

La méthode de dimensionnement propose une façon de dimensionner le diamètre de plaque en fonction du nombre de Reynolds en sortie de distributeur ( $Re_i$ ).

Pour la gamme opératoire souhaitée (rappelée en section 3.1.1), le diamètre de plaque doit être d'au moins 180 mm pour respecter le critère de  $Re_i \leq 12\ 000$  préconisé par Musser et Bahnfleth (2001) [36] (Figure 3-13). Le critères conservatif de  $Re_i \leq 850$  de Dergan et Elleson (1994) [97] ne peut pas être respecté à haut débit.

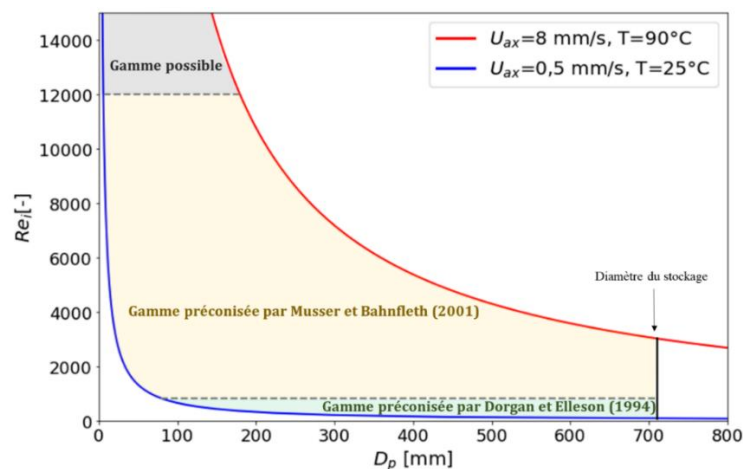


Figure 3-13 : Dimensionnement du diamètre de plaque (seules les gammes de fonctionnement minimales et maximales pour  $Re_i$  sont indiquées)

Ainsi, pour rester dans la gamme préconisée un diamètre de plaque de 200 mm est choisi.

- **Écart entre les plaques**

La méthode de dimensionnement suggère une façon de dimensionner l'écart entre les deux plaques en fonction du nombre de Froude obtenu en sortie de distributeur ( $Fr_i$ ). Cet écart correspond à la « hauteur d'injection »,  $h_i$  dans l'équation (1-11).

Pour respecter les conditions de  $Fr_i < 2$  (Yoo *et al.*, 1986), trois cas sont examinés (Figure 3-14):

- **Favorable** à la stratification ( $U_{ax} = 0,5 \text{ mm.s}^{-1}$ ,  $\Delta T = 65^\circ\text{C}$ ) :  $e_p$  doit être supérieur à 8 mm (Figure 3-14) ;
- **Nominal** ( $U_{ax} = 1 \text{ mm.s}^{-1}$ ,  $\Delta T = 30^\circ\text{C}$ ) :  $e_p$  doit être supérieur à 20 mm ;
- **Défavorable** à la stratification ( $U_{ax} = 8 \text{ mm.s}^{-1}$ ,  $\Delta T = 10^\circ\text{C}$ ),  $e_p$  doit être supérieur au diamètre de plaque de 200 mm. C'est trop élevé pour une géométrie de distributeur cohérente.

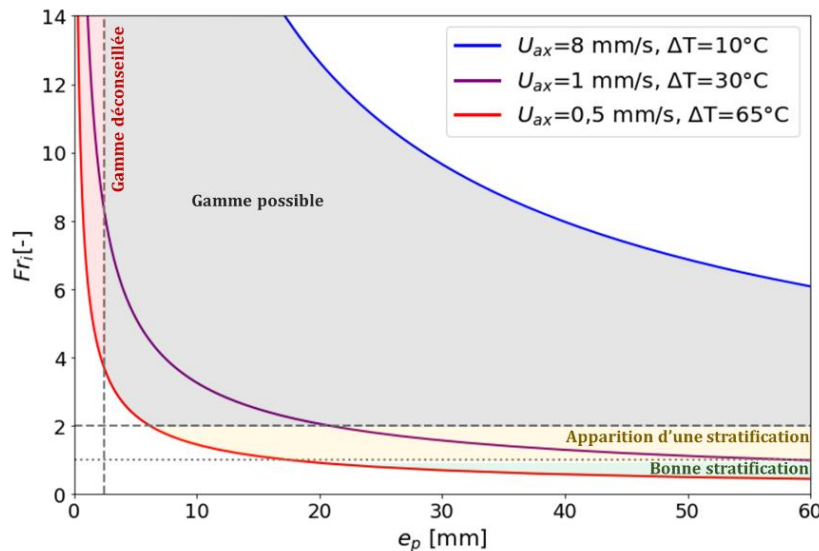


Figure 3-14 : Dimensionnement de l'écart entre les plaques (Selon Yoo *et al.* (1986),  $Fr_i < 2$ : apparition de la stratification ;  $Fr_i < 1$  : bonne stratification)

En outre, l'intérêt du distributeur est de diminuer la vitesse d'entrée du fluide dans le stockage. Or, à débit volumique constant, la vitesse du fluide est inversement proportionnelle à sa section de passage. Donc pour décélérer le fluide, la section de passage en sortie de distributeur doit être supérieure à la section de passage en entrée de celui-ci :

$$\pi D_p e_p > \frac{\pi D_e^2}{4} \quad (3-2)$$

c'est-à-dire :

$$e_p > \frac{D_e^2}{4D_p} \quad (3-3)$$

Avec les dimensions du dispositif ( $D_e = 44,3$  mm,  $D_p = 200$  mm), une borne minimale correspondant à  $e_p > 2,5$  mm est obtenue. La zone qui ne respecte pas cette condition est en rouge sur la Figure 3-14.

Pour respecter la gamme de fonctionnement nominal, un écart  $e_p$  de 20 mm est choisi.

- **Hauteur du distributeur**

La hauteur du distributeur est la distance entre le fond de cuve et la première plaque. Elle détermine la position verticale de l'entrée du fluide. Cette distance est choisie par rapport à la forme du fond bombé :

- suffisamment basse pour limiter le volume entre le distributeur et le fond ;
- suffisamment haute pour maintenir de la distance entre la sortie du distributeur et la paroi d'en face.

Donc la hauteur du distributeur est choisie à  $h_p = 75$  mm. Cette distance est modifiable jusqu'à 50 mm sans ouvrir le stockage (Figure 3-9).

- **Longueur droite de stabilisation**

Pour favoriser l'obtention d'un écoulement pleinement développé avant que le fluide ne soit injecté dans le stockage, une longueur droite de stabilisation a été intégrée à la section d'essais (Figure 3-15). Cette longueur dépend du diamètre d'entrée qui est imposé par le circuit hydraulique ( $D_e = 44,3$  mm).

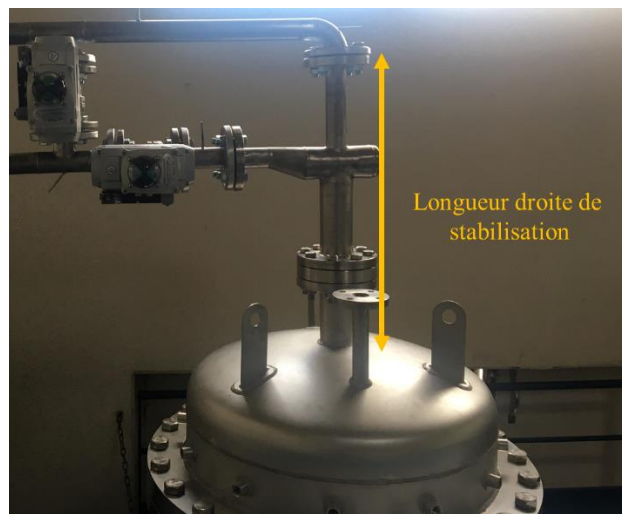


Figure 3-15 : Longueur droite de stabilisation en amont du fond bombé supérieur

Or, après un coude à 90°C, la norme ISO 5167-2 concernant la mesure des débits, recommande une longueur de stabilisation jusqu'à 25 fois le diamètre interne [151]. La longueur choisie est conservatrice et correspond à 40 fois le diamètre interne de tuyauterie.

### 3.1.4.3. Performances

Une fois le dimensionnement du distributeur effectué, les performances théoriques sur la gamme de fonctionnement (section 3.1.3.2) sont comparées par rapports aux recommandations de la littérature (Tableau 1-8).

#### ● Nombre de Froude

Pour l'apparition de la stratification ( $Fr_i \leq 2$ ), les vitesses axiales de la section d'essais ne devraient pas dépasser  $1,5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ ,  $3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  et  $5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  pour respectivement des  $\Delta T$  de  $25^\circ\text{C} - 35^\circ\text{C}$ ,  $25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$  et  $25^\circ\text{C} - 90^\circ\text{C}$  (Figure 3-16).

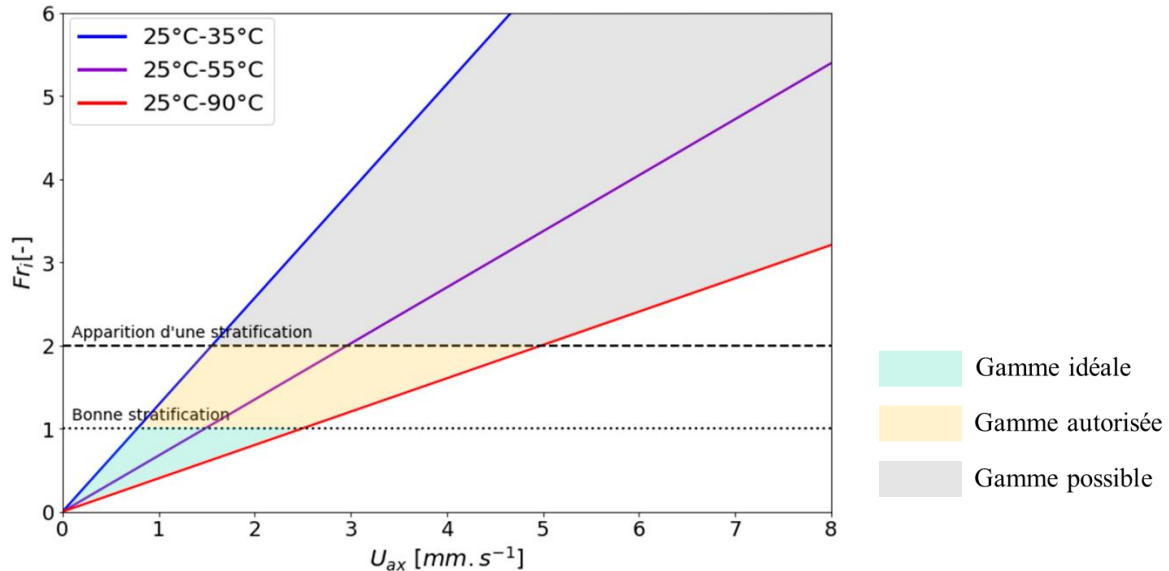


Figure 3-16 : Gamme de  $Fr_i$  de la section d'essais (les limites sont celles de Yoo *et al.* (1986))

Si la limite conservative est considérée ( $Fr_i \leq 1$ ), les valeurs de  $0,5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ ,  $1,5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  et  $2,5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  ne doivent pas être dépassées pour des  $\Delta T$  respectivement de  $25^\circ\text{C} - 35^\circ\text{C}$ ,  $25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$  et  $25^\circ\text{C} - 90^\circ\text{C}$ .

#### ● Nombre de Reynolds

Pour respecter le critère du  $Re_i < 850$ , la vitesse axiale dans la section d'essais ne devrait pas dépasser les  $1,5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  à  $15^\circ\text{C}$  et  $0,6 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  à  $90^\circ\text{C}$  (Figure 3-17).

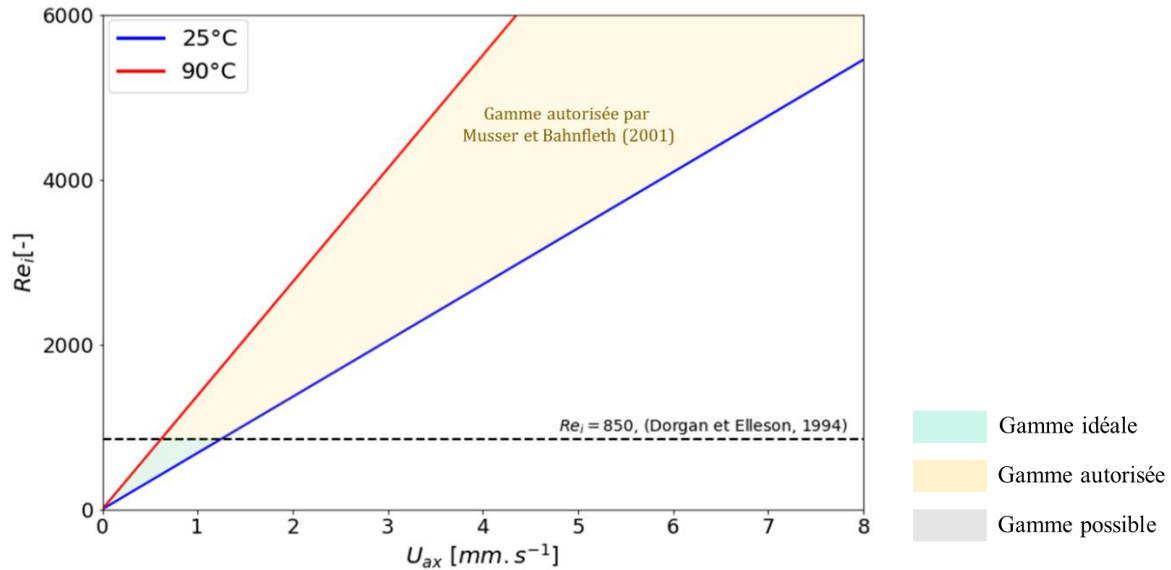


Figure 3-17 : Gamme de  $Re_i$  de la section d'essais

Les éléments de cette section ont été apportés pour situer les performances théoriques du distributeur par rapport à ce que préconise la littérature. Cela n'implique pas forcément qu'une mauvaise stratification sera obtenue si les critères sortent du spectre.

### 3.1.5. L'instrumentation

#### 3.1.5.1. Conception

Pour mesurer la température dans la section d'essais, des TC sont positionnées dans la section d'essais. Pour que l'instrumentation soit fonctionnelle, les différents éléments de conception ont été considérés :

- **La position des thermocouples** : détaillée en section 3.1.5.2 ;
- **Le pas de temps d'acquisition** : détaillé en section 3.1.5.3 ;
- **Les supports des thermocouples** : pour positionner les thermocouples dans le stockage des supports sont conçus dans un matériaux composite, le polypropylène. Bien que ces propriétés chimiques, thermiques et mécaniques soient satisfaisantes dans la gamme de travail, son élongation lors des forts écarts de température implique une incertitude sur la position des TC (Annexe 8) ;
- **La boîte froide** : pour que les mesures de température ne soient pas perturbées par une température de jonction froide différente par TC, une boîte froide a été mise en place (intérêt et détail en Annexe 9).
- **L'étalonnage** : pour limiter l'incertitude de mesure liée au certificat d'étalonnages, tous les TC ont été étalonnés (méthode et dispositif expérimental en Annexe 10).

#### 3.1.5.2. Thermocouples

Pour mesurer la température, des TC de type T (cuivre/constantan, gamme de travail pour des températures de  $-185^{\circ}\text{C}$  à  $+300^{\circ}\text{C}$  pour un usage continu, 1 mm de diamètre) sont disposés dans la section d'essais suivant différentes génératrices (Figure 3-18).



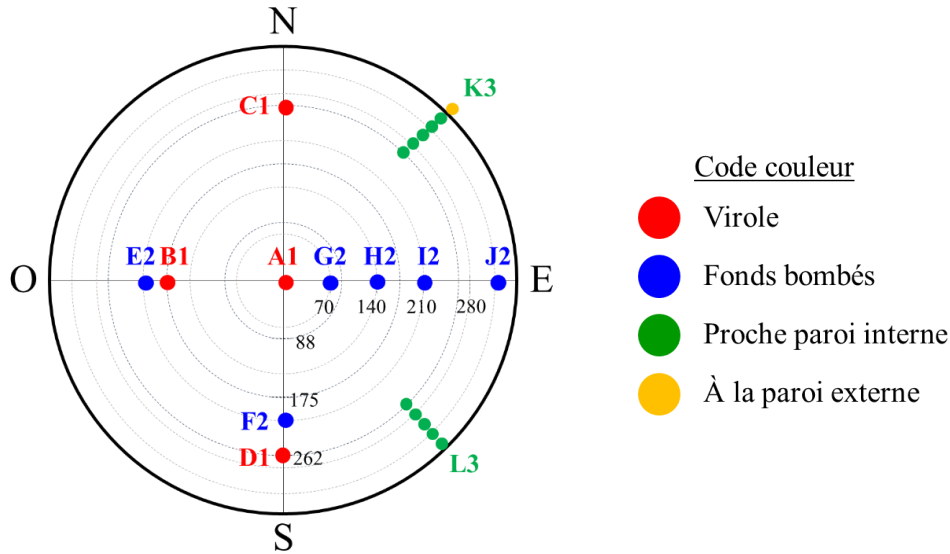


Figure 3-18 : Cartographie des génératrices des thermocouples (les mesures indiquées en noir sont des rayons en mm)

Les TCs sont disposés de la façon suivante :

- **Les fonds bombés** : pour étudier la formation/déformation de la thermocline et la distribution transverse de température lors de l'injection/soutirage du fluide, 31 TCs sont répartis dans chaque fond bombé selon 6 génératrices verticales (en bleu sur la Figure 3-19). L'instrumentation est identique dans les fonds supérieurs et inférieurs ;
- **La virole** : pour étudier la propagation de la thermocline, des TCs sont répartis tous les 10 cm selon 4 génératrices (A1, B1, C1, D1). Les génératrices C1 et D1 permettent de vérifier la symétrie azimutale. Les génératrices A1, B1 et C1 (ou D1) permettent de vérifier l'homogénéité radiale. De plus, au milieu de la génératrice centrale, l'espacement entre les TC est de 5cm (sur une hauteur de 1m) pour capturer plus finement l'étalement de la thermocline en phase de stand-by (en rouge sur la Figure 3-21.a) ;
- **Proche paroi interne** : pour étudier le comportement en proche paroi, et notamment en phase de stand-by, 5 lots de 5 TC (0,5 mm de diamètre) en position radiale sont disposés selon deux positions (K3 et L3) (en vert sur la Figure 3-21.b) ;
- **À la paroi externe** : pour étudier l'effet de l'inertie du stockage, 11 TC sont disposés sur la paroi externe du stockage (en jaune sur la Figure 3-21.b).

Au total, l'instrumentation au niveau du stockage représente 273 TC.

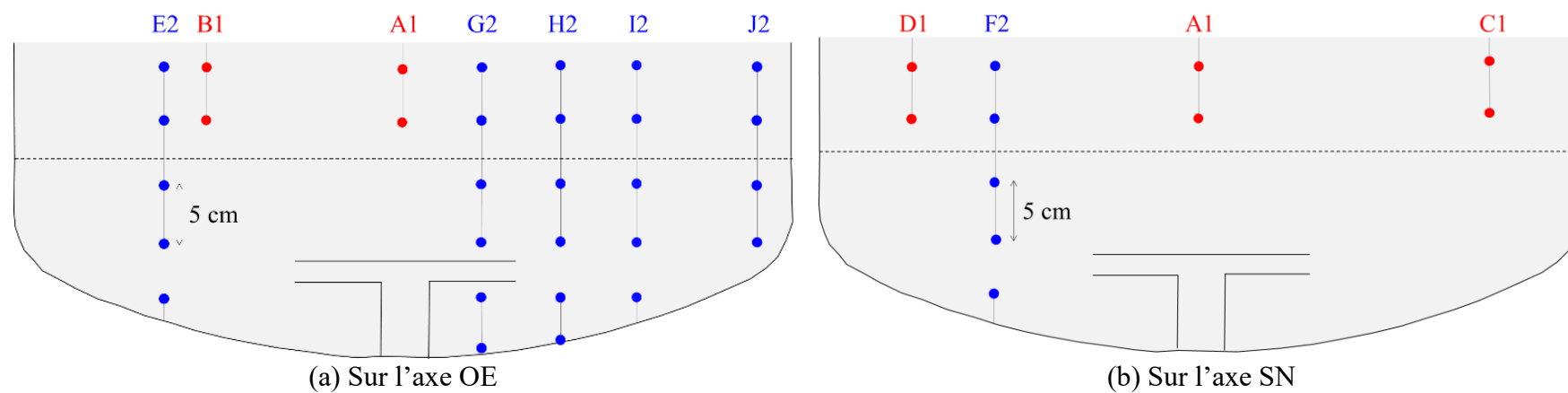


Figure 3-19 : Représentation schématique (à l'échelle) des thermocouples dans le fond bombé inférieur

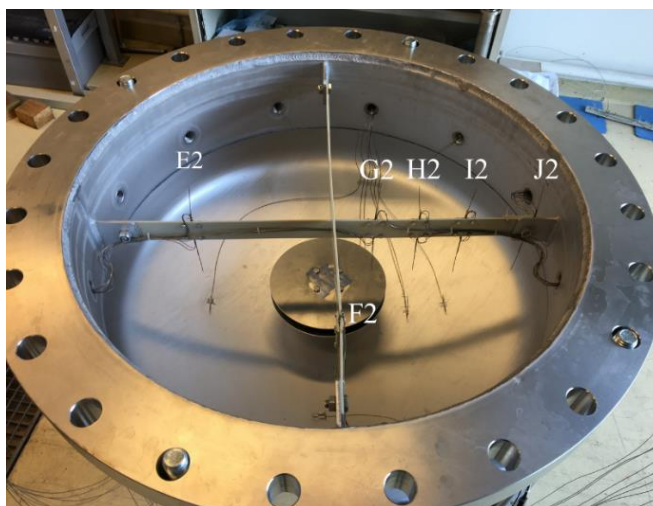
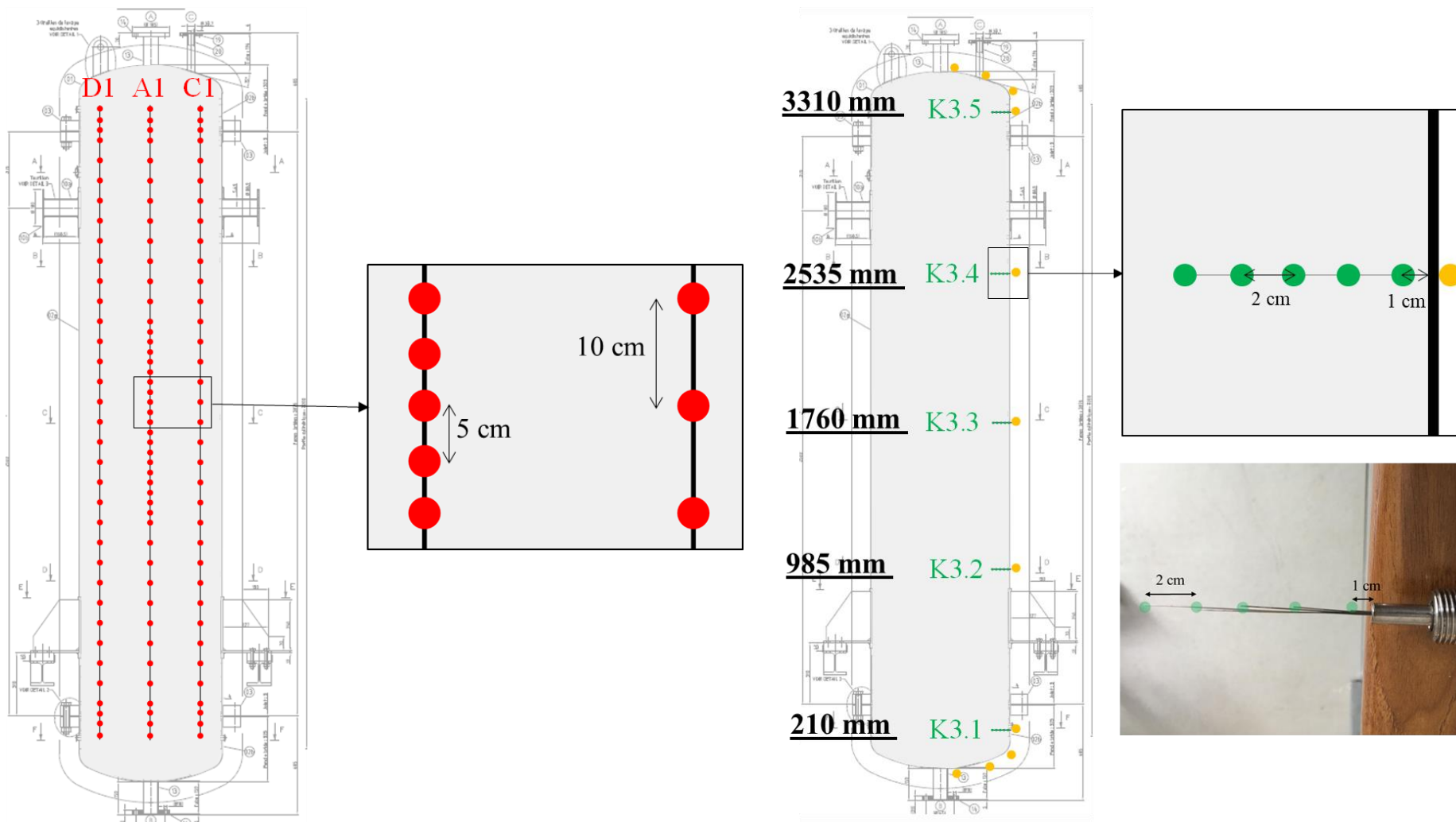


Figure 3-20 : Photographie de l'instrumentation dans le fond bombé inférieur



(a) Instrumentation de TC de virole sur l'axe SD

(b) Instrumentation à la paroi interne et externe sur la génératrice K

Figure 3-21 : Représentation schématique des thermocouples dans le stockage

Enfin, bien que l'instrumentation (TC, gaines métalliques, supports) permettent d'obtenir de nombreuses données sur l'écoulement, elle risque aussi de venir le perturber. C'est un choix d'avoir opté pour une instrumentation conséquente.

### 3.1.5.3. Pas de temps

Le pas de temps expérimental est l'intervalle de temps entre chaque mesure. Il dépend du nombre de voies à mesurer et du logiciel d'acquisition. Pour parcourir l'ensemble des voies (environ 300 avec l'ensemble des mesures de la boucle), la valeur minimale constante est choisie, soit 20 s.

### 3.1.6. Incertitude de mesure

Lorsque des mesures expérimentales sont réalisées, des incertitudes de mesure liées au protocole sont obtenues. Pour la section d'essais, les données d'intérêt sont : la température (mesurée par les thermocouples et les sondes platines) et le débit d'injection dans le stockage (mesuré par le QE200-stock). Les incertitudes liées aux appareils mentionnés sont synthétisées dans cette section. Les différentes sources d'incertitudes identifiées sont :

- **Certificat d'étalonnage** : concerne l'ensemble des incertitudes liées aux conditions expérimentales lors de l'étalonnage d'un appareil de mesure ;
- **La conversion** : lorsqu'un étalonnage est réalisé, un polynôme correctif est obtenu pour rectifier la mesure de l'appareil par rapport à une mesure étalon. Cette conversion est source d'erreur ;
- **La répétabilité** : pour l'étalonnage des thermocouples, la répétabilité concerne l'erreur liée à la stabilité du palier d'un niveau de température ;
- **Résolution de l'affichage** : se réfère à la plus petite unité discernable sur l'échelle d'affichage d'un instrument de mesure.

Chaque thermocouple possède une incertitude qui lui est propre car dépend de l'étalonnage réalisé. L'étalonnage des TC a permis de réduire de 0,3°C l'incertitude fournie par le constructeur et de 0,2°C celle obtenue par les TC avant l'étalonnage (Figure 3-22). La valeur seuil de  $\pm 0,20^\circ\text{C}$  est la valeur maximale de l'ensemble des TC après étalonnage

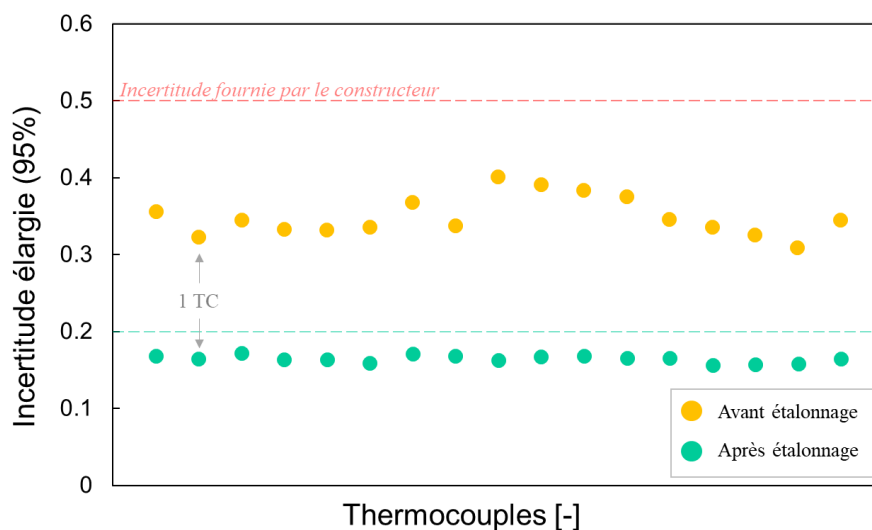


Figure 3-22 : Incertitude élargie de 17 TC avant et après étalonnage

Les calculs d'incertitude sont disponibles en Annexe 12 et synthétisés dans le Tableau 3-2.

Tableau 3-2 : Synthèses des incertitudes

Appareil de mesure	Unité	Incertitude élargie
Thermocouple	[°C]	$\pm 0,20$
Sonde platine	[°C]	$\pm 0,03$
Débitmètre (QE200-stock)	[m <sup>3</sup> .h <sup>-1</sup> ]	$\pm 7,2 \times 10^{-2}$

Cette section sur les incertitudes vient clôturer la description de la section d'essais. Le dispositif expérimental est employé par la suite pour caractériser le comportement du stockage en phase de stand-by.

## 3.2. Etudes en phase de stand-by

Cette deuxième section de chapitre s'intéresse au comportement de l'écoulement en phase de stand-by, c'est-à-dire lorsque le fluide est à l'arrêt. Dans cet état, les pertes thermiques sont principalement responsables de la déstratification.

Une fois le stockage isolé, son comportement est étudié selon deux états initiaux : homogène ou stratifié.

### 3.2.1. Stockage initialement homogène

#### 3.2.1.1. Caractérisation thermique selon les différentes isolations

Au gré des différentes analyses, quatre isolations ont été mises en place sur la section d'essai et leur intérêt est détaillé ici. L'état thermique du réservoir est visualisé. Pour faciliter la compréhension, et contrairement aux études en phase d'écoulement qui présenteront majoritairement des évolutions de température en un point ( $T = f(t)$ ), des profils de température ( $T = f(z)$ ) à un instant sont employés ici.

Une première comparaison est faite avec un réservoir initialement à température homogène de 90°C (Figure 3-23) selon deux configurations :

- **Isolation n°1** : sans isolation ;
- **Isolation n°2** : le stockage est isolé thermiquement (mais pas son support).

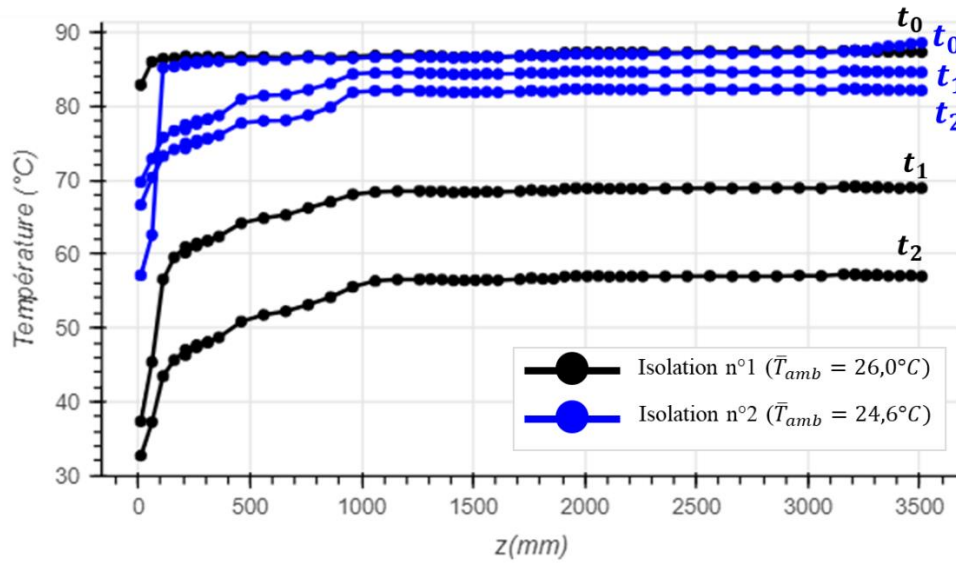


Figure 3-23 : Impact des isolations n°1 et n°2 sur un stockage initialement homogène à 90°C ( $t_0 = 0$  h,  $t_1 = 9$  h,  $t_2 = 18$  h)

L'allure de la température diffère selon la hauteur :

- $z \geq 1000$  mm : la zone est chaude de façon homogène. Au cours du temps, la température de la zone baisse de façon homogène ;
- $150 \text{ mm} < z < 1000$  mm : les deux courbes montrent une inflexion aux alentours de 1 m. Cette hauteur correspond au contact entre le support et le stockage. Cela signifie que le support évacue de la chaleur ;
- $z \leq 150$  mm : un refroidissement marqué dans le fond de cuve est notable, en particulier pour l'isolation n°1. En effet, l'eau se refroidit en proche paroi, puis, plus dense, elle vient couler le long de la paroi et s'accumuler dans le fond inférieur. Cette allure caractéristique du stand-by est retrouvée dans la littérature (Figure 1-11).

À température ambiante comparable ( $\overline{T}_{amb} \approx 25^\circ\text{C}$ , moyenne décrite en section 3.2.1.3), le niveau maximum de température au bout de 18h est d'environ 80°C avec isolant contre 56°C sans isolant. Sans surprise, l'ajout d'isolant permet de réduire drastiquement les pertes thermiques (Figure 3-23).

Pour limiter la dissipation de chaleur par le support, deux autres isolations sont testées :

- **Isolation n°3** : isolation du stockage et du support. Au bout de 112,8 h de stand-by sur un stockage initialement à 90°C, la dissipation par le support est encore notable 4 (Figure 3-24) ;
- **Isolation n°4** : ajout d'une surcouche d'isolant au niveau inférieur pour limiter la dissipation par le support.

À un temps donné, les niveaux de températures sont notablement différents pour les deux isolations en raison de la température ambiante différente.

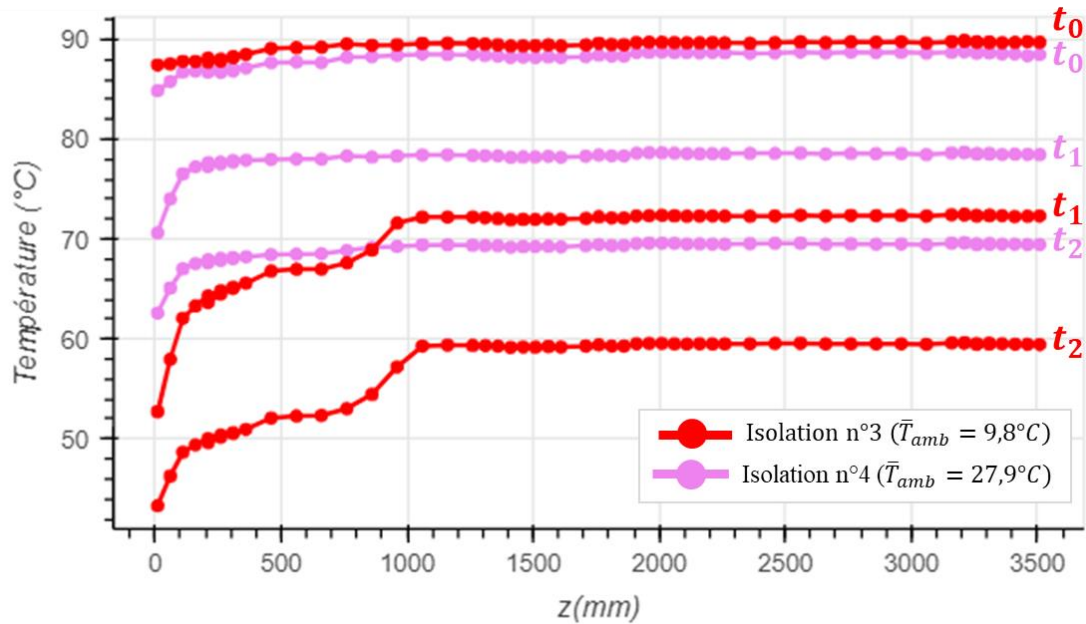


Figure 3-24 : Impact des isolations n°3 et n°4 sur un stockage initialement homogène à 90°C ( $t_0 = 0$  h,  $t_1 = 56,4$  h,  $t_2 = 112,8$  h)

Cette section a caractérisé l'évolution de la température dans le stockage en phase de stand-by et a justifié les isolations successives. Le montage sans isolation est considéré pour étudier la couche limite thermique en proche paroi dans la section suivante.

### 3.2.1.2. Couche limite thermique

Le transfert thermique vers l'extérieur a lieu au niveau de la paroi du réservoir : le fluide est refroidi localement à la paroi, s'alourdit, et peut générer des mouvements de convection naturelle. L'épaisseur, entre le fluide qui se refroidit localement et la paroi est appelée « couche limite thermique ». Ici, l'objectif est de détecter la couche limite thermique. Le montage sans calorifugeage est choisi afin que les échanges locaux soient intensifiés.

Pour distinguer une variation de température à la paroi, les températures sont tracées selon leur distance par rapport au centre du stockage à différents instants à 210 mm (Figure 3-25). Cette cote en partie inférieure du stockage est choisie car le nombre de TC ayant la même cote verticale est plus conséquente qu'au milieu du réservoir. Le stockage est initialement homogène à 90°C.

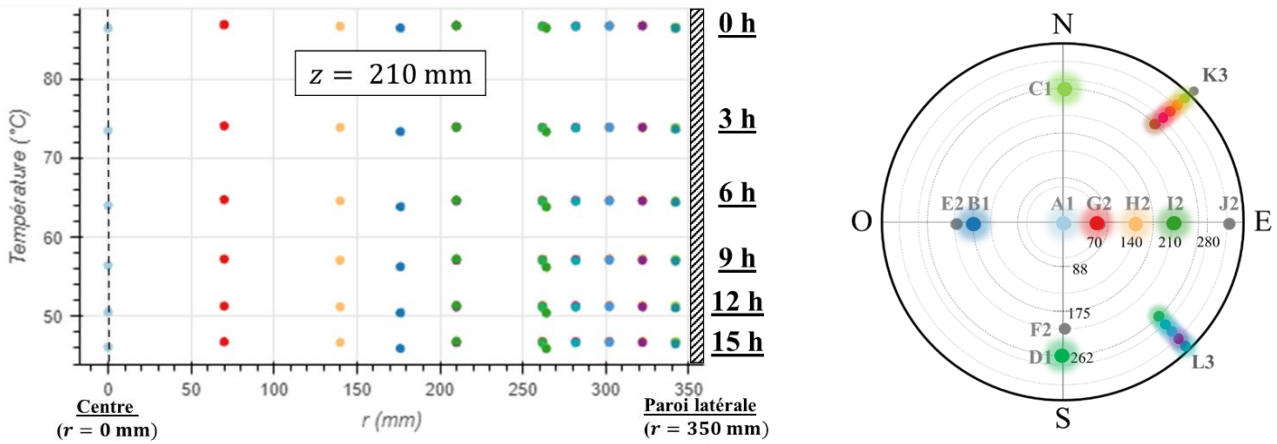


Figure 3-25 : Profils radiaux de température dans le fond inférieur du stockage ( $z = 210\text{mm}$ ,  $\bar{T}_{amb} = 26,0^\circ\text{C}$ )

À chaque instant, il est observé que la température est constante sur la section. Donc l'écoulement en stand-by est homogène radialement et une symétrie orthoradiale est observée. Ce constat est particulièrement vrai en proche paroi : la couche limite thermique n'est pas visualisée.

Un ordre de grandeur de l'épaisseur de couche limite thermique peut s'obtenir en considérant la littérature sur les écoulements en convection naturelle. Pour caractériser le comportement des fluides dans ce type d'écoulement, le nombre de Grashof est utilisé. Il est défini comme le rapport entre les forces de flottabilité et les forces visqueuses dans le système :

$$Gr = \frac{g\beta\Delta TL_{ref}^3}{\nu^2} \tag{3-4}$$

- $Gr < 10^9$  : le régime est laminaire ;
- $Gr \geq 10^9$  : le régime est turbulent.

En régime laminaire, pour une plaque verticale chauffée à une température constante (Figure 3-26), l'épaisseur de la couche thermique ( $\delta_T$ ) dépend du nombre de Grashof ([152]) selon :

$$\frac{\delta_T}{L} = Gr^{-1/4} \tag{3-5}$$

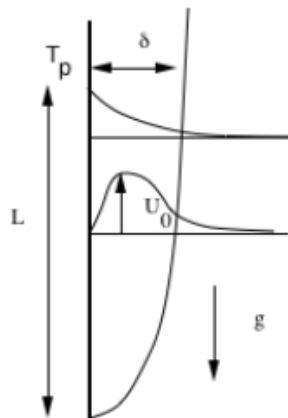


Figure 3-26 : Plaque verticale chauffée (issu de [152])



En supposant que la courbure de la paroi du stockage est négligeable localement, que celle-ci est à la température ambiante ( $26,0^{\circ}\text{C}$ ) et que le régime est laminaire, la couche limite thermique serait de 1,4 mm. En réalité, dans notre configuration :

- $Gr \sim 10^{11}$  donc l'écoulement est turbulent ;
- la paroi interne n'est pas à la  $T_{amb}$  et un cas de transfert conjugué doit être traité.

Donc la valeur de 1,4 mm doit être considérée avec du recul.

Toutefois, le TC le plus proche de la paroi est positionné à 1 cm du bord interne. Donc l'instrumentation actuelle ne permettrait pas de mesurer l'eau refroidissante en proche paroi. Pour visualiser le refroidissement local, le recours à la simulation est nécessaire.

Enfin, les autres cotes verticales (985 mm, 1760 mm, 2535 mm, 3310 mm) ont été analysées et le même comportement est observé.

### 3.2.1.3. Evaluation des pertes thermiques

Les pertes thermiques vers l'extérieur sont caractérisées par un coefficient d'échange équivalent à la paroi externe en inox du stockage ( $h_{eq}$ ) qui intègre la résistance thermique de l'isolant et l'échange convectif à la paroi de celui-ci. Par souci de clarté en favorisant l'interprétation physique plutôt que le détail mathématique, l'obtention des grandeurs de cette section (notamment  $h_{eq}$ ) est détaillée en Annexe 21.

Le montage avec l'isolation n°4 (avec sur couche inférieure) est utilisé car l'ensemble des essais expérimentaux utilisés pour la validation du modèle CFD du chapitre 4 a été réalisé avec cette isolation. Les profils verticaux de température obtenus sur l'ensemble de l'essai ( $\sim 4j$ ) sont représentés toutes les 11 h (Figure 3-27).

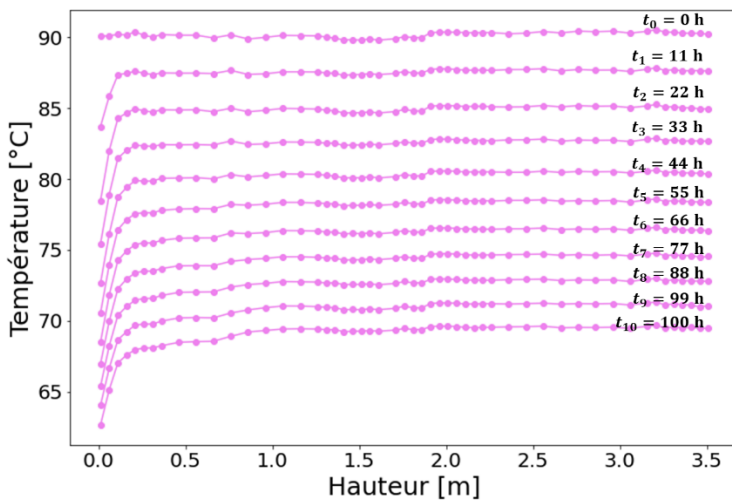


Figure 3-27 : Profils axiaux de température dans le stockage initialement homogène à  $90^{\circ}\text{C}$  (isolation n°4)

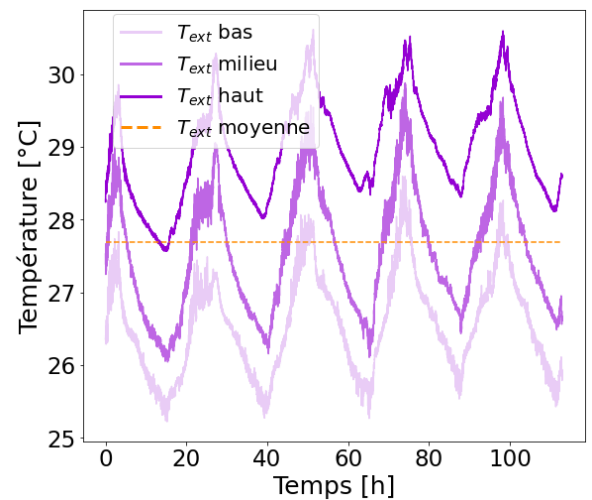


Figure 3-28 : Evolution de la température ambiante

Sous l'effet des pertes, le niveau de température général baisse et l'eau froide s'accumule dans le fond bombé inférieur (Figure 3-27).

L'évolution de la température extérieure (bas, milieu, haut de stockage) pendant l'essai montre des variations régulières qui correspondent à l'alternance jour/nuit (Figure 3-28). La température en bas est plus faible que la température en haut de 2°C environ. Pour évaluer les pertes thermiques, une température extérieure moyenne dans la pièce est considérée.

Au cours de l'essai, la puissance échangée vers l'extérieur diminue au cours du temps (Figure 3-29). Cette diminution est causée par la diminution générale du niveau de température dans le stockage, et donc de l'écart de température avec l'extérieur.

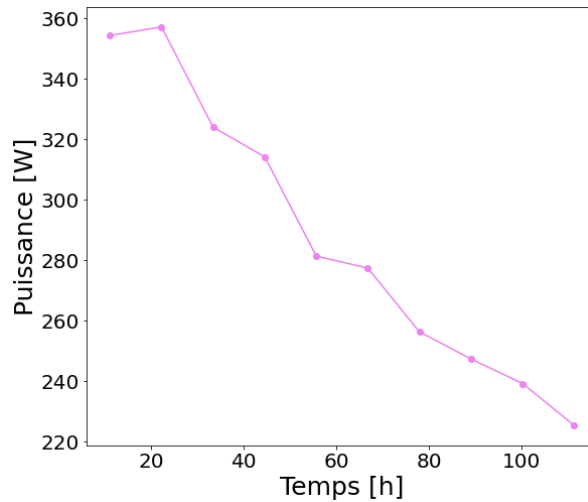


Figure 3-29 : Puissance échangée vers l'extérieur au cours du temps

Cette décroissance se retrouve sur le coefficient d'échange équivalent (Figure 3-30).

En considérant une valeur moyenne, le coefficient d'échange équivalent, basé sur la surface d'échange extérieure du stockage, est de  $0,575 \text{ W. m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ . Cette faible valeur s'explique par la prise en compte de la résistance thermique de l'isolant.

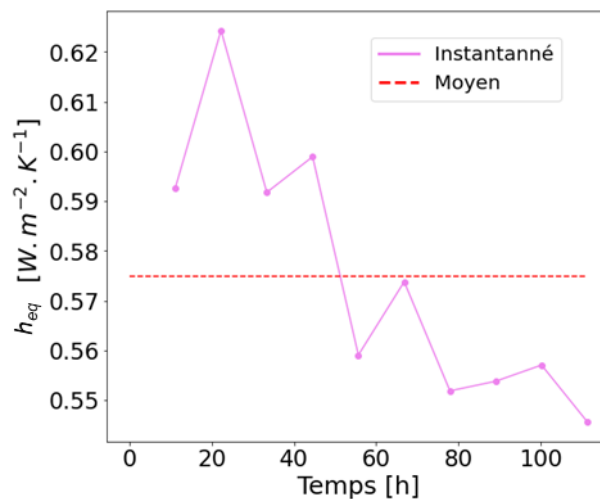


Figure 3-30 : Evolution du coefficient d'échange équivalent

Le même exercice a été réalisé pour un essai de stand-by sur un stockage initialement à 55°C pendant 16h et le coefficient d'échange équivalent obtenu est de  $0,530 \text{ W. m}^{-2} \cdot \text{K}^{-2}$ .

Pour un essai en décharge à  $U_{ax} = 1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  entre  $25^\circ\text{C}$  et  $90^\circ\text{C}$ , en supposant un coefficient  $h_{eq}$  de  $0,575 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$  et une  $T_{ext}$  de  $26^\circ\text{C}$ , les pertes thermiques sont de  $360 \text{ W}$ , soit  $0,35 \%$  de la puissance déstockée. Les pertes thermiques sont donc négligeables en phase d'écoulement.

De plus, la valeur moyenne du coefficient équivalent peut être utilisée pour évaluer le temps au bout duquel le stockage s'homogénéise à la température ambiante. Pour estimer l'ordre de grandeur, l'eau est assimilée à un milieu homogène, le flux de chaleur est unidimensionnel, passe à travers l'inox et est soumis à un échange équivalent à la paroi latérale (Figure 3-31).

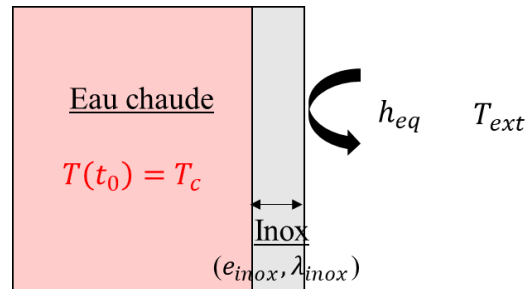


Figure 3-31 : Schéma 2D d'une coupe verticale du stockage sans l'isolant. La résistance thermique de l'isolant est considérée dans le coefficient d'échange équivalent  $h_{eq}$ .

L'évolution de la température de l'eau est régie par (Annexe 22) :

$$T = T_{ext} + (T_c - T_{ext})e^{-t/\tau} \quad (3-6)$$

Autrement dit, l'énergie du système doit décroître de façon exponentielle selon :

$$E = E_{t_0} e^{-t/\tau} \quad (3-7)$$

où  $E_{t_0}$  est l'énergie du système à l'instant initial.

Pour un coefficient d'échange équivalent constant, l'évolution de l'énergie expérimentale suit bien l'évolution théorique (Figure 3-32).

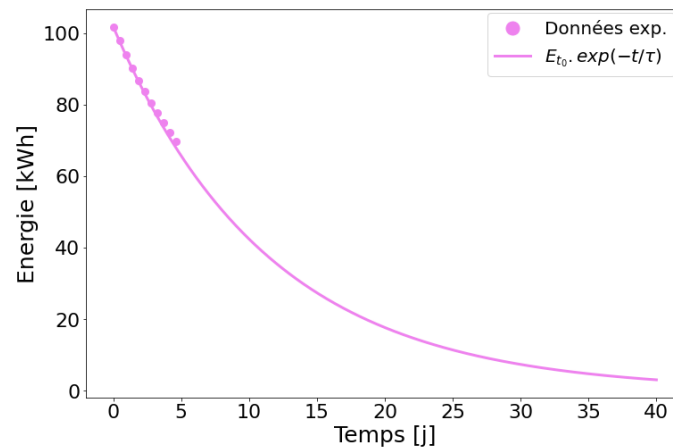


Figure 3-32 : Evolution de l'énergie du stockage (eau + structure) ( $h_{eq} = 0,575 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ ,  $T_{ext} = 26^\circ\text{C}$  et  $T_c = 90^\circ\text{C}$ )

Enfin, pour une exponentielle décroissante, le temps de réponse à 95% (ici permettant de considérer une perte de 95% de l'énergie, soit 95% du  $\Delta T$ ) vaut environ  $3\tau$ , soit 34 jours. Un stand-by complet nécessite environ 1 mois d'essais. Cela explique les essais incomplets de stand-by.

Cette section a analysé le comportement du stockage initialement homogène. Le comportement du réservoir initialement stratifié est exploré par la suite.

### 3.2.2. Stockage initialement stratifié

#### 3.2.2.1. Étalement diffusif dans le cas adiabatique

Un stockage en fonctionnement alterne les cycles de charge et de décharge partielles. Il est donc généralement stratifié lorsqu'il est en phase de stand-by.

Pour commencer, l'étalement purement diffusif est visualisé pour servir de référence lors des comparaisons faites par rapport à l'étalement expérimental par la suite. L'évolution de la température dans le domaine s'écrit ([153]):

$$T = T_f + \frac{T_c - T_f}{2} \operatorname{erfc} \left( \frac{z}{2\sqrt{\alpha \cdot t}} \right) \quad (3-8)$$

où  $\alpha$  est la diffusivité thermique de l'eau.

L'étalement du gradient thermique à différents instants est représenté en Figure 3-33.

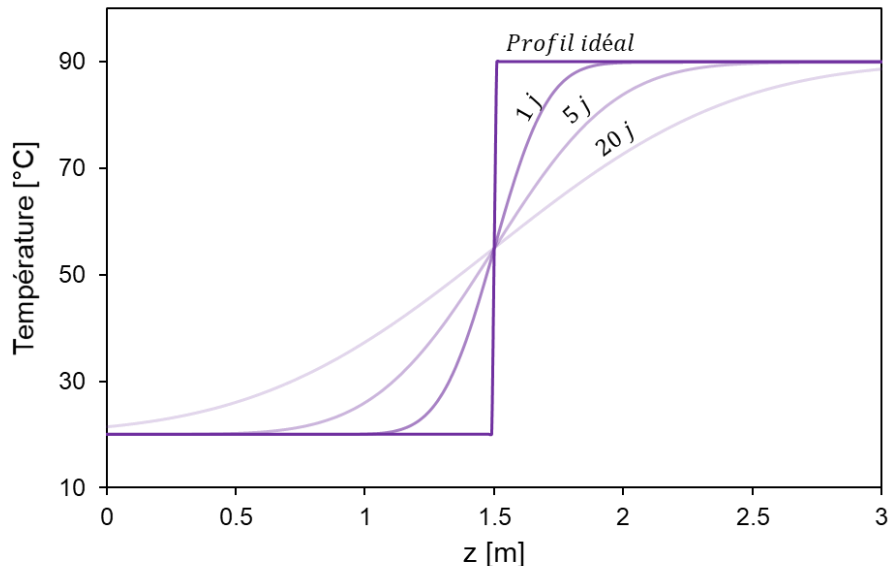


Figure 3-33 : Étalement thermique diffusif (étalement idéal)

Deux situations sont explorées par la suite :

- Cas particulier : lorsque le stockage est soumis à une température ambiante de l'ordre de la température froide ( $T_{amb} \approx T_f$ ) ;
- Cas général : lorsque le stockage est soumis à une température ambiante inférieure à la température froide ( $T_{amb} < T_f$ ).

#### 3.2.2.2. Cas particulier : $T_{amb} \approx T_f$

Dans cette configuration, la température ambiante moyenne est de l'ordre de la température froide ( $\approx 25^\circ\text{C}$ ). Deux essais sont montrés : l'isolation n°1 (Figure 3-34), et l'isolation n°2 (Figure 3-35).

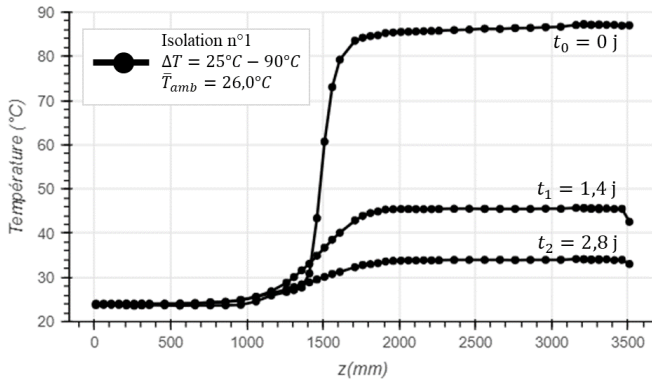


Figure 3-34 : Stand-by avec un stockage initialement stratifié 25°C-90°C, isolation n°1

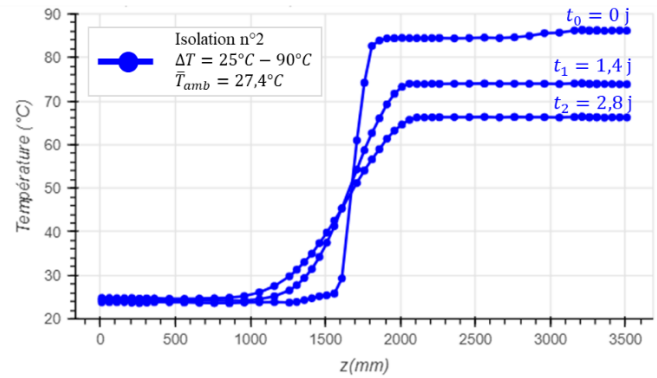


Figure 3-35 : Stand-by avec un stockage initialement stratifié 25°C-90°C, isolation n°2

Les comportements sont similaires et diffèrent selon les zones :

- **zone haute** : contrairement au cas idéal, le niveau de température baisse entre deux instants à causes des pertes thermiques. La baisse de température est plus conséquente qu'en partie basse car l'écart avec la température extérieure est plus grand (et donc la puissance évacuée aussi). De plus le profil reste plat alors que la surface d'échange vers l'extérieur est conséquente au sommet. Le haut devrait donc refroidir plus vite, mais ce n'est pas ce qu'on observe : la température reste homogène. Ce comportement a déjà été observé expérimentalement par De Césaró Oliveski *et al.* (2003) [61] ;
- **zone thermocline** : la thermocline s'étale à en raison de la diffusion ;
- **zone basse** : comme pour le cas idéal, le niveau de température reste constant car il n'y a pas de  $\Delta T$ .

### 3.2.2.3. Cas général : $T_{amb} < T_f$

Dans cette configuration, la température ambiante moyenne (26,9°C) est inférieure à la température froide de l'eau (55°C). Le comportement observé est le même que le cas où  $T_{amb} \approx T_f$  pour la zone haute et celle au niveau de la thermocline (Figure 3-36).

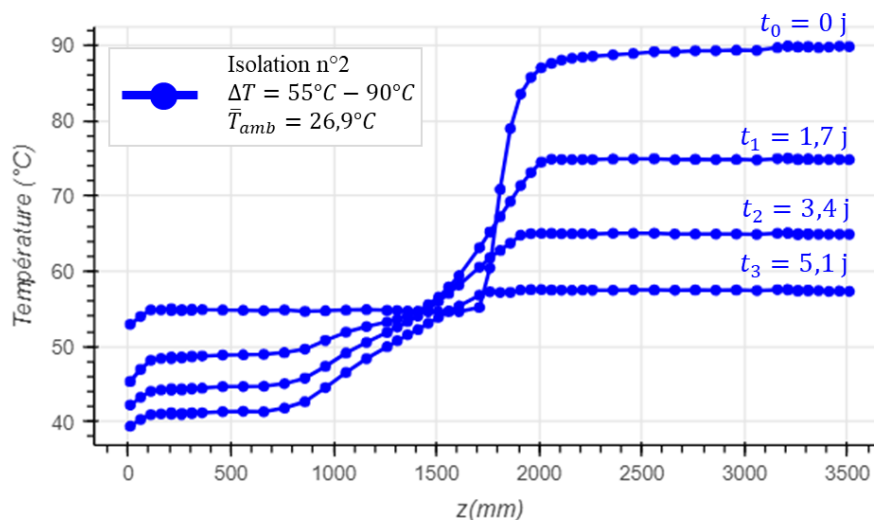


Figure 3-36 : Stand-by avec un stockage initialement stratifié 50°C-90°C, calo. n°2

Par contre, le comportement de la zone basse diffère :

- le niveau de température diminue en raison de l'écart de température entre l'eau du stockage et l'ambient ;
- la dissipation de chaleur par le support vient altérer l'allure de la thermocline.

Cette deuxième section a illustré l'intérêt du calorifugeage et montré que les pertes thermiques sont négligeables en phase dynamique.

### 3.3. Etudes en phase d'écoulement

#### 3.3.1. Cartographie des points expérimentaux

Cette section s'intéresse au stockage en phase d'écoulement, c'est-à-dire lors des charges et des décharges. Pour rappel, pour obtenir des points documentés mais aussi originaux par rapport à la littérature :

- les vitesses axiales étudiées sont comprises entre  $0,5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  et  $8 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  ;
- les écarts des températures sont de  $10^\circ\text{C}$  ( $25^\circ\text{C}$ - $35^\circ\text{C}$ ),  $35^\circ\text{C}$  ( $25^\circ\text{C}$ - $55^\circ\text{C}$  et  $55^\circ\text{C}$ - $90^\circ\text{C}$ ) et  $65^\circ\text{C}$  ( $25^\circ\text{C}$ - $90^\circ\text{C}$ ).

La section 3.1.2 a présenté des cartographies dimensionnelles et adimensionnelles des essais expérimentaux référencés dans la littérature. Ces cartographies sont actualisées en y ajoutant les points réalisés dans le cadre de cette thèse (Figure 3-37 et Figure 5-4).

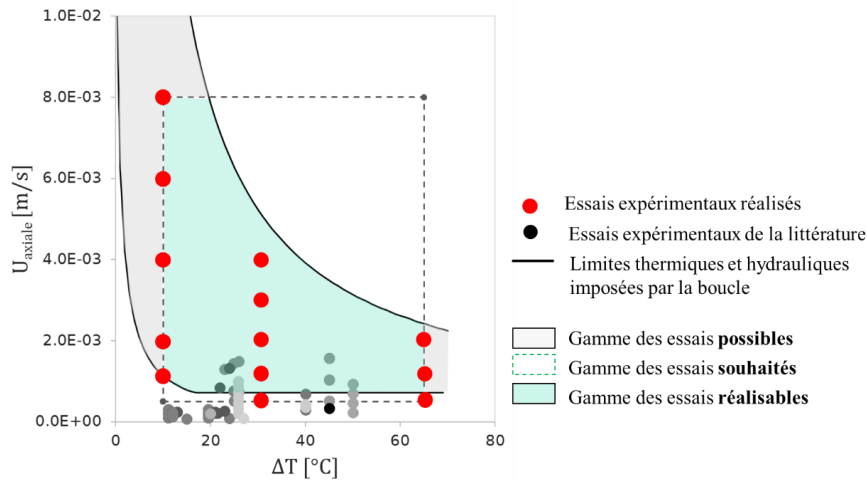


Figure 3-37 : Cartographie dimensionnelle des points expérimentaux réalisés par rapport à ceux référencés dans la littérature

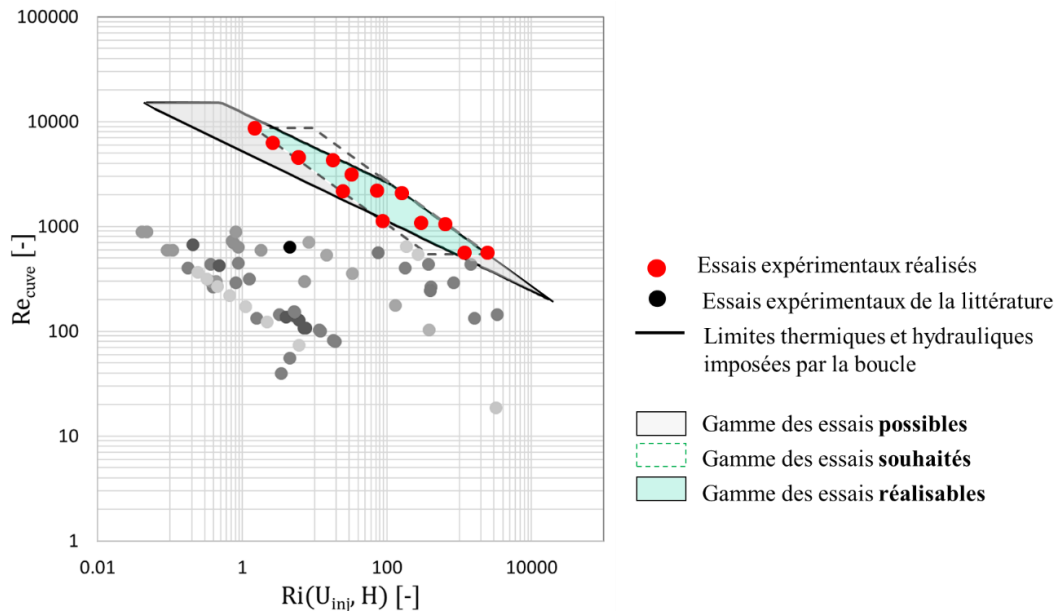


Figure 3-38 : Cartographie adimensionnelle des points expérimentaux réalisés par rapport à ceux référencés dans la littérature

### 3.3.2. Caractérisation thermique de l'écoulement

#### 3.3.2.1. Cas de référence

Pour comprendre les étapes de réalisation d'un essai, un cas de référence est choisi et présenté en détails. Ce dernier est un essai de charge dont les conditions opératoires sont dans la gamme documentée de la littérature :  $U_{ax} = 1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ ,  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$ . Le soutirage est effectué par le distributeur.

En prenant l'exemple de ce cas de référence, chaque réalisation d'essai nécessite une préparation du stockage et respecte les étapes suivantes (voir PID en Figure 3-2) :

- Etape n°1 : mise en route des circuits 100, 200 et 400 pour que l'eau du circuit 200 atteigne la température de consigne froide. L'eau ne circule pas dans le stockage. Cette étape s'arrête lorsque les régulations du circuit 200 sont stables (débit en aval de pompe, température en amont de stockage) ;
- Etape n°2 : l'eau froide passe par le stockage pour l'homogénéiser à la température froide ;
- Etape n°3 : l'eau ne passe pas par le stockage. Les consignes des trois circuits sont changées pour que l'eau du circuit 200 atteigne la consigne de température chaude. Cette étape s'arrête lorsque les régulations du circuit 200 sont stables (débit en aval de pompe, température en amont de stockage) ;
- Etape n°4 : l'eau ne passe pas par le stockage mais par les circuits en partie supérieure de celui-ci pour réchauffer la tuyauterie. Cela permet de limiter les pertes thermiques et de ne pas pousser l'eau froide stagnante dans le stockage ;
- Etape n°5 : l'eau chaude est injectée dans le stockage froid. Cette étape s'arrête après un temps défini ;

L'étape 5 correspond à l'essai en tant que tel tandis que les étapes précédentes sont des phases préparatoires.

### 3.3.2.2. Evolution et profils de température

Pour visualiser la formation de la thermocline, sa propagation et son soutirage, la température est représentée selon les différents stades de remplissage.

- **Entrée de stockage**

À l'issue de l'étape 2, l'objectif est d'obtenir une condition initiale homogène en température dans le module. Toutefois, il est observé un écart de température en partie haute de l'ordre de  $1,5^{\circ}\text{C}$  (Figure 3-39). Cet écart peut se retrouver dans plusieurs essais. Il est inopportun et pourrait être causé par l'injection de fluide lors de l'étape 4 en raison d'une défaillance d'étanchéité au niveau d'une vanne d'isolement.

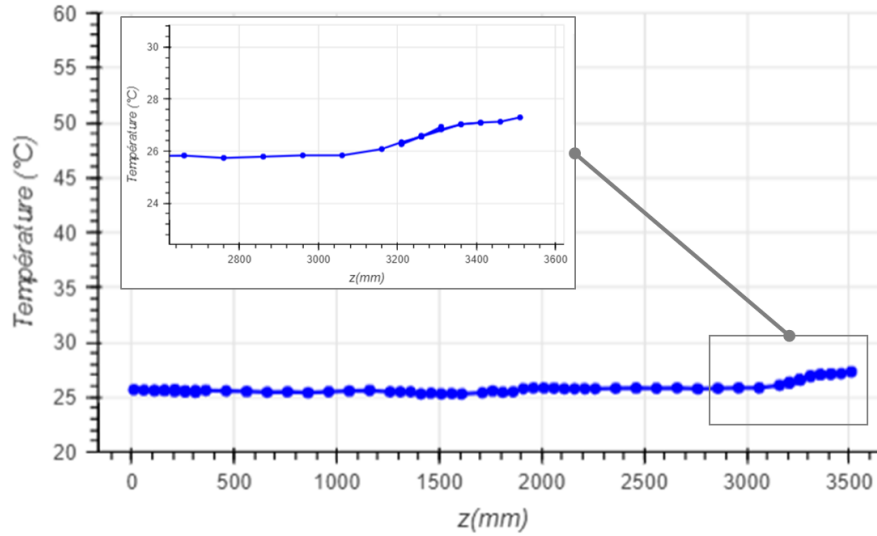
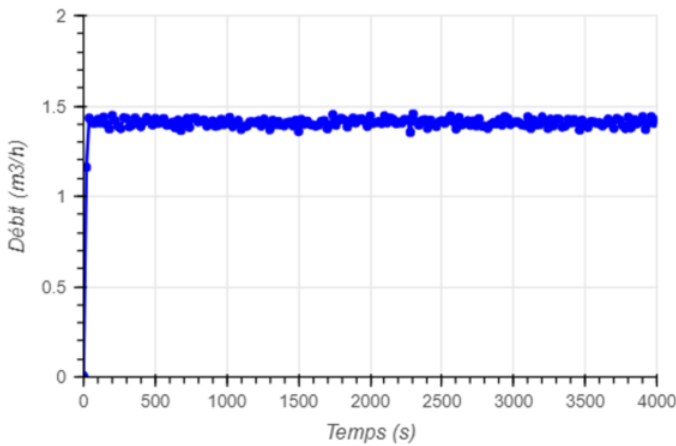
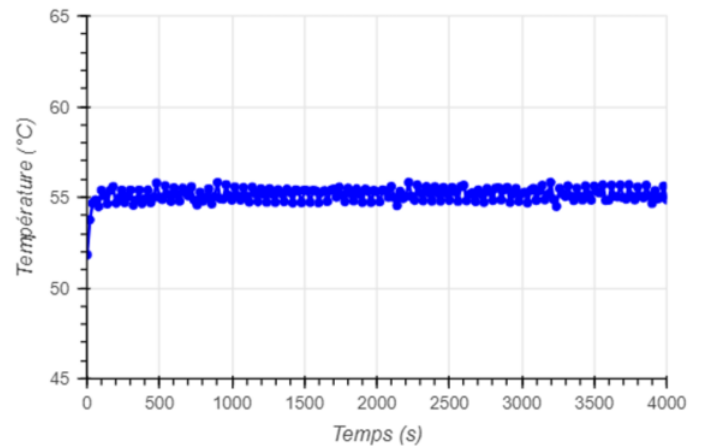


Figure 3-39 : Etat initial du cas de référence

L'eau pénètre dans le stockage à débit et à température nominale (Figure 3-40).



(a) Débit



(b) Température

Figure 3-40 : Conditions opératoires de l'eau injectée dans le stockage pendant l'essai de référence

$$(Q = 1,4 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1} \text{ correspond à } U_{ax} = 1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1})$$



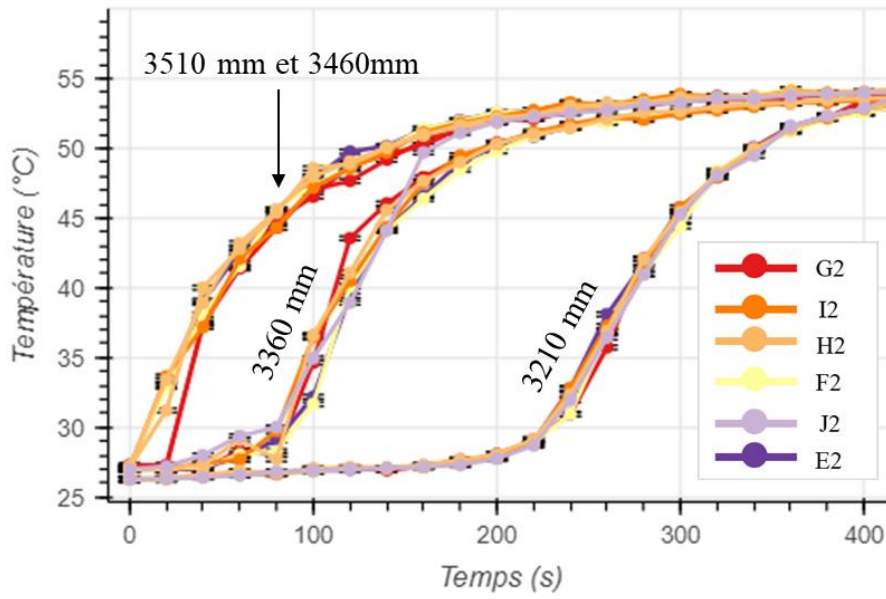
Pour rappel, l'acquisition a lieu toutes les 20s ce qui représente une longueur de déplacement vertical du fluide de 20 mm.

- **Fond bombé supérieur**

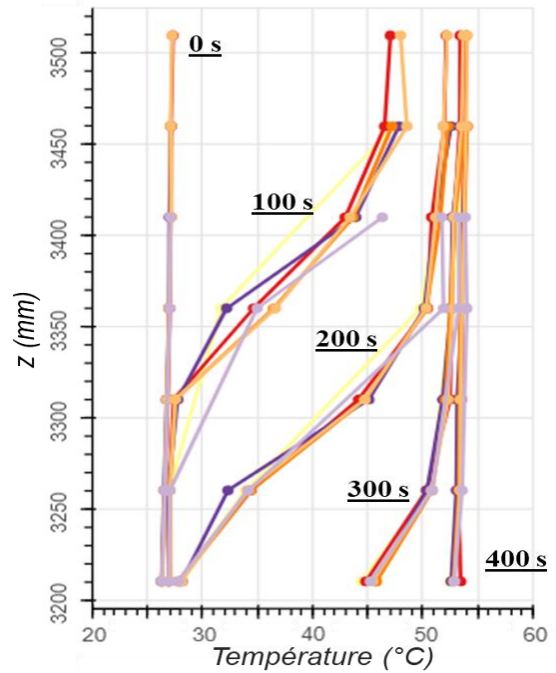
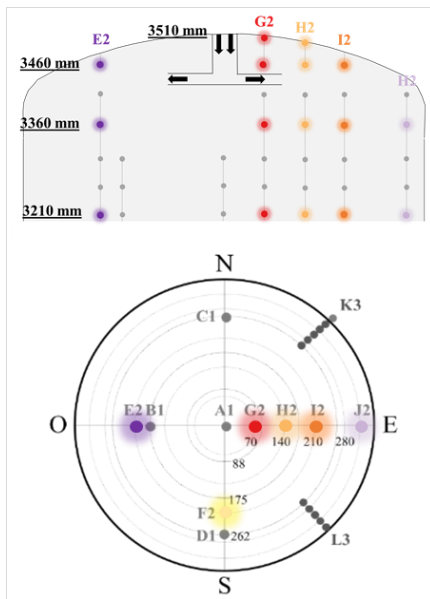
En premier lieu, l'eau chaude est injectée dans le fond bombé supérieur du stockage :

- **Au-dessus du distributeur** (3510 mm et 3460 mm) : la zone est homogène en température (Figure 3-41.a). Un retard de température est notable au TC G2-3510mm, qui est le point le plus haut. Cette constatation est cohérente avec le temps requis par le fluide pour parvenir au sommet ;
- **Au-dessous du distributeur** : à 3360mm, l'homogénéité est également observée, bien que des écarts un peu plus prononcées soient discernables. À cet égard, le profil axial de température à 100 s à 3360 mm montre un écart de 5°C (Figure 3-41.b). À 3210 mm, la thermocline est formée.

Dans l'ensemble, la température est homogène sur une section dans le fond bombé supérieur.



(a) Evolution temporelle



(a) Profils axiaux

Figure 3-41 : Température dans le fond bombé supérieur : (a) évolution temporelle et (b) profils axiaux

- **Virole**

L'écoulement se poursuit dans la virole :

- À une position fixe, l'évolution de la température met en évidence le passage de la thermocline, confirmant sa formation (Figure 3-43). L'évaluation de son épaisseur sera effectuée ultérieurement ;
- Aux différentes hauteurs (Figure 3-43) ou aux différents instants (Figure 3-44), l'allure des courbes se reproduit. Cela témoigne d'un écoulement « piston ». Cet écoulement idéal se caractérise par un déplacement du fluide de manière uniforme sans mélange significatif avec les régions avoisinantes ;
- Aux génératrice de différents rayon (A1, B1, C1), l'allure de la température est similaire en évolution temporelle et selon les profils axiaux. De plus, les profils radiaux au milieu de cuve lors du passage de la thermocline montrent un écart de 1°C sur la section (Figure 3-42). Cet écart est moindre en comparaison au  $\Delta T$  de l'essai de 35°C. Donc la température est considérée homogène sur une section ;
- Aux génératrice de même rayon (C1, D1), l'allure de la température est similaire en évolution temporelle et selon les profils axiaux ce qui témoigne d'une symétrie azimutale.

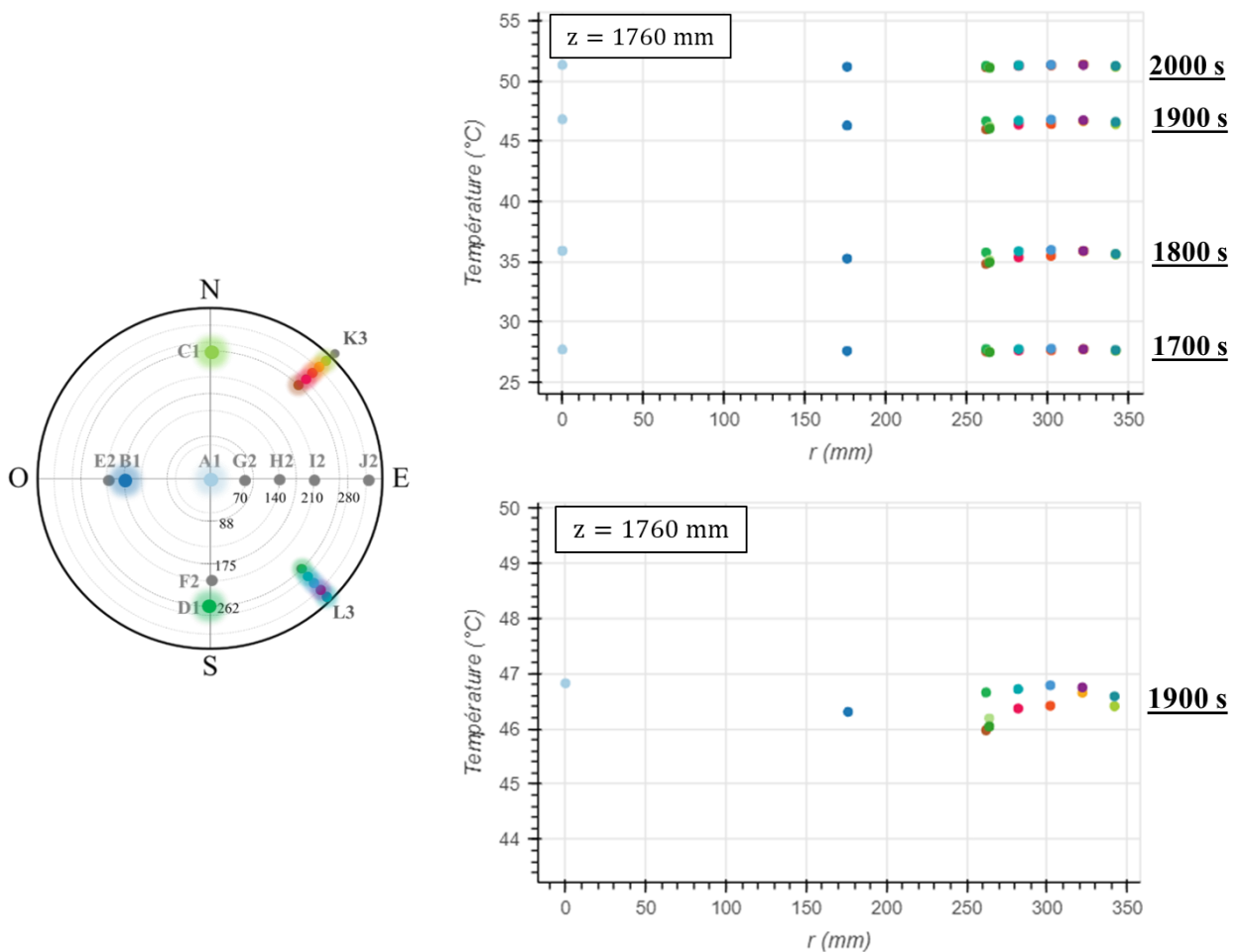


Figure 3-42 : Profils radiaux de la température au milieu de la virole ( $z = 1760$  mm) lors du passage de la thermocline

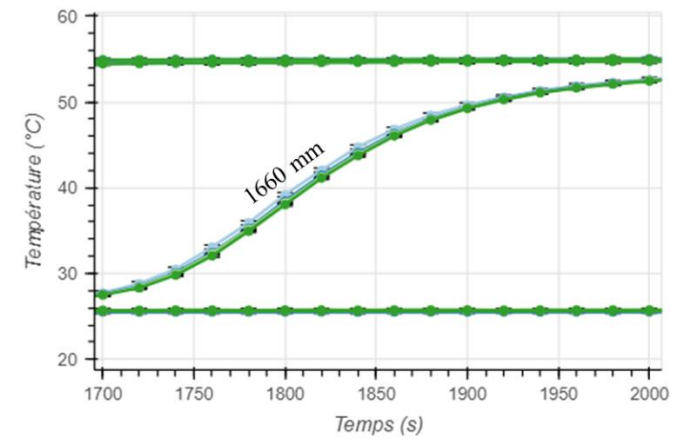
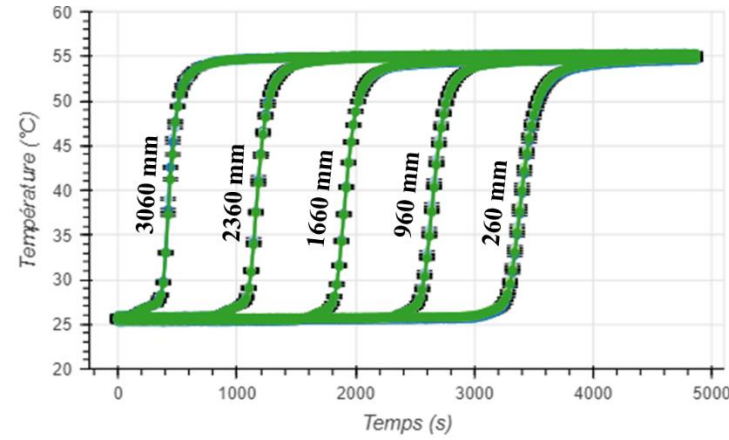
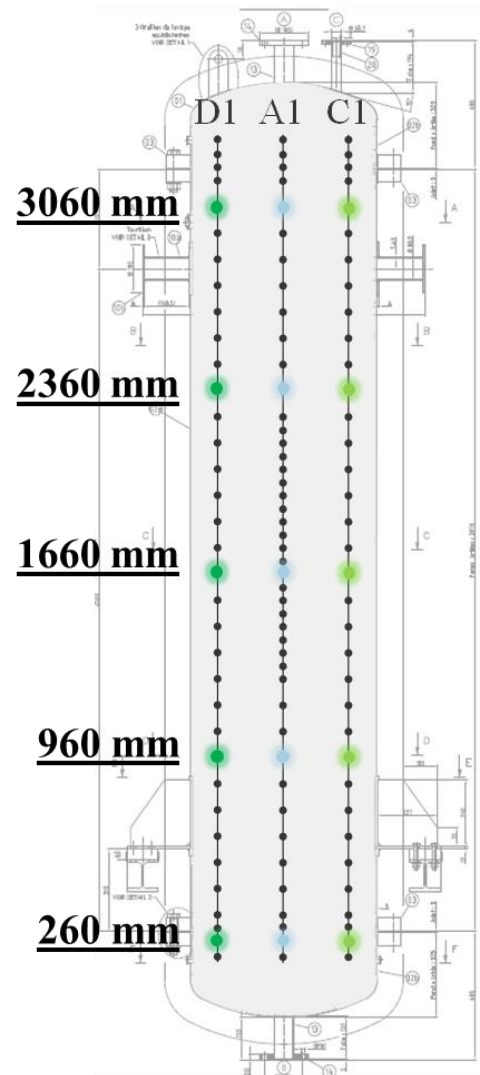


Figure 3-43 : Evolution de la température dans la virole

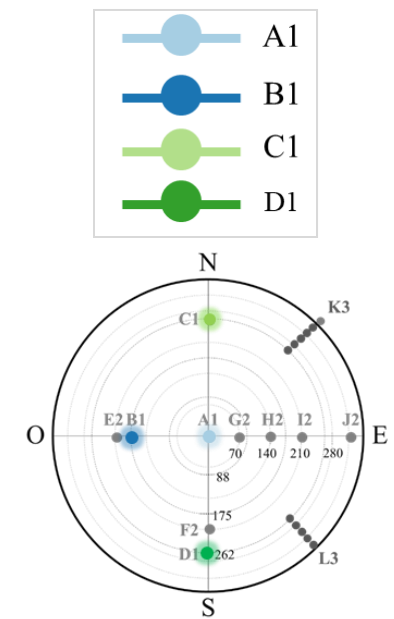
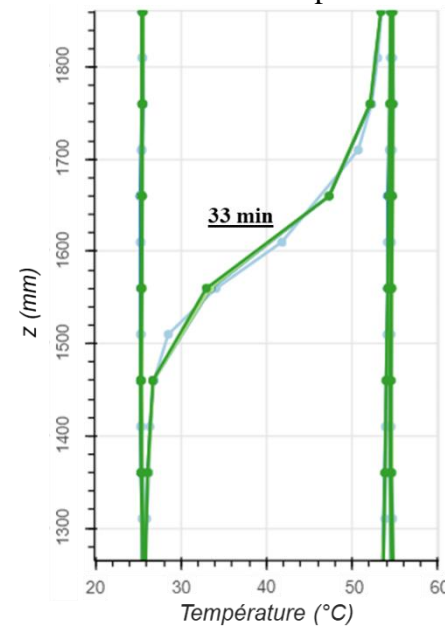
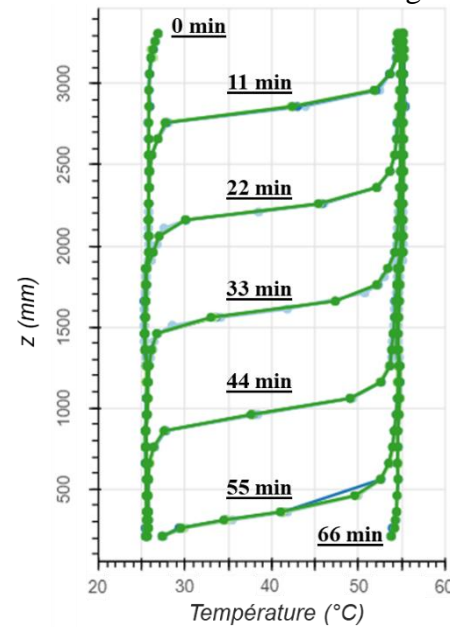
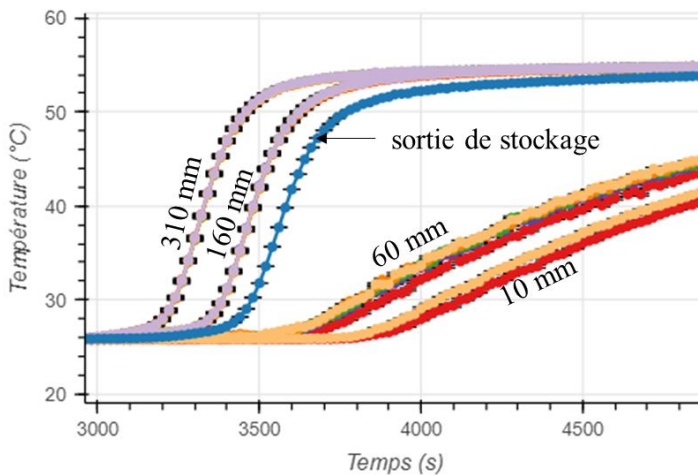


Figure 3-44 : Profils axiaux de la température dans la virole

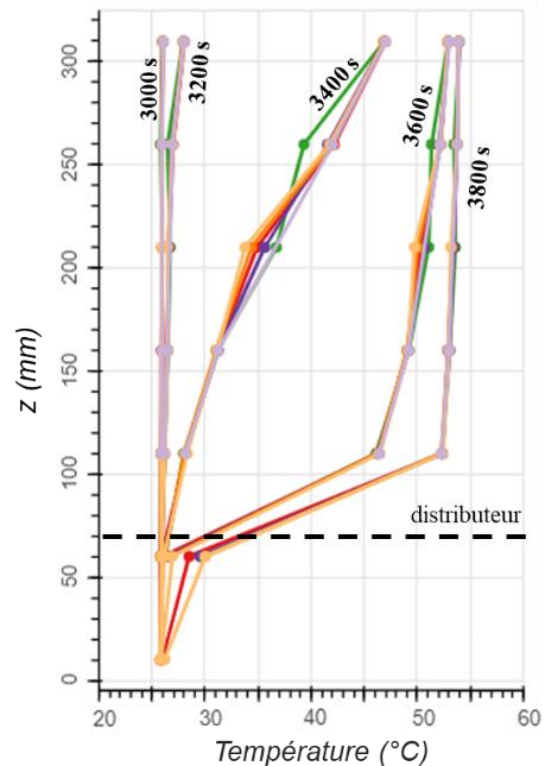
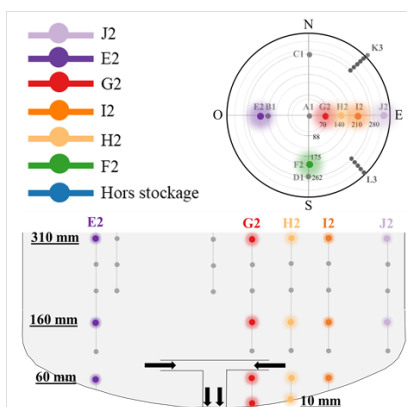
- **Fond bombé inférieur**

Dans la partie inférieure, du stockage, l'eau est soutirée :

- **au-dessus du distributeur** (310 mm et 160 mm) : il y a présence d'une stratification (Figure 3-45.a). Le passage de la thermocline est perçu. L'écoulement est homogène sur une section et présente une symétrie azimutale ;
- **au-dessous du distributeur** (60 mm et 10 mm) : la température froide se réchauffe de manière homogène. La thermocline n'est pas perçue car celle-ci est soutirée par le distributeur. De plus, le retard de montée en température à 10mm témoigne d'une stratification. Celle-ci est confirmée par les profils axiaux (Figure 3-45.b). En outre, une légère inhomogénéité transverse est notable à 60 mm et 10 mm (Figure 3-45.a) ainsi que sur le profil à 3400 s (Figure 3-45.b). Enfin, la persistance d'une zone froide sous le distributeur motive la sortie du liquide par le point bas du fond bombé, ce qui est possible avec le dispositif expérimental ;
- **en sortie de stockage** : l'évolution de la température en aval du distributeur est semblable à celle en amont. Donc, qualitativement, le soutirage impact peu la thermocline.



(a) Evolution temporelle



(b) Profils axiaux

Figure 3-45 : Température en partie inférieure du stockage pour le cas de référence : (a) évolution temporelle et (b) profils axiaux

- **Synthèse**

L'évolution de la température ci-dessus a été faite à plusieurs positions permettant d'observer une :

- **Homogénéité radiale** : bien que la température varie légèrement sur une section à proximité du distributeur, elle est homogène sur une section dans la virole. Donc, à une position verticale donnée suffisamment éloignée du distributeur ( $3210 \text{ mm} < z < 60 \text{ mm}$ ), l'évolution de la température en un seul point est représentative de la température de la section. Cela sera pertinent pour calculer l'épaisseur de thermocline par la suite ;
- **Symétrie azimutale** : les évolutions de température des points situés à même rayon sont confondues. L'écoulement peut donc être considéré axisymétrique par rapport à l'axe centrale du stockage. Cela sera utile lors de la définition du domaine de simulation au chapitre 4.

Dans des conditions défavorables pour la stratification (haute vitesse, faible  $\Delta T$ ), les conclusions sont toujours valables (Annexe 11).

### 3.3.3. Traitement des données

#### 3.3.3.1. Température initiale et température d'entrée

Une fois l'écoulement d'un essai caractérisé, des études paramétriques seront réalisées en se basant sur les critères expérimentaux décrit-ci après. Chaque essai est caractérisé par sa :

- **Température initiale moyenne ( $\overline{T}_{t_0}$ )** : la moyenne arithmétique de la température de tous les TC dans le stockage à l'instant initial;
- **Température d'entrée moyenne ( $\overline{T}_e$ )** : la moyenne temporelle de la température entrante dans le stockage.

Les températures initiales et d'entrées définissent les températures chaudes ( $T_c$ ) et froides ( $T_f$ ) de chaque essai :

- En charge :  $T_f = \overline{T}_{t_0}$  et  $T_c = \overline{T}_e$  ;
- En décharge :  $T_f = \overline{T}_e$  et  $T_c = \overline{T}_{t_0}$  .

La différence de température maximale pour un essai est donc :

$$\Delta T = T_c - T_f \quad (3-9)$$

Ces notations sont notamment utilisées pour l'obtention de l'énergie maximale (section 3.3.3.3) et de l'énergie (dé)stockée décrite dans la section suivante. L'obtention des incertitudes de  $T_f$ ,  $T_c$  et  $\Delta T$  est décrite en Annexe 14.

#### 3.3.3.2. Énergie (dé)stockée

L'énergie (dé)stockée<sup>1</sup> par le module ( $E$ ) correspond à l'énergie récupérée lors d'une décharge. Elle est obtenue à partir de l'évolution temporelle de la température de sortie du stockage et d'une température limite imposée par le système. Cette valeur est unique. Cette énergie ne correspond pas à l'énergie du module à un instant donné ( $E_t$ ) obtenue à partir du profil axial de température dans le stockage (voir Annexe 21) mais à l'énergie échangée entre le stockage et le procédé.

La variation d'énergie entre le stockage et le système est :

---

<sup>1</sup> L'énergie est « stockée » par le module lors de la phase de charge ; cette énergie est « déstockée » en phase de décharge. Pour simplifier le contenu, le terme « stocké » sera utilisé par la suite.

$$dE = \dot{m}_{eau}[h_{eau}(T_e) - h_{eau}(T_s)]dt \quad (3-10)$$

avec :

- $\dot{m}_{eau}$ , le débit massique ;
- $T_e$ , la température en entrée de stockage ;
- $T_s$ , la température en sortie de stockage ;
- $h_{eau}$ , l'enthalpie massique de l'eau ;

Cette expression fait apparaître la puissance échangée entre le système et le stockage :

$$P = Q\rho_{eau}[h_{eau}(T_e) - h_{eau}(T_s)] \quad (3-11)$$

La puissance est maximale tant que le fluide en sortie possède une température constante, et elle décroît une fois que la thermocline commence à sortir (Figure 3-46). L'incertitude sur la puissance instantanée est décrite en Annexe 15. Cette puissance sert à calculer l'énergie stockée :

$$E = \int_{t_0}^{t_{lim}} P(t)dt \quad (3-12)$$

- $t_0$  : l'instant initial de l'essai ;
- $t_{lim}$  : une instante limite définit par la suite.

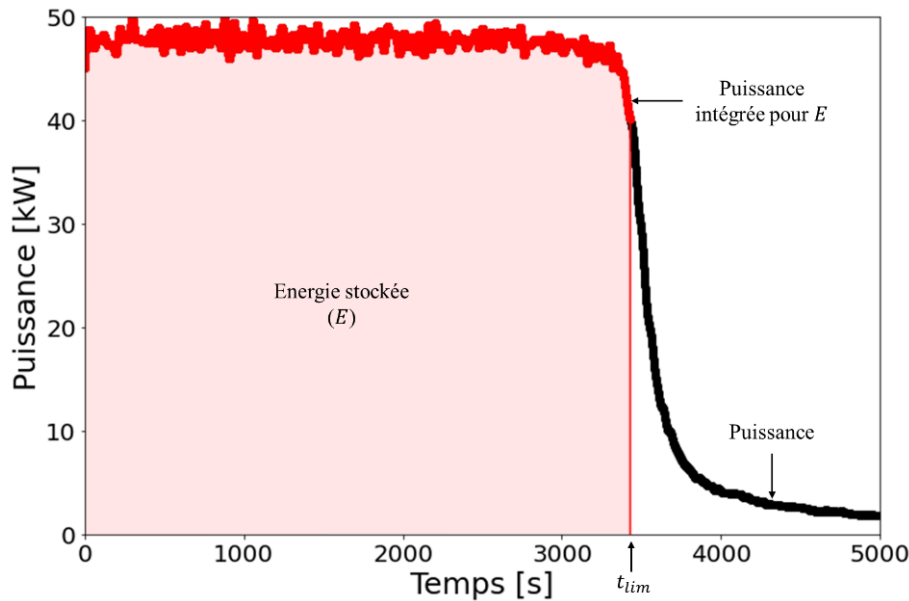


Figure 3-46 : Energie stockée du cas de référence

Dans le traitement de données expérimentales présenté ici, l'instant  $t_{lim}$  est un choix et correspond à l'instant à partir duquel la température de sortie atteint une température limite (équation (3-13)). En pratique, c'est le système dans lequel le stockage est intégré qui impose ces températures limites selon ses contraintes. Ici, pour être cohérent avec la définition de  $\delta_{\theta}^{(t)}$  (section 3.3.3.5), elle est définie à partir d'une portion du  $\Delta T$  :

$$T_{lim} = T_f + \theta \cdot \Delta T \quad (3-13)$$

avec  $\theta \in \{\theta_{min}; \theta_{max}\}$ , où  $\theta_{min} = 0,15$  et  $\theta_{max} = 0,85$ . En charge,  $\theta = \theta_{min}$  : le fluide est exploité par le procédé tant que sa température est inférieure à  $T_{lim}$ . En décharge,  $\theta = \theta_{max}$  : la température en sortie est valorisée tant qu'elle est supérieure à  $T_{lim}$ . Le choix des valeurs  $\theta_{min} = 0,15$  et  $\theta_{max} = 0,85$  est ici réalisé en ce qu'il correspond aux valeurs typiquement retenues dans la littérature (Tableau 1-9).

L'incertitude sur le calcul de l'énergie stockée est décrite en Annexe 16. Cette énergie stockée expérimentalement peut être comparée à celle maximale récupérable lors de l'essai.

### 3.3.3.3. Énergie maximale

L'énergie maximale est l'énergie stockable dans le stockage (eau, paroi et tout élément interne à la cuve) pour l'écart maximal de température d'un essai.

Dans le module, la masse de l'eau est de 1301 kg, celle des parois est de 244 kg et celle des brides est de 343 kg. Donc les brides sont considérées dans la structure solide. Par suite :

$$E_{max} = E_{eau} + E_{inox} \quad (3-14)$$

où :

$$E_{eau} = V_{eau} \rho_{eau} (T_{moy}) [h_{eau}(T_c) - h_{eau}(T_f)] \quad (3-15)$$

$$E_{inox} = V_{inox} \rho_{inox} (T_{moy}) [h_{inox}(T_c) - h_{inox}(T_f)] \quad (3-16)$$

Les propriétés de l'inox (304 l) sont issues de la base de données REFPROP<sup>1</sup>.

Pour un écart de température de 30°C :  $E_{eau} = 45$  kWh et  $E_{inox} = 2,4$  kWh. Autrement dit,  $E_{inox}$  représente environ 5% de l'énergie totale (Tableau 5-9 de l'Annexe 26). L'incertitude sur la valeur de l'énergie maximale est décrite en Annexe 17.

### 3.3.3.4. Taux de restitution

Le taux de restitution quantifie l'énergie restituée pendant une charge ou une décharge :

$$\tau = \frac{E}{E_{max}} \quad (3-17)$$

Ce critère est compris entre 0 et 1 :

- quand  $\tau \rightarrow 1$ , cela signifie que la stratification est forte (thermocline fine) ;
- quand  $\tau \rightarrow 0$ , cela signifie que la stratification est faible (thermocline épaisse).

Toutefois, ce critère est fortement dépendant de la température limite choisie pour calculer l'énergie stockée : si  $T_{lim} \rightarrow T_f$  en décharge, alors  $\tau \rightarrow 1$  même avec une thermocline épaisse. L'incertitude sur le taux de restitution est calculée en Annexe 18.

<sup>1</sup> NIST Reference Fluid Thermodynamic and Transport Properties Database (REFPROP), Version 8.



### 3.3.3.5. Épaisseurs de thermocline

Les épaisseurs de thermocline ont été définies dans le chapitre 2 et ne seront pas rappelées ici. Toutefois, ces définitions dépendent de paramètres précisés :

- **Épaisseur basée sur les températures limite ( $\delta_{\theta}^{(t)}$ )** : une gamme de température adimensionnelle  $\theta \in \{0,15; 0,85\}$  est considérée. L'incertitude sur  $\delta_{\theta}^{(t)}$  est décrite en Annexe 20 ;
- **Épaisseur basée sur la pente de la thermocline ( $\delta_{\nabla}^{(t)}$ )** : les points à  $T_{moy} \pm 0,3\Delta T$  sont considérés. Pour que l'approximation linéaire soit fiable, un nombre de points suffisants doit être contenu dans l'intervalle de travail. Or, à haute vitesse ( $U_{ax} > 2 \text{ mm.s}^{-1}$ ), peu de points sont obtenus au niveau du gradient (car le pas d'acquisition est de 20s). Donc, une interpolation cubique des points est réalisée avant le calcul du gradient. Cette interpolation est aussi réalisée pour le calcul de  $\delta_{\theta}^{(t)}$  et de la puissance instantanée. L'incertitude sur  $\delta_{\nabla}^{(t)}$  est décrite en Annexe 19.

Pour chaque essai, il est possible de visualiser l'évolution de la température en un point choisi, les températures chaude et froide, les températures limites ainsi que l'allure de l'approximation linéaire au niveau de la thermocline (Figure 3-47).

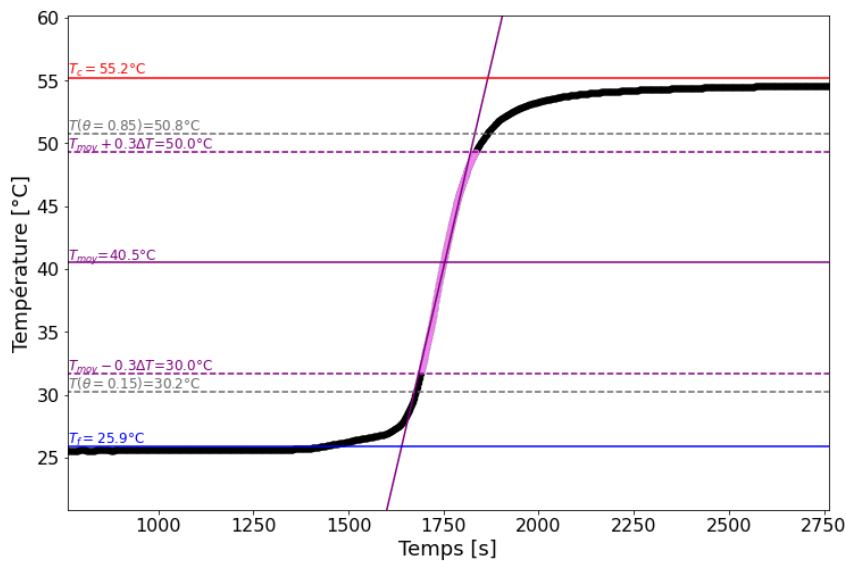


Figure 3-47 : Evolution de la température au TC A1-1760mm pour le cas de référence ( $U_{ax} = 1 \text{ mm.s}^{-1}$ ,  $\Delta T = 25^{\circ}\text{C} - 55^{\circ}\text{C}$ )

Par soucis de concision, ces figures ne seront pas présentées à chaque fois dans ce mémoire mais sont examinés lorsque les données expérimentales le nécessitent.

### 3.3.3.6. Vérification de la répétabilité

Pour tester la répétabilité des essais, certains ont été effectués à plusieurs reprises. Deux écarts de température sont concernés :

- $\Delta T = 25^{\circ}\text{C} - 55^{\circ}\text{C}$  : trois vitesses sont testées en charge et en décharge ( $1 \text{ mm.s}^{-1}$ ,  $2 \text{ mm.s}^{-1}$ ,  $4 \text{ mm.s}^{-1}$ ) et un cas avec une injection progressive ( $t_{rampe}/t_{paroi} = 35$ ). L'essai à  $1 \text{ mm.s}^{-1}$  est réalisé trois fois. Le  $t_{paroi}$  est défini en section 3.3.4.5.

- $\Delta T = 25^{\circ}\text{C} - 90^{\circ}\text{C}$  : une vitesse en charge et en décharge ( $2 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ ).

Ces conditions opératoires ont été choisies pour couvrir une large gamme des conditions expérimentales exploitables avec le dispositif.

Le point choisi pour l'ensemble des calculs d'épaisseur est situé sur la génératrice au centre du stockage à mi-hauteur (1760 mm) car la thermocline y est aussi bien formée en charge qu'en décharge.

● **Essais à  $\Delta T = 25^{\circ}\text{C} - 55^{\circ}\text{C}$**

Pour  $\delta_V^{(t)}$ , l'écart maximal absolu mesuré est de 2,1 cm pour l'essai de charge à  $4 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$  et représente 3,7% de l'épaisseur (Figure 3-48). Pour  $\delta_{\theta}^{(t)}$ , l'écart maximal absolu mesuré est de 2,3 cm pour le même essai, ce qui représente 3,3% de l'épaisseur. Donc l'épaisseur de la thermocline est considéré répétable pour les deux définitions.

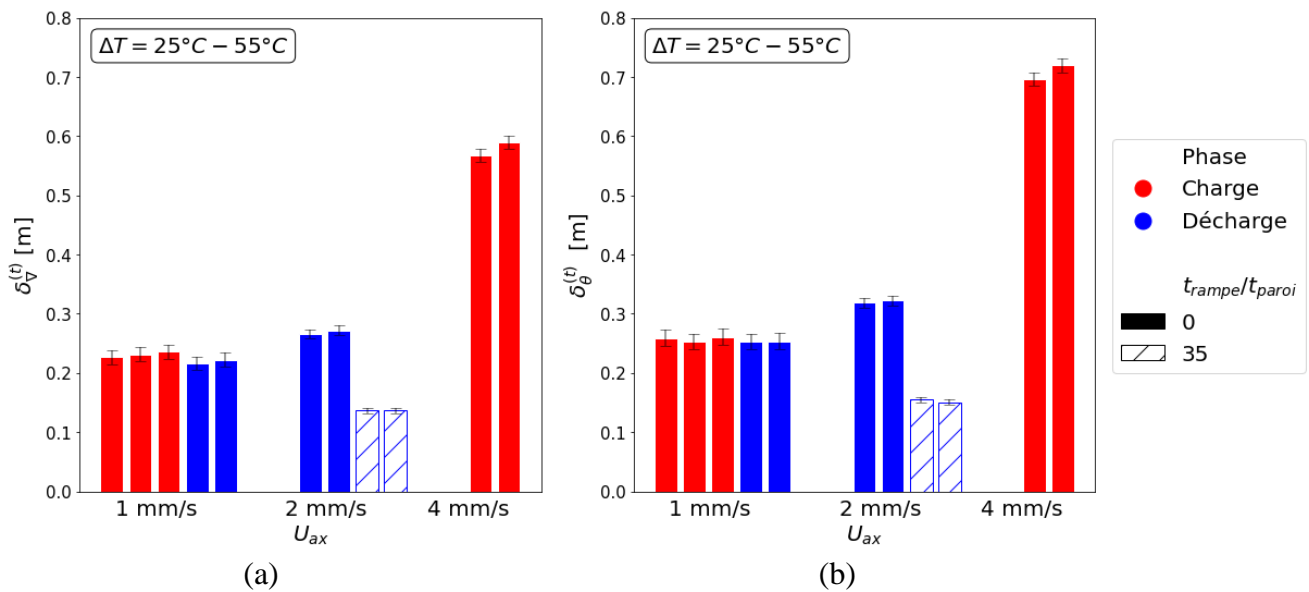


Figure 3-48 : Essais de répétabilité pour un  $\Delta T = 25^{\circ}\text{C} - 55^{\circ}\text{C}$  sur l'épaisseur basée (a) sur la pente de la thermocline ( $T_{moy} \pm 0,3\Delta T$ ) et (b) sur les températures limite ( $\theta_{min} = 0,15; \theta_{max} = 0,85$ ) (1 barre = 1 essai)

En ce qui concerne le taux d'utilisation, les mesures effectuées se situent à l'intérieur des intervalles d'incertitude (Figure 3-49). Donc, au regard des essais réalisés, le critère est répétable pour des essais à  $1 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$  et  $2 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$  mais pas à  $4 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ . La fiabilité du taux de restitution à haute vitesse est développée dans la section 3.3.4.5.

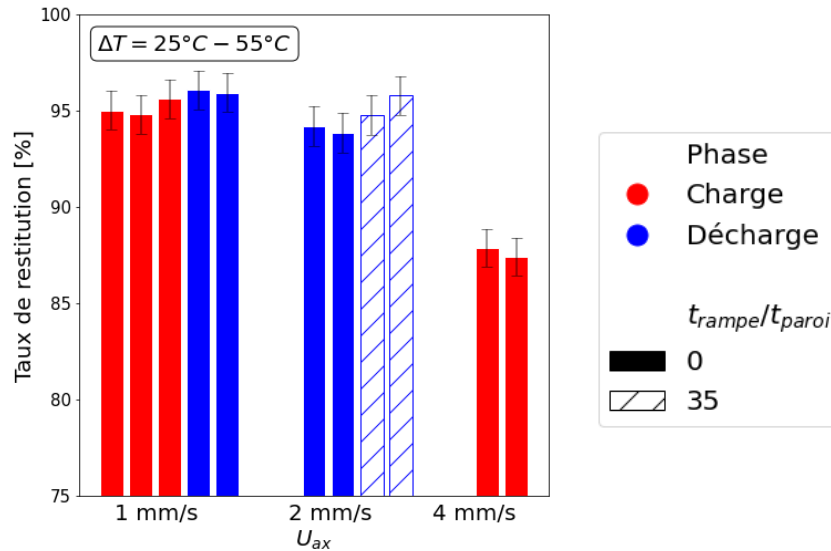


Figure 3-49 : Essais de répétabilité pour  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$  sur le taux de restitution ( $\theta_{min} = 0,15$ ;  $\theta_{max} = 0,85$ ) (1 barre = 1 essai)

Il convient de préciser que les essais expérimentaux effectués à  $2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  en charge et à  $4 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  en décharge n'ont pas été réalisés à plusieurs reprises et ne figurent pas sur les graphiques. Il en est de même pour le cas à  $1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  pour les essais à  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 90^\circ\text{C}$  présentés par la suite.

● **Essais à  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 90^\circ\text{C}$**

Pour les essais considérés, l'épaisseur de thermocline et le taux d'utilisation sont répétables (Figure 3-50 et Figure 3-51).

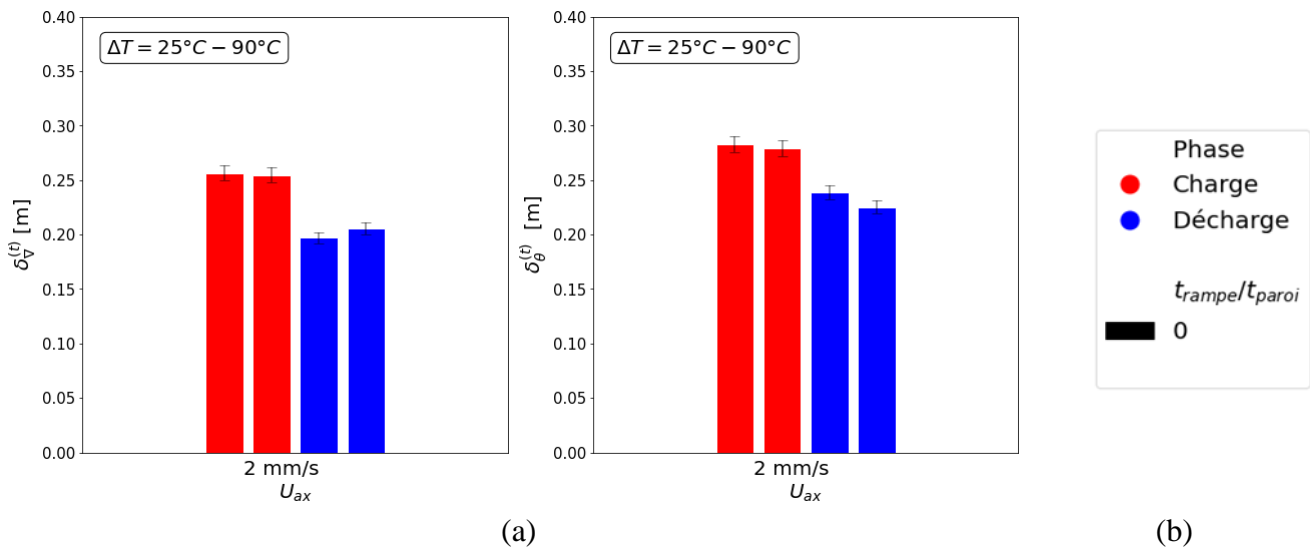


Figure 3-50 : Essais de répétabilité pour un  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 90^\circ\text{C}$  sur l'épaisseur basée (a) sur la pente de la thermocline ( $T_{moy} \pm 0,3\Delta T$ ) et (b) sur les températures limites ( $\theta_{min} = 0,15$ ;  $\theta_{max} = 0,85$ ) (1 barre = 1 essai)

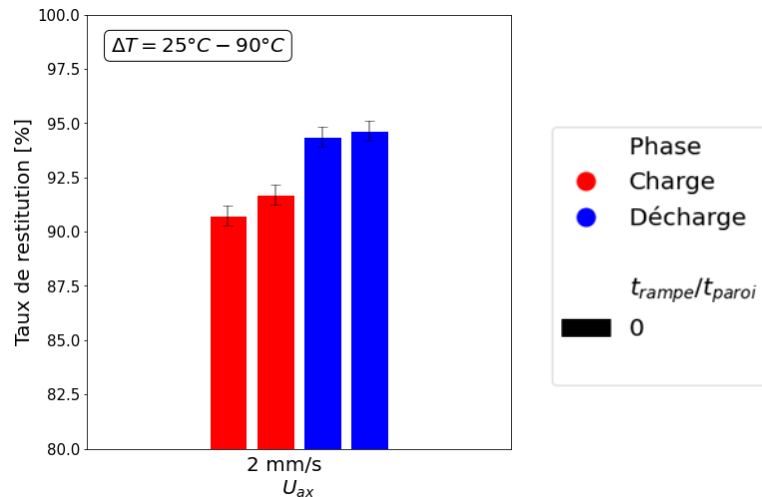


Figure 3-51 : Essais de répétabilité pour  $\Delta T = 25^{\circ}\text{C} - 90^{\circ}\text{C}$  sur le taux de restitution ( $\theta_{min} = 0,15; \theta_{max} = 0,85$ ) (1 barre = 1 essai)

Le taux de restitution montre des incertitudes expérimentales et des écarts de répétabilité plus élevés que les épaisseurs de thermocline, ce qui sera abordé en détails en 3.2.3.3.

Dans l'ensemble, les essais répétés montrent des écarts inférieurs aux incertitudes de mesure. Donc la section d'essais est considérée apte à être utilisée pour des études dont les conditions opératoires sont variées.

### 3.3.4. Etudes paramétriques

#### 3.3.4.1. Impact de la vitesse axiale et du $\Delta T$

Une première étude de sensibilité au débit nominal et au  $\Delta T$  a été réalisée. Pour rappel, toutes les vitesses ne peuvent être testées pour tous les  $\Delta T$  en raison de la limitation de la puissance de chauffe. Ainsi, les vitesses les plus hautes ( $6 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$  et  $8 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ ) sont uniquement testées sur l'écart de température de  $10^{\circ}\text{C}$ .

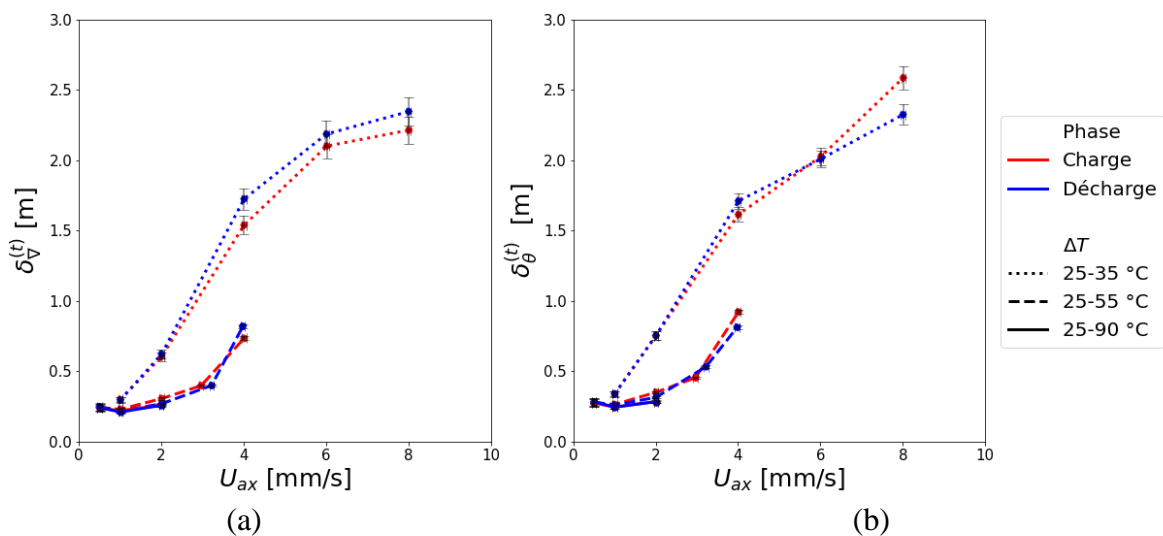


Figure 3-52 : Impact de la vitesse axiale moyenne sur l'épaisseur basée (a) sur la pente de la thermocline ( $T_{moy} \pm 0,3\Delta T$ ) et (b) sur les températures limites ( $\theta_{min} = 0,15; \theta_{max} = 0,85$ )

À  $\Delta T$  donné, la tendance générale indique que la thermocline s'épaissit avec l'augmentation de la vitesse. En effet, l'augmentation du débit intensifie le mélange au niveau du fond bombé et affecte la formation de la thermocline. En particulier :

- Pour le  $\Delta T$  de  $10^\circ\text{C}$ , la thermocline atteint jusqu'à 2,5 m pour un stockage de 3,5 m (Figure 3-52). Cette valeur aberrante peut être expliquée par le fait que le débit est suffisamment élevé pour uniformiser la température dans l'intégralité du stockage. (Figure 3-53).
- Pour les  $\Delta T$  de  $30^\circ\text{C}$  et de  $60^\circ\text{C}$ , l'épaisseur n'augmente pas avec la vitesse entre  $0,5 \text{ mm.s}^{-1}$  et  $2 \text{ mm.s}^{-1}$ . Les écarts de masse volumique sont suffisants pour stabiliser l'écoulement. Une épaisseur limite de thermocline de 25 cm se distingue pour ce système particulier (distributeur et stockage).

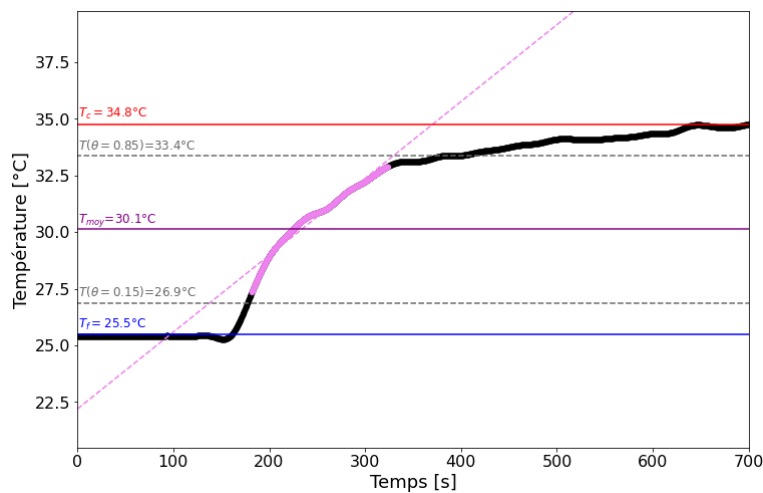


Figure 3-53 : Evolution de la température au TC A1-1760 mm pour un essai de charge à  $U_{ax} = 8 \text{ mm.s}^{-1}$  et  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 35^\circ\text{C}$

À une vitesse donnée :

- $U_{ax} > 2 \text{ mm.s}^{-1}$  : l'épaisseur de la thermocline augmente avec la diminution de l'écart de température. En effet, la diminution de  $\Delta T$  engendre une diminution de  $\Delta\rho$  donc amoindri son effet stabilisateur.
- $U_{ax} \leq 2 \text{ mm.s}^{-1}$  : l'épaisseur de la thermocline est similaire pour  $\Delta T = 65^\circ\text{C}$  et  $\Delta T = 30^\circ\text{C}$ , mais supérieure pour  $\Delta T = 10^\circ\text{C}$ , en particulier à  $2 \text{ mm.s}^{-1}$ . Pour cette vitesse, les  $\Delta T$  de  $10^\circ\text{C}$ ,  $30^\circ\text{C}$  et  $65^\circ\text{C}$  correspondent respectivement à des nombres de Richardson ( $Ri_{0,h_i}$ ) de 1,6 ; 0,56 et 0,15. C'est cohérent avec les travaux sur les courants de gravité qui indiquent l'apparition d'une stratification pour  $Ri_{0,h_i} > 0,25$  [150].

L'impact couplé de la vitesse et du  $\Delta T$  peut être traité en considérant le  $Ri_{0,h_i}$  (Figure 3-54). Une tendance commune pour l'épaisseur se distingue pour tous les essais. En particulier pour les essais en charge à  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$  :

- À  $2 \text{ mm.s}^{-1}$  et  $3 \text{ mm.s}^{-1}$ , soit  $Ri_{0,h_i}$  respectivement de 0,57 et 0,26 : l'épaisseur de thermocline  $\delta_\theta^{(t)}$  est de 35 cm et de 45 cm (Figure 3-54.b). Cela représente respectivement 10% et 13% de la hauteur totale du stockage ;
- À  $4 \text{ mm.s}^{-1}$ , soit  $Ri_{0,h_i} = 0,14$  : l'épaisseur  $\delta_\theta^{(t)}$  augmente et représente 26% de la hauteur totale.

Donc, pour ce dispositif expérimental, il est possible d'opérer à haute vitesse et d'obtenir des épaisseurs de thermoclines raisonnables, (ici inférieure à 13% de la hauteur totale) tant que le  $Ri_{0,h_i}$  est suffisamment élevé ( $Ri_{0,h_i} \geq 0,25$ ).

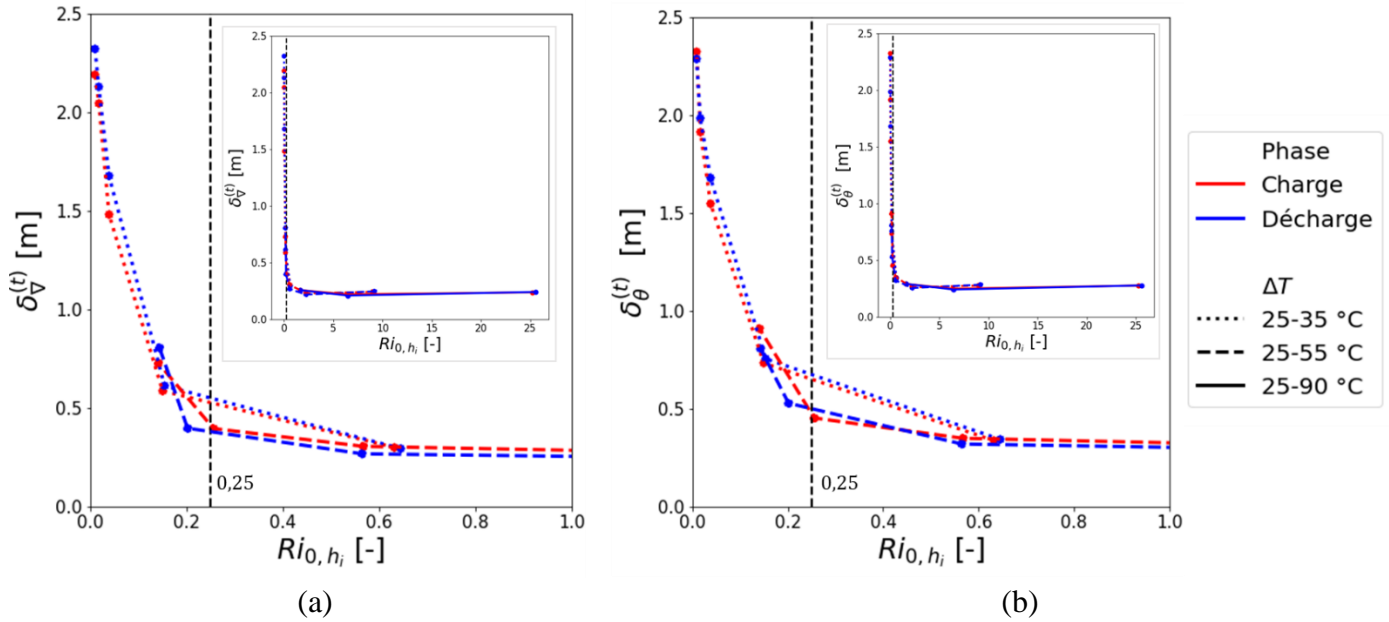


Figure 3-54 : Impact de  $Ri_{0,h_i}$  sur l'épaisseur basée (a) sur la pente de la thermocline ( $T_{moy} \pm 0,3\Delta T$ ) et (b) sur les températures limites ( $\theta_{min} = 0,15; \theta_{max} = 0,85$ ). Les essais sont réalisés à plusieurs vitesses de propagation.

En outre, la littérature a communément utilisé le nombre de Richardson avec la hauteur de stockage comme longueur de référence,  $Ri_{0,H}$ , pour tenter de caractériser la stratification (section 1.1.2.3.2). Pour le stockage STERIOD, cela revient à l'obtention d'une stratification convenable si  $Ri_{0,H} \geq 43$ . L'ordre de grandeur est largement supérieur aux valeurs des études réalisées dans la littérature (facteur d'au moins 4, Tableau 1-2). Cela confirme que le  $Ri_{0,H}$  n'est pas un nombre adimensionnel significatif pour caractériser la stratification dans un stockage thermique, mais seulement un paramètre de similitude. À l'inverse, le  $Ri_{0,h_i}$  semble plus approprié pour caractériser la stratification et être utilisé dans des corrélations.

Concernant le taux de restitution, l'augmentation de l'épaisseur se traduit par une diminution de celui-ci avec l'augmentation du débit (Figure 3-55.a) ; l'augmentation de  $Ri_{0,h_i}$  se traduit par une hausse du même critère (Figure 3-55.b). De plus, comme pour l'épaisseur, une tendance commune se distingue pour le taux de restitution, et le tracé selon  $Ri_{0,h_i}$  révèle que le seuil de 0,25 est pertinent pour caractériser les performances: en dessous de ce seuil le taux croît, au-dessus du seuil le taux ne varie presque plus.

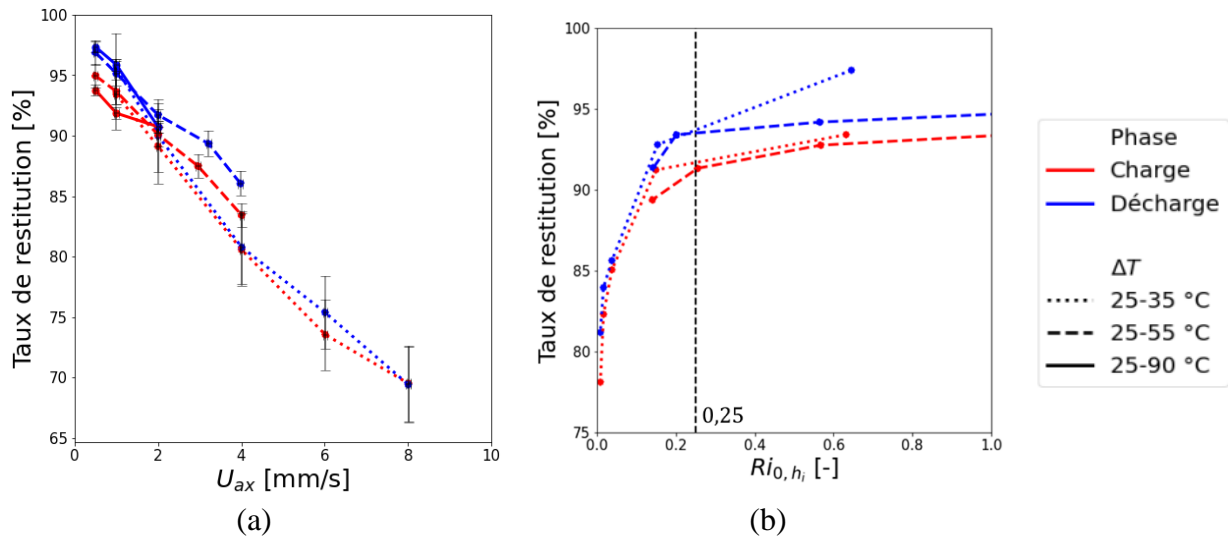


Figure 3-55 : Impact de (a) la vitesse axiale et (b)  $Ri_{0,h_i}$  sur le taux de restitution ( $\theta_{min} = 0,15$ ;  $\theta_{max} = 0,85$ ). Les essais sont réalisés à plusieurs vitesses de propagation.

Le comportement des deux épaisseurs  $\delta_{\theta}^{(t)}$  et  $\delta_{\nabla}^{(t)}$  est similaire dans cette étude mais aussi dans celles présentées par la suite. Ainsi, par soucis de concision, et parce que la corrélation utilisée par la suite est obtenue sur  $\delta_{\theta}^{(t)}$ , seuls les graphiques avec l'épaisseur basée sur les températures limites seront montrés dans la suite de ce mémoire.

L'épaisseur obtenue expérimentalement peut-être comparée avec des valeurs de la littérature :

- **La corrélation de Musser et Bahnfleth (2001)** : détails en section 1.1.4.3 au chapitre 1. Cette définition de l'épaisseur ne prend pas en compte la correction aux températures limite choisies (coefficient  $\gamma = \theta_{max} - \theta_{min}$ ) (section 2.4.1.2). Le coefficient  $\gamma$  est appliqué pour être cohérent avec les épaisseurs de thermocline obtenues expérimentalement.
- **L'épaisseur théorique obtenue par seul effet de la diffusion** : détails en section 1.1.2.4 au chapitre 1. Pour rappel, si le seul effet de diffusion est considéré dans l'équation de la chaleur, l'épaisseur de thermocline ne dépend pas de l'étape de formation mais seulement de la diffusivité et du temps de passage du fluide (t) [59] :

$$\delta_{diff.} = \sqrt{\alpha t} \quad (3-18)$$

Cette définition dépend du temps de passage. Ici, le temps de passage sélectionné correspond à la durée requise pour que la thermocline atteigne le centre du stockage, car c'est à cet emplacement que les épaisseurs sont calculées.

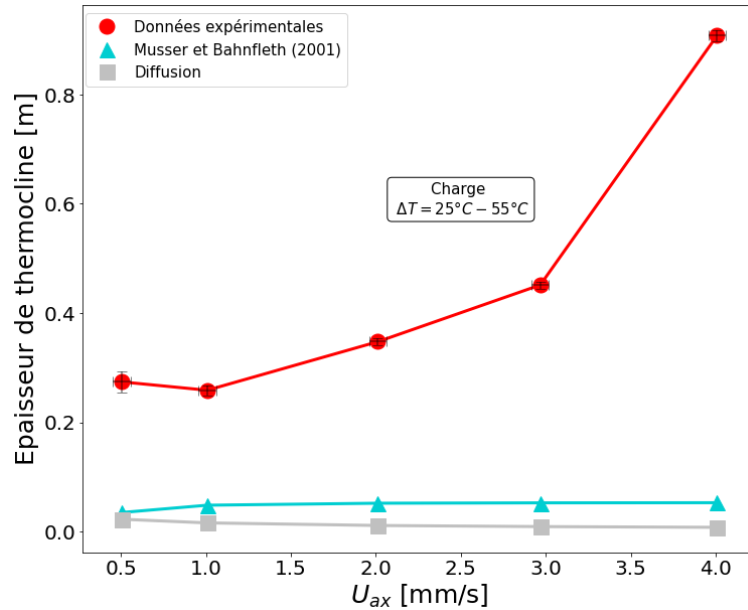


Figure 3-56 : Comparaison des épaisseurs de thermocline : obtenue expérimentalement, calculée avec la corrélation de Musser et Bahnfleth (2001) ou calculée en supposant un épaissement diffusif.

Pour l'ensemble des vitesses testées :

- les épaisseurs de thermocline  $\delta_{MB}$  et  $\delta_{diff}$ . sous-estiment nettement celles obtenues expérimentalement ( $\delta_{exp.}$ ) (Figure 3-56). L'écart entre  $\delta_{exp.}$  et  $\delta_{diff}$ . montre que d'autres phénomènes, tel que le mélange, sont responsables de l'épaisseur de la thermocline. L'écart entre  $\delta_{exp.}$  et  $\delta_{MB}$  peut provenir de la gamme de validité de la corrélation (Tableau 1-7). En effet, le stockage respecte les ratios géométriques ( $R_p/h_i = 5,0$  ;  $R_p/R_c = 0,28$ ) mais aucun essai ne respecte les deux critères requis de  $Re_i$  et de  $Ri_{0,h_i}$  (Tableau 3-3). D'autres facteurs peuvent être à l'origine de cet écart comme la taille du stockage (dans la corrélation, l'épaisseur est proportionnelle au rayon de virole et celle-ci est obtenue pour des stockages de capacité industrielle) ou encore des nombres adimensionnels choisis qui ne correspondent pas à la totalité des phénomènes physiques ;
- l'épaisseur  $\delta_{MB}$  est légèrement supérieure à  $\delta_{diff}$ . L'écart est le plus faible à  $0,5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  où les points sont confondus. Ainsi, lorsque  $U_{ax} \geq 1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ , la corrélation intègre d'autres phénomènes physiques en plus de la diffusion, mais leur contribution n'est pas suffisante pour assurer un ordre de grandeur cohérent avec  $\delta_{exp.}$ .

Tableau 3-3 : Nombre de  $Ri_{0,h_i}$  et  $Re_i$  sur les essais expérimentaux à  $\Delta T = 25^\circ C - 55^\circ C$  (✓/✗ : respecte/ne respecte pas la gamme de validité de la corrélation de Musser et Bahnfleth (2001))

$U_{ax}$ [mm. s <sup>-1</sup> ]	$Ri_{0,h_i}$ [-]	$Re_i$ [-]
0,5	9,0 ✓	442 ✗
1	2,2 ✓	884 ✗
2	0,57 ✗	1763 ✓
3	0,26 ✗	2607 ✓
4	0,14 ✗	3521 ✓



### 3.3.4.2. Impact de la propagation

Depuis le début de cette section, les épaisseurs ont été calculées en un point du stockage. Toutefois, pour visualiser la propagation de la thermocline, l'épaisseur peut être calculée à différentes positions dans le réservoir. Pour évaluer l'épaississement de la thermocline au cours de son transport, l'épaisseur est calculée en cinq points :

- À l'extérieur du stockage : sortie inférieure et supérieure ;
- À l'intérieur du stockage : sur la génératrice centrale, en bas (560 mm), au milieu (1760 mm) et en haut (3160 mm).

Le comportement en charge et en décharge (Figure 3-57) est similaire. L'axe des abscisses est orienté de telle façon à ce que la thermocline se déplace de la gauche vers la droite pour la décharge et la décharge.

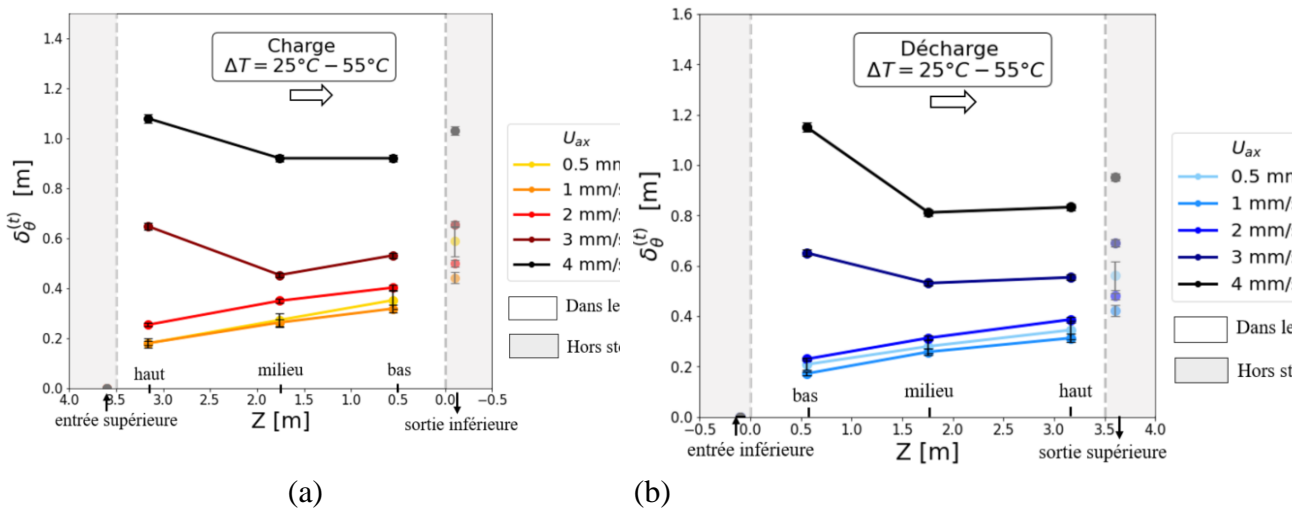


Figure 3-57 : Evolution de l'épaisseur de thermocline basée sur les températures limites ( $\theta_{min} = 0,15$  ;  $\theta_{max} = 0,85$ ) en (a) charge et (b) décharge, à  $\Delta T$  fixe de  $30^{\circ}\text{C}$  (la flèche indique le sens de l'écoulement)

Pour simplifier les explications, les observations sont faites sur la phase de charge :

- Pour  $U_{ax} \in \{0,5; 1; 2\} \text{ mm. s}^{-1}$ , l'épaisseur de thermocline croît au cours du temps (haut  $\rightarrow$  bas). Elle est formée en haut de stockage et va continuellement s'épaissir pendant son transport jusqu'en bas du stockage ;
- Pour  $U_{ax} \in \{3; 4\} \text{ mm. s}^{-1}$ , l'épaisseur de thermocline décroît (haut  $\rightarrow$  milieu) puis croît (milieu  $\rightarrow$  bas) au cours du temps. Cela signifie qu'elle n'est pas formée au TC choisi en haut de stockage car celui-ci se situe dans la zone de remélange. Cette dernière est d'autant plus grande que le débit injecté est grand. Une fois formée (milieu  $\rightarrow$  bas), la thermocline va s'épaissir jusqu'à atteindre la sortie.

Pour comparer l'épaississement expérimental de la thermocline avec l'épaississement théorique purement diffusif (équation (3-18)), trois épaisseurs sont comparées dans le cas d'une charge :

- **Formation ( $\delta_{\theta,haut}^{(t)}$ )** : l'épaisseur obtenue en haut du stockage à 3160 mm ;
- **Formation + épaississement diffusif ( $\delta_{\theta,haut}^{(t)} + \delta_{diff}^{(t)}$ )** : la somme de l'épaisseur obtenue en haut de stockage et de l'épaississement théorique purement diffusif. Le temps de passage

considéré est le temps que parcourt le fluide entre le TC haut et le TC bas à la vitesse  $U_{ax}$  de l'essai. La diffusivité est obtenue à la température moyenne ;

- **Formation + épaisseur expérimental ( $\delta_{\theta,bas}^{(t)}$ ):** l'épaisseur obtenue en bas du stockage à 560 mm.

Les essais à vitesse  $U_{ax} > 2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  ne sont pas représentés car la thermocline n'est pas formée au TC choisi en partie supérieure du stockage.

Il est observé que la thermocline obtenue expérimentalement vers la sortie est nettement plus épaisse que celle obtenue en considérant un épaisseur purement diffusif (Figure 3-58).

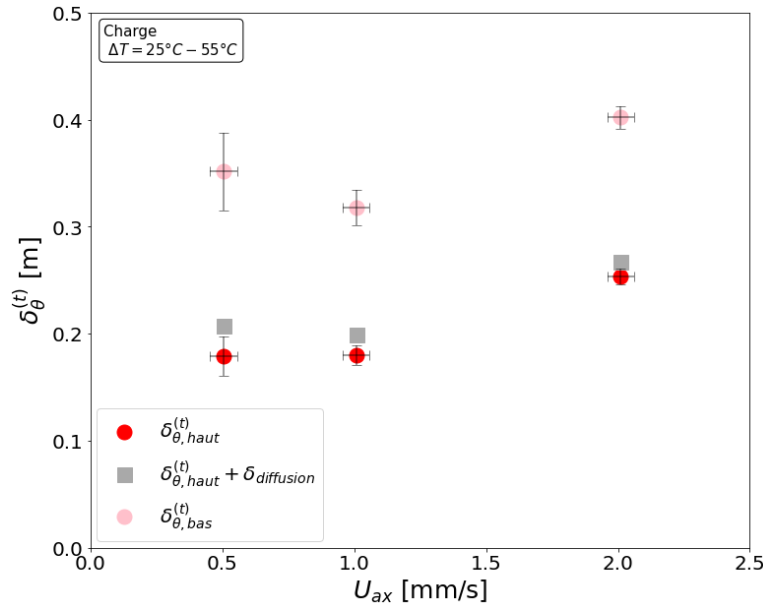


Figure 3-58 : Comparaison entre l'épaissement de thermocline expérimental et l'épaissement purement diffusif

D'autres phénomènes sont donc à l'origine de l'épaissement de la thermocline et évoqués au chapitre 1 : le mouvement du fluide induit par l'écoulement d'entrée, les vortex, les instabilités locales au sein de la thermocline ou encore les pertes thermiques.

Enfin, un épaisseur de la thermocline est notable lorsque la thermocline quitte le stockage (bas  $\rightarrow$  sortie inférieure) (Figure 3-57). Cet épaisseur est lié au mélange induit par le soutirage au niveau du distributeur. Cette analyse quantitative va à l'encontre de l'analyse qualitative de la section 3.3.2.2.

Il est ainsi pertinent de porter une attention particulière au distributeur utilisé lors de la sortie de l'eau. Ainsi, deux façons de soutirer le fluide sont examinés dans la section suivante.

### 3.3.4.3. Impact du soutirage

Le soutirage par le distributeur (Figure 3-10) est comparé avec le soutirage par le fond (Figure 3-11). Pour cette étude :

- les épaisseurs sont calculées à partir des PT-100 en sortie haute (décharge) ou basse (charge) ;
- le cas de référence est choisi ( $U_{ax} = 1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  ;  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$ ).

Pour les deux épaisseurs calculées, la thermocline est légèrement plus fine en soutirant par le fond que par le distributeur (Figure 3-59).

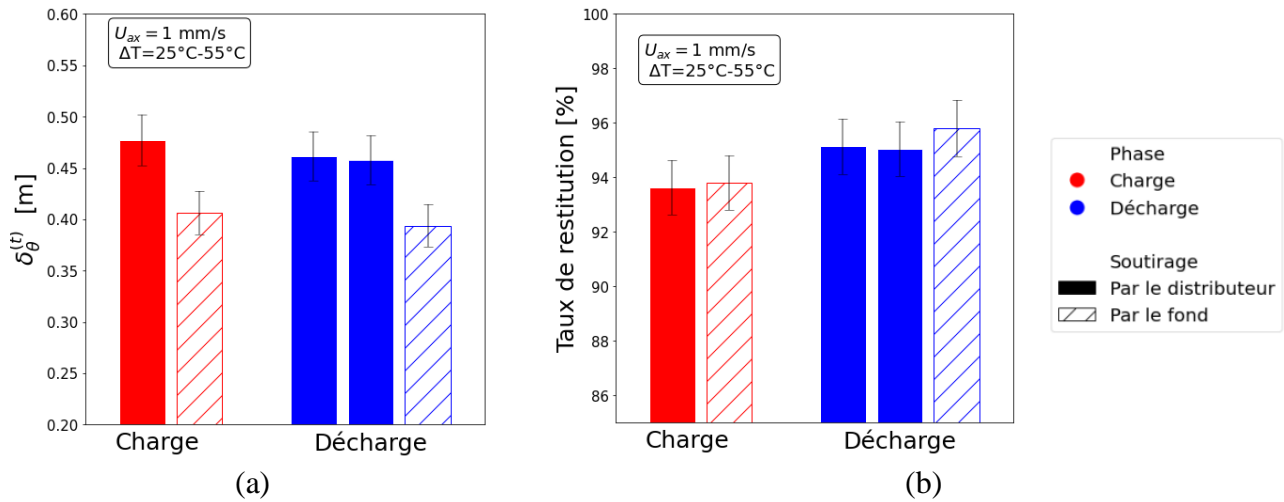


Figure 3-59 : Impact du soutirage sur (a) l'épaisseur de thermocline selon les températures limites ( $\theta_{min} = 0,15$ ;  $\theta_{max} = 0,85$ ; thermocline calculée en sortie basse en charge et en sortie haute en décharge) et (b) le taux de restitution ( $\theta_{min} = 0,15$ ;  $\theta_{max} = 0,85$ ) (1 barre = 1 essai)

Cette diminution d'épaisseur ne se retranscrit pas sur le taux de restitution en considérant les incertitudes de mesure. Un cumul de l'effet du soutirage pendant un cyclage complet serait intéressant pour ce critère.

Tous les essais réalisés jusqu'à présent ont été fait en modifiant la température chaude pour faire varier le  $\Delta T$ . La section suivante s'intéresse à l'impact d'un même  $\Delta T$  mais avec des niveaux de température différents.

#### 3.3.4.4. Impact de la viscosité

L'intérêt de cette section est d'explorer l'impact d'une variation du nombre de Reynolds à un nombre de Richardson constant. Or les vitesses ( $U_{ref}$ ) et dimensions ( $L_{ref}$ ) caractéristiques apparaissent dans les deux nombres adimensionnels (équations (3-19) et (3-20)). Ainsi, le seul moyen de faire varier  $Re$  à  $Ri$  constant, consiste à changer la température moyenne tout en maintenant  $\Delta T$  constant. En effet, cela modifie la viscosité et donc le nombre de Reynolds.

$$Ri = \frac{g\beta\Delta TL_{ref}}{U_{ref}^2} \quad (3-19)$$

$$Re = \frac{U_{ref}L_{ref}}{\nu} \quad (3-20)$$

Ainsi, deux niveaux de température sont testés pour un  $\Delta T$  de  $30^\circ\text{C}$  :  $25^\circ\text{C}-55^\circ\text{C}$  et  $60^\circ\text{C}-90^\circ\text{C}$ .

Avec l'augmentation du niveau de température, l'épaisseur de thermocline diminue (Figure 3-60.a) et le taux de restitution augmente légèrement (Figure 3-60.b). C'est contre intuitif : il est attendu que l'augmentation du niveau de température intensifie le mélange turbulent.

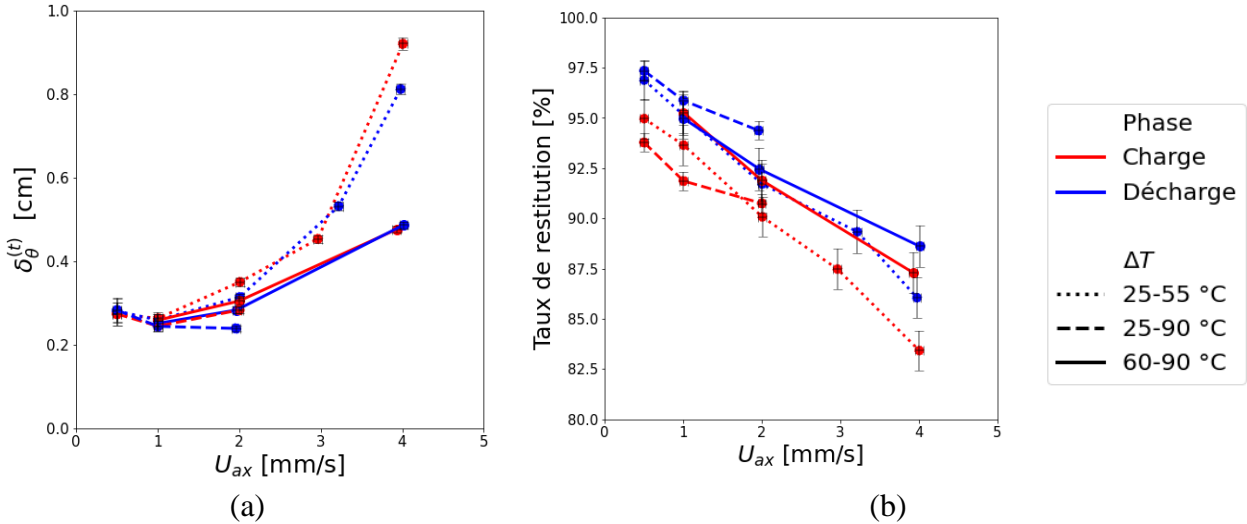


Figure 3-60 : Impact du niveau de température sur (a) l'épaisseur basée sur les températures limites et (b) le taux d'utilisations. Pour les deux critères,  $\theta_{min} = 0,15$  et  $\theta_{max} = 0,85$

Ce comportement contre-intuitif met en lumière la limitation qu'il y a à définir le nombre de Richardson en supposant la masse volumique linéaire. Pour faire varier le nombre de Reynolds à  $Ri$  constant, tout en prenant en compte le comportement quadratique de la masse volumique, il faut utiliser une expression du nombre de Richardson faisant apparaître la différence de masse volumique relative telle que :

$$Ri = \frac{g(\Delta\rho/\rho)L_{ref}}{U_{ref}^2} \tag{3-21}$$

C'est donc le  $\Delta\rho/\rho$  qui doit être maintenu constant dans l'équation (3-21), c'est-à-dire le produit  $\beta\Delta T$  dans l'équation (3-19), et non le  $\Delta T$ . Le rapport de masse volumique est différent pour les deux niveaux de température considérés (écart de 0,7 points) (Tableau 3-4)

Tableau 3-4 : Correspondance entre  $\Delta T$  et  $\Delta\rho/\rho$

$\Delta T = T_f - T_c$	$(\rho_{T_f} - \rho_{T_c})/\rho_{T_f}$
25°C – 35°C	0,309%
25°C – 55°C	1,12%
25°C – 90°C	3,17%
60°C – 79,5°C	1,12%
60°C – 90°C	1,83%

En conservant un point froid de 60°C, on peut donc obtenir la température  $T_x$  qui respecte :

$$\frac{\rho_{60^\circ C} - \rho_{T_x}}{\rho_{60^\circ C}} = \frac{\rho_{25^\circ C} - \rho_{55^\circ C}}{\rho_{25^\circ C}} \tag{3-22}$$

La température chaude nécessaire pour conserver le  $\Delta\rho/\rho$  et une température froide de 60°C est de 79,5°C. Donc pour étudier l'impact du nombre de Reynolds en conservant un même  $\Delta\rho/\rho$ , il aurait

fallu comparer les deux niveaux de température suivant : 25°C-55°C et 60°C-79,5°C. Cette expérience n'a pas pu être réalisée faute de temps.

L'essai à  $\Delta\rho/\rho = 3,17\%$  ( $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 90^\circ\text{C}$ ) génère une épaisseur inférieure ou semblable au cas  $\Delta\rho/\rho = 1,12\%$  ( $\Delta T = 60^\circ\text{C} - 90^\circ\text{C}$ ) et inférieur au cas  $\Delta\rho/\rho = 0,309\%$  ( $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 35^\circ\text{C}$ ). Donc l'augmentation de  $\Delta\rho/\rho$  se traduit par une diminution de l'épaisseur.

### 3.3.4.5. Impact des rampes en débit

Le chapitre 2 a mis en lumière numériquement l'impact des rampes en débit pour limiter l'épaisseur de la thermocline lors de sa formation sur un stockage initialement à température homogène. Le comportement expérimental d'une injection progressive est exploré ici.

Dans le cas d'application du chapitre 2, les temps de rampe ( $t_r$ ) ont été choisis arbitrairement à 30s, 60s, 120s, 240s. Pour avoir une correspondance sur le temps de rampe pour les essais expérimentaux, le temps de rampe relatif au temps que met le fluide pour atteindre la paroi latérale ( $t_p$ ) est considéré. Ce dernier suppose que le parcours du fluide est strictement radial :

$$t_p = \frac{\pi h_i R_c^2}{Q} \quad (3-23)$$

- $h_i$  : hauteur d'entrée du fluide (écart entre les plaques pour le stockage STERIOD ; écart entre le tuyau et le sommet du stockage pour le cas d'application de Zurigat *et al.* (1991) [70]).
- $Q$  : débit volumique.

Ainsi, un  $t_r$  de 240 s correspond à un rapport  $t_r/t_p$  de 18 pour un débit de  $5,92 \text{ L} \cdot \text{min}^{-1}$  ( $0,35 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ ) pour le cas d'application de Zurigat *et al.* (1991) [70]. Or, l'effet des rampes est d'autant plus marqué à mesure que  $t_r$  augmente (section 2.4.2.3) et il est présumé que leur impact est d'autant plus significatif que le débit est élevé. Donc, le rapport  $t_r/t_p$  de 18 est choisi comme valeur minimale pour obtenir les rampes des essais expérimentaux, et les essais à hautes vitesses axiales sont choisis ( $2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  et  $4 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ ) (Tableau 3-5).

Tableau 3-5 : Temps de rampe des essais expérimentaux

$t_r/t_p$ [-]	$t_r$ [s]	
	$U_{ax} = 2 \text{ mm/s}$	$U_{ax} = 4 \text{ mm/s}$
0	0 s	0 s
18	174 s	87 s
35	348 s	174 s
70	696 s	-

Il est observé que le temps de rampe permet de réduire l'épaisseur de la thermocline (Figure 3-61.a).

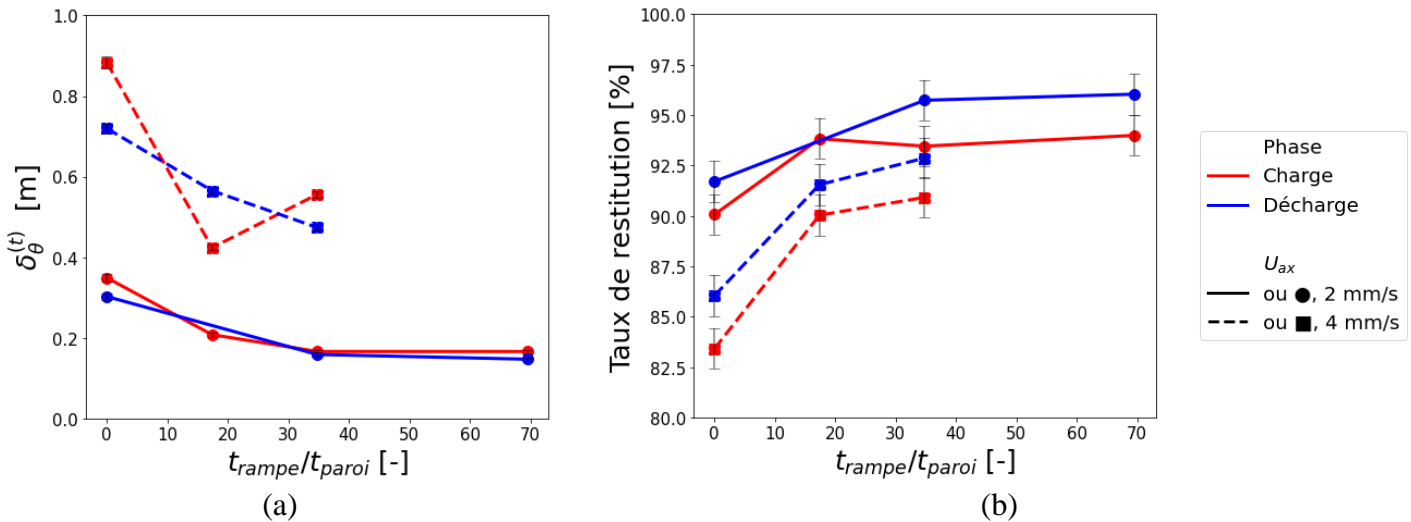


Figure 3-61 : Impact des rampes sur (a) l'épaisseur basée sur les températures limites et (b) le taux de restitution. Pour les deux critères,  $\theta_{min} = 0,15$  et  $\theta_{max} = 0,85$ .

En particulier, pour la charge à  $U_{ax} = 2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ , l'utilisation d'une rampe avec un ratio de 35 permet de réduire l'épaisseur  $\delta_{\theta}^{(t)}$  de 51% en charge. Au-delà de 35, l'impact de l'injection progressive n'est plus significatif et une épaisseur minimale seuil se distingue. Cette forte réduction se répercute sur le taux de restitution et permet de passer de 90% à 93% (Figure 3-61.b). Le comportement en décharge est similaire.

Pour la charge à  $U_{ax} = 4 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ , l'utilisation d'une rampe est comparable au cas à  $2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  (réduction de l'épaisseur  $\delta_{\theta}^{(t)}$  de 46 % en charge), mais plus prononcé sur le taux de restitution où le gain permet de passer de 83% à 90% (charge et décharge).

Il est important d'indiquer que des incohérences locales entre les rampes et le taux d'utilisation peuvent être observées. Par exemple, pour un rapport  $t_r/t_p$  de 35, la thermocline obtenue en décharge à  $4 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  est nettement plus épaisse que celle obtenue en charge à  $2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  mais les taux de restitution sont proches. Toutefois la tendance est claire : la diminution de l'épaisseur de la thermocline augmente le taux de restitution (Figure 3-62).

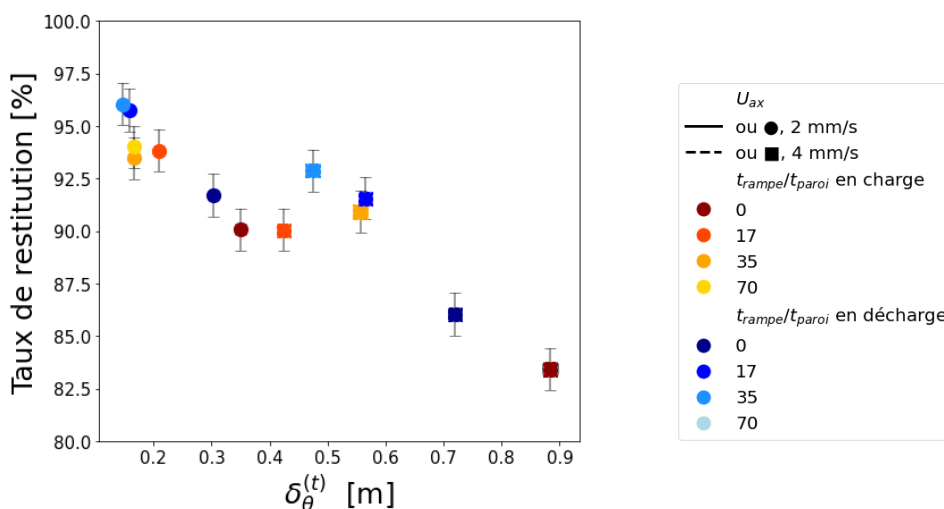


Figure 3-62 : Impact de l'épaisseur de thermocline sur le taux de restitution

Enfin, l'épaisseur obtenue avec une rampe se positionne de façon cohérente : elle se situe entre celle obtenue sans rampe et l'épaisseur théorique obtenue par diffusion (Figure 3-63).

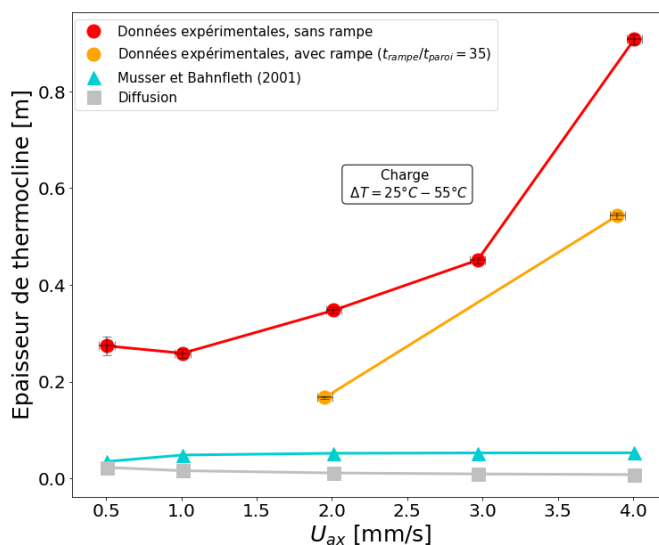


Figure 3-63 : Positionnement des épaisseurs de thermocline obtenues avec et sans rampe

Donc le comportement des rampes observé numériquement au chapitre 2 est aussi observé expérimentalement.

## 3.4. Conclusion

Une synthèse par section est proposée ici.

- **Synthèse sur le dimensionnement de la section d'essais**

Un nouveau dispositif expérimental a été dimensionné et mis en œuvre afin de répondre aux exigences d'acquisition de :

- Données de validation maîtrisées : état initial connu et homogène en température, évolution du débit et de la température d'entrée mesurés au cours de l'essai, injection à température constante ;
- Données originales par rapport à celle présentes dans la littérature : à haute vitesse et avec une injection selon une rampe en débit possible.

Le stockage se distingue par son instrumentation qui est conséquente mais aussi originale avec des mesures de températures dans les fonds bombés et selon différentes positions radiales. Une attention particulière a été portée aux distributeurs hydrauliques dont la géométrie est modifiable et les dimensions ajustables (écart entre les plaques, hauteur d'injection) ce qui permettra dans le futur d'étudier d'autres configurations d'écoulement en entrée et sortie de stockage. Cette section d'essais a permis de réaliser des études en phase dynamique et en phase de stand-by.

- **Synthèse sur les études en phase de stand-by**

En phase de stand-by, deux types d'études ont été réalisées : lorsque le stockage est initialement homogène (cas théorique) ou initialement stratifié (cas pratique).

Lorsque le stockage est initialement homogène, le comportement obtenu est cohérent avec celui observé par la littérature : le niveau de température baisse progressivement en zone supérieure du stockage et l'eau froide vient s'accumuler au fond du réservoir. Ces essais ont permis de définir un coefficient d'échange équivalent moyen pour le montage avec l'isolation n°4. L'instrumentation en paroi interne n'est pas assez proche de celle-ci pour mesurer la couche limite thermique. Il serait pertinent de l'observer numériquement.

Lorsque le stockage est initialement stratifié, le comportement observé est cohérent avec les phénomènes physiques liés aux pertes thermiques : les niveaux de température en partie supérieure et inférieure baissent au cours du temps et le gradient thermique s'épaissit. Dans le cadre de cette section d'essais, le profil est altéré par une dispersion de chaleur au niveau de la zone de contact entre le stockage et son support métallique.

- **Synthèse sur les études en phase d'écoulement**

En phase dynamique, la section d'essais a permis de réaliser des études paramétriques faisant varier différents paramètres opératoires : le débit, le  $\Delta T$ , l'injection du fluide (progressive ou abrupte), le soutirage (distributeur ou par le fond). Les variations de débit et de  $\Delta T$  ont confirmé les observations de la littérature : la stratification est d'autant plus forte que la vitesse axiale de propagation est faible et le  $\Delta T$  (donc le  $\Delta\rho$ ) fort.

Pour un écart de température suffisant, il est possible d'obtenir des épaisseurs de thermocline raisonnables : par exemple  $\delta_\theta$  représentant 13% de la hauteur totale ( $0,15 \leq \theta \leq 0,85$ ) pour une charge à  $3 \text{ mm.s}^{-1}$  sur un  $\Delta T$  de  $30^\circ\text{C}$ . Donc, pour cette section d'essais, la limitation artificielle de  $2 \text{ mm.s}^{-1}$  n'a pas de sens raisonnable et l'augmentation de la vitesse doit être considérée en lien avec



le  $\Delta T$ . C'est-à-dire avec le nombre de Richardson. Pour cette installation,  $Ri_{0,h_i} \geq 0,25$  permet d'obtenir des épaisseurs de thermocline inférieures à 50 cm.

L'obtention de l'épaisseur de la thermocline à différentes positions verticales a permis de mettre en lumière que la diffusion au sein de l'eau n'est pas le phénomène physique principal régissant l'épaississement de la thermocline une fois celle-ci formée. Cela est cohérent avec l'étude des écoulements en milieux stratifiés qui indiquent que les instabilités (primaires, secondaire, vagues internes) au sein de l'interface s'ajoutent aux phénomènes diffusifs.

La variation du dispositif de distribution a mis en lumière l'impact du soutirage du fluide sur l'épaississement de la thermocline en sortie de stockage. Même si l'épaississement de la thermocline est moindre lors du soutirage que lors de l'injection, il serait pertinent de considérer la sortie de stockage du fluide lors du dimensionnement des distributeurs.

L'étude sur l'injection progressive a confirmé expérimentalement les observations du chapitre 2 :

- injecter selon une rampe en débit permet de réduire l'épaisseur de thermocline ;
- la réduction est d'autant plus forte que le temps de rampe est conséquent ;
- une épaisseur minimale de thermocline se distingue mettant en évidence l'existence d'un temps de rampe seuil.

Cette étude mériterait d'être approfondie afin d'identifier les paramètres adimensionnels permettant de généraliser à d'autres stockages. Il serait intéressant de tester d'autres injections progressives (double marche avec la première à un débit plus faible par exemple) pour innover sur le pilotage et pour que les propositions soient réalisables sur des stockages en activité.

L'ensemble de ces analyses ont permis de compléter la cartographie des essais expérimentaux de la littérature en phase d'écoulement mais aussi en phase de stand-by.

L'ensemble des essais expérimentaux réalisés servent de données de référence pour une comparaison expérimentale/numérique au chapitre suivant.

# Chapitre 4

**Validation de la CFD: application au stockage  
STEROID**

<b>CHAPITRE 4. VALIDATION DE LA CFD : APPLICATION AU STOCKAGE STERIOD .....</b>	<b>177</b>
<b>4.1. Description de la configuration .....</b>	<b>180</b>
4.1.1. Cas d'application .....	180
4.1.2. Modélisation .....	180
4.1.2.1. Domaine liquide .....	181
4.1.2.2. Domaine solide .....	181
4.1.3. Convergence en maillage .....	181
4.1.4. Mise en données .....	187
4.1.4.1. Conditions initiales .....	187
4.1.4.2. Conditions aux limites .....	188
4.1.4.3. Paramétrage numérique .....	189
<b>4.2. Étude de l'écoulement d'un cas de référence.....</b>	<b>189</b>
4.2.1. Étude globale lors d'une charge complète .....	190
4.2.1.1. Champ des variables .....	190
4.2.1.2. Évolution de la température .....	195
4.2.1.3. Écarts relatifs .....	198
4.2.2. Étude locale lors de l'injection .....	199
<b>4.3. Études paramétriques par rapport au cas de référence .....</b>	<b>205</b>
4.3.1. Variation du débit .....	205
4.3.1.1. En charge .....	205
4.3.1.2. En décharge .....	209
4.3.2. Variation du $\Delta T$ .....	212
4.3.3. Variation de l'injection selon une rampe en débit .....	214
4.3.3.1. À $2 \text{ mm.s}^{-1}$ .....	214
4.3.3.2. À $4 \text{ mm.s}^{-1}$ .....	217
4.3.3.3. Rampes et nombre de Richardson .....	219
<b>4.4. Études de configurations spécifiques.....</b>	<b>219</b>
4.4.1. Configuration à $\Delta T$ égaux .....	219
4.4.2. Configuration critique pour la stratification .....	221
<b>4.5. Gamme de validité du modèle .....</b>	<b>223</b>
<b>4.6. Conclusion.....</b>	<b>225</b>

Ce dernier chapitre est la résultante des travaux réalisés dans les deux chapitres précédents. En effet, la mise en données du modèle CFD définie au chapitre 2 est appliquée à un nouveau domaine de simulation. Ce dernier est basé sur le stockage dimensionné au chapitre 3 et les essais expérimentaux acquis servent de données de référence. Les objectifs de ce chapitre sont :

1. Mettre en perspective les résultats numériques avec les résultats expérimentaux ;
2. Étudier numériquement la stratification dans des conditions opératoires variées (classiques et originales par rapport à la littérature).

Dans un premier temps, le domaine de simulation sera présenté et le modèle sera décrit de manière succincte (car les détails sont disponibles au chapitre 2) et les conditions aux limites seront actualisées.

Dans un deuxième temps, l'écoulement d'un cas de référence sera étudié dans son ensemble lors d'une charge complète puis localement lors des premières secondes lors de l'injection du fluide. Les champs des variables d'intérêt seront visualisés et les profils de températures seront comparés à ceux obtenus expérimentalement.

Enfin, dans un troisième temps, des études paramétriques faisant varier les conditions opératoires d'intérêt (débit,  $\Delta T$ , rampes) seront réalisées. Ces études permettront d'analyser davantage l'impact des paramètres opératoires sur la stratification dans une large gamme de fonctionnement.

Puis des configurations d'écoulement spécifiques seront explorées pour étudier les limites de validité du modèle : une configuration à  $\Delta T$  égal, et une autre critique pour la stratification (forte vitesse, faible  $\Delta T$ ).

Enfin, l'écart entre les résultats numériques et expérimentaux sera quantifié sur les critères utilisés depuis le commencement de ce mémoire (taux d'utilisation, épaisseurs).

## 4.1. Description de la configuration

### 4.1.1. Cas d'application

Durant ce chapitre, les données de références sont celles acquises sur le stockage STERIOD. Le stockage d'étude est une cuve remplie d'eau et le domaine de simulation inclut les parois en acier inoxydable (épaisseur de paroi, distributeurs) (Figure 4-1). Le domaine modélisé est 2D-axisymétrique (axisymétrie vérifiée en section 3.3.2.1) et l'ensemble des dimensions sont celles explicitées au chapitre 3.

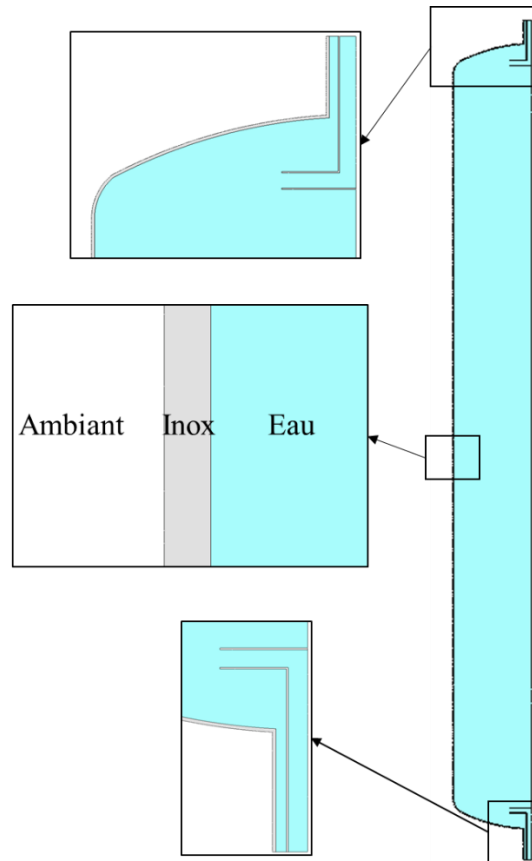


Figure 4-1 : Géométrie 2D-axisymétrique du stockage STERIOD

En outre, pour la structure solide, la capacité énergétique de la paroi représente 2,1% de l'énergie totale et 5 % avec les brides (voir l'Annexe 26). Au regard des pourcentages et pour des raisons de simplification du domaine, il a été choisi de ne pas modéliser les brides et de tester leur impact en Annexe 27. Ainsi, seule la paroi de 4 mm d'épaisseur est modélisée et permet de considérer l'inertie de la structure dans les phénomènes physiques.

Enfin, l'inertie du calorifuge n'est pas modélisée mais les pertes thermiques sont considérées par un coefficient d'échange équivalent (détails en section 4.1.2).

### 4.1.2. Modélisation

Dans ce modèle, les hypothèses du modèle développé au chapitre 2 sont complétées par deux éléments additionnels :

- L'inertie des parties solides est considérée (paroi du stockage, distributeurs) ;

- Les pertes thermiques sont considérées à la paroi extérieure en appliquant un coefficient d'échange équivalent constant comme condition aux limites.

#### 4.1.2.1. Domaine liquide

Dans le domaine liquide, les équations résolues sont les mêmes que dans le chapitre 2 (section 2.1.2) à savoir celles de conservation de la masse, de la quantité de mouvement, de l'énergie et les équations de transport des variables turbulentes. À ce titre, le régime d'écoulement dans le distributeur ( $Re_{entrée\ distrib} > 4000$ ) justifie l'utilisation d'un modèle de turbulence (Tableau 4-1).

Tableau 4-1 : Valeurs du nombre de Reynolds dans le stockage à 25°C

$U_{ax}$ [mm/s]	$Re_{entrée\ distrib.}$ [-]	$Re_{sortie\ distrib}$ [-]	$Re_{virole}$ [-]
0,5	6 261	693	283
1	12 521	1 387	566
2	25 043	2 773	1 132
4	50 085	5 547	2 264
8	100 170	11 094	4 528

Suite aux conclusions du chapitre 2, la flottabilité est considérée par l'approximation de Boussinesq d'ordre 2 et les propriétés physiques de l'eau sont variables (détails en Annexe 23).

#### 4.1.2.2. Domaine solide

Dans le domaine solide, seule l'équation de conservation de l'énergie est résolue :

$$\rho_{inox} C_{p,inox} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \lambda_{inox} \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) \quad (4-1)$$

La masse volumique de l'inox est constante et obtenue à la température moyenne des essais de 55 °C ( $\rho_{inox} = 7984 \text{ kg. m}^{-3}$ ), mais, par soucis de cohérence avec les propriétés de l'eau, la capacité calorifique ainsi que la conductivité sont variables en fonction de la température (Annexe 23).

#### 4.1.3. Convergence en maillage

- **Conditions opératoires**

Pour vérifier la convergence en maillage, un essai de charge est choisi avec des conditions opératoires :

- **Forte vitesse :**  $U_{ax} = 4 \text{ mm. s}^{-1}$ . Ce choix à haute vitesse permet que le critère  $y^+ \approx 1$  à la paroi soit respecté aux vitesses inférieures. Pour le cas à vitesse maximale de  $8 \text{ mm. s}^{-1}$ , les valeurs  $y^+$  sont doublées ( $y^+ \approx 2$ ) et sont jugées acceptables ;
- **Fort  $\Delta T$  :**  $25^\circ\text{C} - 85^\circ\text{C}$ . Cela permet de marquer l'effet de la flottabilité sur l'écoulement.

Initialement le stockage est homogène à 25°C, l'eau est stagnante et les variables turbulentes sont caractéristiques d'un écoulement quasi-laminaire (section 2.1.3.1). En entrée, l'écoulement turbulent est considéré pleinement développé (section 2.1.3.2) et à température constante de 85°C. Aux parois, un coefficient d'échange équivalent de  $0,44 \text{ W. m}^{-2}. \text{K}^{-1}$  est considéré

(valeur théorique obtenue en considérant des résistances thermiques en série) et la température ambiante est choisie à 15°C.

- **Présentation des maillages**

Le maillage est divisé en trois zones : le fond supérieur, la virole et le fond inférieur. Cette démarcation permet d'augmenter la dimension des mailles dans la virole où l'écoulement se limite principalement à un écoulement piston. (Figure 4-2). Les démarcations entre zones sont positionnées de telle sorte que le tourbillon principal en sortie de distributeur ne franchisse pas la délimitation pour limiter les erreurs numériques lors de la formation de la thermocline.

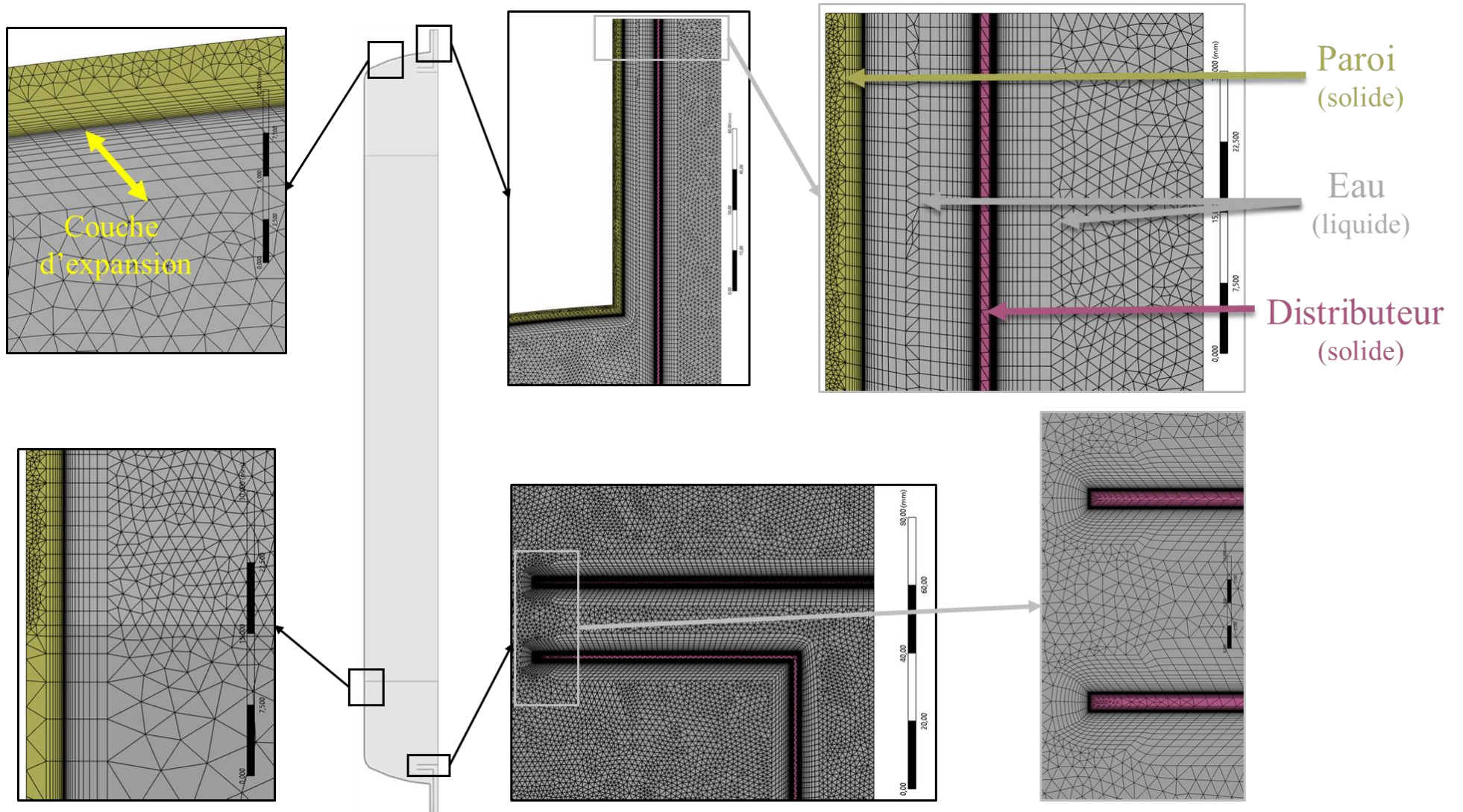


Figure 4-2 : Maillage du domaine de simulation (maillage moyen)



Aux parois solides (stockage, distributeurs), une couche d'expansion composée de mailles quadrilatérales est ajoutée pour respecter les contraintes du modèle de turbulence qui impose un  $y^+$  de l'ordre de l'unité en proche paroi.

Trois maillages sont générés et les caractéristiques principales sont synthétisées dans le Tableau 4-2. Les caractéristiques détaillées sont disponibles en Annexe 24.

Tableau 4-2 : Caractéristiques principales des maillages

<b>Maillage</b>	Grossier	Moyen	Fin
<b>Taille caractéristique [mm]</b>			
Fonds (inf. et sup.)	2,1	1,5	0,9
Virole	6,3	4,5	2,7
Solide (paroi et distrib.)	0,1	0,1	0,1
<b>Nombre de mailles (<math>\times 10^3</math>) [-]</b>	294	487	880

- **Comparaison des maillages**

L'ensemble des variables est visualisé sur une ligne verticale au centre du stockage ( $r=5$  mm) à un temps de 420 s correspondant à un demi-remplissage (Figure 4-4). Des zooms aux différentes cotes verticales selon les variables sont effectués pour améliorer la visibilité des courbes. L'évolution de la température en sortie de stockage est aussi visualisée (Figure 4-3)

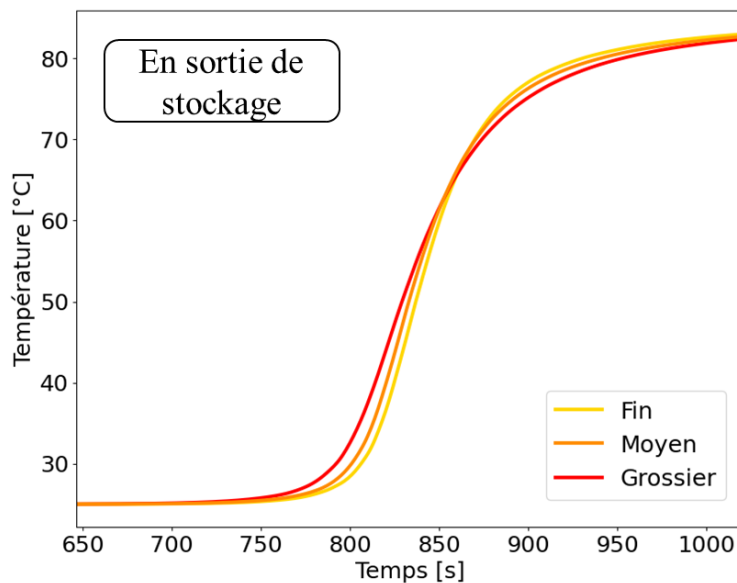


Figure 4-3 : Evolution de la température en sortie de stockage selon différents maillages

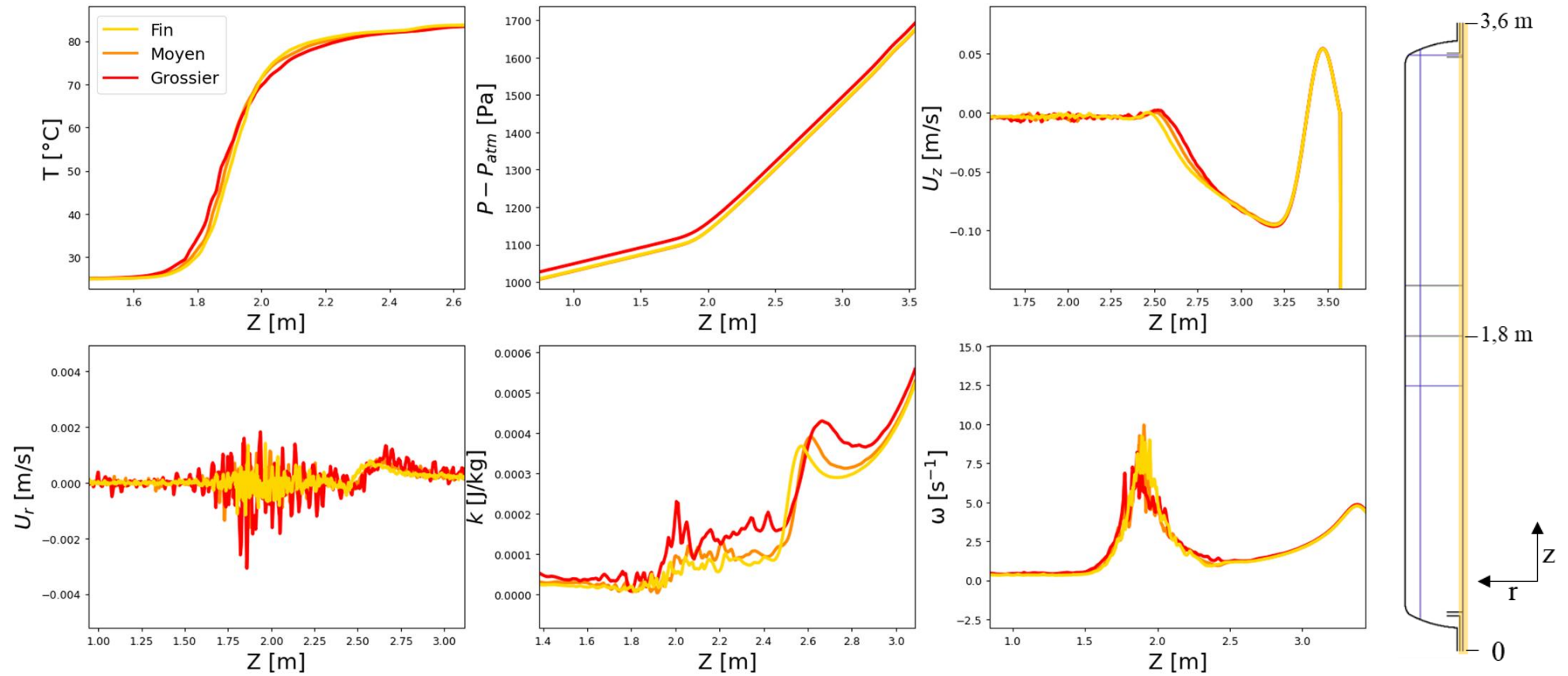


Figure 4-4 : Profils axiaux à  $r=5$  mm des variables d'intérêt à  $t=420$  s (demi-remplissage) pour différents maillages

Selon les variables, l'effet du maillage est plus ou moins marqué. Par exemple, sur la température, au sein du stockage mais aussi en sortie, le gradient est d'autant plus marqué que le maillage est fin. Autrement dit, les maillage grossier et moyen sont conservatifs en terme de performances. Pour  $U_z$ , les vitesses axiales pour  $2,5 \text{ m} < z < 3,25 \text{ m}$  sont élevées en valeur absolue par rapport au reste de la cuve car elles correspondent à une zone de recirculation du fluide. D'une manière générale, un léger écart est notable entre les différents maillages.

Pour quantifier l'écart, l'énergie stockée est calculée à partir de l'évolution de la température en sortie de stockage. L'énergie s'obtient à partir de l'enthalpie de l'eau calculée à partir de l'intégration de la capacité calorifique massique :

$$C_{p,eau}(T) = \sum_{i=0}^4 a_i T^i \quad (4-2)$$

$$h_{eau}(T) = \int_{T_0}^T C_{p,eau}(T) dT = \sum_{i=0}^4 \frac{a_i}{i+1} (T^{i+1} - T_0^{i+1}) \quad (4-3)$$

La température de référence ( $T_0$ ) est choisie à  $25^\circ\text{C}$  et les coefficients de  $C_{p,eau}$  sont disponibles en Annexe 23. La puissance échangée entre le stockage et le réseau fluide est définie par :

$$P = \dot{m}_{eau} [h(T_e) - h(T_s)] \quad (4-4)$$

où  $T_e$  et  $T_s$  sont les température en entrée et sortie de stockage et  $\dot{m}_{eau}$  le débit massique d'eau le parcourant. Par la suite, l'énergie stockée pendant l'essai est :

$$E = \int_{t_0}^{t(T=T_{lim})} P(t) dt \quad (4-5)$$

L'expression de l'énergie dépend d'une température limite ( $T_{lim}$ ) à partir de laquelle la température en sortie n'est plus valorisable. Les grandeurs étudiées par la suite sont donc tracées en fonction de cette température limite. Une température limite fixée à  $100^\circ\text{C}$ , alors que la charge est effectuée à  $85^\circ\text{C}$ , signifie que la totalité de l'eau dans le stockage est valorisé (Figure 4-5). En revanche, une température limite fixée à  $25^\circ\text{C}$  correspond à une interruption très rapide de la charge dès lors que la thermocline commence à sortir et à une énergie stockée moindre. Les maillages grossier et moyen permettent d'obtenir une énergie stockée dont l'écart relatif est respectivement inférieur à  $-2,3\%$  et  $-0,8\%$  par rapport au maillage fin (Figure 4-6).

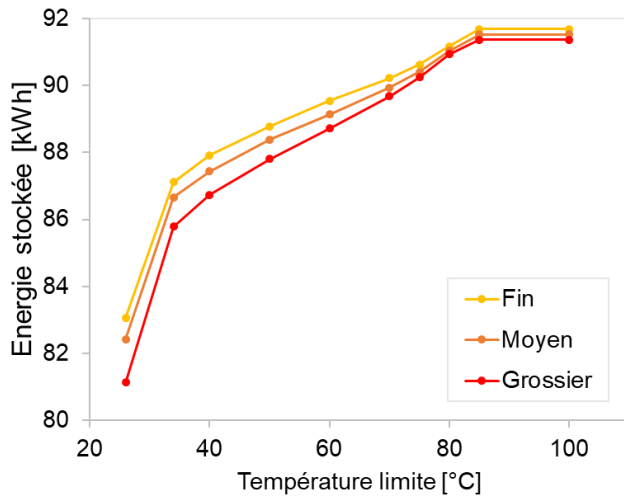


Figure 4-5 : Energie déstockée selon différents maillages

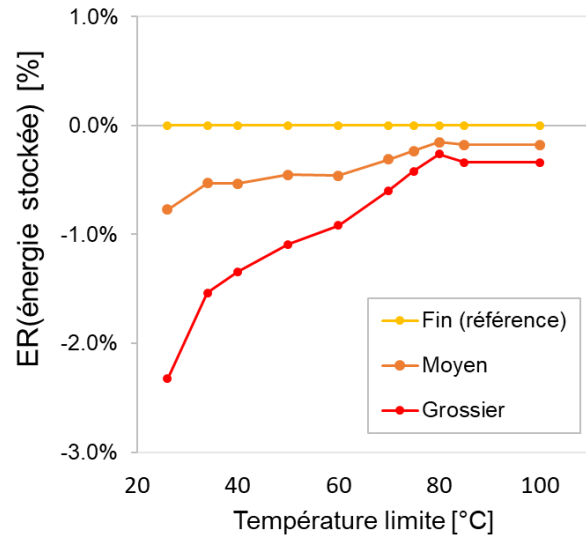


Figure 4-6 : Ecart relatif de l'énergie déstockée selon différents maillages (référence : maillage « très fin »)

L'écart de -0,8%, mis en perspective avec les ressources numériques disponibles (temps de calcul au moins réduit de moitié pour le même nombre de 20 processeurs) et l'écart potentiel aux données expérimentales, est considéré comme acceptable.

Donc le maillage moyen est sélectionné pour les simulations de ce chapitre.

#### 4.1.4. Mise en données

##### 4.1.4.1. Conditions initiales

Les conditions initiales sont :

- **Hydrauliques** : les vitesses radiales et axiales sont nulles et les variables turbulentes sont considérées comme caractéristiques d'un écoulement quasi-laminaire (section 2.1.3.1) ;
- **Thermiques** : le profil de température obtenu expérimentalement dans le stockage est utilisé comme profil initial (Figure 4-7). L'homogénéité radiale étant vérifiée (section 3.3.2.2), les TC sélectionnés sont ceux sur la canne centrale et ceux situés dans les fonds bombés inférieur et supérieur.

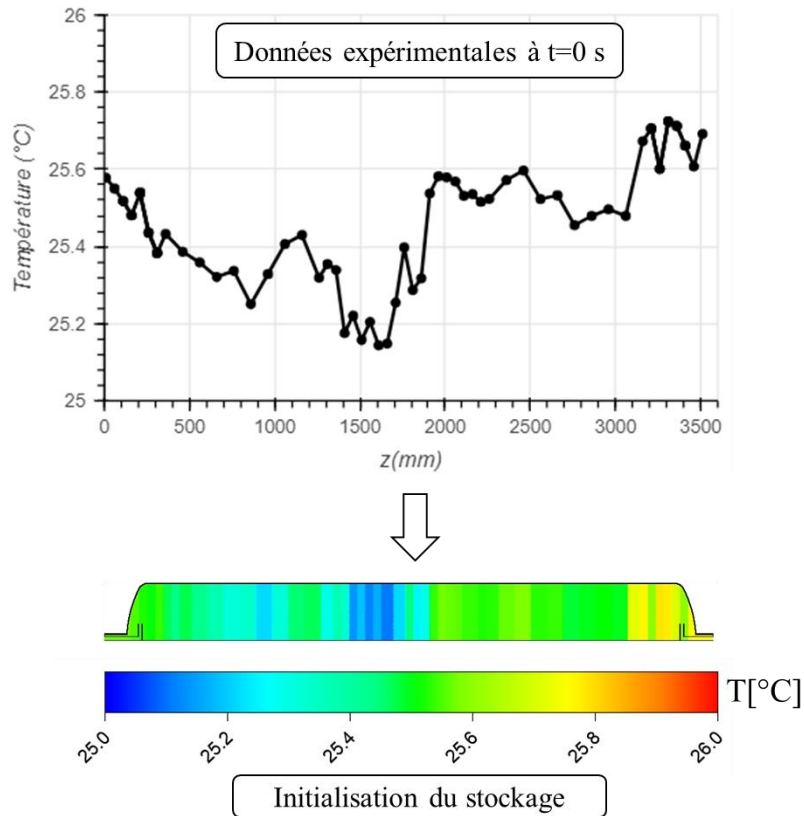


Figure 4-7 : Des conditions initiales expérimentales aux conditions initiales numériques

#### 4.1.4.2. Conditions aux limites

Les conditions aux limites sont :

- **Hydrauliques** : le débit mesuré expérimentalement est utilisé en entrée (Figure 4-8.a). Toutefois, pour les temps situés entre deux instants mesurés expérimentalement, le logiciel interpole linéairement. Or, des points sont acquis toutes les 20 s expérimentalement. Donc un biais, lors des 20 premières secondes de l'injection, est potentiellement présent. Ainsi, la linéarité de l'ouverture de rampe a été vérifiée expérimentalement et s'est avérée satisfaisante lors des 20 premières secondes (Annexe 25).

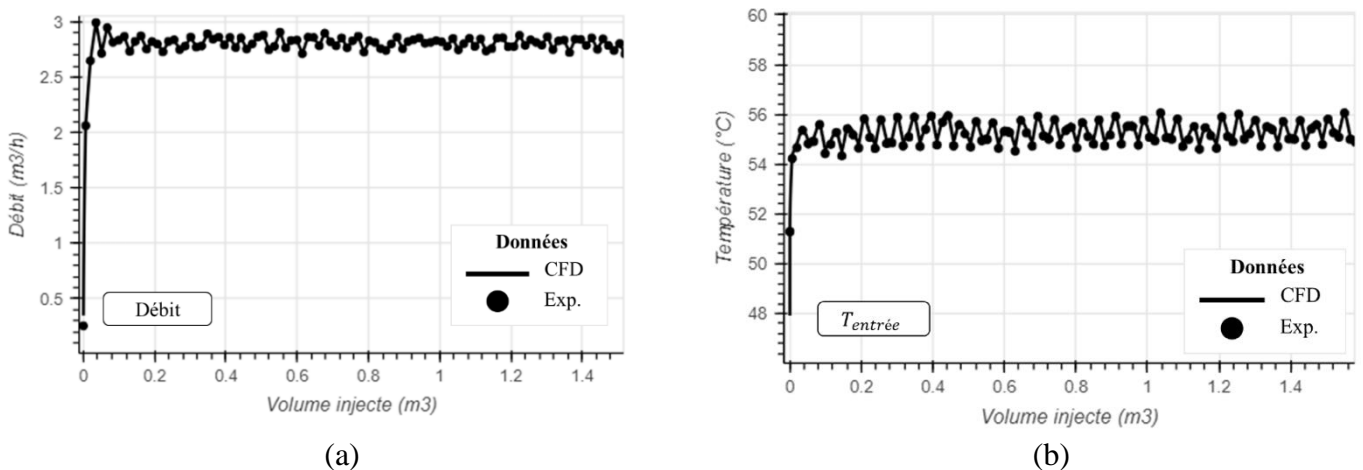


Figure 4-8 : Propriétés de l'eau entrante dans le stockage : (a) débit et (b) température

- **Thermiques** : la température de l'eau mesurée expérimentalement est utilisée en entrée (Figure 4-8.b). De plus, aux parois, les pertes thermiques sont considérées en appliquant un coefficient d'échange équivalent moyen ( $h_{eq} = 0,71 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ ). Il est obtenu en considérant la surface extérieure du stockage (calorifuge exclu). La formule et le raisonnement sont disponible en Annexe 21. La Figure 4-9 synthétise les conditions aux limites.

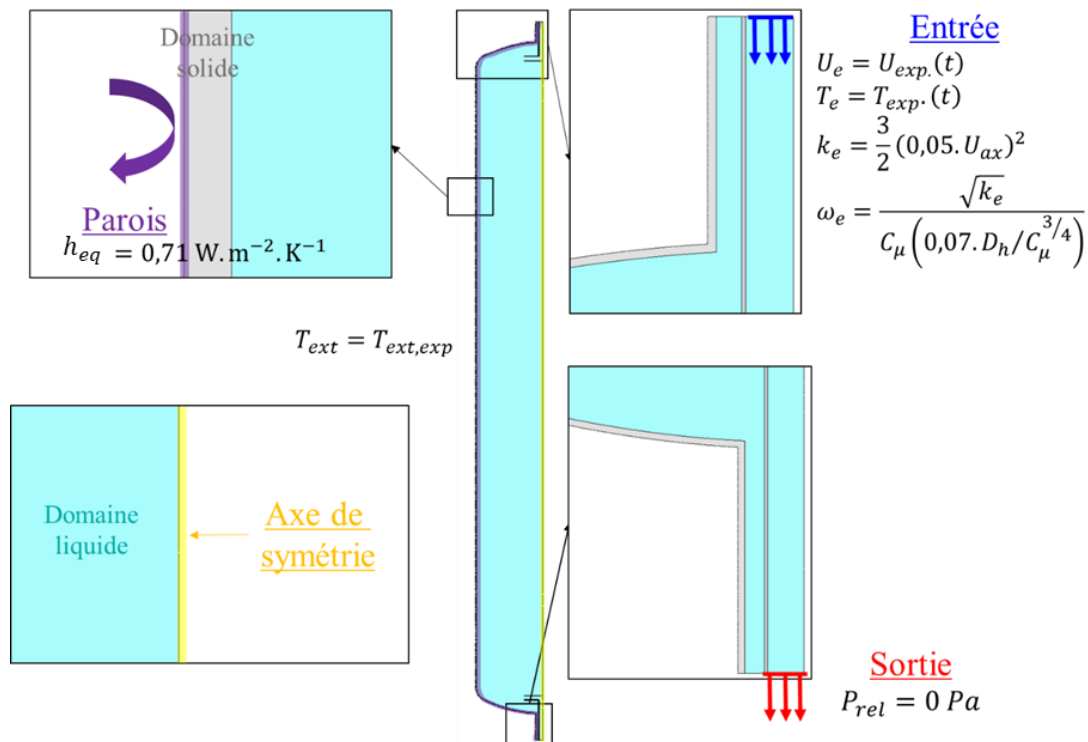


Figure 4-9 : Conditions aux limites

#### 4.1.4.3. Paramétrage numérique

Le logiciel utilisé pour les simulations est Ansys Fluent (2023R1). Les schémas de résolution, les critères de convergence, et le pas de temps sont identiques à ceux décrits dans le chapitre 2 (2.1.4).

## 4.2. Etude de l'écoulement d'un cas de référence

Dans cette section, l'objectif est d'étudier l'écoulement sur un cas de référence et de comparer les résultats numériques et expérimentaux.

L'essai de référence est choisi de telle sorte que les conditions de fonctionnement (débit,  $\Delta T$ ) se situent dans une gamme opératoire modérée afin de faciliter les comparaisons avec d'autres essais effectués dans des conditions opératoires plus extrêmes. Ainsi, le cas de charge à  $2 \text{ mm.s}^{-1}$  avec un écart de température de  $25^\circ\text{C}$ - $55^\circ\text{C}$ , sans rampe est considéré.

Pour l'étude de l'écoulement, deux analyses sont réalisées : une analyse générale pendant une charge complète, puis une analyse locale au niveau du distributeur.

## 4.2.1. Étude globale lors d'une charge complète

### 4.2.1.1. Champ des variables

L'objectif est de visualiser l'écoulement dans sa globalité, c'est-à-dire lors de l'injection, de la propagation, et du soutirage de la thermocline. Les champs des variables d'intérêt sont tracés : les champs de température avec les vecteurs vitesse pour visualiser les mouvements du fluide, l'énergie cinétique turbulente et le taux de dissipation spécifique.

- **Injection**

Lors de l'injection, l'eau chaude à 55°C entre dans le réservoir rempli d'eau froide à 25°C. Le remplissage pendant les 4 premières minutes est illustré en Figure 4-10.

**À 1 min**, le jet d'eau chaude vient taper dans le fond bombé supérieur puis atteindre le fond latéral. À peine sortie du distributeur, l'eau chaude est immédiatement dirigée vers le haut en raison d'un effet marqué de la flottabilité. De plus, les vecteurs indiquent un retour vers l'axe au niveau de la thermocline témoignant d'un courant de densité : l'eau chaude ne parvient pas à pénétrer dans l'eau froide, illustrant encore une fois l'effet prononcé de la flottabilité.

**De 2 min à 4 min**, au fur et à mesure de la charge, la zone supérieure s'homogénéise thermiquement et la taille du tourbillon augmente. La vitesse du fluide et l'énergie turbulente sont les plus élevées dans le jet en sortie d'injecteur et la turbulence est convectée dans le mouvement rotatif du tourbillon. Le taux de dissipation spécifique, qui témoigne de la vitesse à laquelle les tourbillons turbulents se dissipent, est plus important dans le jet en sorti de l'injecteur et au niveau des parois (où  $\omega$  tend vers 0 par définition).

**Après 4 min**, la thermocline est formée et se propage dans la virole.

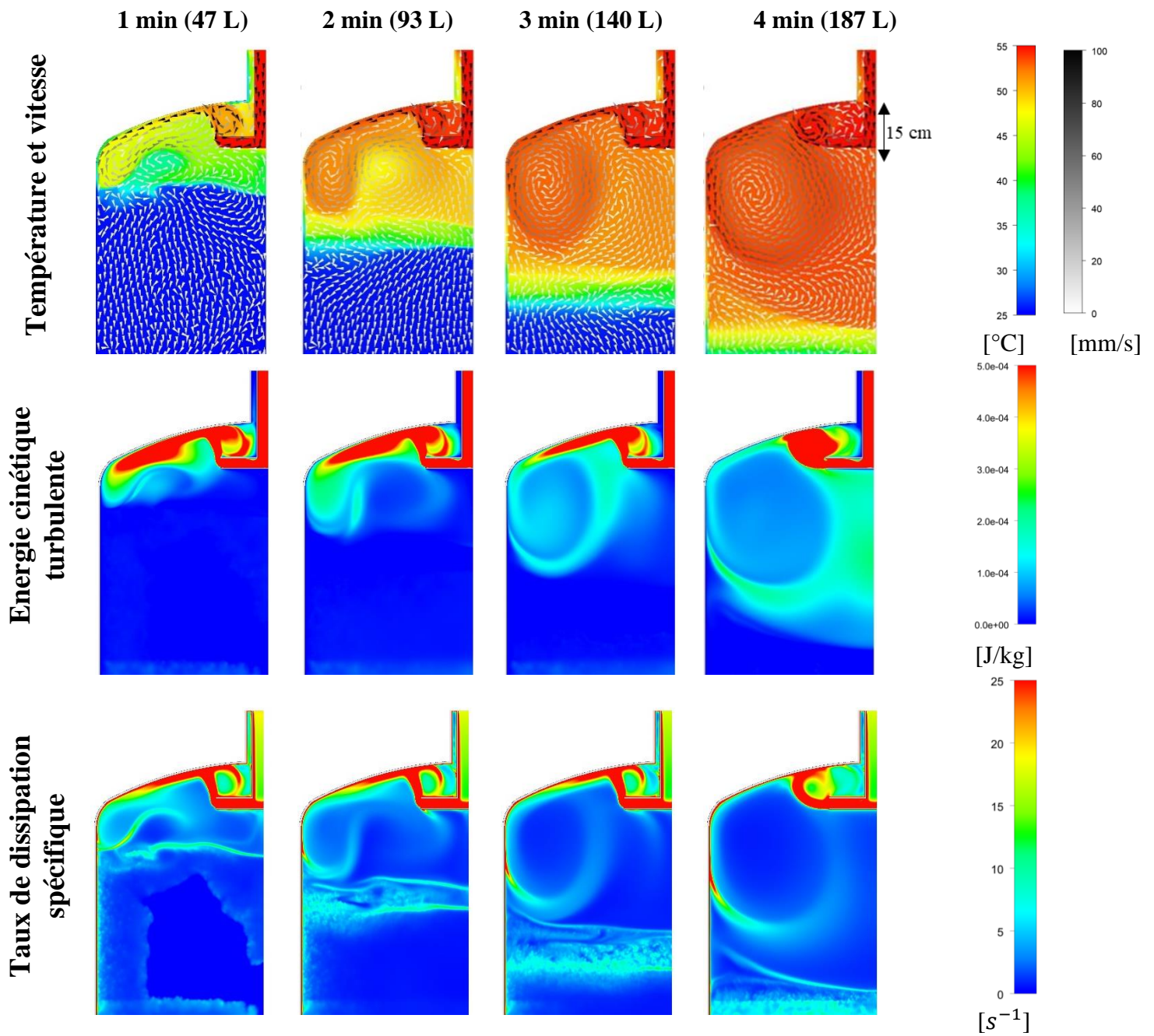


Figure 4-10 : Champ des variables lors de la formation de la thermocline pour l'essai de référence ( $U_{ax} = 2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ ,  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$ ) à différents instants. La valeur entre parenthèses est le volume d'eau injectée.



- **Propagation**

À **5 min**, un second tourbillon important apparaît en marge du premier (Figure 4-11). Celui-ci, initialement restreint par le gradient de densité (comme le premier), atteint sa forme finale au bout de 15 minutes, moment à partir duquel il ne s'étend plus jusqu'à la thermocline. L'écoulement induit par l'injection vient perturber la partie supérieure de la thermocline jusqu'à 15min. Une perturbation persiste tant que les vecteurs vitesse au niveau supérieur de la thermocline ne sont pas principalement axiaux. Cette agitation vient contribuer à son épaissement (qui est visuellement notable entre 5 min et 25 min). Donc l'influence du distributeur s'étend sur près de la moitié de la cuve.

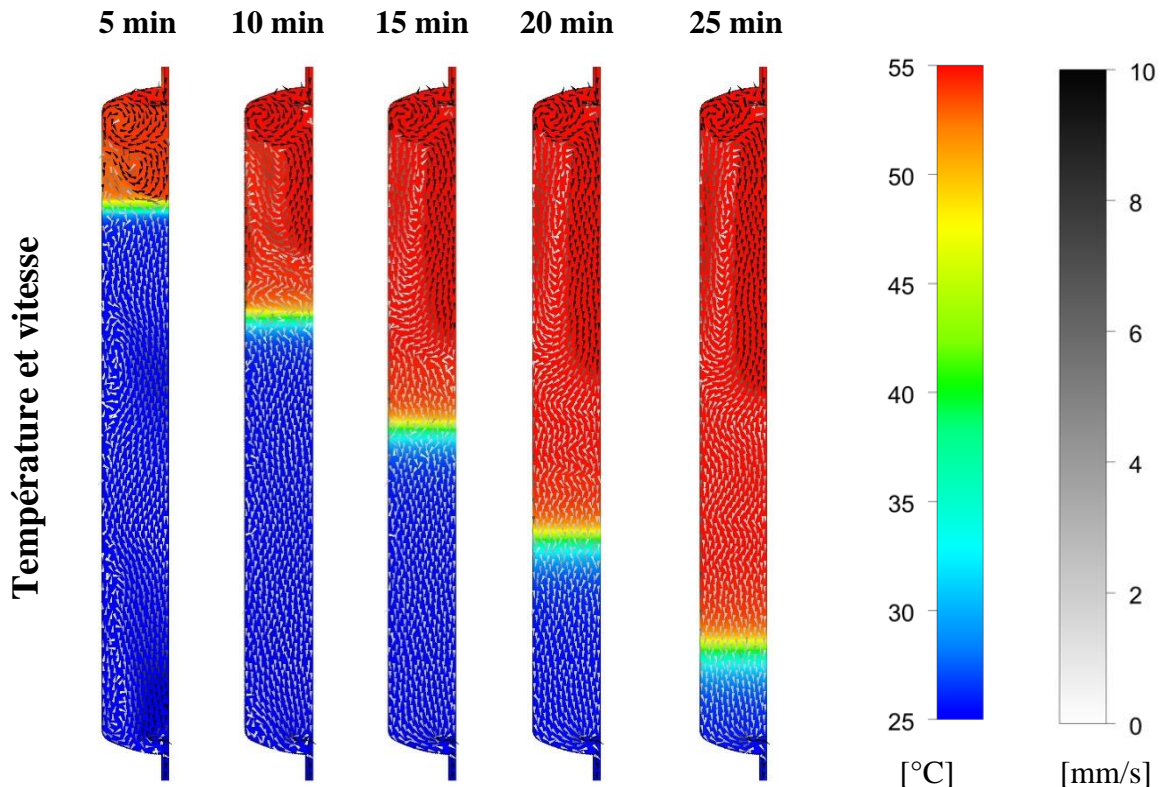


Figure 4-11 : Champ des température et des vecteurs lors de la propagation de la thermocline pour l'essai de référence ( $U_{ax} = 2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ ,  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$ )

L'écoulement aux alentours du deuxième tourbillon génère de l'énergie turbulente et la taille caractéristique du second tourbillon fait que la distribution perturbe l'écoulement, et donc la thermocline, même loin du distributeur. Le taux de dissipation spécifique illustre la propagation de la thermocline. Cependant, les valeurs de  $\omega$  obtenues au niveau de la thermocline révèlent plus des perturbations qu'une dissipation effective, car il n'y a pas de présence notable d'énergie cinétique turbulente à cet endroit (Figure 4-12).

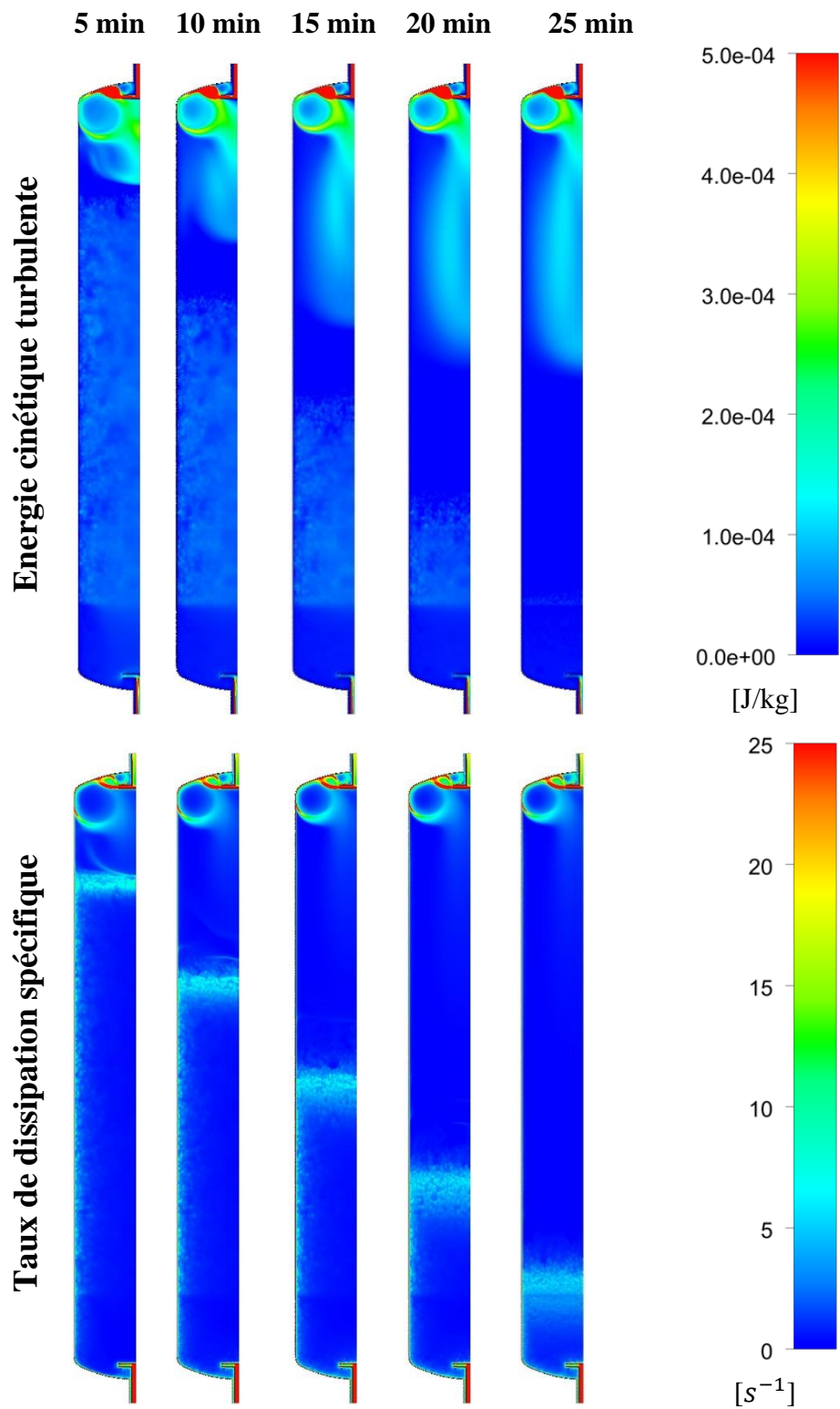


Figure 4-12 : Champ des variables turbulentes lors de la propagation de la thermocline pour l'essai de référence ( $U_{ax} = 2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ ,  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$ )

- **Soutirage**

Avant la fin de la charge, la thermocline est sou tirée hors du stockage en partie inférieure.

À **26 min**, les champs de température et les vecteurs vitesse indiquent que la partie supérieure de la thermocline n'est plus impactée par l'écoulement induit par l'injection : elle se déplace verticalement (Figure 4-13). À **28 min**, le front inférieur de la thermocline atteint le distributeur et la thermocline commence à sortir du stockage. À **29 min**, la thermocline est sou tirée de moitié et l'eau froide en dessous du soutirage peine à être extraite. À **32 min**, un gradient thermique persiste sous le distributeur. Cependant, au niveau de la sortie du stockage, la température correspond à celle de l'entrée et la thermocline a bien été sortie.

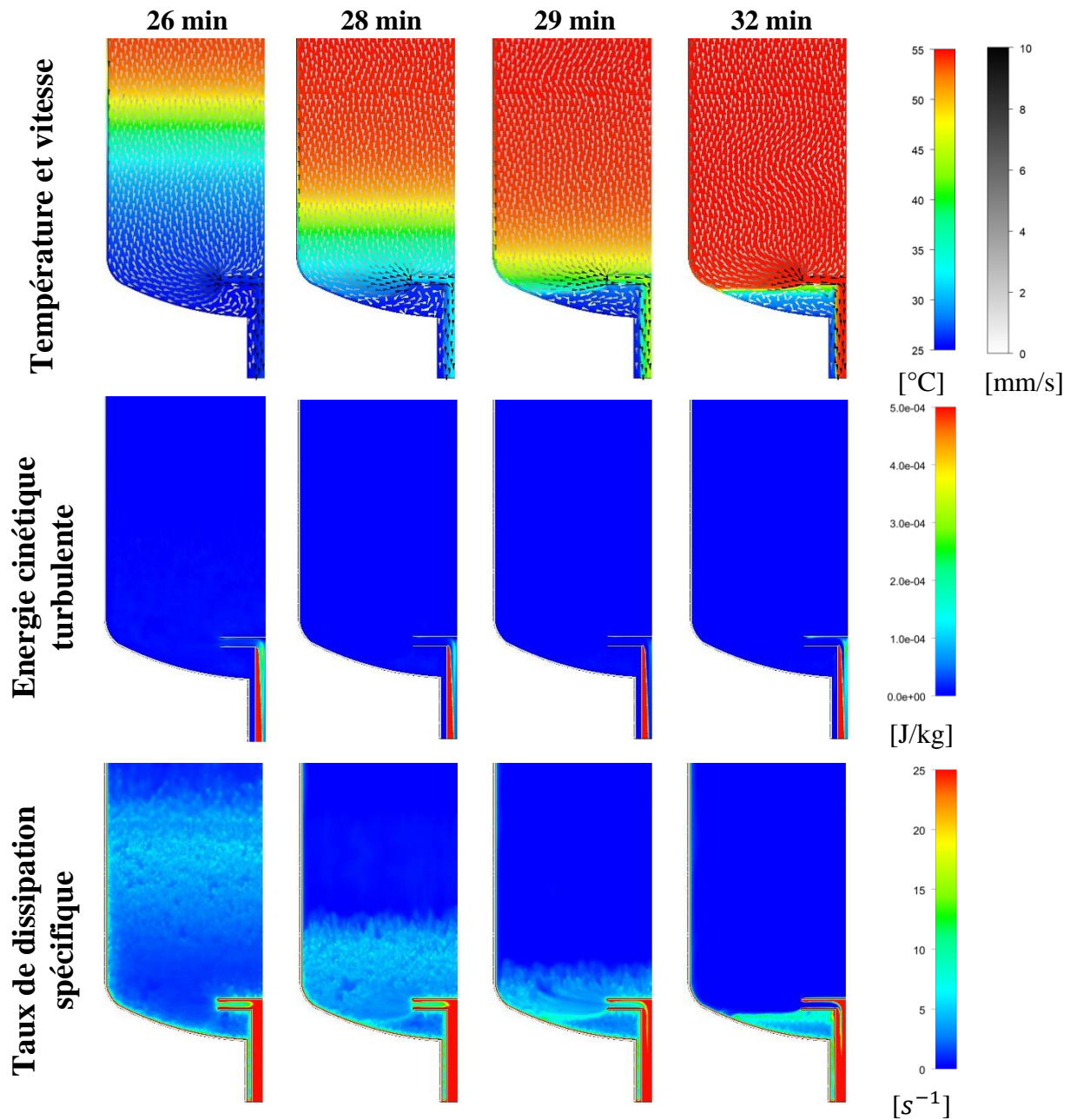


Figure 4-13 : Champ des variables lors du soutirage de la thermocline pour l'essai de référence ( $U_{ax} = 2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ ,  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$ )

La température, la vitesse et l'absence de production de turbulence indiquent que le soutirage perturbe peu la stratification en comparaison à l'injection.

Une fois les champs des variables observées dans le stockage, l'évolution de la température est comparée avec celle obtenue expérimentalement.

#### 4.2.1.2. Évolution de la température

Quatre zones sont analysées : le fond supérieur lors de la formation de la thermocline, la virole lors de sa propagation, le fond inférieur lors du soutirage puis la température en sortie de stockage.

##### • Fond supérieur

En partie supérieure, les températures numériques et expérimentales subissent une hausse soudaine lors de l'injection du fluide pour les TC les plus hauts, et plus tardive pour ceux aux niveaux inférieurs (Figure 4-14). De plus, le modèle prévoit une hausse de température plus abrupte que celle observée expérimentalement, et l'accord est globalement meilleur en I2 qu'en G2. Enfin, bien qu'un écart soit notable, le comportement général est cohérent et la concordance jugée satisfaisante au regard de la complexité des phénomènes physiques présents dans cette partie de stockage.

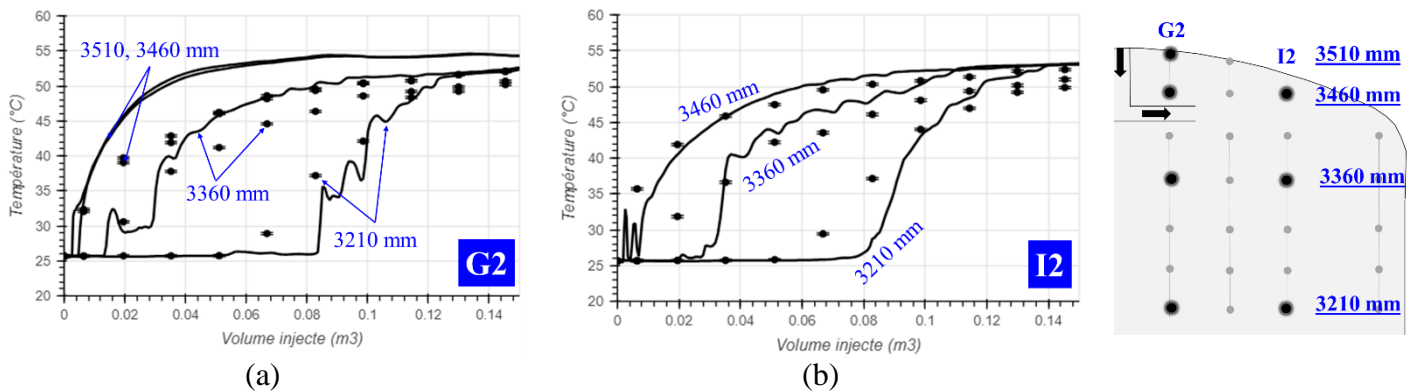


Figure 4-14 : Evolution des températures obtenues numériquement (traits) et expérimentalement (points) en partie supérieure de stockage lors de l'essai de référence pour les génératrices (a) G2 et (b) I2 (pour un débit constant, à 0,023 m<sup>3</sup> d'eau injectée correspond à 5)

##### • Virole

Dans la virole, l'écart de comportement est moindre car l'écoulement est sensiblement moins perturbé par l'injection (Figure 4-15). Cependant, au fur et à mesure de l'essai :

- la partie inférieure de la thermocline a tendance à trop s'étaler dans le modèle. Cela témoigne d'un excès de diffusion en partie inférieure de thermocline ;
- la montée de la température obtenue par la CFD précède celle obtenue par l'expérimental. Donc la simulation est en avance par rapport à l'expérimental.
- La partie supérieure de la thermocline s'étale davantage expérimentalement que numériquement, une observation classique dans la validation des modèles de thermocline.

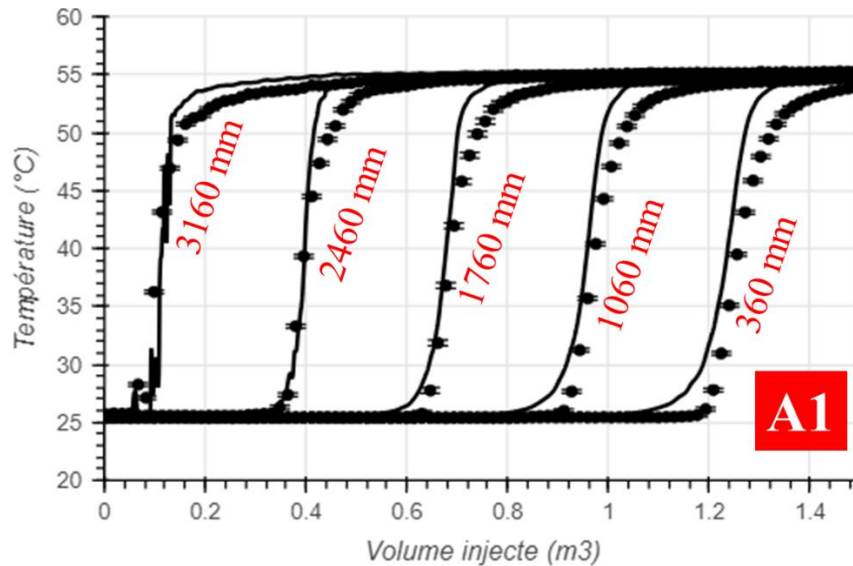


Figure 4-15 : Evolution des températures obtenues numériquement (traits) et expérimentalement (points) dans la virole lors de l'essai de référence pour des TC situés sur la génératrice centrale (A1)

Concernant le retard de l'expérimentation par rapport au modèle, plusieurs pistes d'explication peuvent être mentionnées :

- **L'inertie de la paroi** : le fluide réchauffe la paroi, ce qui ralentit naturellement la progression du front thermique. L'inertie de la paroi représente 2,0 % de l'énergie totale, ce qui est pris en compte dans la simulation. En revanche, l'inertie de l'ensemble de la structure représente 4,8 % de l'énergie totale, soit 2,8 % supplémentaires (Annexe 26), ce qui n'est pas pris en compte dans la simulation. Si la structure est homogène en température avec celle du fluide, cela devrait entraîner une réduction de la vitesse de propagation du front thermique de 2,8 %. Cet impact ne dépend ni du débit ni du fait qu'il s'agisse d'une charge ou d'une décharge. Un calcul vérificatif a été effectuée en ajoutant les brides mais celles-ci ne permettent pas d'expliquer l'avance de la simulation (Annexe 27) ;
- **Les pertes thermiques** : si les pertes thermiques sont plus faibles dans la simulation que dans l'essai expérimental, le front thermique numérique avancera plus vite dans la simulation. L'écart sera d'autant plus grand que la vitesse est faible et sera d'autant plus grand qu'une partie notable du liquide sera à température élevée par rapport à celle extérieure ;
- **La dilatation thermique des cannes internes** : le support des TC est dilatable (Annexe 8). Pour une canne de 3 m avec un écart de température de 25°C à 90°C, l'allongement est d'environ 30 mm ( $\alpha_{PP} = 150 \times 10^{-6} K^{-1}$ ). Or, lors d'une charge, la canne est initialement froide. En supposant que sa température s'équilibre avec celle du fluide (même si elle n'est pas conductrice), elle s'allongera de 30 mm au cours de l'essai. Ainsi, la distance à parcourir par le front thermique est de 30 mm plus longue que dans la simulation, entraînant un écart de vitesse de l'ordre de 1 % : l'expérience progresse donc moins vite que la simulation. Lors d'une décharge, la canne, initialement chaude, se rétracte. La distance à parcourir reste 30 mm plus longue que pour une canne inextensible, et l'expérience progresse de nouveau moins

vite que la simulation. En cas d'équilibre thermique, la vitesse de l'essai n'a pas d'impact sur la dilatation, que ce soit en phase de charge ou de décharge. De plus, l'écart de vitesse augmente proportionnellement à l'écart de température : il est de l'ordre de 1 % pour une variation de 25°C à 90°C, mais seulement de 0,5 % pour une variation de 25°C à 55°C.

En résumé, plusieurs contributions possibles peuvent expliquer les écarts observés, et ces contributions s'additionnent, tendant dans l'ensemble à rendre le déplacement du front thermique plus lent dans l'expérience que dans la simulation. Chaque explication a sa propre dépendance à la vitesse, à la phase de charge ou de décharge, ainsi qu'à l'écart de température.

- **Fond inférieur**

En partie inférieure du stockage, l'étalement de la thermocline et le retard sont toujours présents (Figure 4-16). Toutefois, le comportement général, au-dessus du distributeur (soutirage de la thermocline) et au-dessous (augmentation progressive de la température), est cohérent.

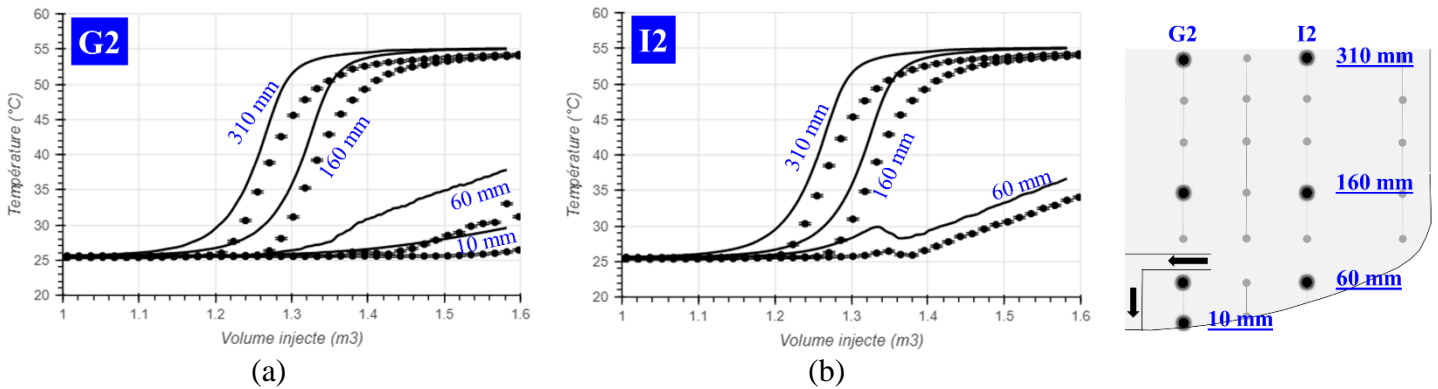


Figure 4-16 : Evolution des températures obtenues numériquement (traits) et expérimentalement (points) en partie inférieure de stockage lors de l'essai de référence pour les génératrices (a) G2 et (b) I2.

- **Hors stockage**

Enfin, en sortie de stockage (Figure 4-17), les observations sont les mêmes que pour celles en partie inférieure de stockage.

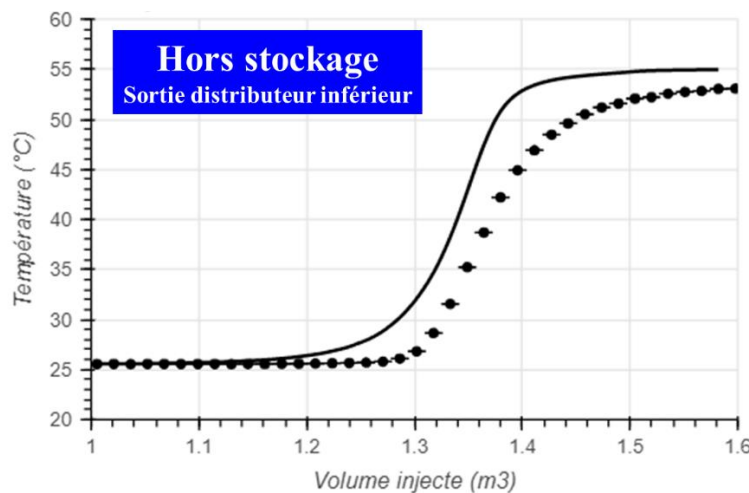


Figure 4-17 : Evolution des températures obtenues numériquement (traits) et expérimentalement (points) en sortie de stockage lors de l'essai de référence

L'évolution de la température en sortie de stockage permet de calculer un taux de restitution. Ce critère est utilisé pour quantifier l'écart du modèle par rapport à l'expérimental en calculant l'écart relatif.

#### 4.2.1.3. Écarts relatifs

Pour quantifier l'écart entre les données numériques et expérimentales, l'écart relatif est utilisé :

$$ER(x) = \frac{x_{CFD} - x_{exp.}}{x_{exp.}} \quad (4-6)$$

Les trois critères comparés sont ceux utilisés depuis le début de ce mémoire : le taux de restitution ( $\tau$ ) ainsi que l'épaisseur de la thermocline selon le gradient ( $\delta_V^{(t)}$ ) et selon les températures limites ( $\delta_\theta^{(t)}$ ). Les écarts relatifs sont indiqués dans le Tableau 4-3.

Tableau 4-3 : Ecart relatif des critères de performance pour le cas de référence

Critère [unité]	$x_{CFD}$	$x_{exp.}$	Ecart relatif
$\delta_V^{(t)}$	19,0 cm	30,4 cm	-37,6 %
$\delta_\theta^{(t)}$	21,4 cm	34,7 cm	-38,3 %
$\tau$	90,0 %	92,7 %	-3,00 %

L'écart sur l'épaisseur est conséquent ( $ER(\delta) \approx 40\%$ ) et les différences d'épaisseurs se repèrent directement sur l'allure de l'évolution de la température (Figure 4-18). Toutefois, cet écart, bien qu'important en termes relatifs, ne l'est pas autant en valeur absolue, surtout lorsque comparé à la hauteur du TTES. Ainsi, lors du calcul de la puissance, cet écart est considérablement atténué en raison de sa pondération relativement faible, ce qui implique une faible valeur de  $ER(\tau)$  ( $|ER(\tau)| \leq 3\%$ ).

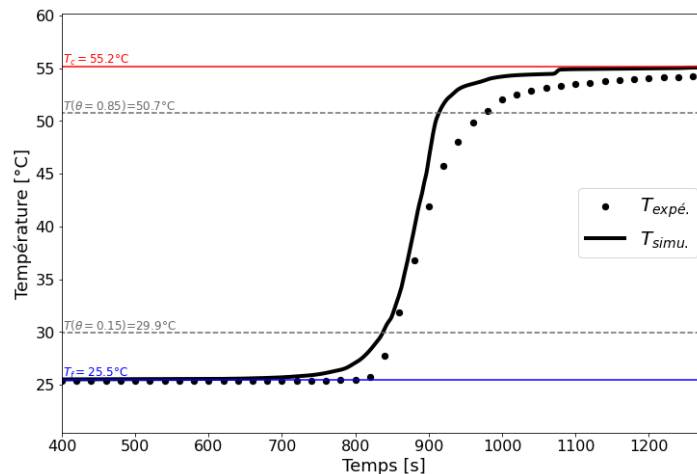


Figure 4-18 : Evolution de la température au milieu de stockage

En effet, la puissance en sortie de stockage est similaire dans les deux cas (Figure 4-19). La valeur négative de l'ER s'explique par le fait qu'en charge, le taux de restitution correspond à

l'énergie nécessaire pour atteindre l'état chargé selon le critère de température limite en sortie. La simulation étant en avance par rapport à l'expérimental, il faut moins d'énergie pour atteindre l'état chargé. En conséquences, l'ER est négatif.

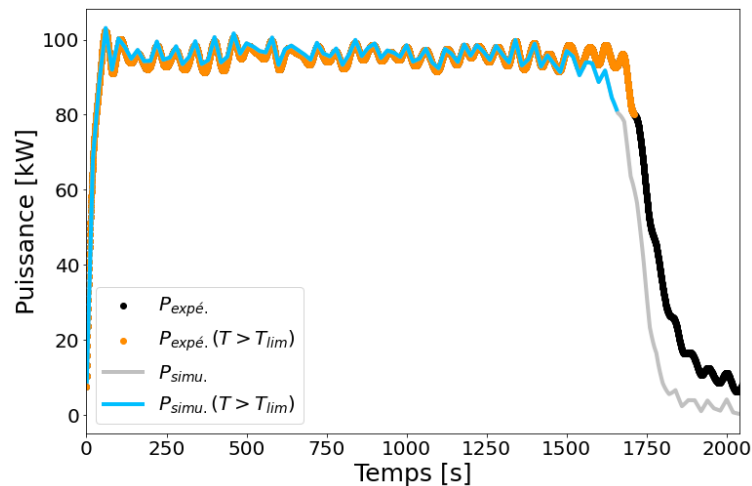


Figure 4-19 : Evolution de la puissance pour l'essai de référence

Cette section a permis d'indiquer que, malgré des écarts, le modèle et l'expérimental sont cohérents sur une charge complète.

Mais, pour rendre compte de l'écoulement sur la totalité du stockage, les essais expérimentaux présentés précédemment ici sont obtenus avec un pas de temps élevé de 20 s et ne permettent pas une analyse fine lors de l'injection du fluide dans le stockage.

Donc, pour analyser localement l'injection de l'eau, des essais expérimentaux avec un pas de temps restreint de 2 s ont été effectués et sont présentés dans la section suivante.

#### 4.2.2. Étude locale lors de l'injection

Les phénomènes les plus contraignants (fort  $\Delta T$ , forte vitesse) ont lieu lors de l'injection du fluide. Ici, l'objectif est d'explorer si le modèle est capable de retranscrire de manière fiable les mouvements de l'écoulement. Pour ce faire, trois jeu de données sont comparées :

- **Données n°1** : données expérimentales du cas de référence (essai n°1) avec un pas de temps ( $\Delta t$ ) de 20 s (acquisition standard);
- **Données n°2** : données CFD utilisant les conditions aux limites et initiales de l'essai 1. Les données sont extraites toutes les 1 s ;
- **Données n°3** : données expérimentales avec un pas de temps de 2 s (acquisition fine). Les conditions opératoires de cet essai sont similaires à celles du cas de référence (Annexe 28). La mesure de température avec un pas de temps de 2 secondes est possible lorsque le nombre de voies à scruter est limité. Ce pas de temps rapide n'est donc pas approprié pour mesurer l'ensemble des TC dans le stockage. C'est pourquoi le pas de temps de 2 s n'a pas été adopté pour le cas de référence.

Deux TC sont sélectionnés pour étudier l'évolution de la température : le premier en sortie de distributeur situé à proximité du fond bombé supérieur (I2-3460mm) et le second au-dessous du distributeur (G2-3360mm).



**À 3460 mm sur la génératrice I2 :** le passage du tourbillon est capté par l'acquisition fine lorsque celui-ci vient épouser la forme du fond bombé supérieur (élévation de 12 °C à 10 s) (Figure 4-20) tandis que l'acquisition standard ne le permet pas. Une fois le front thermique passé, la CFD prédit une forte baisse de température alors que l'expérimental en détecte une faible. Cet écart peut s'expliquer par les supports de l'instrumentation venant perturber le développement de ce tourbillon ou encore la position de la sonde. En effet, le champ de température à 15 s indique que quelques millimètres d'écart permettraient de détecter franchement le courant chaud.

**À 3360 mm sur la génératrice G2 :** à 35 s, l'acquisition fine permet de détecter le retour d'eau chaude après impact à la paroi latérale, c'est-à-dire le courant de densité (hausse d'environ 10 °C à 35 s) (Figure 4-21). L'acquisition nominale ne le permet pas. Les oscillations de la température témoignent des vagues internes créées lors de la formation de la thermocline.

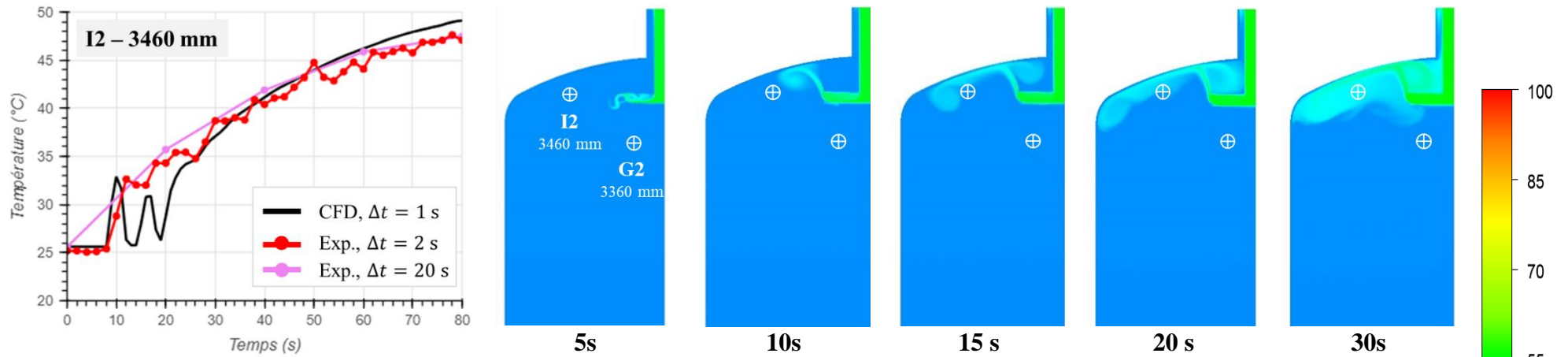


Figure 4-20 : Evolution de la température au TC I2-3460mm et les champs des température associés de 0s à 30s

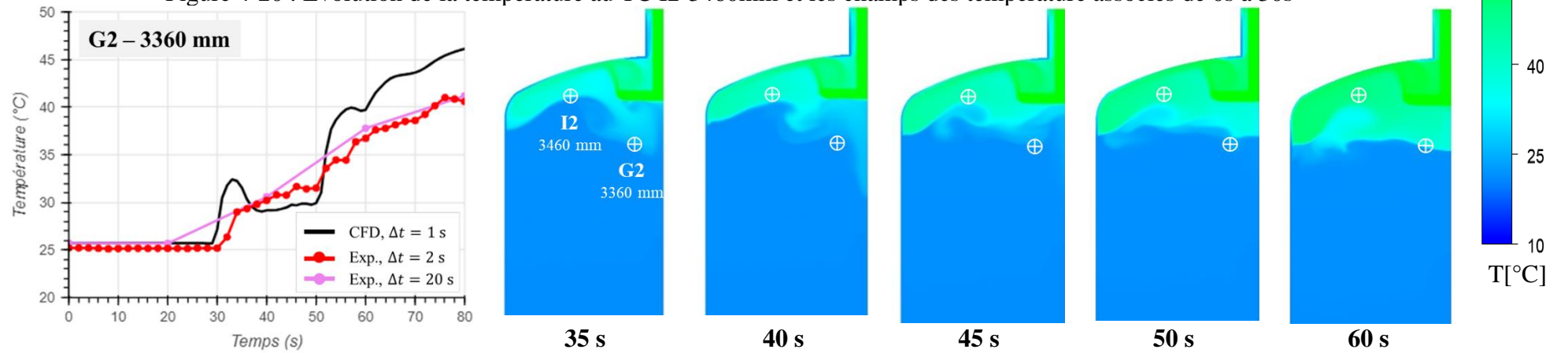


Figure 4-21 : Evolution de la température au TC G2-3360mm et les champs des température associés de 35 s à 60 s

Présentée sur un profil en deux dimensions, la cartographie des températures obtenues à partir des données expérimentales du jeu n°1 (Figure 4-22), c'est à dire à  $\Delta t = 20s$ , pour le cas de référence indique les observations suivantes :

- À la sortie du distributeur, les forces de flottabilité contraignent le jet à monter vers le fond supérieur de la cuve (à 20 secondes) ;
- Le jet impacte ensuite la paroi latérale du stockage, et la hauteur de pénétration du jet dans la cuve est discernable (à 20s et 40s) ;
- Une fois formée, la thermocline se déplace (de 80s et 140s).

Les cartographies 2D du jeu de données expérimental n°3 (Figure 4-23), c'est-à-dire à  $\Delta = 2s$ , révèle les mêmes phénomènes et met en évidence les variations de température lors du retour du jet après son impact sur la paroi (de 10s à 30s). Ces variations témoignent de la présence de vagues internes dans le courant de densité.

Ainsi, l'instrumentation est capable de mesurer de façon cohérente les variations locales de température lors de l'établissement de la thermocline à condition que le pas de temps soit suffisamment faible. Toutefois, des écarts subsistent et peuvent notamment être causés par le support de l'instrumentation. Il serait intéressant de réaliser des essais sans les structures des quatre génératrices dans la virole. De plus, il serait pertinent de réaliser cette étude au niveau du soutirage.

L'analyse de cet essai sert de référence pour les études paramétriques.

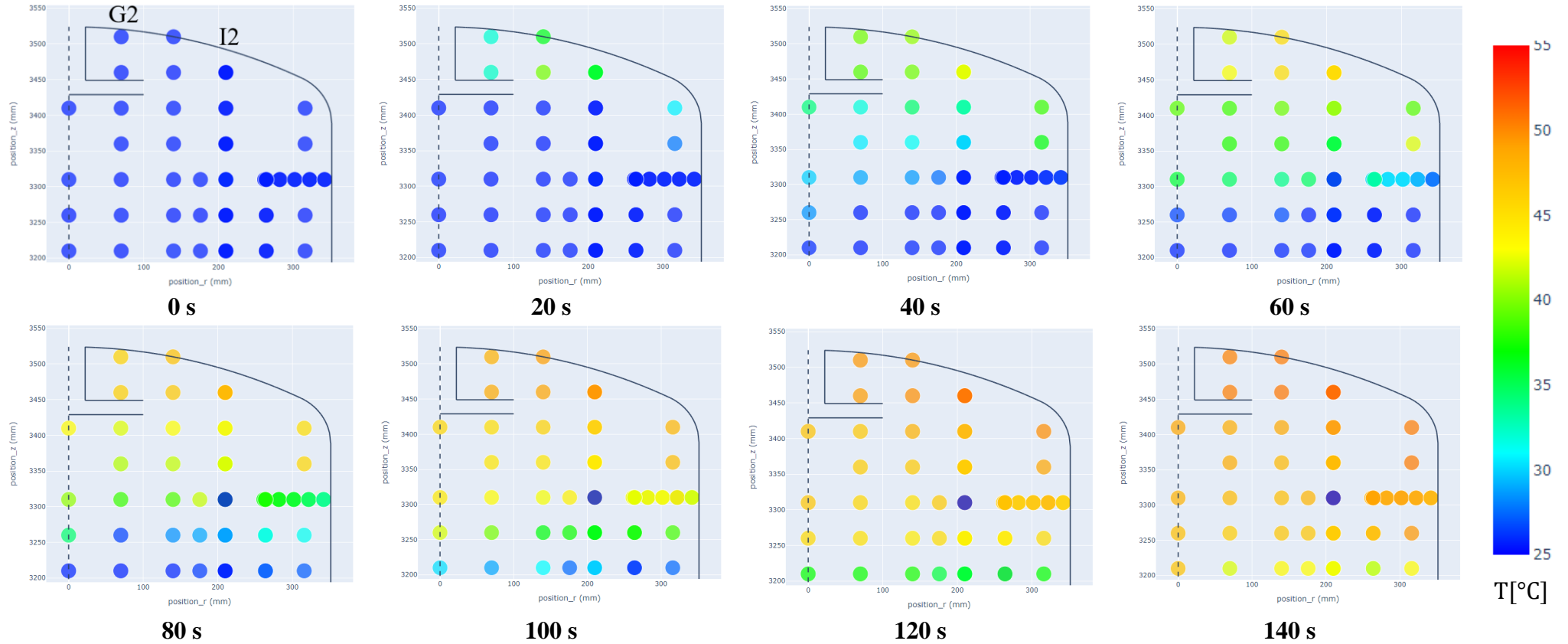


Figure 4-22 : Cartographie 2D des températures expérimentales lors de la formation de la thermocline du jeu de données n° 1 ( $U_{ax} = 2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $\Delta T = 25^{\circ}\text{C} - 55^{\circ}\text{C}$ ;  $\Delta t = 20 \text{ s}$ ). Le point constamment bleu à 3330 mm correspond à un thermocouple défaillant.

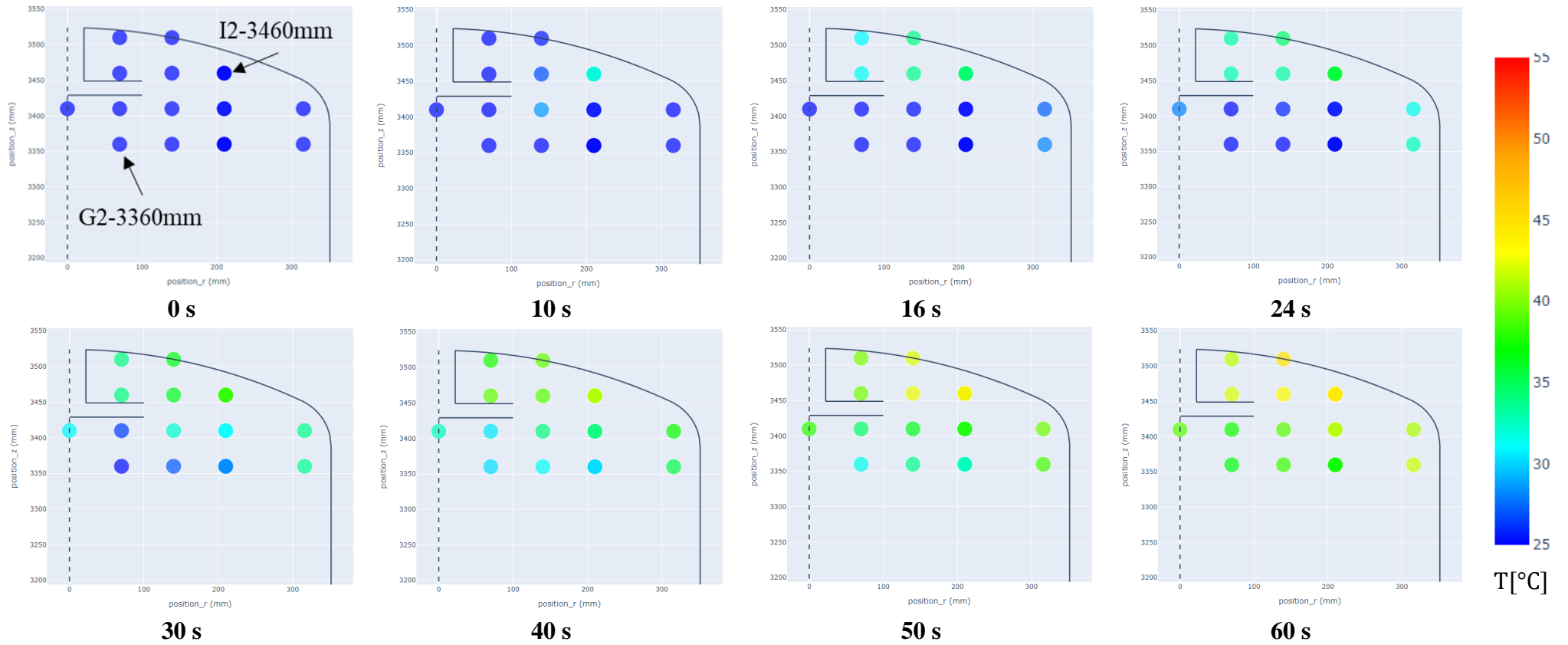


Figure 4-23 : Cartographie 2D des température expérimentales lors de la formation de la thermocline du jeu de données n° 3 ( $U_{ax} = 2 \text{ mm.s}^{-1}$ ;  $\Delta T = 25^{\circ}\text{C} - 55^{\circ}\text{C}$ ;  $\Delta t = 2 \text{ s}$ )

## 4.3. Etudes paramétriques par rapport au cas de référence

Après l'analyse complète d'un cas de référence, des études paramétriques sont réalisées en faisant varier différents paramètres opératoires. Les essais choisis pour cette étude ont pour ambition de couvrir une gamme étendue de conditions opératoires. Les analyses présentées font varier un seul paramètre opératoire (débit,  $\Delta T$ , rampe) du cas de référence et conserve les deux autres :

- **Variation du débit** : 0,5 mm.s<sup>-1</sup>, 2 mm.s<sup>-1</sup>, et 4 mm.s<sup>-1</sup>;
- **Variation du  $\Delta T$**  : 25°C-35°C, 25°C-55°C, 25°C-90°C ;
- **Variation de l'injection** : deux temps de rampe sont testés, correspondant à un  $t_{rampe}/t_{paroi}$  (ou  $t_r/t_p$ ) de 35 et 70. Le détail sur  $t_p$  est disponible en section 3.3.4.5.

Lors de cette analyse comparative, les données numériques et expérimentales sont exploitées.

### 4.3.1. Variation du débit

Pour étudier l'impact du débit sur la thermocline, trois débits correspondant aux vitesses de propagation axiale de 0,5 mm.s<sup>-1</sup>, 2 mm.s<sup>-1</sup> et 4 mm.s<sup>-1</sup> sont testés sur le  $\Delta T$  de référence de 25°C-55°C. En complément à la phase de charge, la phase de décharge est aussi examinée dans cette section.

#### 4.3.1.1. En charge

**Lors de l'injection**, les champs de température indiquent que plus le débit nominal est élevé, plus la hauteur de pénétration est grande et plus la zone de remélange est conséquente (Figure 4-24). La différence d'écoulement est moins prononcée lors de la transition de 0,5 mm.s<sup>-1</sup> à 2 mm.s<sup>-1</sup> que celle de 2 mm.s<sup>-1</sup> à 4 mm.s<sup>-1</sup>, notamment en ce qui concerne la taille du tourbillon sous le distributeur. Ceci est cohérent avec la littérature et les résultats du chapitre 2.

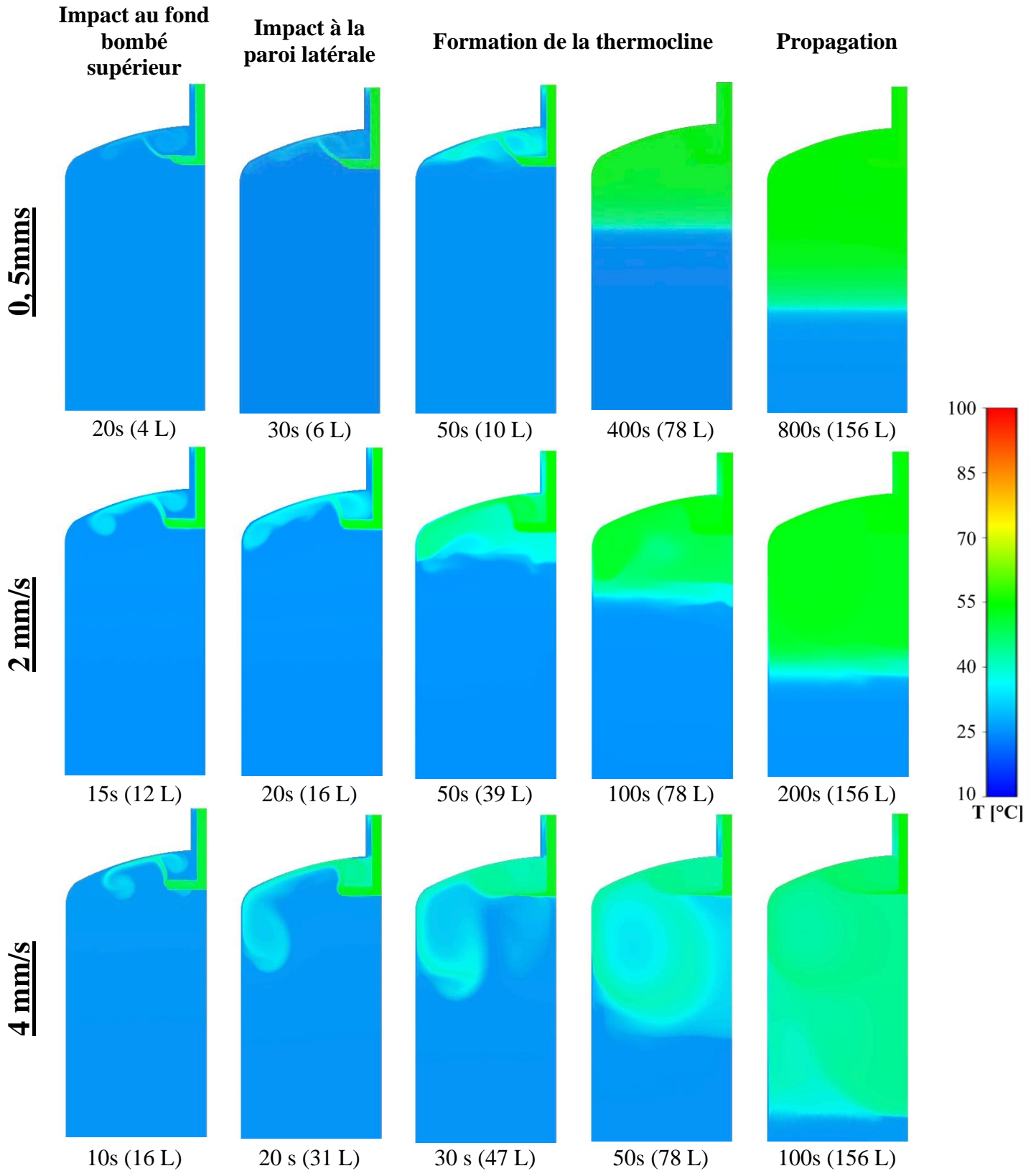


Figure 4-24 : Champs de température lors de la formation de la thermocline en charge pour les essais à différents débits nominaux. Les temps choisis sont différents pour mettre en évidence les instants d'intérêt et le volume d'eau injecté entre parenthèses est celui obtenu en supposant le débit constant.

Lors de la **propagation** du front thermique, à  $1,2 \text{ m}^3$  d'eau injectée, la thermocline formée à  $0,5 \text{ mm.s}^{-1}$  s'est davantage étalée en comparaison aux thermoclines obtenues aux vitesses plus élevées (Figure 4-25). À  $1,3 \text{ m}^3$ , le soutirage de la thermocline commence. À  $1,4 \text{ m}^3$ , la thermocline est extraite du stockage et l'eau sous le distributeur est stagnante. Dans l'ensemble, l'écoulement aux environs du soutirage est peu perturbé.

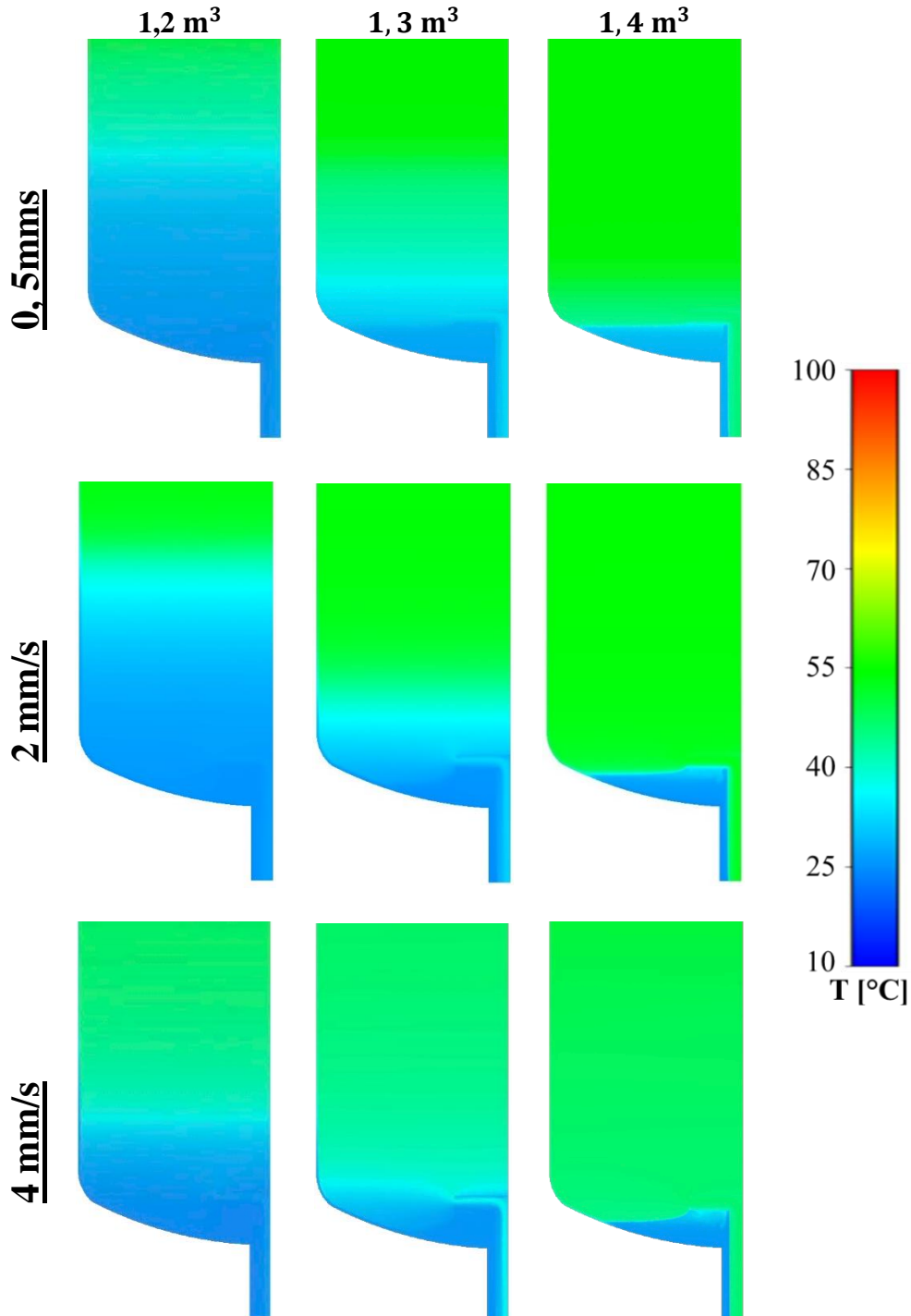


Figure 4-25 : Champ des température lors du soutirage de la thermocline en charge pour les essais à différents débits nominaux



L'évolution de la température à trois niveaux<sup>1</sup> de la génératrice centrale est observée : en haut de stockage (3060 mm), en milieu de stockage (1760 mm), en bas de stockage (260 mm). (Figure 4-26)

**Expérimentalement**, plus la vitesse augmente, plus la thermocline est épaisse. De plus, les profils à  $0,5 \text{ mm.s}^{-1}$  et  $2 \text{ mm.s}^{-1}$  sont comparables (Figure 4-26.a), avec un léger épaississement supplémentaire observé à  $2 \text{ mm.s}^{-1}$  par rapport à  $0,5 \text{ mm.s}^{-1}$ . En effet, comme évoqué précédemment, la formation de la thermocline est comparable pour ces deux vitesses (Figure 4-24.). À  $4 \text{ mm.s}^{-1}$ , la formation même de la thermocline est différente (Figure 4-24), en témoigne le profil de température en haut de stockage dont le l'allure se distingue de celles à  $0,5 \text{ mm.s}^{-1}$  et  $2 \text{ mm.s}^{-1}$ .

**Numériquement**, la température obtenue suit la tendance de celle obtenue par l'expérimental pour les fortes vitesses ( $2 \text{ mm.s}^{-1}$  et  $4 \text{ mm.s}^{-1}$ ). Cependant, au fur et à mesure de la propagation de la thermocline à faible vitesse ( $0,5 \text{ mm.s}^{-1}$ ), la partie inférieure de la thermocline (zone où la thermocline pousse le liquide froid) obtenue par CFD n'est pas assez abrupte en comparaison à celle obtenue expérimentalement (Figure 4-27.b). Autrement dit, lors de la propagation de la thermocline, le modèle diffuse une quantité excessive de chaleur dans la partie inférieure de celle-ci (aussi visualisé dans la Figure 4-25).

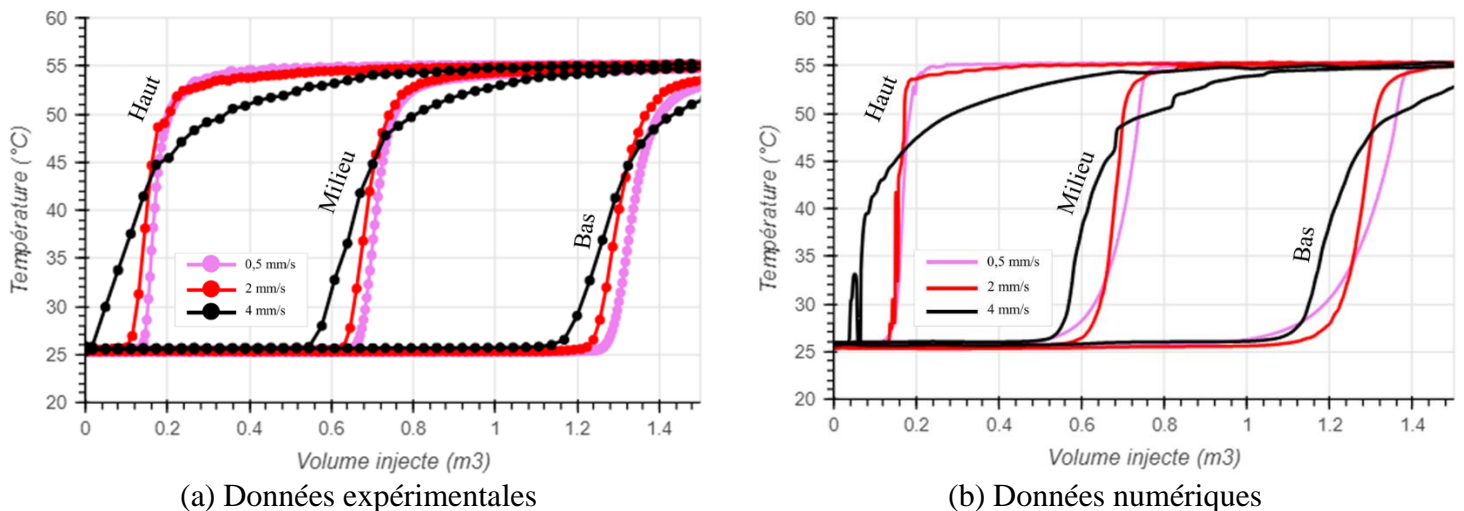


Figure 4-26 : Evolution des températures (a) expérimentales et (b) numériques à trois niveaux du stockage pour trois vitesses axiales en phase de charge

La comparaison de l'évolution de la température obtenue par CFD par rapport à celle obtenue par l'expérimental (Figure 4-27 a, b et c) confirme les observations précédentes :

<sup>1</sup> Il a été choisi de ne pas montrer davantage de points pour ne pas surcharger les courbes.

- À  $0,5 \text{ mm.s}^{-1}$  le modèle montre la moins bonne concordance avec l'expérimentation, particulièrement lors du transport de la thermocline ;
- À  $2 \text{ mm.s}^{-1}$ , une bonne concordance est obtenue, en particulier en partie inférieure de thermocline qui reste conforme aux observations, tandis que l'écart augmente en partie supérieure ;
- À  $4 \text{ mm.s}^{-1}$ , le modèle reproduit assez fidèlement l'expérience.

En résumé, pour des vitesses moyennes à élevées, le modèle est fiable, mais il est moins précis à faibles vitesses. Cela pourrait être dû au fait qu'à faible vitesse de  $0,5 \text{ mm.s}^{-1}$ , la relaminarisation se produit très rapidement, alors que le modèle maintient un état turbulent trop longtemps.

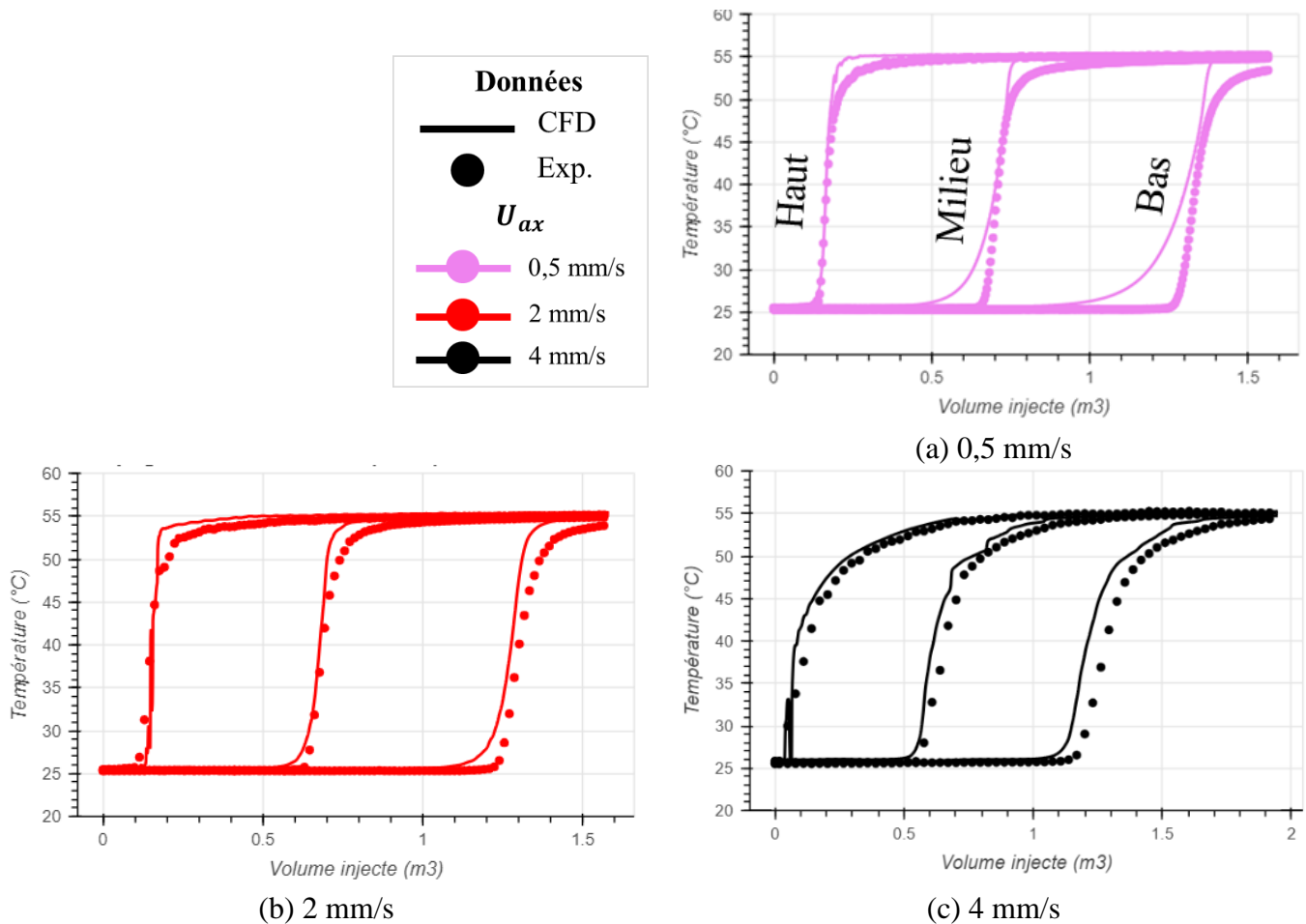


Figure 4-27 : Comparaison de l'évolution de la température obtenue par CFD et expérimentalement à trois niveaux du stockage en phase de charge et  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$

L'étude précédente est réalisée pour les mêmes essais en phase de décharge.

#### 4.3.1.2. En décharge

Lors de l'injection en décharge, le champ de température montre une formation de la thermocline similaire à celui obtenu en phase de charge : plus le débit d'injection est élevé, plus la zone de remélange est étendue (Figure 4-28).

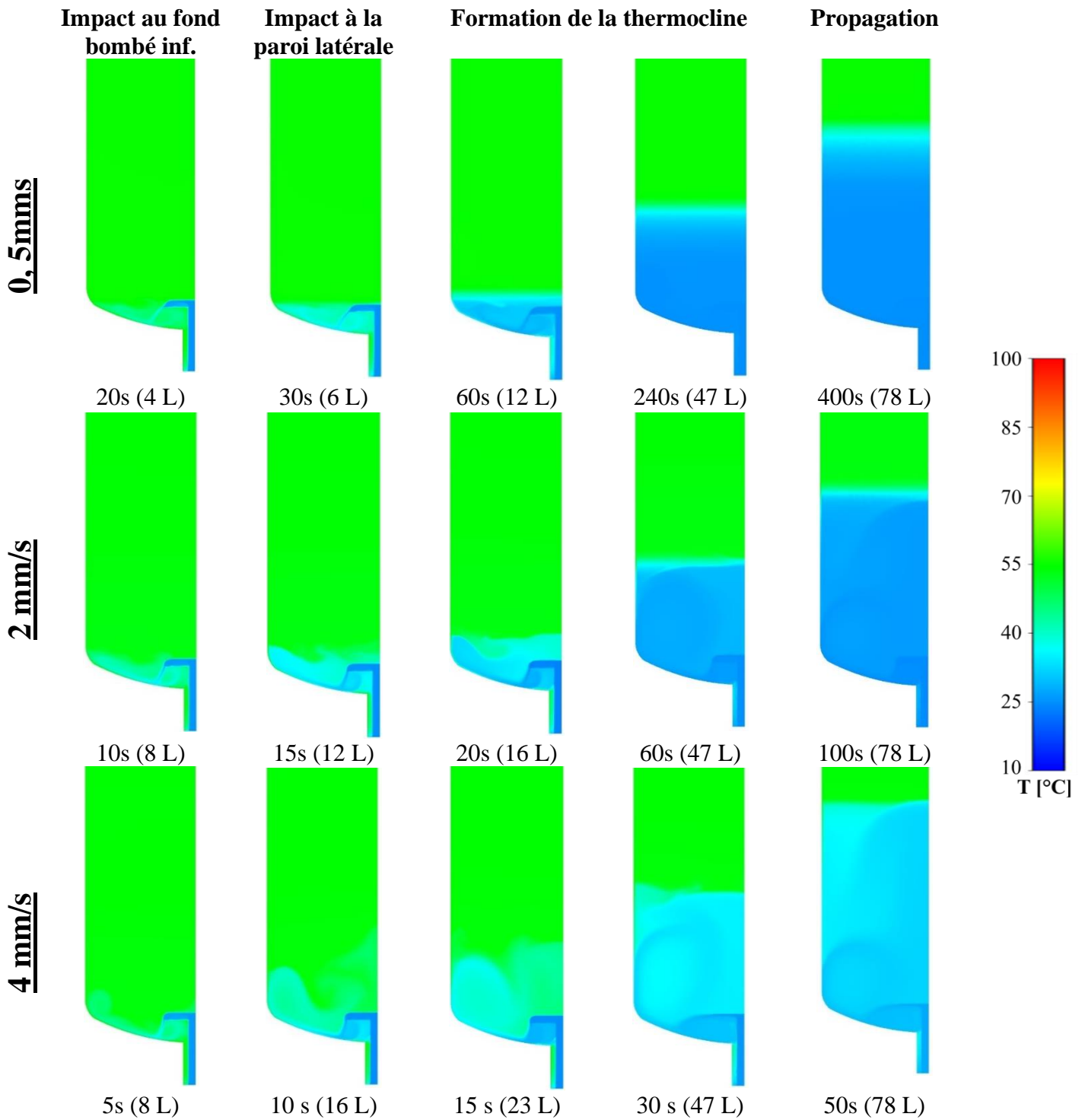
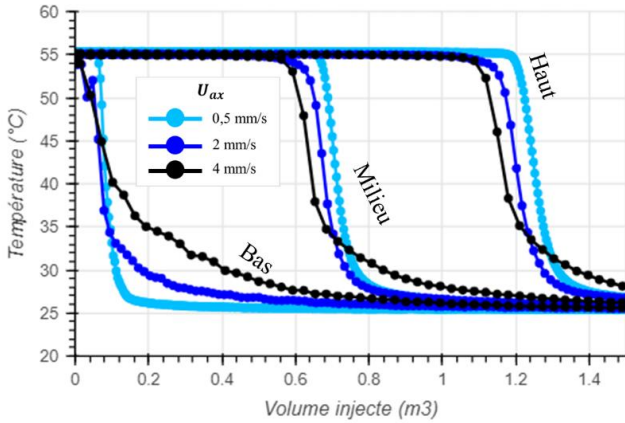


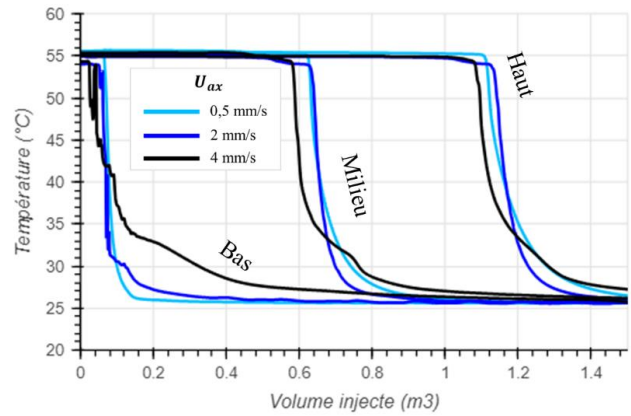
Figure 4-28 : Champs de température lors de la formation de la thermocline en décharge pour les essais à différents débits nominaux ( $\Delta T = 25^{\circ}\text{C} - 55^{\circ}\text{C}$ ). Les temps choisis sont différents pour mettre en évidence les instants d'intérêt et le volume d'eau injecté entre parenthèses est celui obtenu en supposant le débit constant

Les comparaisons aux données expérimentales (Figure 4-29, Figure 4-30) montrent que :

- **L'avant de la thermocline** (au niveau de la zone chaude) présente une allure plutôt satisfaisante tandis que, pour la charge, le front avant de la thermocline (en zone froide) ne présentait pas une bonne concordance à l'expérimentation. La concordance à faible vitesse demeure la moins satisfaisante lors de la propagation de la thermocline (Figure 4-30.a) ;
- **L'arrière de la thermocline** (au niveau de la zone froide) présente une concordance satisfaisante une bonne forme malgré le décalage temporel.



(a) Données expérimentales



(b) Données numériques

Figure 4-29 : Evolution des températures (a) expérimentales et (b) numériques à trois niveaux du stockage pour trois vitesses axiales en phase de décharge

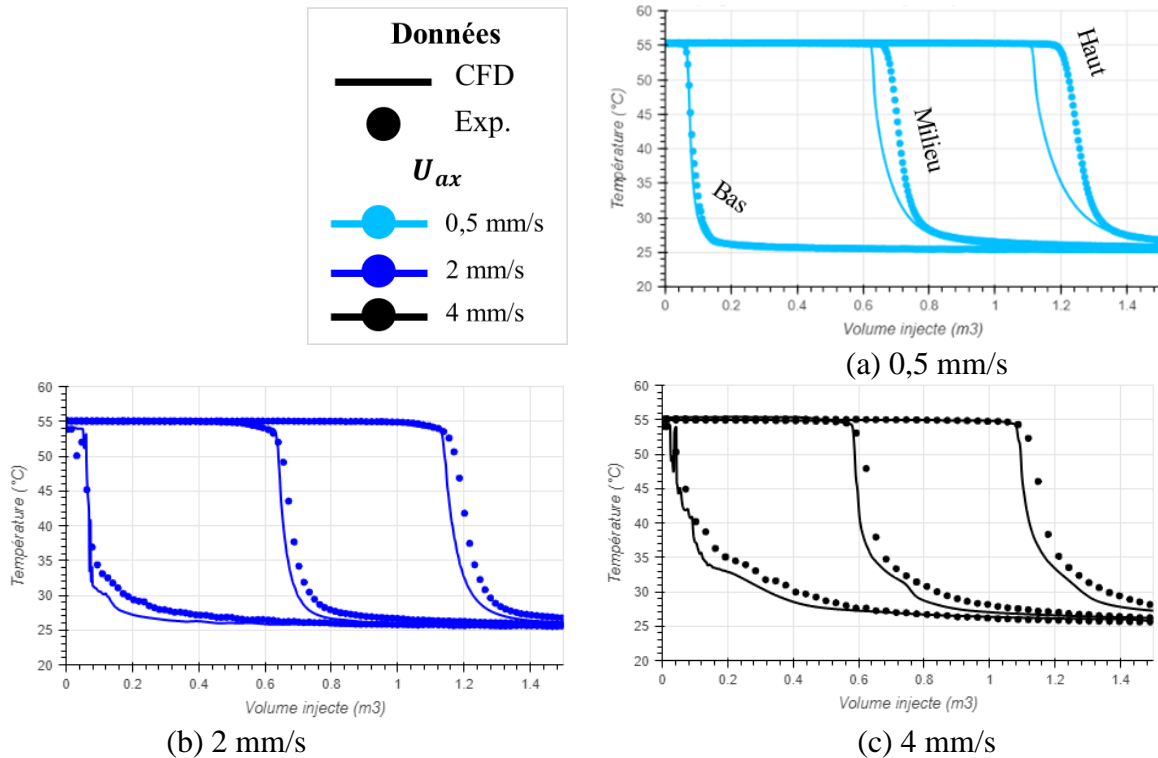


Figure 4-30 : Comparaison de l'évolution de la température obtenue par CFD et expérimentalement à trois niveaux du stockage en phase de décharge et  $\Delta T = 25^{\circ}\text{C} - 55^{\circ}\text{C}$

L'écoulement en décharge est donc mieux représenté qu'en charge par le modèle. Les études ont été réalisées dans le cadre du  $\Delta T$  de référence. L'étude suivante étudie l'impact du  $\Delta T$  en conservant la vitesse de référence de  $2 \text{ mm.s}^{-1}$ .

### 4.3.2. Variation du $\Delta T$

Pour étudier l'impact du  $\Delta T$ , les essais à  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 35^\circ\text{C}$  et  $\Delta T = 25^\circ - 90^\circ\text{C}$  sont comparés au  $\Delta T$  de référence de  $25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$ . La vitesse est maintenue à  $2 \text{ mm.s}^{-1}$ . Les champs de température montrent que plus le  $\Delta T$  est élevé, plus l'écoulement est stabilisé (Figure 4-31).

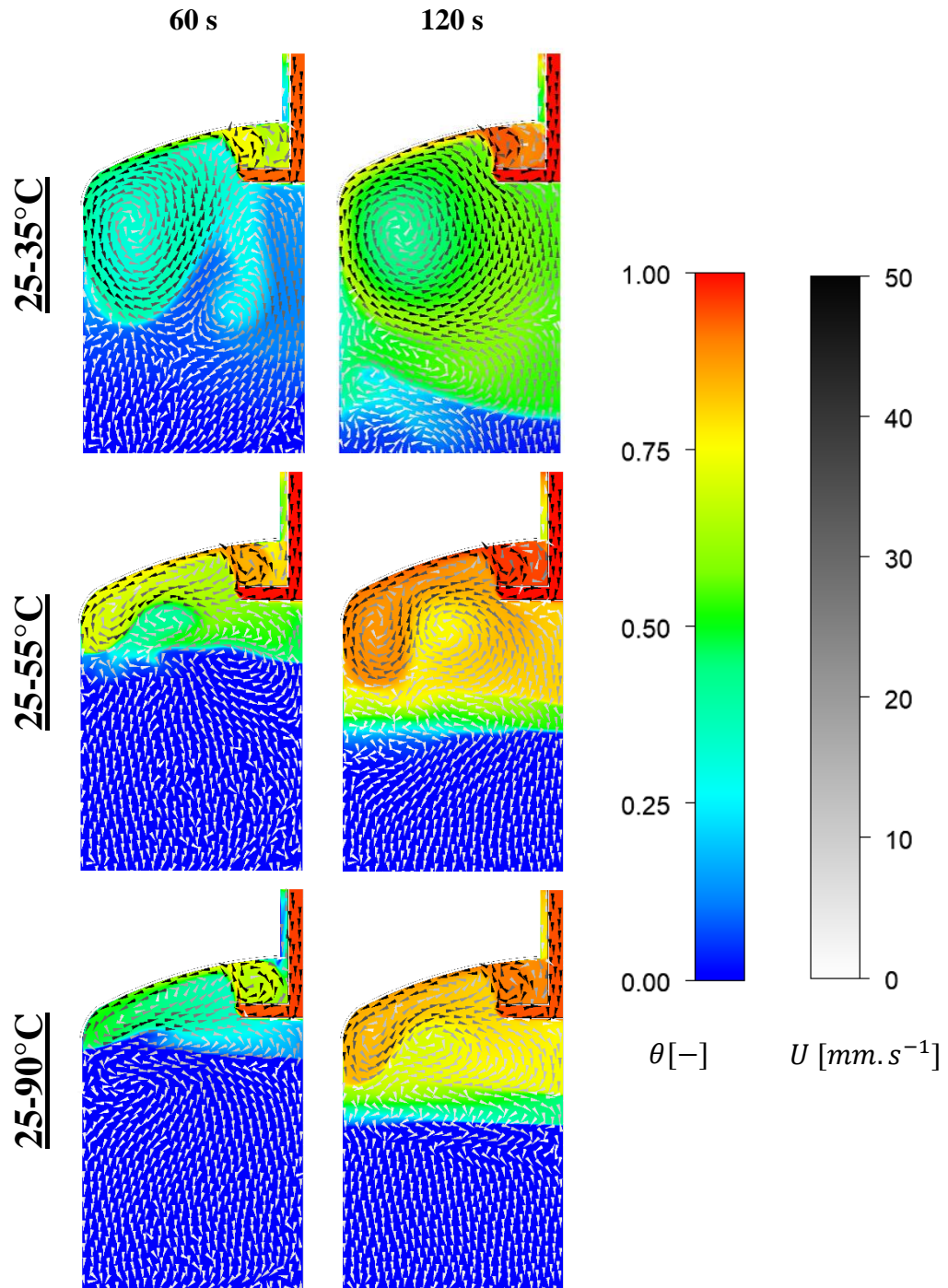
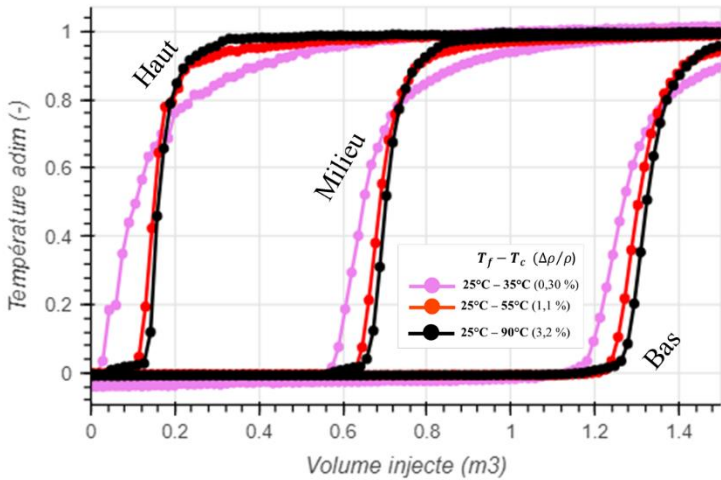


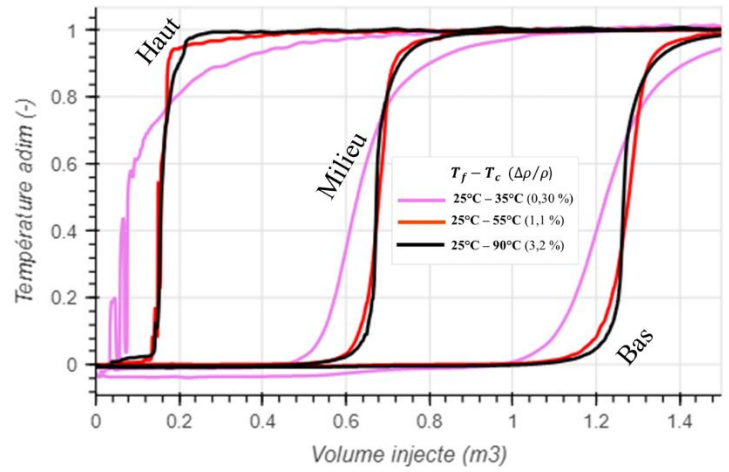
Figure 4-31 : Champ des température adimensionnelles et des vecteurs vitesses lors de la formation de la thermocline en charge pour les essais à différents  $\Delta T$

De plus, les écoulement à 25°C-55°C et 25°C-90°C sont similaires même si la flottabilité atténuée davantage la formation du tourbillon principal en proche paroi pour le plus fort  $\Delta T$ . En revanche, l'écoulement de l'essai à 25°C-35°C se distingue des deux autres : la flottabilité n'est pas suffisante pour freiner significative la formation du tourbillon. Or, le nombre de Richardson  $Ri_{0,h_i}$  est de 0,15 pour le cas à 25°C-35°C, de 0,57 et 1,6 respectivement pour les essais à 25°C-55°C et 25°C-90°C. Ainsi, le  $Ri_{0,h_i}$  en dessous du seuil de 0,25 n'est pas suffisant pour établir un courant de densité venant stabiliser l'écoulement, et les valeurs au-dessus de ce seuil permettent l'existence de ces courants. C'est cohérent avec la physique développée en section 1.1.2.3.2.

Enfin, l'évolution de la température montre que la thermocline est plus épaisse à faible  $\Delta T$  qu'à haut  $\Delta T$  à la fois numériquement (Figure 4-32.b) et expérimentalement (Figure 4-32.a).



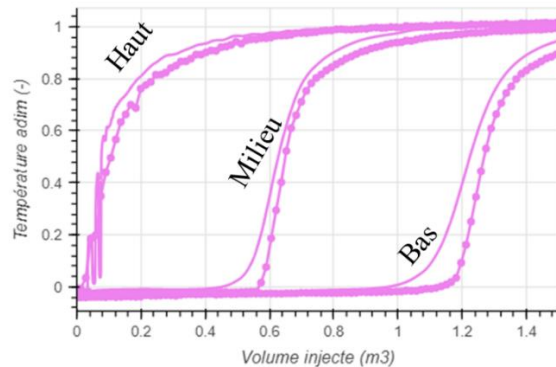
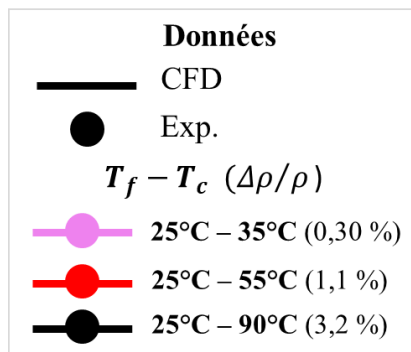
(a) Données expérimentales



(b) Données numériques

Figure 4-32 : Evolution des températures (a) expérimentales et (b) numériques à trois niveaux du stockage pour trois vitesses axiales en phase de charge

Enfin, indépendamment du  $\Delta T$ , le modèle est toujours en avance par rapport à la simulation (Figure 4-33).



(a)  $\Delta T = 25^\circ C - 35^\circ C$

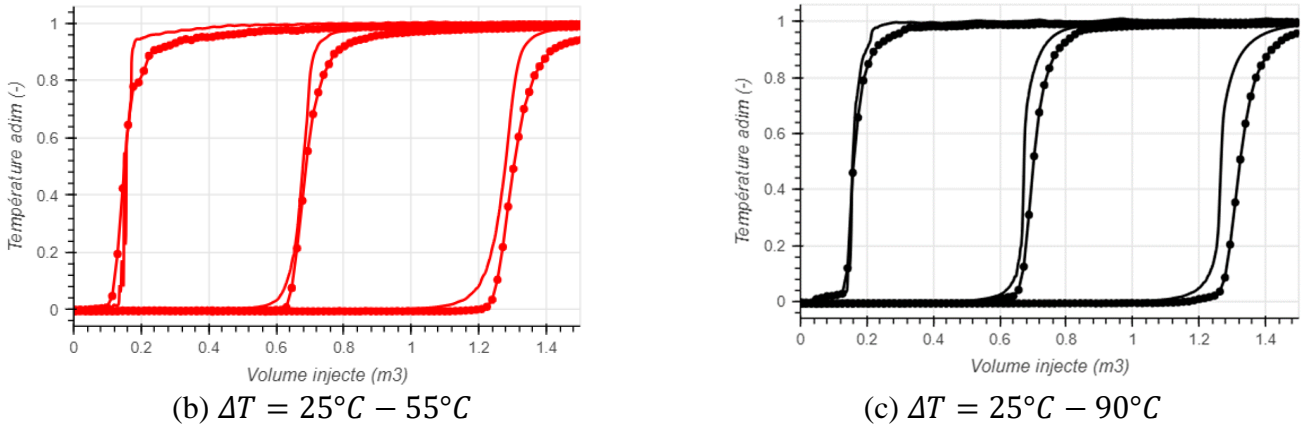


Figure 4-33 : Comparaison de l'évolution de la température obtenue par CFD et expérimentalement à trois niveaux de  $\Delta T$  et  $U_{ax} = 2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$

Le  $\Delta T$  et la vitesse de référence sont conservées et l'injection selon une rampe est étudiée dans la section suivante.

### 4.3.3. Variation de l'injection selon une rampe en débit

#### 4.3.3.1. À $2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$

L'impact d'une injection progressive selon une rampe linéaire est exploré ici. Deux temps de rampe sont testés, correspondant à des rapports  $t_r/t_p$  de 35 et de 70.

Lorsque l'injection est progressive, l'impact au fond bombé supérieur engendre un courant de densité dont la hauteur de pénétration est plus faible que lorsque l'injection est abrupte (Figure 4-34). Au cours du remplissage (à 35 L), l'injection progressive crée une thermocline qui stabilise l'écoulement. Il n'y a pas de différence notable entre les deux temps de rampe testés. Cela témoigne pour l'existence d'un temps de rampe seuil comme observé au chapitre 2 et confirmé au chapitre 3.

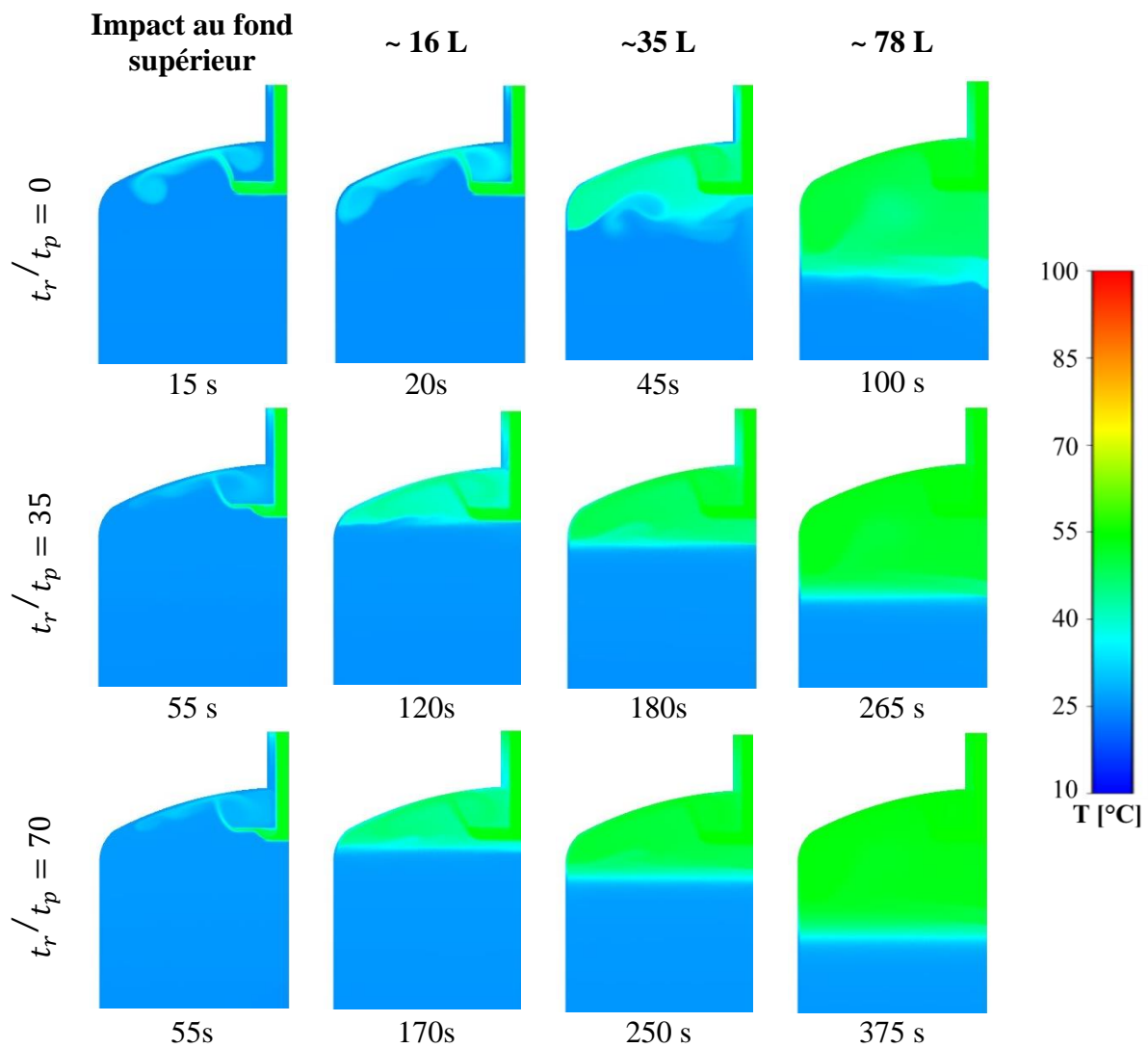
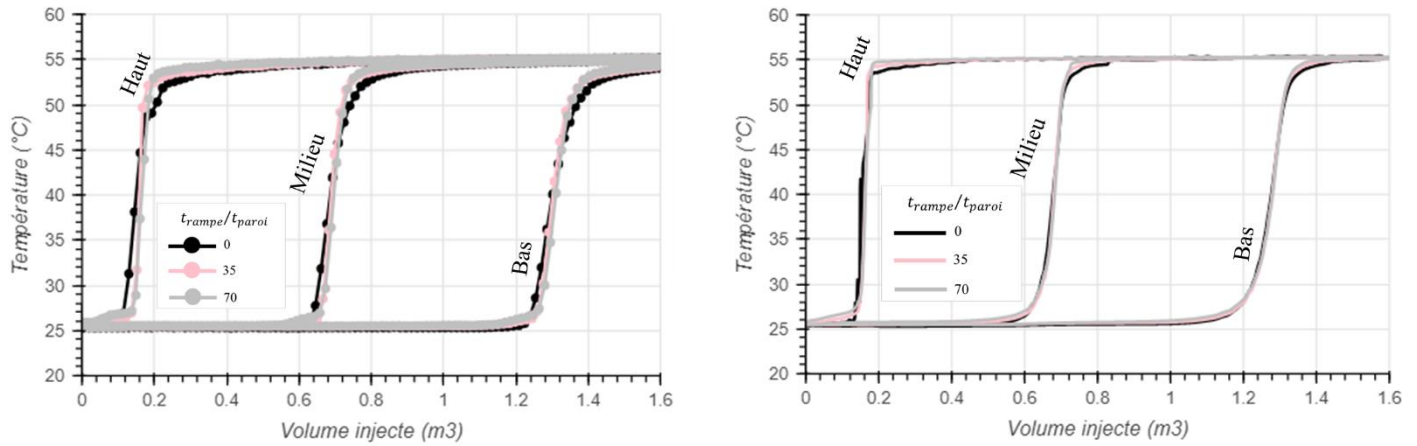


Figure 4-34 : Champ des température lors de la formation de la thermocline en charge pour les essais à différentes rampes d'injection à  $U_{ax} = 2 \text{ mm/s}$

En revanche, lors d'un remplissage complet, l'impact des rampes est faible dans le cas expérimental (Figure 4-35.a) et numérique (Figure 4-35.b). Le modèle est cohérent avec l'expérimental.



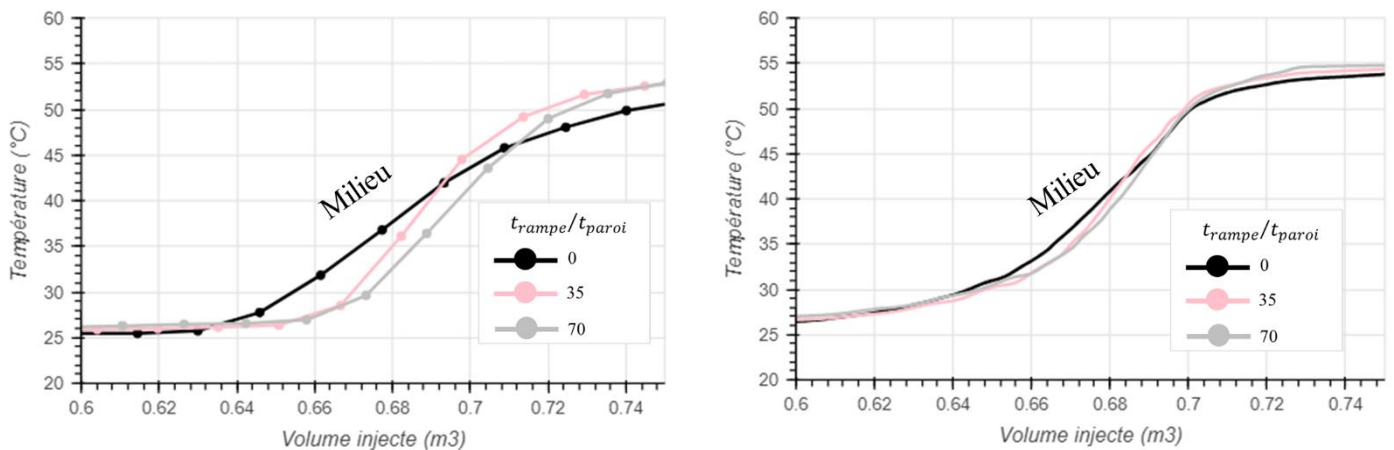


(a) Données expérimentales

(b) Données numériques

Figure 4-35 : Evolution des températures (a) expérimentales et (b) numériques à trois niveaux du stockage pour trois temps de rampe différents d'injection à  $U_{ax} = 2 \text{ mm.s}^{-1}$  en phase de charge

En zoomant sur l'évolution de la thermocline au milieu de stockage, bien que celle-ci soit un peu plus épaisse dans la configuration expérimentale sans rampe, les évolutions de température restent globalement similaires (Figure 4-36).



(a) Données expérimentales

(b) Données numériques

Figure 4-36 : Evolution des températures (a) expérimentales et (b) numériques à trois niveaux du stockage pour temps de rampe différents d'injection à  $U_{ax} = 2 \text{ mm.s}^{-1}$  en phase de charge

En conclusion, les champs de températures montrent que l'utilisation d'une rampe induit des formations de thermocline distinctes par rapport à une configuration sans rampe. Ces données montrent qu'une injection progressive permet à la thermocline de s'établir précocement, entraînant une stabilisation générale de l'écoulement (à volume injecté équivalent). Toutefois, bien que cela semble prometteur, les données expérimentales indiquent que l'impact sur l'épaisseur de la thermocline est marginal. Par conséquent, l'intérêt des rampes dans ces conditions est nul au regard du temps perdu en remplissage.

Pour accentuer l'impact d'une rampe, cette étude est réalisée avec une vitesse nominale plus de propagation plus élevée de  $4 \text{ mm.s}^{-1}$ .

### 4.3.3.2. À $4 \text{ mm.s}^{-1}$

Pour cette étude à forte vitesse nominale, les mêmes durées de rampe par rapport au cas de  $2 \text{ mm.s}^{-1}$  sont conservées. Mais en rapportant cette durée à  $t_p$ , on obtient des rapports deux fois plus faibles, soit 18 et 35 au lieu de 35 et 70. Le rapport de 18 et 35 correspondent à des temps de rampe de respectivement 87 s et 174 s. Les champs de température lors de l'injection confirment l'effet stabilisateur d'une thermocline formée progressivement (Figure 4-37).

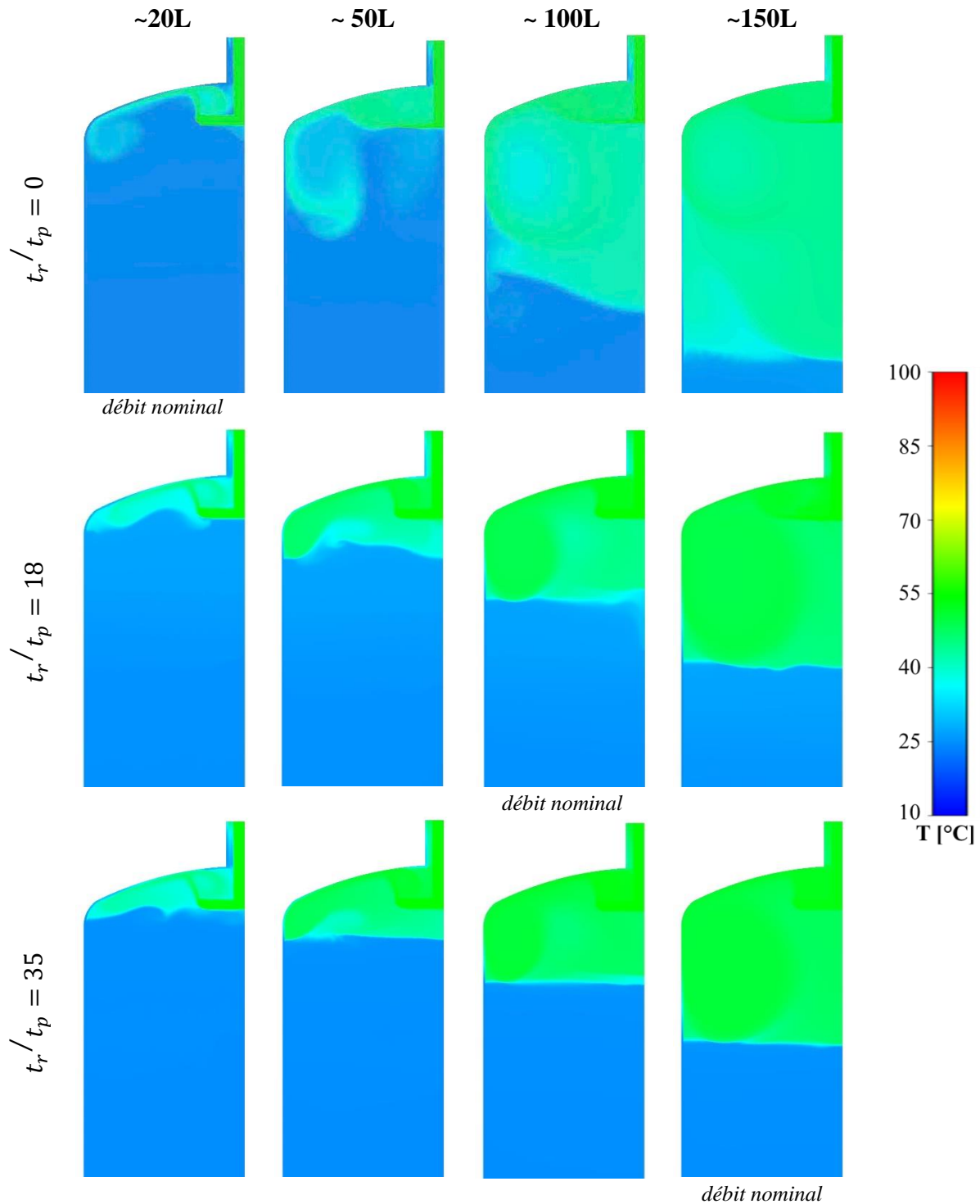
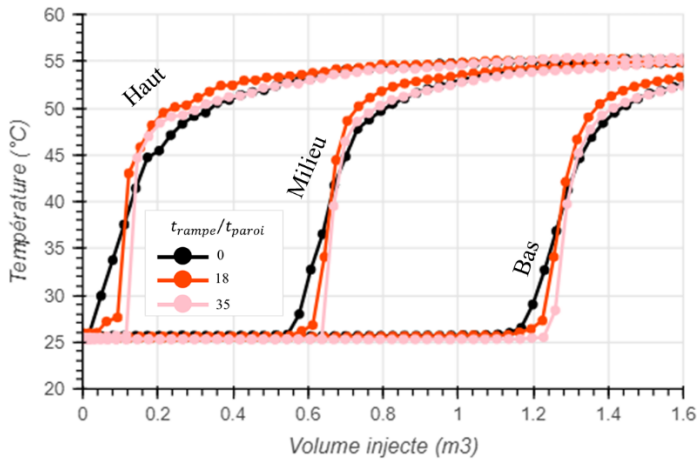
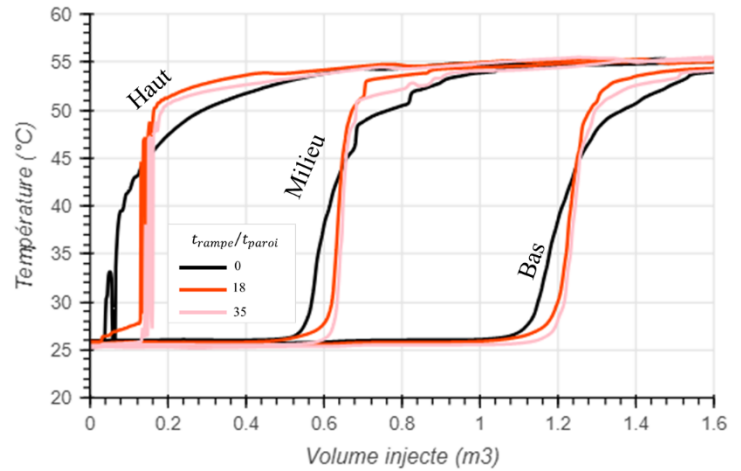


Figure 4-37 : Champs des température lors de la formation de la thermocline en charge pour les essais à différentes rampes d'injection à  $U_{ax} = 4 \text{ mm/s}$

Le remplissage complet indique que plus le temps de rampe augmente, plus la thermocline est fine pour les données expérimentales (Figure 4-38.a) et numériques (Figure 4-38.b).



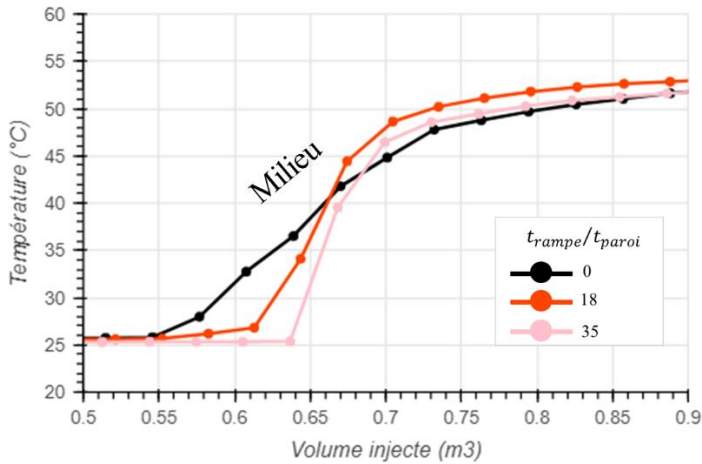
(a) Données expérimentales



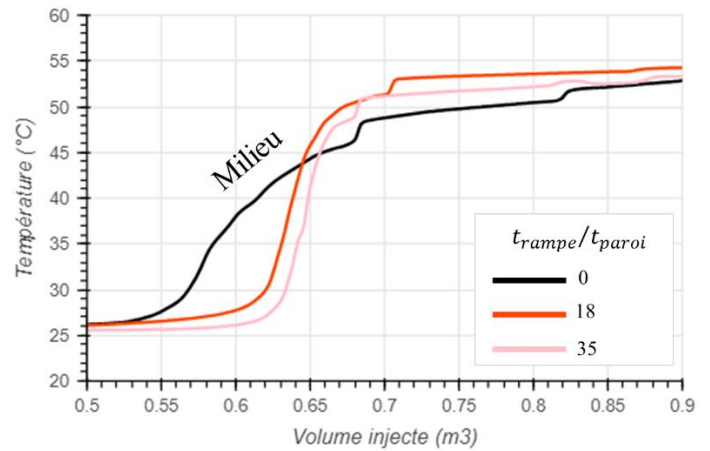
(b) Données numériques

Figure 4-38 : Evolution des températures (a) expérimentales et (b) numériques à trois niveaux du stockage pour différentes rampes d'injection à  $U_{ax} = 4 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$

Le zoom sur l'évolution de la température au milieu du stockage, confirme la cohérence entre les données expérimentales (Figure 4-39.a) et numériques (Figure 4-39.b).



(a) Données expérimentales



(b) Données numériques

Figure 4-39 : Evolution des températures (a) expérimentales et (b) numériques à trois niveaux du stockage pour des injections progressives en phase de charge

Ainsi, l'utilité d'une rampe en débit est bénéfique pour la stratification dans cette configuration. L'impact des rampes dépend donc des conditions opératoires de l'essai, c'est à dire de la vitesse d'injection et de l'effet stabilisateur du gradient de densité. Autrement dit, du nombre de Richardson.

### 4.3.3.3. Rampes et nombre de Richardson

Comme montré au chapitre 3 (section 3.3.4.1) :

- il est possible d'opérer à haute vitesse en maintenant une stratification tant que le nombre de Richardson en sortie de distributeur,  $Ri_{0,h_i}$  est suffisamment élevée ;
- la limite identifiée dans la littérature,  $Ri_{0,h_i} \geq 0,25$ , est cohérente avec notre système.

Or, dans les essais testés dans cette section,  $Ri_{0,h_i}$  est de 0,57 et de 0,14 pour des vitesses nominales de propagation respectivement de  $2 \text{ mm.s}^{-1}$  et  $4 \text{ mm.s}^{-1}$ , et un  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$ . Ces valeurs sont situées de part et d'autres du seuil standard de 0,25. Les données montrent que :

- **Pour les essais à 2 mm/s,  $Ri_{0,h_i} = 0,57$**  : l'impact des rampes est négligeables car la flottabilité est suffisante pour former un courant de densité et garantir une bonne stratification ;
- **Pour les essais à 4 mm/s,  $Ri_{0,h_i} = 0,14$**  : le nombre Richardson est trop faible pour assurer la formation d'un courant de densité. Mais, l'utilisation des rampes permet de se ramener à une configuration permettant de limiter la taille de la thermocline.

Ainsi, pour le système étudié, il est pertinent d'injecter selon une rampe pour réduire l'épaisseur de la thermocline si  $Ri_{0,h_i} \leq 0,25$ .

Toutefois, la mise en place effective d'une telle configuration d'injection sur un stockage industriel nécessite des installations spécifiques et un pilotage particulier. Pour réaliser ces rampes dans le stockage STERIOD, le dimensionnement a notamment inclus :

- une dérivation du circuit hydraulique autour du stockage ;
- une vanne de régulation dont la gamme de fonctionnement couvre un faible et fort débit (ce qui n'est pas idéal pour une vanne) ;
- un mode de régulation particulier au niveau de l'automatisme pour assurer une ouverture progressive (régulation variable en fonction du temps).

D'autres configurations de systèmes hydrauliques pour réaliser des injections progressives sont envisageables, mais imposent des contraintes significatives pour un système existant, tant au niveau de l'installation que du contrôle.

Cette étude clos les analyses comparatives basées sur le cas de référence. La section suivante s'intéresse à l'étude de cas particuliers.

## 4.4. Etudes de configurations spécifiques

### 4.4.1. Configuration à $\Delta T$ égaux

Pour ce premier cas particulier, l'étude de l'écoulement à deux niveaux de température pour un même  $\Delta T$  est choisi. Pour cet essai, la vitesse nominale de propagation est de  $4 \text{ mm.s}^{-1}$  et il n'y a pas de rampe lors de l'injection du fluide. Les deux niveaux de températures sont le  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$  (niveau de température bas) et le  $\Delta T = 60^\circ\text{C} - 90^\circ\text{C}$  (niveau de température haut). Les champs des température et les vecteurs vitesse montrent que l'écoulement est davantage freiné par le gradient de densité dans le cas à  $\Delta T = 60^\circ\text{C} - 90^\circ\text{C}$  que dans le cas à  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$  (Figure 4-40).

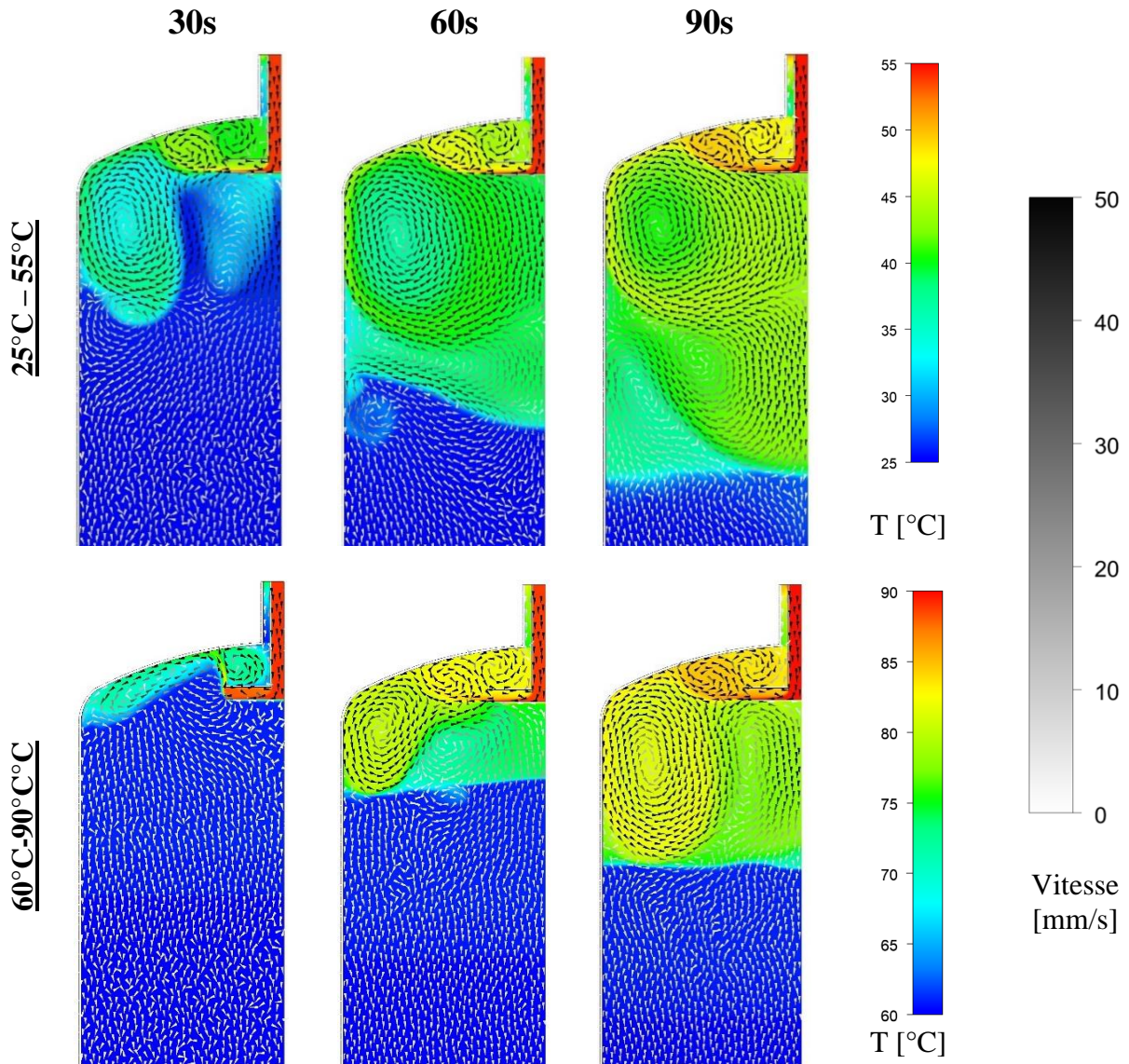
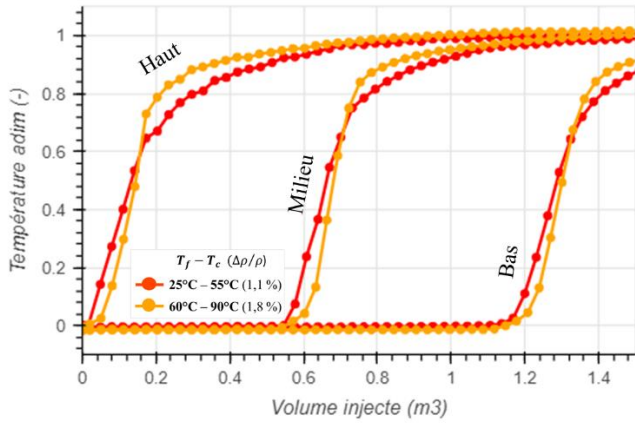


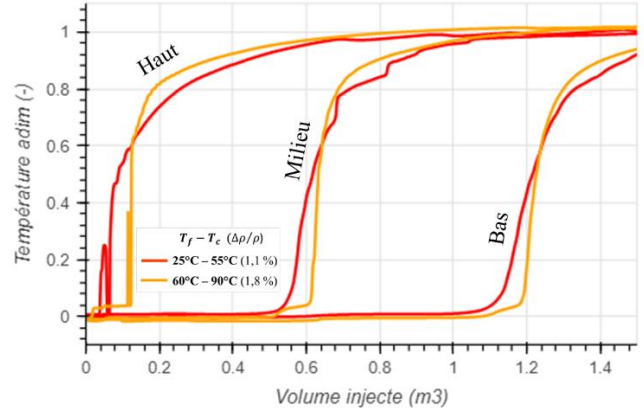
Figure 4-40 : Champs des température et de vecteur vitesse pour les essais à différents  $\Delta T$  en charge ( $U_{ax} = 4$  mm/s)

Comme évoqué au chapitre 3, cette différence de comportement est la résultante du caractère quadratique des variations de la masse volumique en fonction de la température. En effet, la variation relative de masse volumique est de 1,1% et 1,8%, respectivement pour les niveaux bas et haut de température, et les nombres de Richardson sont de 0,14 et de 0,24, respectivement pour ces mêmes niveaux, ce qui est cohérent avec le seuil standard de stratification de 0,25.

De plus, l'évolution de la température indique que la thermocline est légèrement plus fine dans le cas à haut niveau de température que dans celui du bas expérimentalement et numériquement (Figure 4-41a. et b). Donc le modèle retranscrit la légère variation de masse volumique.



(a) Données expérimentales



(b) Données numériques

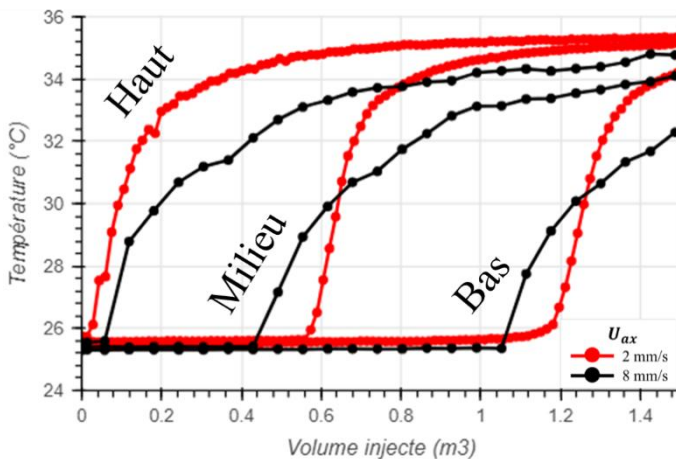
Figure 4-41 : Evolution des températures (a) expérimentales et (b) numériques à trois niveaux du stockage pour les essais à différents en phase de charge

#### 4.4.2. Configuration critique pour la stratification

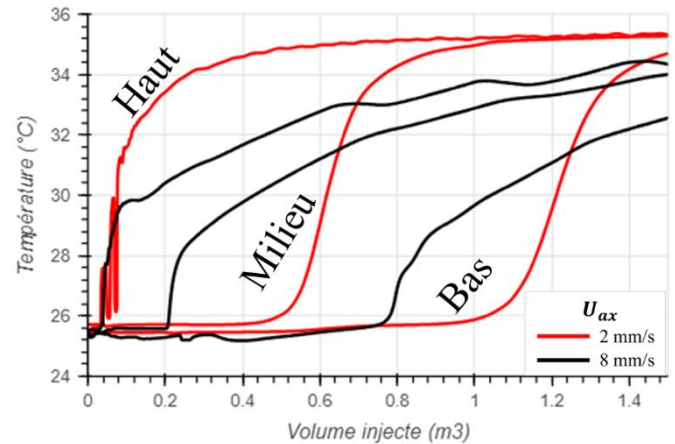
Pour tester les limites du modèle dans des conditions de stratification critique, l'essai de charge à très haute vitesse de  $8 \text{ mm.s}^{-1}$  et faible  $\Delta T$  de  $25^\circ\text{C} - 35^\circ\text{C}$  est analysé ici. Dans ces conditions, le nombre de Richardson est de  $9,2 \times 10^{-3}$ . Il est comparé à un essai dans les mêmes conditions mais avec une vitesse plus faible de  $2 \text{ mm.s}^{-1}$  ( $Ri_{0,h_i} = 0,15$ ).

Pendant un remplissage complet, le cas à  $2 \text{ mm.s}^{-1}$  permet d'obtenir une thermocline tandis que le cas à  $8 \text{ mm.s}^{-1}$  remélange le fluide dans la moitié supérieure du stockage (Figure 4-43.a et b).

De plus, l'évolution de la température confirme cette observation et montre, malgré l'avance du modèle, que ce dernier est cohérent avec les données expérimentales (Figure 4-42)

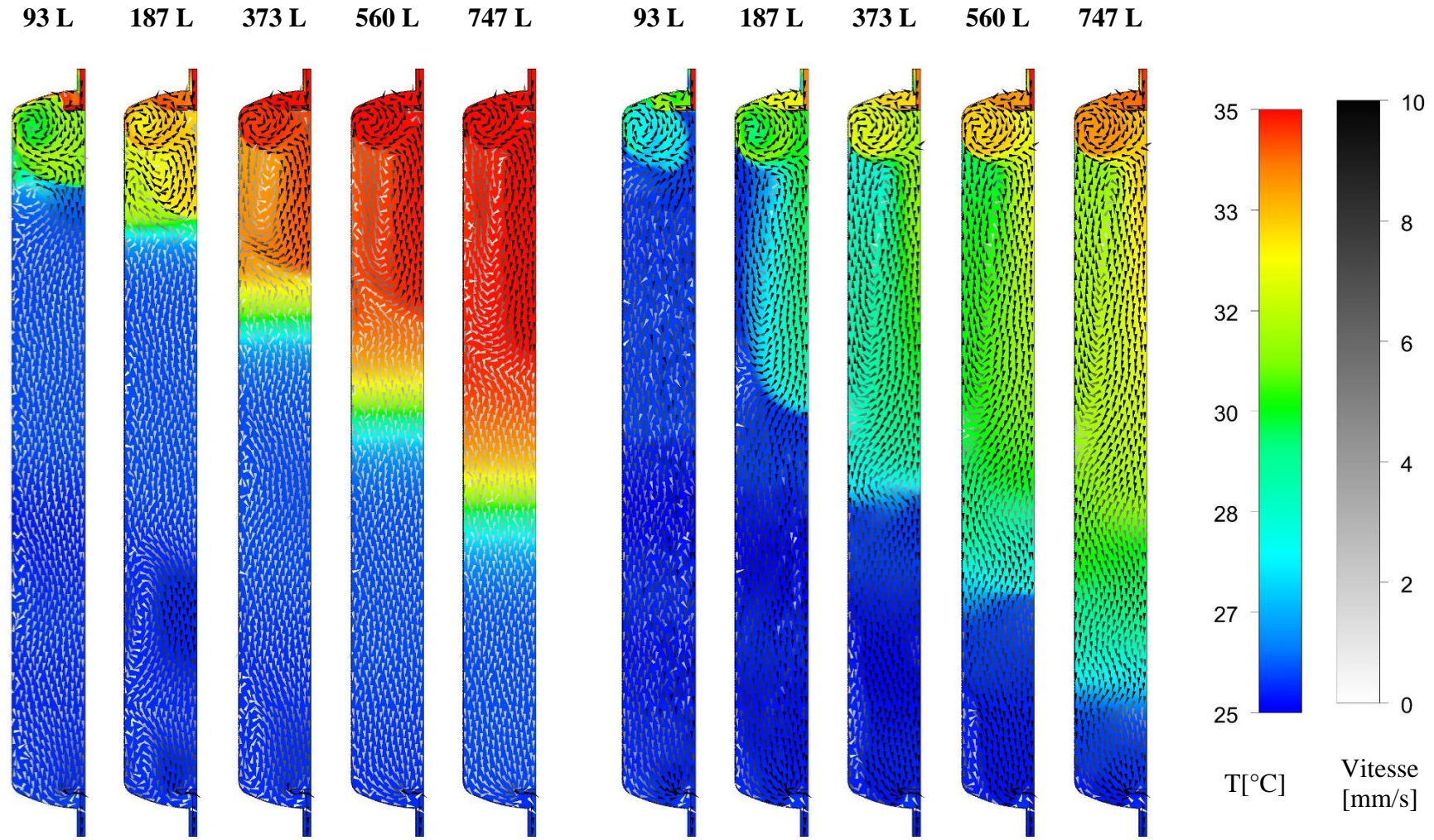


(a) Données expérimentales



(b) Données numériques

Figure 4-42 : Evolution des températures numériques et expérimentales en bas, au milieu, et en haut de cuve pour différents débits à  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 35^\circ\text{C}$



(a)  $U_{ax} = 2 \text{ mm/s}$

(b)  $U_{ax} = 8 \text{ mm/s}$

Figure 4-43 : Champs de température et de vecteurs vitesse à  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 35^\circ\text{C}$  et une vitesse axiale de (a) 2 mm/s et (b) 8 mm/s

Cette étude vient clore les études comparatives qualitatives. La section suivante quantifie l'écart entre les données numériques et expérimentales pour l'ensemble des essais réalisés.

## 4.5. Gamme de validité du modèle

Pour quantifier l'écart entre les résultats numériques et expérimentaux, les critères obtenus à partir des données numériques sont tracés en fonction des mêmes critères calculés à partir des données expérimentales.

Pour le taux de restitution, l'écart est compris entre 0 et -10% à l'exception des cas critiques à  $8 \text{ mm.s}^{-1}$  (Figure 4-44 et Figure 4-45). L'écart négatif est causé par l'avance de la simulation par rapport à l'expérimental (éléments d'explications évoquées en section 4.2.1.2).

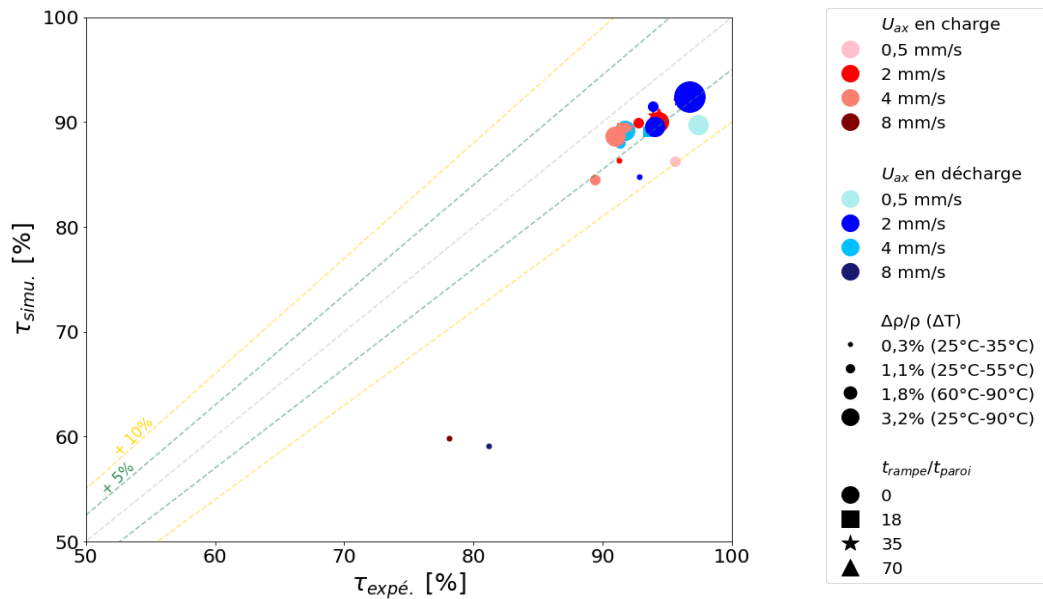


Figure 4-44 : Ecart entre les taux de restitution obtenus par la simulation et l'expérimental (échelle entre 50% et 100%)

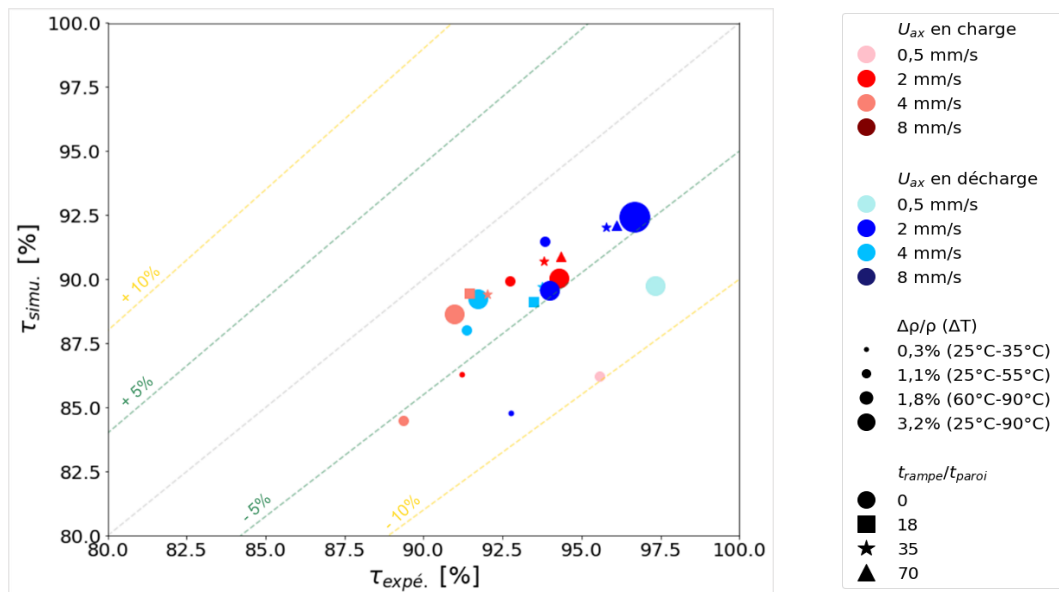


Figure 4-45 : Ecart entre les taux de restitution obtenus par la simulation et l'expérimental (zoom entre 80% et 100%)



Pour l'épaisseur basée sur les températures limite, l'écart est plus conséquent (Figure 4-46 et Figure 4-47) et peuvent être causées par :

- Un excès de diffusion, en particulier à faible vitesse qui pourrait être causé par une relaminarisation physique rapide, mais lentement retranscrite numériquement. Les bords de thermocline sont ainsi retranscrits approximativement et impactent directement la valeur de l'épaisseur ;
- Des écarts notables sur l'épaisseur ne se retranscrivant pas sur le taux de restitution peuvent survenir, en raison de la faible pondération de l'épaisseur dans le calcul de puissance du taux.

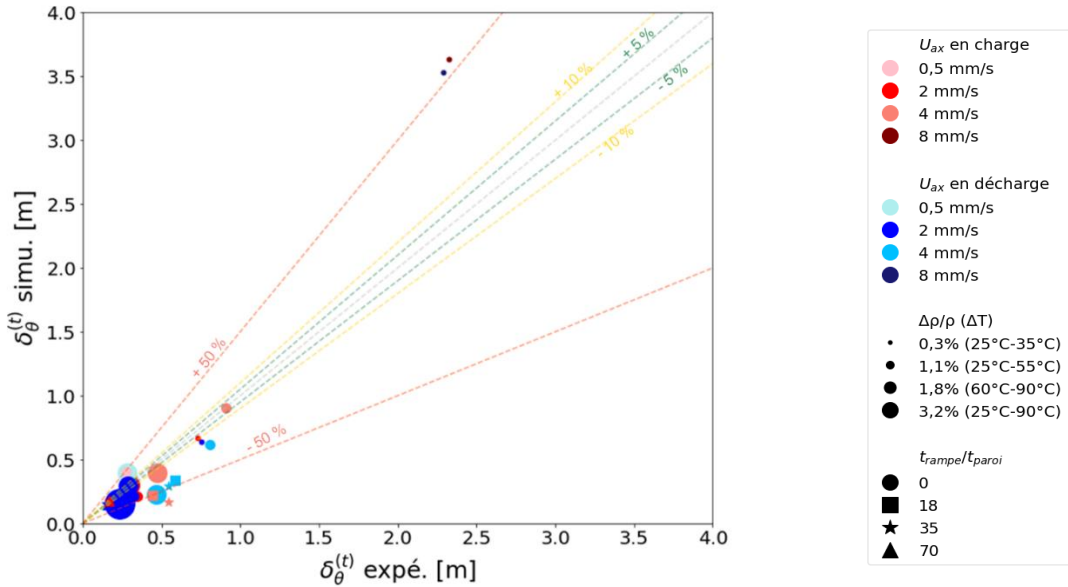


Figure 4-46 : Ecart entre l'épaisseur basée sur les températures limites obtenu par la simulation et l'expérimental (échelle entre 0 et 4 m)

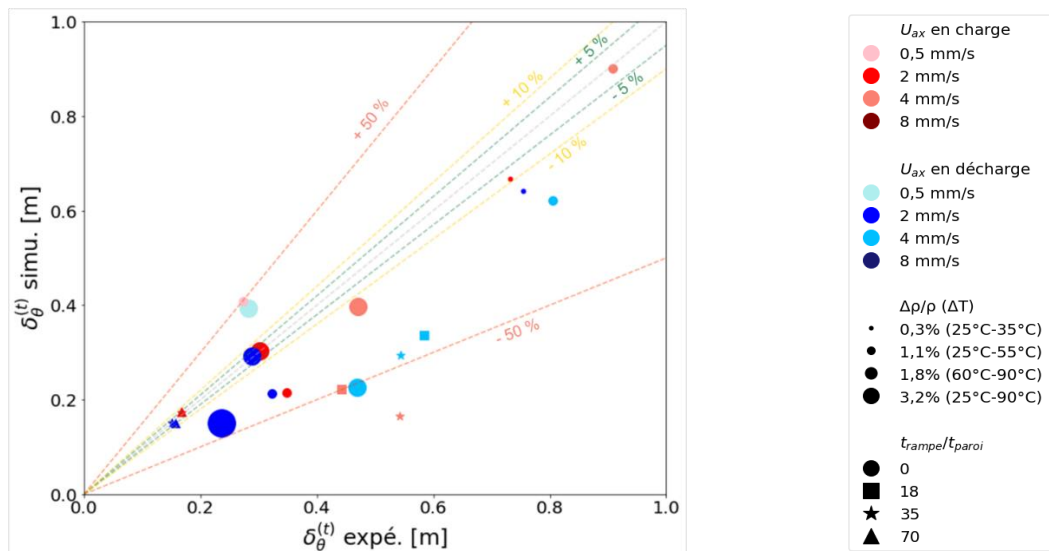


Figure 4-47 : Ecart entre l'épaisseur basée sur les températures limites obtenu par la simulation et l'expérimental (zoom entre 0 et 1 m)

Les conclusions sont les mêmes pour l'épaisseur basée sur le gradient (Annexe 5).

Ces figures permettent l'utilisation du modèle en connaissant les écarts par rapport à la simulation.

## 4.6. Conclusion

Un nouveau domaine de simulation, basé sur le stockage dimensionné au chapitre 3, a été mis en place. Le modèle utilisé dans le chapitre 2 a été utilisé avec des conditions aux limites différentes permettant de considérer l'inertie de la paroi en inox et les pertes thermiques. Les données expérimentales ont été utilisées comme condition initiales et conditions aux limites permettant d'étudier l'écoulement dans les conditions opératoires effectives.

L'écoulement d'un cas de référence a été analysé lors d'une charge complète avec un pas de temps élevé (20 s) puis faible (2 s) lors des premières seconde d'injection. Les résultats de CFD ont permis de visualiser la formation, la propagation et le soutirage de la thermocline. Les résultats de CFD montrent qu'il y a quatre phases dans le développement de la thermocline : 1/ sa formation, 2/ sa propagation avec impact du distributeur, 3/ sa propagation sans impact du distributeur, puis 4/ son soutirage.

De plus, les champs des variables ont confirmé l'impact de la hauteur de pénétration du jet entrant sur la formation de la thermocline. L'écoulement au niveau du soutirage indique que cette étape n'est pas critique dans la déstratification du système pour le distributeur testé. De plus, la comparaison des résultats numériques aux résultats expérimentaux a souligné une avance du front thermique obtenu par CFD. L'écart observé pourrait être attribué soit aux conditions aux limites dans l'équation de transport de la température (par exemple, des pertes thermiques inadaptées), soit à une mauvaise représentation de la diffusion, notamment en ce qui concerne la relaminarisation. Ces axes méritent une exploration approfondie afin d'améliorer le modèle.

Des études comparatives faisant varier les conditions opératoires d'intérêt (débit, le  $\Delta T$ , rampes) ont été menées. Les différentes études paramétriques concernent :

- **Le débit** : les résultats de CFD et expérimentaux sont satisfaisants à haut débit mais un excès de diffusion est repéré à faible débit pour la CFD. Une des raisons de cet écart pourrait être une mauvaise considération des phénomènes diffusifs turbulents à faible nombre de Reynolds en lien avec la flottabilité.
- **Le  $\Delta T$**  : les résultats de CFD et expérimentaux sont cohérent pour les trois  $\Delta T$  testés (25°C-35°C, 25°C-55°C, 55°C-90°). Cette étude a permis de visualiser et de confirmer l'effet stabilisant du  $\Delta\rho$  induit par le  $\Delta T$  ;
- **Les rampes en débit** : les résultats de CFD et expérimentaux sont cohérents. La CFD confirme le développement du jet en entrée selon un courant de densité et la formation progressive de la thermocline permettant la stabilisation ultérieure de l'écoulement. Expérimentalement, l'impact sur les profils de température est probant à vitesse élevée (4 mm/s), c'est-à-dire à faible nombres de Richardson, et confirme l'intérêt d'une injection progressive sur un stockage initialement homogène pour un faible nombre de Richardson. La limite de identifiée dans la littérature,  $Ri_{0,hi} \leq 0,25$  est cohérente pour ce système ;
- **Des configurations spécifiques - une à  $\Delta T$  égaux et l'autre critique pour la stratification -** : la première étude confirme que le nombre de Richardson, basé sur le  $\Delta\rho$  est adéquat dans l'étude des écoulements stratifiés et qu'il est pertinent de considérer les variations quadratiques de la masse volumique de l'eau dans un modèle. La seconde étude

montre que le modèle permet de retranscrire de façon cohérente les données expérimentales dans des conditions critique de stratification (forte vitesse, faible  $\Delta T$ ).

Enfin, pour tous les essais réalisés, en charge et en décharge, l'écart expérimental et numérique a été quantifié sur les critères choisis dans cette thèse : le taux de restitution et l'épaisseur de thermocline. En excluant le cas critique évoqué ci-dessus (car non représentatif des conditions opératoires d'un stockage en fonctionnement), l'écart sur le taux d'utilisation est compris entre 0 et -10%, et entre  $\pm 50\%$  pour l'épaisseurs ( $\delta_{\theta}^{(t)}$  et  $\delta_{\nu}^{(t)}$ ). La capacité du modèle à retranscrire les bords de la thermocline, l'excédent de diffusion ou encore la sensibilité du critère en tant que tel peut expliquer cet écart conséquent sur les épaisseurs.

Aucun calcul en phase de stand-by n'a pu être effectué par manque de temps. Cet aspect mérite une investigation approfondie afin de vérifier la pertinence du modèle dans ce mode de fonctionnement.

# **Conclusion & perspectives**

## Synthèse

Ces travaux de thèse ont été entrepris pour répondre à une problématique liée aux performances d'un stockage thermocline en eau : développer un modèle CFD fiable d'un stockage thermocline en eau pour améliorer ses performances via son pilotage et le dimensionnement de distributeurs. La modélisation CFD a été préconisée afin de prendre en compte l'ensemble des phénomènes physiques. Cependant, pour qu'un modèle soit valide dans une large gamme de fonctionnement, il a été nécessaire de recourir à l'expérimentation afin d'obtenir des données de validation fiables et d'intérêt par rapport à celles disponibles dans la littérature.

L'état de l'art présenté dans le **chapitre 1** a exposé les phénomènes physiques dans un stockage thermocline ainsi que leur modélisation CFD. La thermocline résulte d'une phase de formation suivie d'un épaississement. Lors de la formation, le fluide entrant se développe en courant de densité en raison du  $\Delta\rho$  causé par le  $\Delta T$ . Une fois formée, la thermocline s'épaissit sous l'effet de divers phénomènes physiques tels que le mélange induit par l'injection, la conduction dans le fluide, et les pertes thermiques à la paroi. Il y a souvent coexistence d'une région turbulente près des distributeurs et d'une région laminaire dans la cuve, la stratification rendant la turbulence anisotrope. En phase de stand-by, les pertes thermiques aux parois de la cuve entraînent un mouvement local de convection naturelle, aboutissant à un étalement des profils de température. Pour modéliser ces phénomènes physiques, la littérature a développé des modèles avec différentes hypothèses physiques. Toutefois, l'enjeu numérique réside dans la modélisation de la flottabilité et de la turbulence. En outre, cette section a souligné le manque de données fiables, c'est-à-dire obtenues dans des conditions opératoires connues et pertinentes (notamment à haute vitesse). Ce constat a motivé la mise en œuvre d'une nouvelle section d'essais présentée au chapitre 3. En attendant que cette section d'essais soit opérationnelle, un cas issu de la littérature a été utilisé pour réaliser des études numériques.

Dans le **chapitre 2**, un modèle CFD a été développé en se référant à un essai expérimental issu de Zurigat *et al.* (1991). Des études de sensibilité ont été réalisées sur les hypothèses des modèles de la littérature, avec une attention particulière portée à la flottabilité. Il en ressort que l'utilisation de l'approximation de Boussinesq au second ordre permet de prendre en compte les effets de flottabilité d'une masse volumique variable, tout en réduisant le temps de calcul de moitié. La comparaison avec les données expérimentales a révélé un décalage temporel entre les résultats numériques et expérimentaux. Cet écart s'est résorbé lorsque l'hypothèse d'un état thermique homogène a été remise en question, soulignant la nécessité de connaître le profil de température initial dans la cuve. Après cette première étape de validation, le modèle a été utilisé pour explorer l'effet d'une injection progressive selon une rampe de débit, pour simuler l'écoulement d'un courant de densité préconisée par la littérature. Sur un stockage initialement homogène, l'utilisation d'une rampe permet de créer une fine thermocline et de générer un gradient stabilisateur. Sur un stockage initialement stratifié, la rampe a un impact significatif si la thermocline initiale n'est pas trop épaisse. L'impact des rampes a été observé numériquement mais a nécessité une vérification expérimentale, ce qui a motivé davantage l'établissement d'une nouvelle section d'essais présentée au chapitre 3.

Dans le **chapitre 3**, une nouvelle section d'essais, le stockage STERIOD, a été dimensionnée et mise en service. Cette installation permet de contrôler les conditions opératoires (connaissance de l'état initial, injection à température et débit constants) sur une large gamme de fonctionnement :  $U_{ax} \in [0,5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}; 8 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}]$  et  $\Delta T \in [10^\circ\text{C}; 65^\circ\text{C}]$ . Des études en

phase de stand-by et en phase d'écoulement ont été réalisées. En phase de stand-by, les essais ont montré un comportement cohérent avec la littérature : les niveaux de température dans les parties supérieure et inférieure baissent au cours du temps et le gradient thermique s'épaissit. En phase d'écoulement, des études paramétriques aux conditions opératoires d'intérêt ont été menées : le débit, le  $\Delta T$ , le mode d'injection du fluide (progressive ou abrupte), et le soutirage (par distributeur ou par le fond). Les variations de débit et de  $\Delta T$  ont confirmé les observations de la littérature : la stratification est d'autant plus forte que la vitesse axiale de propagation est faible et que le  $\Delta T$  (donc le  $\Delta\rho$ ) est élevé. Pour un écart de température suffisant, il est possible d'injecter à haute vitesse. Cela se traduit, pour cette installation, par une cohérence avec le nombre de Richardson  $Ri_{0,h_i} \geq 0,25$ . L'étude sur les injections progressives a permis de confirmer l'effet réducteur d'une rampe de débit sur la formation de la thermocline. L'ensemble des données acquises dans ce chapitre est utilisé comme données de référence dans le chapitre 4.

Dans le **chapitre 4**, le stockage STERIOD a été modélisé en utilisant le modèle présenté au chapitre 2, en ajustant les conditions aux limites pour tenir compte des pertes thermiques et de l'inertie des parois. Les données CFD pour un cas de référence ont montré que le comportement de l'écoulement était cohérent avec les résultats expérimentaux et que le développement de la thermocline se déroulait en quatre étapes : 1/ sa formation, 2/ sa propagation avec l'impact du distributeur, 3/ sa propagation sans l'impact du distributeur, et 4/ son soutirage. L'étude sur le soutirage a révélé que cet aspect avait peu d'impact sur la thermocline dans ce système. En revanche, l'étape de propagation a montré un retard de l'expérimental par rapport à la simulation. Plusieurs explications possibles ont été proposées : l'inertie des parois sous-estimée, les pertes thermiques sous-évaluées, et la dilatation du support. Des études paramétriques numériques ont été menées sur le débit, le  $\Delta T$ , et les rampes de débit. Globalement, en dépit du retard observé, la concordance est satisfaisante, en particulier à haut débit. Une mauvaise concordance a été observée à faible vitesse de propagation, ce qui pourrait être dû à une mauvaise prise en compte de la relaminarisation dans le modèle de turbulence. Ces études ont souligné la pertinence du nombre de Richardson  $Ri_{0,h_i}$  dans la caractérisation de l'écoulement et la limite d'apparition d'une thermocline fine définie dans la littérature,  $Ri_{0,h_i} \geq 0,25$ , est valable dans cette configuration. Pour cette dernière, l'utilisation d'une rampe est pertinente dans le cas où  $Ri_{0,h_i} \leq 0,25$ . Enfin, pour tous les essais réalisés, l'écart expérimental et numérique a été quantifié : l'écart sur le taux de restitution est compris entre 0 et -10%, et entre  $\pm 50\%$  pour l'épaisseurs ( $\delta_\theta^{(t)}$  et  $\delta_V^{(t)}$ ).

Dans l'ensemble, cette thèse a démontré que la phase de formation de la thermocline est déterminante pour son épaisseur et que l'injection selon un courant de densité est bénéfique. Parmi tous les nombres adimensionnels disponibles pour caractériser un stockage thermocline, le nombre de Richardson  $Ri_{0,h_i}$  s'avère pertinent pour déterminer des conditions d'écoulement favorables à une bonne stratification. Les travaux expérimentaux ont enrichi les données disponibles dans la littérature et montré qu'il est possible d'injecter à forte vitesse axiale. Les travaux numériques ont permis de développer un modèle dont la gamme de validité est bien définie et qui pourra être utilisé ultérieurement pour des études visant à améliorer la géométrie des distributeurs.

## Perspectives

Des perspectives non exhaustives sur les travaux de cette thèse sont mentionnés selon différentes catégories.

### Perspectives sur le modèle CFD

- La concordance non satisfaisante du modèle à faible vitesse repose sur l'hypothèse d'une mauvaise considération de la modélisation lors de la relaminarisation. Il serait pertinent de se concentrer sur la modélisation de la relaminarisation de la turbulence dans le modèle  $k - \omega - SST$  ;
- Un retard des résultats expérimentaux par rapport à la simulation a été observé. Bien que plusieurs pistes aient été évoquées, il serait pertinent d'identifier précisément l'origine du décalage ;
- Les études numériques ont été effectuées en phase d'écoulement. Il serait intéressant de les réaliser en phase de stand-by pour explorer le comportement du modèle dans cette situation particulière ;
- Les travaux de modélisation de CFD permettent de modéliser un stockage thermocline en tant que composant. Or les performances d'un TTES sont tributaires du procédé dans lequel il s'insère. Donc il serait pertinent d'exploiter ce modèle CFD, demandeurs en ressources numériques, pour établir des modèles à l'échelle 1D ou 0D, moins consommateurs de ressources et donc mieux adaptés au dimensionnement de stockages dans l'industrie.

### Perspectives sur la distribution

- Au cours de cette thèse, les études ont été menées sur un seul distributeur à double-plaques. Il serait pertinent de mener des études paramétriques faisant varier les paramètres d'intérêt tels que le diamètre des plaques et l'écart entre elles, puis de procéder à une validation expérimentale ;
- Il serait pertinent de réaliser des études numériques pour dimensionner une nouvelle géométrie de distributeur permettant de repousser davantage les limites de vitesse de propagation, et de le tester expérimentalement ;
- La totalité de l'instrumentation a été utilisée pour la majorité des essais avec un intervalle de mesure de 20 s. Quelques essais ont été réalisés avec un intervalle de 2 s et une instrumentation réduite au minimum. Il serait pertinent de réaliser des essais avec une instrumentation légèrement plus conséquente, mais sans excès, afin que le pas de temps soit réduit par rapport à 20 s mais avec une augmentation de mesure de température. Cela permettrait d'obtenir davantage d'informations sur la caractérisation thermique de l'écoulement lors de l'injection et du soutirage.

### Perspectives sur le pilotage

- Expérimentalement et numériquement, les charges et décharges ont été observées individuellement. Afin d'approcher le fonctionnement réel d'un stockage, il serait pertinent de mener des études en mode de cyclage (alternance charge, stand-by, décharge), ou avec des charges et décharges partielles successives ;
- Une injection progressive selon une rampe a été testée et a montré son intérêt pour la formation d'une fine thermocline. D'autres modes d'injections progressives, plus adaptés

à un stockage en exploitation industrielle, tels qu'une injection en marche successives, pourraient également être envisagés ;

- Expérimentalement, les rampes en débit ont été réalisées sur des stockages initialement homogène en température. Pour vérifier l'impact de celles-ci en fonctionnement en mode cyclage, il serait intéressant de réaliser des rampes en débit sur un stockage initialement stratifié.





# Liste des figures

Figure 0-1 : Répartition de la consommation d'énergie primaire par énergie en pourcentage (total : 2482 TWh en 2022, donnée non corrigée des variations climatiques) (issu de [3]) .....	10
Figure 0-2 : Consommation d'énergie pour la production de chaleur par source d'énergie dans les réseaux de chaleur (en TWh, données non corrigées des variations climatiques) (issu de [3]) .....	11
Figure 0-3 : Schéma des différentes régions thermiques d'un stockage thermocline.....	12
Figure 0-4 : Schéma des phases de fonctionnement d'un stockage thermocline au sein d'un procédé .....	12
Figure 0-5 : Schéma d'un stockage thermocline et de son distributeur hydraulique à double plaques (issu de [5]) .....	13
Figure 1-1 : Schémas des différentes technologies de stockages sensible intersaisonniers (issu de [8]) .....	20
Figure 1-2 : Différents profils de stockage stratifié pour une même quantité de chaleur : (a) stratification forte et (b) stratification modérée (issu de [9]).....	20
Figure 1-3 : Différentes technologie de systèmes à stratification forcée pour des stockage de froid : (a) réservoir à membrane, (b) réservoir à chicanes, (c) réservoirs en série, (d) réservoirs en « labyrinthe », (e) à réservoir vide ([10]) .....	21
Figure 1-4 : Schéma des phases de fonctionnement d'un stockage thermocline au sein d'un procédé .....	22
Figure 1-5 : Photographie des stockage de (a) Brest (1000 m <sup>3</sup> , 23 MWh) et de (b) Boras (Source : (a), [26] et (b), [27] Stockage de (a) Brest (1 000 m <sup>3</sup> , 23 MWh) [26] et de (b) Boras(37 000 m <sup>3</sup> , 1700 MWh) .....	23
Figure 1-6 : schéma des phénomènes physiques dans une thermocline liquide en (a) phase de décharge et (b) de stand-by.....	24
Figure 1-7 : Nombres de Reynolds en sortie de distributeur et dans la cuve pour des cas expérimentaux issus de la littérature. Les différents distributeurs des essais sont disponible dans le Tableau 1-5. La zone grisée indique un écoulement laminaire dans la cuve et au moins en transition turbulente en sortie de distributeur. ....	25
Figure 1-8 : Etapes de formation d'un courant de gravité (issue de [37]).....	26
Figure 1-9 : Schéma de synthèse des régimes d'écoulement en milieu stratifié selon Rig (schémas adaptés de [57]) .....	28
Figure 1-10 : Schéma des ondes (de gravité) internes dans l'océan (issu de [58]) .....	29
Figure 1-11 : Résultats numériques et expérimentaux des profils de température en fonction de la hauteur du réservoir et du temps pendant un stand-by ( $T_0 = 82\text{ °C}$ et $T_{amb} = 17,3\text{ °C}$ ) (issu de [61]).....	31
Figure 1-12 : Rapport de surface d'échange par rapport au volume (à volume fixe de 33.6 L) pour différentes géométries de réservoir (issu de [63]) .....	34
Figure 1-13 : Répartition des ratio d'aspects selon le volume de cuve (répartition faite sur un échantillon de 36 cuves thermoclines).....	35
Figure 1-14 : Impact de la géométrie du distributeur sur le rendement de remplissage ( <i>fill efficiency</i> ) (adapté de [49]) .....	36
Figure 1-15 : Présentation des catégorie de distributeur .....	37
Figure 1-16 : Exemple d'injection selon un tuyau axial et latéral (champs de température respectivement issues de [30], [68]).....	37
Figure 1-17 : Exemple de distributeurs à déflecteurs (schémas issus de [42], [68] et [69]).....	38
Figure 1-18 : Schéma d'un distributeur à tuyaux fendus en forme de carré : (a) vue de dessus et (b) vue 3D (schémas issus et adaptés de [72] ) .....	39
Figure 1-19 : Stockage (à gauche) et son système de distribution (à droite), implantés sur le campus de l'université de Cypress en Californie (issu de [21]).....	39
Figure 1-20 : Différentes géométries complexes de distributeurs : (a) photographie du collecteur conique en bronze fritté (issu de [74]), (b) géométrie 3D d'un distributeur en forme de "pompeau de douche" (issu de [30]), (c) vue en coupe du distributeur à double cavités (issu de [49]) et (d) vue de haut du distributeur à colonne de Ratiotherm (issu de [75]) .....	40
Figure 1-21 : Epaisseur de thermocline selon la corrélation de Musser et Bahnfleth (2001) [98] pour la géométrie du stockage du chapitre 3 ( $R_c = 355\text{ mm}$ , $R_p = 100\text{ mm}$ , $h_i = 20\text{ mm}$ ) .....	45
Figure 1-22 : Différentes catégories de critères pour caractériser la stratification thermique dans les stockages thermocline en eau (issu de [9]) .....	46
Figure 1-23 : Schématisation de l'épaisseur de la thermocline à partir d'un profil axial en température (adapté de [35]) .....	48
Figure 1-24 : Schéma des différentes échelles de la turbulence (issue de [114]).....	53

Figure 1-25 : Cascade d'énergie de Kolmogorov (issue de [115]).....	54
Figure 1-26 : Résolution et modélisation du spectre de turbulence (issu de [114]) .....	55
Figure 1-27 : Illustration de signaux turbulents non stationnaires : écoulement transitoire (en haut) ; écoulement cycliquement stationnaire (en bas). Les vitesse instantanée $u^*$ et moyenne $U$ sont représentées (adapté de [119]) .....	56
Figure 1-28 : Arborescence du choix de modèle de turbulence .....	60
Figure 1-29 : Variations de la masse volumique de l'eau à pression atmosphérique en fonction de la température (données issues du NIST [129]) .....	60
Figure 1-30 : Evolution des propriétés thermodynamiques de l'eau entre 5°C et 100°C à 1 atm : (a) la conductivité thermique, (b) la viscosité et (c) la capacité thermique massique (données issues de [129]).....	61
Figure 1-31 : courbe de comparaison numérique/expérimentale par Chandra et Matuska (2020) [30]. (Niveau 1 = bas du réservoir, Niveau 19 = haut du réservoir, Redistrib = 2566, Recuve = 178) .....	65
Figure 1-32 : Cartographie dimensionnelle des essais expérimentaux disponibles pour des TTES en phase dynamique (charge ou décharge) .....	67
Figure 1-33 : Cartographie adimensionnelle des essais expérimentaux disponibles pour des TTES en phase dynamique (charge ou décharge) .....	68
Figure 2-1 : (a) Dispositif expérimental avec son instrumentation et (b) évolution de la température pour l'essai à jet impactant (issu de [70]).....	74
Figure 2-2 : Coupe 2D entre [-Rcuve; +Rcuve]de l'écoulement à jet impactant .....	75
Figure 2-3 : Géométrie du domaine de simulation sur [0; +Rcuve]avec son instrumentation .....	75
Figure 2-4 : Schéma du domaine de simulation 2D-axisymétrique (en gris) et des conditions aux limites.....	78
Figure 2-5 : Comparaison des résultats pour des CFLmax de 10 et de 100 à t=60s .....	81
Figure 2-6 : Représentation générale du maillage .....	82
Figure 2-7 : Champ de $y^+$ aux parois du réservoir (à t = 60s) .....	83
Figure 2-8 : (a) Lignes d'acquisition horizontales et verticales et (b) champ de la température à t = 75 s pour le maillage moyen .....	85
Figure 2-9 : Profils verticaux et radiaux des grandeurs résolues à t = 75s .....	86
Figure 2-10 : Ecart de température entre les maillages grossier et fin .....	87
Figure 2-11 : Ecart de température entre les maillages moyen et fin.....	88
Figure 2-12 : Première comparaison expérimentation/simulation .....	89
Figure 2-13 : Comparaison expé/simu de Hosseinnia <i>et al.</i> (2021) [60] réalisée à partir des points expérimentaux de Zurigat <i>et al.</i> (1991) [70].....	90
Figure 2-14 : Cartographie de température pour l'étude de sensibilité sur l'impact de $\epsilon$ sur $P_{\omega b}$ .....	91
Figure 2-15 : Cartographie de $C3\epsilon$ pour le cas avec $P_{\omega b\epsilon}$ à 3min .....	91
Figure 2-16 : Evolution de la température pour deux types d'écoulement en entrée : pleinement développé ou quasi-laminaire.....	93
Figure 2-17 : Champ des températures à t = 60s dans la partie supérieure de stockage pour des propriétés thermophysiques (a) constantes et (b) variables, et (c) la différence entre les deux. ....	94
Figure 2-18 : Rapport entre la viscosité turbulente et moléculaire à 60s durant une charge .....	95
Figure 2-19 : Terme de flottabilités selon les différentes hypothèses .....	98
Figure 2-20 : Champs des températures pour les modèles $\rho T$ , B2 et B1 à t = 60s dans la partie supérieure du stockage.....	99
Figure 2-21 : Comparaison des champs variables dans la partie supérieure du stockage avec le modèle $\rho(T)$ comme référence. À gauche : comparaison de B2 par rapport à $\rho(T)$ . À droite : comparaison de B1 par rapport à $\rho(T)$ . .....	100
Figure 2-22 : Deuxième comparaison de de l'évolution des température expérimentales et numériques en variant le modèle de flottabilité et les relations des propriétés thermophysiques. ....	101
Figure 2-23 : Zoom du profil de température initial reconstruit à partir de l'évolution de la température au niveau 9 (z=132 cm) et son expression analytique approchée équation (équation (2-38)) (« gradient 1 ») .....	102
Figure 2-24 : Champs des température utilisés pour l'état initial du stockage.....	103
Figure 2-25 Troisième comparaison aux données expérimentales : évolution temporelle de température d'un remplissage complet.....	104
Figure 2-26 : Troisième comparaison expérimentale : évolution temporelle de température entre 0s et 405s ...	104
Figure 2-27 : Épaisseur de la thermocline basée sur la pente de celle-ci obtenue sur un profil de température (a) réaliste et (b) simplifié .....	106

Figure 2-28 : Épaisseur de la thermocline basée sur les limites de température obtenue sur profil de température (a) réaliste et (b) simplifié.....	107
Figure 2-29 : Rampe en débit pour $t_r = 60s$ et un débit nominal de $6 \text{ l. min}^{-1}$ .....	108
Figure 2-30 : Comparaison des épaisseurs obtenues à partir d'une évolution temporelle ou d'un profil axial de température ( $Q = 5,92 \text{ l. min}^{-1}$ ; $\Delta T = 24,9^\circ\text{C}$ ).....	109
Figure 2-31 : Evolution de la température pour les TC situés à 8 cm de la paroi du stockage sur un réservoir uniformément froid initialement .....	110
Figure 2-32 : Champs des températures et des vitesses pendant la formation de la thermocline pour une injection avec une rampe de 0,1s et de 120s sur un réservoir uniformément froid initialement .....	111
Figure 2-33 : Profils initiaux de température .....	112
Figure 2-34 : Evolution de la température pour les TC situés à 8 cm de la paroi du stockage dans un réservoir initialement stratifié avec le gradient 1 .....	113
Figure 2-35 : Evolution de la température pour les TC situés à 8 cm de la paroi du stockage dans un réservoir initialement stratifié avec le gradient 1/2 .....	113
Figure 2-36 : Champs de température et de vitesse pendant la formation de la thermocline pour une injection avec une rampe linéaire de 0,1s et de 120s sur un réservoir initialement stratifié avec le gradient 1.....	114
Figure 2-37 : Champ des températures et des vitesses pendant la formation de la thermocline pour une injection avec une rampe linéaire de 0,1s et de 120s sur un réservoir initialement stratifié avec le gradient $\frac{1}{2}$ .....	114
Figure 2-38 : Impact des rampes en débit et de l'état initial sur l'épaisseur de la thermocline basée sur la pente $\delta Vt$ .....	115
Figure 2-39 : Impact des rampes en débit et de l'état initial sur l'épaisseur de la thermocline basée sur la pente $\delta \theta t$ .....	116
Figure 3-1 : PID simplifié autour de la section d'essais.....	123
Figure 3-2 : PID de la boucle expérimentale.....	125
Figure 3-3 : Schéma de principe du stockage.....	127
Figure 3-4 : La section d'essais dans son environnement .....	127
Figure 3-5 : Gamme des essais possibles et souhaités de la section d'essais en grandeurs dimensionnelles .....	127
Figure 3-6 : Gamme des essais possibles et souhaités de la section d'essais en grandeur adimensionnelles.....	128
Figure 3-7 : Les différentes isolations .....	129
Figure 3-8 : Cales isolantes entre le stockage et son support .....	129
Figure 3-9 : Plan 2D du distributeur.....	130
Figure 3-10 : Plan 2D du soutirage par le distributeur .....	130
Figure 3-11 : Plan 2D du soutirage par le point bas .....	130
Figure 3-12 : distributeur à double plaques de la section d'essais .....	131
Figure 3-13 : Dimensionnement du diamètre de plaque (seules les gammes de fonctionnement minimales et maximales pour $Re_i$ sont indiquées) .....	131
Figure 3-14 : Dimensionnement de l'écart entre les plaques (Selon Yoo <i>et al.</i> (1986), $Fri < 2$ : apparition de la stratification ; $Fri < 1$ : bonne stratification).....	132
Figure 3-15 : Longueur droite de stabilisation en amont du fond bombé supérieur.....	133
Figure 3-16 : Gamme de $Fri$ de la section d'essais (les limites sont celles de Yoo <i>et al.</i> (1986)).....	134
Figure 3-17 : Gamme de $Re_i$ de la section d'essais .....	135
Figure 3-18 : Cartographie des génératrices des thermocouples (les mesures indiquées en noir sont des rayons en mm).....	136
Figure 3-19 : Représentation schématique (à l'échelle) des thermocouples dans le fond bombé inférieur.....	137
Figure 3-20 : Photographie de l'instrumentation dans le fond bombé inférieur.....	137
Figure 3-21 : Représentation schématique des thermocouples dans le stockage .....	138
Figure 3-22 : Incertitude élargie de 17 TC avant et après étalonnage.....	139
Figure 3-23 : Impact des isolations n°1 et n°2 sur un stockage initialement homogène à $90^\circ\text{C}$ ( $t_0 = 0 \text{ h}$ , $t_1 = 9 \text{ h}$ , $t_2 = 18 \text{ h}$ ).....	141
Figure 3-24 : Impact des isolations n°3 et n°4 sur un stockage initialement homogène à $90^\circ\text{C}$ ( $t_0 = 0 \text{ h}$ , $t_1 = 56,4 \text{ h}$ , $t_2 = 112,8 \text{ h}$ ) .....	142
Figure 3-25 : Profils radiaux de température dans le fond inférieur du stockage ( $z = 210\text{mm}$ , $T_{amb} = 26,0^\circ\text{C}$ ) .....	143
Figure 3-26 : Plaque verticale chauffée (issu de [152]) .....	143
Figure 3-27 : Profils axiaux de température dans le stockage initialement homogène à $90^\circ\text{C}$ (isolation n°4)....	144
Figure 3-28 : Evolution de la température ambiante.....	144

Figure 3-29 : Puissance échangée vers l'extérieur au cours du temps .....	145
Figure 3-30 : Evolution du coefficient d'échange équivalent .....	145
Figure 3-31 : Schéma 2D d'une coupe verticale du stockage sans l'isolant. La résistance thermique de l'isolant est considérée dans le coefficient d'échange équivalent $heq$ . .....	146
Figure 3-32 : Evolution de l'énergie du stockage (eau + structure) ( $heq = 0,575 \text{ W. m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ , $T_{ext} = 26^\circ\text{C}$ et $T_c = 90^\circ\text{C}$ ).....	146
Figure 3-33 : Etalement thermique diffusif (étalement idéal) .....	147
Figure 3-34 : Stand-by avec un stockage initialement stratifié $25^\circ\text{C}-90^\circ\text{C}$ , isolation n°1 .....	148
Figure 3-35 : Stand-by avec un stockage initialement stratifié $25^\circ\text{C}-90^\circ\text{C}$ , isolation n°2 .....	148
Figure 3-36 : Stand-by avec un stockage initialement stratifié $50^\circ\text{C}-90^\circ\text{C}$ , calo. n°2 .....	148
Figure 3-37 : Cartographie dimensionnelle des points expérimentaux réalisés par rapport à ceux référencés dans la littérature .....	149
Figure 3-38 : Cartographie adimensionnelle des points expérimentaux réalisés par rapport à ceux référencés dans la littérature .....	150
Figure 3-39 : Etat initial du cas de référence.....	151
Figure 3-40 : Conditions opératoires de l'eau injectée dans le stockage pendant l'essais de référence .....	151
Figure 3-41 : Température dans le fond bombé supérieur : (a) évolution temporelle et (b) profils axiaux.....	153
Figure 3-42 : Profils radiaux de la température au milieu de la virole ( $z = 1760 \text{ mm}$ ) lors du passage de la thermocline .....	154
Figure 3-43 : Evolution de la température dans la virole .....	155
Figure 3-44 : Profils axiaux de la température dans la virole.....	155
Figure 3-45 : Température en partie inférieure du stockage pour le cas de référence : (a) évolution temporelle et (b) profils axiaux.....	156
Figure 3-46 : Energie stockée du cas de référence .....	158
Figure 3-47 : Evolution de la température au TC A1-1760mm pour le cas de référence ( $U_{ax} = 1 \text{ mm. s}^{-1}$ , $\Delta T = 25^\circ\text{C}-55^\circ\text{C}$ ).....	160
Figure 3-48 : Essais de répétabilité pour un $\Delta T = 25^\circ\text{C}-55^\circ\text{C}$ sur l'épaisseur basée (a) sur la pente de la thermocline ( $T_{moy} \pm 0,3\Delta T$ ) et (b) sur les températures limite ( $\theta_{min} = 0,15$ ; $\theta_{max} = 0,85$ ) (1 barre = 1 essai).....	161
Figure 3-49 : Essais de répétabilité pour $\Delta T = 25^\circ\text{C}-55^\circ\text{C}$ sur le taux de restitution ( $\theta_{min} = 0,15$ ; $\theta_{max} = 0,85$ ) (1 barre = 1 essai).....	162
Figure 3-50 : Essais de répétabilité pour un $\Delta T = 25^\circ\text{C}-90^\circ\text{C}$ sur l'épaisseur basée (a) sur la pente de la thermocline ( $T_{moy} \pm 0,3\Delta T$ ) et (b) sur les températures limites ( $\theta_{min} = 0,15$ ; $\theta_{max} = 0,85$ ) (1 barre = 1 essai) .....	162
Figure 3-51 : Essais de répétabilité pour $\Delta T = 25^\circ\text{C}-90^\circ\text{C}$ sur le taux de restitution ( $\theta_{min} = 0,15$ ; $\theta_{max} = 0,85$ ) (1 barre = 1 essai).....	163
Figure 3-52 : Impact de la vitesse axiale moyenne sur l'épaisseur basée (a) sur la pente de la thermocline ( $T_{moy} \pm 0,3\Delta T$ ) et (b) sur les températures limites ( $\theta_{min} = 0,15$ ; $\theta_{max} = 0,85$ ).....	163
Figure 3-53 : Evolution de la température au TC A1-1760 mm pour un essais de charge à $U_{ax} = 8 \text{ mm. s}^{-1}$ et $\Delta T = 25^\circ\text{C}-35^\circ\text{C}$ .....	164
Figure 3-54 : Impact de $Ri_0$ , $hi$ sur l'épaisseur basée (a) sur la pente de la thermocline ( $T_{moy} \pm 0,3\Delta T$ ) et (b) sur les températures limites ( $\theta_{min} = 0,15$ ; $\theta_{max} = 0,85$ ). Les essais sont réalisés à plusieurs vitesses de propagation. ....	165
Figure 3-55 : Impact de (a) la vitesse axiale et (b) $Ri_0$ , $hi$ sur le taux de restitution ( $\theta_{min} = 0,15$ ; $\theta_{max} = 0,85$ ). Les essais sont réalisés à plusieurs vitesses de propagation. ....	166
Figure 3-56 : Comparaison des épaisseurs de thermocline : obtenue expérimentalement, calculée avec la corrélation de Musser et Bahnfleth (2001) ou calculée en supposant un épaissement diffusif. ....	167
Figure 3-57 : Evolution de l'épaisseur de thermocline basée sur les températures limites ( $\theta_{min} = 0,15$ ; $\theta_{max} = 0,85$ ) en (a) charge et (b) décharge, à $\Delta T$ fixe de $30^\circ\text{C}$ (la flèche indique le sens de l'écoulement) .....	168
Figure 3-58 : Comparaison entre l'épaissement de thermocline expérimental et l'épaissement purement diffusif.....	169
Figure 3-59 : Impact du soutirage sur (a) l'épaisseur de thermocline selon les températures limites ( $\theta_{min} = 0,15$ ; $\theta_{max} = 0,85$ ; thermocline calculée en sortie basse en charge et en sortie haute en décharge) et (b) le taux de restitution ( $\theta_{min} = 0,15$ ; $\theta_{max} = 0,85$ ) (1 barre = 1 essai) .....	170
Figure 3-60 : Impact du niveau de température sur (a) l'épaisseur basée sur les températures limites et (b) le taux d'utilisations. Pour les deux critère, $\theta_{min} = 0,15$ et $\theta_{max} = 0,85$ .....	171

Figure 3-61 : Impact des rampes sur (a) l'épaisseur basée sur les températures limites et (b) le taux de restitution. Pour les deux critères, $\theta_{\min} = 0,15$ et $\theta_{\max} = 0,85$ .....	173
Figure 3-62 : Impact de l'épaisseur de thermocline sur le taux de restitution.....	174
Figure 3-63 : Positionnement des épaisseurs de thermocline obtenues avec et sans rampe.....	174
Figure 4-1 : Géométrie 2D-axisymétrique du stockage STERIOD.....	180
Figure 4-2 : Maillage du domaine de simulation (maillage moyen).....	183
Figure 4-3 : Evolution de la température en sortie de stockage selon différents maillages.....	184
Figure 4-4 : Profils axiaux à $r=5$ mm des variables d'intérêt à $t=420$ s (demi-remplissage) pour différents maillages.....	185
Figure 4-5 : Energie déstockée selon différents maillages.....	187
Figure 4-6 : Ecart relatif de l'énergie déstockée selon différents maillages (référence : maillage « très fin ») ..	187
Figure 4-7 : Des conditions initiales expérimentales aux conditions initiales numériques.....	188
Figure 4-8 : Propriétés de l'eau entrante dans le stockage : (a) débit et (b) température.....	188
Figure 4-9 : Conditions aux limites.....	189
Figure 4-10 : Champ des variables lors de la formation de la thermocline pour l'essai de référence ( $U_{ax} = 2$ mm. s-1, $\Delta T = 25^{\circ}\text{C}-55^{\circ}\text{C}$ ) à différents instants. La valeur entre parenthèses est le volume d'eau injectée. .	191
Figure 4-11 : Champ des température et des vecteurs lors de la propagation de la thermocline pour l'essai de référence ( $U_{ax} = 2$ mm. s-1, $\Delta T = 25^{\circ}\text{C}-55^{\circ}\text{C}$ ).....	192
Figure 4-12 : Champ des variables turbulentes lors de la propagation de la thermocline pour l'essai de référence ( $U_{ax} = 2$ mm. s-1, $\Delta T = 25^{\circ}\text{C}-55^{\circ}\text{C}$ ).....	193
Figure 4-13 : Champ des variables lors du soutirage de la thermocline pour l'essai de référence ( $U_{ax} = 2$ mm. s-1, $\Delta T = 25^{\circ}\text{C}-55^{\circ}\text{C}$ ).....	194
Figure 4-14 : Evolution des températures obtenues numériquement (traits) et expérimentalement (points) en partie supérieure de stockage lors de l'essai de référence pour les génératrices (a) G2 et (b) I2 (pour un débit constant, à 0,023 m <sup>3</sup> d'eau injectée correspond à 5).....	195
Figure 4-15 : Evolution des température obtenues numériquement (traits) et expérimentalement (points) dans la virole lors de l'essai de référence pour des TC situés sur la génératrice centrale (A1).....	196
Figure 4-16 : Evolution des températures obtenues numériquement (traits) et expérimentalement (points) en partie inférieure de stockage lors de l'essai de référence pour les génératrices (a) G2 et (b) I2.....	197
Figure 4-17 : Evolution des températures obtenues numériquement (traits) et expérimentalement (points) en sortie de stockage lors de l'essai de référence.....	197
Figure 4-18 : Evolution de la température au milieu de stockage.....	198
Figure 4-19 : Evolution de la puissance pour l'essai de référence.....	199
Figure 4-20 : Evolution de la température au TC I2-3460mm et les champs des température associés de 0s à 30s.....	201
Figure 4-21 : Evolution de la température au TC G2-3360mm et les champs des température associés de 35 s à 60 s.....	201
Figure 4-22 : Cartographie 2D des température expérimentales lors de la formation de la thermocline du jeu de données n° 1 ( $U_{ax} = 2$ mm. s-1; $\Delta T = 25^{\circ}\text{C}-55^{\circ}\text{C}$ ; $\Delta t = 20$ s ). Le point constamment bleu à 3330 mm correspond à un thermocouple défaillant.....	203
Figure 4-23 : Cartographie 2D des température expérimentales lors de la formation de la thermocline du jeu de données n° 3 ( $U_{ax} = 2$ mm. s-1; $\Delta T = 25^{\circ}\text{C}-55^{\circ}\text{C}$ ; $\Delta t = 2$ s).....	204
Figure 4-24 : Champs de température lors de la formation de la thermocline en charge pour les essais à différents débits nominaux. Les temps choisis sont différents pour mettre en évidence les instants d'intérêt et le volume d'eau injecté entre parenthèses est celui obtenu en supposant le débit constant.....	206
Figure 4-25 : Champ des température lors du soutirage de la thermocline en charge pour les essais à différents débits nominaux.....	207
Figure 4-26 : Evolution des températures (a) expérimentales et (b) numériques à trois niveaux du stockage pour trois vitesse axiales en phase de charge.....	208
Figure 4-27 : Comparaison de l'évolution de la température obtenue par CFD et expérimentalement à trois niveaux du stockage en phase de charge et $\Delta T = 25^{\circ}\text{C}-55^{\circ}\text{C}$ .....	209
Figure 4-28 : Champs de température lors de la formation de la thermocline en décharge pour les essais à différents débits nominaux ( $\Delta T = 25^{\circ}\text{C}-55^{\circ}\text{C}$ ). Les temps choisis sont différents pour mettre en évidence les instants d'intérêt et le volume d'eau injecté entre parenthèses est celui obtenu en supposant le débit constant.....	210
Figure 4-29 : Evolution des températures (a) expérimentales et (b) numériques à trois niveaux du stockage pour trois vitesses axiales en phase de décharge.....	211

Figure 4-30 : Comparaison de l'évolution de la température obtenue par CFD et expérimentalement à trois niveaux du stockage en phase de décharge et $\Delta T = 25^{\circ}\text{C}-55^{\circ}\text{C}$ .....	211
Figure 4-31 : Champ des température adimensionnelles et des vecteurs vitesses lors de la formation de la thermocline en charge pour les essais à différents $\Delta T$ .....	212
Figure 4-32 : Evolution des températures (a) expérimentales et (b) numériques à trois niveaux du stockage pour trois vitesses axiales en phase de charge.....	213
Figure 4-33 : Comparaison de l'évolution de la température obtenue par CFD et expérimentalement à trois niveaux de $\Delta T$ et $U_{ax} = 2\text{mm. s}^{-1}$ .....	214
Figure 4-34 : Champ des température lors de la formation de la thermocline en charge pour les essais à différentes rampes d'injection à $U_{ax} = 2\text{mms}$ .....	215
Figure 4-35 : Evolution des températures (a) expérimentales et (b) numériques à trois niveaux du stockage pour trois temps de rampe différents d'injection à $U_{ax} = 2\text{ mm. s}^{-1}$ en phase de charge.....	216
Figure 4-36 : Evolution des températures (a) expérimentales et (b) numériques à trois niveaux du stockage pour temps de rampe différents d'injection à $U_{ax} = 2\text{ mm. s}^{-1}$ en phase de charge.....	216
Figure 4-37 : Champs des température lors de la formation de la thermocline en charge pour les essais à différentes rampes d'injection à $U_{ax} = 4\text{mms}$ .....	217
Figure 4-38 : Evolution des températures (a) expérimentales et (b) numériques à trois niveaux du stockage pour différentes rampes d'injection à $U_{ax} = 4\text{ mm. s}^{-1}$ .....	218
Figure 4-39 : Evolution des températures (a) expérimentales et (b) numériques à trois niveaux du stockage pour des injections progressives en phase de charge.....	218
Figure 4-40 : Champs des température et de vecteur vitesse pour les essais à différents $\Delta T$ en charge ( $U_{ax} = 4\text{ mm/s}$ ).....	220
Figure 4-41 : Evolution des températures (a) expérimentales et (b) numériques à trois niveaux du stockage pour les essais à différents en phase de charge.....	221
Figure 4-42 : Evolution des températures numériques et expérimentales en bas, au milieu, et en haut de cuve pour différents débits à $\Delta T = 25^{\circ}\text{C}-35^{\circ}\text{C}$ .....	221
Figure 4-43 : Chams de température et de vecteurs vitesse à $\Delta T = 25^{\circ}\text{C}-35^{\circ}\text{C}$ et une vitesse axiale de (a) 2 mm/s et (b) 8 mm/s.....	222
Figure 4-44 : Ecart entre les taux de restitution obtenus par la simulation et l'expérimental(échelle entre 50% et 100%).....	223
Figure 4-45 : Ecart entre les taux de restitution obtenus par la simulation et l'expérimental (zoom entre 80% et 100%).....	223
Figure 4-46 : Ecart entre l'épaisseur basée sur les températures limites obtenu par la simulation et l'expérimental (échelle entre 0 et 4 m).....	224
Figure 4-47 : Ecart entre l'épaisseur basée sur les températures limites obtenu par la simulation et l'expérimental (zoom entre 0 et 1 m).....	224
Figure 5-1 : Champ de température obtenu par simulation LES dans la section transversale du stockage cylindrique pendant le développement de la stratification thermique (issu de [103]).....	244
Figure 5-2 : Nombre d'itérations par pas de temps selon le schéma de discrétisation pour le couplage pression-vitesse.....	246
Figure 5-3 : étude de sensibilité à l'intervalle de $\theta$ pour le calcul de $\delta V$ .....	247
Figure 5-4 : PID du circuit chaud (circuit 100).....	249
Figure 5-5 : PID du circuit du stockage (circuit 200).....	249
Figure 5-6 : PID du circuit froid (circuit 400).....	250
Figure 5-7 : Ailettes anti-vortex.....	251
Figure 5-8 : Soutirages par le distributeur avec et sans ailettes.....	252
Figure 5-9 : Visualisation de l'écoulement dans le fond bombé selon différents soutirages.....	252
Figure 5-10 : Photographie de l'œillère de dilatation.....	254
Figure 5-11 : Vue de dessus de l'instrumentation dans la virole.....	254
Figure 5-12 : Schéma de mesure de signal d'un thermocouple avec une compensation de soudure froide.....	255
Figure 5-13 : Vue de la boîte froide et de la centrale d'acquisition.....	255
Figure 5-14 : Dispositif expérimental de l'étalonnage des TC.....	257
Figure 5-15 : Paliers de température réalisés pendant l'étalonnage.....	257
Figure 5-16 : Obtention du polynôme de correction d'un TC.....	257
Figure 5-17 : Ecart de température moyenne à chaque palier (a) avant et (b) après application du polynôme correctif (toron n°6) (1 variation d'intensité = 1 TC).....	258

Figure 5-18 : Evolution de la température dans le fond supérieur pour l'essai de charge à $U_{ax} = 1 \text{ mm. s}^{-1}$ et $\Delta T = 25^{\circ}\text{C}-35^{\circ}\text{C}$ .....	259
Figure 5-19 : Evolution de la température dans la virole pour l'essai de charge à $U_{ax} = 1 \text{ mm. s}^{-1}$ et $\Delta T = 25^{\circ}\text{C}-35^{\circ}\text{C}$ .....	259
Figure 5-20 : Evolution de la température dans le fond inférieur pour l'essai de charge à $U_{ax} = 1 \text{ mm. s}^{-1}$ et $\Delta T = 25^{\circ}\text{C}-35^{\circ}\text{C}$ .....	260
Figure 5-21 : Evolution de la température dans le fond supérieur pour l'essai de charge à $U_{ax} = 4 \text{ mm. s}^{-1}$ et $\Delta T = 25^{\circ}\text{C}-55^{\circ}\text{C}$ .....	260
Figure 5-22 : Evolution de la température dans le fond supérieur pour l'essai de charge à $U_{ax} = 4 \text{ mm. s}^{-1}$ et $\Delta T = 25^{\circ}\text{C}-55^{\circ}\text{C}$ .....	261
Figure 5-23 : Evolution de la température dans le fond inférieur pour l'essai de charge à $U_{ax} = 4 \text{ mm. s}^{-1}$ et $\Delta T = 25^{\circ}\text{C}-55^{\circ}\text{C}$ .....	261
Figure 5-24 : Certificat d'étalonnage du débitmètre QE-200stock .....	264
Figure 5-25 : Epaisseur basée sur la pente de la thermocline.....	271
Figure 5-26 : Epaisseur basée sur la pente de la thermocline.....	273
Figure 5-27 : Ouverture des vannes pour différents débit et un pas de temps rapide (1s) (température du fluide d'entrée est de $25^{\circ}\text{C}$ ).....	279
Figure 5-28 : Géométrie du stockage avec brides .....	281
Figure 5-29 : Evolution des température obtenues numériquement et expérimentalement dans la virole lors d'un essai de décharge ( $0,5 \text{ mm.s}^{-1}$ , $25^{\circ}\text{C}-55^{\circ}\text{C}$ , sans rampe) pour des TC situés sur la génératrice centrale (A1)....	281
Figure 5-30 : Evolution du débit des essais du cas de référence réalisés avec différents pas de temps d'acquisition .....	282
Figure 5-31 : Evolution de la température d'entrée des essais du cas de référence réalisés avec différents pas de temps .....	282
Figure 5-32 : Ecart entre l'épaisseur basée sur la pente de la thermocline obtenu par la simulation et l'expérimental .....	283





# Liste des tableaux

Tableau 1-1 : Caractéristiques thermiques de fluides caloporteurs (issu de [4]).....	19
Tableau 1-2 : Impact du nombre $Ri_0, H$ sur la stratification.....	28
Tableau 1-3 : Nombres adimensionnels indépendants pour caractériser un stockage thermocline selon différentes hypothèses.....	32
Tableau 1-4 : Ratio d'aspects préconisés dans la littérature ( $V_{stockage} < 2 \text{ m}^3$ ).....	35
Tableau 1-5 : Géométrie des distributeurs utilisés dans des stockages thermoclines en eau.....	41
Tableau 1-6 : Comparaison des distributeurs étudiés dans la littérature.....	42
Tableau 1-7 : Gamme de validité de la corrélation d'épaisseur de thermocline de Musser et Bahnfleth (2001) [98].....	45
Tableau 1-8 : Gammes des nombres adimensionnels préconisées pour le dimensionnement de distributeurs hydrauliques.....	46
Tableau 1-9 : Bornes min et max de $\theta$ utilisées dans la littérature pour calculer l'épaisseur de la thermocline ...	48
Tableau 1-10 : Hypothèses des modèles CFD pour des stockages thermocline en eau en phase d'écoulement (B1 : approximation de Boussinesq à l'ordre 1, $\rho T$ : masse volumique variable ; Adiab. : adiabatique ; h : coefficient d'échange convectif ; $T_{amb}$ : température ambiante).....	51
Tableau 1-11 : Hypothèses des modèles CFD pour des stockages thermocline en eau en phase de stand-by (B1 : approximation de Boussinesq à l'ordre 1 ; h : coefficient d'échange convectif ; $T_{amb}$ : température ambiante).....	51
Tableau 1-12 : Comparaison des modèles de turbulence pour application thermocline.....	58
Tableau 1-13 : Caractéristiques des essais expérimentaux disponibles dans la littérature pour des TTES en phase de stand-by.....	66
Tableau 2-1 : Coefficients du $k - \omega$ .....	77
Tableau 2-2 : Coefficients du $k - \epsilon$ .....	77
Tableau 2-3 : Temps CPU selon les valeurs de $CFL_{max}$ .....	80
Tableau 2-4 : Caractéristiques des maillages.....	84
Tableau 2-5 : Ecart moyen et maximal de la température sur les génératrices verticales et horizontales (référence : maillage fin).....	87
Tableau 2-6 : Synthèse des caractéristiques des écoulements testés.....	92
Tableau 2-7 : Ecart relatif des propriétés thermophysiques sur la gamme [25°C ;51°C].....	93
Tableau 2-8 : Expression des modèles de flottabilité étudiés.....	97
Tableau 2-9 : Epaisseurs de thermocline $\delta\theta t$ selon les temps de rampe pour un stockage initialement homogène.....	110
Tableau 3-1 : Caractéristiques des différentes isolations.....	128
Tableau 3-2 : Synthèses des incertitudes.....	140
Tableau 3-3 : Nombre de $Ri_0, hi$ et $Re_i$ sur les essais expérimentaux à $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$ (✓/✗ : respecte/ne respecte pas la gamme de validité de la corrélation de Musser et Bahnfleth (2001)).....	167
Tableau 3-4 : Correspondance entre $\Delta T$ et $\Delta\rho\rho$ .....	171
Tableau 3-5 : Temps de rampe des essais expérimentaux.....	172
Tableau 4-1 : Valeurs du nombre de Reynolds dans le stockage à 25°C.....	181
Tableau 4-2 : Caractéristiques principales des maillages.....	184
Tableau 4-3 : Ecart relatif des critères de performance pour le cas de référence.....	198
Tableau 5-1 : Etude de sensibilité au schéma de discrétisation pour le couplage pression-vitesse.....	246
Tableau 5-2 : Table des abréviations et des symboles des équipements hydrauliques.....	248
Tableau 5-3 : Caractéristiques techniques du polypropylène.....	253
Tableau 5-4 : Bilan des incertitudes types des thermocouples.....	262
Tableau 5-5 : Incertitudes types du débitmètre QE200-stock.....	263
Tableau 5-6 : Equations du modèle de l'approximation de Boussinesq d'ordre 2.....	277
Tableau 5-7 : Coefficients utilisés dans le terme de flottabilité.....	277
Tableau 5-8 : Caractéristiques des couches d'expansion des différents maillages.....	278
Tableau 5-9 : Capacités énergétiques des matériaux du stockage STERIOD (calculs effectués à une température moyenne de 55°C).....	280



# Annexes

## Liste des annexes

Annexe 1 : Formation d'une thermocline dans un stockage thermique avec un distributeur radial.....	244
Annexe 2 : Équations de transport du tenseur des contraintes de Reynolds.....	245
Annexe 3 : Étude de sensibilité au schéma de discrétisation pour le couplage pression-vitesse.....	246
Annexe 4 : Etude de sensibilité à l'intervalle de $\theta$ pour le calcul de $\delta_{\nabla}$ .....	247
Annexe 5 : Table des abréviations du PID.....	248
Annexe 6 : Zoom sur les circuits hydrauliques.....	249
Annexe 7 : Dispositifs anti-vortex.....	251
Annexe 8 : Supports des thermocouples.....	253
Annexe 9 : Boîte froide.....	255
Annexe 10 : Etalonnage des thermocouples.....	257
Annexe 11 : Vérification de l'axisymétrie.....	259
Annexe 12 : Obtention des incertitudes de mesure.....	262
Annexe 13 : Certificat d'étalonnage du débitmètre QE-200stock.....	264
Annexe 14 : Incertitude sur les températures $T_f$ et $T_c$ .....	265
Annexe 15 : Incertitude sur la puissance instantanée.....	266
Annexe 16 : Incertitude sur l'énergie stockée.....	268
Annexe 17 : Incertitude sur l'énergie maximale.....	269
Annexe 18 : Incertitude sur le taux de restitution.....	270
Annexe 19 : Incertitude sur l'épaisseur $\delta_{\nabla}$ .....	271
Annexe 20 : Incertitude sur l'épaisseur $\delta_{\theta}$ .....	273
Annexe 21 : Calcul du coefficient d'échange équivalent moyen.....	274
Annexe 22 : Bilan d'énergie pour un flux de chaleur unidimensionnel à travers la paroi du stockage.....	276
Annexe 23 : Détails des équations dans le domaine liquide.....	277
Annexe 24 : Caractéristiques détaillées du maillage.....	278
Annexe 25 : Vérification de la linéarité d'ouverture des vannes.....	279
Annexe 26 : Energie stockée dans la structure en inox.....	280
Annexe 27 : Impact de l'inertie des brides sur le front thermique.....	281
Annexe 28 : Conditions opératoires de l'essai de référence pour l'analyse locale de l'écoulement.....	282
Annexe 29 : Ecart sur l'épaisseur selon le gradient.....	283

## Annexe 1 : Formation d'une thermocline dans un stockage thermique avec un distributeur radial

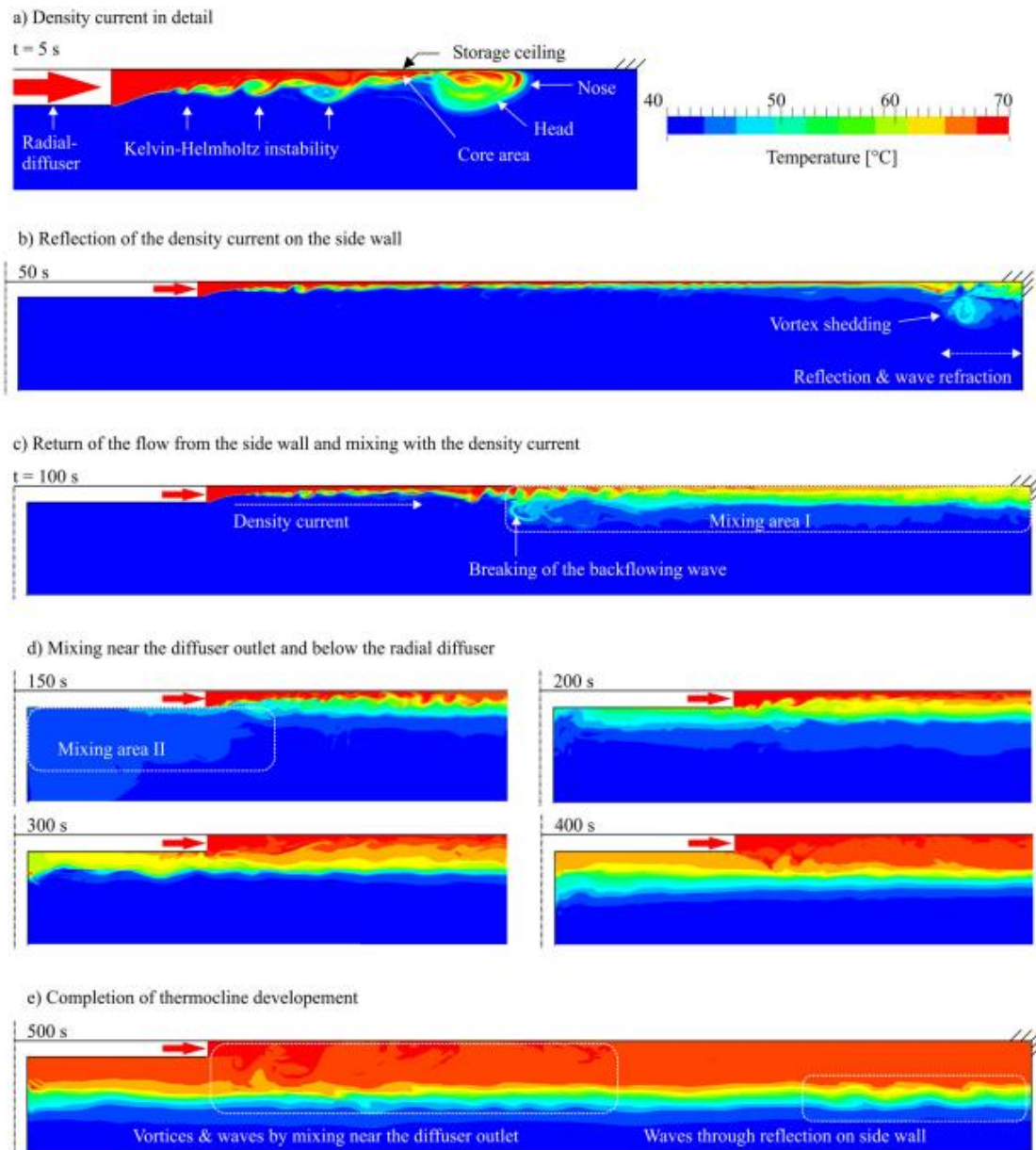


Fig. 9: Temperature field in the cross section area of the cylindrical storage during the development of the thermal stratification

Figure 5-1 : Champ de température obtenu par simulation LES dans la section transversale du stockage cylindrique pendant le développement de la stratification thermique (issu de [103])

## Annexe 2 : Équations de transport du tenseur des contraintes de Reynolds

Les équations de transport du tenseur des contraintes de Reynolds sont indiquées (adapté de [114]) :

$$\tau_{ij} + C_{ij} = P_{ij} + \phi_{ij} + D_{ij}^p - \epsilon_{ij} + D_{ij}^v + D_{ij}^T$$

Avec :

$$\tau_{ij} \text{ terme instationnaire, } \tau_{ij} = \frac{\partial \overline{u_i u_j}}{\partial t}$$

$$C_{ij} \text{ convection par l'écoulement moyen, } C_{ij} = U_k \frac{\partial \overline{u_i u_j}}{\partial x_k}$$

$$P_{ij} \text{ production, } P_{ij} = -\overline{u_i u_k} \frac{\partial u_j}{\partial x_k} - \overline{u_j u_k} \frac{\partial u_i}{\partial x_k}$$

$$\phi_{ij} \text{ terme de corrélation pression-déformation ou de redistribution, } \phi_{ij} = \overline{\frac{1}{\rho} p \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)}$$

$$D_{ij}^p \text{ terme de diffusion par la pression, } D_{ij}^p = \frac{-1}{\rho} \frac{\partial}{\partial x_k} (\overline{u_i p} \delta_{jk} + \overline{u_j p} \delta_{ik})$$

$$\epsilon_{ij} \text{ dissipation, } \epsilon_{ij} = 2\nu \overline{\frac{\partial u_i}{\partial x_k} \frac{\partial u_j}{\partial x_k}}$$

$$D_{ij}^v \text{ diffusion moléculaire (ou visqueuse), } D_{ij}^v = \nu \frac{\partial^2 \overline{u_i u_j}}{\partial x_k \partial x_k}$$

$$D_{ij}^T \text{ diffusion turbulente, } D_{ij}^T = \frac{-\partial \overline{u_i u_j u_k}}{\partial x_k}$$

### Annexe 3 : Étude de sensibilité au schéma de discrétisation pour le couplage pression-vitesse

Pour le couplage pression-vitesse, trois schéma de discrétisation ont été testés<sup>1</sup> (Tableau 5-1). Le schéma PISO générait des problèmes de convergence (alors qu'il est généralement recommandé pour les études transitoires). Entre les schémas SIMPLE et SIMPLEC, ce dernier permet de faire tourner le calcul en un temps CPU moindre.

Tableau 5-1 : Etude de sensibilité au schéma de discrétisation pour le couplage pression-vitesse

Schéma	Stabilité	Temps CPU [h] (pour 60s de temps de simulation)
PISO	✗	-
SIMPLE	✓	3,58
SIMPLEC	✓	2,78

Cette différence de performance s'explique par le nombre moyen d'itérations par pas de temps pour atteindre les critères de convergences : celui-ci est plus grand pour le SIMPLE que pour le SIMPLEC (15 contre 10) (Figure 5-2).

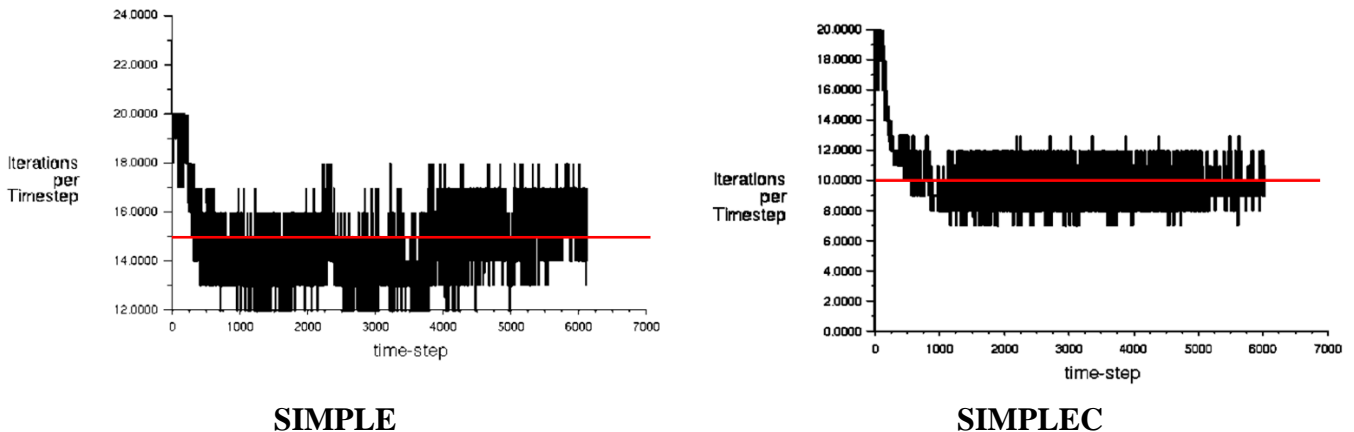


Figure 5-2 : Nombre d'itérations par pas de temps selon le schéma de discrétisation pour le couplage pression-vitesse

Donc, par sa vitesse de calcul et sa stabilité, le schéma SIMPLEC est sélectionné.

<sup>1</sup> Pour cette étude, les effets de flottabilités sont considérés avec une masse volumique variable dépendant de la température et les propriétés physiques variables.

## Annexe 4 : Etude de sensibilité à l'intervalle de $\theta$ pour le calcul de $\delta_V$

Pour calculer l'épaisseur basée sur la pente de la thermocline, un intervalle autour de la température moyenne doit être considéré pour réaliser l'approximation linéaire. Différents intervalles ont été testés ( $\theta = 0,5 \pm 0,05$ ;  $\theta = 0,5 \pm 0,15$ ;  $\theta = 0,5 \pm 0,30$ ;  $\theta = 0,5 \pm 0,40$ ) sur différentes injection progressive ( $t_{rampe} \in \{0,1s, 30s, 120s\}$ ) pour calculer  $\delta_V^{(t)}$  à partir de la température au niveau 7 du cas d'application de Zurigat *et al.* (1991) (Figure 5-3).

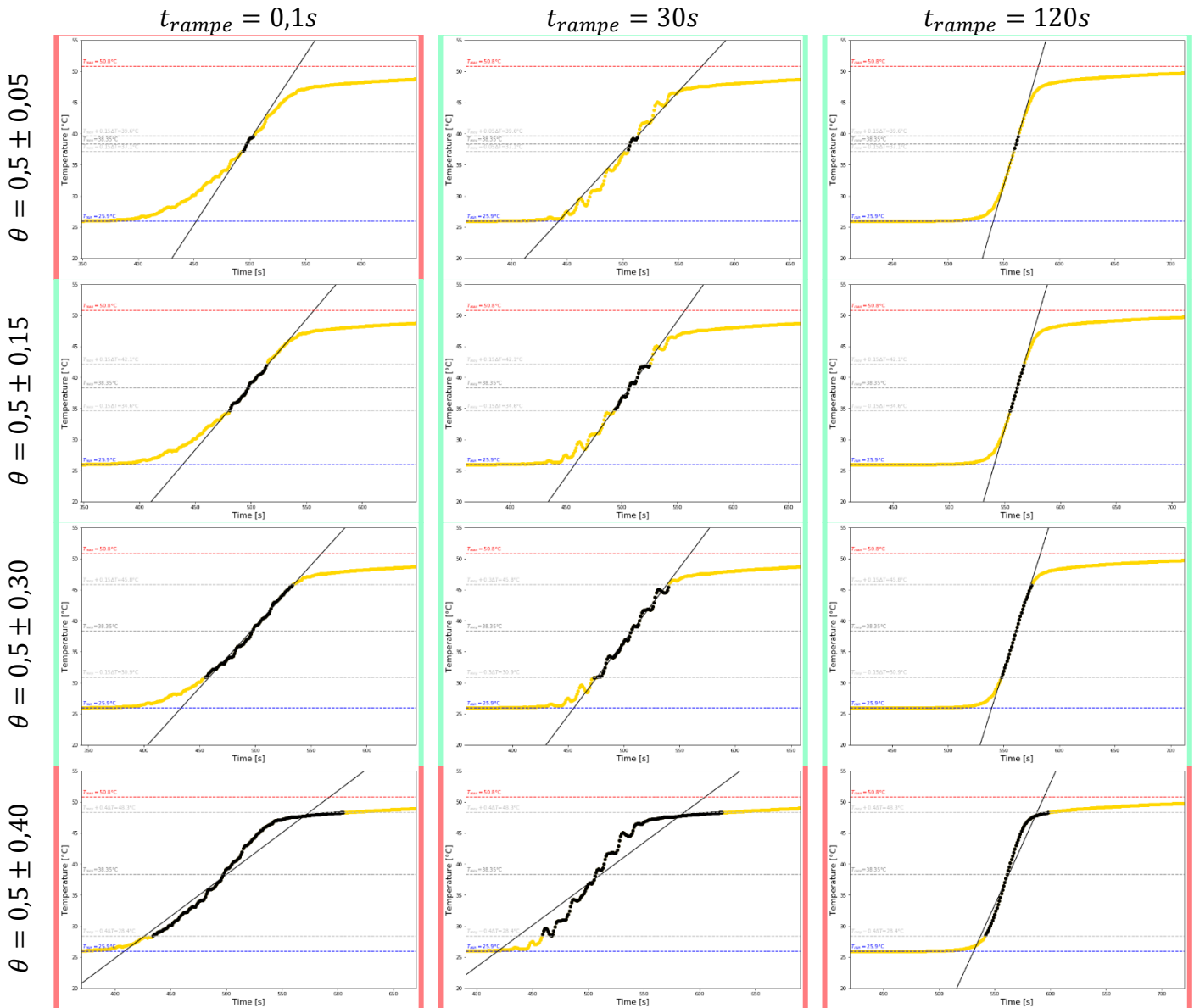


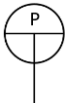

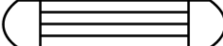












Figure 5-3 : étude de sensibilité à l'intervalle de  $\theta$  pour le calcul de  $\delta_V$

En encadré rouge sont indiqués les figures dont les intervalles permettent de représenter fidèlement la thermocline, en rouge ceux qui ne le permettent pas. Les intervalles de  $\theta = 0,5 \pm 0,15$  et  $\theta = 0,5 \pm 0,30$  permettent une représentation fiable de l'épaisseur de la thermocline.



## Annexe 5 : Table des abréviations du PID

Tableau 5-2 : Table des abréviations et des symboles des équipements hydrauliques

Description	Abréviation	Symbole
Capteur de pression absolue	P	
Chaudière	C	
Echangeur	ECH	
Débitmètre électromagnétique	QE	
Débitmètre vortex	QV	
Pompe	PO	
Réservoir	RES	
Sonde PT100	PT	
Soupape	SOUP	
Stockage sensible	STEROID	
Thermocouple	T	
Vase d'expansion	VE	
Vanne d'isolement manuelle	VIM	
Vanne d'isolement pilotée	VIP	
Vanne de régulation	VR	

## Annexe 6 : Zoom sur les circuits hydrauliques

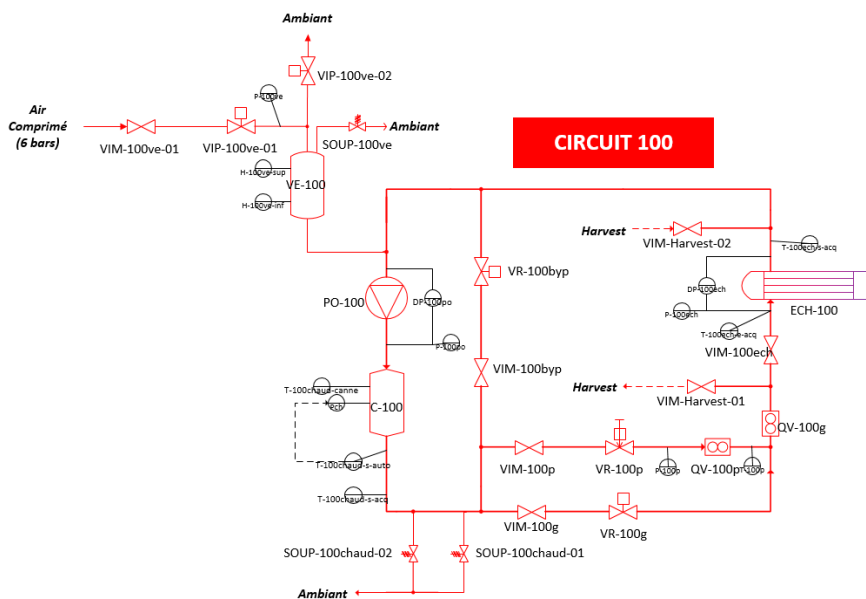


Figure 5-4 : PID du circuit chaud (circuit 100)

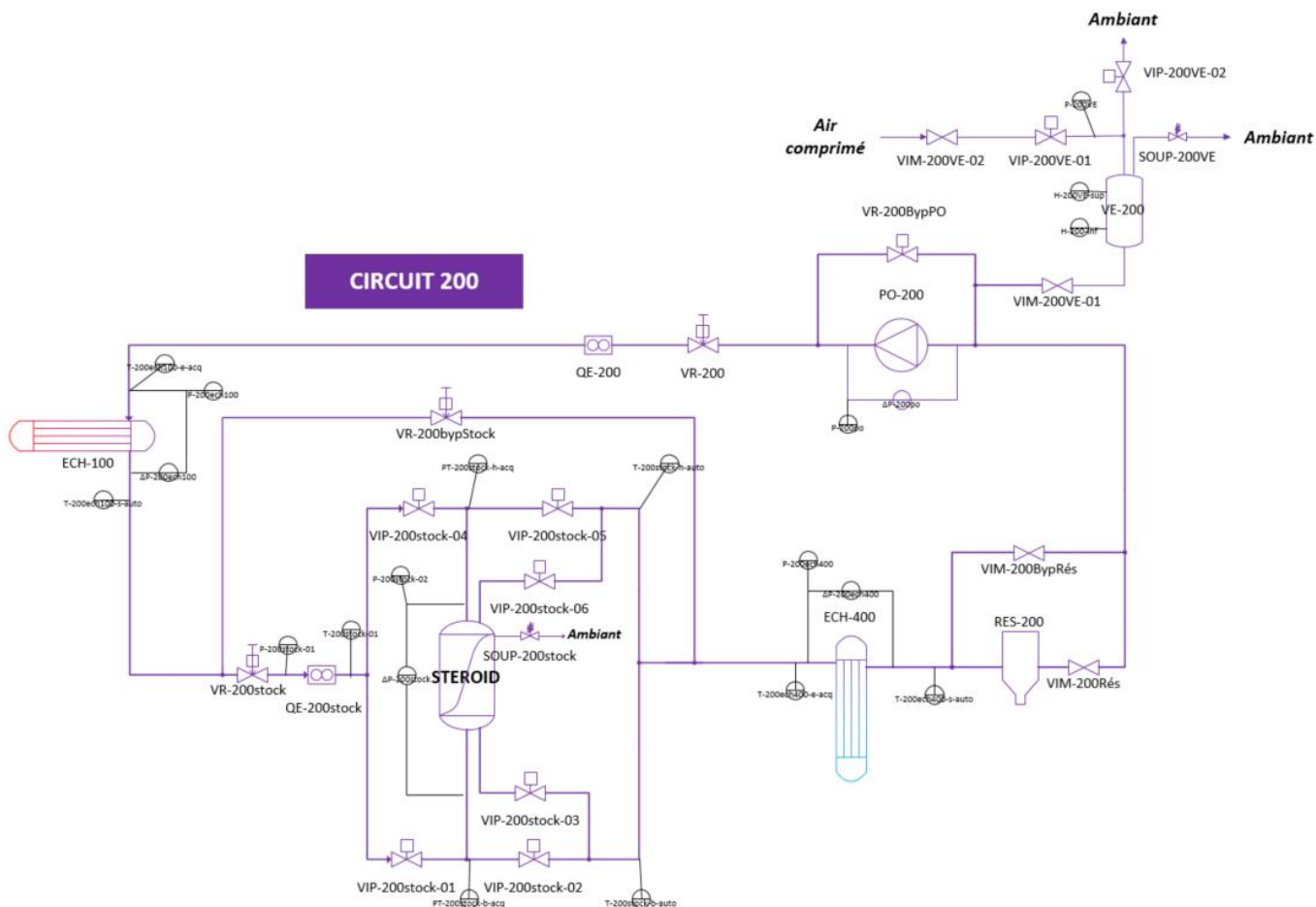


Figure 5-5 : PID du circuit du stockage (circuit 200)

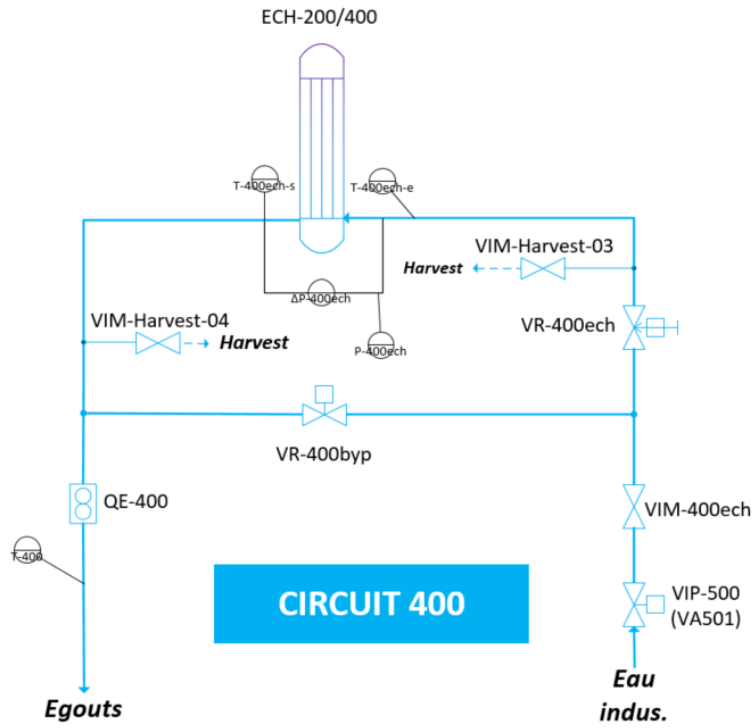


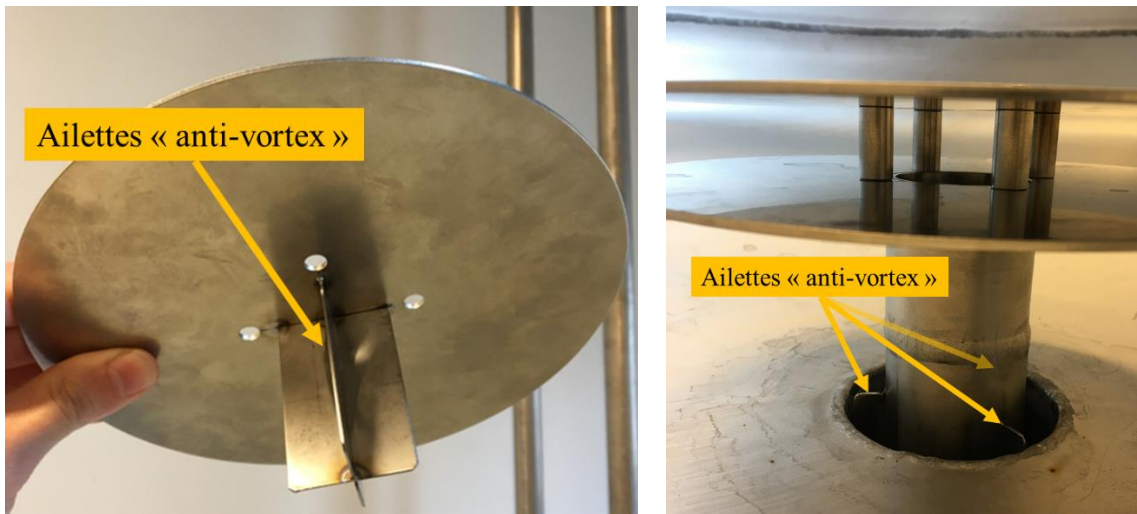
Figure 5-6 : PID du circuit froid (circuit 400)

## Annexe 7 : Dispositifs anti-vortex

Lorsqu'un réservoir est soumis à un soutirage par le bas, un vortex apparaît (ex : l'écoulement de l'eau dans une baignoire qui se vide). Un risque de formation de vortex venant déstabiliser la thermocline est donc présent pour les deux options de soutirage : par le distributeur et par le point bas/haut. Des systèmes « anti-vortex » ont été testés.

- **Soutirage par le distributeur**

Lors de la conception du distributeur quatre ailettes ont été ajoutées au niveau de la plaque supérieure (pour le distributeur du fond bombé bas) pour prévenir d'éventuels vortex lorsque le soutirage s'effectue par le distributeur (Figure 5-7). Ces dernières viennent s'insérer dans la tuyauterie.



(a) Soutirage par le distributeur

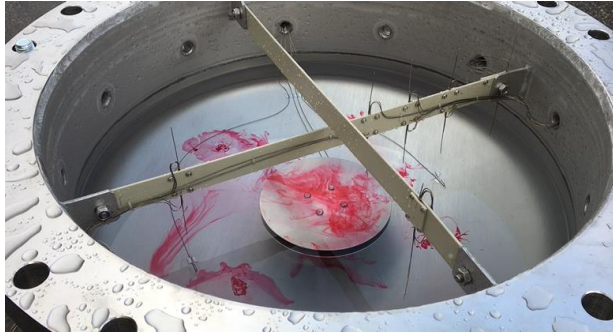
(b) Soutirage par le point bas

Figure 5-7 : Ailettes anti-vortex

Par la suite, deux tests de soutirage par le distributeur sont réalisés : l'un avec les ailettes, et l'autre sans. Du colorant rouge est ajouté pour visualiser l'écoulement. Aucun vortex n'est perçu dans les deux cas (Figure 5-8)<sup>1</sup>.

---

<sup>1</sup> Lorsque les ailettes sont visibles (Figure 5-8.b), cela indique qu'elles ne sont pas dans la tuyauterie. Donc que le soutirage s'effectue sans elles.



(a) Avec ailettes



(b) Sans ailettes

Figure 5-8 : Soutirages par le distributeur avec et sans ailettes

De plus, ces tests ont été réalisés dans des conditions critiques : la surface de l'eau est libre, et l'ouverture complète de la vanne implique une vitesse axiale estimée à 5,5 mm/s (gamme haute de vitesse visée).

L'impact des ailettes au niveau du distributeur n'étant pas probant, et l'ajout ces éléments augmentant le risque d'une mauvaise répartition hydraulique lors de l'injection, les ailettes sont supprimées au niveau des distributeurs.

- **Soutirage par le point bas**

Dans les mêmes conditions, un test de soutirage par le point bas est réalisé. Un vortex apparaît nettement (Figure 5-9).



Figure 5-9 : Visualisation de l'écoulement dans le fond bombé selon différents soutirages

Ainsi, trois plaques rectangulaires ont été soudées de part et d'autre de la tuyauterie en aval du point bas pour agir comme des ailettes (Figure 5-7.b). Le même dispositif est présent dans la tuyauterie au fond bombé supérieur.

Une vérification de l'efficacité de ce système n'a pas été possible pour des raisons de faisabilité expérimentales.

## Annexe 8 : Supports des thermocouples

Pour positionner les thermocouples dans le stockage, des supports sont conçus. Pour ce type d'essais, les contraintes physiques du matériau sont :

- **Chimique** : une bonne stabilité du matériau dans sa phase sur la gamme de température souhaité (10°C – 90°C) ;
- **Thermique** : une faible conductivité thermique, pour que la chaleur transférée ne vienne pas perturber localement le fluide (ex : la partie supérieure du stockage lors d'une décharge). Les métaux sont donc exclus ;
- **Mécanique** : le matériau ne doit pas casser lorsque soumis aux diverses manipulations pour y ajouter l'instrumentation (perçage notamment). Les matériaux céramiques et ainsi que le verre sont exclus.

Un matériau polymère, semi-cristallin réputé pour sa solidité élevée et sa bonne résistance à la chaleur est choisi (caractéristiques en Tableau 5-3) : le polypropylène (PP).

Tableau 5-3 : Caractéristiques techniques du polypropylène

Propriétés	Unité	Valeur
Type de matériaux	[-]	Semi-rigide
Masse volumique	[ $kg \cdot m^{-3}$ ]	910
Température de fusion	[°C]	162 - 167
Température de transition vitreuse	[°C]	-20
Conductivité thermique	[ $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$ ]	0,2
Coefficient de dilatation linéaire	[ $K^{-1}$ ]	$150 \times 10^{-6}$

Son inconvénient principal est son fort coefficient de dilatation thermique linéaire ( $\alpha_{PP} = 150 \times 10^{-6} K^{-1}$  contre  $\alpha_{aluminium} = 23 \times 10^{-6} K^{-1}$  par exemple). Cette dernière propriété est reliée à l'élongation d'un matériau en fonction de la variation de température selon :

$$\Delta L = \alpha L_0 \Delta T \quad (5-1)$$

Avec :

- $\Delta L = L_1 - L_0 = L(T_1) - L(T_0)$ , l'élongation du matériau [m] ;
- $\alpha$ , coefficient de dilatation linéaire du matériau solide [ $K^{-1}$ ];
- $L_0$ , longueur du matériau à la température initiale [m]
- $\Delta T = T_1 - T_0$ , la variation de température [°C],

Pour la longueur du support du stockage ( $L_0 = 3,2m$ , et une différence de température maximale ( $\Delta T = 80^\circ C$ ), cette élongation peut représenter jusqu'à  $\Delta L = 3,8cm \approx 4cm$  au TC de stockage le plus bas. Une incertitude sur la position des TC est donc soulignée.

Mécaniquement les génératrices sont fixées par le haut et le bas sur un support (aussi en PP). Sur la partie inférieure, des œillères de dilatation de 4 cm sont pensées pour que l'expansion soit principalement verticale et limiter le gondolage du matériaux (Figure 5-10).

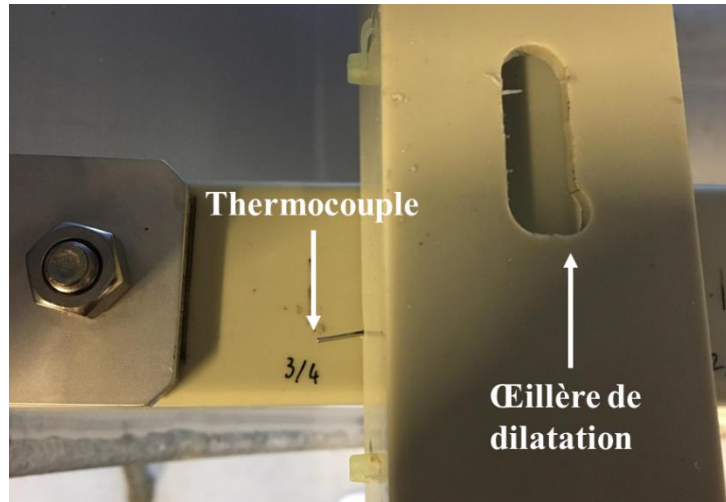


Figure 5-10 : Photographie de l'œillère de dilatation

En partie supérieure, les gaines métalliques des TCs sont extraites du stockage via des passages étanches (Figure 5-11).

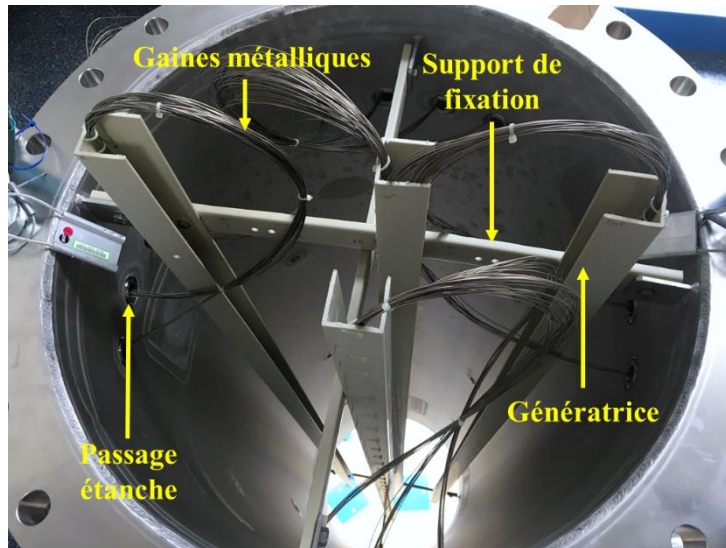


Figure 5-11 : Vue de dessus de l'instrumentation dans la virole

## Annexe 9 : Boîte froide

Pour mesurer la température, les capteurs utilisés sont des thermocouples. Un thermocouple est composé de deux métaux différents. Lorsque ceux-ci rentrent en contact, une tension dépendante de la température est générée. Ce signal thermo-électrique est connu sous le nom de tension de Seebeck [154]. Les signaux sont ensuite convertis en température selon une relation polynomiale tension/température dépendant du type de thermocouple (tables établies par le NIST).

Pour mesurer cette tension, un voltmètre ne suffit pas car la connexion des fils au système de mesure crée des circuits thermoélectriques supplémentaires venant perturber la mesure. Pour compenser ces champs magnétiques parasites, une température de référence à la jonction du système de mesure doit être indiquée : on parle de compensation de soudure froide. Ce terme provient de la pratique traditionnelle de maintenir la jonction au système d'acquisition à 0°C dans un bain de glace. Mais, pour des raisons de praticité, d'autres techniques ont été développées.

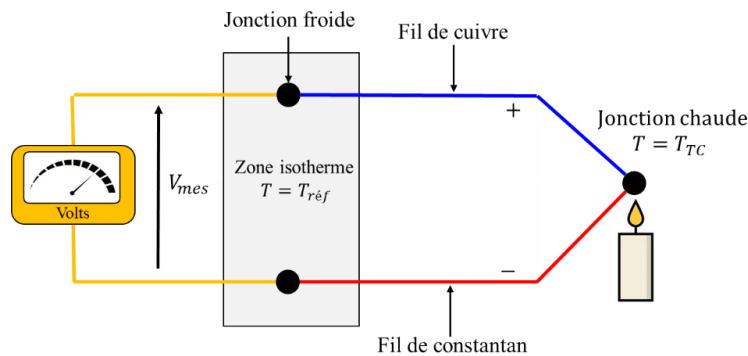


Figure 5-12 : Schéma de mesure de signal d'un thermocouple avec une compensation de soudure froide

La plus commune consiste à mesurer directement la température de jonction et d'ajouter le signal équivalent à la tension mesurée du thermocouple :

$$V_{mes} = V_{TC}(T_{TC}) - V_{TC}(T_{ref}) \quad (5-2)$$

Pour que la température de la jonction froide soit homogène pour l'ensemble des thermocouples, une boîte isotherme (appelée boîte froide) est pertinente. Pour que la température de la jonction froide soit homogène pour l'ensemble des thermocouples, une boîte isotherme (appelée boîte froide) est réalisée (Figure 5-13).

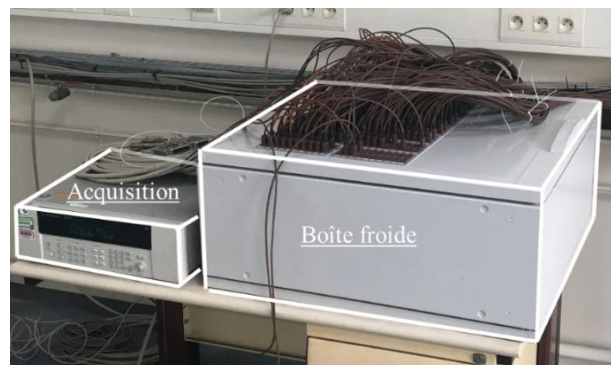


Figure 5-13 : Vue de la boîte froide et de la centrale d'acquisition



Cette boîte est composée d'une plaque de cuivre (fortement conductrice,  $\lambda_{\text{cuivre}} \approx 390 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ) sur laquelle sont branchés les TC. La température de référence est celle de la plaque de cuivre mesurée par une sonde PT-100. De plus, pour que les variations de la température ambiante ne viennent perturber la répartition de la température à l'intérieur (ex : ensoleillement partiel de la boîte), le contenant est rempli d'un matériau isolant (vermiculite).

### Annexe 10 : Etalonnage des thermocouples

Pour réduire l’incertitude de mesure, chaque thermocouple a été étalonné. C’est à dire, que la mesure obtenue par un TC est comparée à celle obtenue par une sonde de référence pour obtenir des coefficients correctifs.

Pour ce faire, un bain d’étalonnage (rempli d’huile thermique) est utilisé pour représenter la source de température. Des torons composés de plusieurs thermocouples (entre 30 et 60) positionnés autour de la sonde de référence sont placés dans le bain d’étalonnage (Figure 5-14). Pour que l’étalonnage considère l’ensemble de la chaîne de mesure, chaque TC est branché sur sa prise de la boîte froide.

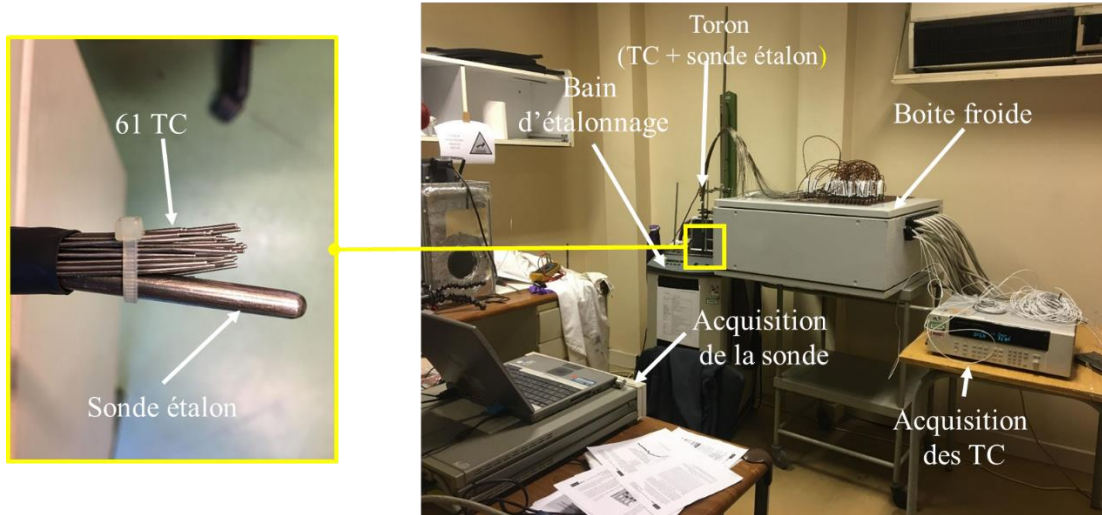


Figure 5-14 : Dispositif expérimental de l’étalonnage des TC

Une fois le toron dans le bain, 6 paliers en température, parcourant la gamme de travail étendue (10°C - 110°C), sont effectuées sur plusieurs cycles (Figure 5-15).

Sur chaque palier de chaque cycle, la température moyenne (temporelle) est calculée. Puis cette dernière est pondérée par le nombre de paliers pour obtenir la température moyenne pour chaque niveau de température ( $\bar{T}$ ).

La  $\bar{T}$  tracée selon la droite  $\bar{T}_{étalon} = f(\bar{T}_{TC})$  permet d’obtenir les coefficients correctifs linéaires (Figure 5-16).

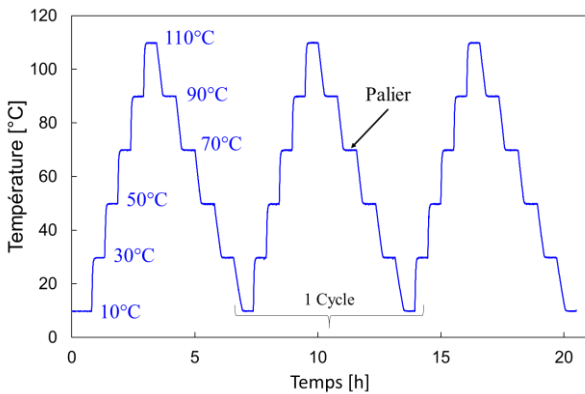


Figure 5-15 : Paliers de température réalisés pendant l’étalonnage

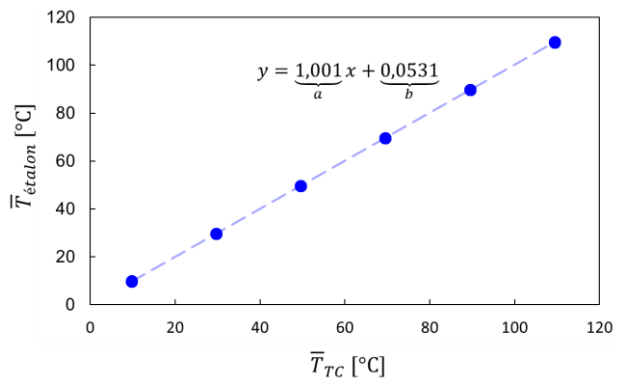


Figure 5-16 : Obtention du polynôme de correction d’un TC

L'écart par rapport à la température de la sonde étalon est représenté pour des TC avant (Figure 5-17.a) et après correction (Figure 5-17.b). La correction permet de réduire l'écart de valeur moyenne, passant de  $[-0,15^{\circ}\text{C}; +0,50^{\circ}\text{C}]$  à  $[-0,1^{\circ}\text{C}; +01^{\circ}\text{C}]$ .

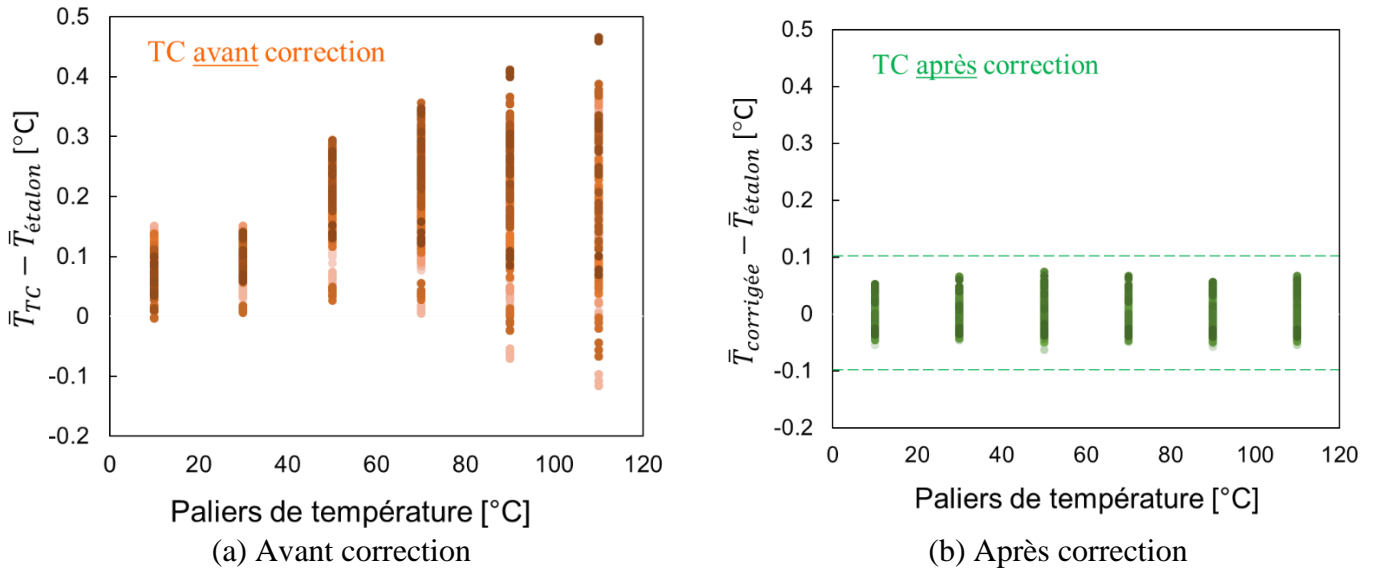


Figure 5-17 : Ecart de température moyenne à chaque palier (a) avant et (b) après application du polynôme correctif (toron n°6) (1 variation d'intensité = 1 TC)

L'étalonnage des TCs permet de limiter l'incertitude de mesure.

### Annexe 11 : Vérification de l'axisymétrie

Essais à  $U_{ax} = 1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  et  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 35^\circ\text{C}$

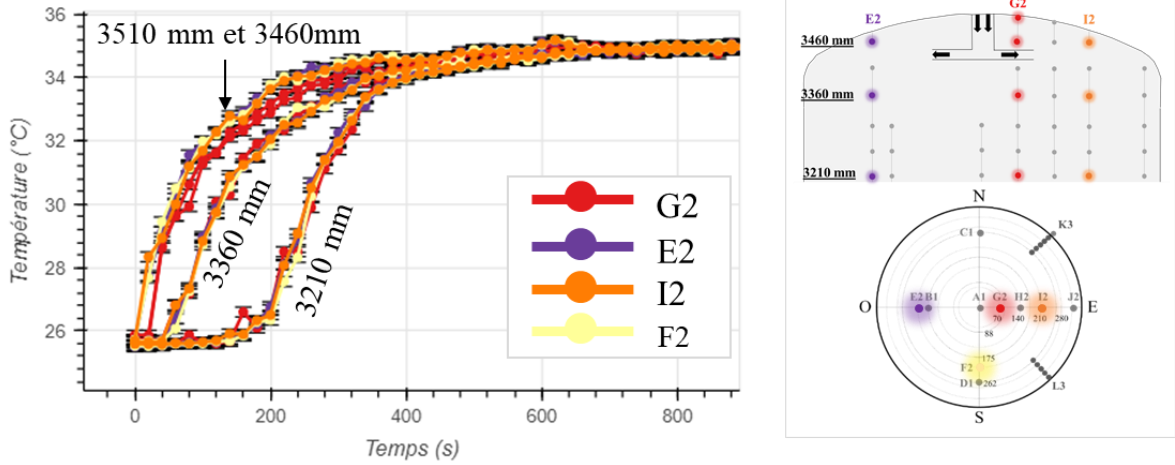


Figure 5-18 : Evolution de la température dans le fond supérieur pour l'essai de charge à  $U_{ax} = 1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  et  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 35^\circ\text{C}$

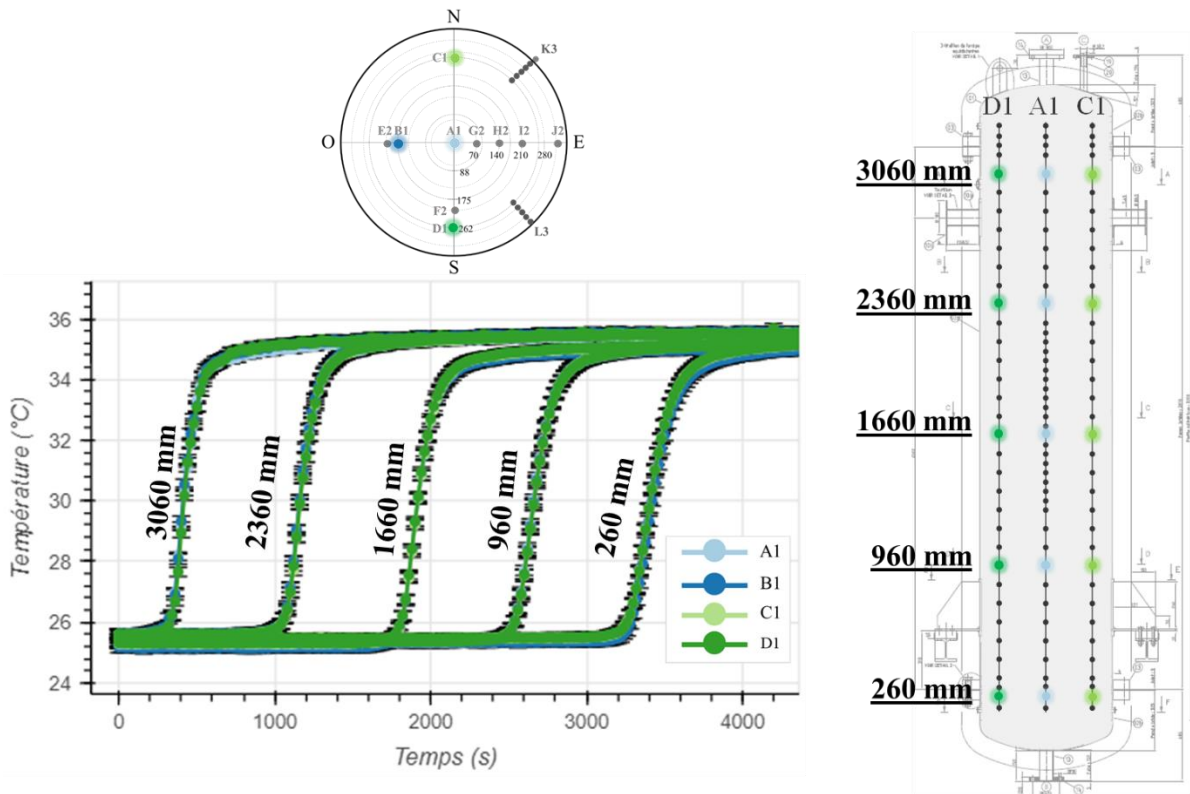


Figure 5-19 : Evolution de la température dans la virole pour l'essai de charge à  $U_{ax} = 1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  et  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 35^\circ\text{C}$

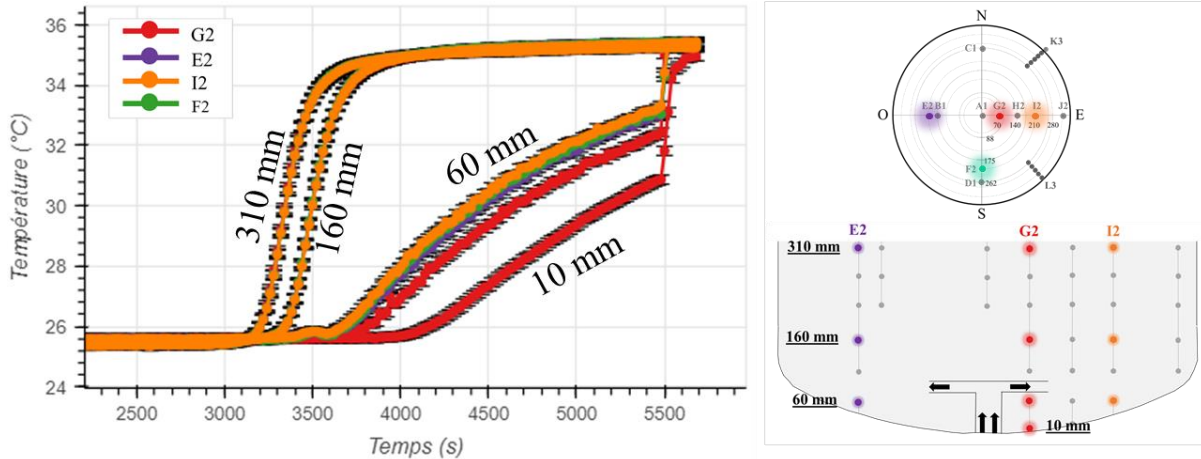


Figure 5-20 : Evolution de la température dans le fond inférieur pour l'essai de charge à  $U_{ax} = 1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  et  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 35^\circ\text{C}$

**Essais à  $U_{ax} = 4 \text{ mm/s}$  et  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$**

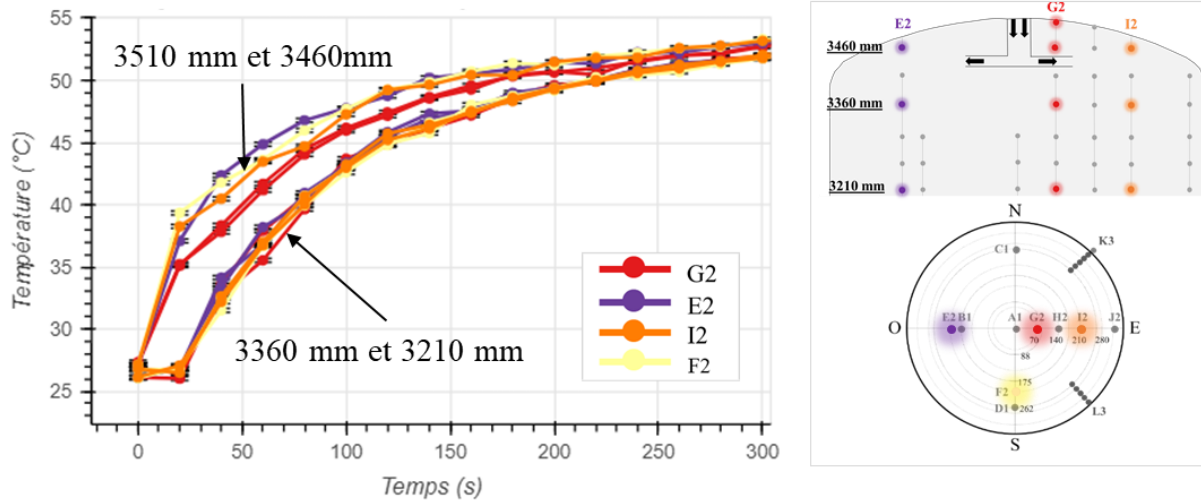


Figure 5-21 : Evolution de la température dans le fond supérieur pour l'essai de charge à  $U_{ax} = 4 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  et  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$

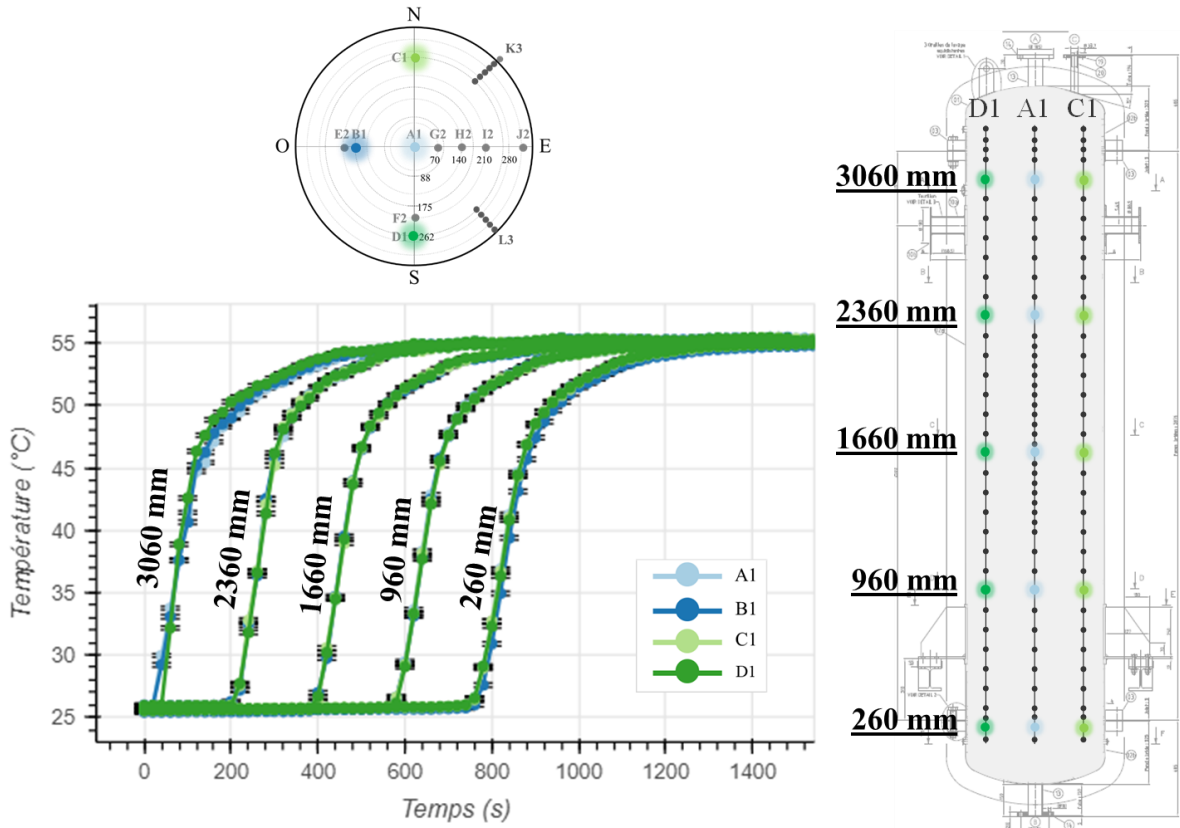


Figure 5-22 : Evolution de la température dans le fond supérieur pour l'essai de charge à  $U_{ax} = 4 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  et  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$

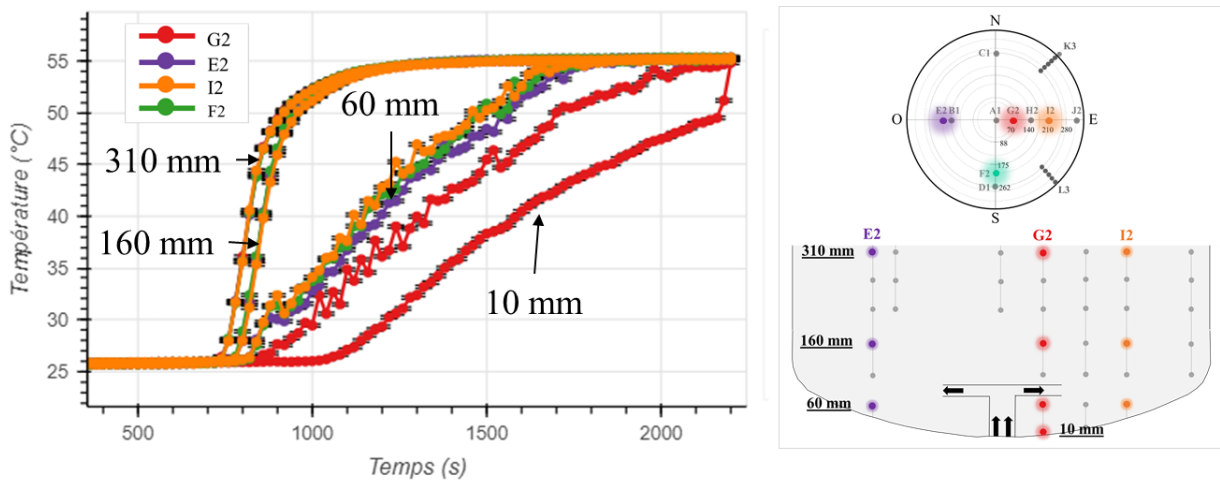


Figure 5-23 : Evolution de la température dans le fond inférieur pour l'essai de charge à  $U_{ax} = 4 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  et  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$

## Annexe 12 : Obtention des incertitudes de mesure

### • Principe

Pour exprimer une mesure d'une grandeur  $x$  en fonction de son incertitude selon  $x = \bar{x} \pm \Delta x$ , les incertitudes types de chaque source d'erreur sont obtenues :

$$u_i = U_i/k_i \quad (5-3)$$

où  $k$  est le facteur d'élargissement (dépend la méthode de mesure utilisée, des caractéristiques de l'instrument de mesure, et de la façon dont les données sont collectées et traitées) et  $U$  l'incertitude élargie.

Puis, l'incertitude type totale est calculée selon la formule de propagation des incertitudes indépendantes :

$$u = \sqrt{\sum_{i=1}^n u_i^2} \quad (5-4)$$

Enfin, l'incertitude élargie à 95% ( $k=2$ ), usuellement utilisée, est obtenue :

$$U = 2u \quad (5-5)$$

Lorsque les données suivent une répartition selon une Gaussienne, le coefficient d'élargissement vaut 2 ; si la loi suit une répartition rectangulaire, alors ce même coefficient vaut  $\sqrt{3}$ .

La mesure avec son incertitude s'exprime par :

$$x = \bar{x} \pm U \quad (5-6)$$

### • Incertitude des thermocouples

Les incertitudes des thermocouples concernent celles liées à la sonde utilisée lors de l'étalonnage et le protocole d'étalonnage (Tableau 5-4).

Tableau 5-4 : Bilan des incertitudes types des thermocouples

Sources d'incertitudes	Incertitude type ( $u = U/k$ ) [°C] Expression	Valeur <sup>1</sup>
<b>Incertitudes liées à l'étalon</b>		
Certificat d'étalonnage <sup>2</sup>	$\max(U_{certificat}(T))/2$	$5 \times 10^{-2}$
Erreur liée à la modélisation ( $\Omega \rightarrow ^\circ C$ )	$\max( T_{apr\grave{e}s\ conversion} - T_{\acute{e}talon} )/\sqrt{3}$	$1,9 \times 10^{-2}$
Résolution de la sonde étalon	$10^{-6}/\sqrt{3}$	$\approx 10^{-7}$

<sup>1</sup> Ou ordre de grandeur ( $\approx$ ) lorsque l'incertitude dépend de chaque toron de TCs. Les ordres de grandeurs sont à titre indicatif dans le tableau et les valeurs exactes sont utilisées lors du calcul de l'incertitude.

<sup>2</sup> L'incertitude élargie à 95% ( $k=2$ ) est transmise par le prestataire extérieur tous les ans.

**Incertitudes liées aux TCs**

Répétabilité <sup>1</sup>	$\max(\sigma(T_{\text{palier}}))/2$	$\approx 10^{-2}$
Erreur liée à la modélisation ( $T_{\text{brut}} \rightarrow T_{\text{corrigée}}$ )	$\max( \bar{T}_{TC_{\text{corrigée}}} - \bar{T}_{\text{référence}} _{\text{palier}})/\sqrt{3}$	$\approx 10^{-2}$
Résolution des TCs	$10^{-3}/\sqrt{3}$	$\approx 10^{-4}$
<b>Bilan des incertitudes</b>		
Incertitude type totale	Equation (5-4)	$\approx 0,1^{\circ}\text{C}$
Incertitude élargie (k=2)	Equation (5-5)	$\approx 0,2^{\circ}\text{C}$

En négligeant les résolutions d'affichage des appareils de mesure, l'incertitude élargie totale est  $U < 0,2^{\circ}\text{C}$ .

- **Incertitude des sondes platines**

Quatre sondes platine, plus précises que des TC, sont disposés en entrée/sortie du stockage pour mesurer la température du fluide entrant et sortant. L'incertitude des sondes platines est normalisées. Pour les PT100 de la section d'essais (classe 1/10 DIN) l'incertitude élargie est de  $0,01^{\circ}\text{C}$  à  $0^{\circ}\text{C}$  et de  $0,03^{\circ}\text{C}$  à  $100^{\circ}\text{C}$ .

On maximise donc l'incertitude élargie en considérant  $U_{PT100} = 0,03^{\circ}\text{C}$ .

- **Incertitude du débitmètre**

Les incertitudes liées au débitmètre mesurant le fluide entrant dans le stockage sont synthétisés dans le Tableau 5-5.

Tableau 5-5 : Incertitudes types du débitmètre QE200-stock

Sources d'incertitudes	Incertitude type ( $u = U/k$ ) [ $^{\circ}\text{C}$ ]	
	Expression	Valeur
Certificat d'étalonnage (Annexe 13)	$\max(U_{\text{certificat}}(T))/2$	$3,55 \times 10^{-2}$
Erreur de modélisation ( $mA \rightarrow m^3 \cdot h^{-1}$ )	$\max( T_{\text{aprèsconversion}} - T_{\text{étalon}} )/\sqrt{3}$	$6,54 \times 10^{-3}$
Résolution du débitmètre	$10^{-8}/\sqrt{3}$	$\approx 10^{-9}$
<b>Bilan des incertitudes</b>		
Incertitude type totale	Equation (5-4)	$3,6 \times 10^{-2}$
Incertitude élargie (k=2)	Equation (5-5)	$7,2 \times 10^{-2}$

L'incertitude élargie vaut  $7,2 \times 10^{-2} m^3 \cdot h^{-1}$

<sup>1</sup> On suppose que la stabilité du palier ne dépend pas du niveau de température.



## Annexe 13 : Certificat d'étalonnage du débitmètre QE-200stock

Laboratoire Psi Métrologie

Adresse : 21 rue Pierre de Fermat 31 600 MURET - Tel : 05.34.51.86.22 - Mail : contact@psi-metrologie.fr

**CERTIFICAT D' ETALONNAGE : 02-DLL-0722**

Repère : -  
 Constructeur : ROSEMOUNT  
 Type : 8711 // 8732  
 N° série : 0202236 // 0443327

Grandeur calculée : Erreur relative sur le débit instantané

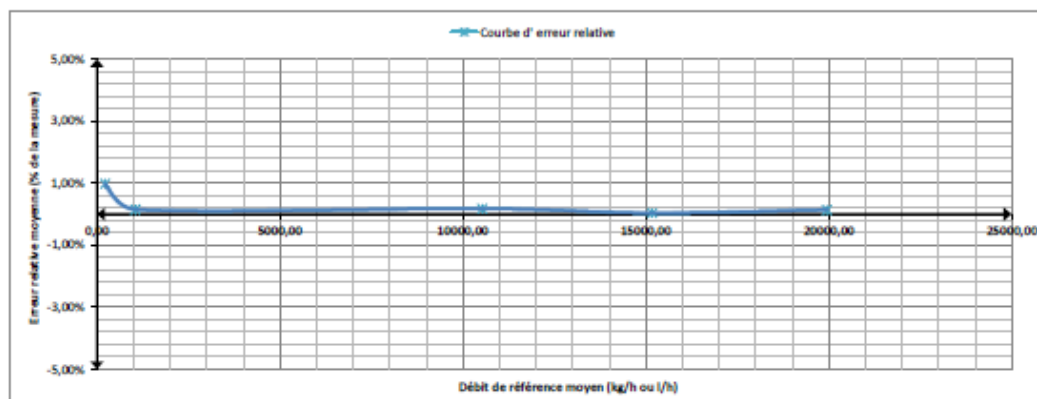
L' erreur relative est calculée par : 
$$\text{erreur \%} = \frac{\text{valeur indiquée} - \text{valeur de référence}}{\text{valeur de référence}} * 100$$

Relevés de mesures :

Débit mesuré à débit nul : 4,000 mA

Point n°	Étalons utilisés	Signal de sortie moyen indiqué par le capteur (mA)	Débit moyen équivalent indiqué par le capteur (l/h)	Débit de référence moyen (l/h)	Erreur relative moyenne (% m)	n	± Incertitude Ue ( Avec k=2 ) (%m)
1 ( 20 % )	CMF100	4,181	226,667	224,467	0,980%	3	0,556
2 ( 40 % )	CMF100	4,844	1054,583	1052,967	0,154%	3	0,556
3 ( 60 % )	CMF300	12,440	10550,000	10531,333	0,177%	13	0,557
4 ( 80 % )	CMF300	16,145	15180,833	15175,333	0,036%	3	0,557
5 ( 100 % )	CMF300	19,981	19976,667	19948,667	0,140%	3	0,557

Courbe d' erreur relative :



Les incertitudes élargies mentionnées ci-dessus sont celles correspondant à deux incertitudes types composées. Les incertitudes types ont été calculées en tenant compte des différentes sources d'incertitudes, étalons de référence, moyens d'étalonnages, conditions d'environnement, estimation de la répétabilité, contribution de l'instrument étalonné ...

Le responsable du laboratoire  
L. ROUQUAYROL

Figure 5-24 : Certificat d'étalonnage du débitmètre QE-200stock

## **Annexe 14 : Incertitude sur les températures $T_f$ et $T_c$**

### **Description des critères**

Pour rappel, les températures  $T_f$  et  $T_c$  sont les températures chaude et froide obtenues par moyenne. Or pour une valeur moyennée sur  $n$  valeurs, l'incertitude type d'une grandeur  $x$  est :

$$u_{\bar{x}} = \frac{1}{\sqrt{n}} u_x \quad (5-7)$$

Ici, il est choisi de majorer l'erreur et de considérer :

$$u_{\bar{x}} = u_x \quad (5-8)$$

Donc, appliqué à  $T_f$  et  $T_c$ , les incertitudes types associées sont :

$$\boxed{u_{T_f} = u_{T_c} = u_T} \quad (5-9)$$

Où  $u_T$  est l'incertitude type liée à la précision de mesure d'un thermocouple.

### **Incertitude sur le $\Delta T_{max}$**

L'écart de température maximal sera communément employé :

$$\Delta T_{max} = T_c - T_f \quad (5-10)$$

Donc, par propagation d'incertitude :

$$\boxed{u_{\Delta T_{max}} = \sqrt{2} u_T} \quad (5-11)$$

où  $u_t$  est l'incertitude type liée à la précision de mesure d'un TC.

## Annexe 15 : Incertitude sur la puissance instantanée

### Description du critère

Pour rappel, la puissance instantanée est obtenue à partir du débit mesuré et de la température en entrée et en sortie :

$$P = Q\rho(T_{moy})[h(T_e) - h(T_s)] \quad (5-12)$$

Avec :

- Q : débit volumique mesuré.
- $\rho$  : masse volumique calculée à partir de la température moyenne (calculée à partir des mesures)
- h : l'enthalpie de l'eau calculée à partir de températures mesurées par les PT-100.
- T : la température mesurée. L'incertitude sur la température est celle mesurée par les PT-100 en entrée et sortie, c'est-à-dire  $u_T = 0,015^\circ\text{C}$ .

Où :

$$\rho(T) = \rho_0 + \rho_1 T + \rho_2 T^2 \quad (5-13)$$

$$h(T) = h_0 + h_1 T + h_2 T^2 + h_3 T^3 + h_4 T^4 + h_5 T^5 \quad (5-14)$$

### Propagation des incertitudes

Etape 1 : passage au logarithme népérien de l'équation (5-12) :

$$\ln(P) = \ln(Q) + \ln(\rho) + \ln(h_e - h_s) \quad (5-15)$$

Etape 2 : obtention de la différentielle :

$$\frac{dP}{P} = \frac{dQ}{Q} + \frac{d\rho}{\rho} + \frac{d(h_e - h_s)}{h_e - h_s} \quad (5-16)$$

Etape 3 : obtention de l'incertitude :

$$\left(\frac{u_p}{P}\right)^2 = \left(\frac{u_Q}{Q}\right)^2 + \left(\frac{u_\rho}{\rho}\right)^2 + \left(\frac{u_{(h_e-h_s)}}{h_e - h_s}\right)^2 \quad (5-17)$$

Or  $u_{h_e-h_s} = u(h_e - h_s) = \sqrt{u_{h_e}^2 + u_{h_s}^2} = \sqrt{2}u_h$  en supposant  $u_{h_e} = u_{h_s} = u_h$  ( $u_h = u(h(T_{moy}))$ ).

Donc :

$$\boxed{\left(\frac{u_p}{P}\right)^2 = \left(\frac{u_Q}{Q}\right)^2 + \left(\frac{u_\rho}{\rho}\right)^2 + 2\left(\frac{u_h}{h_e - h_s}\right)^2} \quad (5-18)$$

Les incertitudes types  $u_Q$ ,  $u_\rho$  et  $u_h$  sont à déterminer.

### Obtention de $u_Q$

Le certificat d'étalonnage donne  $\max\left(\frac{u_Q}{Q}\right) = 0,98\%$  (certificat d'étalonnage en Annexe 13).

### **Obtention de $u_\rho$**

On utilise la formule de propagation d'incertitude valable pour une grandeur  $y = f(x_1, x_2, \dots)$  dépendantes de plusieurs grandeurs physiques  $(x_1, x_2, \dots)$  dont les incertitudes sont connues. Alors, l'incertitude type est :

$$u_y = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial f}{\partial x_i} u_{x_i}\right)^2} \quad (5-19)$$

Pour la masse volumique, on a :

$$u_\rho^2 = \sqrt{[(\rho_1 + 2\rho_2 T)u_T]^2} \quad (5-20)$$

Soit :

$$\boxed{u_\rho = |(\rho_1 + 2\rho_2 T)u_T|} \quad (5-21)$$

### **Obtention de $u_h$**

De même que pour la masse volumique, on obtient l'incertitude type sur l'enthalpie :

$$\boxed{u_h = |(h_1 + 2h_2 T + 3h_3 T^2 + 4h_4 T^3 + 5h_5 T^5)u_T|} \quad (5-22)$$

## Annexe 16 : Incertitude sur l'énergie stockée

### Description du critère

L'énergie est obtenue en intégrant la puissance instantanée en fonction du temps :

$$E = \int_{t_0}^{t_{\text{lim}}} P(t) dt \quad (5-23)$$

Où :

- $t_0$  : temps de début de l'essai ( $t_0 = 0$ )
- $t_{\text{lim}}$  : temps de fin de l'essai. Il est obtenu lorsque la température dépasse une la température limite définie par l'équation (3-13).
- $P$  : puissance échangée.

### Propagation d'incertitude

À défaut d'avoir une relation explicite entre le temps et la puissance pour la propagation d'incertitude, une incertitude de type A (expérimentale) est obtenue ici. L'incertitude type est proportionnelle à l'écart type obtenu sur un même essais réalisé 3 fois (charge, sans rampe,  $U_{ax} = 2 \text{ mm/s}$ ,  $\Delta T = 25^\circ\text{C} - 55^\circ\text{C}$ ) :

$$u_E = \frac{\sigma_E}{\sqrt{3}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^3 (E_i - \bar{E})^2}{2}} \quad (5-24)$$

Après calcul  $u_E = 1451167J$  , ce qui correspond à  $\max\left(\frac{u_E}{E_E}\right) = 0,90\%$ .

Enfin, pour obtenir l'incertitude élargie à 95%, le coefficient d'élargissement dépend du nombre d'essais réalisés (loi de Student). Pour 3 essais réalisés,  $k = 4,53$  .

## Annexe 17 : Incertitude sur l'énergie maximale

### Description du critère

Pour rappel, l'énergie maximale est définie par :

$$E_{max} = E_{eau} + E_{inox} \quad (5-25)$$

donc l'incertitude est :

$$u_{E_{max}}^2 = u_{E_{eau}}^2 + u_{E_{inox}}^2 \quad (5-26)$$

où :

$$E_{eau} = V_{eau} \rho_{eau}(T_{moy}) [h_{eau}(T_c) - h_{eau}(T_f)] \quad (5-27)$$

$$E_{inox} = V_{inox} \rho_{inox}(T_{moy}) [h_{inox}(T_c) - h_{inox}(T_f)] \quad (5-28)$$

En désignant par « mat » le matériau de stockage tel que  $mat \in \{eau; inox\}$  :

- $V_{mat}$  : volume du matériau (constant) ;
- $\rho_{mat}$  : sa masse volumique. C'est un polynôme d'ordre 2 pour l'inox et pour l'eau.
- $h_{mat}$  : l'enthalpie massique du matériau. C'est un polynôme d'ordre 5 pour les deux matériaux.

Après différentiation, le passage à l'incertitude donne pour chacun des matériaux :

$$\boxed{\left(\frac{u_{E_{mat}}}{E_{mat}}\right)^2 = \left(\frac{u_{\rho_{mat}}}{\rho_{mat}}\right)^2 + 2 \left(\frac{u_{h_{mat}}}{h_e - h_s}\right)^2} \quad (5-29)$$

Les variations de masse volumique et d'enthalpie massique de l'inox ont les mêmes équations que (5-20) (5-21) respectivement, aux coefficients près.

## **Annexe 18 : Incertitude sur le taux de restitution**

### **Description du critère**

Pour rappel, le taux de restitution est défini par :

$$\tau = \frac{E}{E_{max}} \quad (5-30)$$

Avec :

- $E$ : l'énergie stockée pendant une charge ou une décharge ;
- $E_{max}$ : l'énergie maximale stockable.

### **Propagation d'incertitudes**

La propagation d'incertitude donne :

$$\boxed{\left(\frac{u_\tau}{\tau}\right)^2 = \left(\frac{u_E}{E}\right)^2 + \left(\frac{u_{E_{max}}}{E_{max}}\right)^2} \quad (5-31)$$

Les incertitudes types  $u_E$  et  $u_{E_{max}}$  sont disponibles respectivement en Annexe 16 et Annexe 17.

## Annexe 19 : Incertitude sur l'épaisseur $\delta_{\nabla}$

### Description du critère

Pour rappel, l'épaisseur de la thermocline est l'intersection entre les températures extrêmes et une droite basée sur des données autour de la température moyenne (Figure 5-25).

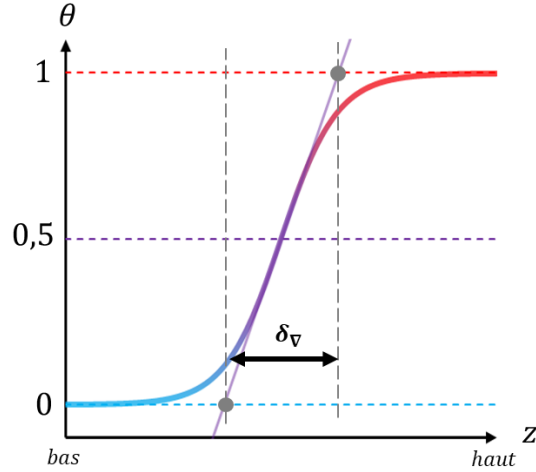


Figure 5-25 : Épaisseur basée sur la pente de la thermocline

Avec une évolution temporelle de la température en un point donné, à vitesse moyenne axiale constante, l'épaisseur est :

$$\delta_{\nabla}^{(t)} = \frac{1}{S_{cuve}} \frac{\Delta T_{max} Q}{\xi^t} \quad (5-32)$$

Où

- $S_{cuve}$ , section de passage de la virole ;
- $\xi^t$ , pente de l'approximation linéaire ;
- $\Delta T_{max} = T_c - T_f$ , les températures chaudes et froide sont mesurées par des TCs
- $Q$  : le débit moyen.

### Propagation des incertitudes

Pour calculer l'incertitude de l'épaisseur (équation (5-32)), on différencie et on passe à l'incertitude :

$$\left(\frac{u_{\delta_{\nabla}}}{\delta_{\nabla}}\right)^2 = \left(\frac{u_{\Delta T_{max}}}{\Delta T_{max}}\right)^2 + \left(\frac{u_Q}{Q}\right)^2 + \left(\frac{u_{\xi^t}}{\xi^t}\right)^2 \quad (5-33)$$

### Obtention de $u_{\xi^t}$

La pente est obtenue à partir d'une interpolation linéaire de points centrés autour de la moyenne. Pour le calcul d'incertitude sur la pente, on majore l'erreur et on considère que la pente est obtenue seulement par deux points :

$$\xi^t = \frac{\Delta T_{lim}}{\Delta t_{lim}} \quad (5-34)$$

Où :

$$\Delta T_{lim} = T_{lim,c} - T_{lim,f} \quad (5-35)$$



Avec :

- $T_{lim,c} = T_{moy} + \alpha \Delta T_{max}$
- $T_{lim,f} = T_{moy} - \alpha \Delta T_{max}$
- $\alpha = 0,3$

Donc :

$$\xi^t = 2\alpha \frac{\Delta T_{max}}{\Delta t_{lim}} \quad (5-36)$$

Après différentiation et passage à l'incertitude :

$$\left(\frac{u_{\xi^t}}{\xi^t}\right)^2 = \left(\frac{u_{\Delta T_{max}}}{\Delta T_{max}}\right)^2 + \left(\frac{u_{\Delta t_{lim}}}{\Delta t_{lim}}\right)^2 \quad (5-37)$$

L'équation (5-37) est injectée dans l'équation (5-33) :

$$\left(\frac{u_{\delta_V}}{\delta_V}\right)^2 = 2 \left(\frac{u_{\Delta T_{max}}}{\Delta T_{max}}\right)^2 + \left(\frac{u_Q}{Q}\right)^2 + \left(\frac{u_{\Delta t_{lim}}}{\Delta t_{lim}}\right)^2 \quad (5-38)$$

#### **Obtention de $u_{\Delta t_{lim}}$**

C'est la différence de temps :

$$\Delta t_{lim} = t(T = T_{lim,c}) - t(T = T_{lim,f}) \quad (5-39)$$

Donc, l'incertitude est :

$$u_{\Delta t_{lim}} = \sqrt{2} u_t \quad (5-40)$$

Où  $u_t$  est l'incertitude liée à la lecture du temps. Elle dépend uniquement de l'incertitude sur l'affichage. Elle est négligeable donc :

$$\boxed{u_{\Delta t_{lim}} \approx 0} \quad (5-41)$$

#### **Obtention de $u_{\Delta T_{max}}$**

Voir Annexe 14.

#### **Obtention de $u_{\delta^t}$**

Les équations (5-11) et (5-41) sont injectées dans l'équation (5-38) :

$$\boxed{\left(\frac{u_{\delta_V}}{\delta_V}\right)^2 = 4 \left(\frac{u_T}{\Delta T_{max}}\right)^2 + \left(\frac{u_Q}{Q}\right)^2} \quad (5-42)$$

## Annexe 20 : Incertitude sur l'épaisseur $\delta_\theta$

### Description du critère

Pour rappel, l'épaisseur de la thermocline  $\delta_\theta^{(t)}$  est la hauteur de cuve comprise entre les températures limites chaudes et froide (Figure 5-26).

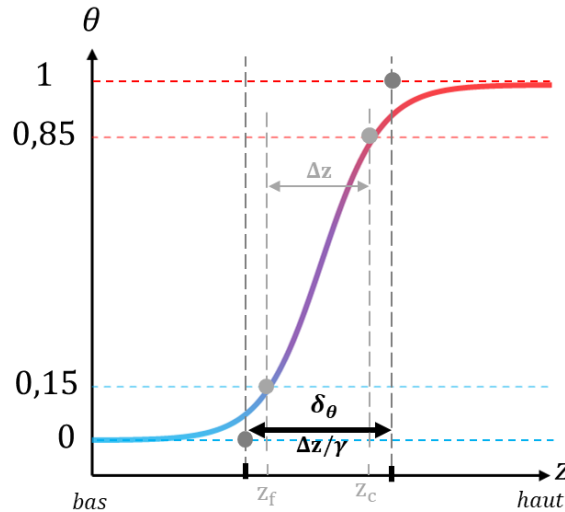


Figure 5-26 : Epaisseur basée sur la pente de la thermocline

Avec une évolution temporelle de la température en un point donné, on suppose une vitesse moyenne axiale de fluide constante, d'où l'épaisseur :

$$\delta_\theta^{(t)} = \frac{1}{\gamma} \frac{Q}{S_c \Delta t} \quad (5-43)$$

Où

- $S_c$ , section de passage de la virole ;
- $Q$ , le débit moyen ;
- $\gamma = 0.85 - 0.70$ , constante.

### Propagation des incertitudes

Après différentiation et passage à l'incertitude :

$$\left(\frac{u_{\delta_\theta}}{\delta_\theta}\right)^2 = \left(\frac{u_Q}{Q}\right)^2 + \left(\frac{u_{\Delta t}}{\Delta t}\right)^2 \quad (5-44)$$

L'incertitude liée à  $\Delta t$  est négligée (car liée à l'erreur d'affichage du logiciel). Donc :

$$\boxed{\left(\frac{u_{\delta_\theta}}{\delta_\theta}\right)^2 = \left(\frac{u_Q}{Q}\right)^2} \quad (5-45)$$

## Annexe 21 : Calcul du coefficient d'échange équivalent moyen

### • Energie à un instant donné

L'énergie du stockage à un instant  $t$  ( $E_t$ ) par le stockage est la somme de celle stockée par l'eau et le matériau du stockage (inox). La masse d'inox considérée est celle de la paroi de stockage et des brides en partie inférieure et supérieure.

$$E_t = \underbrace{E_{eau}}_{eau} + \underbrace{E_{paroi} + E_{brides,inf} + E_{brides,sup}}_{inox} \quad (5-46)$$

À un instant donné, l'énergie contenue dans l'eau est l'intégrale de l'enthalpie volumique sur tout le volume d'eau:

$$E_{eau}(t_i) = \int_0^{V_{tot}} H_{eau}(V) dV \quad (5-47)$$

Où :

- $H_{eau}$  est l'enthalpie volumique de l'eau ;
- $V_{tot}$  est le volume d'eau total contenu dans le stockage.

Cette intégrale sur le volume est transformée en intégrale sur la hauteur du stockage ( $H_{stock}$ ) du stockage :

$$E_{eau}(t_i) = \pi \int_0^{H_{stock}} \rho_{eau}(z) h_{eau}(z) R_{int,stock}^2(z) dz \quad (5-48)$$

À noter que le rayon de cuve n'est pas constant à cause des fonds bombés. De la même façon on obtient l'énergie contenue dans la paroi du stockage :

$$E_{paroi}(t_i) = \pi \int_0^{H_{stock}} \rho_{inox}(z) h_{inox}(z) [R_{ext,stock}^2(z) - R_{int,stock}^2(z)] dz \quad (5-49)$$

Ainsi que dans les brides :

$$E_{brides,inf}(t_i) = S_{bride} \int_{z_1}^{z_2} \rho_{inox}(z) h_{inox}(z) dz \quad (5-50)$$

$$E_{brides,sup}(t_i) = S_{bride} \int_{z_3}^{z_4} \rho_{inox}(z) h_{inox}(z) dz \quad (5-51)$$

Avec :

- $z_1$  et  $z_2$ , les côtes verticales de la brides inférieure ;
- $z_3$  et  $z_4$ , les cotes verticales de la bride supérieure ;
- $S_{bride}$ , la surface d'échange des brides.

Pour les brides annulaires avec  $n$  trous (pour les vis) la surface s'exprime :

$$S_{bride} = \pi (R_{ext,bride}^2 - R_{f,bride}^2 - n \cdot R_{trou}^2) \quad (5-52)$$

où  $R_{ext,bride} = 448$  mm,  $R_{f,bride} = 356$  mm,  $R_{trou} = 15$  mm et  $n = 24$ .

- **Puissance perdue entre deux instants**

La puissance perdue entre deux instants successifs est définie comme la variation d'énergie divisée par le temps :

$$P_{pertes}(t_{i+1}) = \frac{E(t_i) - E(t_{i+1})}{t_{i+1} - t_i} \quad (5-53)$$

- **Coefficient d'échange équivalent**

D'autres part, pour faire apparaître le coefficient d'échange équivalent, les pertes vers l'extérieur s'écrivent comme la somme des pertes thermique vers l'ambient à chaque section du stockage :

$$P_{pertes}(t_{i+1}) = \sum_{z=0}^{H_{stock}} h_{eq}(z) S(z) (\overline{T}_i - \overline{T}_{ext}) \quad (5-54)$$

où  $h_{eq}$  est le coefficient d'échange équivalent (pas l'enthalpie). En supposant que ce dernier soit constant sur toute la hauteur, il est obtenu selon :

$$h_{eq} = \frac{P_{pertes}(t_{i+1})}{\sum S(z) (\overline{T}_i - \overline{T}_{ext})} \quad (5-55)$$

Le dénominateur peut s'exprimer selon une intégrale sur la totalité de la hauteur :

$$\sum S(z) (\overline{T}_i - \overline{T}_{ext}) = 2\pi \int_0^{H_{stock}} R(z) \left( \frac{T(t_i) + T(t_{i+1})}{2}(z) - \overline{T}_{ext} \right) dz \quad (5-56)$$

où  $\overline{T}_{ext}$  est la moyenne des températures acquises en bas, milieu et haut de stockage :

$$\overline{T}_{ext} = \frac{T_{ext,bas} + T_{ext,milieu} + T_{ext,haut}}{3} \quad (5-57)$$

## Annexe 22 : Bilan d'énergie pour un flux de chaleur unidimensionnel à travers la paroi du stockage

Dans la situation décrite dans la section 3.2.1.3, le bilan d'énergie s'écrit :

$$V_{eau}\rho_{eau}C_{p,eau}\frac{dT}{dt} = \frac{1}{R_{tot}}(T_{ext} - T) \quad (5-58)$$

où  $T$  est la température de l'eau, et  $T_{ext}$  la température extérieure (aussi appelée  $T_{amb}$  dans le texte). La résistance thermique totale ( $R_{tot}$ ) est la somme des résistances thermique de l'inox et de l'échange équivalent à la paroi (résistances en série) :

$$R_{tot} = \frac{e_{inox}}{\lambda_{inox}S_{ech}} + \frac{1}{h_{eq}S_{ech}} \quad (5-59)$$

La surface d'échange considérée est celle du stockage extérieur (sans l'isolant). En posant :

$$\tau = R_{tot}V_{eau}\rho_{eau}C_{p,eau} \quad (5-60)$$

Le bilan d'énergie se réarrange selon :

$$\frac{dT}{T - T_{ext}} = \frac{-t}{\tau} \quad (5-61)$$

En intégrant entre l'instant initial ( $t_0 = 0$  et  $T(t_0) = T_c$ ) et un instant quelconque ( $t, T$ ) :

$$\ln\left(\frac{T - T_{ext}}{T_c - T_{ext}}\right) = e^{-t/\tau} \quad (5-62)$$

Soit :

$$T = T_{ext} + (T_c - T_{ext})e^{-t/\tau} \quad (5-63)$$

## Annexe 23 : Détails des équations dans le domaine liquide

Dans cette annexe, les coefficients sont obtenus sur une gamme de température étendue, comprise entre 11°C et 99°C.

### Terme source quadratique

À l'instar du chapitre 2, la flottabilité est considérée par l'approximation de Boussinesq d'ordre 2 (B2) :

Tableau 5-6 : Equations du modèle de l'approximation de Boussinesq d'ordre 2

Modèle	Masse volumique	Terme de flottabilité $-\rho(T) - \rho_0]g$
B2	$\rho_0$	$\beta_1\rho_0(T - T_0)g + \beta_2\rho_0(T - T_0)^2g$

où les coefficient sont :

Tableau 5-7 : Coefficients utilisés dans le terme de flottabilité

$T_0[^\circ\text{C}]$	$\rho_0[^\circ\text{C}]$	$\beta_1[\text{K}^{-1}]$	$\beta_2[\text{K}^{-2}]$
55	985,7	$4,77 \times 10^{-4}$	$3,30 \times 10^{-6}$

### Propriétés physiques de l'eau

Les propriétés de l'eau<sup>1</sup> sont :

$$C_{p,eau}(T[\text{K}])[J \cdot g^{-1} \cdot K^{-1}] = 28,5 - 2,85 \times 10^{-1} \cdot T + 1,26 \times 10^{-3} \cdot T^2 - 2,47 \times 10^{-6} \cdot T^3 + 1,83 \times 10^{-9} \cdot T^4 \quad (5-64)$$

$$\lambda_{eau}(T[\text{K}])[W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}] = -6,51 \times 10^{-1} + 6,84 \times 10^{-3} \cdot T - 8,79 \times 10^{-6} \cdot T^2 \quad (5-65)$$

$$\mu_{eau}(T[\text{K}])[Pa \cdot s] = 3,05 \times 10^{-1} - 3,44 \times 10^{-3} \cdot T + 1,47 \times 10^{-5} \cdot T^2 - 2,79 \times 10^{-8} \cdot T^3 + 2,00 \times 10^{-11} \cdot T^4 \quad (5-66)$$

### Propriétés physiques de l'inox 304I

Les propriétés de l'inox<sup>2</sup>:

$$C_{p,inox}(T)[J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}] = -5,93 \times 10^3 + 72,6 \cdot T - 3,10 \times 10^{-1} \cdot T^2 + 5,89 \times 10^{-4} \cdot T^3 - 4,20 \times 10^{-7} \cdot T^4 \quad (5-67)$$

$$\lambda_{inox}(T)[W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}] = -89,4 + 1,15 \cdot T - 4,87 \times 10^{-3} \cdot T^2 + 9,24 \times 10^{-6} \cdot T^3 - 6,56 \times 10^{-9} \cdot T^4 \quad (5-68)$$

<sup>1</sup> Les approximations polynomiales sont réalisées à partir de la base de données du NIST.

<sup>2</sup> Les approximations polynomiales sont réalisées à partir de la base de données REFPROP (NIST Reference Fluid Thermodynamic and Transport Properties Database)

## Annexe 24 : Caractéristiques détaillées du maillage

Les grandeurs de la couche d'expansion (épaisseur, taux d'expansion, nombre de mailles) sont régies par une suite géométrique. Le détail des dimensions des maillages grossier, moyen, fin et très fin sont indiquées dans le Tableau 5-8.

Tableau 5-8 : Caractéristiques des couches d'expansion des différents maillages

	Grossier	Moyen	Fin	Très fin
<b>CARAC. GENERALES</b>				
<b>Tailles caractéristiques (<math>U_n</math>) [mm]</b>				
Fonds	2,1	1,5	1,1	0,9
Virole	6,3	4,5	3,2	2,7
Solide (paroi et distrib.)	0,1	0,1	0,1	0,1
<b>Nombre total de mailles (<math>\times 10^3</math>) [-]</b>	261	487	880	1 273
<b>COUCHE D'EXPANSION</b>				
<b>Tuyau du distributeur</b>				
Taille de 1 <sup>ère</sup> maille ( $U_0$ ) [mm]	0,014	0,014	0,014	0,014
<i>Coté fluide</i> Epaisseur de la couche d'expansion (d) [mm]	6	6	6	6
Taux d'expansion (r) [-]	1,35	1,25	1,17	1,15
Nombre de mailles (n) [-]	17	21	27	30
<i>Coté solide</i> d [mm]	0,5	0,5	0,5	0,5
r [-]	1,17	1,17	1,17	1,17
n [-]	13	13	13	13
<b>Plaque défectrice du distributeur</b>				
$U_0$ [mm]	0,011	0,011	0,011	0,011
<i>Coté fluide</i> d [mm]	6	6	6	6
r [-]	1,35	1,25	1,17	1,15
n [-]	17	22	28	32
<i>Coté solide</i> d [mm]	0,5	0,5	0,5	0,5
r [-]	1,18	1,18	1,18	1,18
n [-]	13	13	13	13
<b>Paroi du stockage</b>				
$U_0$ [mm]	0,05	0,05	0,05	0,05
<i>Coté fluide</i> d [mm]	5	5	5	5
r [-]	1,41	1,29	1,20	1,17
n [-]	11	13	17	18
<i>Coté solide</i> d [mm]	2	2	2	2
r [-]	1,23	1,23	1,23	1,23
n [-]	11	11	11	11

## Annexe 25 : Vérification de la linéarité d'ouverture des vannes

L'ouverture des vannes permet l'entrée du fluide dans le stockage. Or les essais expérimentaux utilisés pour la comparaison à la CFD sont acquis avec un pas de temps de 20 s. Or, le logiciel interpole linéairement les données entre deux pas de temps successifs. Donc, il convient de vérifier le temps expérimental requis pour passer d'un débit nul au débit nominal, ainsi que la progression du débit pendant cette période.

Pour tester la linéarité d'ouverture de la rampe, 5 tests d'ouverture de vannes ont été réalisés avec une fréquence d'acquisition rapide de 1 s (Figure 5-27).

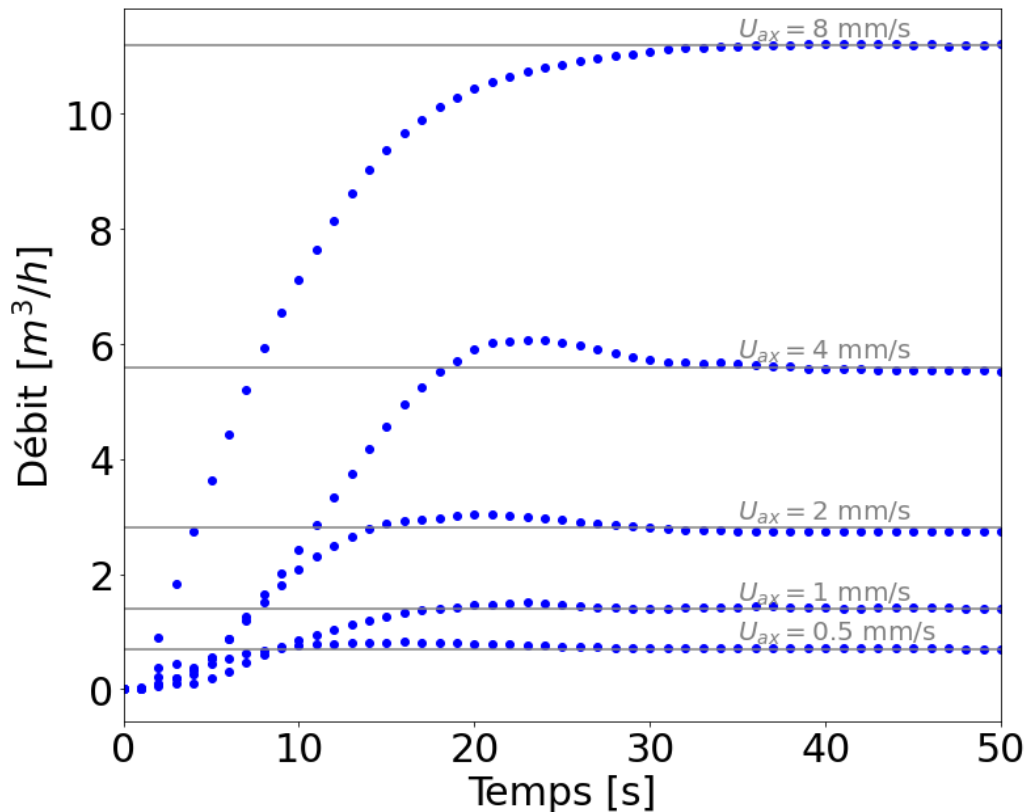


Figure 5-27 : Ouverture des vannes pour différents débit et un pas de temps rapide (1s) (température du fluide d'entrée est de 25°C)

L'interpolation linéaire lors des 20 premières secondes d'injection est une hypothèse acceptable.



## Annexe 26 : Energie stockée dans la structure en inox

Tableau 5-9 : Capacités énergétiques des matériaux du stockage STEROID (calculs effectués à une température moyenne de 55°C)

Matériau	Détail	$m$ [kg]	$C_p$ [J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$m. C_p$ [kJ.K <sup>-1</sup> ]	$\frac{m. C_p}{(m. C_p)_{eau} + (m. C_p)_{inox}}$
					[%]
Inox	Paroi ( $e = 4$ mm)	244	488	119	2,0
	Brides ( $\times 4$ )	343	488	167	2,8
	Total	587	488	286	4,8
Eau		1301	4180	5438	91

## Annexe 27 : Impact de l'inertie des brides sur le front thermique

Pour tester l'impact de l'inertie du solide sur l'avance du front thermique obtenu numériquement, les brides supérieures et inférieures sont ajoutées à la géométrie initiales (Figure 5-28).

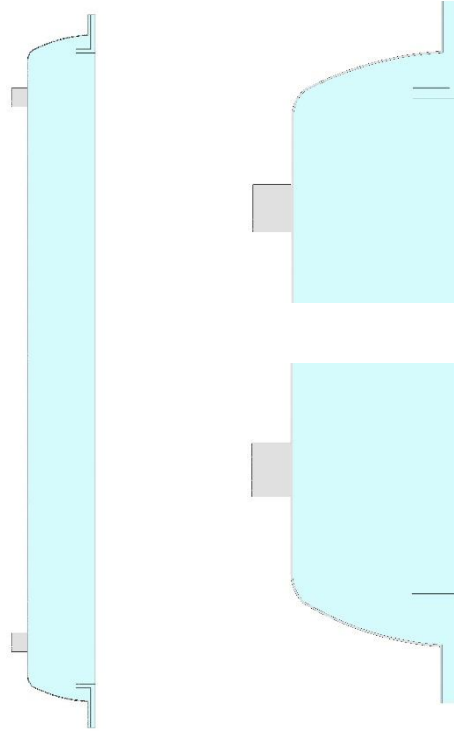


Figure 5-28 : Géométrie du stockage avec brides

Un essai pour lequel la correspondance numérique aux données expérimentales est la moins satisfaisante, c'est-à-dire à une faible vitesse de  $0,5 \text{ mm.s}^{-1}$ , est utilisé pour réaliser la comparaison. La propagation de la thermocline dans la virole montre que l'ajout des brides permet de ralentir le front thermique, mais pas suffisamment pour expliquer le retard (Figure 5-29).

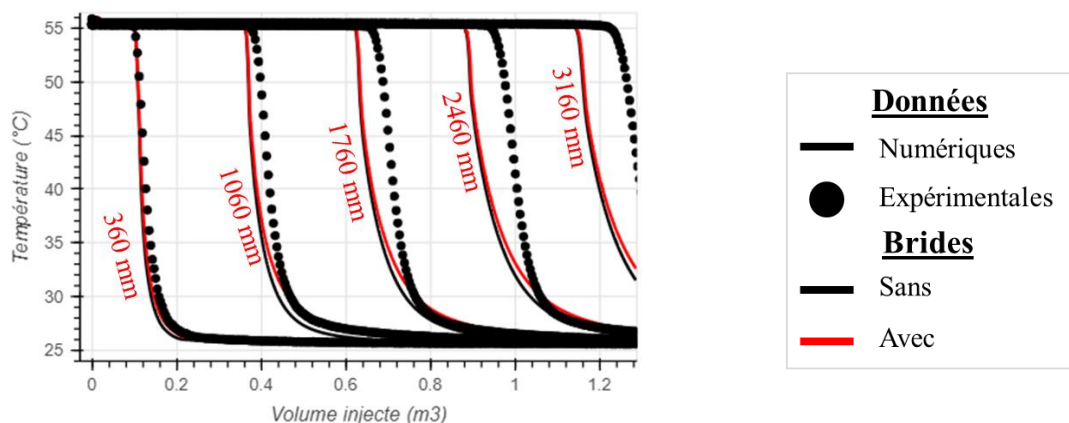


Figure 5-29 : Evolution des températures obtenues numériquement et expérimentalement dans la virole lors d'un essai de décharge ( $0,5 \text{ mm.s}^{-1}$ ,  $25^\circ\text{C}$ - $55^\circ\text{C}$ , sans rampe) pour des TC situés sur la génératrice centrale (A1)

## Annexe 28 : Conditions opératoires de l'essai de référence pour l'analyse locale de l'écoulement

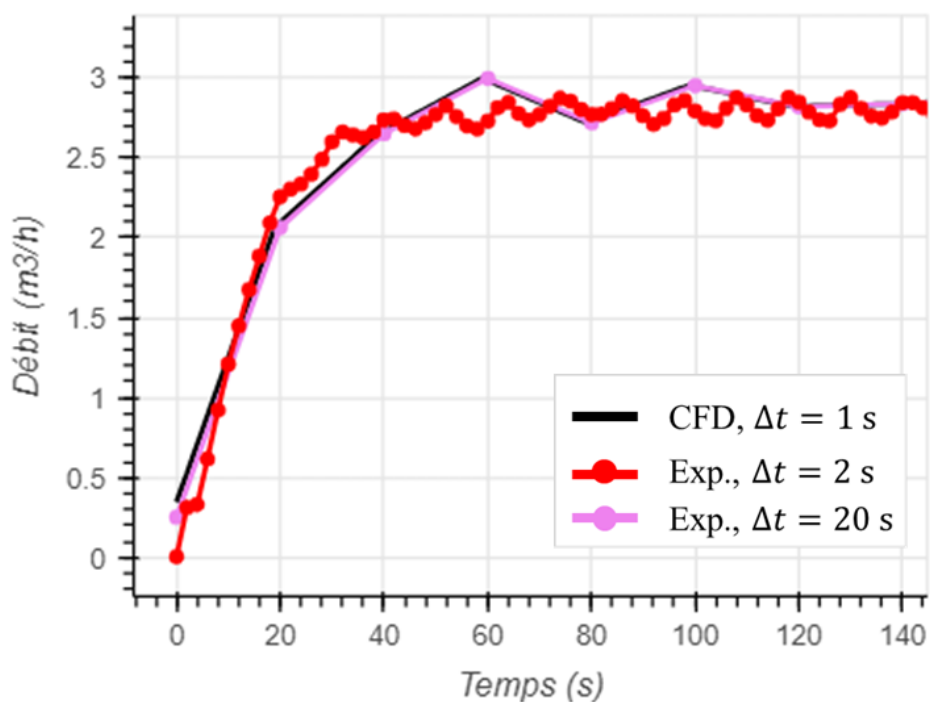


Figure 5-30 : Evolution du débit des essais du cas de référence réalisés avec différents pas de temps d'acquisition

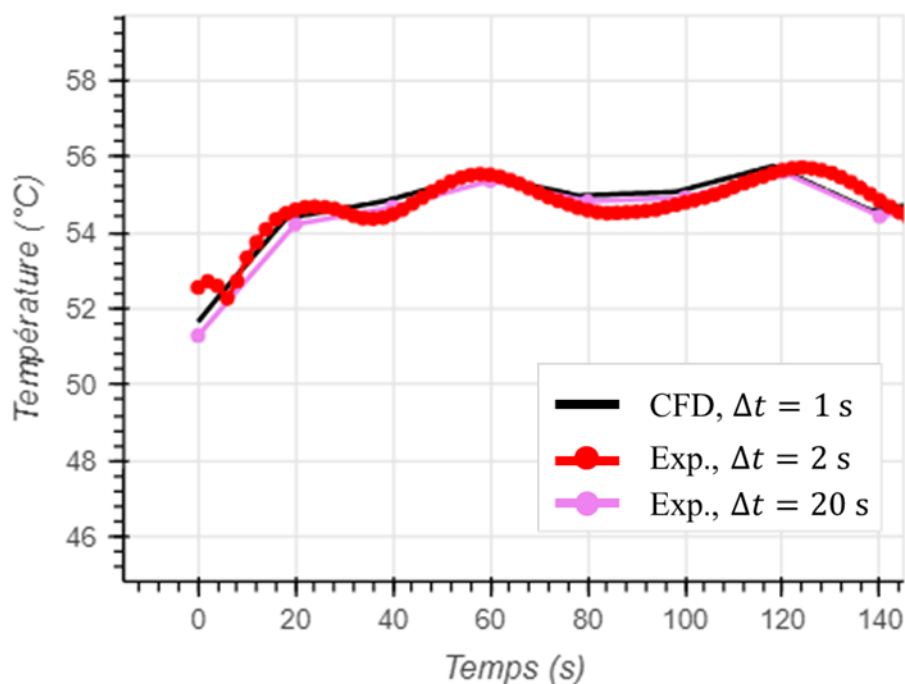


Figure 5-31 : Evolution de la température d'entrée des essais du cas de référence réalisés avec différents pas de temps

## Annexe 29 : Ecart sur l'épaisseur selon le gradient

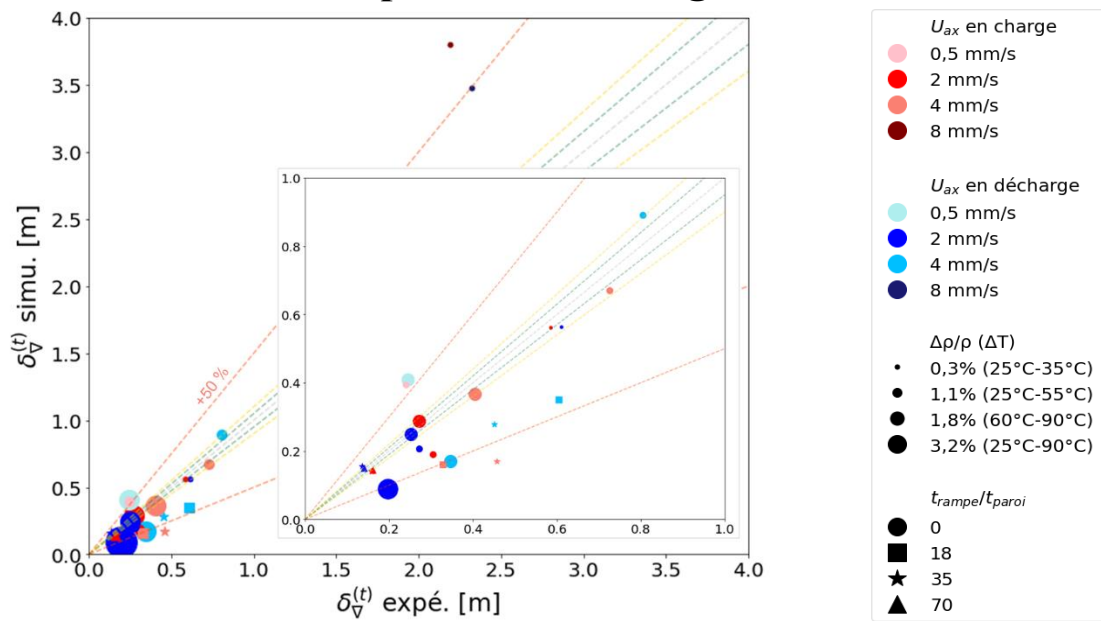


Figure 5-32 : Ecart entre l'épaisseur basée sur la pente de la thermocline obtenu par la simulation et l'expérimental



# Références

- [1] « L'accord de Paris », Ministère de l'Economie des Finances et de la Souveraineté Industrielle et Numérique. Consulté le: 10 juin 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.economie.gouv.fr/laccord-de-paris>
- [2] « Loi de transition énergétique pour la croissance verte », Ministère de la Transition Écologique et de la Cohésion des Territoires. Consulté le: 10 juin 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.ecologie.gouv.fr/loi-transition-energetique-croissance-verte>
- [3] Ministère de la Transition Énergétique, « Chiffres clés de l'énergie - Édition 2023 », Service des données et études statistiques (SDES), sept. 2023. Consulté le: 10 juin 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.statistiques.developpement-durable.gouv.fr/edition-numerique/chiffres-cles-energie-2023/pdf/chiffres-cles-de-lenergie-2023.pdf>
- [4] P. Odru, « Stockage de la chaleur », *Tech. Ing.*, n° BE8597v1, p. 26, avr. 2017.
- [5] C. Xu, M. Liu, H. Tang, J. Wang, et J. Yan, « Thermodynamic analysis of the thermocline storage tank with time-varying charging parameters », *Appl. Therm. Eng.*, vol. 219, p. 119477, janv. 2023, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2022.119477.
- [6] G. Li, « Sensible heat thermal storage energy and exergy performance evaluations », *Renew. Sustain. Energy Rev.*, vol. 53, p. 897-923, janv. 2016, doi: 10.1016/j.rser.2015.09.006.
- [7] AMORCE, « Le Stockage Thermique dans les Réseaux de Chaleur », Série Technique RCT 45, juin 2016.
- [8] F. Ochs, J. Nußbicker, R. Marx, H. Koch, W. Heidemann, et H. Müller-Steinhagen, « Solar assisted district heating system with seasonal thermal energy storage in Eggenstein-Leopoldshafen », Lisboa, oct. 2008.
- [9] M. Y. Haller, C. A. Cruickshank, W. Streicher, S. J. Harrison, E. Andersen, et S. Furbo, « Methods to determine stratification efficiency of thermal energy storage processes – Review and theoretical comparison », *Sol. Energy*, vol. 83, n° 10, Art. n° 10, oct. 2009, doi: 10.1016/j.solener.2009.06.019.
- [10] J. Delbès et A. Vadrot, « Réseaux de froid urbain - Production et stockage du froid », *Tech. Ing.*, vol. BE9321V1, p. 19, 2000.
- [11] A. Al-Maraffie, A. Al-Kandari, et N. Ghaddar, « Diffuser design influence on the performance of solar thermal storage tanks », *Int. J. Energy Res.*, vol. 15, n° 7, Art. n° 7, sept. 1991, doi: 10.1002/er.4440150702.
- [12] T. Schmidt et D. Mangold, « Seasonal Thermal Energy Storage in Germany », *Struct. Eng. Int.*, vol. 14, mai 2006, doi: 10.2749/101686604777963739.
- [13] T. Schmidt, « Seasonal thermal energy storage », *Energy Syst.*, p. 33, 2000.
- [14] L. GAUTHIER, « Ce projet veut stocker énormément de chaleur en été pour l'utiliser l'hiver », Révolution Énergétique. Consulté le: 24 mai 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.revolution-energetique.com/ce-projet-veut-stocker-enormement-de-chaleur-en-ete-pour-lutiliser-lhiver/>
- [15] IREN Group, « The heat storage in district heating systems: from environmental and cost savings to higher flexibility of CHP plants – The Turin DH system ». Consulté le: 19 avril 2021. [En ligne]. Disponible sur: <https://setis.ec.europa.eu/system/files/Heat%20storage%20and%20hydroelectric%20storage%20-%20CLARA.pdf>
- [16] F. Hemmerlein, « Energy Tower Schwyz, 8th Swiss Symposium - Thermal Energy Storage », 8th Swiss Symposium, 22 janvier 2021.

- [17] INERIS, « Le stockage souterrain d'énergie thermique dans le contexte de la transition énergétique. », DRS-15-149645-11964A, déc. 2015. Consulté le: 21 avril 2021. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.ineris.fr/sites/ineris.fr/files/contribution/Documents/drs-15-149645-11964a-v2b-unique-1-1450686361.pdf>
- [18] « Une serre de tomates chauffée par une énergie renouvelable », France 3 Nouvelle-Aquitaine. Consulté le: 21 avril 2021. [En ligne]. Disponible sur: <https://france3-regions.francetvinfo.fr/nouvelle-aquitaine/landes/une-serre-de-tomates-chauffee-par-une-energie-renouvelable-740233.html>
- [19] « Stockage d'énergie thermique : Brest métropole innove ». Consulté le: 16 mars 2021. [En ligne]. Disponible sur: [https://actu.fr/bretagne/brest\\_29019/stockage-denergie-thermique-brest-metropole-innove\\_5098525.html](https://actu.fr/bretagne/brest_29019/stockage-denergie-thermique-brest-metropole-innove_5098525.html)
- [20] S. Pujol, « Stockage thermique et réseaux de chaleur », Cerema Ouesrt, sept. 2021. Consulté le: 24 mai 2024. [En ligne]. Disponible sur: [https://reseaux-chaleur.cerema.fr/sites/reseaux-chaleur-v2/files/fichiers/2022/01/Stockage\\_thermique.pdf](https://reseaux-chaleur.cerema.fr/sites/reseaux-chaleur-v2/files/fichiers/2022/01/Stockage_thermique.pdf)
- [21] « Cypress College TES Tank, Cypress, CA • DN Tanks », DN Tanks. Consulté le: 22 avril 2021. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.dntanks.com/projects/cypress-college-tes-tank-cypress-ca/>
- [22] « VA Medical Center, Dallas, TX • DN Tanks », DN Tanks. Consulté le: 22 avril 2021. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.dntanks.com/projects/va-medical-center/>
- [23] « TES Tank for Internet Service Provider in Dulles, VA • DN Tanks », DN Tanks. Consulté le: 21 avril 2021. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.dntanks.com/projects/tes-tank-for-internet-service-provider-in-dulles-va/>
- [24] « TES Tank with a Turbine Inlet Chilling System at a Natural Gas Power Plant, Cleburne, TX • DN Tanks », DN Tanks. Consulté le: 22 avril 2021. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.dntanks.com/projects/natural-gas-power-plant-in-cleburne-tx/>
- [25] « TES Tank with a Turbine Inlet Chilling System at a Natural Gas Power Plant, Jacksboro, TX • DN Tanks », DN Tanks. Consulté le: 22 avril 2021. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.dntanks.com/projects/tes-for-jacksboros-natural-gas-power-plant/>
- [26] Dalkia.fr, « A Brest, Dalkia stocke de l'énergie renouvelable et de récupération pour répondre aux variations des besoins de chauffage | Dalkia ». Consulté le: 16 mars 2021. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.dalkia.fr/fr/references/energie-chauffage-brest>
- [27] « Le « thermos » qui réchauffe la ville de Borås », Living Circular. Consulté le: 30 mars 2020. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.livingcircular.veolia.com/fr/ville/le-thermos-qui-rechauffe-la-ville-de-boras>
- [28] T. Yang, W. Liu, G. J. Kramer, et Q. Sun, « Seasonal thermal energy storage: A techno-economic literature review », *Renew. Sustain. Energy Rev.*, vol. 139, p. 110732, avr. 2021, doi: 10.1016/j.rser.2021.110732.
- [29] J. Yoo, M. W. Wildin, et C. R. Truman, « Initial formation of a thermocline in stratified thermal storage tanks », *ASHRAE Trans U. S.*, vol. 92:2A, Art. n° CONF-8606125-, janv. 1986, Consulté le: 19 mai 2021. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.osti.gov/biblio/6960784-initial-formation-thermocline-stratified-thermal-storage-tanks>
- [30] Y. P. Chandra et T. Matuska, « Numerical prediction of the stratification performance in domestic hot water storage tanks », *Renew. Energy*, vol. 154, p. 1165-1179, juill. 2020, doi: 10.1016/j.renene.2020.03.090.

- [31] Y. P. Chandra et T. Matuska, « Stratification analysis of domestic hot water storage tanks: A comprehensive review », *Energy Build.*, vol. 187, p. 110-131, mars 2019, doi: 10.1016/j.enbuild.2019.01.052.
- [32] W. Yaïci, M. Ghorab, E. Entchev, et S. Hayden, « Three-dimensional unsteady CFD simulations of a thermal storage tank performance for optimum design », *Appl. Therm. Eng.*, vol. 60, n° 1, Art. n° 1, oct. 2013, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2013.07.001.
- [33] S. Ievers et W. Lin, « Numerical simulation of three-dimensional flow dynamics in a hot water storage tank », *Appl. Energy*, vol. 86, n° 12, Art. n° 12, déc. 2009, doi: 10.1016/j.apenergy.2009.04.010.
- [34] Z. Lavan et J. Thompson, « Experimental study of thermally stratified hot water storage tanks », *Sol. Energy*, vol. 19, n° 5, p. 519-524, janv. 1977, doi: 10.1016/0038-092X(77)90108-6.
- [35] C. Xu, M. Liu, S. Jiao, H. Tang, et J. Yan, « Experimental study and analytical modeling on the thermocline hot water storage tank with radial plate-type diffuser », *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 186, p. 122478, mai 2022, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2021.122478.
- [36] A. Musser et W. P. Bahnfleth, « Parametric Study of Charging Inlet Diffuser Performance in Stratified Chilled Water Storage Tanks with Radial Diffusers: Part 1—Model Development and Validation », *HVACR Res.*, vol. 7, n° 1, p. 31-49, janv. 2001, doi: 10.1080/10789669.2001.10391428.
- [37] E. Kaloudis, D. G. E. Grigoriadis, et E. Papanicolaou, « Numerical simulations of constant-influx gravity currents in confined spaces: Application to thermal storage tanks », *Int. J. Therm. Sci.*, vol. 108, p. 1-16, oct. 2016, doi: 10.1016/j.ijthermalsci.2016.04.018.
- [38] E. Kaloudis, D. G. E. Grigoriadis, E. Papanicolaou, et T. Panidis, « Large eddy simulations of turbulent mixed convection in the charging of a rectangular thermal storage tank », *Int. J. Heat Fluid Flow*, vol. 44, p. 776-791, déc. 2013, doi: 10.1016/j.ijheatfluidflow.2013.10.007.
- [39] E. Kaloudis, D. G. E. Grigoriadis, E. Papanicolaou, et T. Panidis, « Large eddy simulation of thermocline flow phenomena and mixing during discharging of an initially homogeneous or stratified storage tank », *Eur. J. Mech. - BFluids*, vol. 48, p. 94-114, nov. 2014, doi: 10.1016/j.euromechflu.2014.04.012.
- [40] M. W. Wildin, « Diffuser design for naturally stratified thermal storage », n° AT 90-13-4, 1990.
- [41] J. S. Turner et J. S. Turner, *Buoyancy Effects in Fluids*. Cambridge University Press, 1979.
- [42] A. Castell, M. Medrano, C. Solé, et L. F. Cabeza, « Dimensionless numbers used to characterize stratification in water tanks for discharging at low flow rates », *Renew. Energy*, vol. 35, n° 10, p. 2192-2199, oct. 2010, doi: 10.1016/j.renene.2010.03.020.
- [43] Z. Wang, H. Zhang, B. Dou, H. Huang, W. Wu, et Z. Wang, « Experimental and numerical research of thermal stratification with a novel inlet in a dynamic hot water storage tank », *Renew. Energy*, vol. 111, p. 353-371, oct. 2017, doi: 10.1016/j.renene.2017.04.007.
- [44] A. J. Ghajar et Y. H. Zurigat, « Numerical study of the effect of inlet geometry on stratification in thermal energy storage », *Heat Transf.*, n° 19, Art. n° 19, 1991.
- [45] J. van Berkel, C. C. M. Rindt, et A. A. van Steenhoven, « Modelling of two-layer stratified stores », *Sol. Energy*, vol. 67, n° 1, p. 65-78, juill. 1999, doi: 10.1016/S0038-092X(00)00039-6.
- [46] L. Gao, H. Lu, B. Sun, D. Che, et L. Dong, « Numerical and experimental investigation on thermal stratification characteristics affected by the baffle plate in thermal storage



- tank », *J. Energy Storage*, vol. 34, p. 102117, févr. 2021, doi: 10.1016/j.est.2020.102117.
- [47] T. Bouhal, S. Fertahi, Y. Agrouaz, T. El Rhafiki, T. Kousksou, et A. Jamil, « Numerical modeling and optimization of thermal stratification in solar hot water storage tanks for domestic applications: CFD study », *Sol. Energy*, vol. 157, p. 441-455, nov. 2017, doi: 10.1016/j.solener.2017.08.061.
- [48] K. Kumar et S. Singh, « Investigating thermal stratification in a vertical hot water storage tank under multiple transient operations », *Energy Rep.*, vol. 7, p. 7186-7199, nov. 2021, doi: 10.1016/j.egyr.2021.10.088.
- [49] Z. Wang, H. Zhang, B. Dou, H. Huang, et G. Zhang, « The thermal stratification characteristics affected by a novel equalizer in a dynamic hot water storage tank », *Appl. Therm. Eng.*, vol. 126, p. 1006-1016, nov. 2017, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2017.06.045.
- [50] K. L. Guo et S. T. Wu, « Numerical Study of Flow and Temperature Stratifications in a Liquid Thermal Storage Tank », *J. Sol. Energy Eng.*, vol. 107, n° 1, p. 15-20, févr. 1985, doi: 10.1115/1.3267646.
- [51] B. J. Sliwinski, A. R. Mech, et T. S. Shih, « Stratification in thermal storage during charging », Toronto, 1978, p. 149-154. Consulté le: 24 mars 2021. [En ligne]. Disponible sur: <http://adsabs.harvard.edu/abs/1978iht....4..149S>
- [52] Y. H. Zurigat, A. J. Ghajar, et P. M. Moretti, « Stratified thermal storage tank inlet mixing characterization », *Appl. Energy*, vol. 30, n° 2, Art. n° 2, janv. 1988, doi: 10.1016/0306-2619(88)90007-4.
- [53] H. Zurigat, R. Liche, et J. Ghajar, « Influence of inlet geometry on mixing in thermocline thermal energy storage », p. 11, 1990.
- [54] J. W. Miles, « On the stability of heterogeneous shear flows », *J. Fluid Mech.*, vol. 10, n° 04, p. 496, juin 1961, doi: 10.1017/S0022112061000305.
- [55] B. Galperin, S. Sukoriansky, et P. S. Anderson, « On the critical Richardson number in stably stratified turbulence », *Atmospheric Sci. Lett.*, vol. 8, n° 3, p. 65-69, 2007, doi: <https://doi.org/10.1002/asl.153>.
- [56] V. Panthaloorkaran, M. F. El-Amin, W. Heidemann, et H. Müller-Steinhagen, « Calibrated models for simulation of stratified hot water heat stores », *Int. J. Energy Res.*, vol. 32, n° 7, p. 661-676, 2008, doi: <https://doi.org/10.1002/er.1423>.
- [57] D. J. Carruthers et J. C. R. Hunt, « Velocity fluctuations near an interface between a turbulent region and a stably stratified layer », *J. Fluid Mech.*, vol. 165, p. 475-501, avr. 1986, doi: 10.1017/S002211208600318X.
- [58] B. Parker, « Le mystère des « eaux mortes » », *Mar. Weather Log*, août 1999, Consulté le: 12 mai 2021. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.plaisance-pratique.com/IMG/pdf/eaux-mortes-198.pdf>
- [59] S. M. Hosseinnia, H. Akbari, et M. Sorin, « Numerical analysis of thermocline evolution during charging phase in a stratified thermal energy storage tank », *J. Energy Storage*, vol. 40, p. 102682, août 2021, doi: 10.1016/j.est.2021.102682.
- [60] S. M. Hosseinnia, H. Akbari, et M. Sorin, « Numerical analysis of thermocline evolution during charging phase in a stratified thermal energy storage tank », *J. Energy Storage*, vol. 40, p. 102682, août 2021, doi: 10.1016/j.est.2021.102682.
- [61] R. De Césaro Oliveski, A. Krenzinger, et H. A. Vielmo, « Comparison between models for the simulation of hot water storage tanks », *Sol. Energy*, vol. 75, n° 2, Art. n° 2, août 2003, doi: 10.1016/j.solener.2003.07.009.
- [62] J. Rendall, F. Karg Bulnes, K. Gluesenkamp, A. Abu-Heiba, W. Worek, et K. Nawaz, « A Flow Rate Dependent 1D Model for Thermally Stratified Hot-Water Energy Storage », *Energies*, vol. 14, n° 9, Art. n° 9, janv. 2021, doi: 10.3390/en14092611.

- [63] Z. Yang, H. Chen, L. Wang, Y. Sheng, et Y. Wang, « Comparative study of the influences of different water tank shapes on thermal energy storage capacity and thermal stratification », *Renew. Energy*, vol. 85, p. 31-44, janv. 2016, doi: 10.1016/j.renene.2015.06.016.
- [64] A. Li, F. Cao, W. Zhang, B. Shi, et H. Li, « Effects of different thermal storage tank structures on temperature stratification and thermal efficiency during charging », *Sol. Energy*, vol. 173, p. 882-892, oct. 2018, doi: 10.1016/j.solener.2018.08.025.
- [65] H. Khurana, S. Tiwari, R. Majumdar, et S. K. Saha, « Comparative Evaluation of Circular Truncated-Cone and Paraboloid Shapes for Thermal Energy Storage Tank based on Thermal Stratification Performance », *J. Energy Storage*, vol. 34, p. 102191, févr. 2021, doi: 10.1016/j.est.2020.102191.
- [66] Z. Yang, H. Chen, L. Wang, Y. Sheng, et Y. Wang, « Comparative study of the influences of different water tank shapes on thermal energy storage capacity and thermal stratification », *Renew. Energy*, vol. 85, p. 31-44, janv. 2016, doi: 10.1016/j.renene.2015.06.016.
- [67] V. Panthaloorkaran, W. Heidemann, et H. Müller-Steinhagen, « A new method of characterization for stratified thermal energy stores », *Sol. Energy*, vol. 81, n° 8, Art. n° 8, août 2007, doi: 10.1016/j.solener.2006.11.012.
- [68] L. J. Shah et S. Furbo, « Entrance effects in solar storage tanks », *Sol. Energy*, vol. 75, n° 4, Art. n° 4, oct. 2003, doi: 10.1016/j.solener.2003.04.002.
- [69] V. Panthaloorkaran, W. Heidemann, et H. Müller-Steinhagen, « The effects of momentum diffusers and flow guides on the efficiency of stratified hot water seasonal heat stores », *Int. J. Energy Res.*, vol. 32, n° 10, Art. n° 10, août 2008, doi: 10.1002/er.1403.
- [70] Y. H. Zurigat, P. R. Liche, et A. J. Ghajar, « Influence of inlet geometry on mixing in thermocline thermal energy storage », *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 34, n° 1, p. 115-125, janv. 1991, doi: 10.1016/0017-9310(91)90179-I.
- [71] A. Zachár, I. Farkas, et F. Szlivka, « Numerical analyses of the impact of plates for thermal stratification inside a storage tank with upper and lower inlet flows », *Sol. Energy*, vol. 74, n° 4, Art. n° 4, avr. 2003, doi: 10.1016/S0038-092X(03)00188-9.
- [72] HEI, TKDA, « TES Tanks: When Theoretical Design Parameters Meet the Real World », IDEA2019 : The Energy for More Resilient Cities, 2017. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.districtenergy.org/idea2019/viewdocument/tes-tanks-when-theoretical-design>
- [73] « Ratiotherm a fait le pari de la stratification pour relancer le solaire thermique individuel et collectif », Tecsol blog. Consulté le: 26 avril 2021. [En ligne]. Disponible sur: [https://tecsol.blogs.com/mon\\_weblog/2017/07/ratiotherm-a-fait-le-pari-de-la-stratification-pour-relancer-le-solaire-thermique-individuel-et-coll.html](https://tecsol.blogs.com/mon_weblog/2017/07/ratiotherm-a-fait-le-pari-de-la-stratification-pour-relancer-le-solaire-thermique-individuel-et-coll.html)
- [74] E. García-Marí, M. Gasque, R. P. Gutiérrez-Colomer, F. Ibáñez, et P. González-Altozano, « A new inlet device that enhances thermal stratification during charging in a hot water storage tank », *Appl. Therm. Eng.*, vol. 61, n° 2, Art. n° 2, nov. 2013, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2013.08.023.
- [75] R. ISM Energie, « Ballon de stockage stratifié pour bâtimen & éco-quartier ». Consulté le: 26 avril 2021. [En ligne]. Disponible sur: <http://ism-energie.com/wp-content/uploads/2020/11/Ballon.pdf>
- [76] J. H. Davidson, D. A. Adams, et J. A. Miller, « A Coefficient to Characterize Mixing in Solar Water Storage Tanks », *J. Sol. Energy Eng.*, vol. 116, n° 2, Art. n° 2, mai 1994, doi: 10.1115/1.2930504.

- [77] S. Li, Y. Zhang, Y. Li, et X. Zhang, « Experimental study of inlet structure on the discharging performance of a solar water storage tank », *Energy Build.*, vol. 70, p. 490-496, févr. 2014, doi: 10.1016/j.enbuild.2013.11.086.
- [78] P. Armstrong, D. Ager, I. Thompson, et M. McCulloch, « Improving the energy storage capability of hot water tanks through wall material specification », *Energy*, vol. 78, p. 128-140, déc. 2014, doi: 10.1016/j.energy.2014.09.061.
- [79] M.-S. Shin, H.-S. Kim, D.-S. Jang, S.-N. Lee, Y.-S. Lee, et H.-G. Yoon, « Numerical and experimental study on the design of a stratified thermal storage system », *Appl. Therm. Eng.*, vol. 24, n° 1, Art. n° 1, janv. 2004, doi: 10.1016/S1359-4311(03)00242-4.
- [80] W. Lou, Y. Fan, et L. Luo, « Single-tank thermal energy storage systems for concentrated solar power: Flow distribution optimization for thermocline evolution management », *J. Energy Storage*, vol. 32, p. 101749, déc. 2020, doi: 10.1016/j.est.2020.101749.
- [81] W. Lou, B. Xie, J. Aubril, Y. Fan, L. Luo, et A. Arrivé, « Optimized flow distributor for stabilized thermal stratification in a single-medium thermocline storage tank: A numerical and experimental study », *Energy*, vol. 263, p. 125709, janv. 2023, doi: 10.1016/j.energy.2022.125709.
- [82] Thorsten Urbaneck, « Water Tank Stores for Medium/Large Application », *Encyclopedia of Energy Storage*. p. 394-409, 2022.
- [83] W. P. Bahnfleth et A. Musser, « Thermal Performance of a Full-Scale Stratified Chilled-Water Thermal Storage Tank », *ASHRAE Trans U. S.*, vol. 104, n° 2, p. 12, 1998.
- [84] T. Schmidt, « Seasonal thermal energy storage pilot projects and experiences in Germany », Nobelstr. 15, 70569 Stuttgart, Germany, 2000.
- [85] J. D. Chung, S. H. Cho, C. S. Tae, et H. Yoo, « The effect of diffuser configuration on thermal stratification in a rectangular storage tank », *Renew. Energy*, vol. 33, n° 10, Art. n° 10, oct. 2008, doi: 10.1016/j.renene.2007.12.013.
- [86] « Le « thermos » qui réchauffe la ville de Borås », Living Circular. Consulté le: 30 mars 2020. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.livingcircular.veolia.com/fr/ville/le-thermos-qui-rechauffe-la-ville-de-boras>
- [87] T. Zoschke, M. Karl, T. Fluri, et R. Müller, « Validation of thermocline storage model with experimental data of a laboratory-scale molten salt test facility », présenté à SOLARPACES 2018: International Conference on Concentrating Solar Power and Chemical Energy Systems, Casablanca, Morocco, 2019, p. 200034. doi: 10.1063/1.5117749.
- [88] F. Hemmerlein, « Energy Tower Schwyz, 8th Swiss Symposium - Thermal Energy Storage », 8th Swiss Symposium, 22 janvier 2021.
- [89] A. Al-Maraffie, A. Al-Kandari, et N. Ghaddar, « Diffuser design influence on the performance of solar thermal storage tanks », *Int. J. Energy Res.*, vol. 15, n° 7, Art. n° 7, sept. 1991, doi: 10.1002/er.4440150702.
- [90] J. E. B. Nelson, A. R. Balakrishnan, et S. S. Murthy, « Experiments on stratified chilled-water tanks », *Int. J. Refrig.*, p. 19, 1999.
- [91] M. A. Karim, « Experimental investigation of a stratified chilled-water thermal storage system », *Appl. Therm. Eng.*, vol. 31, n° 11-12, Art. n° 11-12, août 2011, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2010.12.019.
- [92] L. Wang, Z. Yang, et Y. Duan, « Influence of flow distribution on the thermal performance of dual-media thermocline energy storage systems », *Appl. Energy*, vol. 142, p. 283-292, mars 2015, doi: 10.1016/j.apenergy.2014.12.024.
- [93] « Cypress College TES Tank, Cypress, CA • DN Tanks », DN Tanks. Consulté le: 22 avril 2021. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.dntanks.com/projects/cypress-college-tes-tank-cypress-ca/>

- [94] J. D. Rendall, K. R. Gluesenkamp, W. Worek, A. Abu-Heiba, K. Nawaz, et T. Gehl, « Empirical characterization of vertical-tube inlets in hot-water storage tanks », *Int. Commun. Heat Mass Transf.*, vol. 119, p. 104838, déc. 2020, doi: 10.1016/j.icheatmasstransfer.2020.104838.
- [95] « Ratiotherm a fait le pari de la stratification pour relancer le solaire thermique individuel et collectif », Tecsol blog. Consulté le: 26 avril 2021. [En ligne]. Disponible sur: [https://tecsol.blogs.com/mon\\_weblog/2017/07/ratiotherm-a-fait-le-pari-de-la-stratification-pour-relancer-le-solaire-thermique-individuel-et-coll.html](https://tecsol.blogs.com/mon_weblog/2017/07/ratiotherm-a-fait-le-pari-de-la-stratification-pour-relancer-le-solaire-thermique-individuel-et-coll.html)
- [96] Mackie et Reeves, « Stratified Chilled-Water Storage Design Guide », Pleasant Hill, CA, Final Report EPRI, 1988.
- [97] C. E. Dorgan et J. S. Elleson, *Design guide for cool thermal storage*. Atlanta, Ga: American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers, 1994.
- [98] A. Musser et W. P. Bahnfleth, « Parametric Study of Charging Inlet Diffuser Performance in Stratified Chilled Water Storage Tanks with Radial Diffusers: Part 2-Dimensional Analysis, Parametric Simulations and Simplified Model Development », *HVACR Res.*, vol. 7, n° 1, p. 51-65, janv. 2001, doi: 10.1080/10789669.2001.10391429.
- [99] M. Y. Haller, E. Yazdanshenas, E. Andersen, C. Bales, W. Streicher, et S. Furbo, « A method to determine stratification efficiency of thermal energy storage processes independently from storage heat losses », *Sol. Energy*, vol. 84, n° 6, Art. n° 6, juin 2010, doi: 10.1016/j.solener.2010.03.009.
- [100] H. O. Njoku, O. V. Ekechukwu, et S. O. Onyegegbu, « Comparison of energy, exergy and entropy generation-based criteria for evaluating stratified thermal store performances », *Energy Build.*, vol. 124, p. 141-152, juill. 2016, doi: 10.1016/j.enbuild.2016.04.062.
- [101] M. A. Rosen, R. Tang, et I. Dincer, « Effect of stratification on energy and exergy capacities in thermal storage systems », *Int. J. Energy Res.*, vol. 28, n° 2, Art. n° 2, févr. 2004, doi: 10.1002/er.960.
- [102] L. J. Shah, E. Andersen, et S. Furbo, « Theoretical and experimental investigations of inlet stratifiers for solar storage tanks », *Appl. Therm. Eng.*, vol. 25, n° 14, p. 2086-2099, oct. 2005, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2005.01.011.
- [103] F. Findeisen, T. Urbaneck, et B. Platzer, « Radial diffusers in stratified hot water stores : geometry optimization with CFD », 2017. Consulté le: 9 novembre 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://proceedings.ises.org/paper/swc2017/swc2017-0072-Findeisen.pdf>
- [104] I. J. Moncho-Estevé, M. Gasque, P. González-Altozano, et G. Palau-Salvador, « Simple inlet devices and their influence on thermal stratification in a hot water storage tank », *Energy Build.*, vol. 150, p. 625-638, sept. 2017, doi: 10.1016/j.enbuild.2017.06.012.
- [105] K. Kozłowska et P. Jadwiszczak, « The impact of inflow velocity on thermal stratification in a water storage tank », *E3S Web Conf.*, vol. 44, p. 00079, janv. 2018, doi: 10.1051/e3sconf/20184400079.
- [106] N. Altuntop, Z. Kilik, V. Ozceyhan, et O. Kincay, « Effect of water inlet velocity on thermal stratification in a mantled hot water storage tank », *Int. J. Energy Res.*, vol. 30, n° 3, p. 163-176, 2006, doi: <https://doi.org/10.1002/er.1134>.
- [107] Panthaloorkaran, *CFD-assisted characterization and design of hot water seasonal heat store*. Aachen: Shaker Verlag, 2007.
- [108] B. Baeten, T. Confrey, S. Pecceu, F. Rogiers, et L. Helsen, « A validated model for mixing and buoyancy in stratified hot water storage tanks for use in building energy simulations », *Appl. Energy*, vol. 172, p. 217-229, juin 2016, doi: 10.1016/j.apenergy.2016.03.118.

- [109] A. A. Hashim et A. A. Abdulrasool, « Numerical verification for different types of curved baffles as stratifiers in solar thermal storage tank », *IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng.*, vol. 518, p. 032052, juin 2019, doi: 10.1088/1757-899X/518/3/032052.
- [110] M. T. Bouzaher, N. Bouchahm, B. Guerira, C.-E. Bensaci, et M. Lebbi, « On the thermal stratification inside a spherical water storage tank during dynamic mode », *Appl. Therm. Eng.*, vol. 159, p. 113821, août 2019, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2019.113821.
- [111] A. Zachár, « Analytic solution for convection dominant heat transport induced by buoyant jet entrainment inside hot fluid storage tanks », *Sol. Energy*, vol. 195, p. 239-248, janv. 2020, doi: 10.1016/j.solener.2019.11.008.
- [112] B. Kurşun, « Thermal stratification enhancement in cylindrical and rectangular hot water tanks with truncated cone and pyramid shaped insulation geometry », *Sol. Energy*, vol. 169, p. 512-525, juill. 2018, doi: 10.1016/j.solener.2018.05.019.
- [113] S. Paolucci, « On the Filtering of Sound from the Navier–Stokes Equations », *NASA STIREcon Tech. Rep. N*, vol. 83, p. 26036, nov. 1982.
- [114] R. Manceau, « Codes de calcul industriels pour la simulation des écoulements turbulents », févr. 2024, [En ligne]. Disponible sur: <https://inria.hal.science/hal-03207435>
- [115] V. Fichet, « Modélisation de la combustion du gaz naturel par réseaux de réacteurs avec cinétique chimique détaillée », phdthesis, Ecole Centrale Paris, 2008. Consulté le: 14 novembre 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://theses.hal.science/tel-00549790>
- [116] J. B. Joshi *et al.*, « 2 - Computational fluid dynamics », in *Advances of Computational Fluid Dynamics in Nuclear Reactor Design and Safety Assessment*, J. B. Joshi et A. K. Nayak, Éd., in Woodhead Publishing Series in Energy. , Woodhead Publishing, 2019, p. 21-238. doi: 10.1016/B978-0-08-102337-2.00002-X.
- [117] L. F. Richardson, *Weather prediction by numerical process*. Cambridge University Press, 1922.
- [118] « Richardson: Weather prediction by numerical process - Google Scholar ». Consulté le: 14 novembre 2023. [En ligne]. Disponible sur: [https://scholar.google.com/scholar\\_lookup?title=Weather%20Prediction%20by%20Numerical%20Process&author=L.F.%20Richardson&publication\\_year=1922](https://scholar.google.com/scholar_lookup?title=Weather%20Prediction%20by%20Numerical%20Process&author=L.F.%20Richardson&publication_year=1922)
- [119] R. Manceau, « Progress in Hybrid Temporal LES (plenary lecture) », sept. 2016. Consulté le: 29 mai 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://inria.hal.science/hal-01391899>
- [120] B. Baldwin et H. Lomax, « Thin-layer approximation and algebraic model for separated turbulentflows », in *16th Aerospace Sciences Meeting*, in Aerospace Sciences Meetings. , American Institute of Aeronautics and Astronautics, 1978. doi: 10.2514/6.1978-257.
- [121] B. Baldwin et T. Barth, « A one-equation turbulence transport model for high Reynolds number wall-bounded flows », in *29th Aerospace Sciences Meeting*, in Aerospace Sciences Meetings. , American Institute of Aeronautics and Astronautics, 1991. doi: 10.2514/6.1991-610.
- [122] P. Spalart et S. Allmaras, « A one-equation turbulence model for aerodynamic flows », in *30th Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, in Aerospace Sciences Meetings. , American Institute of Aeronautics and Astronautics, 1992. doi: 10.2514/6.1992-439.
- [123] T.-H. Shih, W. W. Liou, A. Shabbir, Z. Yang, et J. Zhu, « A new k- $\epsilon$  eddy viscosity model for high reynolds number turbulent flows », *Comput. Fluids*, vol. 24, n° 3, p. 227-238, mars 1995, doi: 10.1016/0045-7930(94)00032-T.

- [124] D. C. Wilcox, « Reassessment of the scale-determining equation for advanced turbulence models », *AIAA J.*, vol. 26, n° 11, p. 1299-1310, nov. 1988, doi: 10.2514/3.10041.
- [125] F. R. Menter, « Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications », *AIAA J.*, vol. 32, n° 8, p. 1598-1605, août 1994, doi: 10.2514/3.12149.
- [126] O. Abdelhak, H. Mhiri, et P. Bournot, « CFD analysis of thermal stratification in domestic hot water storage tank during dynamic mode », *Build. Simul.*, vol. 8, n° 4, Art. n° 4, août 2015, doi: 10.1007/s12273-015-0216-9.
- [127] B. Weigand, J. R. Ferguson, et M. E. Crawford, « An extended Kays and Crawford turbulent Prandtl number model », *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 40, n° 17, p. 4191-4196, oct. 1997, doi: 10.1016/S0017-9310(97)00084-7.
- [128] A. Keshmiri, M. A. Cotton, Y. Addad, et D. Laurence, « Turbulence Models and Large Eddy Simulations Applied to Ascending Mixed Convection Flows », *Flow Turbul. Combust.*, vol. 89, n° 3, p. 407-434, sept. 2012, doi: 10.1007/s10494-012-9401-4.
- [129] N. O. of D. and Informatics, « WebBook de Chimie NIST ». Consulté le: 23 novembre 2022. [En ligne]. Disponible sur: <https://webbook.nist.gov/chemistry/>
- [130] B. Gebhart et J. C. Mollendorf, « A new density relation for pure and saline water », *Deep Sea Res.*, vol. 24, n° 9, p. 831-848, sept. 1977, doi: 10.1016/0146-6291(77)90475-1.
- [131] C. V. Raghavarao et Y. V. S. S. Sanyasiraju, « Natural convection heat transfer of cold water between concentric cylinders for high rayleigh numbers—a numerical study », *Int. J. Eng. Sci.*, vol. 32, n° 9, p. 1437-1450, sept. 1994, doi: 10.1016/0020-7225(94)90122-8.
- [132] P. Vasseur, L. Robillard, et B. Chandra Shekar, « Natural Convection Heat Transfer of Water Within a Horizontal Cylindrical Annulus With Density Inversion Effects », *J. Heat Transf.*, vol. 105, n° 1, p. 117-123, févr. 1983, doi: 10.1115/1.3245529.
- [133] K. Thriveni et B. Mahanthesh, « Significance of variable fluid properties on hybrid nanoliquid flow in a micro-annulus with quadratic convection and quadratic thermal radiation: Response surface methodology », *Int. Commun. Heat Mass Transf.*, vol. 124, p. 105264, mai 2021, doi: 10.1016/j.icheatmasstransfer.2021.105264.
- [134] H. M. Elshehabey, Z. Raizah, H. F. Öztöp, et S. E. Ahmed, « MHD natural convective flow of Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub>-H<sub>2</sub>O ferrofluids in an inclined partial open complex-wavy-walls ringed enclosures using non-linear Boussinesq approximation », *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 170, p. 105352, mars 2020, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2019.105352.
- [135] J. van Berkel, C. C. M. Rindt, et A. A. van Steenhoven, « Thermocline dynamics in a thermally stratified store », *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 45, n° 2, Art. n° 2, janv. 2002, doi: 10.1016/S0017-9310(01)00161-2.
- [136] A. Pizzolato, F. Donato, V. Verda, et M. Santarelli, « CFD-based reduced model for the simulation of thermocline thermal energy storage systems », *Appl. Therm. Eng.*, vol. 76, p. 391-399, févr. 2015, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2014.11.029.
- [137] M. A. Abdoly et D. Rapp, « Theoretical and experimental studies of stratified thermocline storage of hot water », *Energy Convers. Manag.*, vol. 22, n° 3, Art. n° 3, janv. 1982, doi: 10.1016/0196-8904(82)90053-X.
- [138] J. Fernández-Seara, F. J. Uhl'á, et J. Sieres, « Experimental analysis of a domestic electric hot water storage tank. Part II: dynamic mode of operation », *Appl. Therm. Eng.*, vol. 27, n° 1, Art. n° 1, janv. 2007, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2006.05.004.
- [139] D. L. Savicki, H. A. Vielmo, et A. Krenzinger, « Three-dimensional analysis and investigation of the thermal and hydrodynamic behaviors of cylindrical storage tanks », *Renew. Energy*, vol. 36, n° 5, Art. n° 5, mai 2011, doi: 10.1016/j.renene.2010.10.011.

- [140] Y. Bai, M. Yang, Z. Wang, X. Li, et L. Chen, « Thermal stratification in a cylindrical tank due to heat losses while in standby mode », *Sol. Energy*, vol. 185, p. 222-234, juin 2019, doi: 10.1016/j.solener.2018.12.063.
- [141] B. E. Launder et D. B. Spalding, « The numerical computation of turbulent flows », *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, vol. 3, n° 2, Art. n° 2, mars 1974, doi: 10.1016/0045-7825(74)90029-2.
- [142] R. A. W. M. Henkes, F. F. Van Der Vlugt, et C. J. Hoogendoorn, « Natural-convection flow in a square cavity calculated with low-Reynolds-number turbulence models », *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 34, p. 377-388, janv. 1991, doi: 10.1016/0017-9310(91)90258-G.
- [143] P. Chassaing, *Turbulence en mécanique des fluides : analyse du phénomène en vue de sa modélisation à l'usage de l'ingénieur*, Cépaduès-Éditions. in Collection Polytech de l'I.N.P. de Toulouse. 2000.
- [144] A. Oberbeck, « Ueber die Wärmeleitung der Flüssigkeiten bei Berücksichtigung der Strömungen infolge von Temperaturdifferenzen », *Ann. Phys.*, vol. 243, n° 6, p. 271-292, 1879, doi: 10.1002/andp.18792430606.
- [145] J. (1842-1929) A. du texte Boussinesq, *Théorie analytique de la chaleur mise en harmonie avec la thermodynamique et avec la théorie mécanique de la lumière*, Gauthier-Villars., vol. 2, 2 vol. Paris, 1903. Consulté le: 3 décembre 2022. [En ligne]. Disponible sur: <https://gallica.bnf.fr/ark:/12148/bpt6k61635r>
- [146] D. D. Gray et A. Giorgini, « The validity of the boussinesq approximation for liquids and gases », *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 19, n° 5, Art. n° 5, mai 1976, doi: 10.1016/0017-9310(76)90168-X.
- [147] J. H. Ferziger et M. Perić, *Computational Methods for Fluid Dynamics*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2002. doi: 10.1007/978-3-642-56026-2.
- [148] Robert Huhn, « Beitrag zur thermodynamischen Analyse und Bewertung von Wasserwärmespeichern in Energieumwandlungsketten », 2007. Consulté le: 24 juillet 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://tud.qucosa.de/api/qucosa%3A23947/attachment/ATT-0/>
- [149] S. Carpy et R. Manceau, « Turbulence modelling of statistically periodic flows: Synthetic jet into quiescent air », *Int. J. Heat Fluid Flow*, vol. 27, n° 5, p. 756-767, oct. 2006, doi: 10.1016/j.ijheatfluidflow.2006.04.002.
- [150] J. Yoo, M. W. Wildin, et C. R. Truman, « Initial formation of a thermocline in stratified thermal storage tanks », *ASHRAE Trans U. S.*, vol. 92:2A, Art. n° CONF-8606125-, janv. 1986, Consulté le: 19 mai 2021. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.osti.gov/biblio/6960784-initial-formation-thermocline-stratified-thermal-storage-tanks>
- [151] « Measurement of fluid flow by means of pressure differential devices inserted in circular-cross section conduits running full - Part 2 », International Organization for Standardization, ISO 5167-2:2003(E), 2003.
- [152] P.-Y. Lagrée, « Convection naturelle », Ecole Nationale Supérieure de Techniques Avancées, 2019, p. 17.
- [153] Yves Jannot, « Transfert de Chaleur par Conduction en Régime Variable », in *Transferts Thermiques*, in Mines de Nancy. , 2012, p. 29-65. Consulté le: 26 février 2021. [En ligne]. Disponible sur: <https://monsie-a-oim.pagesperso-orange.fr/thai/thermique3.pdf>
- [154] T. Ferguson, « Tutorial : Mesurer des Températures par Thermocouples », National Instruments Corporation, 340524D-01, 2001.

# Résumé – Abstract

## Résumé

Le stockage d'énergie est essentiel à la transition énergétique car il permet de découpler la production de l'énergie de sa consommation. Le stockage de chaleur thermocline en eau, utilisé dans les réseaux de chaleur à moyenne ou basse température, repose sur la stratification thermique dans une cuve. Les performances de ce type de stockage sont fortement liées à la bonne stratification du fluide qui peut être perturbée par l'injection et le soutirage du liquide, des aspects peu explorés dans la littérature.

L'objectif de cette thèse est de modéliser un tel stockage de manière fiable pour analyser la distribution du fluide. En effet, le but est de mieux appréhender les phénomènes physiques gouvernant la thermocline pendant les cycles de fonctionnement et d'accroître ses performances énergétiques par un design ou un pilotage amélioré. Pour ce faire, des études numériques utilisant la CFD (Computational Fluid Dynamics) ont été réalisées et comparées à des données expérimentales disponibles dans la littérature et obtenues via une nouvelle section d'essais.

Dans un premier temps, un modèle CFD a été développé basé sur un cas expérimental existant de la littérature. Dans un stockage thermocline en eau, il y a bien souvent coexistence entre une région laminaire dans la cuve et turbulente à proximité des distributeurs. Cette coexistence est un enjeu majeur de la modélisation car la plupart des modèles de turbulence ne sont pas capables de représenter fidèlement la transition d'un écoulement turbulent vers laminaire. Pour ces travaux, une méthode statistique RANS (Reynolds Average Numerical Simulation) est adoptée et le modèle k- $\omega$ -SST est sélectionnée car il permet de représenter les écoulements en proche paroi. Concernant la flottabilité, il existe deux méthodes pour considérer ses effets : utiliser une masse volumique variable dans l'ensemble des équations, ou constante sauf dans le terme de flottabilité. Cette dernière est connue sous le nom de l'approximation de Boussinesq mais n'est valable que sur une faible gamme de  $\Delta T$ . La précision de l'approximation de Boussinesq a été remise en question et une approche au second ordre de ce modèle est employée. Celle-ci permet d'obtenir le même terme de flottabilité qu'un modèle à masse volumique variable mais avec un temps de calcul réduit de moitié. La comparaison avec des données expérimentales a permis de souligner l'impact de l'état initial en température (stockage stratifié ou homogène). Une étude exploratoire de l'impact d'une injection progressive selon une rampe en débit a montré son impact sur la réduction de l'épaisseur de la thermocline au moment de sa création.

Dans une démarche de validation du modèle et de vérification des observations numériques, un nouveau dispositif expérimental a été conçu. Celui-ci mesure la température grâce à 300 thermocouples disposés dans la cuve et permet un contrôle précis des conditions opératoires. Des études en phase statiques pour évaluer les pertes thermiques ont été réalisées. Des études dynamiques ont permis de faire varier les paramètres opératoires pertinents : la vitesse de propagation axiale, l'écart de température, le dispositif de soutirage ou encore l'injection progressive. Pour ce système, les résultats montrent qu'il est possible d'obtenir une stratification à forte vitesse ( $> 2$  mm/s) tant que le  $\Delta T$  est suffisamment élevé.

Enfin, l'écoulement dans la section d'essais a été étudié numériquement avec un modèle CFD actualisé. Les champs de variables ont montré que les résultats numériques et expérimentaux



sont cohérents, en particulier lors de la formation de la thermocline. Toutefois, un excès de diffusion lors de la propagation du gradient thermique à faible débit est notable. Pour tous les essais réalisés les écarts expérimentaux et numériques ont été quantifiés: à l'exception des conditions critiques, l'écart sur l'épaisseur de thermocline est de  $\pm 50\%$  et se situe entre 0 et -10% pour le taux de restitution.

*Mots clés : Réseaux de chaleur, Single medium thermocline, TTES, Turbulence, Expérimental, Approximation de Boussinesq*

## Abstract

Energy storage is essential to the energy transition as it allows decoupling energy production from its consumption. Water-based thermocline heat storage, used in medium or low-temperature heating networks, relies on thermal stratification in a tank. The performance of this type of storage is strongly linked to the proper stratification of the fluid, which can be disrupted by the injection and extraction of the liquid, aspects that are scarcely explored in the literature.

The objective of this thesis is to reliably model such storage to analyze the fluid distribution. The aim is to better understand the physical phenomena governing the thermocline during operating cycles and to enhance its energy performance through improved design or control. To achieve this, numerical studies using CFD (Computational Fluid Dynamics) were conducted and compared with experimental data available in the literature and obtained via a new experimental setup.

Initially, a CFD model was developed based on an existing experimental case from the literature. In water thermocline storage, there is often coexistence between a laminar region in the tank and a turbulent region near the distributors. This coexistence is a major challenge in modeling because most turbulence models cannot reliably represent the transition from turbulent to laminar flow. For this work, a RANS (Reynolds Average Numerical Simulation) statistical method is adopted, and the k-omega-SST model is selected as it can represent near-wall flows. Regarding buoyancy, there are two methods to consider its effects: using a variable density in all equations or a constant density except in the buoyancy term. The latter is known as the Boussinesq approximation but is only valid over a narrow range of  $\Delta T$ . The accuracy of the Boussinesq approximation has been questioned, and a second-order approach of this model is employed. This allows obtaining the same buoyancy term as a variable density model but with a calculation time reduced by half. Comparison with experimental data highlighted the impact of the initial temperature state (stratified or homogeneous storage). An exploratory study of the impact of progressive injection according to a flow ramp showed its effect on reducing the thermocline thickness at the time of its creation.

As part of the model validation and verification of numerical observations, a new experimental setup was designed. It measures the temperature using 300 thermocouples placed in the tank and allows precise control of operating conditions. Static phase studies to evaluate thermal losses were conducted. Dynamic studies allowed varying relevant operating parameters: axial propagation speed, temperature difference, extraction device, and progressive injection. For this system, the results show that it is possible to obtain stratification at high speed ( $> 2$  mm/s) as long as the  $\Delta T$  is sufficiently high.

Finally, the flow in the test section was numerically studied with an updated CFD model. The variable fields showed that the numerical and experimental results are consistent, especially

during the formation of the thermocline. However, excessive diffusion during the propagation of the thermal gradient at low flow is notable. For all the tests carried out, the experimental and numerical discrepancies were quantified: except for critical conditions, the discrepancy in thermocline thickness is  $\pm 50\%$  and ranges from 0 to -10% for the restitution rate.

*Keywords : Heat networks, Single medium thermocline, TTES, Turbulence, Experimental, Quadratic Boussinesq Approximation.*

# ÉCOLE DOCTORALE DES SCIENCES EXACTES ET DE LEURS APPLICATIONS

ED SEA 211

## LABORATOIRES

CEA– LITEN, Laboratoire des Composants et Systèmes Thermiques (LCST), Grenoble

Laboratoire de Mathématiques et de leurs Applications (LMAP), Pau

Laboratoire de Thermique, Énergétique et Procédés (LaTep), Pau