

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR ET DELA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE



Département automatique



Projet de fin d'études

*Pour l'obtention du diplôme
D'ingénieur d'état en Automatique*

THÈME

**Modélisation et commande d'un système solaire
thermique-dessalement eau de mer**

Proposé et dirigé par :

Pr. M.Tadjine

Pr.M.S.Boucherit

Etudié par :

Khouchi Billal

Soutenu le 25 juin 2013 devant un jury composé de :

Dr B. Hemici.....Président

Mr M. Chakir..... Examineur

Pr. M.TadjineRapporteur

Pr. M.S.Boucherit.....Rapporteur

Juin 2013

Remerciements

Le travail présenté dans ce mémoire a été réalisé au sein du laboratoire de Commande des Processus de l'Ecole Nationale Polytechnique d'Alger, sous la direction de Monsieur M.Tadjine, et de Monsieur M.S.Bouchrit, professeurs à l'Ecole Nationale Polytechnique.

Mes remerciements vont tout d'abord à Monsieur M.S.Bouchrit et à Monsieur M.Tadjine pour la confiance qu'ils m'ont faite. Leurs conseils précieux, leur compréhension, leurs encouragements et leur disponibilité m'ont beaucoup aidé.

Un grand merci à Monsieur F.Boudjema, chef du Département automatique. Je remercie tous les professeurs du département automatique ainsi que tous mes professeurs, depuis l'enseignement fondamental jusqu'à l'enseignement supérieur.

Dédicaces

Je dédie ce travail à mes chers parents, mes sœurs, ma famille, et tous mes amis...

ملخص-Abstract-Résumé

Résumé

A la raréfaction annoncée de l'énergie fossile et des sources d'eau potable s'ajoute désormais le constat d'état d'urgence écologique. Cette étude a pour objectif de répondre à un besoin industriel spécifique : celui de répondre à la demande croissante en électricité et en eau potable dans notre pays. Ce travail porte tout d'abord sur la simulation et la commande d'un système solaire thermique dans le but principal est la production d'électricité à grande échelle; puis une simulation d'un nouveau procédé de dessalement membranaire a été faite. Ensuite une solution pour réunir les deux procédés en un seul a été proposée et simulée. Enfin au terme de cette étude nous avons eu l'idée de faire une étude économique afin d'évaluer le potentiel algérien pour accueillir ces technologies.

Mots clés : solaire thermique, commande prédictive, dessalement eau de mer, collecteurs cylindro paraboliques.

Abstract

At the announced shortage of fossil energy sources is now crucially added the observed state of ecological emergency. This study aims to meet a specific industrial need that meet the growing demand for electricity and pure water in our country. This work focuses first on the simulation and control of a solar thermal system which the main goal is the production of electricity on a large scale. Then a simulation of a new process of desalination membrane was made. Then a solution to combine the two processes into one has been proposed and simulated. Finally at the end of this study we had the idea to do an economic study to assess the potential of Algeria to accommodate those two technologies.

Key words: solar thermal, predictive control, water desalination, parabolic troughs.

ملخص

تهدف هذه الدراسة إلى تلبية حاجة صناعية محددة تلبى الطلب المتزايد على الكهرباء والمياه الصالحة للشرب في بلادنا. هذا العمل يركز أولاً على المحاكاة و السيطرة على نظام الطاقة الشمسية الحرارية التي هدفها الرئيسي هو إنتاج الكهرباء على نطاق واسع. بعد ذلك تم إجراء محاكاة لعملية جديدة لتحلية المياه. ثم تم اقتراح حل على الجمع بين العمليتين. وأخيراً في نهاية هذه الدراسة كان لدينا فكرة القيام بدراسة اقتصادية لتقييم إمكانات الجزائر لاستيعاب هذه التقنيات

كلمات البحث: التحكم التنبؤي، الطاقة الشمسية الحرارية، تحلية المياه، تجميع الطاقة الشمسية.

Sommaire

Introduction générale	1
Chapitre I : Modélisation d'un système solaire thermique	
I. 1. Le solaire photovoltaïque	2
I. 2. Le solaire thermique.....	3
I. 3. Comparaison entre le solaire photovoltaïque et thermique.....	4
I. 4. Panneaux solaires thermiques.....	5
I. 4.1 Types de panneaux thermo-solaires.....	5
I. 4.2 Panneaux solaires thermique mobiles	7
I. 5. Principe de fonctionnement d'un système solaire thermique à base de collecteurs paraboliques.....	10
I. 6. Modélisation d'un système solaire thermique	12
I. 6.1 Modèle à paramètres distribués.....	12
I. 6.2 Modèle à paramètres regroupés.....	13
I. 6.3 Modèle bilinéaire.....	13
I. 6.4 Modèle de résonance.....	14
I. 6.5 Modeles empiriques	14
I. 7 Modèle mathématique.....	15
I. 8 Simulations et analyses.....	16
I. 8.1 Analyse temporelle.....	16
I. 8.2 Analyse fréquentielle.....	17
I. 8.3 Analyse en boucle fermée.....	18
Chapitre II : Commande prédictive d'un collecteur cylindro-parabolique	
II. 1 La Commande prédictive.....	20
II. 2 Philosophie et Principe de la commande prédictive.....	21
II. 3 Etat de l'art.....	22
II. 3.1 La commande prédictive linéaire.....	22
II. 3.2 La commande prédictive non linéaire.....	26
II. 3.2.1 Problème général de la commande prédictive non linéaire.....	26
II. 4 Commande d'un collecteur cylindro-parabolique.....	30

II. 5 Commande prédictive d'un collecteur cylindro-parabolique.....	31
II. 5.1 Prédiction de la sortie.....	31
II. 5.2 Erreur de prédiction.....	32
II. 5.3 Construction du critère et élaboration de la loi de commande.....	32
II. 6 Simulations et analyses	34
II. 6.1 Performances.....	34
II. 6.2 Influence de l'horizon de prédiction.....	34
II. 6.3 Robustesse vis-à-vis des perturbations.....	36
II. 6.4 Robustesse vis-à-vis des variations paramétriques	36
II. 6.5 Comparaison avec le PID avec action Feed-Forward.....	37

Chapitre III : Modélisation d'un système de dessalement par contact membranaire directe

III. 1 Définitions.....	38
III. 2 Les Procédés de dessalements.....	39
III. 2.1 Procédés de distillation.....	40
III. 2.1.1 Distillation à simple effet.....	40
III. 2.1.2 Distillation à multiples effets (MED).....	41
III. 2.1.3 Procédé par détente successives ou procédé Flash (MSF).....	41
III. 2.1.4 Distillation par compression de vapeur (MVC).....	42
III. 2.2 Procédés membranaires.....	42
III. 2.2.1 Osmose inverse (RO).....	42
III. 2.2.2 Electrodialyse (ED).....	43
III. 2.2.3 Distillation membranaire (MD).....	44
III. 2.2.4 Distillation à membrane air gap (AGMD).....	44
III. 2.2.5 Distillation membranaire par balayage des gaz (SGMD).....	45
III. 2.2.6 Distillation à membrane sous vide (VMD).....	45
III. 2.2.7 Distillation membranaire avec contact direct (DMCD).....	46
III. 3 Modélisation d'un système de dessalement par contacte membranaire directe.....	47
III. 3.1 Le transfert de chaleur dans DCMD.....	47
III. 3.2 Le transfert de masse.....	49
III. 3.3 Modèle mathématique.....	50
III. 3.4 Effet du coefficient de transfert sur le flux.....	55
III. 3.5 Effet la porosité sur le flux.....	56
III. 3.6 Effet du débit et du gradient de température sur le flux.....	56

III. 3.7. Compensation du gradient de température avec le débit.....	59
Conclusion générale	62

Liste des figures

Chapitre I

Figure I.1. Installation solaire photovoltaïque.....	3
Figure I.2. Principe de fonctionnement d'une centrale solaire thermique.....	3
Figure I.3. Panneau à capteurs plats	5
Figure I.4. Composition d'un panneau à capteur plat	6
Figure I.5. Schéma d'un panneau parabolique composé.....	6
Figure I.6. Collecteur cylindro-parabolique.....	7
Figure I.7. Configuration typique d'une centrale à collecteurs paraboliques.....	8
Figure I.8. Miroirs Fresnel.....	8
Figure I.9. La centrale expérimentale de 50 kW à Manzanares.....	9
Figure I.10. Parabole moteur.....	10
Figure I.11. Schéma fonctionnel d'un système solaire thermique.....	11
Figure I.12. Le mode recherche.....	12
Figure I.13. Discrétisation dans l'espace d'un système solaire thermique.....	16
Figure I.14. Réponse en boucle ouverte d'un système solaire thermique.....	17
Figure I.15. Réponse fréquentielle d'un système solaire thermique.....	17
Figure I.16. Réponse avec un régulateur PID.....	18
Figure I.17. PID avec irradiation du 04/05/2013.....	19
Figure I.18. Réponse d'un PID+ action Feed-Forward à un passage d'une perturbation.....	20

Chapitre II

Figure II.1. Généalogie approximative des algorithmes de la MPC linéaire.....	22
Figure II.2. Contrainte égalité.....	27
Figure II.3. Contrainte inégalité.....	28
Figure II.4. Diagramme schématique d'un collecteur solaire.....	30
Figure II.5. Simulation obtenue avec la NCGPC.....	34
Figure II.6. Influence de l'horizon de prédiction.....	35
Figure II.7. NCGPC avec passage d'une perturbation.....	36
Figure II.8 NCGPC avec variation paramétrique de 5%.....	36
Figure II.9 Comparaison NCGPC et PID+Feed Forward.....	37

Chapitre III

Figure III.1. Schéma général d'une installation de dessalement.....	39
Figure III.2. Les différents types de procédés de dessalement.....	40
Figure III.3. Schéma d'une distillation à simple effet.....	40
Figure III.4. Schéma d'une distillation à simple effet.....	41
Figure III.5. Schéma du procédé par détentes successives ou procédé Flash (MSF).....	42
Figure III.6. Schéma d'une distillation par compression de vapeur (MVC).....	42
Figure III.7. Osmose inverse.....	43
Figure III.8. Schéma d'une installation d'électrodialyse	43
Figure III.9. Schéma de l'air gap membrane. (AGMD).....	44
Figure III.10. Schéma de la SGMD.....	45
Figure III.11. Schéma de la VMD	46
Figure III.12. Distillation par DCMD	46
Figure III.13. Transfert de chaleur et transfert de masse dans la membrane	48
Figure III.14. Promoteurs de turbulence dans la membrane	49
Figure III.15. Mécanisme de transport moléculaire.....	50
Figure III.16. Schéma de la membrane	51
Figure III.17. schéma de résolution de l'équation de température.....	54
Figure III.18. solution de l'équation de température dans la DCMD.....	55
Figure III.19. Relation entre l'épaisseur de la membrane et le flux.....	55
Figure III.20. Relation entre la porosité et le flux.....	56
Figure III.21. Relation entre le débit et le flux.....	57
Figure III.22. Relation entre le débit et le flux à différents gradients de températures.....	57
Figure III.23. Distribution longitudinale de la température.....	58
Figure III.24. Effet du gradient de la température sur le flux.....	59
Figure III.25. Transfert gradient-flux.....	60
Figure III.26. Transfert débit-flux.....	60
Figure III.27. Compensation du gradient par le débit.....	61

Nomenclature

symboles	Descriptions	unités
t	Temps	(s)
x	Espace	(m)
ρ	Densité	(Kg m ³)
C	chaleur spécifique	(J/K kg)
S	Une section transversale	(m ²)
$T(x, y)$	Température	(° C)
$q(t)$	Débit d'huile	(m ³ /s)
$I(t)$	Rayonnement solaire	(W /m ²)
$Kopt$	efficacité optique	Sans unité
G	Collector ouverture	(m)
$Ta(t)$	Température ambiante	°C
Hl	coefficient global de perte thermique	(W /m ² °C)
Ht	Coefficient de transmission thermique du métal liquide	(W /m ² °C)
L	Longueur des tubes de canalisation	(m)
Ck	coefficient de la membrane sur la base du modèle de diffusion de Knudsen	(kg / (m ² Pa s))
Cm	coefficient de membrane	(kg / (m ² Pa s))
Cp	coefficient de la membrane en fonction du débit de Poiseuille modèle	(kg / (m ² Pa s))
Cp	un la capacité thermique de la solution d'alimentation	chaud (J / (kg K))
Cp, b	la capacité thermique de la solution d'alimentation à froid	(J / (kg K))
da	hauteur du canal a	(m)
db	hauteur du canal b	(m)
kfa	conductivité thermique de la solution d'alimentation chaud	(J / (sm K))
Kfb	conductivité thermique de la solution d'alimentation à froid	(J / (sm K))
Kg	proportion de gaz conductivité thermique pore	(J / (m K s))
Km	conductivité thermique de la membrane poreuse	(J / (m K s))
Ks	conductivité thermique de la membrane solide	(J / (m K s))
L	longueur de canal	(m)
Mw	poids moléculaire de l'eau	(kg / mole)
J	La productivité de l'eau pure surfacique	(kg / m ² s)
Q	le débit volumétrique de l'alimentation à la fois à chaud et à froid cours d'eau	(m / s)
R	Constante de gaz	(J / (mol K))
r	rayon de pores membrane	(m)
Xa	coordonnée transversale du canal a	(m)
xb	coordonnées transversales du canal B	(m)
x	Fraction molaire de NaCl dans une solution saline	Sans unité
z	coordonnée axiale le long de la direction de l'écoulement	(m)
d_m	épaisseur de membrane	(m)
ε	porosité de membrane	Sans unité
ζ	rapport de polarisation de la température	Sans unité
ρ	une densité du fluide de la solution d'alimentation chaude	(kg/m ³)
ζ	Facteur de tortuosité de membrane	Sans unité
Af	Section du canal du collecteur	(m ²)

no	Efficacité géométrique	Sans unité
D	Diamètre du collecteur	(m)
η_V	Viscosité gazeuse	(N s/m ²)

Introduction générale

La maîtrise de l'Energie est un des facteurs clés qui ont conduit le développement de l'humanité. Celle-ci deviendra dans un avenir proche un défi majeur non seulement pour le confort mais, aussi, pour la survie de l'homme. L'électricité et l'eau sont deux éléments indispensables dans la vie de tous, le problème étant que ces deux derniers deviennent - et de plus en plus - difficiles à produire. En effet, l'énergie fossile, qui reste la principale source de production d'électricité, risque de disparaître dans les années à venir, et les sources d'eau douce avec le réchauffement climatique se raréfient de jour en jour: il est donc impératif de trouver une alternative à ces deux moyens.

C'est dans ce contexte que l'on nous a confié le sujet intitulé : Modélisation et commande d'un système solaire thermique dessalement eau de mer. Dans le cadre de notre étude nous allons nous intéresser à un moyen de produire de l'électricité et de dessaler de l'eau à partir d'une énergie gratuite et inépuisable: le soleil.

Notre mémoire présente dans un premier temps, une comparaison entre les deux technologies basées sur l'énergie solaire : le solaire photovoltaïque et le solaire thermique, puis nous nous sommes focalisé sur la production d'électricité à partir de l'énergie solaire thermique. Nous avons modélisé un système solaire thermique basé sur des collecteurs cylindro paraboliques, puis nous avons appliqué à ce système une toute nouvelle commande prédictive appelée commande prédictive non linéaire et continue (non linear continuous Time generalized predictive control NCGPC). Cette commande n'ayant jamais été appliquée à ce type de systèmes constitue un apport à l'amélioration de ses performances.

Par la suite, nous nous sommes intéressés à un tout nouveau procédé de dessalement appelé dessalement par contact membranaire directe, nous avons proposé un modèle dynamique bidimensionnel pour simuler ce système ainsi qu'une solution pour optimiser la production d'eau douce. Les résultats obtenus, lors de cette étude, apportent une importante contribution à la modélisation de ce genre de systèmes ainsi qu'à l'étude de leurs performances.

Dans le chapitre qui a suivi, nous avons réuni les deux systèmes afin de produire dans la même centrale et à partir de l'énergie solaire thermique, de l'électricité et de l'eau douce. Ceci a été possible en introduisant un échangeur de chaleur que nous avons dimensionné, et commandé. L'idée de réunir les deux procédés dans une même centrale constitue en elle-même une nouvelle vision de ce que peuvent devenir les centrales électriques de demain.

Pour finir, nous avons mené une étude économique afin d'évaluer le potentiel de notre pays à accueillir ces deux technologies, ainsi que leurs perspectives de développement.

Chapitre I

*Modélisation d'un système
solaire thermique*

Introduction

L'énergie solaire a été utilisée depuis plusieurs années, non seulement pour le chauffage et l'éclairage, mais aussi pour la réfrigération [35], détoxification [36], dessalement [37], [38] et principalement pour la génération d'électricité [1]. La génération d'électricité à partir de l'énergie solaire est faite, soit directement à partir de cellules photovoltaïques, soit indirectement à partir de la création de la vapeur d'eau qui fait entraîner un système turbine-alternateur.

Dans ce chapitre nous allons, tout d'abord, introduire les différentes technologies d'énergies solaires (photovoltaïques et thermiques) pour pouvoir, ainsi, les comparer. Par la suite nous allons nous consacrer à la technologie solaire thermique et en particulier à un type de panneau thermo solaire mobile qui est le collecteur cylindro-parabolique, objet de notre étude. Puis nous allons présenter les différentes approches pour modéliser ce type de collecteurs et enfin nous terminerons ce chapitre en nous focalisant sur les différentes réponses de ce système afin d'étudier sa dynamique.

I. 1 Le solaire photovoltaïque

L'énergie solaire photovoltaïque est une énergie électrique renouvelable produite à partir du rayonnement solaire. La cellule photovoltaïque est un composant électronique (surface de diodes p-n) qui est la base des installations produisant cette énergie. Elle fonctionne sur le principe de l'effet photoélectrique.

Plusieurs cellules sont reliées entre elles sur un module solaire photovoltaïque, plusieurs modules sont regroupés pour former une installation solaire. Cette installation n'émet aucun bruit et ne nécessite aucune lubrification ni refroidissement [1].

La plupart des installations utilisent un convertisseur pour convertir le courant continu produit en un courant alternatif qui peut être directement injecté dans le réseau. Les modules sont tout d'abord connectés en série pour obtenir la bonne tension puis en parallèle pour avoir le bon courant. Le schéma de la figure I.1 montre une installation photovoltaïque simplifiée.



Figure I.1. Installation solaire photovoltaïque.

I. 2 Le solaire thermique

Contrairement à l'énergie solaire photovoltaïque, qui utilise des cellules pour capter le rayonnement solaire et ainsi produire directement de l'électricité, le thermo solaire utilise ce rayonnement afin de chauffer un fluide qui, à l'aide d'un échangeur de chaleur, crée de la vapeur d'eau entraînant ainsi une turbine. Le schéma suivant montre le principe de génération d'électricité à partir d'un panneau solaire thermique (exemple d'une tour solaire).

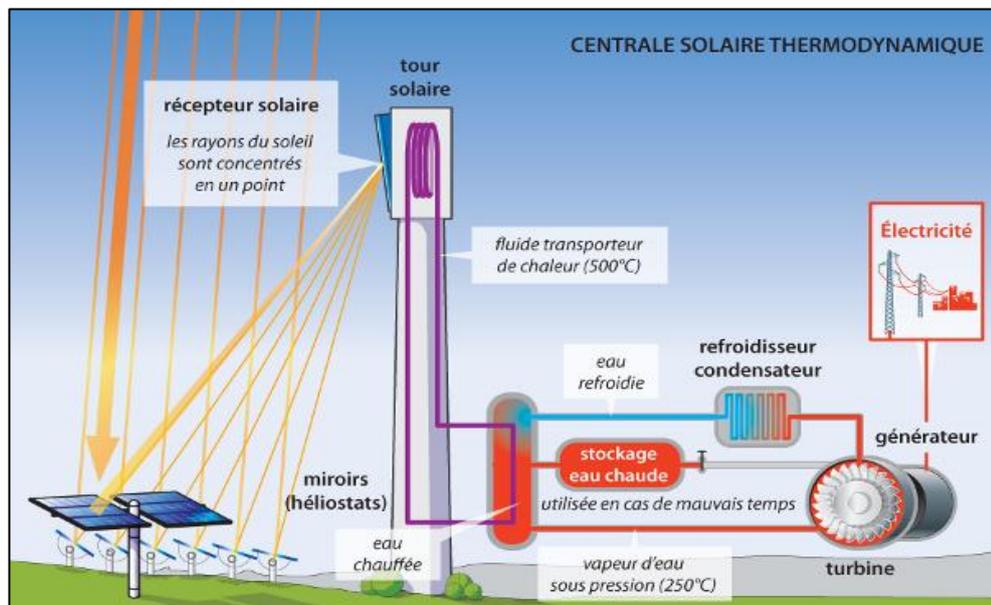


Figure I.2. Principe de fonctionnement d'une centrale solaire thermique.

Les systèmes de turbine à vapeur classiquement utilisés reposent sur des composants parfaitement sûrs et approuvés, comme l'énergie est stockée sous forme de chaleur, l'exédant peut être utilisé pour chauffer un local et l'alimenter en eau chaude.

I. 3 Comparaison entre le solaire photovoltaïque et thermique

Ce qui rend le solaire photovoltaïque intéressant c'est qu'on peut utiliser l'excédent de l'énergie produite, c'est-à-dire l'électricité pour d'autres utilisations que le chauffage de l'eau (car l'excédent de l'énergie produite dans le solaire thermique est sous forme de chaleur et non d'électricité directement). D'un autre point de vue, les panneaux solaires produisent bien évidemment le maximum d'énergie en plein été, mais pourtant, ce n'est pas à ce moment-là que l'on a besoin de plus d'eau chaude et inversement en hiver. Donc, il y a une production perdue. En voltaïque, le surplus est injecté sur le réseau, et sera donc toujours utilisé. Un autre avantage du solaire photovoltaïque est que la production d'électricité est décentralisée, et donc plusieurs particuliers peuvent s'autoalimenter, et alimenter le réseau.

La production d'électricité photovoltaïque est significativement encouragée ces derniers temps par des incitations fiscales à l'installation et des primes au rachat de production. Dans d'excellentes conditions, le rendement d'une surface brute de capteurs solaires photovoltaïques varie de 12 à 15%, (120 à 150 W/m²). L'électricité produite (plutôt un vecteur qu'une énergie pure), est envoyée sur le réseau maillé de distribution, avec toutes les contraintes "normales" d'un tel réseau : la gestion des pertes. Au final, nous sommes proches d'une exploitation maximum de 10 - 12 % de l'énergie initiale, les pertes précitées étant dissipées sous forme de chaleur (effet Joule) [65]. Par contre le rendement d'un système solaire thermique, dans de bonnes conditions d'installation et d'utilisation, avoisine les 40 à 50% (400 à 500 W/m²). Nous sommes donc devant une efficacité énergétique 4 à 5 fois plus importante en solaire thermique qu'en solaire photovoltaïque [65].

Aussi l'excès de production d'un panneau solaire photovoltaïque, s'il n'est pas redistribué sur le réseau, doit être stocké dans des batteries, et donc augmentera significativement le coup de l'installation et son taux de pollution. Par contre l'excès de chaleur produite par un système solaire thermique peut être stocké dans des réservoirs de stockages, et ainsi amortir la production d'électricité pendant la nuit. Cet excédent de chaleur peut aussi être utilisé pour le chauffage de l'eau pour les sanitaires ou bien pour le chauffage d'un local.

Usagers, particuliers ou professionnels, tous ceux qui ont analysé avec objectivité et pragmatisme le potentiel de ces deux applications l'ont bien compris, et se sont, de façon privilégiée, tournés vers le solaire thermique : le gain ne s'effectue pas sur la production d'électricité mais sur le non-prélèvement d'énergie primaire, aussi la production d'électricité pourrait se faire dans des centrales solaire thermique, et compléter localement par des installations photovoltaïques, ce qui permet de tirer les avantages de chaque technologie. Clairement, on voit ici qu'on essaie dès lors de comparer deux choses radicalement différentes. En définitive, ce qui devra orienter le choix, c'est d'abord le budget, bien sûr, et ensuite la finalité de l'installation.

I. 4. Panneaux solaires thermiques

I. 4.1 Types de panneaux thermo-solaires

Il existe plusieurs types de panneaux solaire thermiques, ils peuvent être classifiés selon plusieurs critères, le principale critère de classification est la motricité (méthode de poursuite). On distingue des panneaux solaires :

- Fixe ou stationnaire,
- Mobiles.

I. 4.1.1 Panneaux solaires thermiques fixes

Ce type de panneaux n'ont aucun axe de rotation et ne poursuivent pas le soleil on distingue trois types.

- **Panneaux à plaque plane (flat plane).** Ce type de panneaux ne nécessitent pas de poursuite du soleil, ils doivent être orientés directement vers l'équateur, et dirigés vers le sud dans l'hémisphère nord et vers le nord dans l'hémisphère sud. L'angle d'inclinaison optimal est égal à la latitude de la région avec un angle de variation de 10 à 15 degré [40]. La figure I.3 montre un panneau thermo solaire à capteurs plats [41].



Figure I.3. Panneau à capteurs plats [41].

Les principales composantes de ce type de panneaux sont données dans la figure I.4 [42].

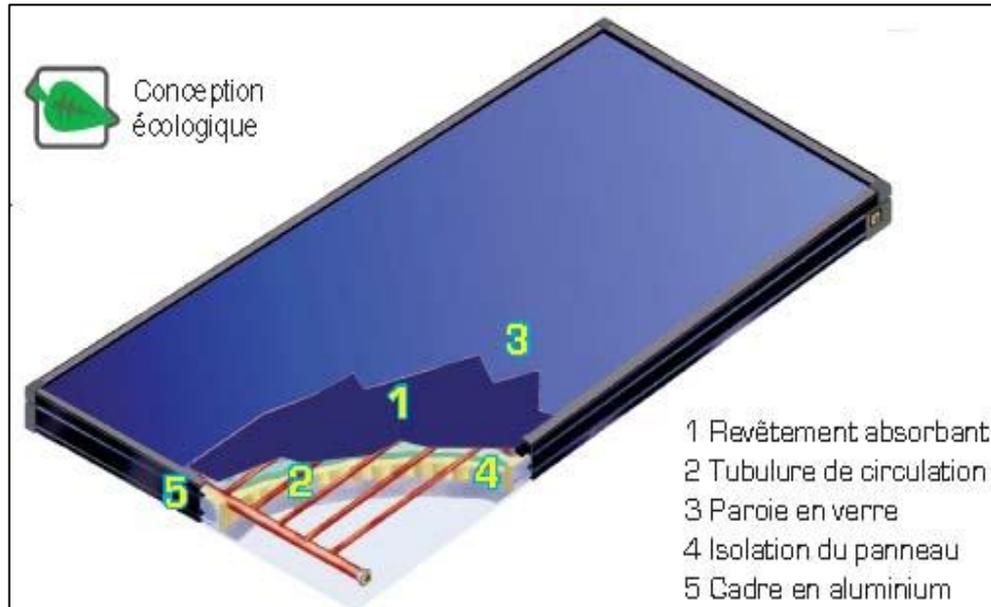


Figure I.4. Composition d'un panneau à capteur plat [42].

- **Panneaux parabolique composé.** La nécessité de poursuivre le soleil par un panneau peut être réduite en collant deux demi paraboles l'une à l'autre. Cette solution est celle adoptée par ce type de panneaux [39]. Ce genre de panneaux peut capter la radiation solaire à partir de plusieurs directions avec un degré d'efficacité relativement élevé. La figure 1.5 montre un schéma d'un collecteur à panneaux parabolique composé.

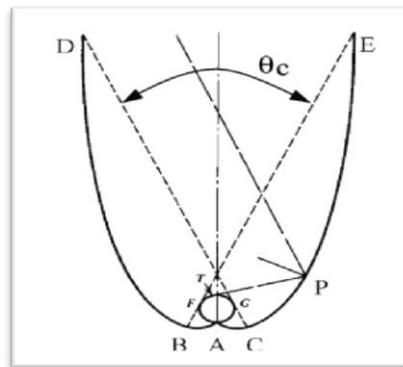


Figure I.5. Schéma d'un panneau parabolique composé [39].

- **Panneaux sous vide.** Les capteurs sous vide sont les plus performants du marché [42], car il n'y a pas de pertes par convection, ce qui permet d'atteindre des températures élevées. Ils sont très utilisés pour des applications de chauffage d'eau pour des processus tels que les climatisations solaires ou encore le chauffage de l'eau pour les industries. Bien évidemment, ils conviennent parfaitement aux climats froids.

I. 4.2 Panneaux solaires thermique mobiles

La quantité d'énergie produite peut être agrandie en diminuant la surface par laquelle les pertes de chaleur se passent, des températures bien plus grandes que celles avec des collecteurs plat peuvent être atteintes en concentrant la radiation solaire dans une petite surface, ceci est fait en interposant un élément optique entre la source de radiation et la surface de collection. Plusieurs technologies de concentration solaire existent. Les principales sont [1].

- **Collecteurs cylindro- paraboliques.** C'est le collecteur le plus utilisé [1], il est constitué d'un miroir parabolique linéaire, qui reflète et concentre l'énergie solaire sur un tube (récepteur) positionné le long d'une ligne focal, ce miroir parabolique suit, le soleil sur un seul axe.



Figure I.6. Collecteur cylindro-parabolique.

Le fluide chauffant (huile synthétique) est pompé à travers le récepteur qui capte la chaleur puis il est dirigé vers un échangeur de chaleur afin de produire de la vapeur d'eau qui sera utilisée par un autre processus industriel (turbine par exemple)

Dans [43] une vue d'ensemble d'un collecteur parabolique qui a été développé, et mis sur le marché est décrit; aussi une présentation des collecteurs en cours de développement a été faite. Le schéma de la figure I.7 montre une Configuration typique d'une centrale à collecteurs paraboliques [44].

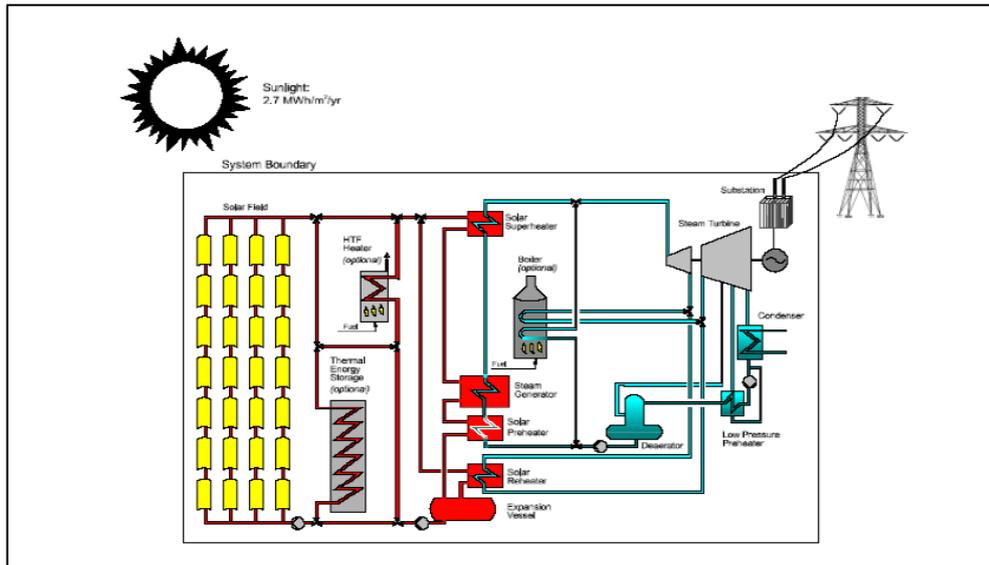


Figure I.7. Configuration typique d'une centrale à collecteurs paraboliques [44].

- Miroirs Fresnel.** Il existe un facteur de coût important dans la technologie des collecteurs cylindro-paraboliques et la mise à forme du verre pour obtenir la forme parabolique requise. Afin de diminuer ce coût, plusieurs groupes de recherches travaillent sur des prototypes de collecteurs de Fresnel à focalisation linéaire. L'idée est d'approximer la forme parabolique du collecteur par une succession de miroirs plans. La figure I.8 montre un collecteur de Fresnel.



Figure I.8. Miroirs Fresnel.

Un premier étage de réflecteur est installé sur le sol. Le rayonnement est réfléchi au foyer de la parabole approximée par le jeu de miroirs. Un deuxième étage de réflecteurs redirige le rayonnement vers le tube récepteur. Ce second étage de réflecteurs, en plus de réfléchir le rayonnement, joue aussi le rôle d'isolant pour le tube récepteur. Il est en effet recouvert d'une

Importante couche d'isolation en sa partie supérieure. La partie inférieure est quant à elle isolée par une vitre. Les principaux avantages de cette technologie par rapport aux concentrateurs traditionnels sont :

- Coût inférieur des miroirs,
- Pas de vide à l'intérieur du tube récepteur, ce qui facilite sa conception et sa durabilité.
- **Tour solaire.** La tour solaire est constituée de réflecteurs (héliostats) qui peuvent traquer le soleil à l'aide de deux axes, et qui concentrent les radiations solaires vers un récepteur situé au sommet de la tour [1]. De l'air est chauffé par effet de serre dans un vaste collecteur situé au niveau d'une plaine, et conduit par une cheminée qui débouche en altitude, permettant ainsi de tirer profit de la différence de température et de l'énergie potentielle de convection disponible. À la base de la cheminée se trouvent des turbines entraînant des générateurs électriques permettant de produire de l'électricité.



Figure I.9. La centrale expérimentale de 50 kW à Manzanares.

Il n'existe à l'heure actuelle que deux tours solaires dans le monde situées à Séville en Espagne, car la technologie utilisée dans ces derniers est moins avancée que celle utilisée dans les collecteurs paraboliques [1]. L'Algérie prévoit de construire une tour solaire dans la nouvelle ville de Boughzoul. Cette tour sera opérationnelle d'ici 2014-2015.

- **le collecteur parabole – moteur.** Les systèmes 'parabole-moteur' sont destinés à l'électrification décentralisée car leur puissance varie de quelques centaines de Watts à quelques dizaines de kW.

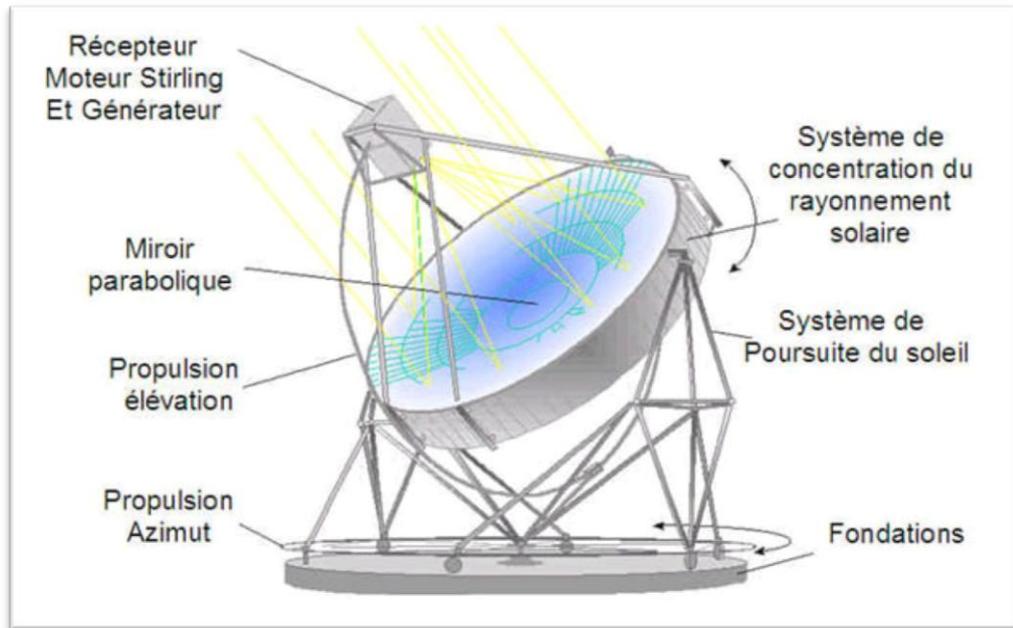


Figure I.10. Parabole moteur.

Le schéma de l'installation est représenté sur la figure ci-dessus, Il comprend un concentrateur parabolique qui suit le soleil, un récepteur solaire à haute température (source chaude du cycle), le moteur Stirling et une génératrice de courant alternatif.

Le rayonnement solaire concentré chauffe le gaz de travail (hydrogène, 650°C) dans le récepteur placé au fond de la cavité. La régulation thermique du récepteur est assurée par la pression d'hydrogène, plus élevée lorsque d'avantage de puissance solaire est collectée, plus faible lorsque le rayonnement solaire diminue. Le récepteur solaire est la source chaude du cycle Stirling, la source froide est un refroidisseur à eau. L'eau est fournie par un circuit qui refroidit également le corps du moteur ainsi que l'entrée de la cavité (dans la version initiale, récepteur solaire 1). La puissance thermique évacuée est rejetée dans l'atmosphère via un radiateur convecteur. Le cycle Stirling produit la puissance mécanique et entraîne la génératrice électrique [64].

I. 5. Principe de fonctionnement d'un système solaire thermique à base de collecteurs paraboliques

La technologie des capteurs cylindro-paraboliques est actuellement la plus approuvée des techniques de concentration solaires. De nombreuses installations ont déjà été testées et commercialisées, dont certaines fonctionnent depuis les années 80. L'installation typique est constituée de trois éléments principaux : le champ solaire, le système de transfert de la chaleur et le système de génération électrique comme le montre le diagramme fonctionnel suivant [46].

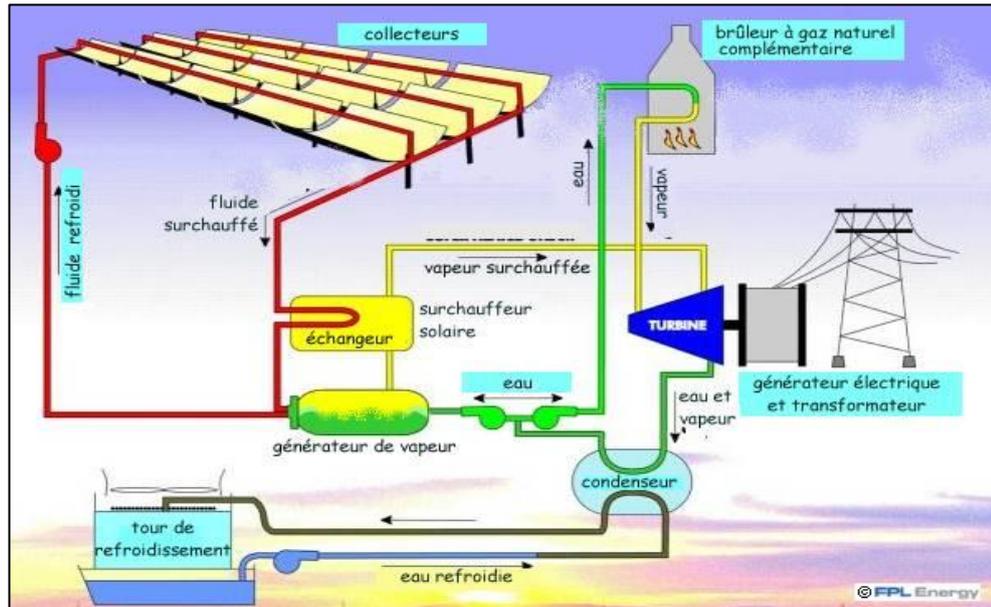


Figure I.11. Schéma fonctionnel d'un système solaire thermique [64].

L'énergie thermique reçue au collecteur est absorbée par un tuyau métallique à l'intérieur d'un tube en verre sous vide. Le fluide (huile synthétique) qui circule à l'intérieur du tuyau, est chauffé à une température de plus de 200°C. Ce fluide est ensuite pompé à travers des échangeurs conventionnels afin de produire de la vapeur surchauffée qui fait fonctionner une turbine/générateur électrique. *Le collecteur* est le composant de base du champ solaire. Il est composé d'un réflecteur parabolique (Miroir), d'une structure métallique, d'un tube récepteur et du système de poursuite solaire. *Les miroirs* sont composés de verre pauvre en fer, dont la transmissivité atteint 98%. Ce verre est recouvert d'une pellicule d'argent en sa partie inférieure, et d'un enduit spécial de protection. Un réflecteur de bonne qualité peut réfléchir 97% du rayonnement incident. Le rôle du mécanisme de poursuite est d'adapter l'inclinaison du capteur de manière à ce que la radiation solaire incidente soit toujours perpendiculaire au réflecteur. De cette manière, la radiation est réfléchi au foyer de la parabole et concentrée sur un tube récepteur dans lequel circule le fluide caloporteur. La poursuite peut se faire de trois manières différentes :

- **Poursuite en boucle ouverte.** Elle est basée sur l'implémentation du modèle de mouvements du soleil selon la région, la période de l'année et l'heure sur un microcontrôleur. [44]
- **Poursuite en boucle fermée.** Ce type de poursuite correspond à un contrôleur électro-optique qui a pour entrée l'énergie produite par le système. pour rendre le système complètement autonome, un mode recherche est activé quand l'erreur de poursuite est trop grande, l'erreur de poursuite est mise à jour chaque demi-heure en fonction des radiations disponibles (conditions météo) pour empêcher que ce mode ne soit actif en permanence.
- **Poursuite hybride.** Ce mode de poursuite utilise deux modes [45] : *Le premier* est une poursuite normale du soleil où le contrôleur maintient l'erreur de poursuite inférieure à une valeur prédéfinie. *Le deuxième* mode est une recherche du soleil selon une spiral rectangulaire qui s'élargie. Ce mode est très utile lors d'une longue période où le ciel reste couvert. la figure I.12 montre le mode recherche du panneaux solaire [45].

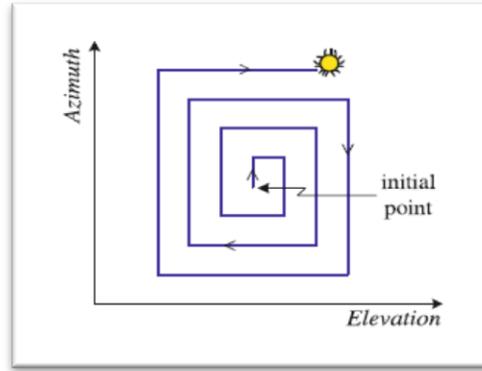


Figure I.12. Le mode recherche [45].

I. 6. Modélisation d'un système solaire thermique

On trouve dans la littérature Plusieurs classifications d'approches pour modéliser un système, ceux trouvés dans la référence [47] ont été largement acceptés. Les systèmes solaires thermiques peuvent être modélisés à des fins de commande, de simulation, d'optimisation, de tolérance aux défauts, et autres. Les modèles de commande peuvent aller du plus simple modèle linéaire empirique jusqu'au plus complexe des modèles, non linéaires de connaissance. Le modèle dépend de plusieurs paramètres le plus important est : la forme du panneau. Dans ce qui suit nous allons présenter les modèles les plus utilisés pour décrire un panneau solaire cylindro-parabolique ainsi que ceux que nous allons utiliser dans la suite de notre travail.

I. 6.1 Modèle à paramètres distribués.

Un système solaire thermique, sous certaines hypothèses générales peut être décrit par ce système d'équations aux différentielles partielles à coefficients variables suivant :

$$\begin{aligned} \rho_m C_m A_m \frac{\partial T_m(t, x)}{\partial t} &= \eta G I(t) - P_{rc} - D\pi H_t (T_m(t, x) - T_f(t, x)) \\ \rho_f C_f A_f \frac{\partial T_f(t, x)}{\partial t} + \rho_f C_f q(t) \frac{\partial T_f(t, x)}{\partial x} &= D\pi H_t (T_m(t, x) - T_f(t, x)) \end{aligned} \quad (I.1)$$

où l'index m fait référence au métal et f au fluide, il faut noter que la température du fluide et du métal qui forment le tube (tuyau qui transporte le fluide) dépendent non seulement du temps mais de aussi de l'espace, et que l'objectif de commande est de contrôler la température du fluide à la sortie du conduit donc $T_f(t, L)$ ou L est la longueur du conduit. Il faut, aussi, prendre en compte que les coefficients tel que H_t ou $C_{f,m}$ dépendent aussi de la température et donc de l'espace et du temps. $I(t)$ représente la radiation solaire, et $q(t)$ le débit de la pompe qui est notre variable de commande. Le reste des symboles et leurs dimensions sont définies dans la table des symboles. Une simplification de ce modèle négligeant les pertes de chaleur et supposant l'incompressibilité du fluide et la non diffusion a été utilisée par plusieurs auteurs [52-56] :

$$A_f \frac{\partial T_f(t, x)}{\partial t} + q(t) \frac{\partial T_f(t, x)}{\partial x} = \frac{\eta_{col} G}{A_f C_f} I(t) \quad (I.2)$$

Le modèle décrit dans l'équation(I.1) peut être utilisé pour des objectifs de simulations car ce modèle décrit parfaitement le système et les approximations faites sont minimales. Cette équation peut être facilement résolue avec un algorithme itératif en utilisant les différences fini [48].

I. 6.2 Modèle à paramètres regroupés

La variation de l'énergie interne du processus peut être donnée par l'équation :

$$c_1 \frac{dT_{out}(t)}{dt} = c_2 I(t) - c_3 (T_{out}(t) - T_m(t)) - c_4 \Delta \bar{T}(t) \quad (I.3)$$

Où les coefficients c_1 c_2 c_3 et c_4 peuvent être déterminés expérimentalement. Bien que le modèle à paramètres distribués donne une meilleure représentation du comportement dynamique du système, le modèle à paramètres regroupés peut être utilisé pour synthétiser une commande feed-forward [7], [47] et autres.

I. 6.3 Modèle bilinéaire

Comme il a été mentionné plus haut, plusieurs auteurs ont utilisé un modèle simplifié du système d'équations aux différences partielles (équation (I.2)). Comme mentionné dans [16] et en supposant qu'une légère variation de la température du fluide le long du tube, celle-ci peut être approximée par :

$$\left. \frac{\partial T_f}{\partial l} \right|_{l \in (l_{i-1}, l_i)} \approx \frac{T_{fi} - T_{fi-1}}{l}, i = 1, \dots, n$$

Où l représente la longueur de chaque segment, n est le nombre de segments.

On peut définir la variable d'état :

$$x_i = T_f(t, il)$$

Le système peut être décrit par le système d'équations différentielles bilinéaires :

$$\frac{dx_i}{dt} = -v \frac{x_i - x_{i-1}}{l} + \gamma I, i = 1, \dots, n. x_0 = T_m.$$

Le modèle peut être écrit sous forme :

$$\frac{dx}{dt} = f(x) + g(x)u$$

$$f(x) = \gamma I \begin{bmatrix} 1 \\ 1 \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ 1 \end{bmatrix}, \quad \text{Et } g(x) = -\frac{1}{l} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 - x_1 \\ \cdot \\ \cdot \\ x_n - x_{n-1} \end{bmatrix}$$

$f(x)$ est indépendant de x et $g(x) = Bx$.

$$B = -\frac{1}{l} \begin{bmatrix} 1 & 0 & \dots & 0 \\ -1 & \ddots & & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & 0 \\ 0 & \dots & -1 & 1 \end{bmatrix}$$

Pour un nombre n assez élevé ce modèle décrit raisonnablement les phénomènes à l'intérieur du pipe et donc peut être utilisé pour une commande par feedback linéarisation [16].

I. 6.4 Modèle de résonance

Ce modèle appelé, aussi, modèle boîte grise (en opposition à modèle boîte noire) qui est un modèle hybride de connaissance et expérimentale, où les paramètres déterminés expérimentalement peuvent être physiquement interprétés [49]. En utilisant le système d'équations (I.1) et après développement en série de Taylor pour éliminer les non linéarités [50], [51] nous pouvons trouver un transfert entre le débit du fluide et la température de sortie du pipe. Cette fonction de transfert est obtenue en supposant les perturbations constantes. De la même manière on peut obtenir les fonctions de transferts reliant les perturbations à la sortie [51]. Ces fonctions de transfert peuvent être utilisées pour la synthèse d'un compensateur feed forward simplifié.

I. 6.5 Modèles empiriques

Ce modèle regroupe deux sortes de modèles, linéaires et non linéaires.

- **Les modèles linéaires** dit de *boîte noire* obtenus à partir d'identification paramétrique ont été développés par plusieurs auteurs pour des objectifs de commandes [57]. Les modèles obtenus sont, certes, une approximation trop grossière du système. Néanmoins, ils sont très utiles pour le calcul d'une loi de commande simplifiée. On peut classer les modèles linéaires obtenus à partir d'identification paramétrique en deux catégories.
 - **Modèles d'ordre bas.** Ce type de modèle est utilisé pour plusieurs structures de commande. Néanmoins, leurs simplicités peuvent amener le système à un état inacceptable due aux dynamiques non prises en compte (résonance).
 - **Modèles d'ordre élevé.** Pour éviter la résonance, il est nécessaire d'utiliser des modèles d'ordre supérieur, la méthode impose de déterminer le modèle qui décrit le mieux le système (degré des différents polynômes et leurs coefficients) en minimisant le critère d'Akaike (Akaike's information criterion) [49].
- **Modèles non linéaires.** Plusieurs méthodes expérimentales ont été développées afin d'obtenir des modèles non linéaires du système. Les plus utilisés sont celles basées sur les réseaux de neurones. Les réseaux artificiels neuronaux sont des outils permettant de représenter les relations fonctionnelles complexes nécessitées par les systèmes de régulation

modernes. Les informations enregistrées sont envoyées aux neurones d'un réseau et mémorisées grâce à des facteurs de pondération. L'apprentissage des réseaux s'effectue sur la base d'exemples réels et si possible en ligne. Étant donné que l'on peut entraîner ces réseaux de neurones à acquérir le comportement souhaité, ils constituent des modules universels faits pour être utilisés là où il s'avère nécessaire de décrire par l'exemple, un comportement complexe et de l'illustrer à l'aide d'une représentation fonctionnelle.[63] Cette méthode de modélisation a été utilisée par plusieurs auteurs [58-61]et autres afin de modéliser un système thermo solaire.

I. 7 Modèle mathématique

Le modèle décrit par l'équation aux différences partielles simplifiée peut être divisée en sept segments, (la température d'entrée du conduit sera considérée comme entrée), la température du métal et du fluide sont supposées égales, cette approximation est raisonnable étant donné que le métal est conçu pour avoir un grand coefficient de transmission thermique [31].

$$\rho_f C_f A_f \frac{\partial T_f}{\partial t} + \rho_f C_f q \frac{\partial T_f}{\partial x} = IGnoK_{opt} - H_l G(T_f - T_a) \quad (I.4)$$

En utilisant ces dernières hypothèses et en discrétisant le système dans l'espace et non dans le temps nous obtenons l'équation suivante [31] :

$$\frac{dT_f(n,t)}{dt} = \frac{1}{\rho_f(n)C_f(n)A_f} (InoGK_{opt} - H_l(n)G(T_f(n,t) - T_a)) - \frac{q}{A_f \Delta x} (T_f(n,t) - T_f(n-1,t)) \quad (I.5)$$

Avec :

$$\rho_f = 903 - 0.672T_f \text{ (kg / m}^3\text{)}$$

$$C_f = 1820 + 3.478T_f \text{ (J / kg}^\circ\text{C)}$$

$$H_l = 0.00249\bar{\Delta T} - 0.06133 \text{ (W/ m}^2\text{C)}$$

Où Δx_n représente la longueur du segment et n représente le énième segment du pipe et t le temps, le système a quatre entrées (la température ambiante, la radiation solaire, la température d'entrée du pipe, et le débit du fluide) et une seule sortie (la température de sortie du fluide), le schéma suivant montre la discrétisation dans l'espace du système.

Les matrices d'états ont la forme :

$$A = \begin{pmatrix} P_i & 0 & \dots & 0 \\ P_{i-1} & P_i & 0 & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & \dots & P_{i-1} & P_i \end{pmatrix}, B_{irra} = \begin{pmatrix} \frac{G}{A_f \rho_f C_f} \\ 0 \\ \frac{G}{A_f \rho_f C_f} \\ \dots \\ \frac{G}{A_f \rho_f C_f} \end{pmatrix}, B_{Tm} = \begin{pmatrix} \frac{q}{A_f \Delta x} \\ 0 \\ 0 \\ \dots \\ 0 \end{pmatrix}, B_{Tamb} = \begin{pmatrix} \frac{H_t G}{A_f C_f \rho_f} \\ 0 \\ 0 \\ \dots \\ 0 \end{pmatrix}$$

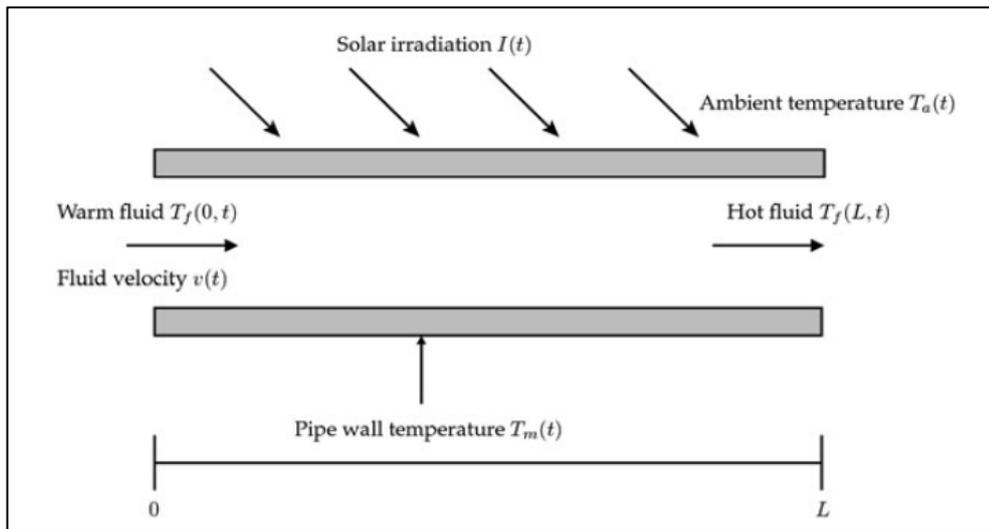


Figure I.13. Discrétisation dans l'espace d'un système solaire thermique.

Avec :

$$P_i = \frac{-q}{A_f \Delta x} - \frac{H_t G}{A_f C_f \rho_f} \text{ et } P_{i-1} = \frac{q}{A_f \Delta x}$$

Et en prenons : $u_1=q(t)$, $u_2=I(t)$, $u_3=T_a(t)$, $u_4=T_{in}=T_f(0,t)$.

I. 8 Simulations et analyses

I. 8.1 Analyse temporelle

Pour effectuer une analyse dynamique d'un système solaire thermique un échelon a été introduit en boucle ouverte, la figure 1.14 montre la réponse à une variation du débit du fluide de 8 l/s à 6l/s en plein milieu de la journée (avec une radiation solaire et une température ambiante (constantes).

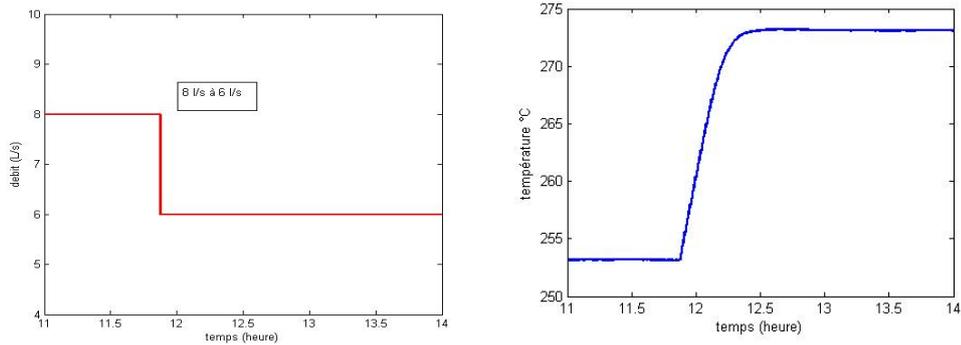


Figure I.14. Réponse en boucle ouverte d'un système solaire thermique

Comme on peut voir, la réponse peut être approximée par la réponse d'un système du premier ordre ou bien un système du second ordre sur amorti avec un temps mort (retard pur). Ce genre d'approximation est généralement très utilisée en industrie car, il permet de synthétiser des régulateurs simples et dans la plupart des cas performants.

I. 8.2 Analyse fréquentielle

Afin d'étudier de près la dynamique du système une analyse fréquentielle s'impose, à partir de données entrée sortie réelles (Acurex Field PSA en Espagne), un diagramme fréquentielle a été tracé à partir de conditions opérationnels fixes [1] ;

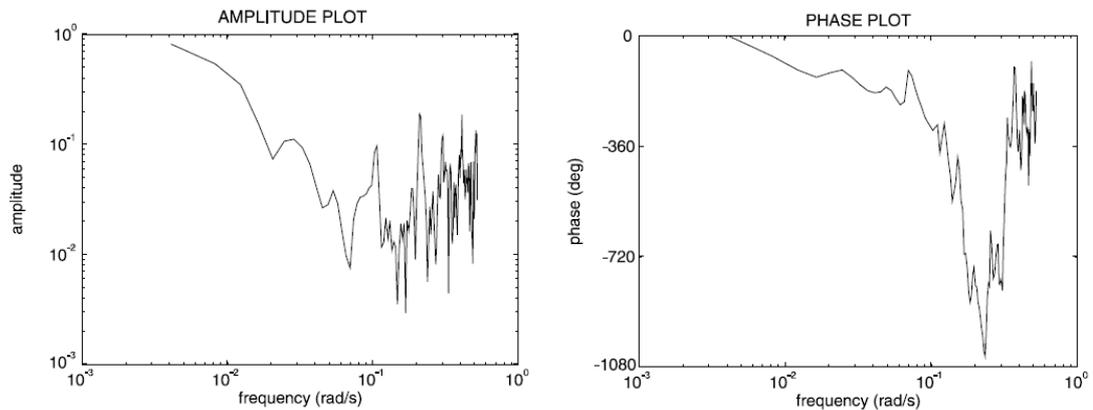


Figure I.15. Réponse fréquentielle d'un système solaire thermique [1].

Comme le montre la figure I.15 l'amplitude diminue à partir de certaines fréquences mais ne s'annule pas, car les pertes thermiques amortissent cette diminution [1]. Ceci veut dire aussi que le système, même à des fréquences relativement grandes, reste sensible aux perturbations.

I. 8.3 Analyse en boucle fermée

A partir de de la réponse en boucle ouverte du système, une synthèse graphique d'un régulateur PID a été faite pour évaluer ses performances cette réponse sera par la suite comparé à d'autres stratégies de commandes :

Les paramètres de simulations sont :

$$T_e = 190^\circ\text{C}, I_{\text{moy}} = 800\text{W/m}^2, A_f = 0.0036\text{m}^2, T_a = 20^\circ\text{C}, G = 1.83, K_{\text{opt}} = 0.43.$$

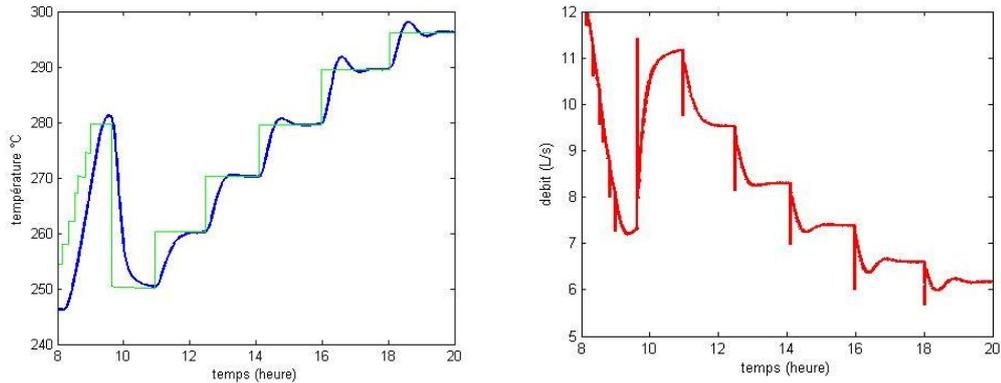


Figure I.16. Réponse avec un régulateur PID.

Nous pouvons remarquer qu'un simple régulateur PID suit correctement la référence autour du point de fonctionnement à partir duquel il a été synthétisé, mais des oscillations apparaissent dans la réponse du système dans les hautes températures, cette zone correspond à un bas débit du fluide où le système est plus difficile à contrôler. Les non linéarités étant plus fortes et les perturbations comme l'irradiation solaire, affectent directement la température de sortie, et le contrôleur réagit avec un retard, ce qui explique l'apparitions des oscillations.

En introduisant une perturbation dans le système régulé avec un PID, dans ce cas traduite par le passage d'un nuage sur l'installation solaire thermique. Les mêmes paramètres pris précédemment sont considérés sauf que la radiation est simulée à partir d'un modèle donné dans le chapitre IV qui a été utilisé pour simuler la radiation de la journée du 04/05/2013 dans la wilaya de Ouargla.

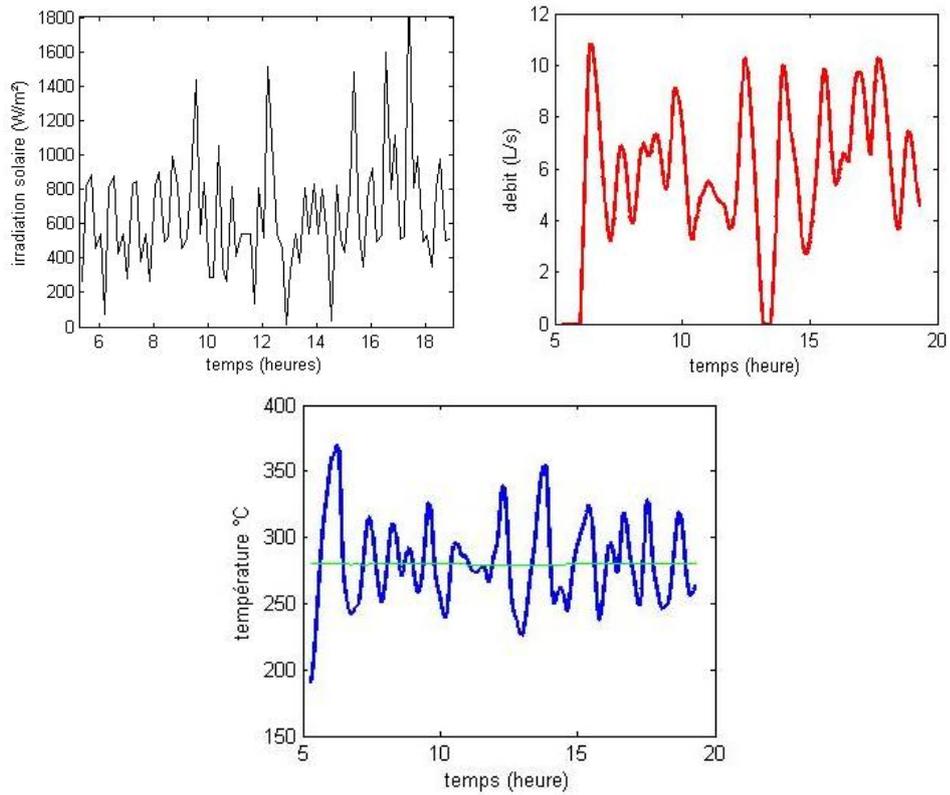


Figure I.17. PID avec irradiation du 04/05/2013.

Nous pouvons remarquer que le PID seul réagit mal aux variations de l'irradiation solaire, cette dernière étant traduite par une variation brusque qui agit directement sur la température de sortie, le temps de réponse de la boucle étant très lent, des oscillations inacceptables apparaissent. Ce problème peut être corrigé en introduisant un compensateur Feed-forward qui agit en parallèle avec la boucle de régulation en compensant directement les perturbations, ce compensateur peut être calculé à partir du modèle donnée dans l'équation (I.3). L'expression de la commande est donné par [1]:

$$Q_{ff} = \frac{0.7869I(t) - 0.485(T_{ref} - 151) - 80.7}{T_{ref} - T_{in}} \quad (I.6)$$

En utilisons les memes parametres que précédement nous obtenons les resultats de simulations suivantes :

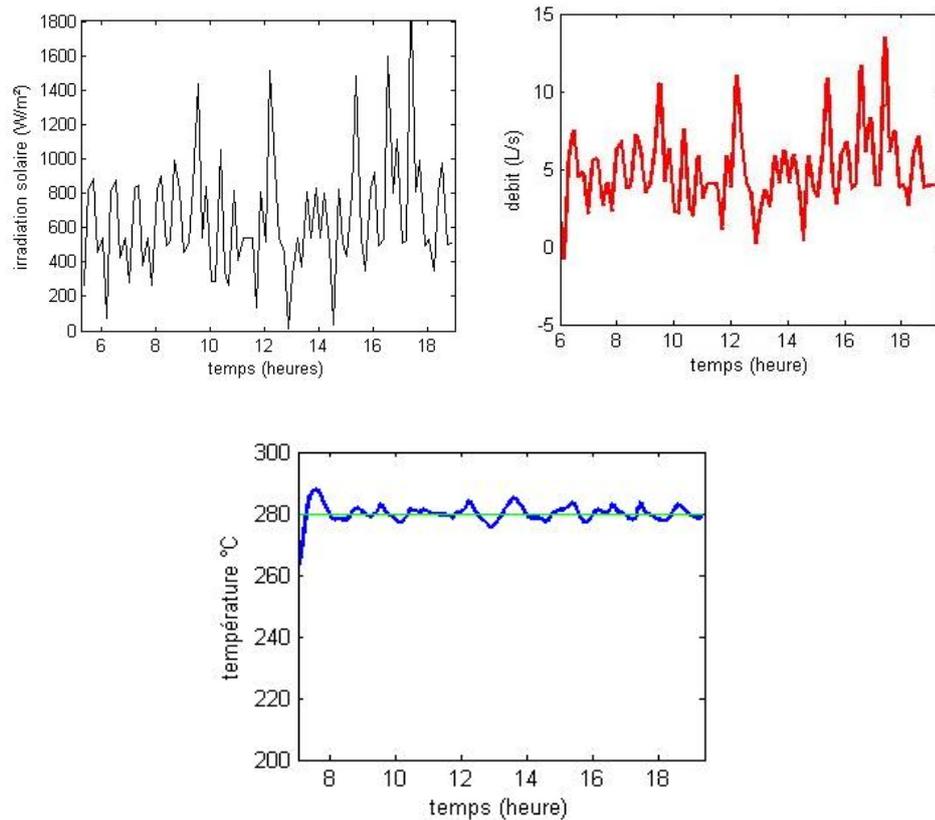


Figure I.18. Réponse d'un PID+ action Feed-Forward à un passage d'une perturbation.

Nous pouvons remarquer que le PID avec le Feed-Forward réagissent relativement mieux aux variations de l'irradiation solaire qu'un PID seul, (oscillations de $\pm 5^\circ\text{C}$ pour le PID+ action Feed-Forward) car l'action Feed-Forward agit directement sur le système en utilisant la mesure de la perturbation (action anticipatrice), et non la mesure de la sortie. D'un point de vue commande et comme vue dans l'analyse temporelle le système peut être modélisé par un système du premier ordre avec temps mort comme dans [62], mais cette approximation n'est valable que si les hautes fréquences ne sont pas excitées, et cela est le cas quand une exigence sur la réponse temporelle est faite, dans ce cas-là les dynamiques non prise en compte peuvent amener à des oscillations inacceptables, d'où l'intérêt d'utiliser des commandes issues de l'automatique avancée.

Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons commencé par comparer entre les différentes technologies solaires puis nous nous sommes focalisés sur celles basées sur les panneaux solaires thermiques. Nous avons classifié les types de panneaux solaires thermiques, puis nous nous sommes intéressés à un type particulier -qui est le plus utilisé- de panneaux : le collecteur cylindro-parabolique. Ensuite, nous avons étudié la dynamique d'un tel système et souligné l'importance du choix du modèle en vue de commande. Enfin nous avons étudié la réponse du système régulé avec un PID puis avec un PID et un compensateur Feed-Forward et montré les limites de leurs utilisations: ainsi que la nécessité d'utiliser les techniques de l'automatique avancée afin de réguler ce système.

Chapitre II

*Commande prédictive
d'un collecteur cylindro-parabolique*

Introduction

Les collecteurs cylindro-paraboliques concentrent les rayons du soleil dans un récepteur situé le long d'un conduit. un fluide caloporteur est chauffé et circule dans ce conduit et entre dans un échangeur de chaleur pour produire de la vapeur d'eau qui alimente un processus industriel .à fin de produire une énergie viable ,le collecteur doit accomplir sa tâche même en présence de fluctuations dans son entrée (radiations solaire),d'où l'intérêt de son asservissement.

Dans ce chapitre, nous allons donner une description des différentes variantes de commandes prédictive, puis nous allons nous intéresser en particulier à un type de commande prédictive qui est la commande généralisée prédictive non linéaire continue et l'appliquer à un collecteur cylindro-parabolique .Nous terminerons ce chapitre avec différentes simulations qui permettront de tester les performances de cette commande et de les comparer avec celles d'un PID avec action feed-forward développé dans le chapitre précédant .

II. 1 La Commande prédictive

L'essentiel des régulations industrielles sera toujours réalisé par des régulateurs PID. Ils ont, quand ils s'appliquent, une efficacité remarquable, et un rapport prix/performance avec lequel il est difficile de rivaliser. Ils sont, pour ces raisons, commercialisés sur une échelle industrielle mondiale et sont un outil de base classique de l'industrie de production. Mais ce régulateur ne couvre pas tous les besoins et ses performances s'essouffent dans plusieurs cas, citons [69]:

- Les processus non linéaires, instables, non stationnaires, et à grand retard pur.
- Lorsque les performances exigées par l'utilisateur sont très tendues : forte atténuation des perturbations, erreur de traînage nulle en poursuite, réponse en temps minimal, ce qui amène à fonctionner sur des contraintes qui affectent soit les variables d'action, soit des variables internes du processus.

La philosophie de la commande prédictive (MPC pour Model Predictive Control) se résume à "utiliser le modèle pour prédire le comportement du système et choisir la décision la meilleure au sens d'un certain coût tout en respectant les contraintes". L'idée la commande prédictive se trouve déjà entre les lignes de

L'ouvrage fondateur de la commande optimale de Bellman en 1957. L'étude de la stabilité d'une telle loi de commande en boucle fermée remonte quant à elle à Kalman en 1960 qui note que "l'optimalité n'implique pas la stabilité". Historiquement, cette idée ne sera mise en œuvre industriellement qu'avec

Richalet en 1976 dans le logiciel IDCOM (identification, commande). Le formalisme choisi permet de considérer les systèmes linéaires comme des filtres à réponse impulsionnelle finie (FIR pour Finite Impulse Response). Les coûts considérés sont quadratiques, la partie estimation repose sur une approche moindre carrée.

L'objectif de la commande est de pouvoir imposer un comportement voulu par l'opérateur (stabilisation, poursuite de trajectoire, rejet de perturbations) à un système donné, sous réserve qu'il soit commandable. [70] Ce système peut être linéaire ou non. Dans la littérature, les systèmes linéaires sont souvent donnés soit par une représentation d'état, soit par une fonction de transfert.

Considérons un système linéaire se déplaçant dans un espace d'état de dimension n à valeurs réelles. Sa dynamique est donnée par la représentation d'état :

$$\begin{cases} \dot{x} = Ax(t) + Bu(t) \\ y = Cx(t) + Du(t) \end{cases} \quad (\text{II.1})$$

Considérons, à présent, un système non linéaire dont le vecteur d'état se déplace dans un ouvert. Il peut être représenté de la façon suivante :

$$\begin{cases} \dot{x} = f(x(t), u(t), t) \\ y = h(x(t), u(t), t) \end{cases} \quad (\text{II.2})$$

Parmi ces systèmes non linéaires pouvant être SISO ou MIMO, nous avons, entre autres, des systèmes affines en contrôle. Ce type de systèmes est très répandu dans le cas des méthodes de commande basées sur la linéarisation entrée-sortie par retour d'état, [69]. Dans le cas SISO, ils ont la forme suivante (cas de notre système solaire thermique) :

$$\begin{cases} \dot{x} = f(x(t)) + g(x(t))u(t) \\ y = h(x(t)) \end{cases} \quad (\text{II.3})$$

II. 2 Philosophie et Principe de la commande prédictive

La philosophie de la commande prédictive ou commande à horizon glissant, est basée sur la notion essentielle de prédiction, d'où son nom. Il faut prédire le comportement futur du système afin de pouvoir le contrôler par anticipation. C'est à partir de ce comportement futur, que le problème d'optimisation est posé à travers un critère quadratique, pour l'élaboration d'une loi de commande dans le but de poursuivre une consigne donnée par l'opérateur tout en minimisant le critère construit. Dans le cas d'un problème de poursuite de trajectoire, ce critère est construit sur l'erreur entre le signal de sortie considéré et le signal de référence (à poursuivre) [70]. Outre sa philosophie, le principe de la commande prédictive consiste à utiliser un modèle dynamique du processus à l'intérieur du contrôleur, en temps réel,

afin d'anticiper le futur comportement du procédé. En effet, à chaque pas de calcul, un retour d'état est appliqué au système. Ce retour d'état est la première commande parmi une séquence de commandes calculées par la résolution d'un problème de commande optimale en boucle ouverte à horizon fini. Le critère d'optimisation traduit l'erreur à annuler entre un comportement désiré et un comportement prédit par un modèle de prédiction. L'état actuel du système (mesuré ou estimé) est utilisé comme valeur initiale pour la prédiction [71].

II. 3 Etat de l'art

Nous allons, dans ce qui suit, donner un état de l'art non exhaustif de la commande prédictive dans le but de donner une idée des différentes approches dans le domaine, aussi bien pour la commande prédictive linéaire que pour celle non linéaire.

II. 3.1 La commande prédictive linéaire

En 1962, les relations étroites entre le problème de contrôle optimal et la programmation linéaire ont été reconnues, en premier, par, [72]. En 1963, dans [73] on a proposé une approche à horizon glissant qui est au cœur de tous les algorithmes de commande prédictive (MPC). Elle sera connue sous le nom de "Open-Loop Optimal Feedback", [74]. En 1967, [75] proposent un algorithme très proche de la MPC, puis en 1976 suite aux travaux de [77] sous le nom de Model Predictive Heuristic Control (MPHC), la commande prédictive a connu un essor grandissant auprès des industriels. En effet, depuis la méthode IDCOM, pour IDentification COMmand de [78], nombre de méthodes ont été proposées pour des applications industrielles de la commande prédictive. C'est le cas de [79], qui ont développé, au sein de Shell Oil, un algorithme de commande multi variable sans contraintes qu'ils ont nommé "Dynamic Matrix Control (DMC)". Cet algorithme a été amélioré suite aux travaux de [80] pour permettre la prise en compte de non linéarités et contraintes. Son application a été faite sur une unité de cracking catalytique (FCCU), voir [76]. D'autres méthodes ont également été proposées et ont trouvé divers champs d'application notamment dans l'aérospatial, l'industrie du papier et la pétrochimie, [74] et [76]. Une généalogie de quelques méthodes utilisées dans l'industrie est représentée.

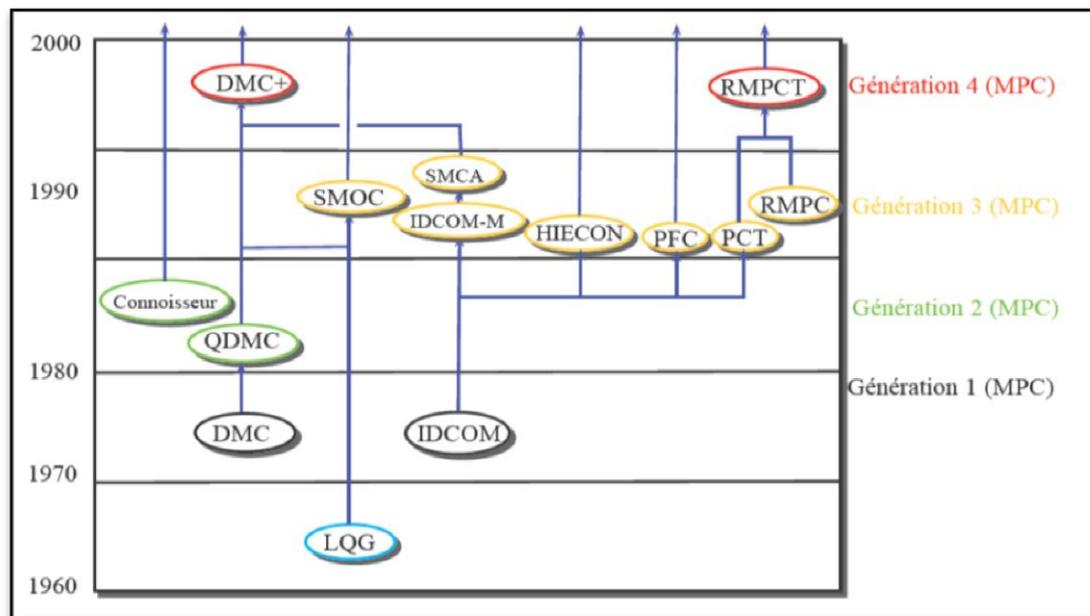


Figure II.1. Généalogie approximative des algorithmes de la MPC linéaire [76].

Nous présentons brièvement les points-clés de quelques-unes d'entre elles ci-dessous, voir [76].

- **La méthode LQG (Linear Quadratic Gaussian).** L'origine des techniques de contrôle moderne peut être ramenée aux travaux de Kalman au début des années 60 [81], [82]. La méthode qu'il propose pour les systèmes linéaires discrets est présentée comme suit :
Soit un système linéaire discret de représentation d'état

$$\begin{cases} x(k+1) = A(x(k) + Bu(k) + Gw(k)) \\ y(k) = Cx(k) + \zeta(k) \end{cases} \quad (\text{II.4})$$

Où u représente l'entrée du système, x son état et y sa sortie. La matrice G est la matrice des perturbations et $w(k)$ leur vecteur bruit d'état. Les vecteurs $w(k)$ et $\zeta(k)$ sont des bruits indépendants gaussiens de moyenne nulle. L'état initial $x(0)$ du système est supposé gaussien de moyenne non nulle.

La loi de commande est élaborée à partir du critère J suivant :

$$J = \sum_{j=1}^{\infty} (\|x_{k+j}\|_Q^2 + \|u_{k+j}\|_R^2) \quad (\text{II.5})$$

Où les matrices Q et R sont des matrices de pondération, respectivement, de l'état et de l'entrée. La norme utilisée dans le critère est telle que :

$$\|x\|_Q^2 = x^T Q x \quad (\text{II.6})$$

La solution à ce problème connu sous le nom de LQG (Linear Quadratic Gaussian) se calcule en deux étapes. Dans un premier temps, la mesure $y(k)$ de la sortie correspondant à l'instant k est utilisée pour déterminer l'état optimal estimé :

$$\begin{cases} \hat{x}_{k|k-1} = A\hat{x}_{k-1|k-1} + Bu_{k-1} \\ \hat{x}_{k|k} = \hat{x}_{k|k-1} + K_f (y_k - C\hat{x}_{k|k-1}) \end{cases} \quad (\text{II.7})$$

$\hat{x}_{i|j}$ désigne l'état estimé à l'instant i contenant les informations de l'instant j . Enfin, dans un second temps, la commande optimale $u(k)$ est donnée par :

$$u_k = -K_c \hat{x}_{k|k} \quad (\text{II.8})$$

La matrice K_f est le gain du filtre de Kalman. Il est calculé à partir de la résolution de l'équation de Ricatti. Le gain K_c de la loi de commande peut être déterminé en construisant une équation de Ricatti duale telle que les mêmes techniques numériques utilisées pour déterminer K_f puissent l'être également pour K_c , [76]. L'utilisation d'un horizon de prédiction infini dote le LQG de véritables propriétés de stabilité et de détectabilité de ses états. Seulement, les contraintes sur l'entrée et la sortie ne sont pas prises en compte dans l'élaboration de la loi de commande. Cela n'a pas empêché son utilisation dans de nombreux cas. Cependant, elle ne connaît pas un véritable essor dans le monde industriel à cause de certaines raisons, dont les plus significatives, sont : [77] et [74].

- les contraintes ;
- les non linéarités du processus ;
- les incertitudes de modèle ;
- **L'approche IDCOM (IDentification-COMmand)**. Développée en 1978 par [78], sous le nom de Model Predictive Heuristic Control (MPHC), cette approche est basée sur :
 - un modèle à réponse impulsionnelle pour le système, linéaire en entrée (ou des variables internes),
 - un critère quadratique à horizon de prédiction fini,
 - une trajectoire de référence.

L'élaboration de lois de commande avec la prise en compte de contraintes sur l'entrée et la sortie, pour une telle approche, est basée sur une heuristique itérative, interprétée comme le dual d'une identification. L'objectif de la MPHC est d'amener la trajectoire de la sortie future le plus près possible de la trajectoire de référence, définie comme une trajectoire de premier ordre à partir d'une valeur de la sortie à l'instant présent jusqu'à la consigne désirée. La dynamique désirée en boucle fermée est fixée par la constante de temps de la trajectoire de référence : c'est ce qui permet d'avoir un moyen simple de contrôle de l'algorithme. Plus la constante de temps est grande, plus le contrôleur est lent et plus il est robuste.

- **La DMC (Dynamic Matrix Control)** développée au sein de Shell Oil suite aux travaux de Cutler et Ramaker pour les systèmes multivariables sans contraintes. [80] l'ont appliqué aux systèmes linéaires à contraintes. Cette nouvelle technique a été appliquée sur une unité de cracking catalytique (FCCU). L'élaboration de la loi de commande à partir d'un problème de moindres carrés nécessite :
 - un modèle à réponse indicielle pour le système,
 - un critère quadratique à horizon de prédiction fini,
 - une trajectoire de référence.

L'objectif de la commande DMC est d'amener la sortie le plus proche possible de la consigne au sens des moindres carrés, avec un terme de pénalité sur les variables de commande. Ce qui permet d'avoir de faibles signaux de commande et une réponse moins agressive sur la sortie.

Ces deux approches, IDCOM et DMC, font partie de la première génération de la "technologie" MPC. Ils ont eu un important impact sur le contrôle des processus industriels et ont contribué à définir le paradigme de la MPC dans le monde industriel.

- **La QDMC (Quadratic-program Dynamic Matrix Control)** représentant la deuxième génération de la "technologie" MPC (1970 à 1980) est principalement marquée par une amélioration significative de la méthode DMC basée sur la programmation quadratique. En 1983, une dizaine d'années après la DMC, les ingénieurs de Shell, [79], ont posé à nouveau l'algorithme DMC en prenant en compte, cette fois-ci, les contraintes sur les entrées et les sorties de manière explicite. Cette approche a été décrite de manière plus approfondie par [83]. Une explication détaillée de cette méthode est donnée dans [76]. Les méthodes MPC de la troisième génération prennent en compte, en plus des contraintes sur l'entrée et la sortie du système, les éventuelles perturbations qui peuvent être à l'origine d'équations sans solution avec l'utilisation de la QDMC entre autres. Parmi elles, nous avons la méthode IDCOM-M, développée par Shell, [84] et [85], la méthode HIECON (Hierarchical constraint control) introduite par Adersa et la

méthode SMO (Shell Multivariable Optimizing Controller) développée par Shell [86] et [87] décrit comme un lien entre l'espace d'état et les algorithmes MPC. Les algorithmes de la quatrième génération que sont DMC-plus (Dynamic Matrix Control package) et RMPTC (Robust Model Predictive Control Technology) sont le fruit de la concurrence sur le marché, voir [76] une liste des dernières générations d'algorithmes dont les étapes pour l'implémentation sont détaillées dans [88-90]. Du point de vue académique, d'autres méthodes de commande prédictive axées sur la commande adaptative ont été proposées. Ainsi, nous citons les travaux de [91], et l'algorithme assez connu de la commande prédictive généralisée (GPC) de [92]. Cependant, toutes ces méthodes ont été développées dans le cadre de la commande prédictive linéaire discrète.

- **L'approche GPC (Generalized Predictive Control)** proposée en 1987 par [92], cette méthode est basée sur un modèle CARIMA (Controlled auto-Regressive and Integrated Moving-Average) dont l'équation est donnée par :

$$A(q^{-1})y(t) = B(q^{-1})u(t-1) + C(q^{-1})\varepsilon(t) / \Delta \quad (\text{II.9})$$

Où A et B sont des polynômes en $(q-1)$ tels que :

$$\begin{aligned} A(q^{-1}) &= 1 + a_1q^{-1} + \dots + a_{na}q^{-na} \\ B(q^{-1}) &= b_0 + b_1q^{-1} + \dots + a_{nb}q^{-nb} \end{aligned}$$

La loi de commande GPC est élaborée à partir de la minimisation d'un critère quadratique construit sur l'erreur entre la sortie et le signal de référence et la commande pondérée, voir [92]. Cependant, aucune contrainte, ni sur l'entrée, ni sur la sortie, n'est prise en compte dans cette méthode. Il a fallu attendre 1993, avec les travaux de Camacho, pour que les contraintes soient prises en compte dans la GPC, [10].

- **La méthode CGPC (Continuous-time Generalized Predictive Control)** s'appuie sur les modèles de système SISO strictement propre :

$$Y(s) = \frac{B(s)}{A(s)}U(s) + \frac{C(s)}{A(s)}V(s) \quad (\text{II.10})$$

Où A , B et C sont des polynômes fonction de la variable de Laplace s . Les variables $Y(s)$, $U(s)$ et $V(s)$ désignent, respectivement, la sortie, la commande et les perturbations. La prédiction de la sortie est faite à partir du développement en séries de Maclaurin tronquées, [94]. Plus de détails sont donnés dans [93]. Quelques études comparatives ont été faites entre la commande prédictive linéaire à temps continu et celle à temps discret, [95]. Une analyse de stabilité robuste de la CGPC est, par ailleurs, donnée dans [96].

II. 3.2 La commande prédictive non linéaire

La commande prédictive non linéaire (NMPC) est une technique de commande robuste, car pouvant fonctionner avec des incertitudes et perturbations sans directement les prendre en compte. Cette

propriété vient du fait que la NMPC est très proche de la commande optimale. Quelques résultats concernant la robustesse inhérente à la NMPC instantanée sont donnés dans [97]. D'autres méthodes prenant en compte directement les incertitudes et perturbations sont basées sur la formulation min-max. nous citerons les travaux de [98] et [99]. D'après [100], les points clés de la commande prédictive non linéaire (NMPC) sont les suivants:

- utilisation directe de modèles non linéaires pour la prédiction ;
- considération explicite des contraintes sur l'état et l'entrée ;
- minimisation "en ligne" d'une fonction coût définie ;
- comportement prédit généralement différent du comportement en boucle fermée ;
- nécessité d'une solution temps réel d'un problème de contrôle optimal en boucle ouverte pour l'application ;
- accessibilité des états du système à la mesure ou à l'estimation pour la prédiction.

La NMPC a connu, tout comme la MPC, de nombreuses applications dans le monde industriel. Cependant ces dernières, une centaine, sont beaucoup moins nombreuses que celles de la commande prédictive linéaire (4500 applications industrielles, [76]).

II. 3.3 Problème général de la commande prédictive non linéaire

Considérons le système non linéaire suivant, [101] :

$$\dot{x}(t) = f(x(t), u(t)) \quad (\text{II.11})$$

Avec $x(0) = x_0$, soumis aux contraintes d'état et d'entrée :

$$X = \{x \in R^n : x_{\min} \leq x \leq x_{\max}\}$$

$$U = \{u \in R^n : u_{\min} \leq u \leq u_{\max}\}$$

Résoudre un problème de commande prédictive non linéaire (avec contraintes), revient à résoudre le problème de commande optimale en boucle ouverte à horizon fini suivant :

$$\min J(x, \hat{u}, T_p) = \int_t^{t+T_p} (\|\hat{x}(\tau, x(t), t)\|_Q^2 + \|\hat{u}(\tau)\|_R^2) d\tau$$

Soumis à :

$$\begin{cases} \dot{\hat{x}}(t) = f(\hat{x}, \hat{u}) \\ \hat{x}(t, x, t) = x(t) \end{cases}$$

Et

$$\begin{cases} \hat{x}(\tau, x(t), t) \in X \\ \hat{u}(\tau) \in U \end{cases}$$

Les variables en chapeau sont celles qui sont estimées. La résolution d'un tel problème soulève deux obstacles majeurs :

- la stabilité pour les systèmes contraints à horizon fini

- la lourdeur du calcul numérique. En effet, un problème d'optimisation non linéaire doit être
- résolu "en ligne" et il n'est pas garanti de trouver un optimum global, ou, au pire des cas, même local, [102].

Pour contourner ces obstacles, plusieurs méthodes ont été proposées. D'une part, pour résoudre le problème de stabilité pour un système sous contraintes à horizon fini, le premier résultat intéressant a été celui de [103]. Ils ont introduit une contrainte d'égalité terminale dans le critère :

$$\hat{x}(t + T_p) = 0$$

Autrement dit, ils forcent l'état du système à atteindre zéro à la fin de l'horizon de prédiction T_p . Une illustration de cette idée est donnée figure II.2.

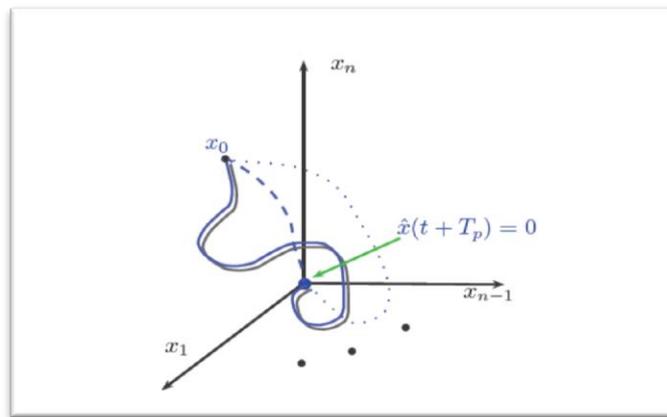


Figure II.2. Contrainte égalité.

Cependant, en termes de calcul numérique, résoudre un problème d'optimisation dynamique avec une contrainte égalité est très lourd, voire impossible à résoudre en un temps fini [102]. En plus de cela, la contrainte terminale imposée se résume en une région très restreinte : un point.

Pour éviter ce problème, [103] ont proposé d'agrandir la région terminale, voir figure II.3, en relaxant la contrainte d'égalité terminale au profit d'une contrainte d'inégalité terminale, toujours sur l'état. Elle est telle que :

$$\hat{x}(t + T_p) \leq 0$$

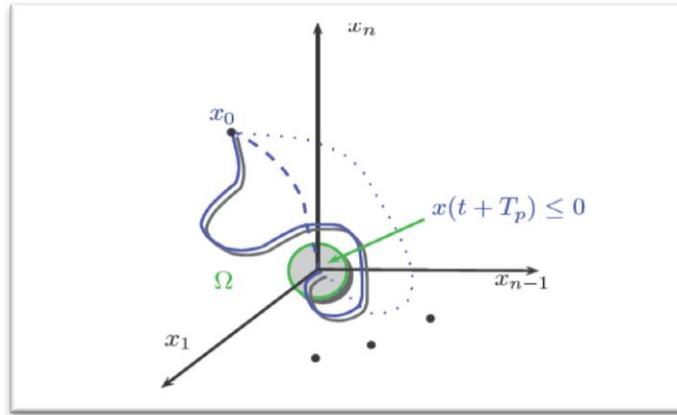


Figure II.3. Contrainte inégalité.

Avec cette méthode, l'espace d'état du système considéré est divisé en deux parties, [101] :

- un premier sous-espace, dans laquelle la loi de commande prédictive est appliquée, correspondant à l'extérieur de la région terminale, soit $R^n \setminus \Omega$
- un second sous-espace, qui est la région terminale, dans laquelle une loi de commande de retour d'état linéaire est appliquée.

Cette technique reste faisable si le passage entre les deux lois de commande est possible. Autrement dit, il faut que l'état de notre système, à la fin de l'horizon de prédiction T_p , se trouve à la frontière de la région terminale. Le problème de stabilité est alors résolu par une méthode duale.

- **La QIH-NMPC (Quasi-Infinite Horizon NMPC)**. C'est une technique basée sur la linéarisation par approximation du système non linéaire considéré. Ses différentes étapes sont les suivantes, [101] :
 - Etape 1 : calculer la linéarisation Jacobienne (A, B) du système non linéaire de départ, puis déterminer le retour d'état localement stabilisant : $u = Kx$.
 - Etape 2 : choisir une constante positive $\alpha < -\lambda \max(A_K)$ et résoudre l'équation de Lyapunov afin d'obtenir la matrice symétrique et définie positive P .
 - Etape 3 : trouver le plus grand β_1 définissant la région Ω_1 telle que les contraintes d'état et d'entrée soient satisfaites lorsque x est dans Ω_1 .

$$\Omega_1 = \{x \in R^n : x^T P x \leq \beta_1\}, \text{ Avec } \Omega_1 \subset X, K_x \in U, \forall x \in \Omega_1$$

- Etape 4 : trouver le plus grand β dans $]0, \beta_1[$ spécifiant une région terminale Ω ;

$$\Omega = \{x \in R^n : x^T P x \leq \beta\}$$

Telle que l'état optimal, solution du problème d'optimisation suivant, soit non positive :

$$\max_x = x^T P \Phi(x) - \alpha x^T P x \leq \beta$$

Avec

$$\Phi(x) = f(x, K_x) - A_k x$$

- Etape 5 : choisir l'horizon de prédiction T_p satisfaisant :

$$T_p \geq T_c + T_s$$

Où T_s est le temps maximum nécessaire pour que le système non commandé atteigne Ω en partant de x_0 . Cependant, la loi de commande par retour d'état linéaire dans la région terminale n'est jamais implémentée. Avec cette méthode et à chaque pas d'échantillonnage, le problème d'optimisation non linéaire est résolu "en ligne" avec des contraintes sur l'entrée et les contraintes d'inégalité terminale.

Bien que d'autres résultats rigoureux pour la stabilité de la NMPC aient été établis, ils ne sont pas implémentables en pratique [104].

- **NCGPC (Nonlinear Continuous-time Generalized Predictive Control)**. L'objectif avec cette méthode de commande est de faire de la poursuite asymptotique de trajectoire de la sortie $y(t)$ sur la référence $w(t)$ tout en minimisant un critère quadratique construit sur l'erreur de prédiction entre la référence et la sortie. Son algorithme est basé sur un modèle non linéaire affine en contrôle tel que :

$$\dot{x} = f(x) + g(x)u \quad (\text{II.12})$$

La prédiction de la sortie est faite à partir de son développement en séries de Taylor. Son équation est donnée par :

$$\hat{y}(t + \tau) = \sum_{k=0}^p y^{(k)}(t) \frac{\tau^k}{k!} \quad (\text{II.13})$$

Il en est de même pour la référence. La loi de commande NCGPC est élaborée à partir de la minimisation d'un critère quadratique de façon analytique. En plus de son caractère robuste, la NCGPC permet de résoudre des problèmes de commande de systèmes à non minimum de phase mais également de systèmes dont le degré relatif est mal défini, [105]. Une approche plus générale de cette technique de commande pour une classe de systèmes non linéaires utilisant les approximations est donnée dans [106]. Dans [107] les auteurs se sont appuyés sur la NCGPC pour proposer une technique de commande adaptative pour des systèmes non linéaires. Une étude comparative entre la commande LQR (linear quadratic regulator) et la NCGPC, [109], montre, entre autres, que la stabilité en boucle fermée est obtenue pour la NCGPC avec un horizon de prédiction fini et un changement de coordonnées adéquat. De plus, comme montré par, [108], quel que soit l'horizon de prédiction fixé, le système bouclé est instable si son degré relatif est strictement supérieur à quatre. En effet, *optimalité n'implique pas stabilité*, [81]. Pour résoudre ce problème d'instabilité, [108] propose de choisir l'ordre des dérivées successives du contrôle suffisamment grand, tel que sa différence avec le degré relatif soit inférieure ou égale à quatre, [108].

II. 4 Commande d'un collecteur cylindro-parabolique

La principale différence entre une centrale de production d'électricité quel quelconque et un centrale solaire thermique est que la source d'énergie principale dans le solaire thermique est d'un côté variable et de l'autre non manipulable. En effet la radiation solaire en plus dans son cycle journalier et saisonnier, dépend aussi des conditions atmosphériques, comme la couverture nuageuse, l'humidité et la transparence de l'air. L'objectif de commande est de maintenir la température de sortie du fluide caloporteur de toute l'installation (la moyenne de chaque boucle ou la plus grande température atteinte par une des boucles) à un point de fonctionnement même en présence de perturbations -comme une fluctuation de la radiation solaire - ceci est possible en ajustant le débit du fluide circulant dans le pipe , en effet plus le débit est grand moins le fluide est sous l'effet des radiations et donc la température de sa sortie diminue ,et inversement , plus le débit est bas , le fluide est sous l'effet des radiations concentrées le long du conduit plus longtemps ,et donc sa température de sortie est plus grande .La figure montre diagramme schématique d'un collecteur solaire.

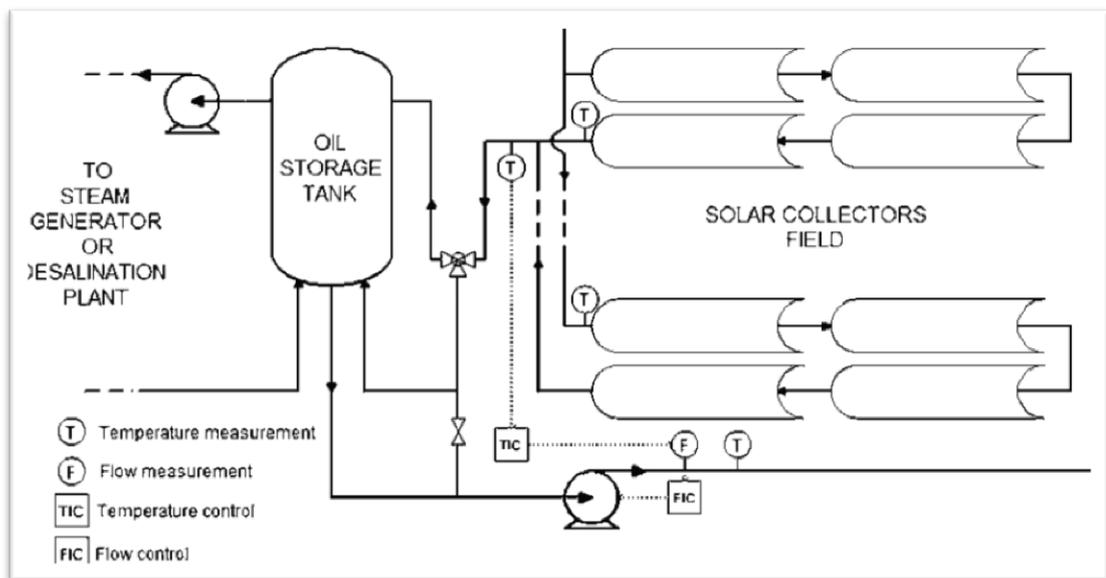


Figure II.4. Diagramme schématique d'un collecteur solaire.

L'une des difficultés est qu'il existe une grande différence entre la vitesse de changement de la perturbation (radiation) et la sortie commandé. Le transfert entre débit du fluide et la température de sortie de celui-ci possède un temps mort qui empêche de réagir directement à la perturbation ,l'autre difficulté est que les propriétés du fluide dépendent aussi de la température , ce qui engendre une complexité et des non linéarités surtout à des bas débits du fluide. Dans le but d'optimiser la production d'énergie, il est nécessaire d'implémenter une loi de commande qui permet au procédé de fonctionner autour du point de fonctionnement optimal [4]. Cette problématique a été abordé, ces dernières années, de différentes manières, allant des théories de commande classiques à aux différentes commandes avancées. Les chercheurs dans [5] ont développé un contrôleur PID auto ajustable .Une commande en cascade a été développée dans [6].Une commande prédictive a été développée dans [7]et [8] .Différentes types de commande adaptative et gain scheduling ont été développée dans [9-15] une commande à modèle interne a été développée dans [16] différentes types de commandes non linéaires ont été de développées dans [16-23]. Une commande robuste a été développée dans [24] et [25] et une commande floue dans [26-29].Une synthèse par réseaux de neurones a été développée dans [32-34]. Dans ce qui suit, nous allons développer une commande prédictive non linéaire continue, et l'appliquer à un collecteur cylindro-parabolique.

II. 5 Commande prédictive d'un collecteur cylindro-parabolique

II. 5.1 Prédiction de la sortie

Soit le collecteur cylindro parabolique décrit par l'équation discrétisée dans l'espace à partir de l'équation donnée dans le chapitre I :

$$\frac{dT_f(n,t)}{dt} = \frac{1}{\rho_f(n)C_f(n)A_f} (InoGK_{opt} - H_l(n)G(T_f(n,t) - T_a)) - \frac{q}{A_f \Delta x} (T_f(n,t) - T_f(n-1,t)) \quad (II.14)$$

Le système étant discrétisé en 7 parties (pour réduire le temps de calcul) où $T(7,t)$ représente la sortie, le développement en série de Taylor de la sortie y à l'instant τ jusqu'à un ordre fixé quelconque N_y , ici égal au degré relatif ρ est :

$$\hat{y}(t + \tau) = \sum_{k=0}^{\rho} y^{(k)}(t) \frac{\tau^k}{k!} + R(\tau^\rho) \quad (II.15)$$

Où t correspond à l'instant présent et $(t + \tau)$ à l'instant de prédiction. Le terme $R(\tau)$ représente les éléments d'ordre supérieur du développement qui, lorsqu'ils sont négligés, donnent l'équation suivante :

$$\hat{y}(t + \tau) = \sum_{k=0}^{\rho} y^{(k)}(t) \frac{\tau^k}{k!} \quad (II.16)$$

Par analogie la prédiction de la sortie est :

$$\hat{\omega}(t + \tau) = \sum_{k=0}^{\rho} \omega^{(k)}(t) \frac{\tau^k}{k!} \quad (II.17)$$

la sortie est donné par l'équation suivante:

$$\dot{y} = \frac{1}{\rho_f(N)C_f(N)A_f} (InoGK_{opt} - H_l(N)G(y - T_a)) - \frac{q}{A_f \Delta x} (y - T_f(N-1,t)) \quad (II.18)$$

Pour notre système le degré relatif est égale à 1. Le but est de trouver une loi de commande telle que, la sortie y poursuive asymptotiquement, pour un horizon de prédiction fixé, le signal de référence ω lorsque le temps t tend vers l'infini. Pour atteindre cet objectif, définissons l'erreur $e(t)$ telle que :

$$e(t) = y(t) - \omega(t) \quad (II.18)$$

Elle tendra vers zéro lorsque la sortie tend vers le signal de référence, sous l'effet optimal d'une loi de commande résultant de la NCGPC.

II. 5.2 Erreur de prédiction

Soit $\hat{e}(t + \tau)$ l'erreur de prédiction à l'instant $(t + \tau)$, définit comme suit :

$$\hat{e}(t + \tau) = \hat{y}(t + \tau) - \hat{\omega}(t + \tau) \quad (II.19)$$

Soit $\Lambda(\tau)$, un vecteur ligne tel que :

$$\Lambda(\tau) = [1 \quad \tau]$$

Et

$$Y(t) = \begin{bmatrix} y(t) \\ \dot{y}(t) \end{bmatrix}, \Omega(t) = \begin{bmatrix} \omega(t) \\ \dot{\omega}(t) \end{bmatrix}, E(t) = Y(t) - \Omega(t)$$

Alors, l'erreur prédite s'écrit

$$\hat{e}(t + \tau) = \Lambda(\tau) Y(t) - \Lambda(\tau) \Omega(t)$$

Ou, de manière équivalente

$$\hat{e}(t + \tau) = \Lambda(\tau) E(t)$$

La construction du critère peut donc être faite pour l'élaboration de la loi de commande.

II. 5.3 Construction du critère et élaboration de la loi de commande

L'élaboration de la loi de commande NCGPC va se faire dans un but de poursuite asymptotique d'un signal de référence tout en minimisant un critère quadratique construit sur l'erreur de prédiction. Cependant, cette opération nécessite la vérification des assumptions suivantes, [108]

1. la dynamique des zéros existe et est asymptotiquement stable ;
2. tous les états sont mesurables ;
3. le système étudié à un degré relatif ρ bien défini ;
4. la sortie $y(t)$ et le signal de référence $\omega(t)$ sont suffisamment plusieurs fois continument différentiables par rapport au temps.

Supposons ces assumptions vraies et considérons le critère quadratique J définit de la façon suivante

$$J(t) = \frac{1}{2} \int_0^T \hat{e}(t + \tau)^2 d\tau \quad (\text{II.20})$$

Où T est l'horizon de prédiction, t l'instant présent et τ , l'instant auquel la présentation est faite, appartenant à l'intervalle $[t, T + \tau]$:

$$J(t) = \frac{1}{2} \int_0^T E(t)^T \Lambda(\tau)^T \Lambda(\tau) E(t) d\tau$$

Où, de manière équivalente

$$J(t) = \frac{1}{2} E(t)^T \left[\int_0^T E(t)^T \Lambda(\tau)^T \Lambda(\tau) d\tau \right] E(t)$$

Car le vecteur E n'est pas fonction de la variable τ mais de la variable t .

Nous avons,

$$\int_0^T E(t)^T \Lambda(\tau)^T \Lambda(\tau) d\tau = \begin{bmatrix} T & \frac{T^2}{2} \\ \frac{T^2}{2} & \frac{T^3}{3} \end{bmatrix}$$

Ainsi, la loi de commande est élaborée à partir de la minimisation du critère par rapport à la commande u . D'où :

$$\frac{\partial J}{\partial u} = 0 \quad (\text{II.21})$$

Par conséquent

$$\left(\frac{\partial E(t)}{\partial u} \right)^T \begin{bmatrix} T & \frac{T^2}{2} \\ \frac{T^2}{2} & \frac{T^3}{3} \end{bmatrix} E(t) = 0$$

À partir de cette équation nous pouvons tirer notre commande :

$$u = \frac{3}{2T} \frac{A_f \Delta x(x_7 - \omega)}{x_7 - x_6} - \frac{A_f \Delta x \dot{\omega}}{x_7 - x_6} + \frac{A_f \Delta x I (I - H_f G(x_7 - T_a))}{\rho_f A_f C_f (x_7 - x_6)} \quad (\text{II.22})$$

Remarquons que ce résultat, du point de vue automatique, est très intéressant : car la commande obtenue est celle de la linéarisation entrée-sortie par retour d'état (FL) sans les termes de placement de pôles, en l'occurrence v . En effet, pour des systèmes non linéaires SISO, de degré relatif au plus égal à quatre, la stabilité en boucle fermée est assurée de façon implicite [108]. Pour $\omega(t)$ différent de zéro, la loi de commande est, exactement, celle de la FL, [69]. La seule différence est que les coefficients K qui caractérisent la stabilité du système bouclé sont différents de ceux de la FL. En effet, pour la NCGPC, ils résultent directement de la minimisation du critère, tandis que pour la FL, ils sont choisis arbitrairement de manière à garantir la stabilité en boucle fermée. La NCGPC est alors une FL optimale dans un nouveau système de coordonnées ou une poursuite asymptotique optimale de trajectoire [70].

II. 6 Simulations et analyses

II. 6.1 Performances

En utilisant les mêmes paramètres du système que ceux utilisés pour le PID dans le chapitre I et en prenant un horizon de prédiction $T=10$ nous obtenons les résultats de simulations suivantes :

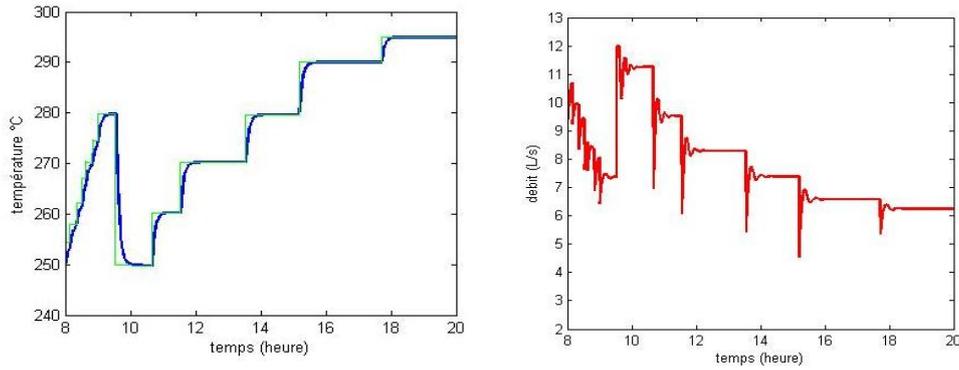


Figure II.5. Simulation obtenue avec la NCGPC.

Nous remarquons que le système bouclé suit parfaitement la référence (erreur statique nulle), la commande est énergétique et arrive même à saturation ($t=10$) (la pompe étant limitée à 12 litres/s), mais les oscillations dans les hautes températures (bas débits) ont disparues car la commande n'est pas synthétisée que pour un seul point de fonctionnement (cas de la commande PID) mais pour faire face aux fortes non linéarités présentes dans les bas débits.

II. 6.2 Influence de l'horizon de prédiction

Prenons le cas général d'un système de degré relatif égale à 1 (similaire à notre système sans les perturbations).

$$z_1 = h - \omega \quad (\text{II.23})$$

Et le système résultant est donné par :

$$\dot{z}_1 = L_f h - \dot{\omega} + u L_g h$$

En remplaçant u avec la loi de commande trouvée précédemment nous obtenons :

$$\dot{z}_1 = -k_{10} z_1$$

Avec

$$k_{10} = \frac{3}{2T}$$

D'où le polynôme caractéristique $P_{IT}(\lambda)$ du système bouclé :

$$P_{IT}(\lambda) = k_{10} + \lambda$$

Soit $D_I(p)$ le dénominateur d'une fonction de transfert du premier ordre $H_I(p)$ telle que :

$$H_I(p) = \frac{G_1}{1 + \theta p} \quad (\text{II.24})$$

Où G_1 et Θ représentent, respectivement, le gain statique et la constante de temps. Alors $D_1(p)$ est donné par $D_1(p) = 1 + \Theta p$. Le seul et unique pôle de H_1 est $p = -1/\Theta$. Aussi, la seule racine du polynôme $P_{IT}(\lambda)$ est $\lambda = -K_{10}$. En égalisant ces deux expressions littérales, il vient :

$$k_{10} = \frac{1}{\theta}$$

Or $K_{10} = 3/2T = 1/\Theta$. Par conséquent, l'horizon de prédiction est donné par :

$$T = \frac{3\theta}{2}$$

Nous pouvons alors déduire le temps de réponse t_r en fonction de l'horizon de prédiction qui est égal à trois fois la constante de temps. Ainsi :

$$t_r = 3\theta = 2T$$

Lorsque T croît, la racine $\lambda = -3/2T$ tend vers zéro, tout en étant dans la partie gauche du plan complexe sans jamais la quitter, et donc, le temps de réponse croît linéairement. [70]. Afin d'illustrer ce résultat nous avons simulé la réponse d'un collecteur solaire thermique commandé avec la commande NCGPC en faisant varier l'horizon de prédiction T :

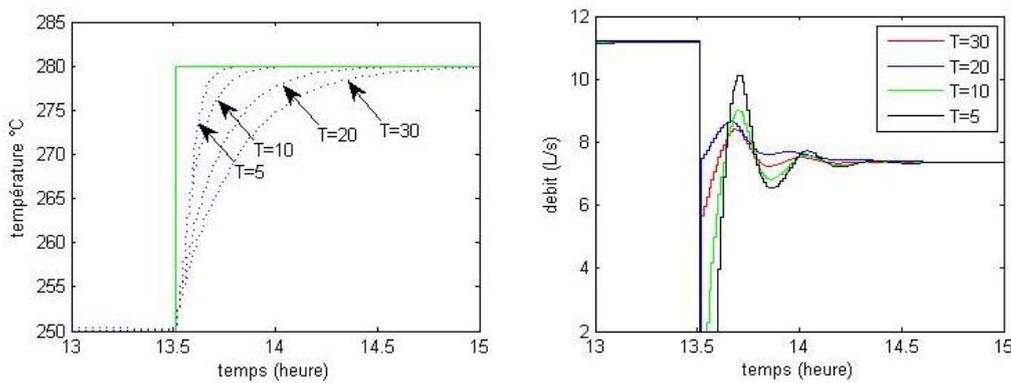


Figure II.6. Influence de l'horizon de prédiction.

La figure montre qu'en diminuant l'horizon de prédiction, nous obtenons des réponses plus rapides, au prix d'une commande plus énergétique, un compromis doit être fait car le choix finale devra tenir compte des performances d'un côté et les contraintes sur la pompe (durée de vie, limites).

II. 6.3 Robustesse vis-à-vis des perturbations

En introduisant une perturbation dans le système régulé avec un NCGPC ($T=10$), dans ce cas traduite par le passage d'un nuage sur l'installation solaire thermique et en prenant les mêmes paramètres pris précédemment sauf que la radiation est simulée à partir d'un modèle typique d'une radiation journalière du 04/05/2013 dans la wilaya de Ouergla nous obtenons les résultats de simulations suivantes :

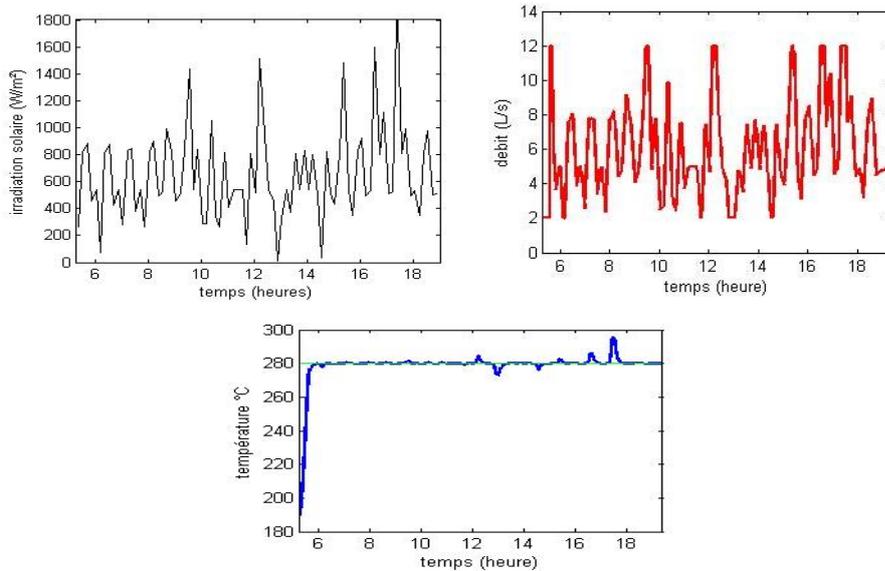


Figure II.7. NCGPC avec passage d'une perturbation.

La figure II.7 montre un bon suivi de la référence même en présence des perturbations, avec un temps de réponse instantané, cela est due à la présence de termes de compensation des perturbations dans l'expression de la commande donné par l'équation, ce qui donne le caractère robuste de la commande.

II. 6.4 Robustesse vis-à-vis des variations paramétriques

Subissant plusieurs cycles de chauffage refroidissement, l'huile synthétique utilisée comme fluide caloporteur peut perdre de ces propriétés thermiques, en effectuant une variation de 5% de sa masse volumique du fluide et de sa capacité thermique, nous avons simulé le comportement du système bouclé avec la commande NCGPC synthétisée pour le cas où ces variations ne sont pas pris en compte ;

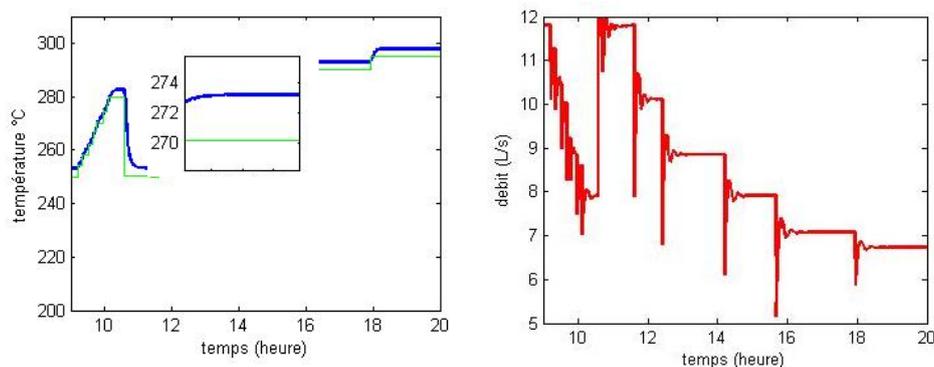


Figure II.8 NCGPC avec variation paramétrique de 5%.

Comme le montre la figure, une variation paramétrique de 5% sur la masse volumique et la capacité thermique montre que la poursuite est biaisé d'environ 3°C ce qui reste à l'intérieur des limites de tolérance qu'on pourrait se fixée qui serait de +/- 5 °C.

II. 6.5 Comparaison avec le PID avec action Feed-Forward

La figure montre une comparaison entre les réponses du système bouclé évalué dans les mêmes conditions d'utilisations ;

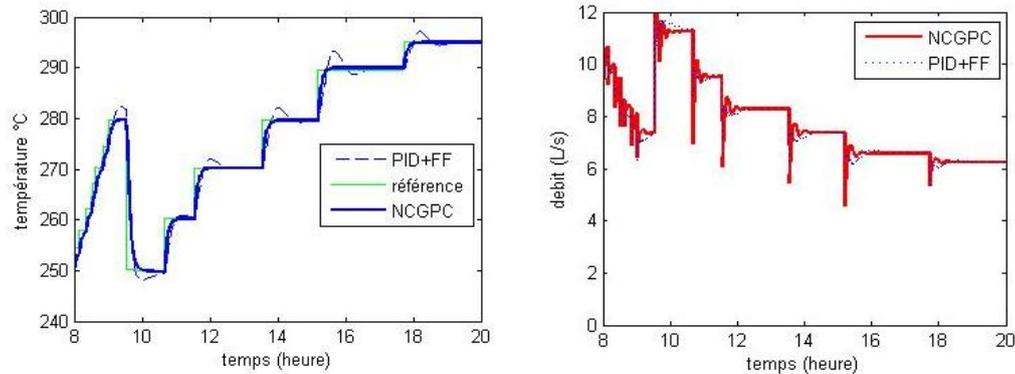


Figure II.9 Comparaison NCGPC et PID+Feed Forward

Nous remarquons que certes, la commande PID est plus douce que celle de la NCGPC mais cette dernière offre des temps des réponses et des performances nettement supérieures, et cela même dans les hautes températures où les non linéarités font apparaître des oscillations à la réponse du système commandé par un PID avec action feed forward. Pour ce qui est du rejet des perturbations, les deux commandes nécessitent la mesure de la radiation solaire afin de pouvoir anticiper les fluctuations de celle-ci, mais on constate que la commande prédictive seule donne un meilleur rejet des perturbations du à son caractère prédictif et robuste.

Conclusion

Dans ce chapitre, l'étude a révélé que la commande NCGPC appliquée à un collecteur solaire thermique est une commande optimale, linéarisante et robuste. En effet, la commande est issue directement de la minimisation d'un critère de prédiction (d'où l'optimalité), peut être assimilée à une commande par linéarisation entrée sortie optimale (FL) et par construction même, robuste par rapport à la stabilité du système linéaire bouclé résultant. Cette robustesse est liée au degré relatif du système non linéaire considéré et à l'horizon de prédiction fixé par l'utilisateur. Puisque pour un degré relatif égal à 1, nous avons un seul pôle situé bien à gauche dans le plan complexe. Cette position est modulée par l'inverse de l'horizon de prédiction. Nous avons vu que cette commande donne de meilleurs résultats qu'un PID avec action feed forward, qu'il s'agisse de temps de réponse, ou de rejet de perturbations.

Chapitre III

Modélisation d'un système de
dessalement par contact
membranaire directe

Introduction

De nos jours, la recherche dans le dessalement de l'eau est capitale du fait du manque d'eau croissant dans notre pays où les ressources en eau sont trop faibles par rapport à la population et à l'agriculture. En effet, tandis que la Terre est recouverte de 72% d'eau, on trouve seulement 3% d'eau douce. Cette eau est inégalement répartie sur la planète : 10 pays se partagent 60% des réserves d'eau douce alors que 29% des pays subissent de nombreuses sécheresses. L'eau de mer représente donc une richesse quasiment inépuisable, mais uniquement si on peut la dessaler. Il existe plusieurs procédés de dessalements de l'eau de mer, le plus connu étant l'osmose inverse, car très utilisé en industrie. Dans ce chapitre nous allons présenter un tout nouveau procédé de dessalement qui possède un énorme potentiel de développement, ce procédé est appelé : procédé de dessalement par contact membranaire directe (direct contact membrane desalination (DCMD)).

Nous allons pour commencer, donner un aperçu de toutes les technologies de dessalements existantes puis nous allons nous intéresser au procédé DCMD, que nous allons simuler et étudier ses performances. Nous allons aussi étudier les paramètres qui influent sur les performances de ce procédé afin de le dimensionner correctement.

III. 1 Définitions

Pour la suite de notre travail plusieurs termes seront utilisés dont voici la définition [118] :

- *Adsorption* : Phénomène réversible de fixation et de concentration de substances particulières, moléculaires ou ioniques d'un fluide sur la surface active d'un corps (par exemple une membrane).
- *Perméabilité* : Aptitude d'une membrane à se laisser traverser par un fluide.
- *Sélectivité* : Aptitude d'une membrane à séparer les constituants d'un mélange.
- *Perméat* : Phase traversant la membrane lors de la filtration, appelé aussi filtrat.
- *Retentât* : Phase retenue par la membrane lors de la filtration.
- *Pression transmembranaire* : Différence de pression de part et d'autre d'une membrane.
- *Convection* : Transfert de solutés au travers d'une membrane poreuse entraînés par le flux de solvant, créé par une différence de pression
- *Diffusion* : Transfert de solutés au travers d'une membrane sous l'effet d'une force motrice telle qu'une différence de concentration, de potentiel chimique ou de potentiel électrique.
- *Module* : Ensemble élémentaire d'une installation de séparation par membranes comprenant un ou plusieurs éléments filtrants (membranes) et les éléments nécessaires à leur insertion dans un procédé (carter, cadre, tuyauterie...). Il existe plusieurs types de modules (plan, tubulaire, fibre

creuse, spirale), qui correspondent aux différentes géométries de membranes (planes, tubulaires, fibres creuses)

- *Densité de flux de perméation* : Flux volumique ou massique traversant une membrane, pour 1 m² de surface membranaire.

III. 2 Les Procédés de dessalements

Pour dessaler l'eau il existe diverses techniques, certaines sont plus adaptées à un environnement donné que d'autres. Actuellement on utilise cinq techniques regroupées en deux familles : les procédés de distillation et les procédés membranaires. Les deux fonctionnent selon le même principe général.

On peut diviser une installation de dessalement en 4 postes principaux:

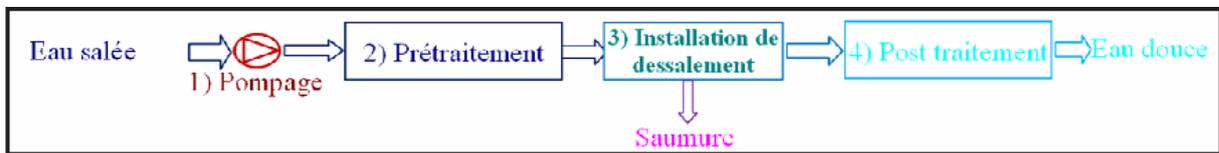


Figure III.1. Schéma général d'une installation de dessalement.

- **L'alimentation en eau de mer** peut s'effectuer soit par prise directe, soit par puits côtiers. Ce dernier système permet d'obtenir une eau non turbide, ce qui soulage les prétraitements.
- **Le prétraitement**
 - 1) Chloration : Bloque la prolifération des organismes vivants. Evite l'obstruction des conduites.
 - 2) Filtration : Protège les pompes et assure le bon fonctionnement des pulvérisateurs.
 - 3) Antitartre : La distillation favorise précipitation du carbonate de calcium qui se dépose sur la paroi des échangeurs et réduit le transfert de chaleur.
- **Installation de dessalement**
 - 1) Procédés de distillation : L'eau de mer chauffée produit de la vapeur d'eau qu'il suffit de condenser pur obtenir de l'eau pure.
 - 2) Procédés membranaires : L'eau et les sels dissous sont séparés au moyen de membranes sélectives.
- **Le post-traitement** permet de rendre l'eau potable en 2 étapes (en sortie de l'unité de dessalement, l'eau n'est pas potable car elle est déminéralisée).
 - 1) Correction de la corrosivité : le traitement consiste à ajouter du $\text{Ca}(\text{OH})_2$ ou du CaCO_3 .
 - 2) Désinfection finale : bien que certains procédés (osmose inverse) retiennent tous les microorganismes, il est nécessaire d'assurer une désinfection à la sortie de l'usine.

Le schéma suivant montre les différents types de procédés de dessalement.

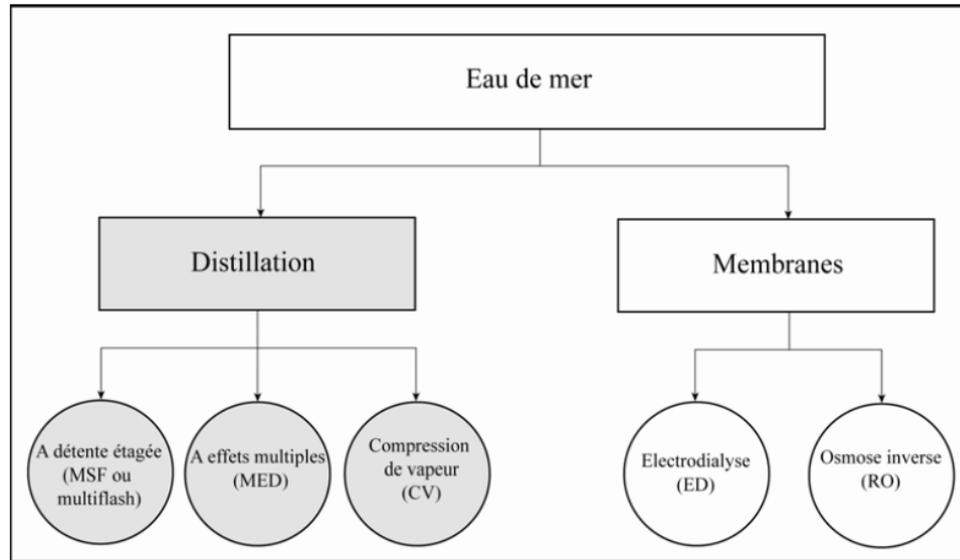


Figure III.2. Les différents types de procédés de dessalement

III. 2.1 Procédés de distillation

Ils sont mis en œuvre depuis longtemps sur les navires, où les moteurs Diesel émettent une quantité significative de chaleur récupérable.

III. 2.1.1 Distillation à simple effet

Son principe est simple : il reproduit le cycle naturel de l'eau. Dans une enceinte fermée, un serpentin de réchauffage porte à ébullition l'eau de mer. La vapeur produite se condense au contact d'un deuxième serpentin alimenté par l'eau de mer froide. Un groupe électropompe soutire l'eau condensée ; un deuxième l'eau de mer concentrée ou saumure. Cette première solution est simple à mettre en œuvre et n'offre qu'un rendement réduit, aussi elle n'est utilisée que dans les navires disposant d'une source d'énergie thermique. Le schéma suivant montre le principe de la distillation simple effet [115] :

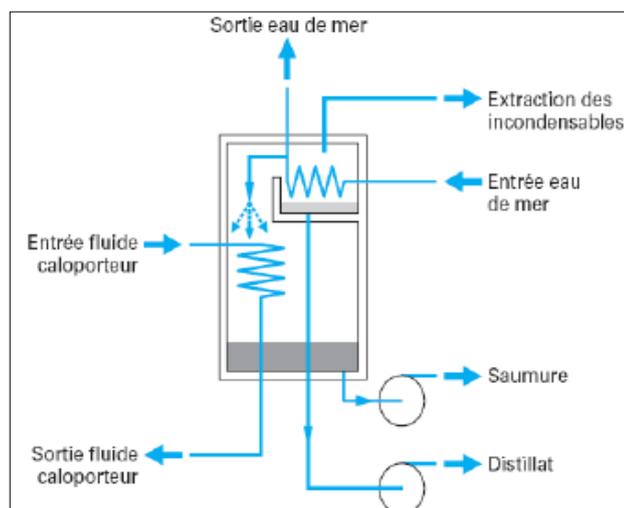


Figure III.3. Schéma d'une distillation à simple effet.

III. 2.1.2 Distillation à multiples effets (MED)

L'évaporateur MED est constitué de plusieurs cellules simples consécutives, dans lesquelles on diminue la pression (et la température) du premier (chaud) au dernier (le froid). Chaque cellule (aussi appelé effet) contient un faisceau de tubes. Le sommet du faisceau est arrosé avec l'eau de mer qui coule autour des tubes par gravité [116]. La chaleur cédée lors de la condensation réchauffe l'eau de mer à l'extérieur des tubes qui s'évapore en partie. Après l'évaporation, l'eau de mer se concentre en donnant de la saumure au fond de la cellule. La vapeur créée par l'évaporation de l'eau de mer est utilisée comme moyen de chauffage pour l'effet suivant où le processus se répète. Dans la dernière cellule, la vapeur produite se condense dans un échangeur thermique. Cet échangeur, est rafraîchi par l'eau de mer. À la sortie du condenseur final, la partie de l'eau de mer réchauffée est utilisée pour alimenter l'unité, l'autre partie est rejetée à la mer. La saumure et le distillat sont collectés dans chaque cellule d'où ils sont extraits par des pompes centrifuges. Cette solution apporte une amélioration du rendement par rapport à la première. Une amélioration significative de l'efficacité du système est apportée par la 'compression de vapeur' [115].

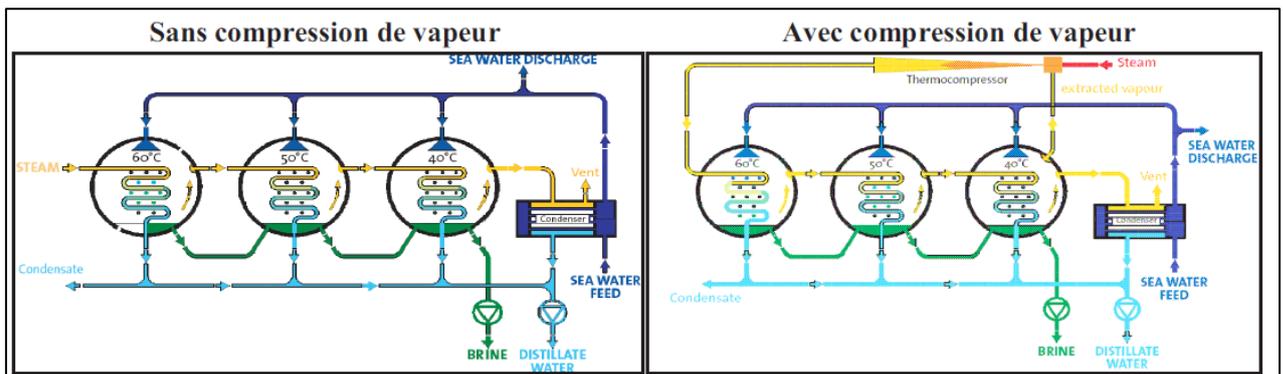


Figure III.4. Schéma d'une distillation à multiples effets.

III. 2.1.3 Procédé par détente successives ou procédé Flash (MSF)

Dans ce procédé l'eau salée est introduite à T_0 et serpente à travers les différentes chambres en condensant de la vapeur au passage. Elle passe ensuite dans un réchauffeur ou elle atteint T_{max} puis elle est introduite dans le bas des chambres où elle se vaporise puis se condense sur le serpentin. L'eau condensée est récupérée alors que la saumure est évacuée. La figure suivante montre un schéma de principe du procédé [115].

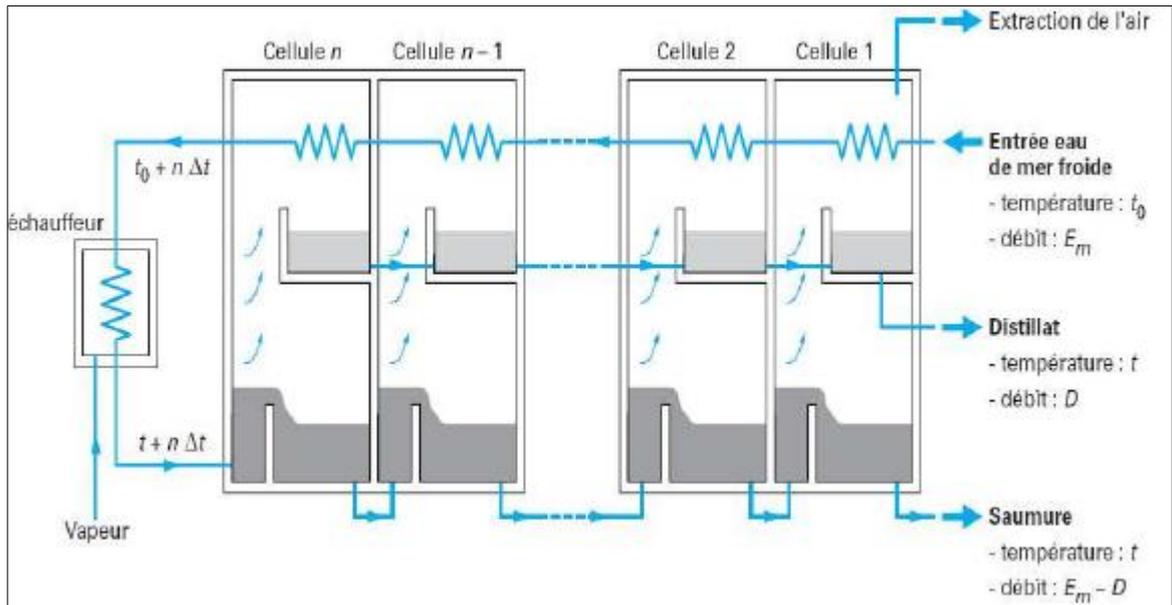
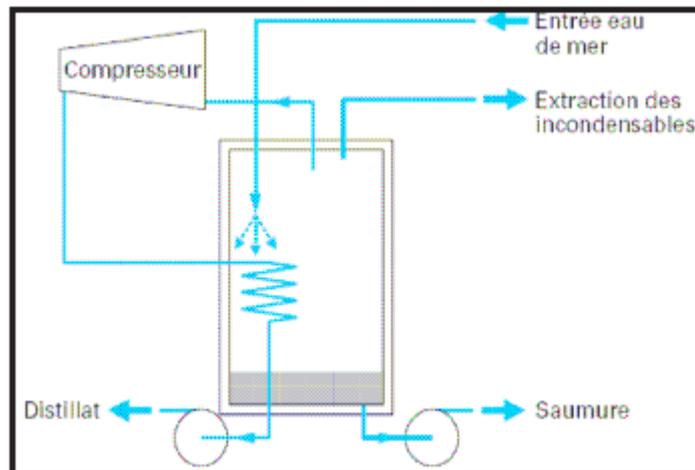


Figure III.5. Schéma du procédé par détente successive ou procédé Flash (MSF).

III. 2.1.4 Distillation par compression de vapeur (MVC)

Dans ce procédé, l'eau à dessaler est portée à ébullition dans une enceinte isolée thermiquement. La vapeur produite est aspirée par un compresseur qui élève sa température de saturation. Cette vapeur traverse ensuite un faisceau tubulaire et se condense en provoquant l'ébullition de l'eau salée. Le schéma suivant montre le principe de fonctionnement de la distillation par compression de vapeur [115].



• Figure III.6. Schéma d'une distillation par compression de vapeur (MVC).

III. 2.2 Procédés membranaires

III. 2.2.1 Osmose inverse (RO)

Il existe différentes techniques de filtration de l'eau (filtration conventionnelle, microfiltration, ultrafiltration, nano filtration, osmose inverse) selon le domaine d'utilisation. Ces techniques se différencient principalement par la taille des particules qu'elles arrêtent. Le cas extrême est l'osmose

inverse qui arrête tous les solutés contenus dans l'eau mais laisse passer le solvant. L'osmose est un phénomène naturel. Si l'on considère 2 solutions de concentrations salines différentes séparées par une membrane. L'eau migre spontanément de la solution diluée à la solution la plus concentrée. Si l'on applique une pression supérieure à la pression osmotique (pression d'équilibre) le solvant va migrer de la solution concentrée à la solution diluée c'est l'osmose inverse.

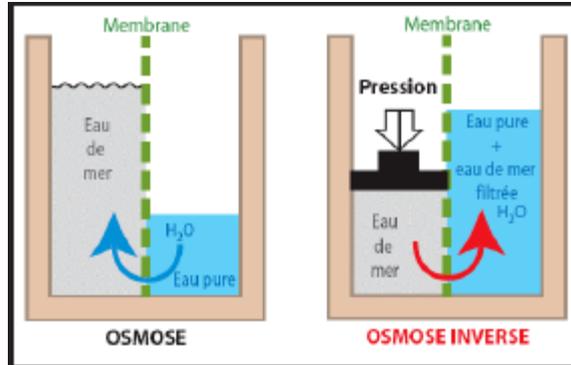


Figure III.7. Osmose inverse.

Les principaux avantages de cette technique est qu'elle offre un bon taux de récupération de le eau (55%),une bonne modularité des systèmes ,et un faible cout d'investissement . les principaux inconvénients sont la sensibilité des membranes à l'encrassement, le cout élevé de maintenance ,et la basse qualité de l'eau comparé aux procédés thermiques [117].

III. 2.2.2 Electrodialyse (ED)

Le principe de fonctionnement est représenté schématiquement sur la figure III.8. [115]. Les deux compartiments sont alimentés avec une solution saline MX (M^+ , X^-) de concentration C_0 . Sous l'effet du courant, les cations M^+ , qui migrent vers la cathode, traversent les MEC et sont stoppés par les MEA. De la même manière, les anions X^- , qui migrent vers l'anode, traversent les MEA et sont stoppés par les MEC. On obtient ainsi, en sortie d'empilement, deux solutions : une solution MX « déminéralisée », appelée diluât, dont la concentration est inférieure à la concentration d'entrée, et une solution MX « concentrée », appelée concentrât, dont la concentration est supérieure à la concentration d'entrée.

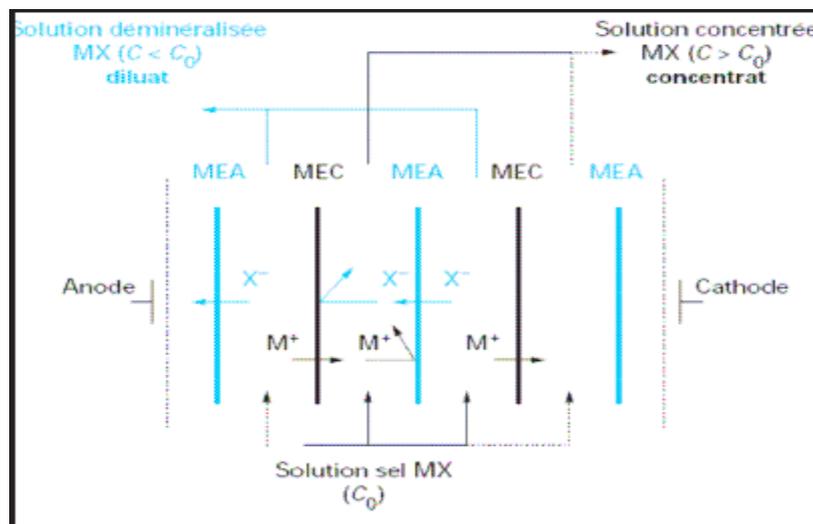


Figure III.8. Schéma d'une installation d'électrodialyse [115].

Comparé à l'osmose inverse, l'électrodialyse fonctionne avec des basses pressions, et donc réduit le risque de surpression des systèmes, en plus le rinçage des membranes après chaque arrêt n'est pas nécessaire, ce qui réduit le coût d'entretien. Malgré cela, cette technique n'est pas très utilisée en industrie car, celle-ci ne permet pas d'enlever les substances non ioniques comme les microorganismes, aussi le système prend plus de place, et devient trop chère pour des salinités élevées [117].

III. 2.2.3 Distillation membranaire (MD)

La distillation membranaire est une technologie émergente pour le dessalement. Elle diffère des autres technologies membranaires : la force agissante pour le dessalement est la différence de la pression de vapeur d'eau à travers la membrane, plutôt que la pression totale. Les membranes de MD sont hydrophobes, ce qui permet à la vapeur d'eau (mais pas à l'eau liquide) de passer. Le gradient de pression de vapeur est créé par chauffage de l'eau, élevant ainsi sa pression de vapeur. Le besoin majeur en énergie est pour l'énergie thermique. Cette technique est encore à l'état expérimental et se divise en quatre procédés, dans tous ces procédés, le liquide chaud circule dans un côté de la membrane et la vapeur formée passe à travers cette membrane qui atteint l'autre côté, la différence étant le mécanisme de condensation qui diffère d'une technique à une autre.

III. 2.2.4 Distillation à membrane air gap (AGMD)

Les modules de distillation à membrane air Gap (AGMD) sont composés de trois canaux séparés: le canal d'évaporation (eau de mer chaude), le canal condenseur (courant de refroidissement) et l'intervalle d'air (ou canal de perméat). La condensation du distillat prend place sur une surface froide séparée de la membrane par un espace supplémentaire où circule un gaz inerte, typiquement de l'air (figure III.9). Cet entrefer, entre la membrane et la surface de condensation, permet de réduire sensiblement la perte de chaleur à travers la membrane. L'avantage de l'AGMD, par rapport à DCMD, est une plus faible consommation d'énergie spécifique, mais l'inconvénient est la réduction des flux spécifiques [117].

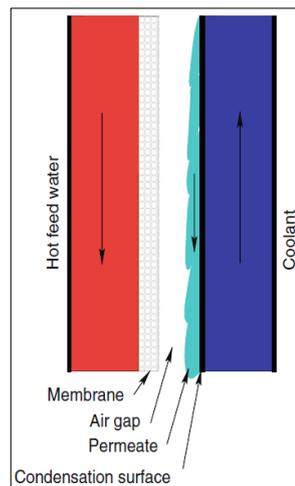


Figure III.9. Schéma de l'air gap membrane. (AGMD) [117].

III. 2.2.5 Distillation membranaire par balayage des gaz (SGMD).

Dans la distillation membranaire par balayage de gaz (SGMD) la membrane hydrophobe microporeuse sépare une solution aqueuse d'une phase gazeuse, agissant en tant qu'agent d'extraction. La vapeur formée par évaporation à l'interface liquide / vapeur, diffuse à travers un film le gaz stagnant dans les pores de la membrane vers le gaz de balayage. Le côté gauche (canal d'évaporation) est rempli d'une solution aqueuse chaude (l'eau de mer chaude) (figure III.10). Le côté droit (canal de perméat) contient le perméat vaporisé, ainsi qu'un agent de démoulage (air sec). En SGMD, l'agent d'extraction dans le canal de perméat s'écoule de façon continue et transporte la vapeur dans un condenseur, qui est situé à l'extérieur du module. Les dimensions du condenseur externe doivent être relativement importantes en raison de la haute fraction gazeuse, et un débit relativement élevé. Un flux de faible volume se traduirait par une augmentation de la température des gaz et des vapeurs de fraction dans le gaz de balayage, et donc à une diminution de la température effective à travers la membrane (la force motrice pour le transfert de masse). L'agent de décapage peut également être refroidi par l'intermédiaire d'un canal supplémentaire situé à côté du canal du perméat (analogue à AGMD).

L'avantage de SGDM, par rapport à AGMD, est une diminution de la résistance de la masse à transporter en raison de la turbulence obtenue par la phase gazeuse en circulation et par conséquent une augmentation du flux spécifique de vapeur [119].

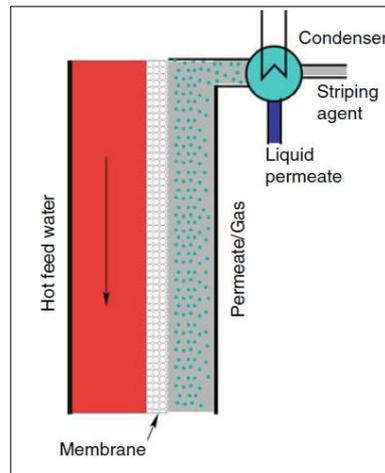


Figure III.10. Schéma de la SGMD [117].

III. 2.2.6 Distillation à membrane sous vide (VMD)

La distillation sous vide à membrane (VMD) permet également l'utilisation d'un entrefer. Mais à la différence des autres types décrits ci-dessus, ce procédé est conduit par un vide. Le vide appliqué maintient la pression du côté du perméat inférieure à la pression de vapeur d'équilibre, ce qui contribue à la création de la force d'entraînement. Comme SGMD, l'eau la vapeur se condense dans un condenseur externe. VMD peut être utilisé pour l'enlèvement de composants volatils dans une solution aqueuse (par exemple, des composés organiques volatils (COV) comme l'éthanol). En outre, il peut être appliqué lorsque l'aliment contient des sels non volatile comme, par exemple, dans l'eau de mer.

Le principal avantage de VMD est l'élimination simultanée des inerts non solubles, les gaz qui bloquent les pores de la membrane et par conséquent de diminuer le flux. Même à différences de température inférieure, le flux pourrait être augmenté par le vide appliqué. L'opération de MD à des températures inférieures est bénéfique pour la réduction de la générale effets d'échelle. D'autre part, le

vide appliqué diminue également le CO_2 concentration de la charge d'alimentation, ce qui provoque un indice de mise à l'échelle ultérieure. La figure III.11 montre un schéma de la VMD.

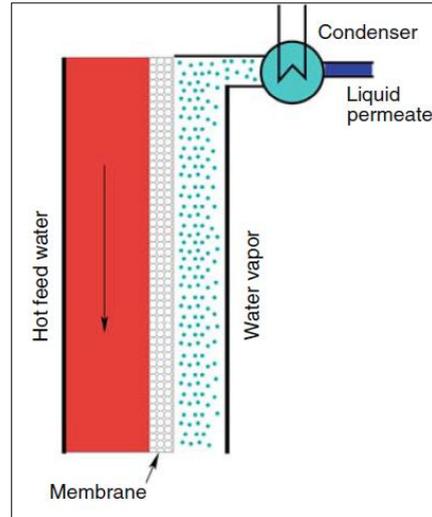


Figure III.11. Schéma de la VMD [117].

III. 2.2.7 Distillation membranaire avec contact direct (DMCD)

En distillation avec contact direct (DCMD) les deux côtés de la membrane sont en contact direct avec un courant de liquide. Sur la gauche de la membrane représentée sur la figure III.12, le liquide chaud (c.-à-eau de mer chaude) s'écoule dans le canal évaporateur, tandis que sur la droite un liquide froid (c. refroidi perméat ou distillat) est diffusé. Le transfert de chaleur (ainsi que le transfert de masse) se produit du côté le plus chaud vers le côté froid. Le liquide dans le canal de l'évaporateur est rempli en permanence et réchauffé, tandis que le volume du liquide dans le perméat augmente et se réchauffe. L'une des principales caractéristiques de DCMD est que l'écart entre la surface de la membrane et le courant de condensat est très étroit. Cet écart est dû à la nature de la membrane. Cela rend la température de la surface de la membrane très proche de celle du courant du condensat, ce qui permet d'avoir des forces motrices élevées pour le transfert de masse.

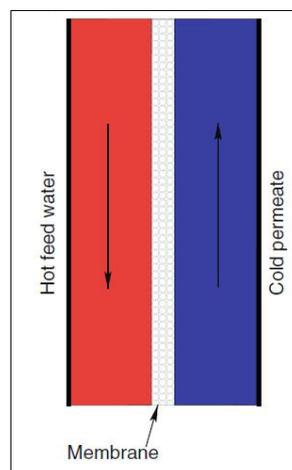


Figure III.12. Distillation par DCMD [117].

Dans ce qui suit nous allons nous intéresser au procédé de dessalement par contact membranaire directe (DCMD) objet de notre étude.

III. 3 Modélisation d'un système de dessalement par contact membranaire directe

Le processus DCMD utilise une différence de température comme force motrice pour le transfert de masse à travers la membrane. Ainsi, les transferts de chaleur et de masse dans les MD sont dans la même direction (du côté chaud vers le côté froid) et sont couplés entre eux [120]. La figure illustre ces processus dans DCMD. La température d'alimentation, T_f , diminue le long de la couche limite à la surface de la membrane jusqu'à T_1 . De l'eau s'évapore et est transporté à travers la membrane. Simultanément, la chaleur est conduite à travers la membrane vers le perméat (côté froid). La température du flux froid T_p augmente jusqu'à T_2 , à la surface de la membrane sur le côté froid se condense la vapeur d'eau. La force d'entraînement est donc la différence de pression de vapeur entre T_1 et T_2 , qui est inférieure à la différence de pression de vapeur entre T_f et T_p . Ce phénomène est appelé polarisation de la température. Le coefficient de température de polarisation est défini par :

$$\tau = \frac{T_1 - T_2}{T_f - T_p} \quad (\text{III.1})$$

III. 3.1 Le transfert de chaleur dans DCMD

Le transfert de chaleur comprend deux étapes [127], en premier lieu, les transferts de chaleur du côté chaud vers le côté froid à travers la membrane sous forme de chaleur sensible et de chaleur latente, d'autre part, les transferts de chaleur par convection, du fait de la différence de température résultant de la première étape. Dans la première étape, comme représenté sur la Figure, la chaleur sensible est conduite à travers la membrane vers le côté froid, et la chaleur latente est transporté par la vapeur d'eau qui s'est évaporée à partir de l'interface entre le flux chaud et les pores de la membrane et s'est condensée à l'interface entre les pores et les flux froid [128]. La température d'alimentation (T_f) descend à travers la couche limite sur la face d'alimentation à T_1 . La température T_p dans le perméat de la couche limite augmente à T_2 . La différence de pression de vapeur à travers la membrane dépend de la température T_1 et T_2 , et la force d'entraînement est donc $P_{T1} - P_{T2}$ où P_{T1} et P_{T2} sont les pressions de vapeur à T_1 et T_2 , respectivement. [129].

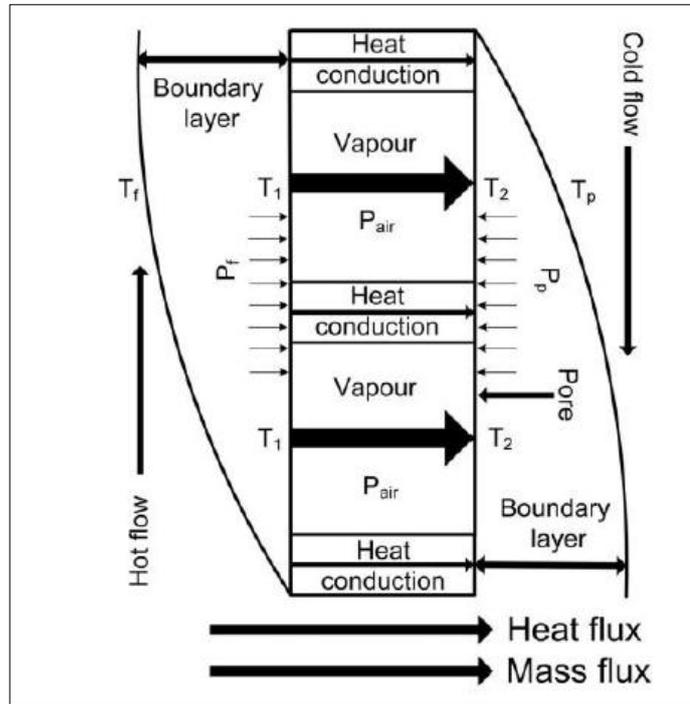


Figure III.13. Transfert de chaleur et transfert de masse dans la membrane [127].

Selon les deux procédés de transfert de chaleur décrit ci-dessus, le bilan thermique peut être décrit par [129].

$$Q_1 = \frac{\lambda}{b} A(T_1 - T_2) + JH_{latente} \quad (\text{III.2})$$

$$\lambda = \lambda_{air} \varepsilon + \lambda_{solid} (1 - \varepsilon)$$

$$Q_2 = \alpha(T_f - T_1)$$

Comme $Q_1 = Q_2$

$$Q = \alpha_f(T_f - T_1) = \frac{\lambda}{b} A(T_1 - T_2) + JH_{latente} = \alpha_p(T_2 - T_p) = JH_{latente} + U(T_f - T_p) \quad (\text{III.3})$$

où Q_1 ou Q_2 sont les quantités totales de chaleurs transférées depuis le côté chaud vers le côté froid, λ est la conductivité thermique de la membrane, b est l'épaisseur de la membrane, ε est la porosité de la membrane, A est la surface de la membrane, α_f est le coefficient de transfert de la chaleur convective sur le côté chaud, J est le flux de perméat, et $H_{latente}$ est la chaleur latente de vaporisation. Dans l'équation. (III.2), $(\lambda / b) A (T_1 - T_2)$ est la perte de chaleur sensible à travers la membrane et est $JH_{latente}$ la chaleur d'évaporation. Le coefficient de transfert de chaleur par convection peut être exprimé par [131],

$$\alpha_f = -\frac{\lambda_f}{T_f - T_1} \left(\frac{dT}{dy} \right)_{boundary} \quad (\text{III.4})$$

Où λ_f est la conductivité thermique de la charge, et $\left(\frac{dT}{dy}\right)_{boundary}$ est le gradient de température dans la couche limite thermique de la charge. À partir de l'équation. (III.4), il se trouve que le coefficient de transfert de chaleur par convection peut être amélioré en réduisant efficacement l'épaisseur de la couche limite thermique.

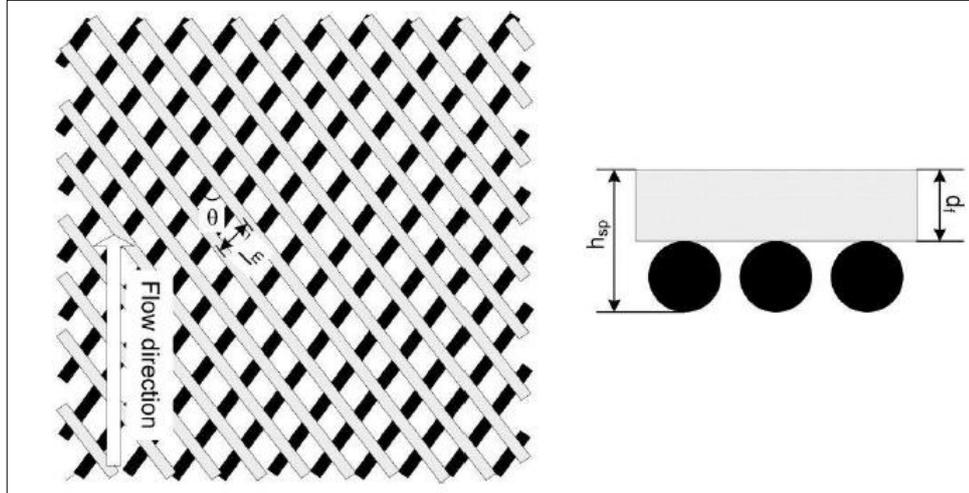


Figure III.14. Promoteurs de turbulence dans la membrane.

La présence de promoteurs de turbulence (figure **III.14**), (zig zag) peut effectivement réduire l'épaisseur de la couche limite thermique et améliorer α_f [130].

III. 3.2 Le transfert de masse

Le transfert de masse dans le processus MD comprend trois étapes: d'abord la charge chaude se vaporise, en second lieu la vapeur est entraînée par la différence de pression de vapeur de l'interface chaude vers l'interface froide à travers les pores, et en troisième lieu la vapeur se condense dans le flux côté froid [132]. Par conséquent, il existe deux principaux facteurs qui règlent le transfert de masse: la différence de pression de la vapeur, et la perméabilité de la membrane.

Le mécanisme de transport de masse dans les pores de la membrane est régi par trois mécanismes de base connue sous le nom de diffusion de Knudsen (K), écoulement de Poiseuille (P) et diffusion moléculaire (M). Le nombre de Knudsen (K_n) est utilisé pour indiquer le mécanisme de transfert de masse dominant dans les pores.

$$K_n = l/d$$

où d est la taille moyenne des pores de la membrane et l est le libre parcours moyen des molécules définies dans [133].

Les mécanismes moléculaires de transport de masse à travers un pore de la membrane sont présentés comme analogie à un circuit électrique [134] sur la Figure **III.15**.

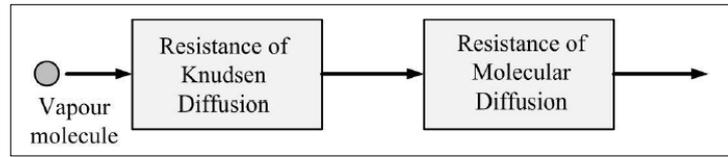


Figure III.15. Mécanisme de transport moléculaire

Selon la théorie du transfert de masse représenté sur la figure, le transfert de masse à travers les pores de la membrane peut être exprimé sous la forme [134] :

$$\frac{1}{J} = \frac{1}{J_m} + \frac{1}{J_k} \quad (\text{III.5})$$

Avec

$$J_k = \frac{4}{3} d \frac{\varepsilon}{bt} \sqrt{\frac{M}{2\pi RT}} (P_{T1} - P_{T2})$$

Et

$$J_m = \frac{M}{1-x_A} \frac{\varepsilon D_{AB}}{btRT} (P_{T1} - P_{T2})$$

où J_m et J_k sont le flux de vapeur à travers la membrane résultant de la diffusion de Knudsen et moléculaire, b est l'épaisseur de membrane, t est la tortuosité des pores, R est la constante universelle des gaz, M est la masse moléculaire de la vapeur, et P_{T1} et P_{T2} sont les pressions de vapeur à la température T_1 et T_2 , qui peuvent être calculée par l'équation Antoine [135]. Une simplification des équations de transfert de masse a été donnée dans [136] :

$$J = C_{\text{membrane}} (P_{T1} - P_{T2}) \quad (\text{III.6})$$

Avec

$$C_{\text{membrane}} \propto \frac{d^a \varepsilon}{tb} \quad (\text{III.7})$$

III. 3.3 Modèle mathématique

Le procédé DCMD est un procédé de séparation de deux écoulements à différentes températures en utilisant un matériau membrane hydrophobe. La force d'entraînement de la membrane est la différence de pression créée par le gradient de température des deux écoulements. La forme générale du flux de massique peut être exprimée comme suit :

$$J = c_m \Delta P^{sat} = c_m (P_a^{sat} - P_b^{sat}) \quad (\text{III.8})$$

Le mélange eau-sel peut ne pas être idéal du et au final le flux de l'eau pure peut être exprimé par l'équation suivante [134]:

$$J = c_m ((1-x_{NaCl})(1-0.5x_{NaCl}-10x_{NaCl}^2)P_a^{sat} - P_b^{sat}) \quad (\text{III.9})$$

Où x_{NaCl} représente la concentration du sel, P_a^{sat} et P_b^{sat} sont les pressions de saturations de l'eau sur le côté chaud et froid de la membrane respectivement, elles peuvent être estimées par l'équation d'Antoine suivante [135]:

$$P_k^{sat} = 133.322 \times 10^{(8.10765 - (1450.286 / (T_k + 235)))}, \quad k = a, b. \quad (\text{III.10})$$

avec T_a et T_b représentent les températures du côté froid et coté chaud respectivement. c_m représente le coefficient membranaire, ce coefficient joue un rôle important dans la modélisation, comme il a été mentionné dans le paragraphe précédent, il existe plusieurs modèles de coefficients membranaire, celui pris dans notre étude est une combinaison du modèle Knudsen et du modèle d'écoulement de Poiseuille, qui a été validé expérimentalement par [144]. Ce modèle est donné par l'équation semi empirique suivante :

$$c_m = c_k + c_p = 1.064 \alpha(T) \frac{\varepsilon r}{\tau \delta_m} \sqrt{\frac{M_w}{RT_m}} + 0.125 \beta(T) \frac{\varepsilon r^2}{\tau \delta_m} \frac{M_w P_m}{\eta_v RT_m} \quad (\text{III.11})$$

Avec $\alpha(T)$ et $\beta(T)$ sont les coefficients de knudsen et poiseuille respectivement, M_w est la masse moléculaire de l'eau, P_m est la pression de saturation moyenne, T_m est la température moyenne, δ_m représente l'épaisseur de la membrane, R est la constante de gaz, ε est la porosité de la membrane (nombre de pores), η_v représente la viscosité, τ représente la tortuosité qui est égale à $1/\varepsilon$.

L'objectif de modélisation étant donc, d'exprimer la variation des températures du côté chaud et froid, puis de déterminer le flux d'eau distillé avec l'équation (III.9).

La figure III.16 montre un schéma de la membrane, celle-ci constitué de deux canaux, le canal chaud (a) qui contient de l'eau salée et le canal froid (b) qui contient de l'eau non salée,

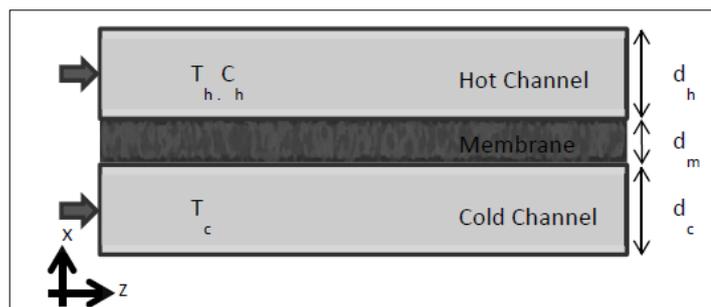


Figure III.16. Schéma de la membrane [144].

Sous des hypothèses appropriées, le bilan de transfert de masse et de chaleur peut être décrit par les relations suivantes:

$$\rho C_p \frac{\partial T(z, x, t)}{\partial t} + \rho C_p Q \frac{\partial T(z, x, t)}{\partial x} = k \rho C_p \left(\frac{\partial^2 T(z, x, t)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T(z, x, t)}{\partial z^2} \right) \quad (\text{III.12})$$

Tous les paramètres sont définis dans la table des nomenclatures. Afin de résoudre cette équation nous avons proposé la méthode suivante : nous avons tout d'abord pris une membrane de petite longueur afin de supposer la variation suivant l'axe z nulle, puis nous réunirons en cascade un certain nombre de

membranes afin de former une membrane de la longueur désirée. La liaison entre chaque membrane est la moyenne des températures de profil de la membrane précédente.

Nous obtenons donc M équations aux dérivées partielles suivant l'axe x, pour résoudre chaque équation nous utiliserons la méthode des différences finies qui transforme les équations aux dérivées partielles (pde) en équations différentielles ordinaires (ode). En discrétisant chaque sous-système suivant l'axe x nous aurons pour le côté chaud (a):

$$\rho_{a,i} C_{a,p} \frac{\partial T_{a,i}(t)}{\partial t} + \rho_{a,i} C_{a,p} Q \frac{T_{a,i}(t) - T_{a,i-1}(t)}{\Delta x} = k_{a,i} \frac{T_{a,i+1}(t) - 2T_{a,i}(t) + T_{a,i-1}(t)}{\Delta x^2} \quad (\text{III.13})$$

Et pour le côté froid (b) :

$$\rho_{eau} C_{b,p} \frac{\partial T_{b,i}(t)}{\partial t} + \rho_{eau} C_{b,p} Q \frac{T_{b,i}(t) - T_{b,i-1}(t)}{\Delta x} = k_{b,i} \frac{T_{b,i+1}(t) - 2T_{b,i}(t) + T_{b,i-1}(t)}{\Delta x^2} \quad (\text{III.14})$$

Avec $i=1 \dots N$. les indices a et b indiquent le côté chaud et froid respectivement. Tous les coefficients sont fonctions de la température locale et ont été déterminées par des méthodes expérimentales et données dans [135] :

$$k_i = -0.46 + 5.8 \times 10^{-3} (T_i + 273.15) - 7.18 \times 10^{-6} (T_i + 273.15)^2$$

$$\rho_{a,i} = \frac{100}{\frac{3.5}{\rho_{NaCl}} + \frac{96.5}{\rho_{eau}(T_i)}}$$

$$\rho_{eau}(T_i) = 819 + 1.49(T_i + 273.15) - 0.003(T_i + 273.15)^2$$

On prend les conditions aux limites suivantes : $x_i = T_{a,i}(t)$. Avec $T_0(t) = T_{inlet}$ qui est la température d'entrée du flux d'eau. $T_N = T_{out}$ qui est la température de sortie.

$$\text{Et } T_{N+1}(t) = \frac{1}{3} (4T_N(t) - T_{a,N-1}(t) - 2\Delta x \frac{J\lambda + k_m \frac{T_{a,N}(t) - T_{b,N}(t)}{\delta_m}}{k_i}). \quad (\text{III.15})$$

Avec k_m représente la conductivité thermique de la membrane elle est donnée par :

$$k_m = \varepsilon k_g + (1 - \varepsilon) k_s \quad (\text{III.16})$$

En prenons N suffisamment grand (dans notre cas N=6 pour le côté chaud et 6 pour le côté froid), nous obtenons les équations d'états suivantes :

Du côté chaud,

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{x}_1 = k_{a,1} \frac{x_2 - 2x_1 + u_1}{\rho_{a,1} C_{a,1} \Delta x^2} - Q \frac{x_1 - u_1}{\Delta x} \\ \dot{x}_2 = k_{a,1} \frac{x_3 - 2x_2 + x_1}{\rho_{a,2} C_{a,2} \Delta x^2} - Q \frac{x_2 - x_1}{\Delta x} \\ \vdots \\ \dot{x}_N = k_{a,N} \frac{x_{N+1} - 2x_N + x_{N-1}}{\rho_{a,N} C_{a,N} \Delta x^2} - Q \frac{x_N - x_{N-1}}{\Delta x} \end{array} \right.$$

Et du coté froid

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{z}_1 = k_{b,1} \frac{z_2 - 2z_1 + u_2}{\rho_{eau} C_{b,1} \Delta x^2} - Q \frac{z_1 - z_1}{\Delta x} \\ \dot{z}_2 = k_{b,1} \frac{z_3 - 2z_2 + z_1}{\rho_{eau} C_{b,2} \Delta x^2} - Q \frac{z_2 - z_1}{\Delta x} \\ \vdots \\ \dot{z}_N = k_{b,N} \frac{z_{N+1} - 2z_N + z_{N-1}}{\rho_{eau} C_{b,N} \Delta x^2} - Q \frac{z_N - z_{N-1}}{\Delta x} \end{array} \right.$$

Avec :

$$x_{N+1} = \frac{1}{3} \left(4x_N - x_{N-1} - 2\Delta x \frac{J\lambda + k_m \frac{x_N - z_N}{\delta_m}}{k_a} \right) \text{ et } z_{N+1} = \frac{1}{3} \left(4z_N - z_{N-1} - 2\Delta x \frac{J\lambda + k_m \frac{z_N - x_N}{\delta_m}}{k_a} \right)$$

Avec u_1 et u_2 représentent les températures d'entrées chaudes et froides respectivement.

La sortie est le flux qui correspond à la somme des flux à chaque section, il est donné par :

$$Y = J = \sum_1^N J_i \quad (\text{III.17})$$

Avec

$$J_i = C_m \left((1 - x_{NaCl}) (1 - 0.5x_{NaCl} - 10x_{NaCl}^2) P_{a,i}^{sat} - P_{b,i}^{sat} \right)$$

Et

$$P_{a,i}^{sat} = 133.322 \times 10^{(8.10765 - (1450.286/(x_i + 235)))}, \quad P_{b,i}^{sat} = 133.322 \times 10^{(8.10765 - (1450.286/(z_k + 235)))}$$

Le schéma suivant montre la méthode utilisée pour résoudre l'équation de température :

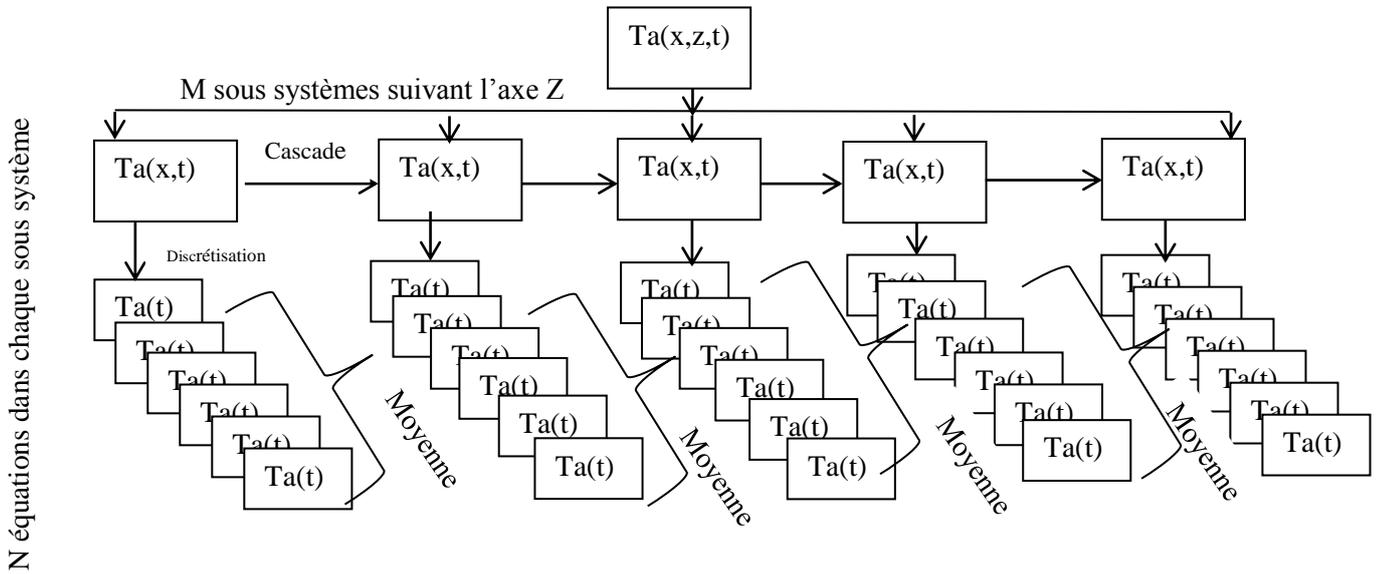


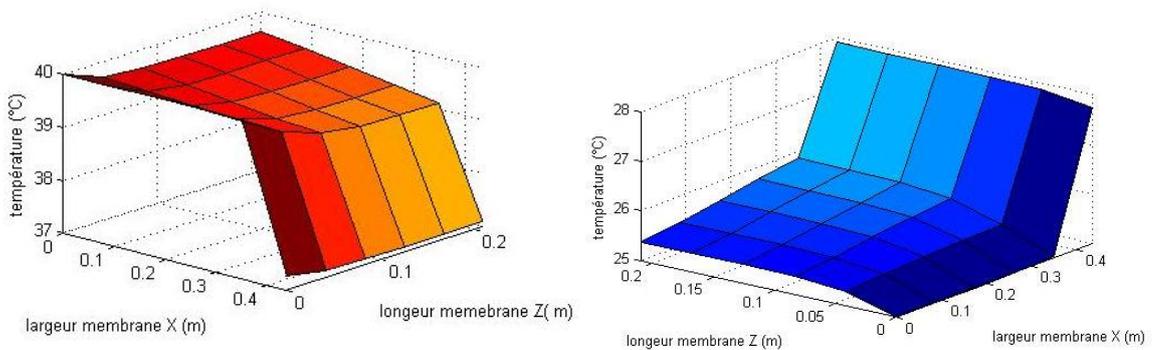
Figure III.17. Schéma de résolution de l'équation de température.

La même méthode est utilisé pour résoudre l'équation du côté froid, le flux d'eau pure est obtenue en sommant le flux de chaque sous système.

Les paramètres de simulations sont :

$C_{pa}=4001(J/KgK)$; $C_{pb}=4182(J/KgK)$; $k_s=0.178(W/mK)$; $M_w=0.018(kg/mol)$; $R=8.3143(J/molK)$;
 $r=5*10^{-8}(m)$; $T_{bin}=25(^{\circ}C)$; $W=0.29(m)$; $\delta_m=130*10^{-6}(m)$; $\epsilon=0.72$; $\Delta x=0.0725(m)$; $\rho_{NaCl}=2170(kg/m^3)$;
 $\lambda=2.246*10^6(J/kg)$; $\eta_v=9.29*10^{-6}(Ns/m^2)$; $K_g(T_m)=0.0144-2.16*10^{-5}(T_m+273.15)+1.32*10^{-7}(T_m+273.15)^2$; $L=0.21(m)$; $x_{NaCl}=3.5\%$; $dc=dh=0.435(m)$;

La résolution de l'équation de température a donné les courbes de simulation suivantes :



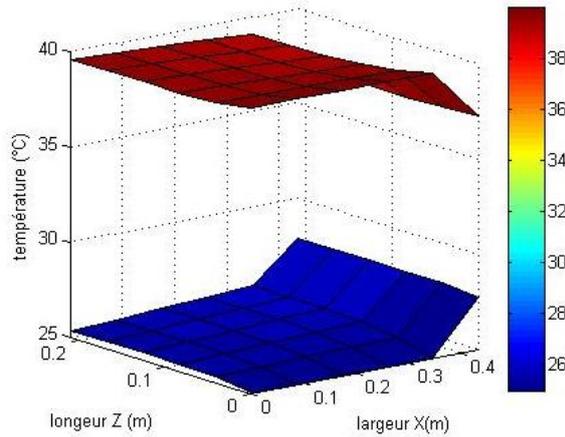


Figure III.18. Solution de l'équation de température dans la DCMD.

Nous pouvons remarquer que plus on avance dans le long de la membrane plus le gradient de température diminue, et plus on avance vers le centre de la membrane plus il diminue aussi, ceci définit le coefficient de polarisation (qu'il soit en longitudinale ou en profil), la meilleur solution pour maximiser le flux est de minimiser la diminution du gradient le long de la membrane, dans ce qui suit nous allons proposer quelques méthodes pour augmenter celui-ci.

III. 3.4 Effet du coefficient de transfert sur le flux

Lors de l'opération de distillation de la membrane, il est souhaitable de minimiser la perte de chaleur sensible ou maximiser la chaleur pour l'évaporation. Afin de minimiser la chaleur sensible, le coefficient de transfert (λ / b) de la membrane donné dans l'équation (1) doit être réduit en abaissant λ ou en augmentant l'épaisseur de la membrane. La figure suivante montre la relation entre l'épaisseur de la membrane et le flux produit.

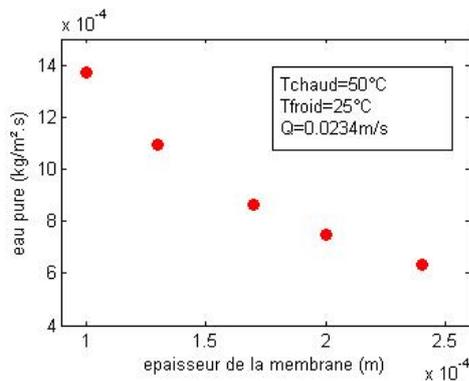


Figure III.19. Relation entre l'épaisseur de la membrane et le flux.

Etant donné que l'augmentation de l'épaisseur de la membrane augmentera également la résistance au transfert de masse et donc diminution du flux il nécessaire de recourir à un autre moyen pour réduire la chaleur sensible.

III. 3.5 Effet la porosité sur le flux

La réduction de la conductivité thermique de la membrane en faisant appel à une membrane plus poreuse est le moyen le plus efficace, car la conductivité thermique de l'air est en général un ordre de grandeur inférieur à celui du matériau de la membrane. En outre, plus la membrane est poreuse, plus la résistance de la membrane pour le transport de la vapeur est moindre [126]. La figure suivante montre la relation entre la taille des pores et la porosité de la membrane et le flux produit :

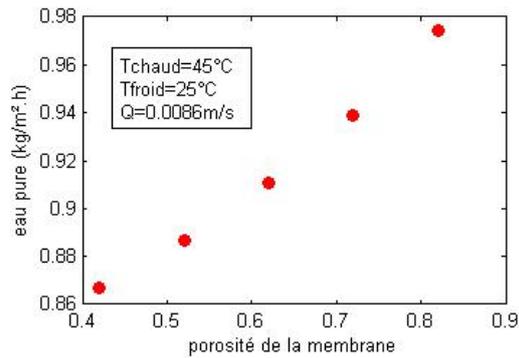


Figure III.20. Relation entre la porosité et le flux.

Comme on peut voir dans la figure, la porosité influe sur le transfert de masse, sauf qu'en pratique il n'est pas possible d'augmenter indéfiniment la taille des pores au risque de perdre l'étanchéité de la membrane. L'augmentation de la porosité reste donc un défi majeur pour la fabrication de la membrane et ainsi augmenter son efficacité.

III. 3.6 Effet du débit et du gradient de température sur le flux

La figure III.21 montre la relation entre le débit d'eau qui rentre dans la membrane et le flux. Les résultats montrent l'augmentation du flux en fonction du débit, en effet l'augmentation du débit conduit à une augmentation de la vitesse de circulation du fluide et donc une augmentation du coefficient de polarisation $\tau = \frac{T_1 - T_2}{T_f - T_p}$, (à ne pas confondre avec rapport de polarisation qui lui est inversement

proportionnel au débit il définit par $\xi = \frac{T_{a,N+1}}{T_{a,0}}$) et donc permet un plus grand gradient de température car

ce dernier est le principale générateur de flux [144]. La figure III.21 montre la relation entre le débit et le flux à différents gradients de températures.

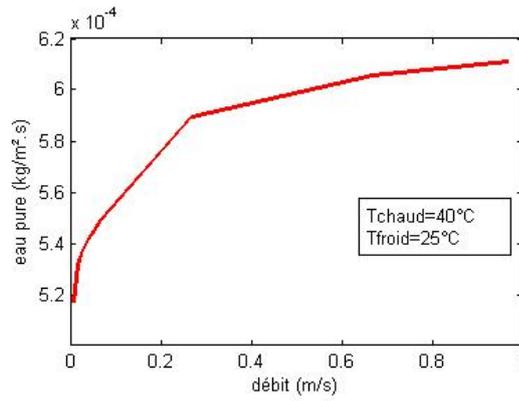


Figure III.21. Relation entre le débit et le flux

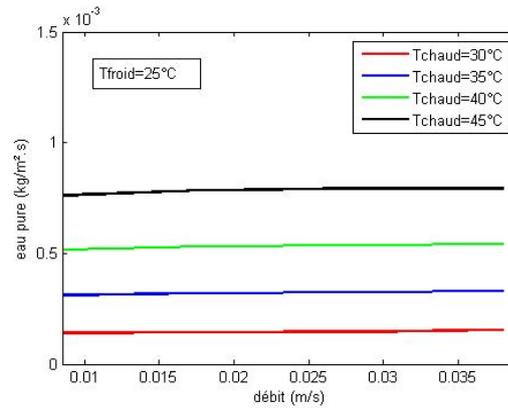


Figure III.22. Relation entre le débit et le flux à différents gradients de températures

L'influence de l'augmentation du débit volumétrique est d'augmenter le coefficient de transfert de chaleur dans le canal, ce qui entraîne à la fois la réduction de la couche limite dynamique et la couche limite thermique. Aussi le débit affect la distribution longitudinale de la température et son profil (figure III.22 et III.23), ce qui diminue le gradient de température le long de la membrane et par conséquent le flux de vapeur transféré.

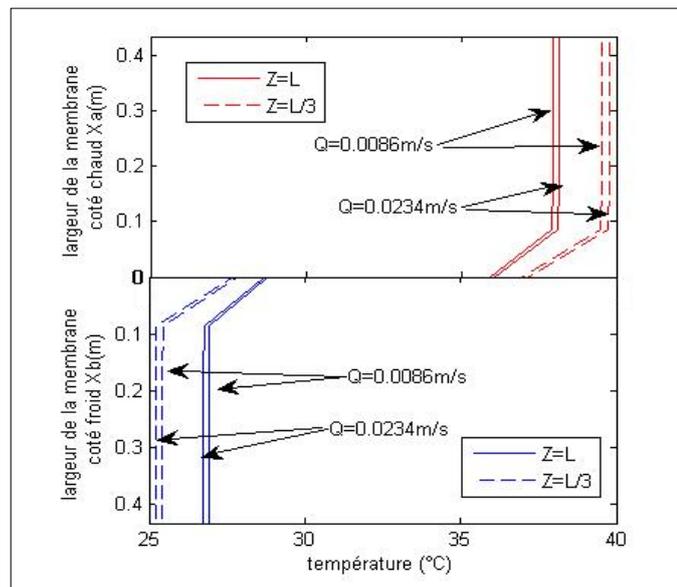


Figure III.22. Profil de température à différents débits.

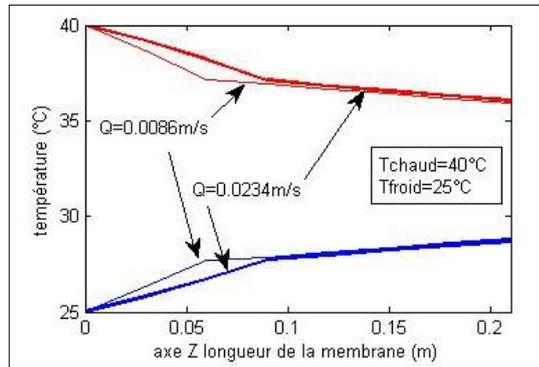


Figure III.23. Distribution longitudinale de la température.

Bien que l'augmentation du débit volumétrique est utile pour améliorer la productivité de l'eau pure comme l'ont confirmé les figures. La productivité de l'eau pure et le gain sur l'énergie de vaporisation, définie par la chaleur latente que multiplie le flux de l'eau pure, approche une valeur finie avec l'augmentation du débit volumétrique sous des conditions fixes de températures, comme indiqué sur les figures III.21, III.22, et Le tableau III.1, respectivement. Le tableau III.1 montre que l'incrément l'énergie de vaporisation augmente avec l'augmentation de la température d'entrée de l'eau saline, mais diminue avec l'augmentation du débit volumétrique. L'incrément de l'énergie de vaporisation diminue avec l'augmentation du débit volumétrique et semble atteindre une valeur faible car la production d'eau pure ne peut dépasser la valeur fixée par la différence de température du côté chaud et froid. En outre, pour des raisons économiques, l'énergie hydraulique dissipée causée par l'opération de pompage est également discutée et montrée dans le tableau III.1.

Tableau III.1. Prédictions théoriques de l'énergie de vaporisation et de l'énergie hydraulique dissipées [144].

	Vaporization energy gain (W)				Hydraulic dissipated energy (W)			
	$T_{a,in} = 30^\circ\text{C}$	$T_{a,in} = 35^\circ\text{C}$	$T_{a,in} = 40^\circ\text{C}$	$T_{a,in} = 45^\circ\text{C}$	$T_{a,in} = 30^\circ\text{C}$	$T_{a,in} = 35^\circ\text{C}$	$T_{a,in} = 40^\circ\text{C}$	$T_{a,in} = 45^\circ\text{C}$
$Q = 0.0086 \text{ m/s}$	11.67	29.35	49.70	72.73	3.12×10^{-5}	2.97×10^{-5}	2.84×10^{-5}	2.73×10^{-5}
$Q = 0.0144 \text{ m/s}$	16.27	39.59	66.63	97.46	8.66×10^{-5}	8.25×10^{-5}	7.89×10^{-5}	7.59×10^{-5}
$Q = 0.0201 \text{ m/s}$	19.10	46.54	77.15	112.90	1.70×10^{-4}	1.62×10^{-4}	1.55×10^{-4}	1.49×10^{-4}
$Q = 0.0259 \text{ m/s}$	21.11	53.19	84.67	124.70	2.81×10^{-4}	2.67×10^{-4}	2.56×10^{-4}	2.46×10^{-4}

Les pertes par frottement causées par un joint ou une canalisation sont négligées alors que les pertes par frottement avec les parois de la membrane sont prises en compte dans cette étude. Les résultats montrent que l'énergie hydraulique dissipée augmente avec l'augmentation du débit volumétrique, mais diminue avec l'augmentation de la température de l'eau saline d'entrée à cause de la faible viscosité à la température de fluide plus élevée [144]. Heureusement, la prédiction théorique de la consommation d'énergie hydraulique dissipée est restée négligeable dans la présente étude. Avec ces points à l'esprit, une grande consommation d'énergie peut se produire à un débit volumétrique élevé en raison du rapprochement inévitable entre l'incrément de vapeur d'eau et de l'énergie hydraulique dissipée. La meilleure solution pour optimiser la production de l'eau pure - à part améliorer les caractéristiques de la membrane - est d'assurer un gradient de température le plus élevé possible entre les deux côtés de la membrane.

En pratique, l'épaisseur de la membrane est limitée par sa résistance mécanique. Pour optimiser le flux, il est nécessaire d'augmenter la différence de température entre le côté chaud et froid ou bien augmenter le coefficient de polarisation de température [130]. La figure III.23 montre les différents flux obtenus avec différents gradients de températures, le gradient de température étant la différence entre le

canal chaud et froid, nous avons maintenu la température du côté froid constante et fait varier la température du côté chaud :

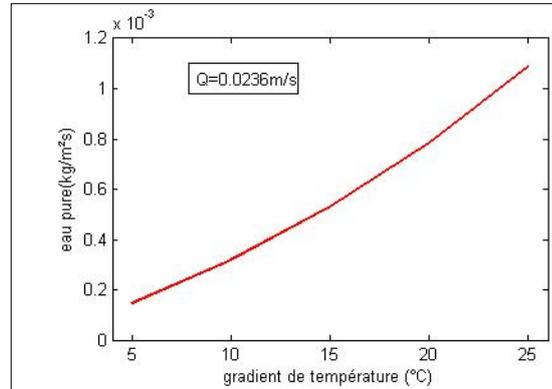


Figure III.24. Effet du gradient de la température sur le flux

Nous pouvons remarquer que plus le gradient de température est élevé plus le flux augmente. En effet c'est le facteur principal qui génère le transfert de masse en créant une différence de pression entre les deux canaux de la membrane. Il est important aussi de signaler que nous ne pouvons pas augmenter indéfiniment la température de l'eau chaude afin que celle-ci ne s'évapore pas du côté chaud avant même de passer dans la membrane.

On peut constater que le flux de MD peut être augmenté en augmentant la taille des pores et la porosité, et en réduisant l'épaisseur de la membrane. Cependant, à partir de l'équation. (1), la réduction de l'épaisseur de la membrane augmente également la perte de chaleur sensible à partir du côté chaud vers le côté froid, ce qui conduit à une réduction du flux de l'eau en raison de la diminution des écarts de température d'interface (différence de pression de vapeur). Par conséquent, il y a une épaisseur de membrane optimale pour une efficacité distillation membranaire. Aussi, il a été constaté que le coefficient de transfert de masse ne sera pas grandement affectée par le débit, et les changements de température (40-80°C) dans la MD aura peu d'effet sur la couche limite. [126]. Par conséquent il est important de maintenir un gradient de température optimale dans la membrane afin d'optimiser la production d'eau pure.

III .3.7. Compensation du gradient de température avec le débit

Nous avons vu qu'il faudrait maintenir le gradient de température à un niveau optimal afin d'assurer une bonne production d'eau pure, sauf qu'il est possible de ne plus pouvoir maintenir la température de l'alimentât à la température désirée. La solution proposée dans ce qui suit consiste à augmenter le débit d'eau chaude afin de compenser la diminution du gradient de température, ceci n'est possible qu'à une certaine tolérance, car on ne peut pas augmenter indéfiniment le débit pour les raisons citées dans le paragraphe précédent.

Tout d'abord considérons le transfert flux- débit, puis prenons la température d'eau chaude comme perturbation, selon la figure III.25 la perturbation peut être modélisée par une fonction de transfert d'ordre 1 avec un gain 0.16 et une constante de temps 50s. Le transfert flux-débit peut être modélisé par une fonction de transfert d'ordre 1 avec un gain de 4.65 et une constante de temps de 16.6s (figure III.26). Ces valeurs sont calculé pour le point d'équilibre Tchaud=40°C, Tfroid=25°C, Q=0.0086m/s.

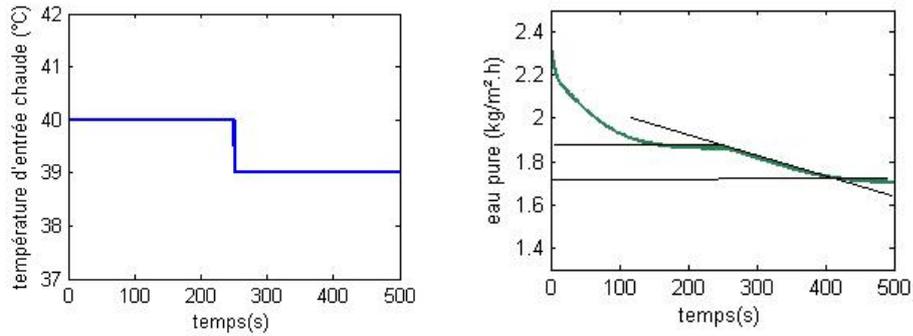


Figure III.25. Transfert gradient-flux

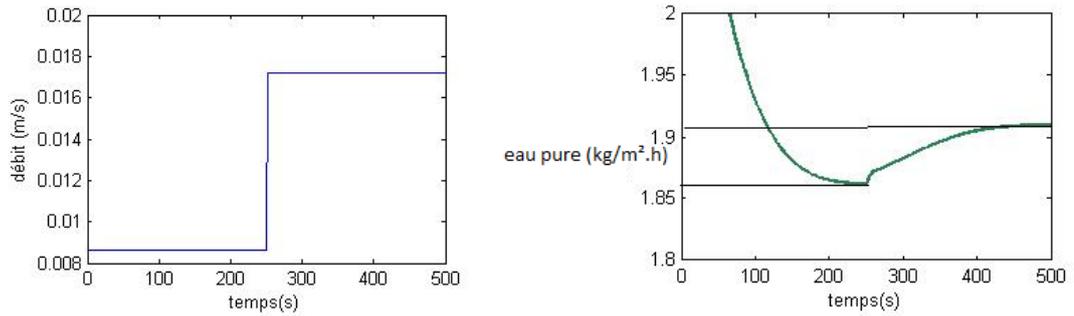


Figure III.26. Transfert débit-flux

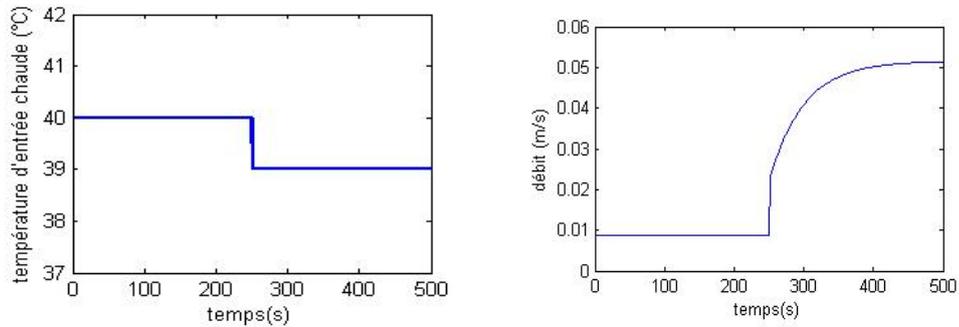
On peut donc élaborer un compensateur par action anticipatrice (feed forward) suivant :

$$C_1(s) = -\frac{0.043(1+16.6s)}{1+50s} = \frac{Q}{\Delta T_{chaud}} \quad (III.18)$$

L'expression du débit qui rentre dans la membrane est donnée par :

$$Q = Q_0 - \frac{0.043(1+16.6s)}{1+50s} (T_{chaud} - T_0) \quad (III.19)$$

Ce transfert est entre la variation de la température par rapport à celle d'équilibre (40°C) et le débit de commande. En introduisant ce compensateur nous obtenons les résultats suivants :



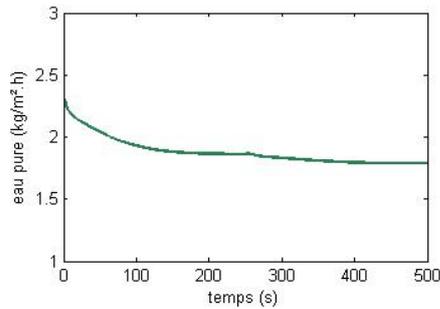


Figure III.27. Compensation du gradient par le débit

Nous pouvons voir que la diminution du gradient de température à $t=250s$ n'affecte pas grandement la variation du flux (comparé à la figure III.24), et donc il est très intéressant en cas de diminution de la chaleur disponible de maintenir une bonne production d'eau pure. Cette méthode a néanmoins des limites, en effet, le gradient étant le principale moteur de production d'eau pure, sa diminution au-delà de certaines limites entrainerai le compensateur à produire de grands débits, et comme le débit ne peut compenser infiniment le gradient de température d'un côté, et que la charge sur les actionneurs deviendrait insoutenable, il donc nécessaire de limiter l'utilisation de cette pré compensation qu'à des variations faibles de de gradient.

Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté un tout nouveau de procédé de dessalement appelé dessalement par contact membranaire directe. Nous avons, tout d'abord, commencé par expliquer son principe de fonctionnement puis nous avons proposé un modèle dynamique bi dimensionnel, après avoir testé l'influence des différents paramètres de la membrane sur la production d'eau douce, nous avons proposé une méthode afin de maximiser cette dernière en augmentant le gradient de température. Finalement, nous avons proposé une solution pour pré compenser une légère variation du gradient de température autour du point d'équilibre optimale.

Conclusion générale

Nous avons abordé cette étude dans l'objectif de répondre à un besoin industriel spécifique : produire dans une même centrale de l'électricité et dessaler de l'eau de mer.

Nous avons tout d'abord commencé par simuler un système solaire thermique basé sur des collecteurs cylindro-paraboliques, puis nous avons synthétisé une nouvelle commande prédictive continue et nous l'avons appliqué sur ce système. La commande a montré de bonnes performances et une grande robustesse vis-à-vis des perturbations. Cette dernière trouve sa place parmi l'ensemble des commandes synthétisées pour ce système.

Nous nous sommes intéressés par la suite à la modélisation d'un procédé de dessalement par contact membranaire direct, le modèle dynamique proposé simule dans un plan la dynamique de la température à l'intérieur de la membrane. Ainsi nous avons pu élaborer une stratégie de commande pour optimiser la production d'eau douce. Cette technologie étant très récente, et par conséquent peu de travaux ont été effectués dans ce sens. Cette modélisation constitue, donc, un apport aux travaux récents effectués.

Nous avons réuni les deux procédés et ainsi produit de l'électricité à partir de l'énergie solaire thermique. Nous avons, également, utilisé l'excédent de chaleur pour le dessalement de l'eau. Cette nouvelle vision des centrales solaires thermiques permet l'amélioration du rendement de ce type de centrales et ainsi promouvoir leurs expansions.

Nous avons pu, par la présente étude, déterminer non seulement le potentiel de l'Algérie à accueillir ces deux technologies, mais aussi démontré l'intérêt qu'elle a à investir dans un tel projet eu égale à son couts compétitifs et au caractère renouvelable de l'énergie utilisée.

De même, on pourrait maintenant envisager plusieurs prolongements à cette étude, notamment les possibilités suivantes:

- D'utiliser directement de la vapeur d'eau dans tout le circuit du système solaire thermique dans un procédé appelé (Direct Steam Generation).
- D'étudier la solution compacte qui consiste à utiliser directement le système solaire thermique sans produire de l'électricité et donc sans passer par un échangeur de chaleur.

Référence bibliographique

- [1] E.F. Camacho et al., *Control of Solar Energy Systems, Advances in Industrial Control*, DOI 10.1007/978-0-85729-916-1_1, Springer Verlag London Limited. (2012)
- [2] Camacho, E.F., Berenguel, M., Alvarado, I., Limón, D.: *Control of solar power systems: a survey*. In: Proc. of the 9th Int. Symp. On Dynamics and Control of Process Systems, DYCOPS, Leuven, Belgium, (2010).
- [3] D. Mill: *Advances in solar thermal electricity technology*. Solar Energy 76 19–31. (2004)
- [4] A.J. Gallego , E.F. Camacho : *Estimation of effective solar irradiation using an unscented Kalman filter in a parabolic-trough field*. Solar Energy 86 3512–3518.(2012)
- [5] Camacho, E., Rubio, F., Hughes, F., *Self-tuning control of a solar power plant with a distributed collector field..* E Control Systems 0272-1708/92/, 72–78. (1992)
- [6] Rato, L., Silva, R., Lemos, J., Coito, F., *Multirate musmar cascade control of a distributed solar field*. In Proceedings of the European control conference (1997).
- [7] Camacho, E., Berenguel, M., & Rubio, F. *Advanced control of solar plants*. Berlin: Springer. (1997)
- [8] Silva, R., Rato, L., & Lemos, J. *Time scaling internal state predictive control of a solar plant*. Control Engineering Practice, 11(12), 1459–1467. (2003).
- [9] Berenguel, M., & Camacho, E. *Frequency-based adaptive control of systems with antiresonance modes*. Control Engineering Practice, 4(5), 677–684.(1996)
- [10] Camacho, E., Berenguel, M., & Bordons, C. *Adaptive generalized predictive control of a distributed collector field*. IEEE Transactions on Control Systems Technology, 2, 462–467. (1994).
- [11] Camacho, E., Berenguel, M. & Rubio, F. *Application of a gain scheduling generalized predictive controller to a solar power plant*. Control Engineering Practice, 2(2), 227–238. (1994).
- [12] Henriques, J., Cardoso, A., & Dourado, A. *Supervision and cmeans clustering of pid controllers for a solar power plant*. International Journal of Approximate Reasoning, 22(1–2), 73–91. (1999).
- [13] Johansen, T., Hunt, K., & Petersen, I. *Gain-scheduled control of a solar power plant*. Control Engineering Practice, 8(9), 1011–1022. (2000).
- [14] Meaburn, A., & Hughes, F. *Prescheduled adaptive control scheme for resonance cancellation of a distributed solar collector field*. Solar Energy, 52(2), 155–166. (1994).
- [15] Pickhardt, R. *Adaptive control of a solar power plant using a multimodel control*. IEE Proceedings Theory and Applications, 147(5), 493–500. (2000a).
- [16] Barao, M., Lemos, J., & Silva, R. *Reduced complexity adaptative nonlinear control of a distributed collector solar field*. Journal of Process Control, 12, 131–141. (2002).
- [17] Cirre, C., Valenzuela, L., Berenguel, M., & Camacho, E. *Feedback linearization control for a distributed solar collector field*. In Proceedings of the 16th IFAC world congress. (2005)
- [18] Igreja, J., Lemos, J., Barao, M., & Silva, R.. *Adaptive nonlinear control of a distributed collector solar field*. In Proceedings of the European control conference. (2003)
- [19] Igreja, J., Lemos, J., Barao, M., & Silva, R. *Adaptive receding horizon control of a distributed collector solar field*. In Proceedings of the 44th IEEE conference on decision and control, and the European control conference (pp. 1282–1287). (2005).
- [20] Johansen, T., & Storaas, C. *Energy-based control of a distributed solar collector field*. Automatica, 38(7), 1191–1199. (2002).

Référence bibliographique

- [21] Pickhardt, R.. *Nonlinear modelling and adaptive predictive control of a solar power plant*. Control Engineering Practice, 8(8), 937–947. (2000b)
- [22] Silva, R., Lemos, J., & Rato, L. *Variable sampling adaptive control of a distributed collector solar field*. IEEE Control Systems Technology, 11(5), 765–772. (2003).
- [23] Silva, R., Rato, L., & Lemos, J. *Observer based non uniform sampling predictive controller for a solar plant*. In Proceedings of the 15th IFAC world congress. (2002)
- [24] Cirre, C., Moreno, J., & Berenguel, M. *Robust QFT Controller of a Solar Collector Field*. CIEMAT Ed., pp. 27–35. (2003).
- [25] Ortega, M., Rubio, F., & Berenguel, M. *An hinf controller for a solar power plant*. In Proceedings of the IASTED international conference on control. (1997).
- [26] Cardoso, A., Henriques, J., & Dourado, A. *Fuzzy supervisor and feedforward control of a solar power plant using accessible disturbances*. In Proceedings of the European Control Conference ECC99. (1999).
- [27] Flores, A., Saez, D., Araya, J., Berenguel, M., & Cipriano, A. *Fuzzy predictive control of a solar power plant*. IEEE Transactions on Fuzzy Systems, 13(1), 58–68. (2005).
- [28] Juuso, E., Balsa, P., & Valenzuela, L. *Multilevel linguistic equation controller applied to a 1mwh solar power plant*. In Proceedings of the 1998 American control conference (ACC'98) (Vol. 6, pp. 3891–3895). (1998).
- [29] Rubio, F., Berenguel, M., & Camacho, E. *Fuzzy logic control of a solar power plant*. IEEE Transactions on Fuzzy Systems, 3(4), 459–468. (1995).
- [30] Sweet, B.: Renewables ranked. IEEE Spectrum. <http://spectrum.ieee.org/energywise/energy/renewables/renewables-ranked> (2011)
- [31] A.J. Gallego n, E.F.Camacho : *Adaptive state-space model predictive control of a parabolic-trough field* . Engineering Practice 20 904–911. (2012)
- [32] Arahal, M., Berenguel, M., & Camacho, E.. *Neural identification applied to predictive control of a solar plant*. Control Engineering Practice, 6, 333–344. (1998)
- [33] Gil, P., Henriques, J., Carvalho, P., Duarte-Ramos, H., & Dourado, A. . *Adaptive neural model-based predictive controller of a solar power plant*. In Proceedings of the IEEE international join conference on neural networks (IJCNN02). (2002)
- [34] Pereira, C., & Dourado, A. *Application of a neuro-fuzzy network with support vector learning to a solar power plant*. In Proceedings of the 15th IFAC world congress. (2002)
- [35] Zambrano, D., Bordóns, C., Garcia-Gabin, W., Camacho, E.F.: *Model development and validation of a solar cooling plant*. Int. J. Refrig. 31, 315–327 (2008)
- [36] Blanco, J., Malato, S.: *Solar Detoxification*. UNESCO, Paris (2004)
- [37] El-Nashar, A.: *The economic feasibility of small solar med seawater desalination plants for remote arid areas*. Desalination 134, 173–186 (2001)
- [38] Zarza, E., Ajona, J.I., León, J., Gregorzew, A., Genthner, K.: *Solar thermal desalination project at the Plataforma Solar de Almeria*. Sol. Energy Mater. 24, 608–622 (1991)
- [39] Kalogirou, S.A.: *Solar thermal collectors and applications*. Prog. Energy Combust. Sci. 30, 231–295 (2004)
- [40] Kalogirou S. *The potential of solar industrial process heat applications*. Appl Energy;76:337–61. (2003)
- [41] Publié par ELYOTHERM . <http://blog.elyotherm.fr/2010/06/solaire-capteur-plan-tube-sous-vide.html> (2010)
- [42] http://www.projetsolaire.com/energie_solaire_thermique.html

Référence bibliographique

- [43] Zarza, E., Valenzuela, L., León, J., Hennecke, K., Eck, M., Weyers, H.D., Eickhoff, M.: The DISS project: direct steam generation in parabolic troughs. Operation and maintenance experience & update on project status. In: Proc. of ASME Int. Solar Energy Conf.: Forum 2001, Washington, DC, USA, (2001)
- [44] Roth, P., Georgiev, A., Boudinov, H.: Cheap two axis Sun following device. *Energy Convers. Manag.* 46, 1179–1192 (2005)
- [45] Rubio, F.R., Ortega, M.G., Gordillo, F., López-Martínez, M.: Application of a new control strategy for Sun tracking. *Energy Convers. Manag.* 48, 2174–2184 (2007)
- [46] Tor A. Johansen, Kenneth J. Hunt", Idar Petersen : Gain-scheduled control of a solar power plant .*Control Engineering Practice* 8 1011-1022. (2000)
- [47] Brosilow, C., Joseph, B.: *Techniques of Model-Based Control*. Prentice Hall, New York (2002)
- [48] Carmona, R.. Ana´ lisis, modelado y control de un campo de colectores solares distribuidos con sistema de seguimiento en un eje. Ph.D. thesis, Universidad de Sevilla. (1985)
- [49] Ljung, L.: *System Identification, Theory for the User*, 2nd edn. Prentice Hall, Englewood Cliffs (1999)
- [50] Álvarez, J.D., Yebra, L.J., Berenguel, M.: Repetitive control of tubular heat exchangers. *J. Process Control* 17(9), 689–701 (2007)
- [51] Álvarez, J.D., Yebra, L.J., Berenguel, M.: Adaptive repetitive control for resonance cancellation of a distributed solar collector field. *Int. J. Adapt. Control Signal Process.* 23, 331–352 (2009)
- [52] Johansen, T.A., Storaa, C.: An internal energy controller for distributed solar collector fields. In: Martínez, D. (ed.) Proc. of the 2nd Users Workshop IHP Programme, CIEMAT. CIEMAT, Madrid (2002)
- [53] Johansen, T.A., Storaa, C.: Energy-based control of a distributed solar collector field. *Automatica* 38(7), 1191–1199 (2002)
- [54] Silva, R.N., Lemos, J.M., Rato, L.M.: Variable sampling adaptive control of a distributed collector solar field. *IEEE Trans. Control Syst. Technol.* 11(5), 765–772 (2003)
- [55] van Willigenburg, L.G., Bontsema, J., Koning, W.L.D., Valenzuela, L., Cirre, C.M.: Direct reduced-order digital control of a solar collector field. In: Martínez, D. (ed.) Proc. of the IHP Programme. Research Results at PSA Within the Year 2003 Access Campaign. CIEMAT. CIEMAT, Madrid (2004)
- [56] van Willigenburg, L.G., Bontsema, J., Koning, W.L.D., Valenzuela, L., Cirre, C.M.: *Digital optimal reduced-order control of a solar power plant*. In: Proc. of UKACC-IEE CONTROL 2004, University of Bath, UK, (2004)
- [57] Camacho, E.F., Rubio, F.R., Berenguel, M., Valenzuela, L.: *A survey on control schemes for distributed solar collector fields. Part I: Modeling and basic control approaches*. *Sol. Energy* 81, 1240–1251 (2007)
- [58] Pereira, C., Dourado, A.: *Application of a neuro-fuzzy network with support vector learning to a solar power plant*. In: Martínez, D. (ed.) Proc. of the 2nd Users Workshop IHP Programme, CIEMAT. CIEMAT, Madrid (2002)
- [59] Pereira, C., Dourado, A.: *Application of a neuro-fuzzy network with support vector learning to a solar power plant*. In: Proc. of the 15th IFAC World Congress, Barcelona, Spain, (2002)
- [60] Arahall, M.R., Berenguel, M., Camacho, E.F.: *Comparison of RBF algorithms for output temperature prediction of a solar plant*. In: Proc. of CONTROLO'98, Coimbra, Portugal, (1998)
- [61] Berenguel, M., Arahall, M.R., Camacho, E.F.: *Modeling free response of a solar plant for predictive control*. *Control Eng. Pract.* 6, 1257–1266 (1998)
- [62] Camacho, E.F., Berenguel, M., Rubio, F.R.: *Application of a gain scheduling generalized predictive controller to a solar power plant*. *Control Eng. Pract.* 2(2), 227–238 (1994)
- [63] Fabrice Sorin, Lionel Broussard, Pierre Roblin : *Régulation d'un processus industriel par réseaux de neurones*. Techniques de l'ingénieur (2001)
- [64] Michel.hubin : l'énergie solaire. <http://michel.hubin.pagesperso-orange.fr/ecologie/solaire.htm> (2011)
- [65] Alain Hubert. Thermique ou voltaïque ? <http://grandeur-nature.skynetblogs.be/archive/2007/03/11/thermique-ou-voltaïque.html> (2007)

Référence bibliographique

- [66] Quoilin Sylvain : *Les Centrales Solaires à Concentration*. Université de Liège Faculté des sciences appliquées (2007)
- [67] Abderrahmane Hamidat. *Le solaire thermique en Algérie, histoire et perspectives*. Extrait du Portail Algérien des ENERGIES RENOUVELABLES <http://portail.cder.dz/spip.php?article2128> (2012)
- [68] Chauvel A., Leprince P., Barthel. Y. *Manuel d'évaluation économique des procédés*. Paris : Technip, , 565 p. (1976)
- [69] A. Isidori. *Nonlinear control systems*. Springer Verlag, Englewood Cliffs, New York, 3rd edn. Ed., (1995).
- [70] M. Marcelin Dabo. *Commande prédictive généralisée non linéaire à temps continu des systèmes complexes*. these de doctorat. Université de Rouen.(2010)
- [71] F. Ibrahim. *Commande prédictive non linéaire d'un lit mobile simulé*. Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Grenoble, (2006).
- [72] L. A. Zadeh & B. H. Whalen. "On optimal control and linear programming". IRE Trans. Aut. Control, Vol. 7, No. 4, pp. 45–46, (1962).
- [73] A. I. Propoi. "Use of LP methods for synthesizing sampled-data automatic systems". Automn Remote Control, Vol. 24, No. 7, pp. 837–844, (1963).
- [74] C. E. García, D. M. Pretz & M. Morari. "Model predictive control : theory and practice – a survey". Automatica, Vol. 25, No. 3, pp. 335–348, (1989).
- [75] E. B. Lee & L. Markus. *Foundations of optimal control theory*. Wiley, (1967).
- [76] S. J. Qin & T. A. Badgwell. "A survey of industrial model predictive control technology". Control Engineering Practice, Vol. 11, pp. 733–764, (2003).
- [77] J. Richalet, A. Rault, J. L. Testud & J. Papon. "Algorithmic control of industrial processes". Proceedings of the Fourth IFAC symposium on identification and system parameter estimation, pp. 1119–1167, (1976).
- [78] J. Richalet, A. Rault, J. L. Testud & J. Papon. "Model predictive heuristic control : Application to industrial processes". Automatica, Vol. 14, pp. 413–428, (1978).
- [79] C. R. Cutler & B. L. Ramaker. "Dynamic Matrix Control – A computer control algorithm". Proceedings joint Automatic Control Conference, (1980).
- [80] D. M. Pretz & R. D. Gillette. "Optimization and constrained multivariable control of a catalytic cracking unit". AIChE National meeting, Houston, Texas ; also Proceedings joint Automatic Control Conference, San Francisco, California, (1979).
- [81] R. E. Kalman. "Contributions to the theory of optimal control". Bulletin de la Société Mathématique de Mexicana, Vol. 5, pp. 102–119, (1960).
- [82] R. E. Kalman. "A new approach to linear filtering and prediction problems". Transactions of ASME Journal of Basic Engineering, Vol. 87, pp. 35–45, (1960).
- [83] C. E. García & A.M. Morshedi. "Quadratic programming solution of dynamic matrix control (QDMC)". Chemical Engineering Communications, Vol. 46, pp. 73–87, (1986).
- [84] P. Grosdidier, B. Froisy & M. Hammann. "The IDCOM-M controller". Proceedings of the 1988 IFAC workshop on model based process control, pp. 31–36, (1988).
- [85] J. B. Froisy & T. Matsko. "IDCOM-M application to the Shell fundamental control problem". AIChE annual meeting, (1990).
- [86] P. Marquis & J. P. Broustail. "SMOC, a bridge between state space and model predictive controllers : application to the automation of a hydrotreating unit". Proceedings of the 1988 IFAC workshop on model based process control, pp. 37–43,(1998).
- [87] C. Yousfi & R. Tournier. "Steady-state optimization inside model predictive control". Proceedings of American Control Conference, pp. 1866–1870, (1991).
- [88] D. C. [DMC]. "Technology overview". Product literature from DMC Corp., (1994).

Référence bibliographique

- [89] Setpoint & I. SMC-IDCOM. "A state-of-the-art multivariable predictive controller". Product literature from Setpoint, Inc., October (1993).
- [90] H. Inc. "RMPCT concepts reference". Product literature from Honeywell, Inc., (1995).
- [91] V. Peterka. "Predictor-based self-tuning control". *Automatica*, Vol. 20, pp. 39–50,(1984).
- [92] D. W. Clarke, C. Mohtadi & P. S. Tuffs. "Generalized predictive control-part I : the basic algorithm". *Automatica*, Vol. 23, No. 2, pp. 137–148, (1987).
- [93] H. Demircioglu. *Continuous-time Self-tuning Algorithms*. Thèse de doctorat, Glasgow University, Department of Mechanical Engineering, (1989).
- [94] H. Demircioglu & P. J. Gawthrop. "Continuous-time Generalized Predictive Control". *Automatica*, Vol. 27, No. 1, pp. 55–74,(1991).
- [95] H. Demircioglu & E. Karasu. "Generalized predictive control. A practical application and comparison of discrete- and continuous-time versions". *IEEE Control Systems Magazine*, Vol. 20, No. 5, pp. 36–47, (2000).
- [96] Z. Wang, Z. Chen, Q. Sun & Z. Yuan. "Robust Stability Analysis of CGPC". Proceedings of the 6th World Congress on Intelligent Control and Automation, China, pp. 324–328, (2006).
- [97] D. Q. Mayne, J. B. Rawlings, C. V. Rao & P. O. M. Scokaert. "Constrained model predictive control : stability and optimality". *Automatica*, Vol. 26, No. 6, pp. 789–814,(2000).
- [98] S. Lall & K. Glover. *A game theoretic approach to moving horizon control*. Oxford University Press,(1994).
- [99] R. Blauwkamp & T. Basar. "A receding-horizon approach to robust output feedback control for nonlinear systems". Proceedings of the 38th IEEE Conference on Decision and Control, Vol. 5, pp. 4879–4884, (1999).
- [100] F. Allgöwer, R. Findeisen & Z. K. Nagy. "Nonlinear Model Predictive Control : From Theory to Application". *J. Chin. Inst. Chem. Engrs.*, Vol. 35, No. 3, pp. 299–315, (2004).
- [101] J. P. Corriou. *Commande prédictive des procédés*. Lavoisier Tec & Doc, Paris,(2003).
- [102] W. H. Chen, D. J. Ballance & J. O'Reilly. "Model predictive control of nonlinear systems : computational burden and stability". *IEE Proceedings - Control Theory and Applications*, Vol. 147, No. 4, (2000).
- [103] D. Q. Mayne & H. Michalska. "Receding horizon control of nonlinear systems". *IEEE Transactions on Automatic Control*, Vol. 35, No. 7, pp. 814–824, (1990).
- [104] E. Gyurkovics. "Receding horizon control via Bolza-type optimization". *Systems and Control Letters*, Vol. 35, No. 3, pp. 195–200, (1998).
- [105] I. I. Siller-Alcalá. *Nonlinear Continuous Time Generalized Predictive Control*. Thèse de doctorat, Glasgow University, Faculty of Engineering,. (Supervised by P.J. Gawthrop). 1998
- [106] W. H. Chen. "Predictive control of general nonlinear systems using approximation". *IEE Proceedings - Control Theory and Applications*, Vol. 151, No. 2, pp. 137–144, (2004).
- [107] M. Mrabet, F. Fnaiech & K. Al-Haddad. "Nonlinear predictive adaptive controllers for nonlinear systems". *IEEE International Symposium on Industrial Electronics*, Vol. 1, pp. 453–458, (2004).
- [108] W. H. Chen. "Optimal control of nonlinear systems : a predictive control approach". *Automatica*, Vol. 39, No. 1, pp. 633–641, (2003).
- [109] W. H. Chen, D. J. Ballance & P. J. Gawthrop. "Analytic approach to generalised predictive control of nonlinear systems". *IEE Two Day Workshop on Model Predictive Control : Techniques and Applications - Day 1* (Ref. No. 1999/095), pp. 9/1–9/3, (1999)
- [110] L. Rizzuti *Solar Desalination for the 21st Century*, 271–291. Springer. (2007)
- [111] Cohen G, Skowronski M,Cable R, Morse F, Jaehne CH, Kearney D, et al. Solar thermal parabolic trough electric power plants for electricity utilities in California PIER final project report. California Energy Commission. Available on-line at: <http://www.energy.ca.gov/2005publications/CEC-500-2005-175/CEC-500-2005-175.PDFS>

Référence bibliographique

- [112] Boudghene Stambouli A, Khiat Z, Flazi S, Kitamura Y. *A review on the renewable energy development in Algeria: Current perspective, energy scenario and sustainability issues*. Renewable and Sustainable Energy Reviews ; 16:4445–60. (2012)
- [113] T.e. Boukeliia, M.-S. Mecibah Renewable and Sustainable Energy Reviews 21.288–297. (2013)
- [114] Jones W. How much water does it take to make electricity? Available from: [/http://spectrum.ieee.org/energy/environment/how-much-water-does-it-take-to-make-electricity](http://spectrum.ieee.org/energy/environment/how-much-water-does-it-take-to-make-electricity)
- [115] Danis P. *Dessalement de l'eau de mer*. Techniques de l'Ingénieur, J 2700, p15 . (2003)
- [116] TATA-DUCRU.F. *Dessalement de l'eau de mer : bilan des dernières avancées technologiques ; bilan économique ; analyse critique en fonction des contextes*. Disponible en ligne sur : www.vacuum-guide.com/process.../dessalement-eau-de-mer.pdf (2009).
- [117] L. Rizzuti .Banat.F, Qiblawey.H. *Solar Desalination for the 21st Century*, 271–291. Springer. (2007)
- [118] *Les techniques membranaires à gradient de pression* ADEME/DABEE/Département Industrie et Agriculture .Disponible en ligne sur : www2.ademe.fr/servlet/getBin?name...pdf (2006)
- [119] C.H. Lee, W.H. Hong, *Effect of operating variables on flux and selectivity in sweeping gas membrane distillation for dilute aqueous isopropanol*, Journal of Membrane Science 188, 79–86, Elsevier, Amsterdam (2001).
- [120] M. Qtaishat, T. Matsuura, B. Kruczek, M. Khayet, *Heat and mass transfer analysis in direct contact membrane distillation*, Desalination.219 272-292. (2008)
- [121] Saffarini, R.B.; Summers, E.K.; Arafat, H.A.; Lienhard, V.J.H. *Economic evaluation of stand-alone solar powered membrane distillation systems*. Desalination, 299, 55–62. (2012)
- [122] American Membrane Technology Association (AMTA). Membrane desalination costs. In *Fact Sheets*; AMTA: Stuart, FL, USA, (2007).
- [123] Younos, T. The economics of desalination. *J. Contemp. Water Res. Educ.*, 132, 39–45. (2005)
- [124] Schofield, R.W.; Fane, A.G.; Fell, C.J.D. *Heat and mass transfer in membrane distillation*. J. Membr. Sci., 33, 299–313. (1987).
- [125] Sirkar, K.K.; Li, B. *Novel Membrane and Device for Direct Contact Membrane Distillation-Based Desalination Process: Phase III*; Desalination and Water Purification Research and Development Program Report No. 99; Bureau of Reclamation: Denver, CO, USA.162. (2008).
- [126] Lucy Mar Camacho , Ludovic Dumée , Jianhua Zhang , Jun-de Li , Mikel Duke , Juan Gomez and Stephen Gray. *Advances in Membrane Distillation for Water Desalination and Purification Applications*. Water, 5, 94-196 , (2013)
- [127] Z. Lei, B. Chen, Z. Ding, *Membrane distillation*, in: Z. Lei, B. Chen, Z. Ding (Z. Lei, B. Chen, Z. Dings), *Special Distillation Processes*, Elsevier Science, Amsterdam, , pp. 241-319. (2005)
- [128] L. Martinez-Diez, F. J. Florido-Diaz, M. I. Vazquez-Gonzalez, *Study of evaporation efficiency in membrane distillation*, Desalination. 126 193-198. (1999)
- [129] M. Qtaishat, T. Matsuura, B. Kruczek, M. Khayet, *Heat and mass transfer analysis in direct contact membrane distillation*, Desalination. 219272-292. (2008)
- [130] L. Martinez-Diez, M. I. Vazquez-Gonzalez, F. J. Florido-Diaz, *Study of membrane distillation using channel spacers*, Journal of Membrane Science. 144.45-56 (1998)
- [131] Y. Yao, ed. *Principle of Chemical Engineering*. 1st ed., Tianjin Science Technology Press: Tianjin. 225. (1992)
- [132] J. Zhang, N. Dow, M. Duke, E. Ostarcevic, J.-D. Li, S. Gray, *Identification of material and physical features of membrane distillation membranes for high performance desalination*, Journal of Membrane Science. 349 295-303. (2010)
- [133] H. Kuhn, H.-D. Forstering, *Principles of Physical Chemistry*, Wiley, New York, (2000).
- [134] J. Phattaranawik, R. Jiraratananon, A. G. Fane, *Effect of pore size distribution and air flux on mass transport in direct contact membrane distillation*, Journal of Membrane Science. 215 75-85. (2003)
- [135] K. Schneider, T. J. van Gassel, *Membran destillation*, Chemie Ingenieur Technik. 56514-521. (1984)

Référence bibliographique

- [136] Popescu D. Contribuții la conducerea ierarhizată a instalațiilor din clădiri . Teză de doctorat, U.T.C.B. (1998)
- [137] ASHRAE handbook: *HVAC applications*. Atlanta (GA): ASHRAE, (1999).
- [138] Z. Song, et al., *DCMD flux curve characteristics of cross-flow hollow fiber membrane*, Desalination doi: 10.1016/j.desal.2012.05.005. (2012),
- [139] M. Khayet, C. Cojocaru. *Artificial neural network model for desalination by sweeping gas membrane distillation*. Desalination 308 p102 110 (2013)
- [140] http://www.sunearthtools.com/dp/tools/pos_sun.php?lang=fr
- [141] Élisabeth Boillot. *Asservissements et régulations continus.*, Volume 2. Editions TECHNIP, (2002)
- [142] Patrick SIGONNEZ. *Choix d'un débitmètre*. Technique de l'ingénieur. Revue 220. (2006)
- [143] Janos Buzas. Istvan Farkas *Solar domestic hot water system simulation using block oriented software*. Disponible en ligne http://ptp.irb.hr/upload/mape/kuca/11_Janos_Buzas_SOLAR_DOMESTIC_HOT_WATER_SYSTEM_SIMULATION_USI.pdf (2009)
- [144] Tsung-Ching Chen, Chii-Dong Ho, Ho-Ming Yeh. *Theoretical modeling and experimental analysis of direct contact membrane distillation*. Journal of Membrane Science 330 279–287 (2009).
- [145] Badr Bin Ashoora,b, Hassan Fathb, Wolfgang Marquardt , Adel Mhamdi. *Dynamic modeling of direct contact membrane distillation processes*. I.A. Karimi and Rajagopalan Srinivasan (Editors), Proceedings of the 11th International Symposium on Process Systems Engineering, Singapore. 15-19 July (2012)