

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR

ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

UNIVERSITE DES FRERES MENTOURI CONSTANTINE 1

FACULTE DES SCIENCES EXACTES

DEPARTEMENT DE PHYSIQUE

N° d'ordre

Série

THESE

PRESENTEE POUR OBTENIR LE DIPLOME DE DOCTORAT EN SCIENCES

SPECIALITE : PHYSIQUE ENERGETIQUE

THEME

**OPTIMISATION ET DIMENSIONNEMENT D'UN
SYSTEME DE DESSALEMENT PERFORMANT**

Par

M^{me} GUERFI Née KARROUTE Salima

Soutenue le 23/02/2017

Devant le jury:

Président :	M. DJEZZAR	Pr.	Univ.des frères Mentouri Constantine1
Rapporteur :	A. CHAKER	Pr.	Univ.des frères Mentouri Constantine1
Examineur :	B. DRAOUI	Pr.	Univ.Tahri Mohamed Béchar
Examineur :	R. SAIM	Pr.	Univ.Abou Bekr Belkaïd Tlemcen
Examineur :	S. AMARA	M.C.A	Univ.Abou Bekr Belkaïd Tlemcen
Examineur :	A. RAHMANI	M.C.A	Univ. Oum El Bouaghi



Dédicaces

Je dédie ce travail à l'âme de mon père

À ma très chère mère

À tous les membres de ma famille sans aucune exception.

Et à tous ceux que ma réussite leur tient à cœur.



Remerciements

Je remercie en premier lieu Allah tout puissant pour m'avoir accordé la puissance et la volonté de terminer ce travail.

Le travail qui fait l'objet de cette thèse a été réalisé au laboratoire de Physique Energétique de l'université des frères Mentouri

Constantine¹, sous la direction de Madame :

***A. Chaker** Professeur au département de physique.*

Je tiens à la remercier pour le sujet de recherche qu'elle m'a proposée, et lui exprimer ma profonde reconnaissance pour toute son aide scientifique, ses conseils, sa gentillesse et surtout l'intérêt qu'elle a porté à mon travail et l'attention toute particulière accordée à la lecture et à la correction de ce mémoire.

*Je remercie également Monsieur **M.DJEZZAR** Professeur à L'Université des frères Mentouri Constantine¹, qui a bien voulu présider mon jury de thèse.*

*Je tiens également à exprimer mes remerciements à Monsieur **B.DRAOUI**, Professeur à l'université de Bechar, Monsieur **R.SAIM**, Professeur à l'université de Tlemcen, Monsieur **S.AMARA**, Maître de Conférences à l'université de Tlemcen et Monsieur **A.RAHMANI**, Maître de conférence à l'université Oum El Bouaghi, de m'avoir fait l'honneur de participer à mon jury de thèse.*

Tous mes remerciements à toute personne m'ayant aidé de près ou de loin à l'achèvement de ce travail.

Nomenclature

Notations

A_j	Surface du composant d'indice j	m^2
C	Concentration	$g.mol.l^{-1}$
C_j	Chaleur massique à pression constante du composant d'indice j	$J/kg.K$
D	Coefficient de diffusion massique	$m^2.s^{-1}$
E_j	Epaisseur du composant d'indice j	m
G	Rayonnement solaire globale	W/m^2
g	Gravité	m/s^2
h_c	Coefficient du transfert de chaleur par convection	$W/m^2.K$
h_r	Coefficient du transfert de chaleur par rayonnement	$W/m^2.K$
h_d	Coefficient du transfert de chaleur par conduction	$W/m^2.K$
h_e	Coefficient du transfert de chaleur par évaporation	$W/m^2.K$
I_j	Energie solaire reçu par le constituant d'indice j	W
L_j	Largeur d'élément d'indice conjoint	m
L_v	Chaleur latente de vaporisation	J/kg
\dot{m}_e	Débit massique du distillat	kg/s
\dot{m}_f	Débit massique du fluide caloporteur	kg/s
m	Nombre de nœuds selon r	
n	Nombre de nœuds selon θ	
p	Nœud considéré du maillage	
P_j	Pression à la température T_j	Pa
Q_c	Flux de chaleur échangé par convection	$W/m^2.K$
Q_r	Flux de chaleur échangé par rayonnement	$W/m^2.K$
Q_d	Flux de chaleur échangé par conduction	$W/m^2.K$
Q_e	Flux de chaleur échangé par évaporation	$W/m^2.K$
r	Rayon	m
R	Rayon adimensionnel	
t	Temps	s
T_j	Température du composant d'indice j	K
u, v	Composantes des vitesses dans la direction r et θ	
V	Vitesse de circulation du fluide	m/s
V_v	Vitesse du vent	m/s

Lettres grecques

α	Coefficient d'absorption thermique	$W/m.K$
$\acute{\alpha}$	L'inclinaison	degré
β	Coefficient de dilatation thermique	$1/k$
λ_j	Conductivité thermique du composant d'indice j	$W/m.K$
τ	Coefficient de transmission	$W/m.K$
ε	Emissivité	$W/m.K$
γ	Azimut du distillateur plan	degré
φ	Azimut du soleil	degré
Φ	Hauteur du soleil	degré
θ	Azimut du distillateur sphérique	degré
μ_j	Viscosité dynamique du composant d'indice j	$kg/m.s$
ν	Viscosité cinématique	m^2/s
ρ	Masse volumique	kg/m^3
σ	Constante de Stéphan Boltzman	$W/m^2.K^4$
Ψ	Fonction de courant adimensionnelle	
Ω	Vorticité adimensionnelle	

η La normale

Nombres adimensionnelles

Gr Grashof
Le Lewis
N Nombre de flottabilité
Pr Prandtl
Nu Nusselt
Re Reynolds
F Facteur de forme
k Coefficient de perte de charge
Sh Sherwood

Indices

a Ambiant
b Bac
c Convection
d Conduction
e Evaporation
f Fluide caloporteur
i Isolant
n Intérieur
O Ombre
p Capteur
r Rayonnement
R Réflecteur
s Ciel
t Total
v Vitre
w Eau
x Extérieur
y Fond du distillateur

Sommaire

Nomenclature

Sommaire

Introduction générale

CHAPITRE.I. Etat de l'art de la distillation solaire.....	4
I.1. Historique	5
I.2. Avancées de la distillation solaire	6
CHAPITRE.II. Etude théorique des systèmes de distillation solaire	29
II.1. Modélisation d'un distillateur à une seule pente	30
II.1.1. Flux thermiques échangés par convection	33
II.1.2. Flux thermiques échangés par rayonnement.....	35
II.1.3. Flux thermiques échangés par évaporation.....	36
II.1.4. Flux thermiques échangés par conduction	37
II.2. Modélisation des distillateurs à double pentes et sphérique.....	38
II.2.1. Effet de la géométrie à double pentes	42
II.2.2. Effet de la géométrie sphérique	42
II.3. Modélisation du système couplé distillateur-réfecteur.....	43
II.4. Modélisation du système couplé distillateur-capteur	45
II.4.1. Flux thermiques échangés par convection	47
II.4.2. Flux thermiques échangés par rayonnement.....	49
II.4.3. Flux thermiques échangés par conduction	49

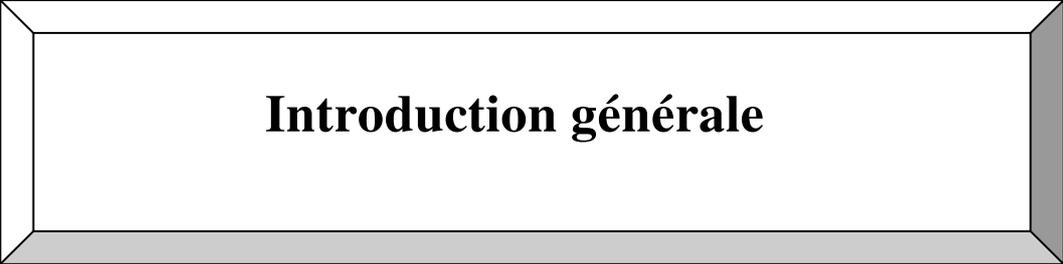
II.4.4.	Le thermosiphon	50
II.5.	Modélisation du distillateur à multi étages	50
II.5.1.	Flux thermiques échangés par convection	53
II.5.2.	Flux thermiques échangés par rayonnement.....	54
II.5.3.	Flux thermiques échangés par évaporation.....	55
II.5.4.	Flux thermiques échangés par conduction	55
CHAPITRE.III.	Résolution numérique et traitement informatique	56
III.1.	Ecriture des équations différentielles pour chaque système	57
III.1.1.	Distillateur à une seule pente	57
III.1.2.	Distillateur à double pentes et sphérique	57
III.1.3.	Système couplé distillateur-réflecteur.....	58
III.1.4.	Système couplé distillateur-capteur	58
III.1.5.	Distillateur à multi-étages	59
III.2.	Résolution numérique.....	60
III.3.	Traitement informatique	61
III.4.	Organigramme	62
CHAPITRE.IV.	Résultats et discussions (partiel)	64
IV.1.	Distillateur sphérique.....	65
IV.1.1.	Effet de l'irradiation solaire sur la production horaire.....	66
IV.1.2.	Effet de la température ambiante	66

IV.1.3.	Effet du vent.....	67
IV.1.4.	Confrontation des résultats numériques et expérimentaux de la production horaire	68
IV.2.	Validation du code de calcul.....	68
IV.2.1.	Système couplé Distillateur à une seule pente-Capteur	69
IV.2.2.	Distillateur à double pentes.....	69
IV.2.3.	Distillateur à une seule pente renforcé par un réflecteur	70
IV.2.4.	Distillateur à multi étages	71
IV.3.	Etude des systèmes de distillation dans les mêmes conditions de fonctionnement.	71
IV.3.1.	Distillateur à double pentes et distillateur sphérique	72
IV.3.2.	Système couplé distillateur-réflecteur.....	73
IV.3.3.	Système couplé Distillateur-Capteur	74
IV.3.4.	Distillateur à multi étages	76
IV.4.	Comparaison générale	78
CHAPITRE.V. Etude de la convection thermosolutale dans un distillateur solaire sphérique		80
V.1.	Mise en équation de la convection thermosolutale.....	81
V.2.	Modèle mathématique	81
V.3.	La formulation (ψ - ω) des équations gouvernantes	83
V.4.	Les équations adimensionnelles	84
V.5.	Conditions aux limites adimensionnelles	85

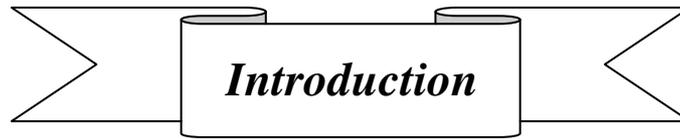
V.6. Le coefficient de transfert de chaleur	85
V.7. Le coefficient de transfert de mass	86
V.8. Résolution numérique.....	86
V.8.1. Le maillage.....	86
V.8.2. Formulation numérique.....	87
V.8.3. Discrétisation des conditions aux limites.....	88
V.9. Traitement informatique	89
CHAPITRE.VI. Résultats et discussions (Partie II).....	90
VI.1. Choix du Maillage	91
VI.2. Validation du code de calcul.....	92
VI.3. Convection thermosolutale, résultats et interprétations.....	93
VI.3.1. Influence du nombre de Ra_t	94
VI.3.2. Influence du nombre de Le	98
VI.3.3. Nombres locaux de Nusselt et Sherwood	105
VI.3.4. Nombres moyens de Nusselt et Sherwood.....	106

Conclusion

Références Bibliographiques



Introduction générale



Introduction

L'importance de l'eau pour tout type de vie est une évidence non discutable, aussi il est impératif de signaler que la situation de l'eau dans le monde est critique. La démographie croissante et les développements agricole et industriel ont conduit à une pénurie d'eau qui devient l'un des plus grands soucis de l'humanité. La demande en eau potable qui a doublé entre 1900 et 1995 devrait croître de plus de 40% en 2025, une quarantaine de pays seront alors confrontés à pénurie aigue d'eau potable.

Face à ce problème crucial, le dessalement des eaux salées et/ou des eaux saumâtres apparaît comme l'une des issues possibles. Parmi les nombreuses techniques utilisées la distillation solaire est une solution très intéressante pour répondre à des besoins d'eau potable relativement faibles, notamment dans les zones arides et désertiques. Néanmoins l'inconvénient majeur de ce type de procédé reste son rendement relativement faible. C'est dans ce sens que nous avons mené ce travail de thèse qui aura pour objectif, d'une part d'examiner l'effet de la géométrie du distillateur sur la production d'eau potable et d'autre part d'entreprendre une étude numérique de la convection thermosolutale, bidimensionnelle en régime permanent dans un distillateur solaire sphérique.

Concernant le premier point, des études théoriques et numériques seront effectuées sur plusieurs types de systèmes de distillation solaire, (distillateur à double pentes, distillateur sphérique, distillateur renforcé par un réflecteur, système couplé distillateur-capteur et distillateur à multi-étages). Tous les systèmes étudiés seront comparés au distillateur à une seule pente, considéré comme distillateur de référence.

Pour cela les équations régissant le fonctionnement des systèmes étudiés seront établies. La résolution numérique est abordée par la méthode de Runge-Kutta d'ordre 4. L'influence de nombreux paramètres sur les caractéristiques de fonctionnement de ces systèmes sera examinée.

Pour le second point, nous établissons les corrélations de transfert de chaleur et de masse et les conditions aux limites qui leurs sont associées, à l'aide de la formulation, fonction de courant-vorticité. La résolution numérique des équations différentielles bidimensionnelles adimensionalisées est abordée par la méthode des différences finies. L'ensemble des

résultats obtenus relatifs à l'effet des nombre de Rayleigh, et de Lewis sur les transferts thermiques et massiques ainsi que les profils des nombres de Nusselt et de Sherwood locaux et moyens seront présentés.

La thèse est organisée en six chapitres, complétée par une introduction et une conclusion générales.

- Le premier chapitre est consacré à l'état de l'art de la distillation solaire. Les premières avancées de cette technique, les différents travaux (théoriques et/ou expérimentaux) menés sur divers systèmes de dessalement solaires seront également présentés.
- Le second chapitre, est réservé à l'étude théorique de six dispositifs. L'effet de la modification de la géométrie de la vitre à travers l'étude de trois types de distillateurs solaires (à une seule pente, à double pentes et de forme sphérique), du couplage d'un distillateur avec un réflecteur ou un capteur solaire est finement examiné. Le dernier dispositif à étudier est le distillateur à multi étages. Les bilans thermiques au niveau de chaque partie des dispositifs et l'expression explicite des différents flux intervenant dans les échanges de chaleur seront exposés.
- Dans le troisième chapitre la méthode numérique utilisée pour la résolution des systèmes d'équations de fonctionnement des dispositifs est décrite
- L'ensemble des résultats obtenus, relatifs à l'étude numérique des distillateurs (distillateur à double pentes, distillateur sphérique, distillateur renforcé par un réflecteur, système couplé distillateur-capteur et distillateur à multi-étages) et l'expérimentation menée sur le distillateur sphérique, ainsi que leurs interprétations feront l'objet du quatrième chapitre.
- Dans Le cinquième chapitre notre intérêt a porté sur la convection naturelle bidimensionnelle et double diffusive dans un distillateur solaire sphérique. Une description du système physique, la modélisation mathématique, (équations de conservation de la masse, de la quantité de mouvement, de l'énergie et de la concentration en espèces chimiques régissant ce problème ainsi que les conditions aux limites sont présentées. La description du maillage du domaine physique, la discrétisation des équations aux dérivées partielles par la méthode des différences finies et les différentes étapes du traitement informatique suivies lors de l'écriture du code de calcul sont également exposées.

- Après avoir choisi le maillage adéquat et validé le code de calcul élaboré, les résultats obtenus de l'étude de la convection naturelle thermosolutale dans un distillateur solaire sphérique sont présentés dans le dernier chapitre sous forme des profils d'iso-courants, d'isothermes et d'iso-concentrations obtenus en faisant varier les différents paramètres (nombre de Rayleigh thermique, Lewis, ...).

CHAPITRE.I. Etat de l'art de la distillation solaire

Introduction

Il est clair que le monde est actuellement confronté à de grands défis. L'épuisement des ressources en énergies fossiles, la pollution, le changement climatique et la rareté de l'eau potable menacent l'existence de l'humanité. Pour le dernier point, la distillation solaire peut être une solution intéressante pour l'approvisionnement en eau potable surtout dans les zones arides et/ou semi-arides où l'énergie solaire (gratuite et respectueuse de la santé et de l'environnement) est largement disponible. Dans ce premier chapitre un bref historique sur l'utilisation de la distillation par les anciennes civilisations humaines et un état de l'art de la distillation solaire seront successivement présentés.

I.1. Historique

La distillation solaire de l'eau est une technologie solaire forte ancienne, Aristote a décrit le processus de distillation dès le 4^{ème} siècle avant JC. Des installations de dessalement ont été construites il y a plus de 2000 ans, comme en témoigne la découverte de distillateurs solaires (Figure I.1) en Alexandrie (Egypte) au cours de la période hellénistique[1].

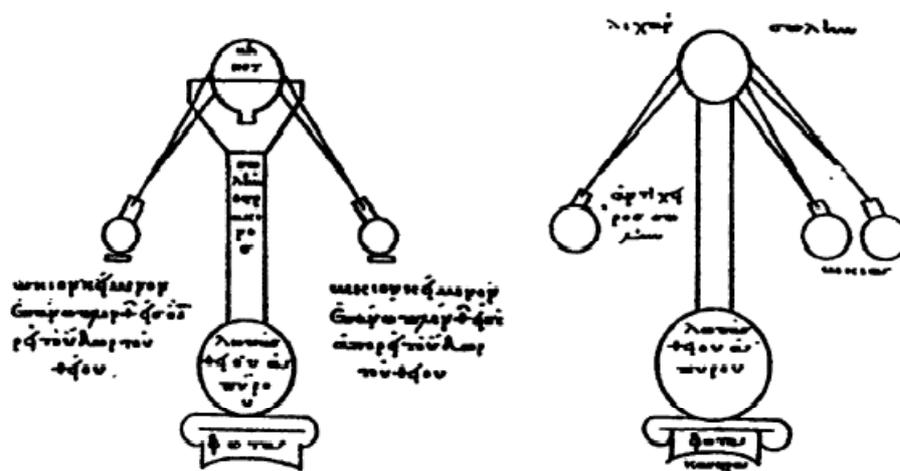


Figure I.1 Distillateur lors de la période hellénistique [1]

Des siècles plus tard, des alchimistes arabes ont pratiqué la distillation solaire (1551) en utilisant des récipients en verre et des miroirs polis concaves (Figure I.2), [2], [3].

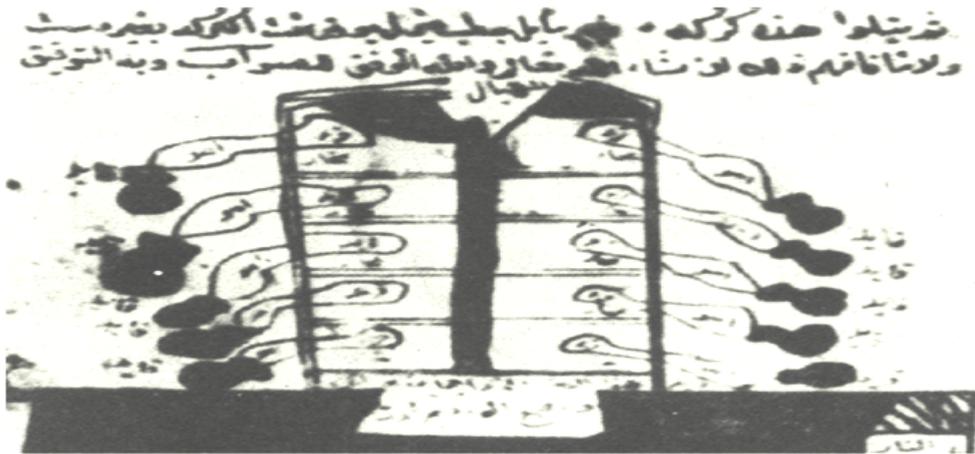


Figure I.2 Distillation fractionnée dans le Moyen-Orient

En 1589, une contribution significative à la connaissance du dessalement a été faite par GB. Della Porta [4]. Ce chercheur a utilisé de larges pots de terre, exposés aux rayons solaires pour évaporer de l'eau (Figure I.3). Une étude sur les utilisations possible des distillateurs solaires a été menée également en 1742 par un philosophe italien N. Ghezzi [3].

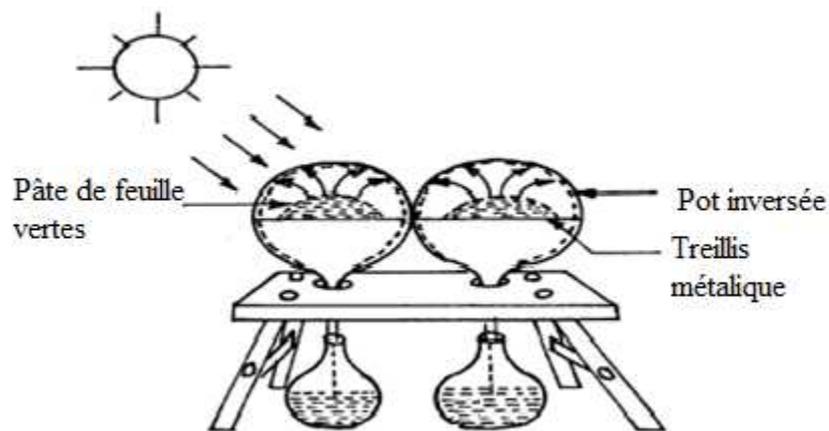


Figure I.3 Appareil de distillation solaire "Della Porta" [4]

Le premier distillateur solaire moderne à grande échelle fut construit au Chili en 1872. Composé de 64 bassins, il a fourni jusqu'à 20 000 litres d'eau par jour à une communauté minière dans la région [5].

I.2. Avancées de la distillation solaire

De nombreux auteurs ont proposé des modèles théoriques décrivant les différents phénomènes thermiques qui accompagnent le processus de distillation et permettant ainsi de mieux comprendre le fonctionnement des distillateurs solaires.

P. I. Cooper [6] a décrit une méthode de simulation numérique pour traiter un modèle mathématique préliminaire décrivant le fonctionnement d'un distillateur à double pentes. Dans ce modèle, le bilan thermique a été établi pour la couverture transparente et la saumure. Les formules mathématiques qui donnent les coefficients de transfert de chaleur et de masse par convection, par rayonnement et par évaporation ont été également présentées. La méthode des différences finies a été choisie pour la résolution du modèle mathématique avec un maillage de 24 éléments.

H. S. Kwatra [7] a simulé un distillateur solaire avec une surface d'évaporation élargie afin d'établir la relation quantitative entre la surface d'évaporation et le rendement de distillation. Les résultats ont montré un gain de l'ordre de 19,6% lorsque la surface d'évaporation est multipliée par quatre et un gain très faible lorsque la surface d'évaporation est doublée.

Z. Hongfei et al [8] ont développé un ensemble de corrélations pour calculer le taux d'évaporation dans un distillateur solaire. Ces corrélations fournissent de meilleures prédictions pour une gamme de nombre de Rayleigh de $3,5 \times 10^3$ à $2,26 \times 10^7$ et une température de l'eau comprise entre 35 et 86 °C.

G.N. Tiwari et al [9] ont donné une évaluation théorique des températures de l'eau et de la vitre, de la production journalière et de l'efficacité pour deux systèmes de distillation (un système passif et un autre actif). L'étude est basée sur le bilan thermique des deux systèmes, dont les coefficients de transfert de chaleur dépendent de la différence de température entre l'eau et le côté intérieur de la couverture transparente, de la forme et du matériau de la couverture du distillateur solaire.

K. Voropoulos et al [10] ont introduit une méthode appelée " input-output " pour la description du comportement d'un distillateur solaire couplé à des capteurs solaires et un réservoir de stockage. Cette méthode a été développée en trois étapes sur une base de données expérimentales. Le modèle proposé utilise des coefficients caractéristiques pour chaque système de distillation. Les résultats obtenus montrent que cette méthode permet d'avoir une bonne évaluation théorique des différents paramètres de fonctionnement des systèmes de distillation solaire permettant ainsi la conception et l'optimisation de ces derniers.

Un modèle mathématique pour prédire les asymétries thermiques dans un distillateur solaire à double pentes a été élaboré et validé par E. Rubio et al [11]. Une approche a été adoptée sur la base du bilan énergétique et un ensemble complet d'équations, où la vitre est traitée comme un condenseur composé de deux vitres. Le modèle de Dunkle [12] est utilisé pour étudier le fonctionnement du distillateur.

H.N. Singh et al [13] ont évalué la performance des distillateurs solaires passifs et actifs (Figure I.4). L'analyse est basée sur des conditions expérimentales locales. Des expressions analytiques pour les températures de l'eau et de la vitre et du rendement ont été données en fonction des paramètres climatiques (l'intensité solaire, la température de l'air ambiant, la vitesse du vent) et les paramètres de la conception du distillateur (profondeur de l'eau, absorptivité du bassin, l'isolation inférieure et l'inclinaison de la couverture). Sans être exhaustif, parmi les résultats fournis par cette étude, nous citons à titre d'exemple que le rendement annuel du distillateur:

- Dépend de manière significative de la profondeur de l'eau et de l'inclinaison de la vitre.
- Augmente linéairement avec la surface des capteurs pour le distillateur actif, pour une profondeur donnée de l'eau.
- Atteint son maximum lorsque l'inclinaison de la couverture transparente est égale à la latitude du lieu.

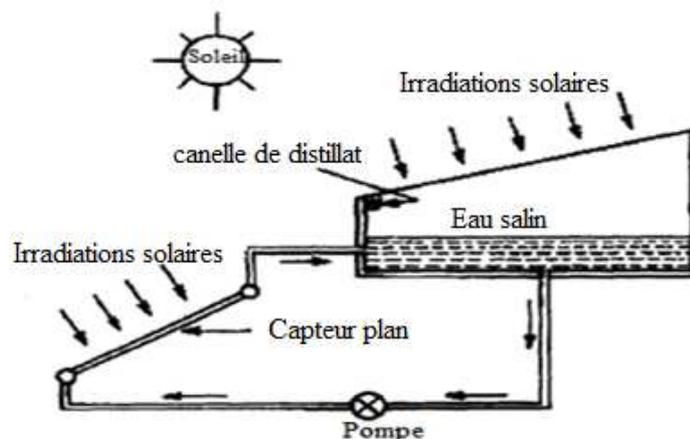


Figure I.4 Système de distillation actif

Des programmes écrits en langage C pour prédire la variation horaire de la température de l'eau, de la température de la vitre, de la production de distillat et les différents coefficients de transfert de chaleur pour le distillateur solaire ont été développés par S.K.

Shukla et al [14]. Le modèle élaboré prend les valeurs modifiées des coefficients de transfert de chaleur par convection en fonction des températures interne et externe de la vitre, effectue les calculs de tous les paramètres de performance, puis les compare avec les données expérimentales.

R. Tripathi et al [15] ont présenté une analyse thermique d'un système de distillation solaire passif puis actif, en utilisant le concept du facteur de la fraction solaire (rapport entre le rayonnement solaire atteignant la paroi du distillateur pendant un temps donné et le rayonnement solaire mesuré sur le mur et le plancher du distillateur au même temps).

D'autres auteurs se sont intéressés aux différents paramètres qui peuvent influencer le fonctionnement du distillateur solaire.

J.W. Bloemer et al [16] dans leur étude ont montré que des considérations économiques pour construire un distillateur solaire sont prise en compte et avancent que:

- Le coût énergétique de la distillation solaire est négligeable, la source d'énergie est gratuite et la distillation solaire ne nécessite pas de sources d'énergies supplémentaires.
- Le distillateur peut être construit sur place en utilisant une main-d'œuvre non qualifiée ou semi-qualifiée.
- L'exploitation et la maintenance peuvent être effectuées par des personnes ayant peu de formation technique.
- Le coût nécessaire pour produire 1000 gallons d'eau potable (1 gallon équivaut à 3,78533 litres) est de 3\$.

P.I. Cooper [17] a étudié l'effet de la formation des couches de sel dans le bassin du distillateur sur l'absorption du rayonnement solaire. D'après l'auteur, ces couches de sel ont une capacité réfléchissante très importante, il en résulte un effet négatif sur la production de l'eau. Une méthode d'évaluation quantitative de l'effet de ces couches de sel a été présentée en prenant en compte les caractéristiques d'absorption d'eau.

L. Cherrared et al [18] ont montré l'influence de la nature du vitrage (verre, plexiglas) sur la production d'un distillateur solaire de type "Hot-Box" (Figure I.5). Les résultats obtenus ont permis de conclure que le verre reste le vitrage le plus adéquat malgré que la production

du distillateur en plexiglas (2,63 l/jour) soit légèrement plus élevée à celle du verre (2,23 l/jour). L'installation en plexiglas nécessite une maintenance plus fréquente (déformation du plexiglas, étalage d'amidon sur la surface, emplacement de supports, décollement des extrémités, etc...), ce qui conduit à un prix de revient d'un litre d'eau distillée trop cher.

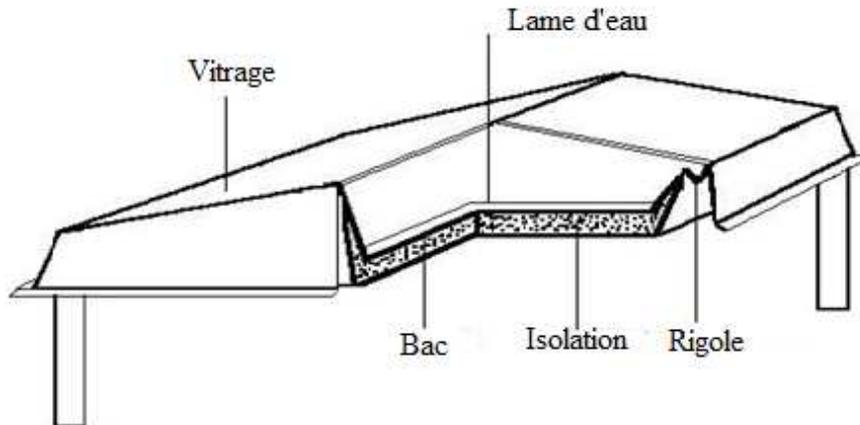


Figure I.5 Distillateur solaire Hot Box

R. Tripathi et al [19] ont montré dans leur étude que les coefficients de transfert de chaleur par convection au sein du distillateur (pour les cas actif et passif), diminuent avec l'augmentation de la profondeur de l'eau. Cette diminution est due à un abaissement de la température de l'eau dans le bassin à cause de l'effet de l'inertie thermique.

A.K. Tiwari et al [20] ont déterminé une relation pour prédire les coefficients de transfert de chaleur par convection et par évaporation pour une surface de condensation à différentes inclinaisons (15°, 30° et 45°). Il a été constaté qu'un rendement plus élevé est obtenu lorsque l'inclinaison de la vitre est de 30°.

Dans le but de montrer la présence d'un comportement chaotique du processus de distillation à haute fréquence et son effet sur le fonctionnement du distillateur, des mesures ont été effectuées par I. De Paul [21]. Les caractéristiques chaotiques se manifestent comme des oscillations pendant le chauffage de l'eau et la production de distillat. Les résultats ont permis d'identifier des fréquences caractéristiques dans le spectre de Fourier de la température de l'eau et les coefficients de transfert thermique. Cette étude ouvre la possibilité de connaître les mécanismes de contrôle du transfert de chaleur dans un système solaire.

R. Mamlook et al [22] dans une étude sur les principaux facteurs qui peuvent influencer le rendement d'un distillateur solaire ont conclu que:

- L'augmentation de la température ambiante de 24,5 °C à 29 °C accroît la productivité de 16%.
- Si la vitesse du vent augmente de 3,1 m/s à 5 m/s, la productivité croît de 15%.
- Lorsque la profondeur de l'eau diminue de 3,5 cm à 2 cm, la productivité est augmentée de 25,7%.
- Le couplage du distillateur avec un capteur augmente la production de 37% par rapport à un distillateur qui travaille seul dans les mêmes conditions.
- L'augmentation du rayonnement solaire de 720 W/m² à 840 W/m² accroît la productivité du distillateur de 56%.

O.O. Badran [23] a montré que l'utilisation de l'asphalte dans la construction du bassin d'un distillateur solaire a conduit à une importante amélioration de la production de l'eau. Une augmentation de 29% a été notée.

B. Abu-Hijleh et al [24] ont étudié expérimentalement l'effet de l'utilisation de plusieurs combinaisons de cubes d'éponge dans l'eau du bassin du distillateur (Figure I.6) sur la production de l'eau. Les résultats obtenus ont montré que:

- L'utilisation de cubes d'éponge dans le bassin améliore la production de plus de 270%.
- La combinaison optimale était d'occuper 20% du volume de l'eau dans le bassin par des cubes d'éponge de 6 cm d'hauteur, la profondeur de l'eau étant de 7 cm.

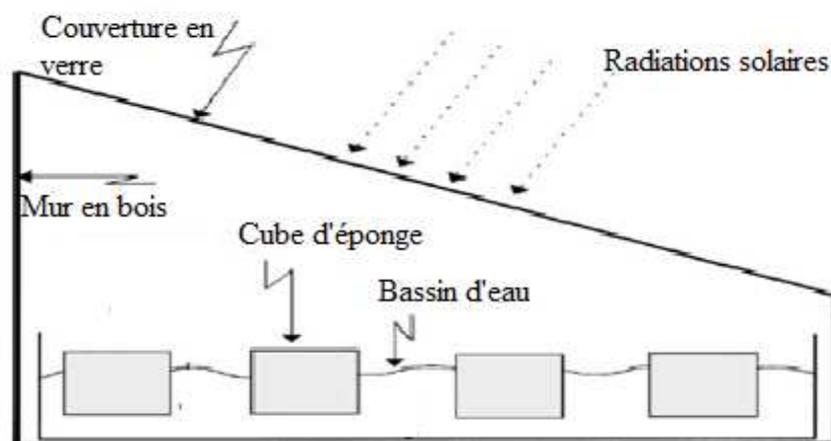


Figure I.6 Distillateur avec des cubes d'éponge

- L'utilisation des cubes d'éponge est plus efficace que celle des cubes en acier noir ou du charbon.

Afin de bien comprendre l'effet de nombreux paramètres sur le fonctionnement de la couverture d'un système couplé distillateur-capteur, Dimri et al [25] ont donné les explications suivantes :

- Le rendement du système diminue avec l'augmentation de l'épaisseur de la couverture en raison de la réduction du coefficient des pertes thermiques vers l'ambiante.
- Le couplage du distillateur avec un grand nombre de capteurs solaires (5 capteurs) à un effet défavorable sur la différence de température entre les deux faces de la couverture et par conséquent sur la production du distillateur. Pour cela l'utilisation d'un seul capteur est suffisante.
- Quand la vitesse du vent devient importante, les coefficients de transferts de chaleur par convection à travers la couverture vers l'ambiante croient et la différence de température entre les deux faces de la couverture augmente ce qui explique que la production du système croît avec l'augmentation de la vitesse du vent.

P.T. Tsilingiris [26] a développé une méthode pour déterminer les propriétés thermodynamiques correspondant à un mélange saturé, influençant le processus de transfert de chaleur et de masse au sein du distillateur solaire. L'auteur a constaté si le fluide dans le distillateur était supposé de l'air sec, il en résulterait une estimation exagérée du coefficient de transfert de chaleur par convection. En particulier pour les températures de fonctionnement les plus élevées, les écarts associés aux débits massiques sont environ de 10% d'erreurs (comparable à l'utilisation des propriétés du mélange saturé).

A. Trad et al [27] ont étudié l'effet de l'orientation du distillateur sur le processus de distillation par la réalisation d'une étude comparative entre deux types de distillateurs solaires, un distillateur à double pentes symétriques et un autre à double pentes asymétrique. Ils ont constaté que :

- Pour l'orientation sud-nord, le rendement d'un distillateur à double pentes symétriques est plus élevé que celui d'un distillateur à double pentes asymétrique avec une augmentation de 22,57%.

- Pour l'orientation est-ouest, le rendement d'un distillateur à double pentes symétriques reste toujours plus élevé que celui d'un distillateur à double pentes asymétrique avec une augmentation de 16,23%.
- Quelque soit l'orientation du distillateur (est-ouest où nord-sud), une inclinaison de 10° et une profondeur de l'eau de 0,02 m, sont les valeurs optimales pour le fonctionnement du distillateur solaire.

T. Elango et al [28] ont étudié l'effet de l'utilisation des nano-fluides de types Al_2O_3 , ZnO , et SnO_2 comme des fluides à distillés au lieu de l'eau sur le fonctionnement d'un distillateur solaire. L'oxyde d'aluminium (Al_2O_3) a une production plus grande que l'eau avec une amélioration de 29,95% alors que l'amélioration apportée par l'oxyde de zinc (ZnO) et l'oxyde d'étain (SnO_2) sont respectivement de 12,67% et 18,63%.

La productivité limitée de l'eau potable reste le point faible du distillateur solaire simple. Pour cela plusieurs modèles de systèmes de distillation solaire ont été élaborés.

N. K. Dhiman [29] a effectué une comparaison entre le fonctionnement d'un distillateur sphérique et un autre à une seule pente après avoir donné un modèle théorique pour le distillateur sphérique. Les résultats fournis par cette étude ont montré que la production du distillateur sphérique est meilleure que celle du distillateur à une seule pente avec une amélioration de 30%.

A. Chaker et al [30] dans le cadre de leur travail ont porté une attention particulière aux efficacités globale et interne d'un distillateur solaire sphérique (Figure I.7).

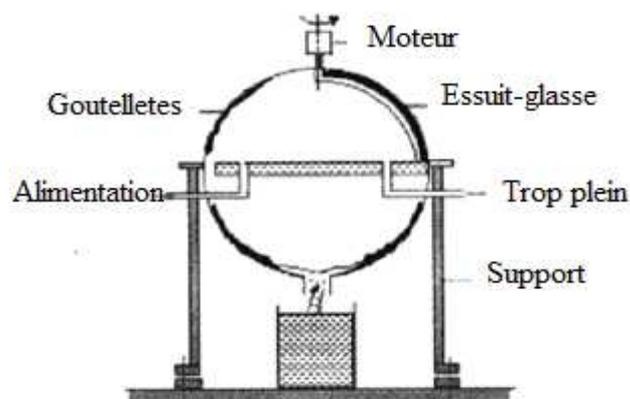


Figure I.7 Distillateur solaire sphérique

Les résultats ont permis de préciser l'influence de différents paramètres sur ces quantités. Un calcul approché des différentes pertes thermiques qui se produisent pendant le processus de distillation et qui peuvent affecter les caractéristiques de fonctionnement du distillateur a été présenté.

G.M. Cappelletti [31] a proposé un distillateur solaire composé de deux bassins superposés l'un sur l'autre (Figure I.8). La quantité maximale de l'eau distillée obtenue par ce distillateur est 1,7 à 1,8 l/m² j¹ pour de valeur de l'irradiation solaire de l'ordre de 27 MJ/m² j¹.

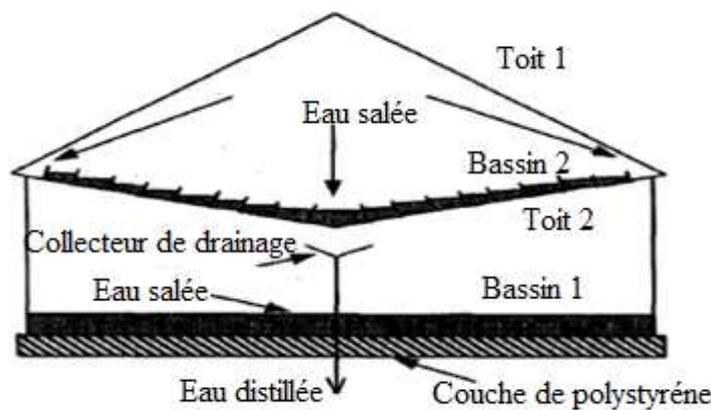


Figure I.8 Distillateur solaire à double bassins

I. A1-Hayek et al [32] ont montré qu'un distillateur de type à effet de serre avec une géométrie asymétrique ayant des miroirs sur les murs intérieurs est plus efficace que le distillateur de type à effet de serre avec une géométrie symétrique, (l'amélioration de la productivité de l'eau est de 20%).

A. Khedim et al [33] ont fait des mesures thermodynamiques pour étudier un système de distillation d'eau de mer à étages multiples avec récupération de chaleur. Cette configuration permet d'obtenir le meilleur rendement, lorsque l'énergie thermique est plusieurs fois récupérée. Les résultats obtenus montrent qu'un distillateur de cinq étages fournit un bon rendement lorsque l'étage inférieur atteint une température avoisinant les 100°C au maximum, et la différence de température entre les étages varie entre 6 et 10°C. Dans ce cas le débit d'eau distillée de ce système est 4,0 kg/h, soit une production journalière de 30 kg correspondant à une énergie d'alimentation de 10,25 kW/h.

Deux modifications menées sur un distillateur solaire simple (Figure I.9) ont été présentées par Z.S. Abdel-Rehim et al [34]. La première, a consisté à utiliser une couche emballée avec des billes de verre jouant le rôle d'un système de stockage thermique. Cette couche est installée dans le fond du bassin pour augmenter l'efficacité du distillateur. La seconde modification fut d'utiliser un axe de rotation installé près de la surface de l'eau du bassin. L'objectif d'utiliser l'axe de rotation est d'agiter l'eau dans le bassin, ce qui augmente les taux d'évaporation et de condensation. Les résultats montrent que les deux modifications ont amélioré la performance du système de dessalement solaire. L'utilisation d'une couche emballée avec des billes de verre augmente le rendement de 5%, 6% et 7,5% respectivement aux mois de Mai, Juin, et Juillet. Tandis que pour un distillateur avec un axe de rotation, le rendement est augmenté de 2,5% en Mai, de 5% en Juin, et de 5,5% en Juillet.

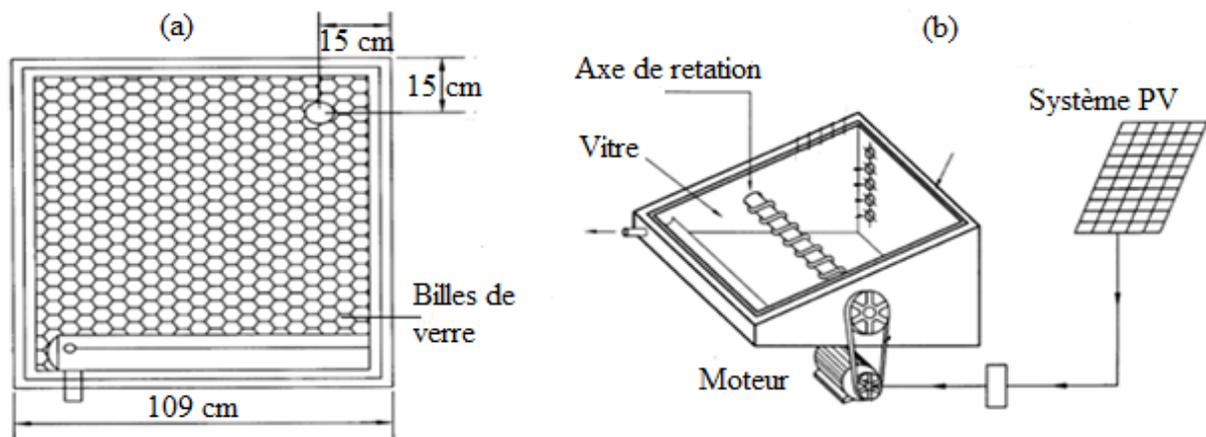


Figure I.9 (a) Bassin à couche emballée avec des billes de verre (b) Distillateur avec un axe de rotation

Un distillateur solaire à vitre hémisphérique (Figure I.10) a été élaboré et testé par B. Ismail [35]. L'auteur a constaté que la production journalière de ce distillateur est de 2,8 à 5,7 l/m² et que son efficacité pouvait atteindre une valeur de l'ordre de 33%. Il a par ailleurs constaté que lorsque la profondeur de l'eau du bassin passait de 12 à 18 mm (soit une augmentation de 50%) l'efficacité moyenne du distillateur a diminué de près de 8%.

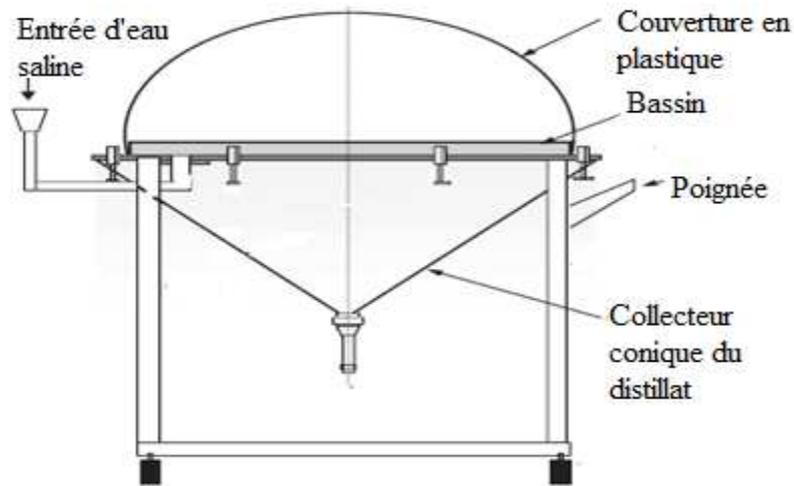


Figure I.10 Distillateur solaire hémisphérique.

S. Abdallah et al [36] ont estimé l'amélioration apportée à la production de l'eau après avoir introduit quelques modifications sur le distillateur conventionnel. Ainsi l'ajout d'un miroir interne ou l'utilisation d'un bassin à cascade (Figure I.11) pouvait conduire à une amélioration du rendement du distillateur allant jusqu'à 30% dans le premier cas et 180% dans le second.

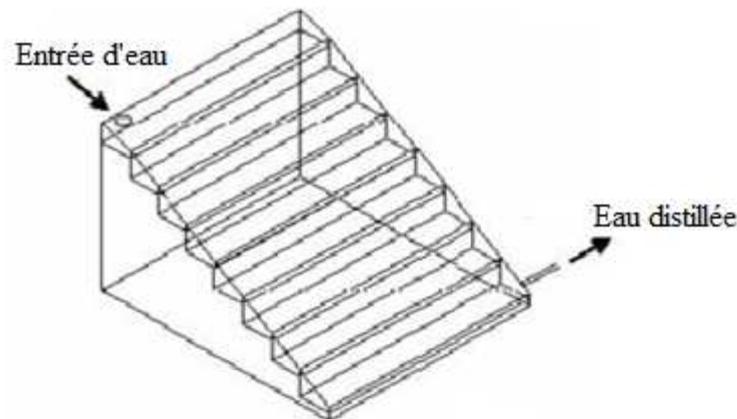


Figure I.11 Bassin à cascade

M. Abu-Arabi et al [37] ont étudié trois types de distillateurs solaires, (à double effets (Figure I.12), à double pentes avec refroidissement de la vitre et un distillateur conventionnel). La comparaison de la production journalière des trois types de distillateurs dans les mêmes conditions de fonctionnement, a montré que le distillateur à double effet a une productivité de 70% plus grande que celle du distillateur conventionnel. Alors que le refroidissement de la vitre du distillateur à double pentes diminue la production de 14%.

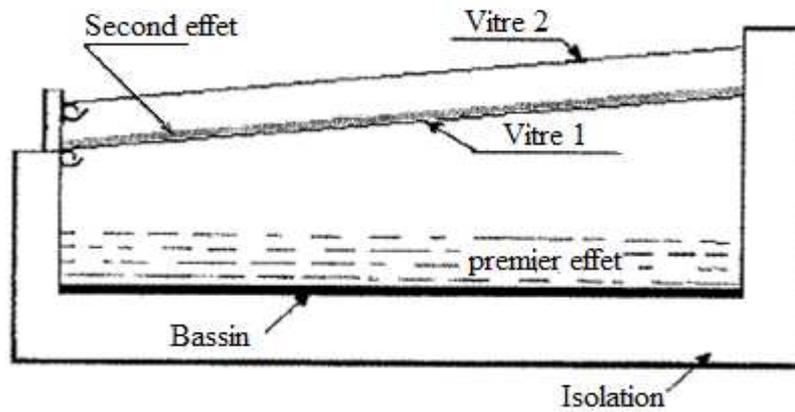


Figure I.12 Distillateur à double effets.

Dans le modèle proposé par K.V. Kumar et al [38], l'alimentation du distillateur solaire par de l'eau saline se fait à travers des tubes fixés sur les parois latérales du distillateur. La condensation de la vapeur d'eau se produit alors non seulement sur la surface interne de la vitre mais également sur les quatre parois latérales du distillateur, ce qui permet d'améliorer le taux de condensation d'eau distillée. L'analyse de l'eau obtenue a montré qu'elle répond aux normes exigées. Ainsi, l'utilisation de l'énergie solaire pour la production de l'eau est non seulement respectueuse de l'environnement mais permet également d'obtenir une eau de qualité.

Une étude comparative menée par R. Dev et al [39] sur un distillateur simple et un autre avec un absorbeur inversé (Figure I.13) a montré que dans les mêmes conditions de fonctionnement pour des profondeurs de l'eau de 0,01, 0,02 et 0,03m, les productions journalières du distillateur avec un absorbeur inversé respectivement égales à 6,302, 5,576 et 4,299 kg/m², sont nettement supérieures à celles d'un distillateur simple qui restent de l'ordre de 2,152, 1,931 et 0,826 kg/m² par jour.



Figure I.13 Distillateur solaire à bassin inversé

T. Arunkumar et al [40] ont conduit des études théorique et expérimentale d'un distillateur solaire hémisphérique (Figure I.14). Les résultats obtenus montrent que le refroidissement de la vitre permet d'augmenter la production journalière de 3660 ml/m² à 4200 ml/m².

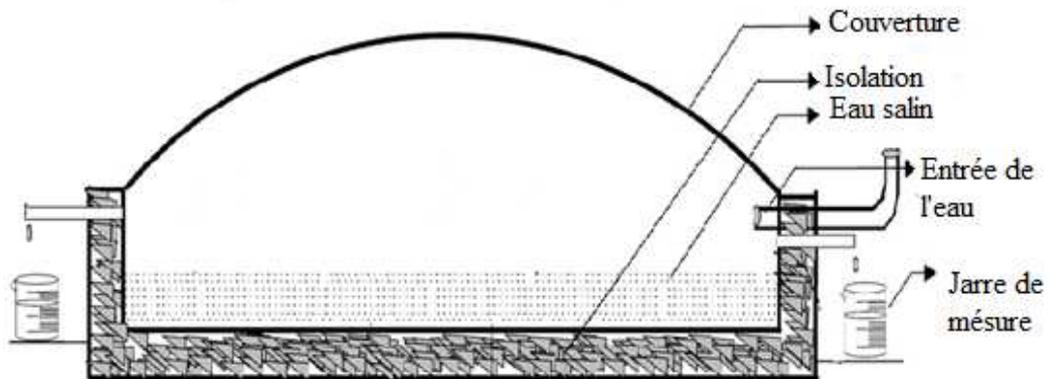


Figure I.14 Distillateur solaire hémisphérique

H A. Zoori et al [41] ont trouvé que les valeurs maximales d'énergie et d'exergie d'un distillateur à cascade (Figure I.15) sont respectivement égales à 83,3% et 10,5% lorsque le débit d'entrée de la saumure atteint sa valeur minimale 0,065 kg/min.

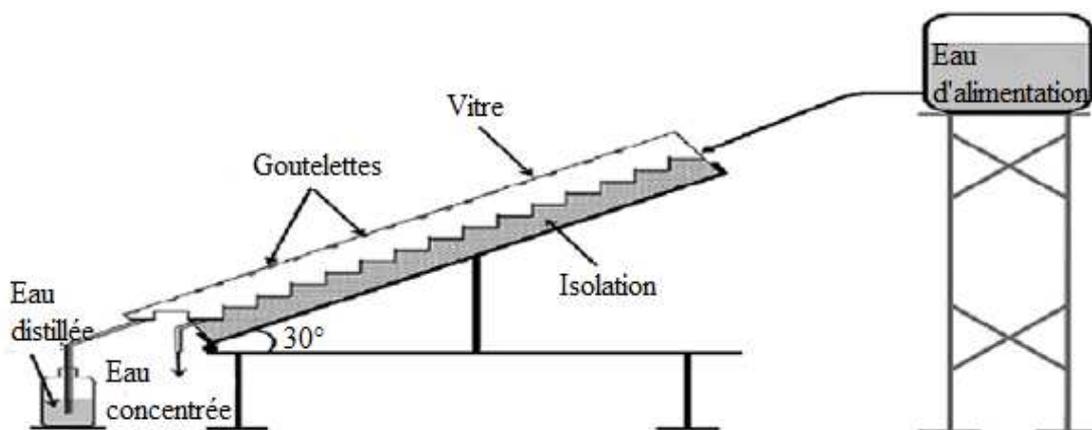


Figure I.15 Distillateur solaire à cascade

Une modification simple et économique a été proposée par P.K. Srivastava et al [42] sur le distillateur à une seule pente. Des ailettes poreuses composées de chiffons de coton noirci partiellement plongées dans l'eau du bassin (Figure I.16) ont permis d'obtenir une production maximale d'environ 7,5 kg /m².

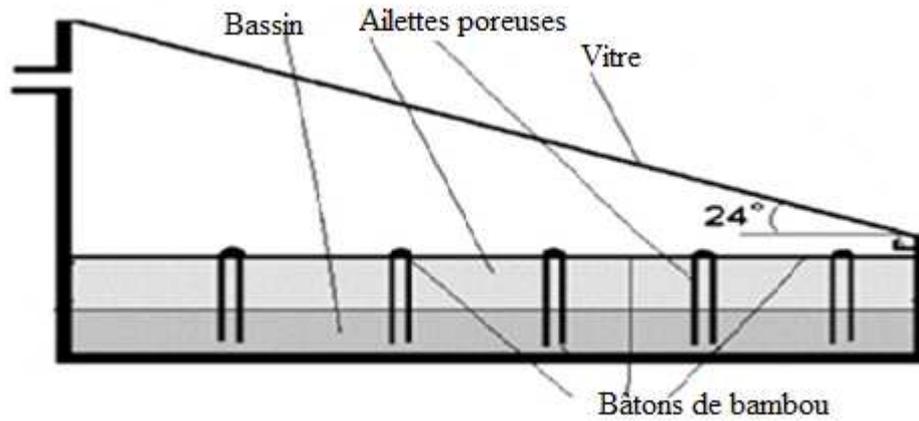


Figure I.16 Distillateur avec des ailettes de coton noirci

T. Rajaseenivasan et al [43] ont montré que l'ajout d'un autre étage à un distillateur à double pentes améliore la production de 85%, alors que T. Elango et al [44] ont trouvé que pour une profondeur de l'eau de 1 cm, le distillateur à deux étages (Figure I. 17) sans et avec isolation a une production plus élevée qu'un distillateur à un seul étage, l'amélioration étant respectivement de 17,38% et de 8,12%.

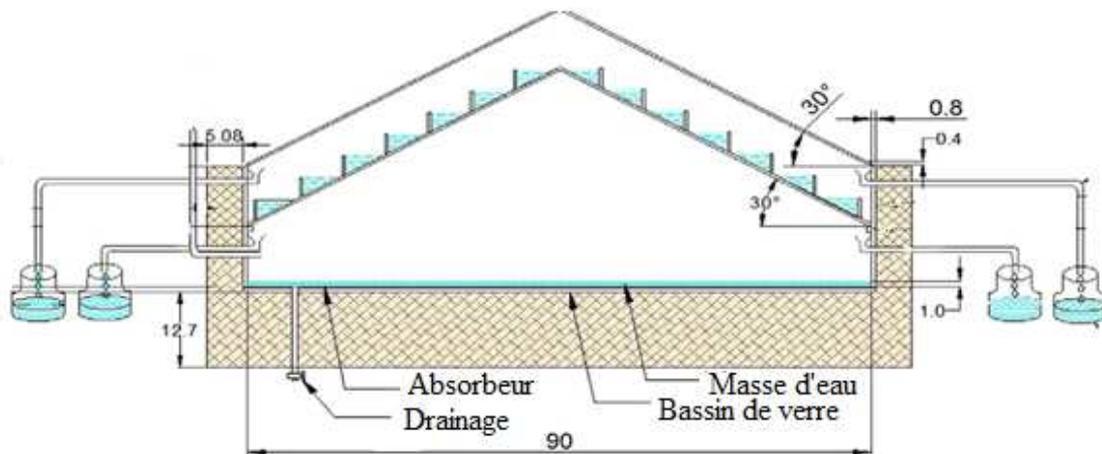


Figure I.17 Distillateur solaire bi-étagé à double pentes

Pour augmenter l'évaporation de l'eau dans le bassin d'un distillateur simple, V. Velmurugan et al [45] ont introduit deux types de modifications sur un distillateur simple (Figure I.18). En dotant le bassin d'ailettes ou en plaçant des cubes d'éponge dans ce dernier il a été constaté une augmentation de 45,5% et 15,3% respectivement dans les premier et second cas.

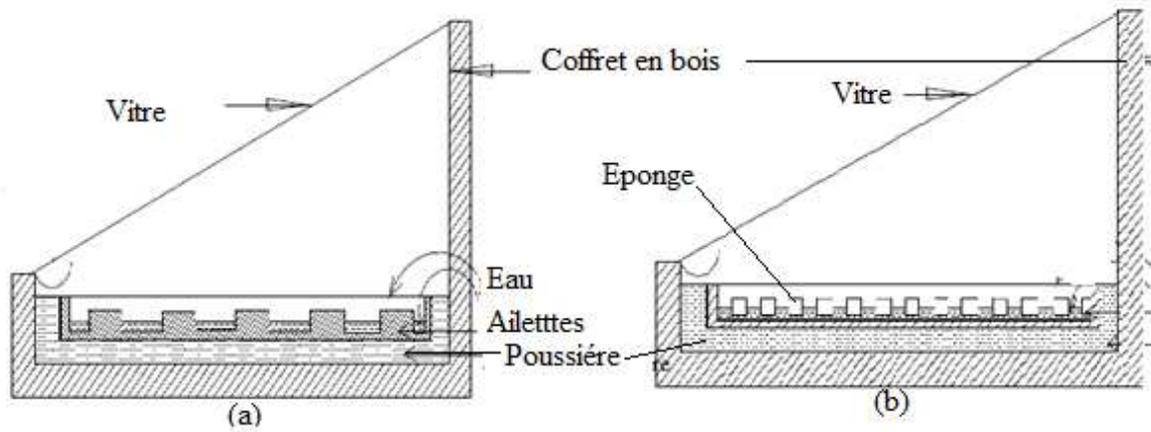


Figure I.18 Distillateur modifiée (a) Ajout d'ailettes (b) Ajout de cubes d'éponge.

Afin d'améliorer la productivité d'un distillateur, d'autres auteurs ont conduit des études sur des systèmes solaires de distillation hybride. Le distillateur simple est alors associé à d'autres dispositifs afin d'augmenter la quantité d'énergie reçue.

S. N. Rai et al [46] ont montré que la production journalière moyenne d'eau distillée d'un distillateur à une seule pente couplé avec un capteur plan est de 24 % plus élevée que celle du distillateur seul.

O.O.Badran et al [47] ont prouvé que le couplage d'un capteur solaire avec un distillateur (Figure I.19) améliore la productivité de 36%, alors que T. Rajaseenivasan et al [48] ont trouvé que le préchauffage améliore la production de 60% par rapport à un système qui fonctionne sans préchauffage.

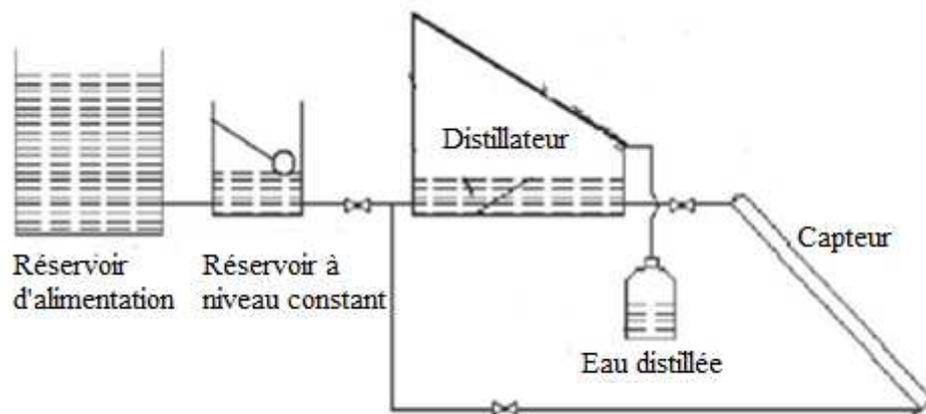


Figure I.19 Système couplé Distillateur-Capteur

M. Boukar et al [49] ont estimé expérimentalement la productivité nocturne d'un distillateur solaire de type Hot Box couplé à un capteur solaire plan (Figure I.20). L'expérimentation est faite dans le site d'Adrar en période hivernale où le fonctionnement diurne du système est d'environ 10 heures. Pour des volumes d'eau saumâtre contenus dans le bassin de 10, 20 et 30 litres, la production nocturne est respectivement de 0,279, 0,597 et 0,941 kg/h par nuit. Par ailleurs, d'après L. Cherrared et al [50], la production journalière d'un distillateur de type Hot box est de 3315 ml avec préchauffage et de 2952 ml sans préchauffage.

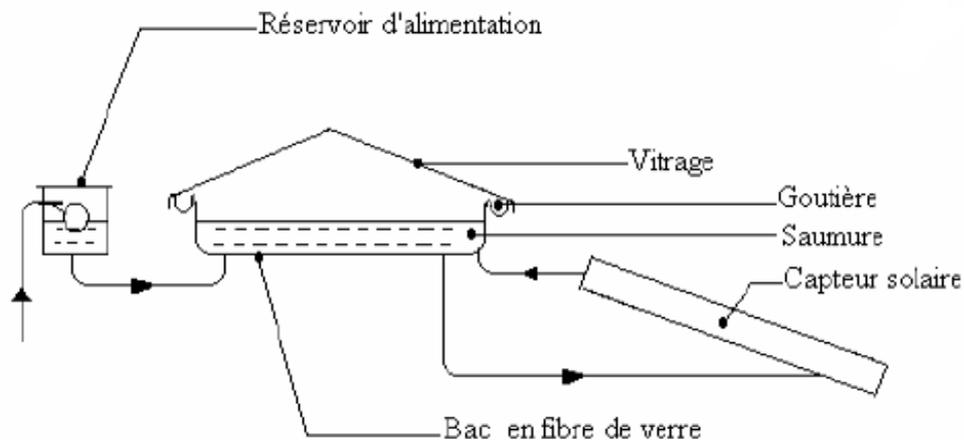


Figure I.20 Système couplé Distillateur Hot Box-Capteur

S.M. Hasnain et al [51] ont proposé un distillateur simple d'une capacité de 5,8 m³ par jour utilisé pour le traitement de la saumure rejetée à partir de l'usine de dessalement de Sadous (l'usine de Sadous utilise l'osmose inverse alimenté par des panneaux photovoltaïques pour le dessalement de l'eau). Lors de cette étude ils ont constaté que les distillateurs solaires simples sont plus rentables pour les petites usines.

M.K. Ghosal et al [52] ont analysé un système de dessalement solaire combiné avec une serre (Figure I.21) afin d'améliorer sa qualité pour être utilisé comme eau d'irrigation dans les cultures protégées. Cette étude est effectuée à la fois pour les climats humide, chaud et composé de l'Inde. Les résultats obtenus indiquent que le rendement du distillateur est plus élevé dans les climats chaud et humide que dans le climat composé.

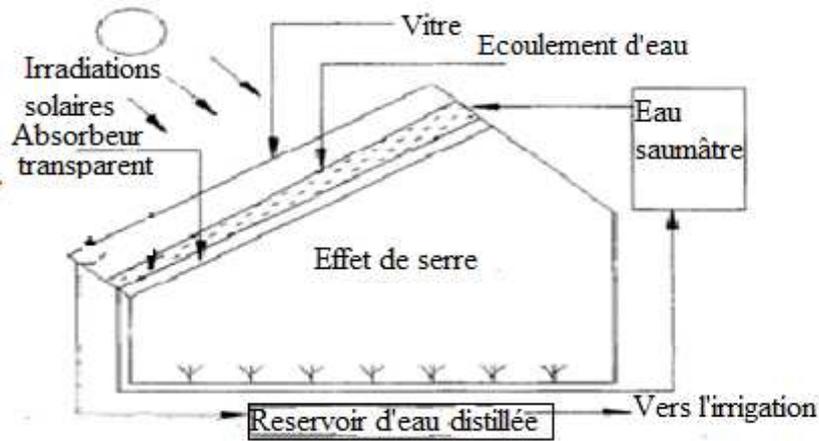


Figure I.21 Système de distillation solaire pour irrigation

C. Esteban et al [53] ont proposé un nouveau désign construisant un système de distillation composé d'un bassin étendu comprenant un capteur solaire intégré au distillateur (Figure I.22). La couverture est facile à démonter pour le nettoyage. Ce nouveau distillateur donne une production de 70% plus grande que celle d'un distillateur simple et de 20% plus grande qu'un distillateur simple couplé avec un capteur.

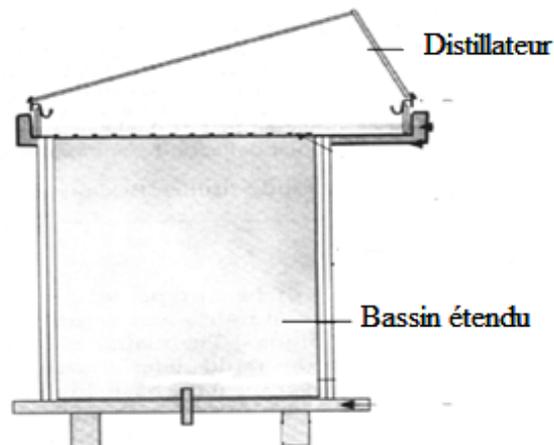


Figure I.22 Système de distillation solaire avec bassin étendu.

A. Badran et al [54] ont étudié le fonctionnement d'un distillateur à double pentes couplé à un capteur solaire (Figure I.23) pour une période de 24 h. Les auteurs ont montré que la production de ce système est 231% et 52% plus importante que celle d'un distillateur travaillant seul, respectivement dans les cas où de l'eau du robinet ou de l'eau salée étaient utilisés.

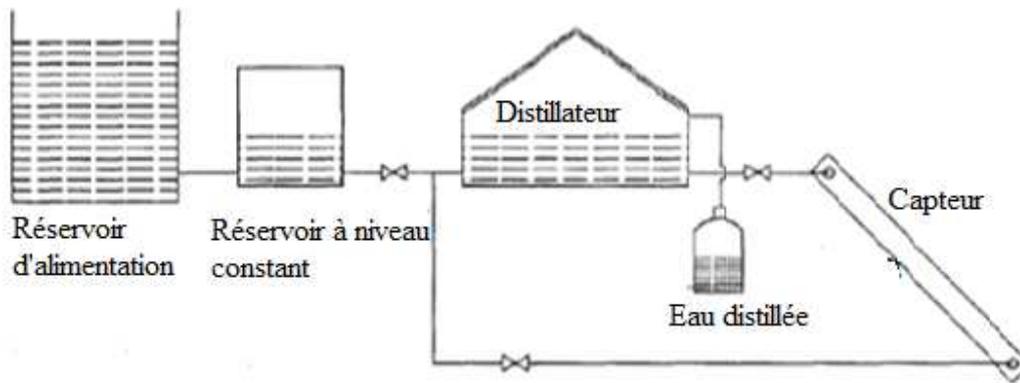


Figure I.23 Distillateur à double pentes couplé à un capteur solaire

T. Tanaka et al [55] ont étudié un distillateur solaire vertical à diffusion à effets multiples muni d'un réflecteur solaire (Figure I.24). Les résultats obtenus ont montré que la productivité diminue d'environ 10% lorsque l'émissivité de la vitre avant est augmentée de 0,3 à 0,9, ou lorsque la réflectivité du réflecteur diminue de 0,95 à 0,8. Une production annuelle optimale est obtenue pour une inclinaison du réflecteur de 10° .

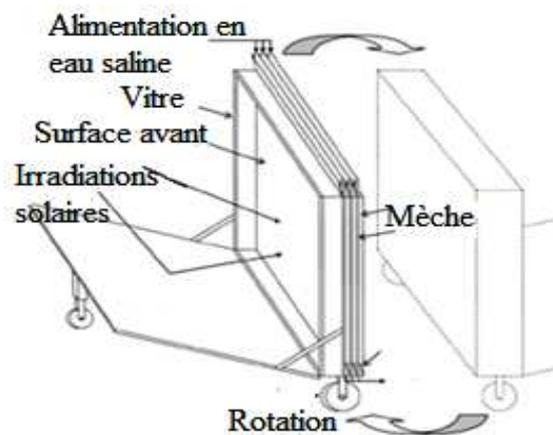


Figure I.24 Distillateur solaire vertical à effets multiples muni d'un réflecteur solaire.

S. Abdallah et al [56] ont utilisé un système de poursuite solaire informatisé. Une comparaison entre les distillateurs solaires fixe et avec un système de poursuite solaire a permis de noter une augmentation de productivité de 22% dans le second cas.

J. Joseph et al [56] ont présenté un système de distillation qui se compose d'un capteur solaire plan de 2 m^2 de surface, un évaporateur, une pompe à vide à un seul étage et d'un condenseur (Figure I.25). La production maximale fournie par ce système est de 8,5 litres par jour.

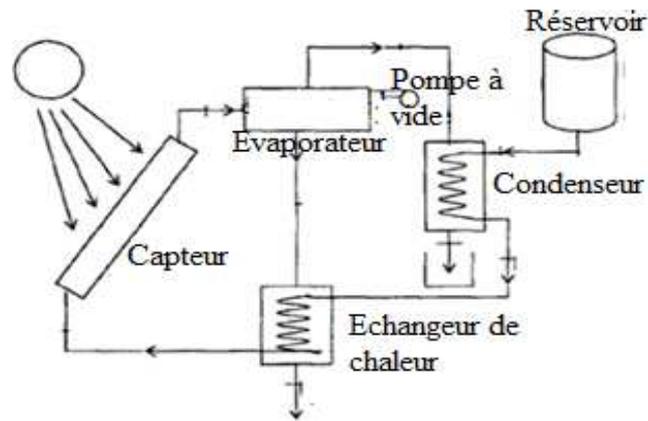


Figure I.25 Système de dessalement avec préchauffage.

H. Tanaka et al [58] ont mené une étude comparative sur deux distillateurs solaires inclinés, l'un doté d'un réflecteur solaire externe incliné pendant le solstice d'hiver (Figure I.26) et l'autre muni d'un réflecteur vertical. Les auteurs notent que pour des longueurs de réflecteur et du distillateur identiques, la productivité du premier système est supérieure de 15% à 27% à celle du second.

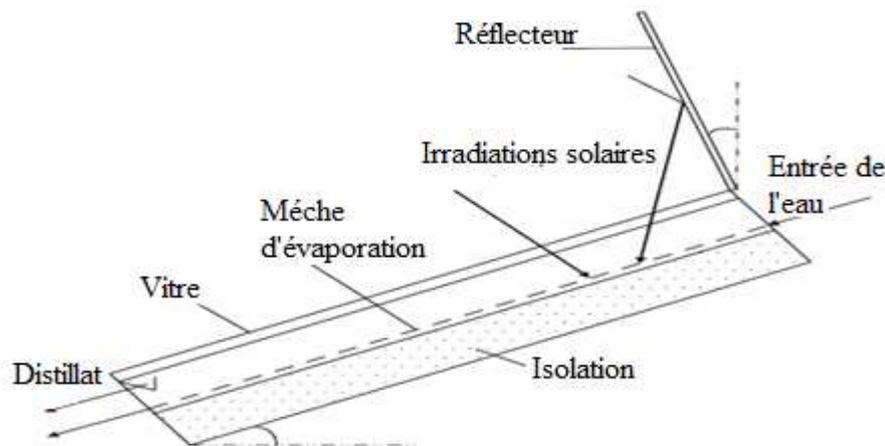


Figure I.26 Distillateur solaire incliné muni d'un réflecteur externe incliné.

H. Ben Bacha et al [59] présentent la simulation et la validation expérimentale d'un module de distillation pour une unité de dessalement fonctionnant selon le principe du cycle de condensation et d'évaporation multiples. Le module de dessalement est alimenté avec de l'eau chauffée à l'énergie solaire. Des sources géothermiques d'eau chaude peuvent être également utilisées pour alimenter l'unité de dessalement. Il a été montré expérimentalement que le modèle développé est capable de prédire avec précision les tendances des caractéristiques de masse et de chaleur dans les chambres d'évaporation et de condensation.

D'autre part, pour obtenir de bons rendements, les capteurs solaires intégrés à ce système doivent être choisis avec des performances à haute efficacité.

K. Sampathkumar et al [60] ont regroupé dans leur article, plusieurs travaux sur les systèmes solaires actifs de distillation. Parmi les résultats cités:

- Le rendement annuel est maximum lorsque l'inclinaison de la vitre est égale à la latitude du lieu.
- Le système couplé distillateur capteur plan avec le mode de circulation forcée donne un rendement plus élevé que celui avec le mode de thermosiphon.
- Le distillateur à multi-étages est plus efficace qu'un distillateur simple.

K.M. Eldalil [61] dans une étude portant sur un système de distillation actif avec un système de vibration (Figure I.27), a trouvé que la production de ce système est de 5,8 l/m² par jour, avec une efficacité de 60%.

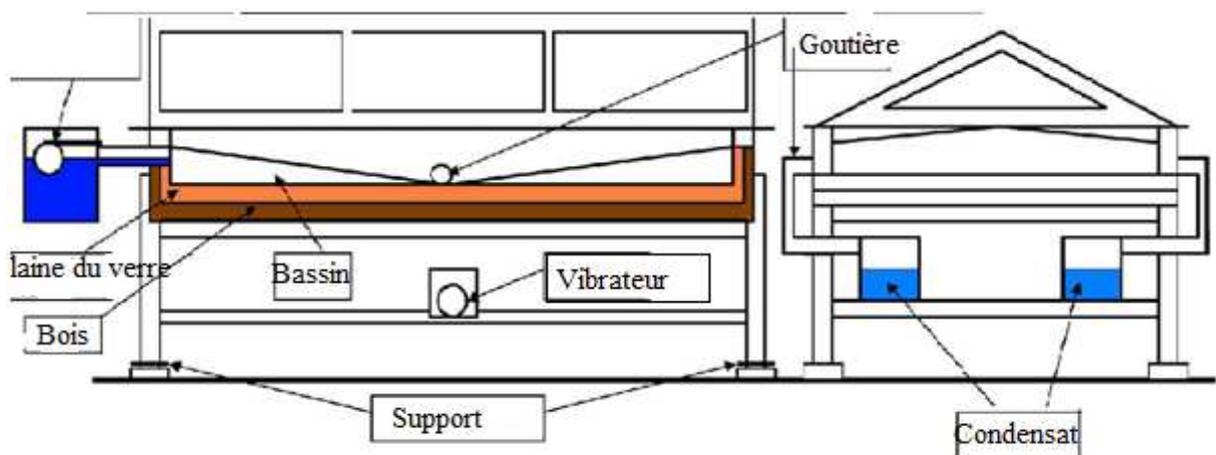


Figure I.27 Système de distillation actif avec un système de vibration.

V. Singh et al [62] porté une attention à un système couplé distillateur-capteur à tubes sous vide fonctionnant sous le mode naturel (Figure I.28 a). Selon les auteurs, l'intégration de 10 tubes sous vide et une profondeur d'eau dans le bassin de 0,03 m (la masse totale de l'eau étant de 52,5 kg) donneraient les meilleurs résultats. Les valeurs maximales des efficacités énergétique et exégétique journalières pour ce système sont respectivement de l'ordre de 33% et 2,5% avec une production journalière de 3,8 kg /m².

Le même système a été étudié par S. Kumar et al [63] mais avec le mode forcé (Figure I. 28 b). Les résultats ont montré que ce système donne une production journalière maximale de 3,90 kg pour un jour typique d'été. Il a également été démontré que la production annuelle d'un système qui travaille en mode forcé de circulation est meilleure que celle d'un système en mode naturel de circulation.

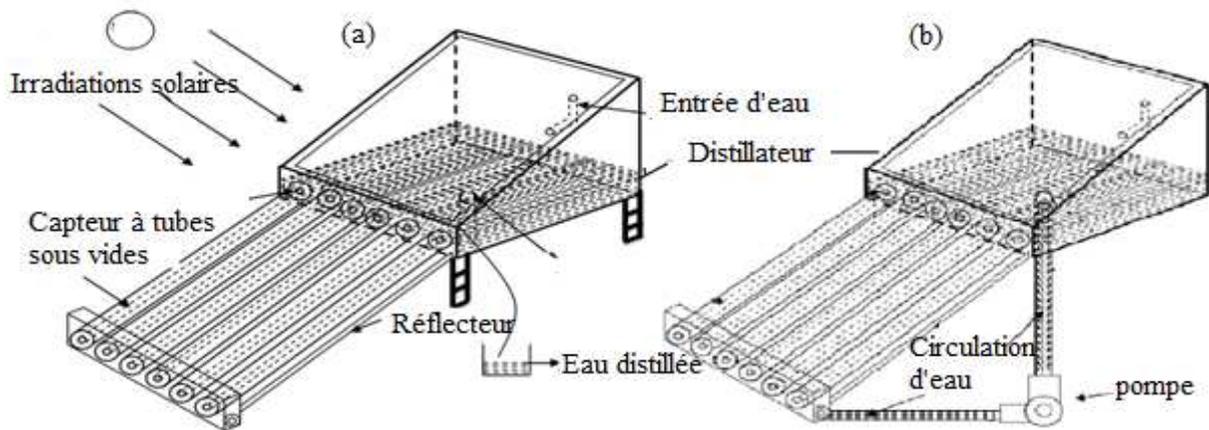


Figure I.28 Système couplé distillateur-captateur à tubes sous vide (a) Sous le mode de circulation naturel, (b) Avec le mode de circulation forcé.

K. Sampathkumar et al [64] ont montré que l'utilisation d'un capteur à tubes sous vide pour préchauffer l'eau qui entre dans le distillateur fait doubler la productivité pour une période de fonctionnement de 24 heures.

Z.M. Omara et al [65] ont conçu, construit et testé un distillateur avec concentrateur solaire parabolique (DCSP) et un distillateur solaire classique (DSC). Le DCSP se compose d'un réservoir d'eau saumâtre, un petit distillateur solaire à une seule pente, un concentrateur parabolique, une chaudière, un échangeur de chaleur (condenseur), une unité de commande (deux axes de poursuite solaires), un système photovoltaïque, un capteur solaire plan et un module programmable logique de contrôle (MPLC) (Figure I.29). Les résultats obtenus indiquent que la production journalière moyenne d'eau distillée est de 6,7 l/m² pour le DCSP avec préchauffage et de 5,5 l/m² sans préchauffage, alors qu'elle n'est que de 0,5 à 1,5 m² pour le DSC. L'amélioration de la production de distillat pour le DCSP sans et avec préchauffage est respectivement égale à 244% et 347%.

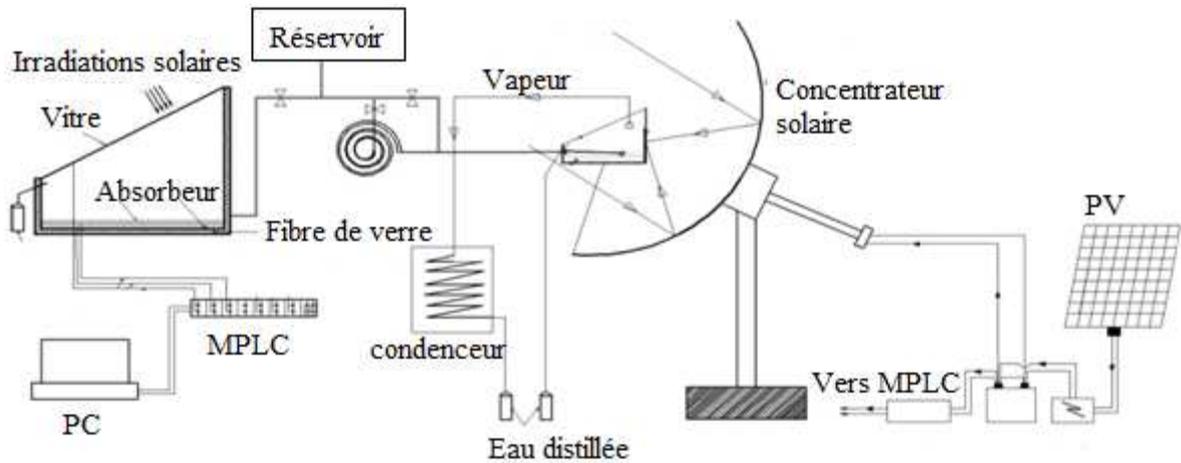


Figure I.29 Système couplé Distillateur-Concentrateur solaire parabolique.

A. Somwanshi et al [66] ont démontré que le refroidissement de la vitre du distillateur par un réservoir d'eau (Figure I.30), conduit à une amélioration de la production de l'ordre de 41,3 à 56,5%. Le refroidissement de la vitre est effectué avec un écoulement d'un film d'eau.

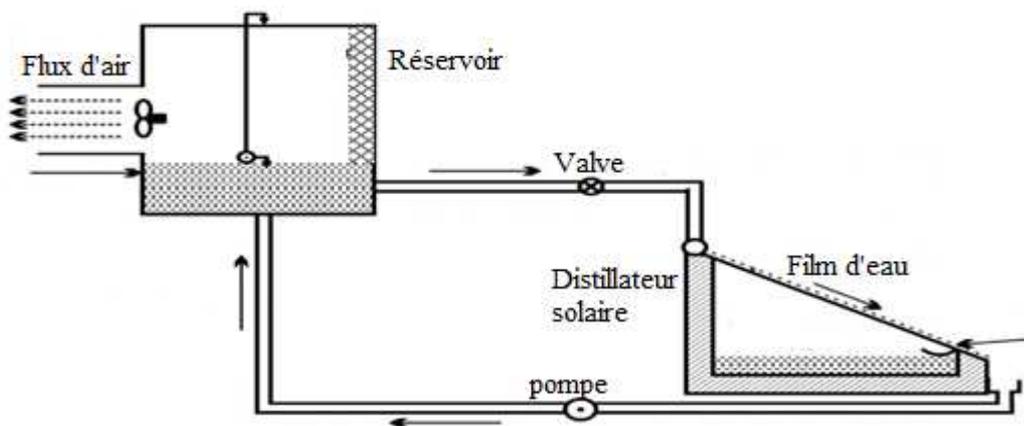


Figure I.30 Système de distillation avec refroidissement de la vitre.

M.A. Eltawil et al [67] ont étudié le fonctionnement d'un système de distillation non conventionnel. L'alimentation de l'eau salée est effectuée avec des pulvérisateurs placés au sein du distillateur (Figure I.31). Le distillateur est couplé à un réservoir thermique de stockage et connecté à un système photovoltaïque. La production de ce système est plus élevée comparativement à celle d'un distillateur conventionnel (amélioration entre 51 et 148%). L'utilisation d'un condenseur externe améliore la production de 51%, alors que l'utilisation d'un pulvérisateur pour distribuer de l'eau dans le bassin du distillateur dans les cas active et passive, a conduit à une augmentation de la production respectivement de 56% et 82%.

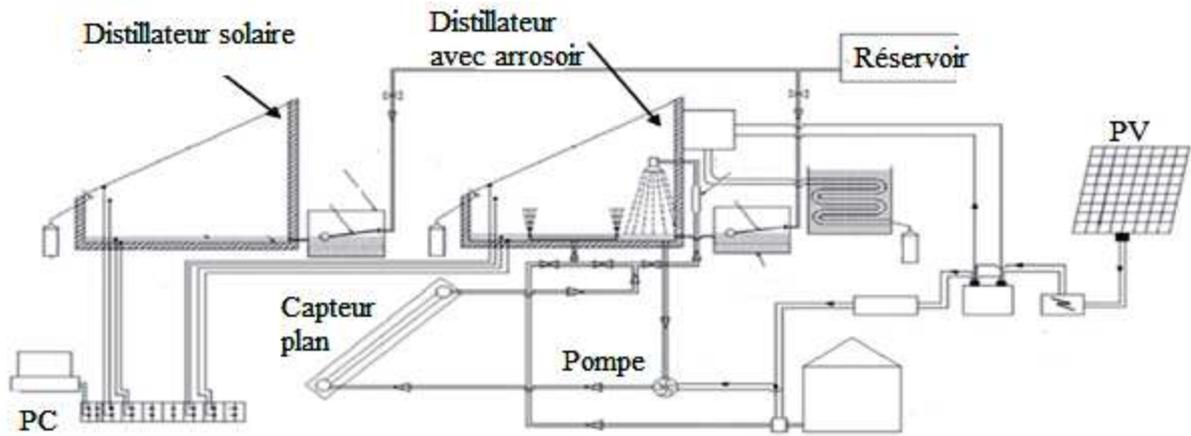


Figure I.1 Système de distillation avec un pulvérisateur.

Sandeep et al [68] ont proposé un système couplé distillateur-capteur renforcé par une vitre secondaire de verre (Figure I.32) (modèle 1). D'autres modifications consistant à couvrir la vitre secondaire par du bois (modèle 2) ou avec un tissu de Cotton (modèle 3) ou d'utiliser une couverture secondaire d'aluminium (modèle 4) ont été effectuées. Les résultats obtenus ont montré que

- Le premier modèle a une production de 25,4% plus importante que le distillateur conventionnel.
- Par rapport au premier modèle, le second modèle conduit à une amélioration de la production de 5,3%, alors que le troisième modèle conduit à une amélioration de 13,6%.
- L'utilisation d'aluminium dans la couverture secondaire améliore légèrement la production.

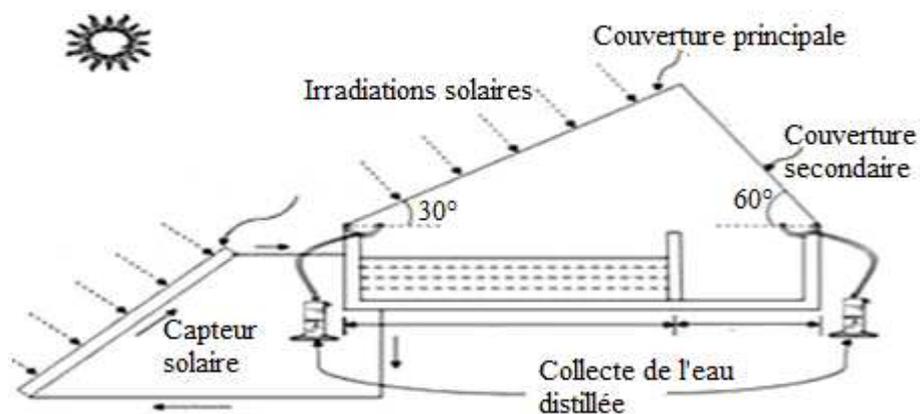


Figure I.32 Système couplé Distillateur-Capteur muni d'une vitre secondaire.

CHAPITRE.II. Etude théorique des systèmes de distillation solaire

Introduction

La production d'un distillateur à une seule pente étant faible (2 à 3 l/m²), de nouvelles configurations et/ou l'association d'autres systèmes solaires (capteurs, réflecteurs,...) ont été envisagés afin d'augmenter la production. Le fonctionnement de tout distillateur étant régi par les transferts de chaleur et de masse qui s'y produisent, nous allons dans ce qui suit présenter la modélisation de quelques systèmes de distillation solaire afin de mettre en exergue l'effet des modifications de la géométrie et/ou de l'association d'autres systèmes sur l'écriture du bilan thermique du distillateur conventionnel.

II.1. Modélisation d'un distillateur à une seule pente

Un distillateur à une seule pente (Figure II.1) est essentiellement constitué d'une capacité étanche surmontée d'une vitre. La partie inférieure est recouverte d'un plan d'eau (eau saumâtre ou eau de mer). Sous l'action du flux solaire G , transmis par la couverture transparente, l'eau s'échauffe et une partie de celle-ci s'évapore. La vapeur produite se condense sur la face intérieure de la vitre et le condensat est récupéré par un récepteur. Un appoint d'eau compense le débit de distillat. Afin de réduire les pertes de chaleur vers l'extérieur, les parois latérales et inférieure sont isolées.

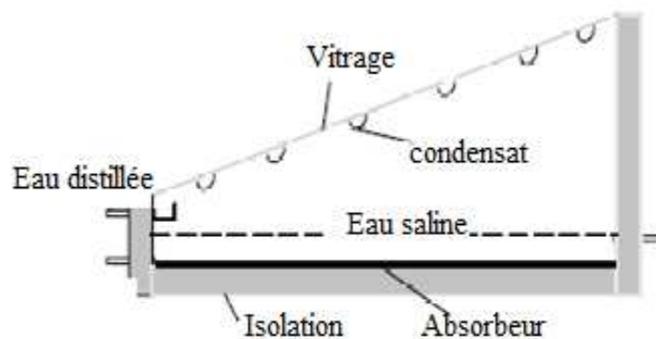


Figure II.1 Distillateur à une seule pente

Pour établir le bilan thermique du distillateur, des hypothèses simplificatrices ont été adoptées :

- Le ciel est assimilé à un corps noir.
- La chaleur emportée par le distillat est supposée négligeable.
- La température de chaque composant du système est uniforme.

- La concentration de la saumure n'intervient pas dans les transferts de chaleur et de masse.
- La condensation de l'eau sur la couverture est homogène et continue (le verre possède une bonne mouillabilité et la condensation se fait uniquement sur la couverture).
- Les propriétés physiques des matériaux sont considérées constantes.
- La couverture est propre.
- L'eau est statique dans le bac du distillateur.

Le bilan thermique du distillateur est établi pour la vitre (côtés intérieur et extérieur), l'eau salée, la surface noire (l'absorbeur) et l'isolant (côtés intérieur et extérieur) [69]. Dans le cas du régime instationnaire, il apparaît une quantité de chaleur Q_S représentant la puissance thermique résultant du réchauffement du distillateur. En notant m_j la masse d'un élément constitutif du distillateur et C_j sa chaleur massique on peut écrire [70]:

$$Q_S = \sum_j m_j \cdot C_j \cdot \frac{dT_j}{dt} \quad (\text{II.1})$$

Le bilan thermique pour le distillateur à une seule pente est alors écrit pour chaque partie du distillateur comme suit :

- Bilan thermique de la vitre, côté extérieur

$$\frac{m_v \cdot C_v}{2} \cdot \frac{dT_{vx}}{dt} + Q_{rvs} + Q_{cva} = Q_{dv} + I_v \quad (\text{II.2})$$

- Bilan thermique de la vitre, côté intérieur

$$\frac{m_v \cdot C_v}{2} \cdot \frac{dT_{vn}}{dt} + Q_{dv} = Q_{rvw} + Q_{cvw} + Q_e + I_v \quad (\text{II.3})$$

- Bilan thermique de la masse d'eau

$$m_w \cdot C_w \cdot \frac{dT_w}{dt} + \dot{m}_e \cdot C_w \cdot (T_w - T_a) + Q_{rvw} + Q_{cvw} + Q_e = Q_{cwb} + I_w \quad (\text{II.4})$$

- Bilan thermique de l'absorbeur

$$m_b \cdot C_b \cdot \frac{dT_b}{dt} + Q_{cwb} + Q_{dbi} = I_b \quad (\text{II.5})$$

- Bilan thermique de l'isolant, côté intérieur

$$\frac{m_i \cdot C_i}{2} \cdot \frac{dT_{in}}{dt} + Q_{di} = Q_{abi} \quad (\text{II.6})$$

- Bilan thermique de l'isolant, côté extérieur

$$\frac{m_i \cdot C_i}{2} \cdot \frac{dT_{ix}}{dt} + Q_{ria} + Q_{cia} = Q_{di} \quad (\text{II.7})$$

Avec :

Q_{rvs} : Le flux échangé par rayonnement entre le côté extérieur de la vitre et le ciel.

Q_{cva} : Le flux échangé par convection entre le côté extérieur de la vitre et le milieu ambiant.

Q_{dv} : Le flux échangé par conduction dans la vitre.

Q_{rvw} : Le flux échangé par rayonnement entre le côté intérieur de la vitre et la masse d'eau.

Q_{cww} : Le flux échangé par convection entre le côté intérieur de la vitre et la masse d'eau.

Q_e : Le flux de chaleur échangé par évaporation.

Q_{cwb} : Le flux de chaleur apporté par l'absorbeur.

Q_{dbi} : Le flux échangé par conduction dans l'absorbeur et cédé à l'isolant.

Q_{di} : Le flux échangé par conduction dans l'isolant.

Q_{ria} , Q_{cia} respectivement les flux cédés par rayonnement et par convection du côté extérieur de l'isolant.

I_v : Le flux de chaleur absorbé par la vitre est donné par la relation :

$$I_v = \frac{1}{2} \alpha_v \cdot G \cdot A_v \quad (\text{II.8})$$

Avec α_v l'absorptivité de la vitre et G le rayonnement solaire atteignant la vitre.

I_w : Flux de chaleur effectivement absorbé par la masse d'eau :

$$I_w = \alpha_t \cdot G \cdot A_w \quad (\text{II.9})$$

Le coefficient α_t est obtenu en utilisant les caractéristiques optiques et thermiques du distillateur par la relation [30] :

$$\alpha_t = \alpha_w \cdot \tau_v + \alpha_y \cdot \tau_w \cdot \tau_v \quad (\text{II.10})$$

Avec :

α_w , α_y respectivement le facteur total d'absorption de l'eau et du fond du distillateur.

τ_w , τ_v respectivement les facteurs de transmission de l'eau et de la vitre.

I_b le flux de chaleur absorbé par l'absorbeur est donné par :

$$I_b = \tau_t \cdot G \cdot A_b \quad (\text{II.11})$$

τ : Coefficient de transmission global de l'eau et de la vitre.

\dot{m}_e étant le débit (journalier ou instantané, rapporté généralement à l'unité de surface) ou production du distillateur.

L'échange thermique, à l'intérieur et à l'extérieur du distillateur, se réalise par l'intermédiaire de quatre modes de transferts thermiques (convection, rayonnement, évaporation et par conduction).

II.1.1. Flux thermiques échangés par convection

Le taux de transfert de la chaleur par convection est donné par l'équation générale [71]:

$$Q_c = h_c \cdot \Delta T \cdot A \quad (\text{II.12})$$

Où h_c est le coefficient de transfert convectif. Nous pouvons alors déduire que :

- Les flux de chaleur échangés par convection entre la vitre et l'isolant avec l'ambiance sont donnés respectivement par les expressions:

$$Q_{cva} = h_{cva} \cdot (T_{vx} - T_a) \cdot A_v \quad (\text{II.13})$$

$$Q_{cia} = h_{cia} \cdot (T_{ix} - T_a) \cdot A_i \quad (\text{II.14})$$

Les coefficients h_{cva} , h_{cia} sont donnés par la relation [72], [73]:

$$h_{cia} = h_{cva} = 5,7 + 3,8 \cdot V_v \quad (\text{II.15})$$

Où V_v est la vitesse du vent.

- Le flux échangé par convection entre la vitre et la masse d'eau a pour expression :

$$Q_{cvw} = h_{cvw} \cdot (T_w - T_{vn}) \cdot A_w \quad (\text{II.16})$$

Le coefficient d'échange convectif h_{cvw} est exprimé par [74]:

$$h_{cvw} = 0,884 \cdot \left[(T_w - T_{vn}) + \frac{(P_w - P_v) \cdot (T_w + 273)}{268,9 \cdot 10^3 - P_w} \right]^{\frac{1}{3}} \quad (\text{II.17})$$

T_w et T_{vn} (en degré C°) étant respectivement les températures de l'eau et de la face intérieure de la vitre. P_w , P_v les pressions partielles de la vapeur d'eau respectivement aux températures T_w et T_{vn} , (en degré C°) sont données par Fernandez et Chargoy [75]:

$$P_w = \exp\left(25,317 - \left(\frac{5144}{T_w + 273}\right)\right) \text{ et } P_v = \exp\left(25,317 - \left(\frac{5144}{T_v + 273}\right)\right) \quad (\text{II.18})$$

Pour un intervalle de température entre 15°C et 90°C, P. Meukama et al [76] donnent une autre relation pour calculer la pression partielle:

$$P = 7235 - 431,43 \cdot T + 10,76 \cdot T^2 \quad (\text{II.19})$$

- Le flux échangé par convection entre la masse d'eau et l'absorbeur:

$$Q_{cwb} = h_{cwb} \cdot (T_b - T_w) \cdot A_b \quad (\text{II.20})$$

T_b étant la température de l'absorbeur.

Généralement le coefficient d'échange convectif figure dans le nombre de Nusselt :

$$h_{cwb} = \frac{Nu \cdot e_w}{\lambda} \quad (\text{II.21})$$

D'après A.K. Tiwari et al [77], le nombre de Nusselt a pour expression :

$$Nu = C \cdot (Gr \cdot Pr)^n \quad (\text{II.22})$$

Gr et Pr respectivement les nombres de Grashoff et de Prandtl.

$$Gr = \frac{e_w^3 \cdot \rho^2 \cdot g \cdot \beta \cdot (T_b - T_w)}{\mu_w^2} \quad (\text{II.23})$$

$$Pr = \frac{\mu_w \cdot C_w}{\lambda} \quad (\text{II.24})$$

e_w , μ_w et λ étant respectivement la profondeur, la viscosité dynamique et la conductivité thermique de l'eau.

β : Coefficient de dilatation thermique de l'eau.

Les valeurs C et n sont en fonction du nombre de Grashoff [78]:

Pour un débit laminaire $10^5 < Gr < 2,10^7$ $C = (0,54 \cdot \lambda) / L$ $n = 1/4$

Pour un débit turbulent $Gr > 2,10^7$ $C = 0,14$ $n = 1/3$

II.1.2. Flux thermiques échangés par rayonnement

Les différents composants du distillateur échangent la chaleur par rayonnement comme suit:

- Le côté extérieur de la vitre échange la chaleur par rayonnement avec le ciel selon les relations:

$$Q_{rvs} = h_{rvs} \cdot (T_{vx} - T_s) \cdot A_v \quad (\text{II.25})$$

$$h_{rvs} = \varepsilon_v \cdot \sigma \cdot [(T_{vx} + 273)^2 + (T_s + 273)^2] \cdot [(T_{vx} + 273) + (T_s + 273)] \quad (\text{II.26})$$

σ , constante de Stephan Boltzmann, égale à $5,669 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$

T_s la température du ciel est donnée par la relation empirique [79]:

$$T_s = 0,0552 \cdot T_a^{1,5} \quad (\text{II.27})$$

- L'isolant (côté extérieur) échange de la chaleur par rayonnement avec l'ambiance :

$$Q_{ria} = h_{ria} \cdot (T_{ix} - T_a) \cdot A_i \quad (\text{II.28})$$

$$h_{ria} = \varepsilon_i \cdot \sigma \cdot [(T_{ix} + 273)^2 + (T_a + 273)^2] \cdot [(T_{ix} + 273) + (T_a + 273)] \quad (\text{II.29})$$

ε_v , ε_i étant respectivement les émissivités de la vitre et de l'isolant.

- Entre la masse d'eau et la vitre, l'échange radiatif est exprimé par :

$$Q_{rvw} = h_{rvw} \cdot (T_w - T_{vn}) \cdot A_w \quad (\text{II.30})$$

Où h_{rvw} est donné par [9]:

$$h_{rvw} = F_{rvw} \cdot \varepsilon_{eff} \cdot \sigma \cdot [(T_w + 273)^2 + (T_{vn} + 273)^2] \cdot [T_w + T_{vn} + 546] \quad (\text{II.31})$$

$$\varepsilon_{eff} = \left[\frac{1}{\varepsilon_w} + \frac{1}{\varepsilon_v} - 1 \right] \quad (\text{II.32})$$

ε_w , ε_v étant respectivement les émissivités de la masse d'eau et de l'isolant.

F_{rvw} est le facteur de forme entre l'eau et la vitre [6] :

$$F_{rvw} = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_w} + \frac{A_w}{A_v} \left(\frac{1}{\varepsilon_w} - 1 \right)} \quad (\text{II.33})$$

II.1.3. Flux thermiques échangés par évaporation

Le transfert de masse s'accompagne d'un transfert de chaleur appelé transfert de chaleur latente. Nous pouvons l'exprimer par la relation [80]:

$$dQ_e = L_v(T_w) \cdot d\dot{m} = L_v(T_w) \cdot \frac{h_c}{R_v \cdot T} \cdot [P_w - P_{vn}] \cdot dA \quad (\text{II.34})$$

$d\dot{m}$ étant le débit d'eau évaporée sur la surface dA du liquide.

L'échange de chaleur par évaporation entre la masse d'eau et la vitre est donné par les relations [81]:

$$Q_e = h_e \cdot (T_w - T_{vn}) \cdot A_w \quad (\text{II.35})$$

$$h_e = 16,273 \cdot 10^{-3} \cdot h_{cvw} \cdot \frac{(P_w - P_{vn})}{(T_w - T_{vn})} \quad (\text{II.36})$$

La production horaire de l'eau a pour expression [13]:

$$\dot{m}_e = \frac{h_e \cdot (T_w - T_{vn}) \cdot 3600}{L_v} \quad (\text{II.37})$$

L_v est la chaleur latente d'évaporation. Elle dépend de la température [82] :

$$L_v(T) = 3408 - 5,21 \cdot T + 0,01 \cdot T^2 - 1,194 \cdot T^3 \quad (\text{II.38})$$

II.1.4. Flux thermiques échangés par conduction

- Conduction de chaleur au sein de la vitre :

$$Q_{dv} = \frac{\lambda_v}{e_v} \cdot (T_{vn} - T_{vx}) \cdot A_v \quad (\text{II.39})$$

λ_v , e_v , A_v étant respectivement la conductivité thermique, l'épaisseur et la surface de la vitre.

- Le flux de chaleur échangé par conduction entre l'isolant et l'absorbeur :

$$Q_{abi} = \frac{\lambda_b}{e_b} \cdot (T_b - T_{in}) \cdot A_b \quad (\text{II.40})$$

λ_b , e_b , A_b étant respectivement la conductivité thermique, l'épaisseur et la surface de l'absorbeur.

- La conduction de chaleur au sein de l'isolant est donnée par:

$$Q_{di} = \frac{\lambda_i}{e_i} \cdot (T_{in} - T_{ix}) \cdot A_i \quad (\text{II.41})$$

λ_i , e_i , A_i étant respectivement la conductivité thermique, l'épaisseur et la surface de l'isolant.

II.2. Modélisation des distillateurs à double pentes et sphérique

Le distillateur à double pentes (Figure II.2), a été conçu en remplaçant la vitre du distillateur à une seule pente par deux vitres formant un toit en V inversé, inclinées par rapport à l'horizontale et fixées aux rebords du bac. Ce distillateur est orienté est-ouest avec un côté de la vitre exposé au soleil et l'autre côté est à l'ombre pour diminuer l'échauffement du vitrage et augmenter la différence de température entre la vitre et la saumure.

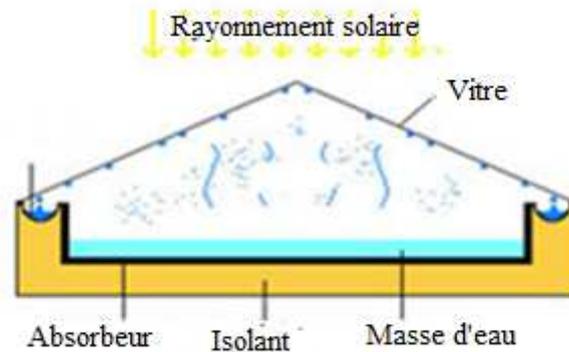


Figure II.2 Distillateur à double pentes

Le distillateur sphérique est illustré par la figure II.3. L'absorbeur est un bac noir rond isolé du fond et contenant de la saumure et situé dans le plan médian d'une sphère.

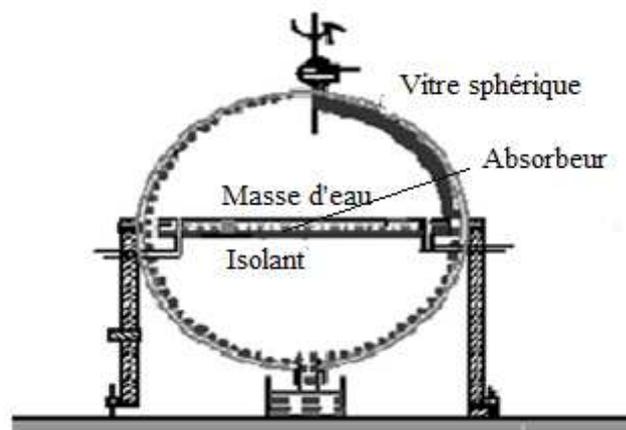


Figure II.3 Distillateur sphérique

La demi-sphère supérieure permet l'admission du rayonnement solaire et la condensation du vapeur d'eau, alors que la demi-sphère inférieure facilite la collection de l'eau distillée.

L'écriture du bilan thermique pour chaque composant de chacun des distillateurs (à double pentes et sphérique) se fait de manière similaire à celle du distillateur à une seule pente, sauf en ce qui concerne la partie supérieure (vitrage et masse d'eau). Du fait que pendant le fonctionnement de ces deux types de distillateur, un côté de la vitre est exposé au soleil alors que l'autre côté est à l'ombre. Pour cela on distingue deux zones thermiques et le bilan pour les deux côtés de la vitre et pour la masse d'eau sera réécrit comme suit :

- Bilan thermique du côté extérieur de la première zone thermique de la vitre

$$\frac{m_{v1} \cdot C_{v1}}{2} \cdot \frac{dT_{vx1}}{dt} + Q_{rvs1} + Q_{cva1} = Q_{dv1} + I_{v1} \quad (\text{II.42})$$

- Bilan thermique du côté intérieur de la première zone thermique de la vitre

$$\frac{m_{v1} \cdot C_{v1}}{2} \cdot \frac{dT_{vn1}}{dt} + Q_{dv1} = Q_{r12} + Q_{rvw1} + Q_{cvw1} + Q_{e1} + I_{v1} \quad (\text{II.43})$$

- Bilan thermique du côté extérieur de la deuxième zone thermique de la vitre

$$\frac{m_{v2} \cdot C_{v2}}{2} \cdot \frac{dT_{vx2}}{dt} + Q_{rvs2} + Q_{cva2} = Q_{dv2} + I_{v2} \quad (\text{II.44})$$

- Bilan thermique du côté intérieur de la deuxième zone thermique de la vitre

$$\frac{m_{v2} \cdot C_{v2}}{2} \cdot \frac{dT_{vn2}}{dt} + Q_{dv2} = Q_{r12} + Q_{rvw2} + Q_{cvw2} + Q_{e2} + I_{v2} \quad (\text{II.45})$$

- Bilan thermique de la masse d'eau

$$m_w \cdot C_w \cdot \frac{dT_w}{dt} + \dot{m}_e \cdot C_w \cdot (T_w - T_a) + Q_{rvw1} + Q_{cvw1} + Q_{e1} + Q_{rvw2} + Q_{cvw2} + Q_{e2} = Q_{cwb} + I_w \quad (\text{II.46})$$

Avec :

Q_{rvs1} : Flux échangé par rayonnement entre le côté extérieur de la première zone thermique de la vitre (de surface A_{v1}) et le ciel.

Q_{rvs2} : Flux échangé par rayonnement entre le côté extérieur de la deuxième zone thermique de la vitre (de surface A_{v2}) et le ciel.

Q_{cva1} : Flux échangé par convection entre le côté extérieur de la première zone thermique de la vitre et le milieu ambiant.

Q_{cva2} : Flux échangé par convection entre le côté extérieur de la deuxième zone thermique de la vitre et le milieu ambiant.

Q_{dv1} , Q_{dv2} : Flux échangés par conduction dans les deux côtés de la vitre.

Q_{r12} : Flux échangé par rayonnement entre le côté intérieur de la première zone thermique de la vitre et le côté intérieur de la deuxième zone thermique de la vitre.

Q_{rvw1} : Flux échangé par rayonnement entre le côté intérieur de la première zone thermique de la vitre et la masse d'eau.

Q_{rvw2} : Flux échangé par rayonnement entre le côté intérieur de la deuxième zone thermique de la vitre et la masse d'eau.

Q_{cww1} : Flux échangé par convection entre le côté intérieur de la première zone thermique de la vitre et la masse d'eau.

Q_{cww2} : Flux échangé par convection entre le côté intérieur de la deuxième zone thermique de la vitre et la masse d'eau.

Q_{e1} : Flux de chaleur échangé par évaporation pour la première zone thermique.

Q_{e2} : Flux de chaleur échangé par évaporation pour la deuxième zone thermique.

- Les flux de chaleur échangés par convection entre la vitre1 et la vitre2 avec l'ambiance sont donnés respectivement par les expressions:

$$Q_{cva1} = h_{cva} \cdot (T_{vx1} - T_a) \cdot A_{v1} \quad (\text{II.47})$$

$$Q_{cva2} = h_{cva} \cdot (T_{vx2} - T_a) \cdot A_{v2} \quad (\text{II.48})$$

Le coefficient h_{cva1} est donné par la corrélation (II.15)

- Les flux échangés par convection entre la vitre1 et la vitre2 d'une part, et la masse d'eau d'autre part ont pour expressions:

$$Q_{cvw1} = h_{cvw1} \cdot (T_w - T_{vn1}) \cdot A_w \quad (\text{II.49})$$

$$Q_{cvw2} = h_{cvw2} \cdot (T_w - T_{vn2}) \cdot A_w \quad (\text{II.50})$$

Les coefficients d'échange convectif h_{cvw1} , h_{cvw2} sont donnés par la relation (II.17).

- L'échange de chaleur par rayonnement entre les côtés extérieurs de la vitre1 et de la vitre2 avec le ciel est exprimé par:

$$Q_{rvs1} = h_{rvs1} \cdot (T_{vx1} - T_s) \cdot A_{v1} \quad (\text{II.51})$$

$$Q_{rvs2} = h_{cia} \cdot (T_{vx2} - T_s) \cdot A_{v2} \quad (\text{II.52})$$

Les coefficients d'échange convectif h_{rvs1} , h_{rvs2} sont donnés par la relation (II.21).

- Entre la masse d'eau et les vitres 1 et 2, l'échange radiatif est exprimé par les relations :

$$Q_{rvw1} = h_{rvw1} \cdot (T_w - T_{vn1}) \cdot A_w \quad (\text{II.53})$$

$$Q_{rvw2} = h_{rvw2} \cdot (T_w - T_{vn2}) \cdot A_w \quad (\text{II.54})$$

Les coefficients h_{rvw1} et h_{rvw2} sont donnés par l'expression (II.31).

- L'échange de chaleur par évaporation entre la masse d'eau et la vitre1 d'une part et la vitre2 d'autre part est donné par les relations :

$$Q_{e1} = h_{e1} \cdot (T_w - T_{vn1}) \cdot A_w \quad (\text{II.55})$$

$$Q_{e2} = h_{e2} \cdot (T_w - T_{vn2}) \cdot A_w \quad (\text{II.56})$$

Les coefficients h_{e1} , h_{e2} sont donnés par la relation (II.35)

- La conduction de chaleur au sein de la vitre est exprimée par:

$$Q_{dv1} = \frac{\lambda_v}{e_v} \cdot (T_{vn1} - T_{vx1}) \cdot A_{v1} \quad (\text{II.57})$$

$$Q_{dv2} = \frac{\lambda_v}{e_v} \cdot (T_{vn2} - T_{vx2}) \cdot A_{v2} \quad (\text{II.58})$$

- Si on considère que les deux côtés de la vitre sont des plaques infinies et parallèles, le flux échangé par rayonnement entre le côté intérieur de la vitre1 et le côté intérieur de la vitre2 est donné par les relations suivantes [6] :

$$Q_{r12} = h_{r12} \cdot (T_{vn1} - T_{vn2}) \cdot A_{v1} \quad (\text{II.59})$$

$$h_{r12} = C \cdot (T_{vn2} - T_{vn1})^{0.25} \quad (\text{II.60})$$

Pour une inclinaison de 15°, C est égale à 0,18.

La modification de la géométrie de la vitre a un effet direct sur la quantité du rayonnement solaire reçu par le distillateur.

II.2.1. Effet de la géométrie à double pentes

Pour diminuer l'échauffement de la vitre et augmenter la différence de température entre la vitre et la saumure, le distillateur à double pentes est orienté Est-Ouest. Dès les premières heures du matin et jusqu'à midi solaire, le côté Est est exposé au soleil et le côté Ouest est à l'ombre et inversement le soir. Les rayonnements solaires reçus par les deux côtés de la vitre sont calculés comme suit :

$$I_{v1} = \frac{1}{2} \alpha_v \cdot G_{est} \cdot A_{v1} \quad (\text{II.61})$$

$$I_{v2} = \frac{1}{2} \alpha_v \cdot G_{ouest} \cdot A_{v2} \quad (\text{II.62})$$

II.2.2. Effet de la géométrie sphérique

Le distillateur sphérique n'a pas d'orientation préférentielle. Le côté de la vitre exposée au rayonnement solaire n'est pas le même entre les lever et coucher du soleil. La journée est alors partagée en trois périodes (matin, midi solaire et soir). Chacune étant égale à un tiers de la journée.

Pendant les première et dernière périodes, le distillateur est orienté Est-Ouest. Pour la première période (le matin), le côté Est de la vitre reçoit le rayonnement solaire alors que le côté Ouest est à l'ombre, à l'inverse de la troisième période (le soir). Les rayonnements solaires reçus par la vitre pendant ces deux périodes seront calculés comme suit :

$$I_{v1} = \frac{1}{2} \alpha_v \cdot G_{est} \cdot A_{v1} \quad (\text{II.63})$$

$$I_{v2} = \frac{1}{2} \alpha_v \cdot G_{ouest} \cdot A_{v2} \quad (\text{II.64})$$

Au cours de la deuxième période (midi solaire) le distillateur solaire est orientée Nord-Sud. Le côté Sud est exposé au soleil alors que le côté Nord est à l'ombre. Les rayonnements solaires reçus par la vitre sont :

$$I_{v1} = \frac{1}{2} \alpha_v \cdot G_{sud} \cdot A_{v1} \quad (\text{II.65})$$

$$I_{v2} = \frac{1}{2} \alpha_v \cdot G_{nord} \cdot A_{v2} \quad (\text{II.66})$$

II.3. Modélisation du système couplé distillateur-rélecteur

L'ajout d'un réflecteur solaire au distillateur solaire (Figure II.4) permet d'augmenter l'énergie solaire atteignant ce dernier. La masse d'eau dans ce nouveau système reçoit une quantité supplémentaire de chaleur Q_R . Il en résulte des modifications dans les bilans thermiques comparativement à ceux du distillateur à simple pente présentées dans les équations suivantes :

- Bilan thermique de la vitre, côté extérieur

$$\frac{m_v \cdot C_v}{2} \cdot \frac{dT_{vx}}{dt} + Q_{rvs} + Q_{cva} = Q_{dv} + I_v + \frac{1}{2} \alpha_v \rho_R G A_o \quad (\text{II.67})$$

- Bilan thermique de la vitre, côté intérieur

$$\frac{m_v \cdot C_v}{2} \cdot \frac{dT_{vn}}{dt} + Q_{dv} = Q_{rvw} + Q_{cvw} + Q_e + I_v + \frac{1}{2} \alpha_v \rho_R G A_o \quad (\text{II.68})$$

- Bilan thermique de la masse d'eau

$$m_w \cdot C_w \cdot \frac{dT_w}{dt} + \dot{m}_e \cdot C_w \cdot (T_w - T_a) + Q_{rvw} + Q_{cvw} + Q_e = Q_{cwb} + I_w + Q_R \quad (\text{II.69})$$

- Bilan thermique de l'absorbeur

$$m_b \cdot C_b \cdot \frac{dT_b}{dt} + Q_{cwb} + Q_{dbi} = I_b + \tau_t \rho_R G A_o \quad (\text{II.70})$$

$$Q_R = \alpha_t \cdot \rho_R \cdot G \cdot A_o \quad (\text{II.71})$$

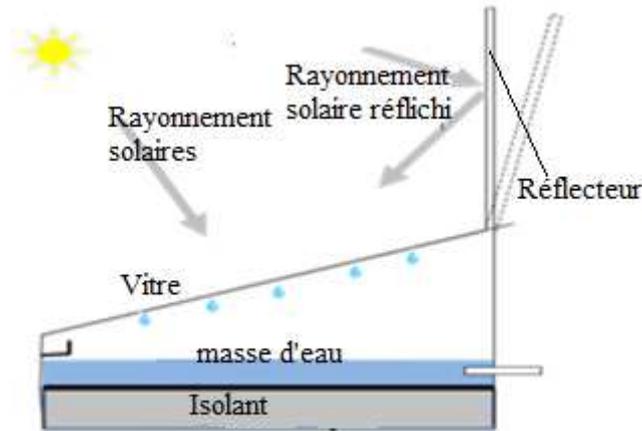


Figure II.4 Distillateur plan doté d'un réflecteur

Il faut noter que le rayonnement solaire réfléchi par le réflecteur n'atteint pas toute la surface de l'absorbeur. Selon H. Tanaka et al [83], cette surface peut être estimée en calculant la zone de chevauchement entre la surface de l'ombre du réflecteur (IHFG) et la surface symétrique du bassin du distillateur par rapport au plan du réflecteur (A'B'C'D') (Figure II.5). L'intersection des deux surfaces est le trapèze (HIJK). Cette surface A_o est calculée de la manière suivante:

$$A_o = \frac{\overline{JK}}{2} [\overline{HK} + \overline{IJ}] \quad (\text{II.72})$$

$$\overline{JK} = l_R \frac{\cos(\varphi - \gamma)}{\tan(\phi)} \quad , \quad \overline{HK} = l_o - \sin(\varphi - \gamma) \left[\frac{l_l \sin(\alpha') + l_R}{\tan(\phi)} \right] \quad (\text{II.73})$$

$$\overline{IJ} = l_o - \sin(\varphi - \gamma) \left[\frac{l_l \sin(\alpha')}{\tan(\phi)} \right] \quad (\text{II.74})$$

Avec :

l_R la hauteur du réflecteur externe.

l_o est à la fois la largeur du réflecteur et du distillateur et l_l la longueur du distillateur.

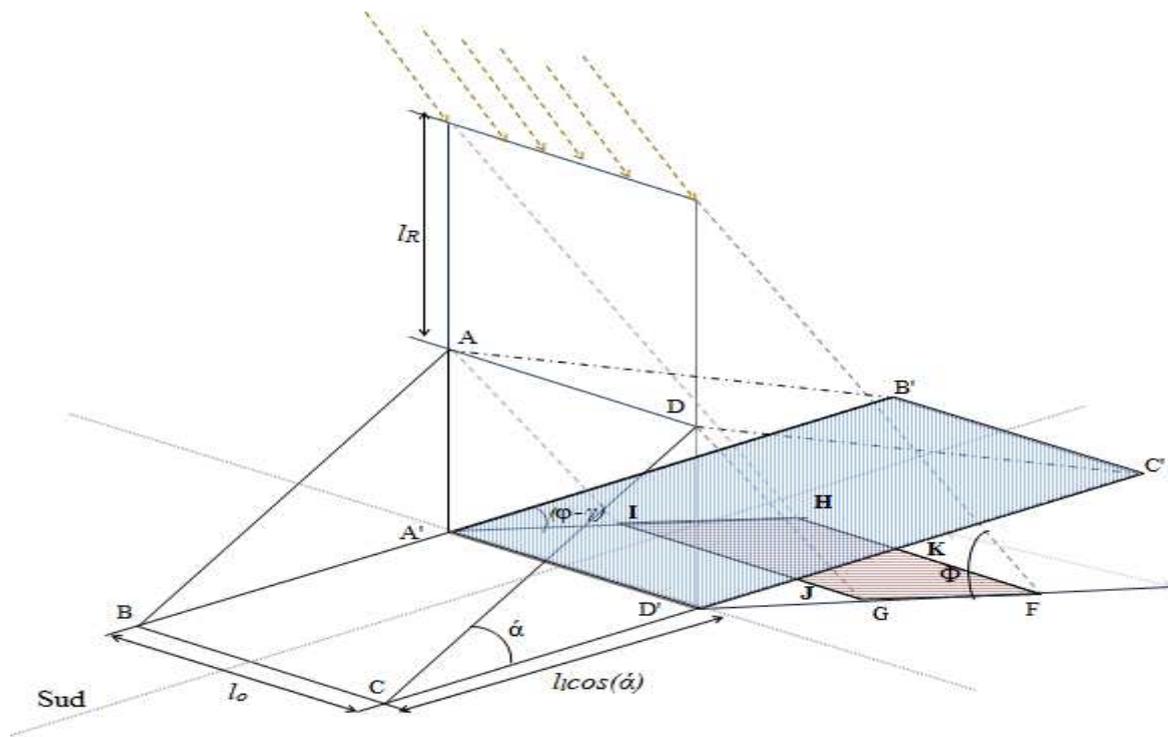


Figure II.5 Surface atteinte réellement par le rayonnement solaire réfléchi par le réflecteur α est l'inclinaison de la vitre du distillateur, Φ la hauteur du soleil, φ l'azimut et γ l'azimut du distillateur (si le distillateur est orienté vers le sud, φ égale à zéro).

La surface A_o est alors égale à :

$$A_o = l_R \cos(\varphi - \gamma) \left[l_o - \sin(\varphi - \gamma) \frac{l_l \sin(\alpha')}{\tan(\phi)} - \frac{1}{2} \frac{l_R \sin(\varphi - \gamma)}{\tan(h)} \right] / \tan(\phi) \quad (\text{II.75})$$

II.4. Modélisation du système couplé distillateur-capteur

Pour obtenir un système couplé distillateur-capteur (Figure II.6), le distillateur est raccordé par des tubes à un capteur solaire thermique. Le liquide caloporteur circule dans le capteur est de l'eau. Le capteur solaire constitué généralement d'un absorbeur avec un tube en cuivre en forme de serpent, une couverture transparente en verre et un coffre isolé, fonctionne en thermosiphon.

L'avantage du système couplé distillateur capteur résulte du préchauffage de l'eau avant son entrée dans le distillateur. Soit Q_p la quantité de chaleur provenant de l'eau préchauffée par le capteur. Le bilan thermique de la masse d'eau dans le distillateur est alors:

$$m_w \cdot C_w \cdot \frac{dT_w}{dt} + \dot{m}_e \cdot C_w \cdot (T_w - T_a) + Q_{rvw} + Q_{cvw} + Q_e = Q_{cwb} + I_w + Q_p \quad (\text{II.76})$$

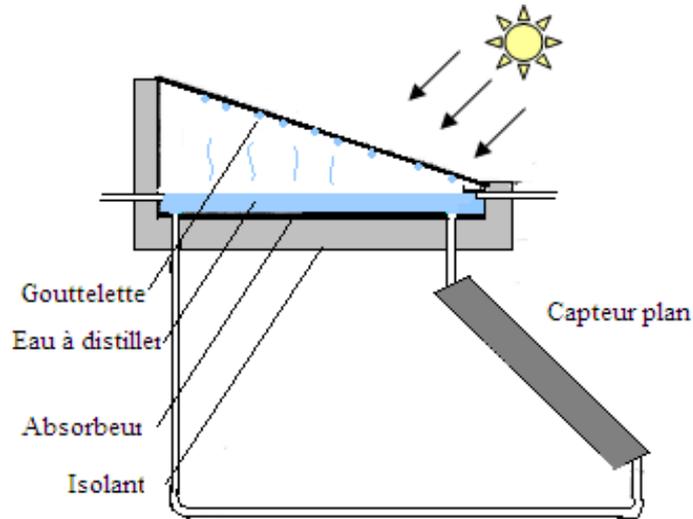


Figure II.6 Système couplé Distillateur-Capteur

Z. Haddad et al [84] ont donné une expression de Q_p qui dépend directement de la température du fluide caloporteur sortant du capteur:

$$Q_p = \left(\frac{\dot{m}_f C_f}{A_w} \right) (T_w - T_f) \quad (\text{II.77})$$

\dot{m}_f est le débit massique du fluide caloporteur, C_f la chaleur massique de l'eau à la température T_f et A_w la surface de la masse d'eau.

Pour déterminer la température du fluide caloporteur il faut d'abord étudier le fonctionnement du capteur. Négligeant les pertes thermiques au niveau du conduit dans lequel circule le fluide caloporteur dans le capteur (le conduit a une très bonne conductivité), l'écriture du bilan thermique pour chaque composant du capteur se fait d'une manière similaire que pour le distillateur. Nous avons ainsi six équations dont l'indice p est relatif au capteur :

- Bilan thermique du côté extérieur de la vitre du capteur

$$\frac{m_{vp} \cdot C_{vp}}{2} \cdot \frac{dT_{vxp}}{dt} + Q_{rvsp} + Q_{cvap} = Q_{dvp} + I_{vp} \quad (\text{II.78})$$

- Bilan thermique du côté intérieur de la vitre du capteur

$$\frac{m_{vp} \cdot C_{vp}}{2} \frac{dT_{vnp}}{dt} + Q_{dvp} = Q_{rvbp} + Q_{cvbp} + I_{vp} \quad (\text{II.79})$$

- Bilan thermique de l'absorbeur

$$m_{bp} C_{bp} \cdot \frac{dT_{bp}}{dt} + Q_{rvbp} + Q_{cvbp} + Q_{cbfp} = I_{bp} \quad (\text{II.80})$$

- Bilan thermique du fluide caloporteur

$$Q_{cbfp} + Q_{cfip} = 2\dot{m}_f C_f (T_f - T_a) \quad (\text{II.81})$$

- Bilan thermique du côté intérieur de l'isolant du capteur

$$\frac{m_{ip} \cdot C_{ip}}{2} \cdot \frac{dT_{inp}}{dt} + Q_{dip} = Q_{cfip} \quad (\text{II.82})$$

- Bilan thermique du côté extérieur de l'isolant du capteur

$$\frac{m_{ip} \cdot C_{ip}}{2} \cdot \frac{dT_{ixp}}{dt} + Q_{risp} + Q_{ciap} = Q_{dip} \quad (\text{II.83})$$

Pour le capteur plan, l'échange thermique s'effectue par convection, par rayonnement et par conduction.

II.4.1. Flux thermiques échangés par convection

- Les flux de chaleur échangés par convection entre la vitre et l'ambiance d'une part et l'isolant et le milieu extérieur d'autre part, sont donnés respectivement par les expressions :

$$Q_{cvap} = h_{cvap} \cdot (T_{vxp} - T_a) A_{vp} \quad (\text{II.84})$$

$$Q_{ciap} = h_{ciap} \cdot (T_{ixp} - T_a) A_{ip} \quad (\text{II.85})$$

Les coefficients h_{cvap} , h_{ciap} sont calculés en utilisant la relation [73]:

$$h_{cvap} = h_{ciap} = 5,7 + 3,8 \cdot V_v \quad (\text{II.86})$$

- Le flux de chaleur échangé par convection entre la vitre et l'absorbeur :

$$Q_{cvbp} = h_{cvbp} \cdot (T_{bp} - T_{vnp}) A_{bp} \quad (\text{II.87})$$

D'après J.A Duffie et al [84] le coefficient h_{cvbp} est déterminé par la corrélation :

$$h_{cvbp} = 1,14 \frac{(T_{bp} - T_{vnp})^{0,31}}{e_{vb}^{0,07}} \cdot \left[1 - 0,0018 \cdot \left(\frac{T_{bp} - T_{vnp}}{2} \right) - 10 \right] \quad (\text{II.88})$$

e_{vb} l'épaisseur entre la vitre et l'absorbeur et A_{bp} la surface du bac du capteur.

- Le fluide caloporteur échange une chaleur par convection Q_{cbfp} et Q_{cfip} respectivement avec l'absorbeur et le côté intérieur de l'isolant. En notant A_{bf} et A_{fi} respectivement les surfaces de contact (absorbeur-fluide caloporteur) et (isolant-fluide caloporteur), nous pouvons écrire:

$$Q_{cbfp} = h_{cbfp} \cdot (T_{bp} - T_f) A_{bf} \quad (\text{II.89})$$

$$Q_{cfip} = h_{cfip} \cdot (T_f - T_{inp}) A_{fi} \quad (\text{II.90})$$

Les coefficients h_{cbfp} et h_{cfip} sont donnés par les relations :

$$h_{cbfp} = \frac{Nu_1 \cdot \lambda_w}{D_n} \quad (\text{II.91})$$

$$h_{cfip} = \frac{Nu_2 \cdot \lambda_w}{D_n} \quad (\text{II.92})$$

λ_w , D_n , étant respectivement la conductivité thermique de l'eau et le diamètre interne des tubes. Le nombre de Nusselt est donné par la relation de Seider et Tate [80]:

Pour le régime laminaire :

$$Nu_1 = 1,86 \left(Re \cdot Pr \cdot \frac{D_n}{l_{serpentn}} \right)^{1/3} \cdot \left(\frac{\mu_f}{\mu_b} \right)^{0,14} \quad (\text{II.93})$$

$$Nu_2 = 1,86 \left(Re \cdot Pr \cdot \frac{D_n}{l_{serpentn}} \right)^{1/3} \cdot \left(\frac{\mu_f}{\mu_i} \right)^{0,14} \quad (\text{II.94})$$

μ_f et μ_b étant respectivement les viscosités dynamiques de l'eau à la température T_f et à la température de l'absorbeur T_{bp} . μ_i est la viscosité dynamique de l'eau à la température intérieure de l'isolant T_{inp} et $l_{serpentn}$, la longueur du tube en forme de serpent.

Pour le régime turbulent, Nu_1 et Nu_2 sont calculés par la relation générale:

$$Nu = 0,023 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,33} \quad (\text{II.95})$$

II.4.2. Flux thermiques échangés par rayonnement

- Le flux de chaleur échangé par rayonnement entre la vitre et le ciel est donné par les relations :

$$Q_{rvsp} = h_{rvsp} \cdot (T_{vxp} - T_s) \cdot A_{vp} \quad (\text{II.96})$$

$$h_{rvsp} = \varepsilon_v \cdot \sigma \cdot [(T_{vp} + 273)^2 + (T_s + 273)^2] \cdot [(T_{vp} + 273) + (T_s + 273)] \quad (\text{II.97})$$

Entre l'isolant du capteur et l'environnement, l'échange par rayonnement est exprimé par:

$$Q_{riap} = h_{riap} \cdot (T_{ixp} - T_a) \cdot A_{ip} \quad (\text{II.98})$$

$$h_{riap} = \varepsilon_i \cdot \sigma \cdot [(T_{ixp} + 273)^2 + (T_a + 273)^2] \cdot [(T_{ixp} + 273) + (T_a + 273)] \quad (\text{II.99})$$

- Le flux de chaleur échangé par rayonnement entre la vitre et l'absorbeur du capteur est:

$$Q_{rvbp} = h_{rvbp} \cdot (T_{bvp} - T_{vnp}) \cdot A_{vp} \quad (\text{II.100})$$

Le coefficient h_{rvbp} est donné selon la relation [85]:

$$h_{rvbp} = \frac{\sigma \cdot [(T_{bvp} + 273) + (T_{vnp} + 273)] \cdot [(T_{bvp} + 273)^2 + (T_{vnp} + 273)^2]}{\frac{1-\varepsilon_v}{\varepsilon_v} + 1 + \frac{1-\varepsilon_b}{\varepsilon_b}} \quad (\text{II.101})$$

II.4.3. Flux thermiques échangés par conduction

- Conduction au sein de la vitre du capteur :

$$Q_{dvp} = \frac{\lambda_v}{e_{vp}} \cdot (T_{vxp} - T_{vnp}) \cdot A_{vp} \quad (\text{II.102})$$

- Conduction au sein de l'isolant du capteur :

$$Q_{dip} = \frac{\lambda_i}{e_{ip}} \cdot (T_{ixp} - T_{inp}) \cdot A_{ip} \quad (\text{II.103})$$

II.4.4. Le thermosiphon

Les frottements du fluide caloporteur dans les conduits entraînent des pertes de charge qui sont principalement en fonction de la vitesse d'écoulement du fluide. La connaissance des pertes de charge permet d'assurer un écoulement suffisant du fluide en convection naturelle (thermosiphon) [87]:

$$\Delta H = \Delta H_{lin} + \Delta H_{sing} + \frac{l}{D} \cdot \frac{v_f^2}{2g} \quad (\text{II.104})$$

ΔH_{lin} , ΔH_{sing} étant les pertes de charge linéaires et singulières.

- Pertes de charge linéaires

$$\Delta H_{lin} = k_1 \cdot \frac{l}{D} \cdot \frac{v_f^2}{2g} \quad (\text{II.105})$$

D : diamètre du tube de raccordement. v la vitesse de circulation du fluide caloporteur et k_l le coefficient de perte de charge dépend de nombre de Reynolds :

$$Re = \frac{\rho \cdot v_f \cdot D}{\mu} \quad (\text{II.106})$$

$Re < 2100$, le régime d'écoulement est laminaire, donc le coefficient de perte de charge k_l est donné par la relation :

$$k_1 = \frac{64}{Re} \quad (\text{II.107})$$

- Pertes de charges singulières

$$\Delta H_{sing} = k_2 \cdot \frac{v_f^2}{2g} \quad (\text{II.108})$$

k_2 : coefficient de perte de charge.

II.5. Modélisation du distillateur à multi étages

Contrairement au distillateur simple décrit précédemment, le système de distillation à multi-étages se compose de deux unités différentes, la source de chaleur (un capteur solaire) et l'unité de distillation (Figure II.7).

Le distillateur est basé sur la construction d'un bâti constitué de plusieurs bassins contenant de l'eau saline, superposés les uns sur les autres et qu'on qualifie d'étages. Seul, le bassin inférieur est alimenté en énergie thermique. Lorsque l'eau de ce bassin est réchauffée, elle s'évapore et se condense à la surface inférieure du bassin conique situé au-dessus. Il y a une formation de gouttes d'eau qui s'écoulent vers une gouttière qui les conduit au stockage[33].

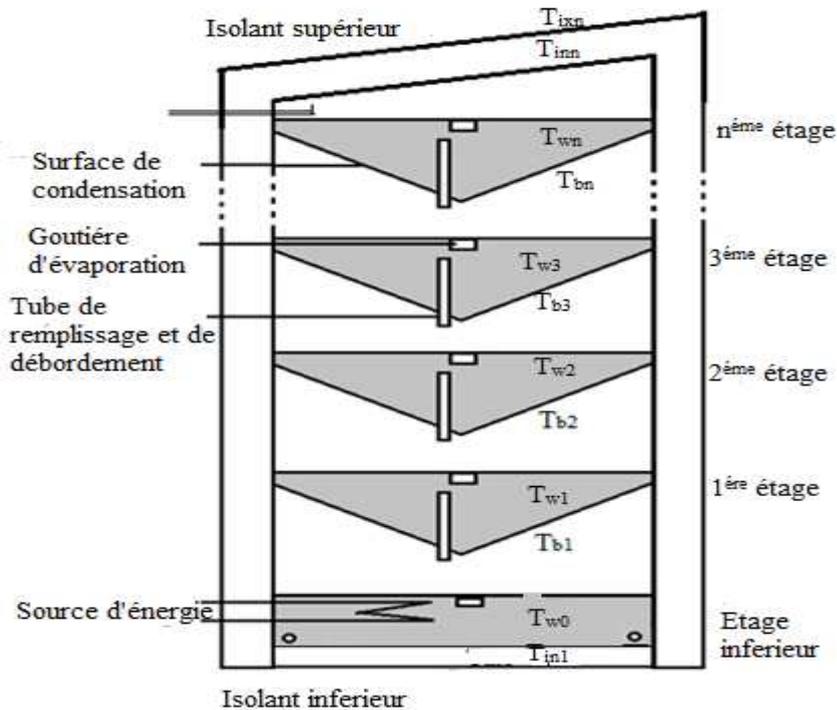


Figure II. 7 Distillateur à multi-étages

Le bilan thermique suivant sera établi pour un distillateur contient seulement deux étages:

- Bilan thermique du côté extérieur de l'isolant inférieur

$$\frac{m_{i1}C_{i1}}{2} \cdot \frac{dT_{ix1}}{dt} + Q_{ria1} + Q_{cia1} = Q_{di1} \tag{II.109}$$

- Bilan thermique du côté intérieur de l'isolant inférieur

$$\frac{m_{i1}C_{i1}}{2} \cdot \frac{dT_{in1}}{dt} + Q_{di1} = Q_{cwoi1} \tag{II.110}$$

- Bilan thermique de la masse d'eau de l'étage inférieur

$$m_{w0}C_{w0} \cdot \frac{dT_{w0}}{dt} + Q_{cw0i1} + Q_{cw0b1} + Q_{rw0b1} + Q_{ew0b1} + \dot{m}_{e0}C_{w0}(T_{w0} - T_a) = Q_p \quad (\text{II.111})$$

- Bilan thermique du bac de l'étage1

$$m_{b1}C_{b1} \cdot \frac{dT_{b1}}{dt} + Q_{cb1w1} = Q_{cw0b1} + Q_{rw0b1} + Q_{ew0b1} \quad (\text{II.112})$$

- Bilan thermique de la masse d'eau de l'étage1

$$m_{w1}C_{w1} \cdot \frac{dT_{w1}}{dt} + Q_{cw1i2} + Q_{rw1i2} + Q_{ew1i2} + \dot{m}_{e1}C_{w1}(T_{w1} - T_a) = Q_{cb1w1} \quad (\text{II.113})$$

- Bilan thermique du côté intérieur de l'isolant supérieur

$$\frac{m_{i2}C_{i2}}{2} \cdot \frac{dT_{in2}}{dt} + Q_{di2} = Q_{cw1i2} + Q_{rw1i2} + Q_{ew1i2} \quad (\text{II.114})$$

- Bilan thermique du côté extérieur de l'isolant supérieur

$$\frac{m_{i2}C_{i2}}{2} \cdot \frac{dT_{ix2}}{dt} + Q_{ris2} + Q_{cia2} = Q_{di2} \quad (\text{II.115})$$

Q_{ria1} , Q_{ris2} : Flux échangés par rayonnement respectivement entre les côtés extérieur de l'isolant inférieur et l'isolant supérieur avec le milieu ambiant.

Q_{cia1} , Q_{cia2} : Flux échangés par convection respectivement entre les côtés inférieur et supérieur de l'isolant et le milieu ambiant.

Q_{di1} , Q_{di2} : Flux échangés par conduction respectivement au sein de l'isolant supérieur et inférieur.

Q_{cw0i1} : Flux de chaleur échangé par convection entre le côté intérieur de l'isolant inférieur et la masse d'eau de l'étage inférieure.

Q_{ew0b1} , Q_{cw0b1} et Q_{rw0b1} : Flux de chaleur échangés respectivement par évaporation, par convection et par rayonnement entre la masse d'eau de l'étage inférieure et le côté extérieur du premier bac d'eau.

Q_p : Quantité de chaleur parvenant de la source de chaleur et reçue par la masse d'eau de l'étage inférieure.

Q_{cb1w1} : Flux de chaleur échangé par convection entre le côté intérieur du premier bac et la première masse d'eau.

Q_{cw1i2} , Q_{rw1i2} et Q_{ew1i2} : Flux de chaleur échangés respectivement par évaporation, par convection et par rayonnement entre le côté intérieur de la première masse d'eau et l'isolant supérieur.

De la même manière que pour le distillateur à une seule pente, l'échange thermique pour le distillateur à multi-étages s'effectue par convection, par rayonnement, par évaporation et par conduction.

II.5.1. Flux thermiques échangés par convection

- Les flux de chaleur échangés par convection entre l'isolant inférieur et supérieur avec l'ambiance sont donnés respectivement par les expressions Q_{cia1} et Q_{cia2} :

$$Q_{cia1} = h_{cia1} \cdot (T_{ix1} - T_a) \cdot A_{i1} \quad (\text{II.116})$$

$$Q_{cia2} = h_{cia2} \cdot (T_{ix2} - T_a) \cdot A_{i2} \quad (\text{II.117})$$

Les coefficients h_{cia1} , h_{cia2} sont donnés par l'équation II.15.

- Le flux échangé par convection entre le côté intérieur de l'isolant inférieur et masse d'eau de l'étage inférieur a pour expression :

$$Q_{cw0i1} = h_{cw0i1} \cdot (T_{w0} - T_{in1}) \cdot A_{i1} \quad (\text{II.118})$$

- Le flux échangé par convection entre la première masse d'eau et le premier bac est:

$$Q_{cb1w1} = h_{cb1w1} \cdot (T_{w1} - T_{b1}) \cdot A_{b1} \quad (\text{II.119})$$

Les coefficients d'échange convectif h_{cw0i1} et h_{cb1w1} sont calculés selon la formule de l'équation II.21.

- Aussi le flux échangé par convection entre le côté intérieur de l'isolant supérieur et la dernière masse d'eau est donné par la relation :

$$Q_{cw1i2} = h_{cw1i2} \cdot (T_{in2} - T_{w1}) \cdot A_{i2} \quad (\text{II.120})$$

- Le flux échangé par convection entre la masse d'eau de l'étage inférieur et le premier bac est:

$$Q_{cw0b1} = h_{cw0b1} \cdot (T_{b1} - T_{w0}) \cdot A_{b1} \quad (\text{II.121})$$

Les coefficients d'échange convectif h_{cw1i2} , h_{cw0b1} sont donnés par la formule de l'équation II.17.

II.5.2. Flux thermiques échangés par rayonnement

- Les côtés extérieurs de l'isolant échange la chaleur par rayonnement avec le ciel et l'ambiance respectivement selon les relations suivantes :

$$Q_{ris2} = h_{ris2} \cdot (T_{ix2} - T_s) \cdot A_{i2} \quad (\text{II.122})$$

$$Q_{ria1} = h_{ria1} \cdot (T_{ix1} - T_a) \cdot A_{i1} \quad (\text{II.123})$$

Les coefficients de transfert de chaleur h_{ris2} et h_{ria1} sont donnés par l'équation II.21.

- Entre la masse d'eau de l'étage inférieur et le premier bac, l'échange radiatif est exprimé par :

$$Q_{rw0b1} = h_{rw0b1} \cdot (T_{b1} - T_{w0}) \cdot A_{b1} \quad (\text{II.124})$$

L'échange radiatif entre la première masse d'eau et le côté intérieur de l'isolant supérieur est donné par la relation :

$$Q_{rw1i2} = h_{rw1i2} \cdot (T_{in2} - T_{w1}) \cdot A_{i2} \quad (\text{II.125})$$

h_{rw0b1} et h_{rw1i2} sont donnés par la formule de l'équation II.31.

II.5.3. Flux thermiques échangés par évaporation

L'échange de chaleur par évaporation entre la masse d'eau de l'étage inférieur et le premier bac et entre la première masse d'eau et le côté intérieur de l'isolant supérieur sont donnés respectivement par les expressions :

$$Q_{ew0b1} = h_{ew0b1} \cdot (T_{b1} - T_{w0}) \cdot A_{b1} \quad (\text{II.126})$$

$$Q_{ew1i2} = h_{ew1i2} \cdot (T_{in2} - T_{w1}) \cdot A_{i2} \quad (\text{II.127})$$

Les coefficients h_{ew0b1} et h_{ew1i2} sont exprimé par la formule de l'équation II.35.

La production horaire totale de l'eau est égale à la somme de la production de chaque étage :

$$\dot{m}_e = \frac{(h_{ewb1} \cdot (T_{b1} - T_{w0}) + h_{ewi2} \cdot (T_{in2} - T_{w1})) \cdot 3600}{L_v} \quad (\text{II.128})$$

L_v la chaleur latente d'évaporation, est donnée par l'équation II.37.

II.5.4. Flux thermiques échangés par conduction

- Conduction de la chaleur au sein de l'isolant inférieur:

$$Q_{di1} = \frac{\lambda_i}{e_{i1}} \cdot (T_{in1} - T_{ix1}) \cdot A_{i1} \quad (\text{II.129})$$

- Pour l'isolant supérieur, La conduction de chaleur est exprimée par:

$$Q_{di2} = \frac{\lambda_i}{e_{i2}} \cdot (T_{in2} - T_{ix2}) \cdot A_{i2} \quad (\text{II.130})$$

***CHAPITRE.III. Résolution numérique et traitement
informatique***

Introduction

Après avoir écrit les bilans thermiques pour chaque système de distillation étudié, la résolution numérique et le traitement informatique des équations régissant le fonctionnement des différents systèmes sont abordés dans ce chapitre. Des programmes en langage Fortran ont été élaborés et la résolution est faite par l'application de la méthode de RUNGE-KUTTA du quatrième ordre.

III.1. Ecriture des équations différentielles pour chaque système

Les différents flux thermiques sont remplacés par leurs expressions explicites, et les équations des bilans thermiques au niveau de chaque partie composant le système, en fonction des températures sont alors écrites.

III.1.1. Distillateur à une seule pente

$$\frac{dT_{vx}}{dt} = \frac{2A_v}{m_v C_v} \left[- \left(h_{rvs} + h_{cva} + \frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vx} + \left(\frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vn} + \left(h_{rvs} T_s + h_{cva} T_a + \frac{1}{2} \alpha_v G \right) \right] \quad (\text{III.1})$$

$$\frac{dT_{vn}}{dt} = \frac{2A_v}{m_v C_v} \left[\left(\frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vx} - \left(h_{rvw} + h_{cvw} + \frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vn} + \left(h_{rvw} + h_{cvw} + h_e \right) T_w + \left(\frac{1}{2} \alpha_v G \right) \right] \quad (\text{III.2})$$

$$\begin{aligned} \frac{dT_w}{dt} = \frac{A_w}{m_w C_w} & \left[\left(h_{rvw} + h_{cvw} + h_e \right) T_{vn} - \left(h_{rvw} + h_{cvw} + h_e + h_{cwb} + \frac{\dot{m}_e C_w}{A_w} \right) T_w \right. \\ & \left. + \left(h_{cwb} \right) T_b + \left(\frac{\dot{m}_e C_w}{A_w} T_a + \alpha_t G \right) \right] \quad (\text{III.3}) \end{aligned}$$

$$\frac{dT_b}{dt} = \frac{A_b}{m_b \cdot C_b} \left[\left(h_{cwb} \right) T_w - \left(h_{cwb} + \frac{\lambda_b}{e_b} \right) T_b + \left(\frac{\lambda_b}{e_b} \right) T_{in} + \left(\tau_t G \right) \right] \quad (\text{III.4})$$

$$\frac{dT_{in}}{dt} = \frac{2A_i}{m_i C_i} \left[\left(\frac{\lambda_b}{e_b} \right) T_b - \left(\frac{\lambda_b}{e_b} + \frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{in} + \left(\frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{ix} \right] \quad (\text{III.5})$$

$$\frac{dT_{ix}}{dt} = \frac{2A_i}{m_i C_i} \left[\left(\frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{in} - \left(h_{ria} + h_{cia} + \frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{ix} + \left(h_{ria} + h_{cia} \right) T_a \right] \quad (\text{III.6})$$

III.1.2. Distillateur à double pentes et sphérique

$$\frac{dT_{vx1}}{dt} = \frac{2A_{v1}}{m_{v1} C_{v1}} \left[- \left(h_{rvs1} + h_{cva1} + \frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vx1} + \left(\frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vn1} + h_{rvs1} T_s + h_{cva1} T_a + I_{v1} \right] \quad (\text{III.7})$$

$$\begin{aligned} \frac{dT_{vn1}}{dt} = \frac{2A_{v1}}{m_{v1} C_{v1}} & \left[\left(\frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vx1} - \left(h_{rvw1} + h_{cvw1} + \frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vn1} + \left(h_{rvw1} + h_{cvw1} \right. \right. \\ & \left. \left. + h_{e1} \right) T_w + \left(h_{12} \right) T_{vn2} + I_{v1} \right] \quad (\text{III.8}) \end{aligned}$$

$$\frac{dT_{vx2}}{dt} = \frac{2A_{v2}}{m_{v2}C_{v2}} \left[- \left(h_{rvs2} + h_{cva2} + \frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vx2} + \left(\frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vn2} + h_{rvs2}T_s + h_{cva2}T_a + I_{v2} \right] \quad (\text{III.9})$$

$$\frac{dT_{vn2}}{dt} = \frac{2A_{v2}}{m_{v2}C_{v2}} \left[(h_{r12})T_{vn1} + \left(\frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vx2} - \left(h_{r12} + h_{rvw2} + h_{cvw2} + \frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vn2} + (h_{rvw2} + h_{cvw2} + h_{e2})T_w + I_{v2} \right] \quad (\text{III.10})$$

$$\frac{dT_w}{dt} = \frac{A_w}{m_w C_w} \left[(h_{rvw1} + h_{cvw1} + h_{e1})T_{vn1} + (h_{rvw2} + h_{cvw2} + h_{e2})T_{vn2} - \left(h_{rvw1} + h_{cvw1} + h_{e1} + h_{rvw2} + h_{cvw2} + h_{e2} + h_{cwb} + \frac{\dot{m}_e C_w}{A_w} \right) T_w + (h_{cwb})T_b + \left(\frac{\dot{m}_e C_w}{A_w} T_a + \alpha_t G \right) \right] \quad (\text{III.11})$$

$$\frac{dT_b}{dt} = \frac{A_b}{m_b \cdot C_b} \left[(h_{cwb})T_w - \left(h_{cwb} + \frac{\lambda_b}{e_b} \right) T_b + \left(\frac{\lambda_b}{e_b} \right) T_{in} + (\tau_t G) \right] \quad (\text{III.12})$$

$$\frac{dT_{in}}{dt} = \frac{2A_i}{m_i C_i} \left[\left(\frac{\lambda_b}{e_b} \right) T_b - \left(\frac{\lambda_b}{e_b} + \frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{in} + \left(\frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{ix} \right] \quad (\text{III.13})$$

$$\frac{dT_{ix}}{dt} = \frac{2A_i}{m_i C_i} \left[\left(\frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{in} - \left(h_{ria} + h_{cia} + \frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{ix} + (h_{ria} + h_{cia})T_a \right] \quad (\text{III.14})$$

III.1.3. Système couplé distillateur-réfecteur

$$\frac{dT_{vx}}{dt} = \frac{2A_v}{m_v C_v} \left[- \left(h_{rvs} + h_{cva} + \frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vx} + \left(\frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vn} + h_{rvs}T_s + h_{cva}T_a + \frac{1}{2} \alpha_v G + \frac{1}{2} \alpha_v \rho_R G \frac{A_o}{A_v} \right] \quad (\text{III.15})$$

$$\frac{dT_{vn}}{dt} = \frac{2A_v}{m_v C_v} \left[\left(\frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vx} - \left(h_{rvw} + h_{cvw} + \frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vn} + (h_{rvw} + h_{cvw} + h_e)T_w + \frac{1}{2} \alpha_v G + \frac{1}{2} \alpha_v \rho_R G \frac{A_o}{A_v} \right] \quad (\text{III.16})$$

$$\frac{dT_w}{dt} = \frac{A_w}{m_w C_w} \left[(h_{rvw} + h_{cvw} + h_e)T_{vn} - \left(h_{rvw} + h_{cvw} + h_e + h_{cwb} + \frac{\dot{m}_e C_w}{A_w} \right) T_w + (h_{cwb})T_b + \left(\frac{\dot{m}_e C_w}{A_w} T_a + \alpha_t G + \alpha_t \rho_R G \frac{A_o}{A_w} \right) \right] \quad (\text{III.17})$$

$$\frac{dT_b}{dt} = \frac{A_b}{m_b \cdot C_b} \left[(h_{cwb})T_w - \left(h_{cwb} + \frac{\lambda_b}{e_b} \right) T_b + \left(\frac{\lambda_b}{e_b} \right) T_{in} + \left(\tau_t G + \tau_t \rho_R G \frac{A_o}{A_w} \right) \right] \quad (\text{III.18})$$

$$\frac{dT_{in}}{dt} = \frac{2A_i}{m_i C_i} \left[\left(\frac{\lambda_b}{e_b} \right) T_b - \left(\frac{\lambda_b}{e_b} + \frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{in} + \left(\frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{ix} \right] \quad (\text{III.19})$$

$$\frac{dT_{ix}}{dt} = \frac{2A_i}{m_i C_i} \left[\left(\frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{in} - \left(h_{ria} + h_{cia} + \frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{ix} + (h_{ria} + h_{cia})T_a \right] \quad (\text{III.20})$$

III.1.4. Système couplé distillateur-capteur

$$\frac{dT_{vxp}}{dt} = \frac{2A_{vp}}{m_{vp} C_{vp}} \left[- \left(h_{rvsp} + h_{cvap} + \frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vxp} + \left(\frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vnp} + h_{rvsp}T_s + h_{cvap}T_a + \frac{1}{2} \alpha_v G \right] \quad (\text{III.21})$$

$$\frac{dT_{vnp}}{dt} = \frac{2A_{vp}}{m_{vp}C_{vp}} \left[\left(\frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vxp} - \left(h_{rvbp} + h_{cvbp} + \frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vnp} + (h_{rvbp} + h_{cvbp}) T_{bp} + \left(\frac{1}{2} \alpha_v G \right) \right] \quad (\text{III.22})$$

$$\frac{dT_{bp}}{dt} = \frac{A_{bp}}{m_{bp} \cdot C_{bp}} \left[(h_{rvbp} + h_{cvbp}) T_{vnp} - \left(h_{rvbp} + h_{cvbp} + h_{cbfp} \frac{A_{bf}}{A_{bp}} \right) T_{bp} + \left(h_{cbfp} \frac{A_{bf}}{A_{bp}} \right) T_f + (\tau_v \alpha_b G) \right] \quad (\text{III.23})$$

$$(h_{cbfp} A_{bf} + h_{cfip} A_{fi} + 2\dot{m}_f C_f) T_f = (h_{cbfp} A_{bf}) T_{bp} + (h_{cfip} A_{fi}) T_{inp} + (2\dot{m}_f C_f) T_a \quad (\text{III.24})$$

$$\frac{dT_{inp}}{dt} = \frac{2A_{ip}}{m_{ip}C_{ip}} \left[\left(h_{cfip} \frac{A_{fi}}{A_{bp}} \right) T_f - \left(h_{cfip} \frac{A_{fi}}{A_{bp}} + \frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{inp} + \left(\frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{ixp} \right] \quad (\text{III.25})$$

$$\frac{dT_{ixp}}{dt} = \frac{2A_{ip}}{m_{ip}C_{ip}} \left[\left(\frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{inp} - \left(h_{riap} + h_{ciap} + \frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{ixp} + (h_{riap} + h_{ciap}) T_a \right] \quad (\text{III.26})$$

$$\frac{dT_{vx}}{dt} = \frac{2A_v}{m_v C_v} \left[- \left(h_{rvs} + h_{cva} + \frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vx} + \left(\frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vn} + \left(h_{rvs} T_s + h_{cva} T_a + \frac{1}{2} \alpha_v G \right) \right] \quad (\text{III.27})$$

$$\frac{dT_{vn}}{dt} = \frac{2A_v}{m_v C_v} \left[\left(\frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vx} - \left(h_{rvw} + h_{cvw} + \frac{\lambda_v}{e_v} \right) T_{vn} + (h_{rvw} + h_{cvw} + h_e) T_w + \left(\frac{1}{2} \alpha_v G \right) \right] \quad (\text{III.28})$$

$$\frac{dT_w}{dt} = \frac{A_w}{m_w C_w} \left[(h_{rvw} + h_{cvw} + h_e) T_{vn} - \left(\frac{\dot{m}_e C_w}{A_w} + h_{rvw} + h_{cvw} + h_e + h_{cwb} + \frac{\dot{m}_f C_f}{A_w} \right) T_w + (h_{cwb}) T_b + \left(\frac{\dot{m}_f C_f}{A_w} T_f + \frac{\dot{m}_e C_w}{A_w} T_a + \alpha_t G \right) \right] \quad (\text{III.29})$$

$$\frac{dT_b}{dt} = \frac{A_b}{m_b \cdot C_b} \left[(h_{cwb}) T_w - \left(h_{cwb} + \frac{\lambda_b}{e_b} \right) T_b + \left(\frac{\lambda_b}{e_b} \right) T_{in} + (\tau_t G) \right] \quad (\text{III.30})$$

$$\frac{dT_{in}}{dt} = \frac{2A_i}{m_i C_i} \left[\left(\frac{\lambda_b}{e_b} \right) T_b - \left(\frac{\lambda_b}{e_b} + \frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{in} + \left(\frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{ix} \right] \quad (\text{III.31})$$

$$\frac{dT_{ix}}{dt} = \frac{2A_i}{m_i C_i} \left[\left(\frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{in} - \left(h_{ria} + h_{cia} + \frac{\lambda_i}{e_i} \right) T_{ix} + (h_{ria} + h_{cia}) T_a \right] \quad (\text{III.32})$$

III.1.5. Distillateur à multi-étages

$$\frac{dT_{ix1}}{dt} = \frac{2A_{i1}}{m_{i1}C_{i1}} \left[\left(\frac{\lambda_i}{e_{i1}} \right) T_{in1} - \left(h_{ria1} + h_{cia1} + \frac{\lambda_i}{e_{i1}} \right) T_{ix1} + (h_{ria1} + h_{cia1}) T_a \right] \quad (\text{III.33})$$

$$\frac{dT_{in1}}{dt} = \frac{2A_{i1}}{m_{i1}C_{i1}} \left[\left(\frac{\lambda_i}{e_{i1}} \right) T_{ix1} - \left(h_{cwi1} + \frac{\lambda_i}{e_{i1}} \right) T_{in1} + (h_{cwi1}) T_{w1} \right] \quad (\text{III.34})$$

$$\frac{dT_{w0}}{dt} = \frac{A_{w0}}{m_{w0}C_{w0}} \left[(h_{cw0i1}) T_{in1} - \left(\frac{\dot{m}_f C_f}{A_{w0}} + h_{cw0i1} + h_{rw0b1} + h_{cw0b1} + h_{ew0b1} + \frac{\dot{m}_{e0} C_{w0}}{A_{w0}} \right) T_{w0} + (h_{rw0b1} + h_{cw0b1} + h_{ew0b1}) T_b + \left(\frac{\dot{m}_f C_f}{A_{w0}} T_f + \frac{\dot{m}_{e0} C_{w0}}{A_{w0}} T_a \right) \right] \quad (\text{III.35})$$

$$\frac{dT_{b1}}{dt} = \frac{A_{b1}}{m_{b1} \cdot C_{b1}} [(h_{rw0b1} + h_{cw0b1} + h_{ew0b1})T_{w0} - (h_{rw0b1} + h_{cw0b1} + h_{ew0b1} + h_{cb1w1})T_{b1} + (h_{cb1w1})T_{w1}] \quad (\text{III.36})$$

$$\frac{dT_{w1}}{dt} = \frac{A_{w1}}{m_{w1} C_{w1}} \left[(h_{cb1w1})T_{b1} - \left(h_{cb1w1} + h_{rw1i2} + h_{cw1i2} + h_{ew1i2} + \frac{\dot{m}_{e1} C_{w1}}{A_{w1}} \right) T_{w1} + (h_{rw1i2} + h_{cw1i2} + h_{ew1i2})T_{in2} + \left(\frac{\dot{m}_{e1} C_{w1}}{A_{w1}} T_a \right) \right] \quad (\text{III.37})$$

$$\frac{dT_{in2}}{dt} = \frac{2A_{i2}}{m_{i2} C_{i2}} \left[(h_{rw1i2} + h_{cw1i2} + h_{ew1i2})T_{w1} - \left(h_{rw1i2} + h_{cw1i2} + h_{ew1i2} + \frac{\lambda_i}{e_{i2}} \right) T_{in2} + \left(\frac{\lambda_i}{e_{i2}} \right) T_{ix2} \right] \quad (\text{III.38})$$

$$\frac{dT_{ix2}}{dt} = \frac{2A_{i2}}{m_{i2} C_{i2}} \left[\left(\frac{\lambda_i}{e_{i2}} \right) T_{in2} - \left(h_{ris2} + h_{cia2} + \frac{\lambda_i}{e_{i2}} \right) T_{ix2} + (h_{ris2} T_s + h_{cia2} T_a) \right] \quad (\text{III.39})$$

III.2. Résolution numérique

Toutes les équations qui décrivent le bilan thermique de chaque composant des différents systèmes de dessalement, sont des équations différentielles ordinaires du premier ordre (à l'exception de l'équation III.24). Chaque équation est écrite sous la forme générale suivante :

$$\frac{dT}{dt} = f(T(t), t) \quad (\text{III.40})$$

Pour la résolution de ces systèmes, le point de départ est la formule d'Euler [88]. Étant donnée une condition initiale (t_{initial} , $T(t_{\text{initial}})$), la méthode fournit pour tout point j une suite (t_j , T_j) d'approximations dont T_{final} s'obtient en calculant n valeurs intermédiaires T_j ($0 < j < n$) de la solution approchée aux points t_j ($0 < j < n$) régulièrement répartis entre t_{initial} et t_{final} . Les valeurs intermédiaires sont alors données par la relation de récurrence suivante :

$$T_{j+1} = T_j + (t_{j+1} - t_j) \times f(T_j, t_j) \quad j \in [0, n - 1] \quad (\text{III.41})$$

Pour obtenir plus de précision, la méthode RUNGE-KUTTA d'ordre 4 est appliquée. Du fait de procéder à quatre évaluations de f le temps de calcul est multiplié par quatre [89]:

$$T_{j+1} = T_j + \frac{1}{6} (\Delta T_1 + \Delta T_2 + \Delta T_3 + \Delta T_4) \quad (\text{III.42})$$

Avec :

$$\Delta T_1 = \Delta t \times f(T_j, t_j) \quad (\text{III.43})$$

$$\Delta T_2 = \Delta t \times f\left(T_j + \frac{\Delta T_1}{2}, t_j + \frac{\Delta t}{2}\right) \quad (\text{III.44})$$

$$\Delta T_3 = \Delta t \times f\left(T_j + \frac{\Delta T_2}{2}, t_j + \frac{\Delta t}{2}\right) \quad (\text{III.45})$$

$$\Delta T_4 = \Delta t \times f(T_j + \Delta T_3, t_j + \Delta t) \quad (\text{III.46})$$

Les conditions initiales des températures pour tous les systèmes de dessalements étudiés sont regroupées dans le tableau III.1 :

	$t_{\text{initial}}(\text{h})$	$t_{\text{final}}(\text{h})$	Température initiale
La vitre	6	19	T_a
La masse d'eau	6	19	$T_a + \Delta T$
L'absorbeur	6	19	$T_w + \Delta T$
L'isolant	6	19	T_a
Le fluide caloporteur	6	19	$T_a + \Delta T$

Tab. III.1 Températures initiales pour chaque composant du système de dessalement

ΔT est une valeur de température légèrement supérieure à un degré Celsius.

III.3. Traitement informatique

Pour la résolution informatique des équations différentielles précédentes avec la méthode de RUNGE-KUTTA d'ordre quatre, des programmes en langage FORTRAN ont été élaborés. Le calcul numérique de la production de l'eau sera effectué pour chaque seconde à partir de 6h jusqu'à 19h pour tous les systèmes. Le pas de temps est de 10^{-2} s.

Les diverses étapes de résolution sont :

- 1- Calcul des différents coefficients d'échange thermique qui sont indépendants de la température et du temps à savoir :
 - Les coefficients d'échange thermique par conduction à travers la couverture, le bac absorbant et l'isolant.
 - Les coefficients d'échange thermique dû au vent.
- 2- Introduction des températures initiales pour $t=6\text{h}$.
- 3- Calcul, à chaque pas du temps du:

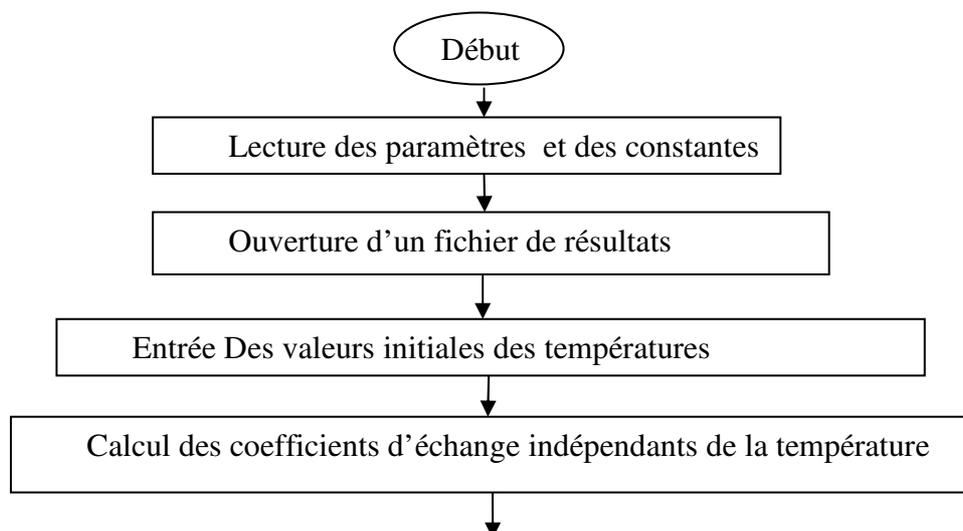
- Rayonnement solaire incident sur un plan horizontal et sur un plan incliné.
- Rayonnement solaire incident sur un plan orienté vers l'ouest puis vers l'est.
- Puissance absorbée par la vitre, le bac absorbant, et la saumure.
- Température ambiante et température du ciel.
- Pressions partielles de la vapeur d'eau à la température de la saumure à la température du côté intérieur de la couverture.
- Calcul les propriétés de la saumure à la température T_w : la masse volumique, la conductivité thermique, les viscosités cinématique et dynamique, la capacité thermique, la chaleur latente de vaporisation et le débit de circuit.
- Calcul des différents coefficients d'échange thermique par rayonnement.
- Calcul des différents coefficients d'échange thermique par convection.
- Calcul des différents coefficients d'échange thermique par évaporation.
- Introduction des formules des fonctions dérivées $f(T,t)$
- Calcul des nouvelles valeurs des températures par la méthode de RUNGE-KUTTA.

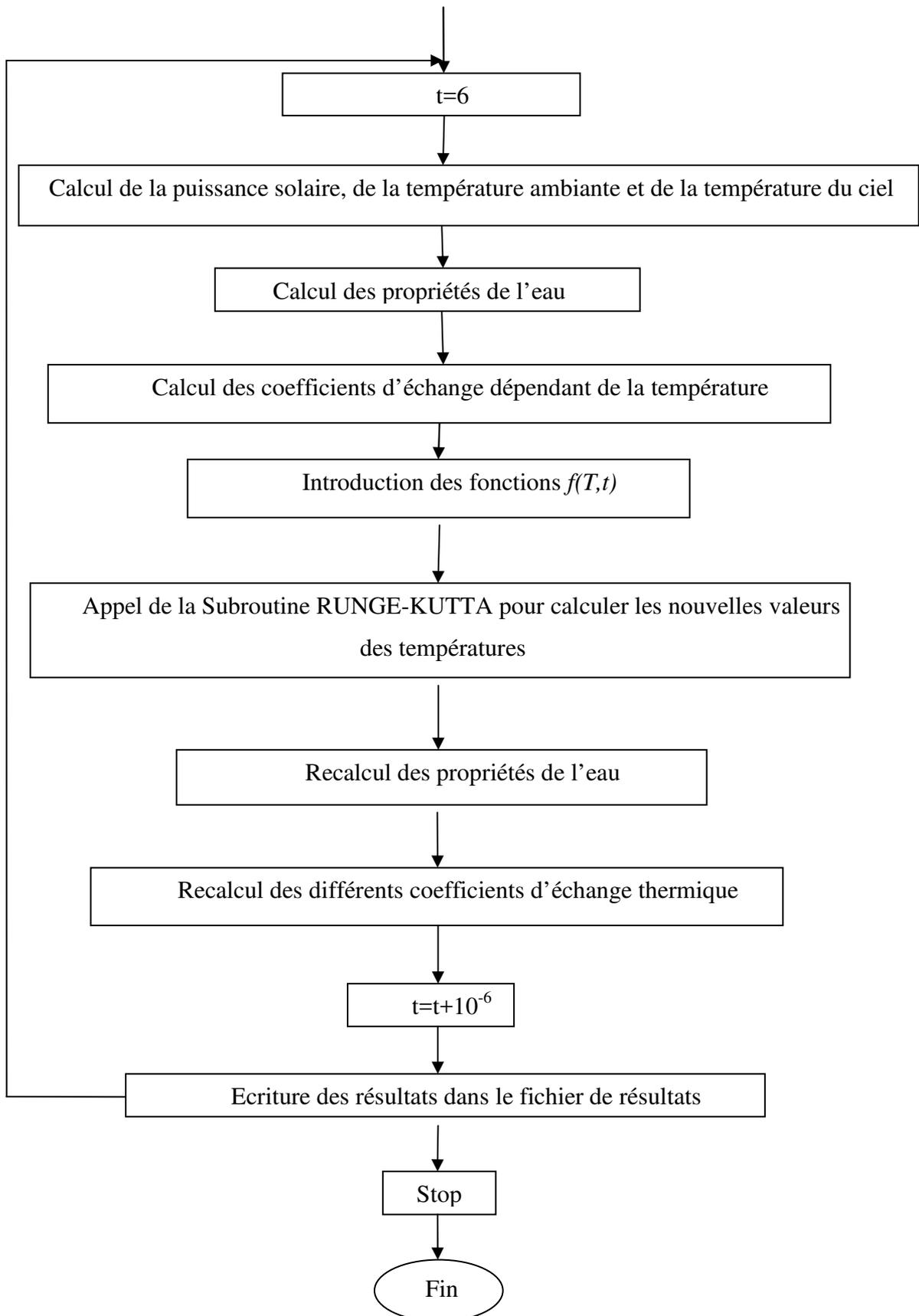
4- Pour les nouvelles valeurs des températures, Calcul :

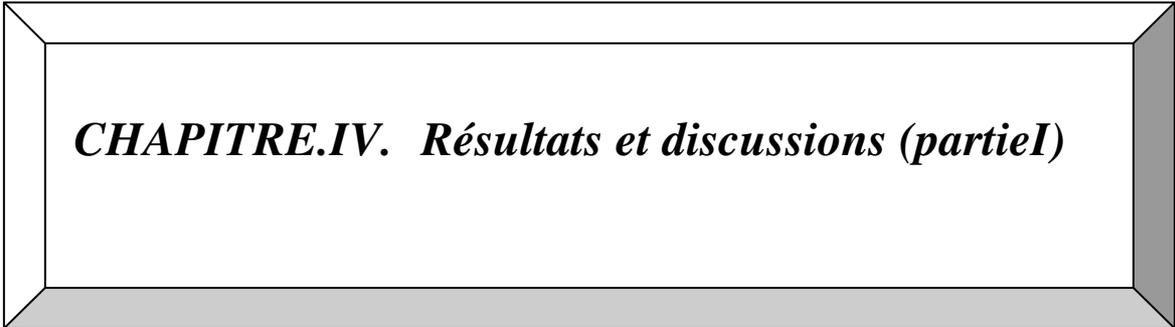
- Des propriétés de l'eau.
- De la production horaire.

5- Calcul de la production journalière.

III.4. Organigramme







CHAPITRE.IV. Résultats et discussions (partieI)

Introduction

Les multiples formes de distillateurs solaires rencontrées dans la littérature lors de notre investigation bibliographique ont attiré notre attention. Ceci nous a conduit à entreprendre l'analyse de l'effet de la géométrie sur les principaux paramètres de fonctionnement d'un système de distillation. Six types de distillateurs ont été choisis, distillateurs à une seule pente, à double pentes, sphérique, distillateur avec réflecteur, distillateur avec préchauffage et distillateur à multi étages. Les résultats numériques obtenus ont été confrontés à ceux d'autres auteurs, pour les cinq types de distillateurs cités précédemment. Pour le distillateur sphérique nous avons mené une campagne de mesures, les journées du 02, 03 et 04 juillet 2014 à Constantine, de latitude $35,23^{\circ}\text{N}$, de longitude $7,35^{\circ}\text{E}$ et à une altitude de 640 m par rapport au niveau de la mer.

IV.1. Distillateur sphérique

C'est un distillateur en plexiglas (Figure IV.1), composé de trois parties principales ; une demi-sphère supérieure d'épaisseur de 3 mm qui sert à transmettre le rayonnement solaire d'une part et joue le rôle de surface de condensation d'autre part, une demi-sphère inférieure qui récupère le distillat et un bac horizontal en métal noir de 53cm de diamètre et de 3mm d'épaisseur, contenant l'eau à distiller situé dans le plan médian.



Figure IV.1 Distillateur sphérique et station météorologique sans fil

Les campagnes de mesure sur le distillateur sphérique ont permis de mettre en évidence l'effet de l'irradiation solaire, de la température ambiante et de la vitesse du vent sur la production horaire du distillateur.

IV.1.1. Effet de l'irradiation solaire sur la production horaire

Il apparaît clairement sur la figure IV.2, une relation étroite entre l'irradiation solaire et la production horaire. En effet, cette dernière est d'autant plus importante que l'irradiation solaire est élevée. On observe également que pour des valeurs journalières moyennes de l'irradiation solaire, de 456,162 et 805,162 W/m², les productions cumulées sont respectivement de l'ordre de 3,72 et de 4,04 l/m².

La faible production horaire obtenue lors de la journée du 02 juillet, résulte de l'irradiation solaire peu élevée enregistrée lors de cette journée (ciel très nuageux, température moyenne de l'ordre de 24°C), ce qui démontre que l'irradiation solaire reste le paramètre le plus influant sur le fonctionnement d'un distillateur solaire.

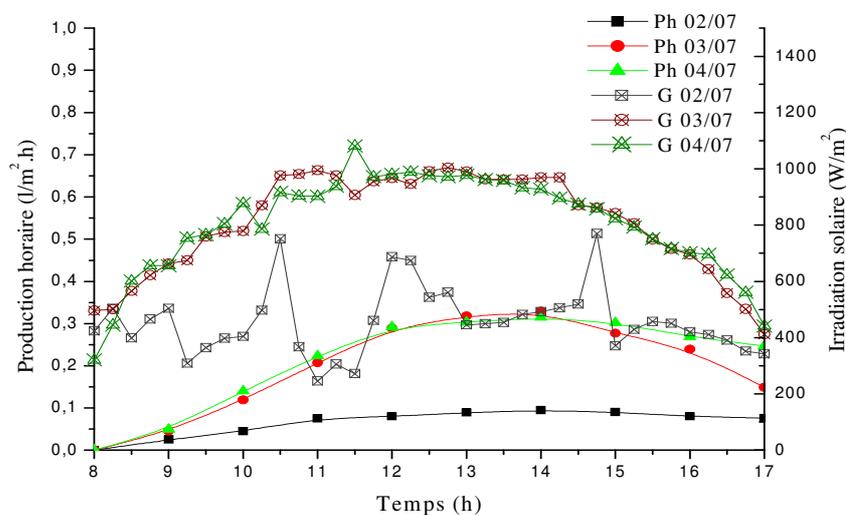


Figure IV.2 Variation temporelle de la production horaire avec l'irradiation solaire pour le distillateur solaire sphérique.

IV.1.2. Effet de la température ambiante

L'effet de la température ambiante sur la production du distillateur sphérique lors des journées du 02, 03 et 04 Juillet est illustré par la figure IV.3. Nous pouvons aisément observé

que la variation temporelle de la production a la même allure que l'évolution de la température avec le temps.

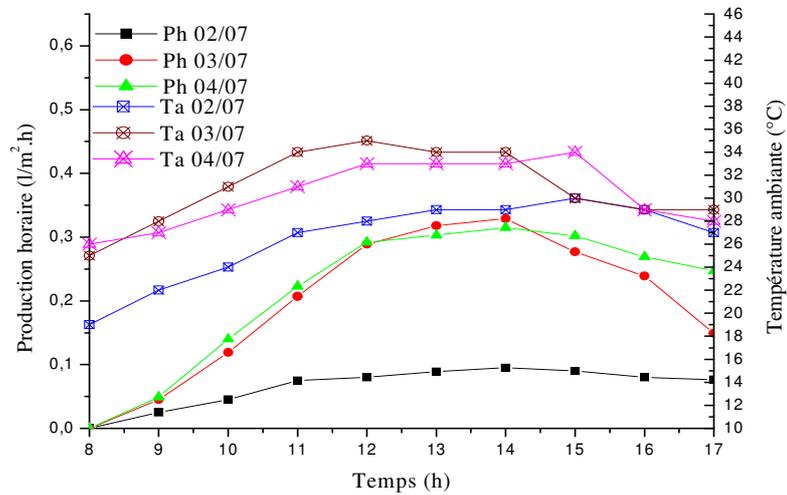


Figure IV.3 Variation temporelle de la production horaire avec la température ambiante pour le distillateur solaire sphérique.

IV.1.3. Effet du vent

L'augmentation de la vitesse du vent conduit à une amélioration de la production de l'eau distillée à condition que cette vitesse ne dépasse pas 4m/s, au-delà de cette valeur, l'effet sera inverse (Figure IV.4).

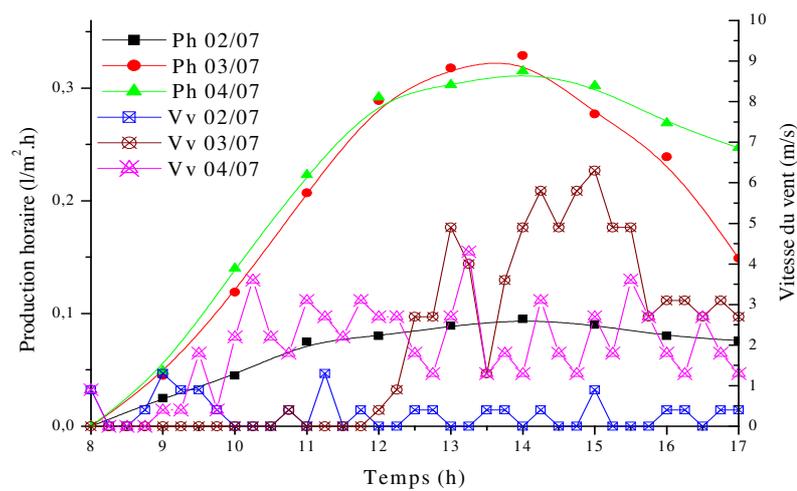


Figure IV.4 Variation temporelle de la production horaire avec la vitesse du vent pour le distillateur solaire sphérique.

Ces résultats peuvent être aisément expliqués par la relation entre la vitesse du vent et les échanges thermiques qui se produisent au sein du distillateur. En effet, pour de faibles vitesses, le vent conduit au refroidissement de la vitre, côté extérieur, ce qui aura pour conséquence une augmentation de la condensation et donc une plus grande production. Les grandes vitesses de vent provoqueront quant à elles un refroidissement de l'eau à distiller et donc un moindre taux d'évaporation dans le distillateur.

IV.1.4. Confrontation des résultats numériques et expérimentaux de la production horaire

Les résultats numériques relatifs à la variation temporelle de la production horaire du distillateur sphérique obtenus par notre code de calcul ont été confrontés aux valeurs obtenues lors des essais entrepris la journée du 04 juillet 2014 (pour les mêmes conditions de fonctionnement). L'examen des deux courbes de la figure IV.5 nous donne un écart moyen de 7% ce qui montre un bon accord et permet de valider notre code de calcul.

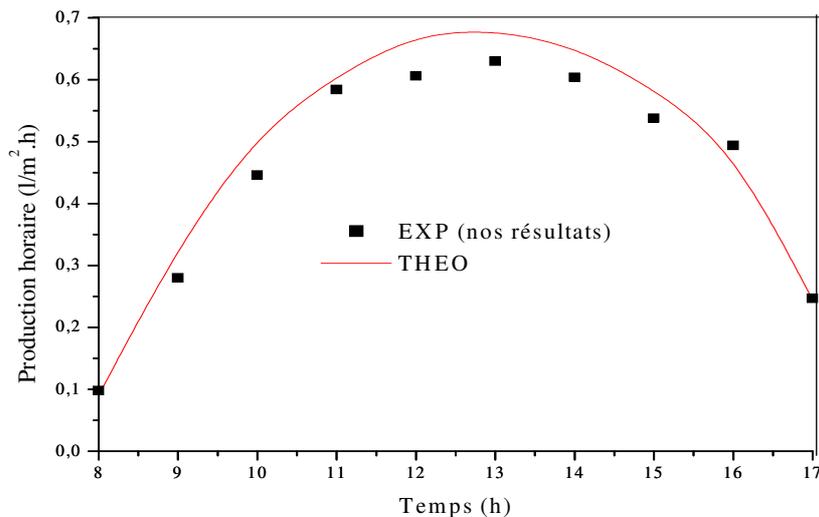


Figure IV.5 Variation temporelle de la production horaire du distillateur sphérique.

IV.2. Validation du code de calcul

En outre et afin de confirmer la validité de notre code de calcul, nous avons confronté les résultats numériques relatifs à la production, obtenus par notre code de calcul pour les différents systèmes solaires étudiés, à ceux issus de l'expérience de nombreux auteurs.

IV.2.1. Système couplé Distillateur à une seule pente-Capteur

Pour le système couplé Distillateur à une seule pente-Capteur, les résultats théoriques obtenus par le code de calcul élaboré, sont comparés à ceux de V. Dimiri et al [25]. Les auteurs avaient testé un distillateur de 1m^2 de surface, avec une profondeur de l'eau dans le bassin de 5 cm et couplé à deux capteurs solaires plans d'une surface de 2m^2 pour chacun d'eux, la journée du 30 Novembre. L'observation de la figure IV.6 montre que les résultats numériques et expérimentaux sont proches.

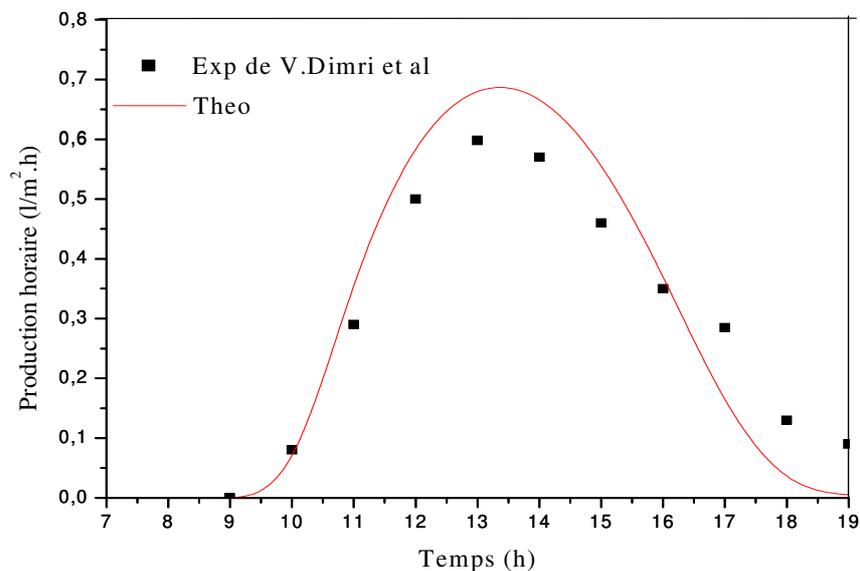


Figure IV.6 Variation temporelle de la production horaire du système couplé Distillateur à une seule pente-Capteur.

IV.2.2. Distillateur à double pentes

La confrontation des résultats numériques obtenus avec notre code de calcul et ceux issus des travaux de K. Shanmugasundaram et al [90], qui avaient testé un distillateur à double pentes, dont la couverture est constituée de deux vitres d'épaisseur 0,03m inclinée chacune de 11° par rapport à l'horizontale montre un bon accord dont l'erreur moyenne de troncature est de l'ordre de 0,29 (Figure IV.7). Les auteurs avaient mené une campagne de mesure à Coimbatore (latitude 11° N, longitude 77° E), une journée du mois de Mars.

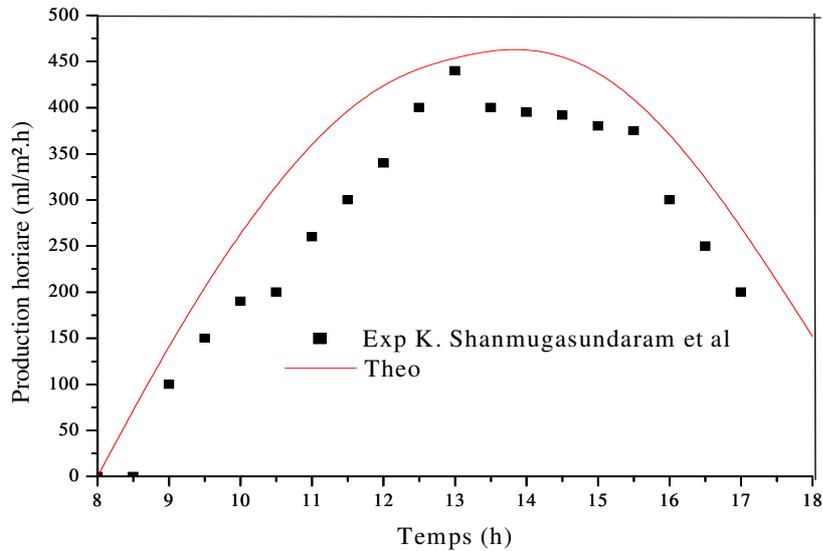


Figure IV. 7 Variation temporelle de la production horaire du distillateur à double pentes

IV.2.3. Distillateur à une seule pente renforcé par un réflecteur

Concernant le distillateur à une seule pente renforcé par un réflecteur (miroir de 1m^2 incliné de 8° par rapport à la verticale), la variation temporelle de la production horaire obtenue par notre code de calcul a été comparée aux mesures effectuées par N. Retiel et al [91] sur le site de Mostaganem (latitude $35,93^\circ$ N; longitude $0,10^\circ$ E). Nous pouvons observer sur la figure IV.8 que les courbes théorique et expérimentale sont proches.

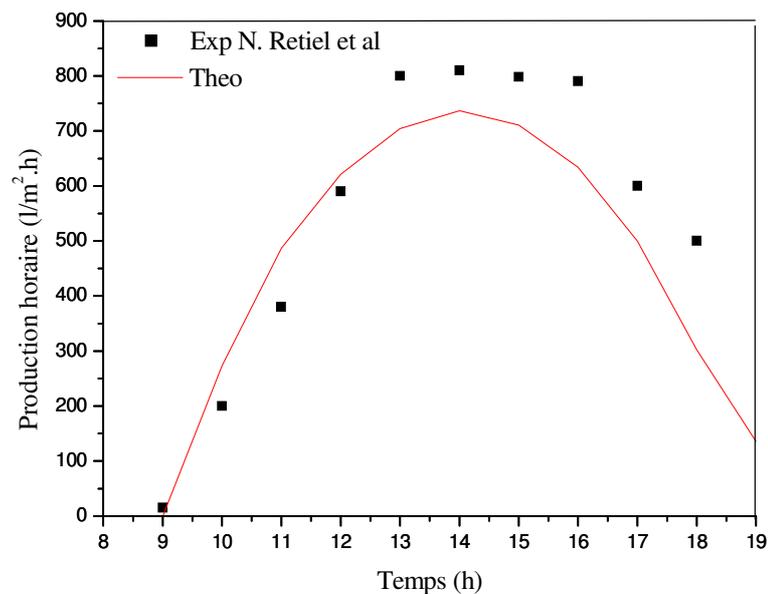


Figure IV.8 Variation temporelle de la production horaire du distillateur muni d'un réflecteur

IV.2.4. Distillateur à multi étages

Un distillateur à multi étages composé de quatre étages, dont chacun est un bac de 1m^2 incliné de 16° par rapport à l'horizontale est conçue et testé par K.S. Reddy et al [92]. Le réchauffement de l'eau est assuré par deux capteurs solaires plans avec une surface de $1,35\text{m}^2$ pour chacun. L'observation des valeurs théoriques (obtenues par notre code de calcul) et des résultats expérimentaux de la variation temporelle des productions journalière de chaque étage et totale du distillateur présentés sur la figure IV.9, permet de noter un bon accord.

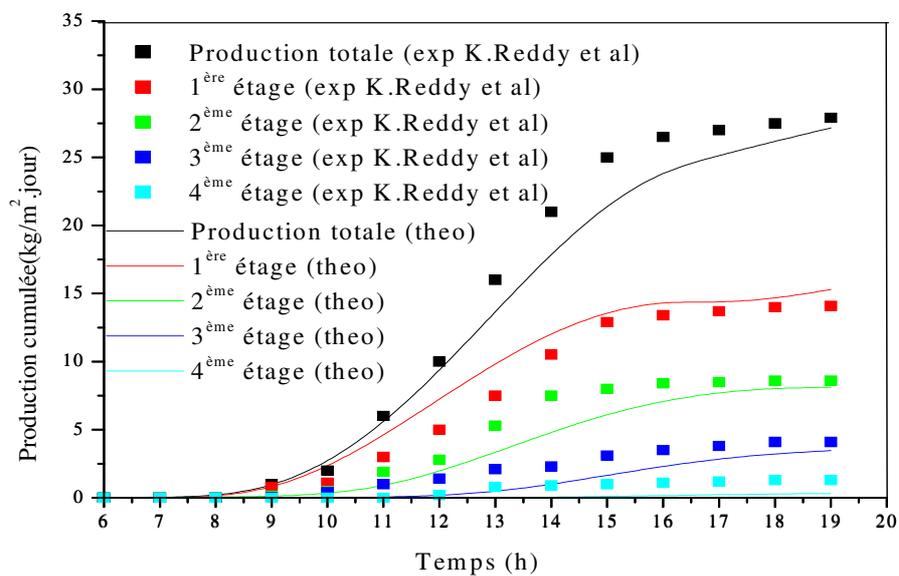


Figure IV.9 Variation temporelle de la production horaire du distillateur à multi-étages

Ainsi, et comme nous pouvons le constater sur les figures IV. 5, 6, 7, 8 et 9 il existe un bon accord entre nos résultats et ceux de différents auteurs, ce qui permet de confirmer la validité de notre code de calcul, d'autant plus que les travaux expérimentaux ont été menés avec différentes conditions géographiques et climatiques.

IV.3. Etude des systèmes de distillation dans les mêmes conditions de fonctionnement

Afin de choisir le système le plus performant, les productions horaire et journalière obtenues lors des études théoriques de tous les systèmes étudiés seront comparées dans les mêmes conditions de fonctionnement. Pour cela on considère que tous les distillateurs solaires ont une surface de bac de 1m^2 , une épaisseur de la saumure (l'eau) dans le bac de 3cm, une couche isolante de polystyrène de 5cm et une vitre de 0,3cm d'épaisseur. Les

calculs ont été effectués pour la journée du 19 Juillet et dans la région de Constantine, de coordonnées géographiques, latitude ($37^{\circ} 17'$) Nord, longitude ($6^{\circ} 62'$) Est.

IV.3.1. Distillateur à double pentes et distillateur sphérique

L'effet de la géométrie et de l'orientation de la vitre sur la production horaire est présenté dans la figure IV.10. Trois géométries différentes de distillateurs à une pente (DS), à double pentes (DD), et sphérique (DSph), sont comparées.

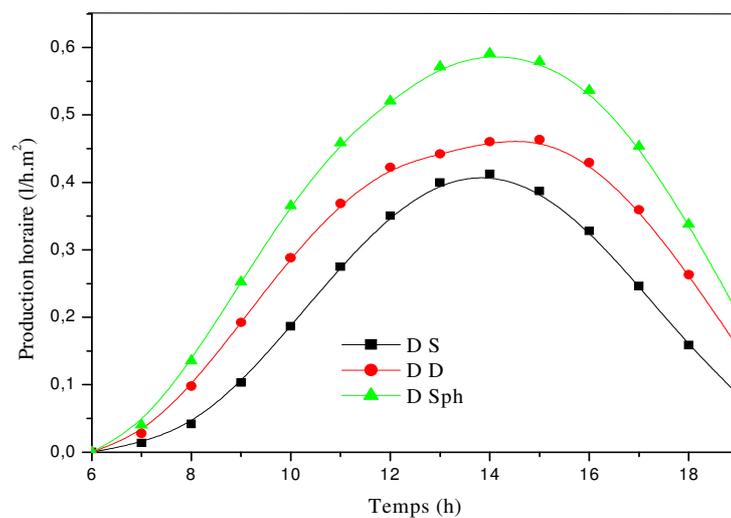


Figure IV.10 Effet du changement de la géométrie de la vitre sur la production horaire

L'examen de la figure IV.10, conduit aux observations suivantes :

- Pour les trois types de distillateurs solaires (sphérique, à simple et double pentes), les courbes de la variation temporelle de la production horaire d'allure similaire, suivent l'évolution de l'irradiation solaire en fonction du temps. Néanmoins la courbe relative au distillateur à double pentes (DD), est quelque peu aplatie entre 11h et 15h, ce qui peut être aisément expliqué par l'orientation (Est-Ouest) de ce dernier. En effet pendant la matinée le côté Est reçoit pleinement l'irradiation solaire alors que le côté Ouest reste à l'ombre, la différence de température ($T_w - T_{vn2}$) est importante, il s'ensuit une augmentation de la production jusqu'à 11h. Entre 11h et 15h, le soleil étant au sud, il en résulte une légère réduction de l'irradiation solaire ce qui conduit inévitablement à une courbe production horaire légèrement aplatie. Puis à partir du 15h, bien que le côté Ouest, reçoit à son tour

pleinement le soleil, une diminution de la production horaire est observée du fait que l'irradiation solaire décroît, à partir de cette heure.

- Par ailleurs, il apparaît clairement que la production du distillateur sphérique (DSph) est plus élevée comparativement à celle des deux autres distillateurs (DS, DD), résultant de la géométrie sphérique de la vitre, qui implique qu'il n'y a pas d'orientation préférentielle pour l'interception du rayonnement solaire, à l'opposé des deux autres types de distillateurs (position distillateur-soleil).

La production cumulée pour les trois types de distillateurs solaires est illustrée par la figure IV.11, qui permet de noter que les distillateurs à une seule (DS) et à doubles pentes (DD) ont respectivement une production journalière de $2,99 \text{ l/m}^2$ et de $3,97 \text{ l/m}^2$, alors que la géométrie sphérique (DSph), permet d'atteindre une production de $5,05 \text{ l/m}^2$ par jour.

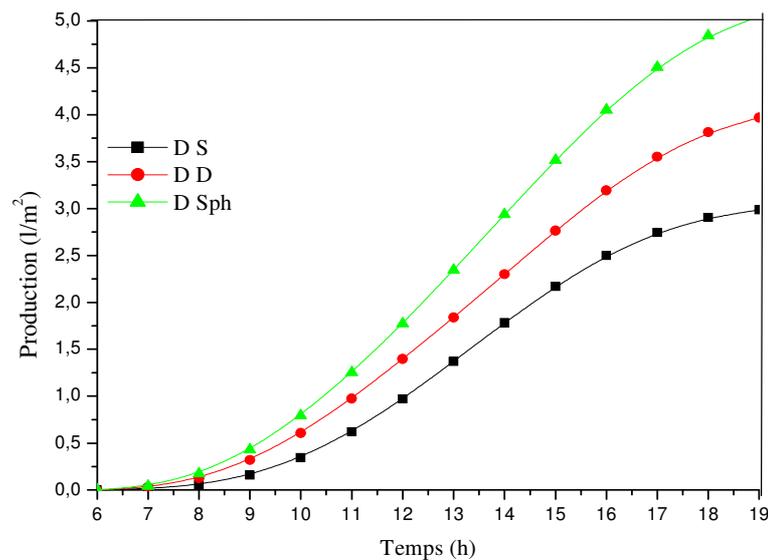


Figure IV.11 Effet du changement de la géométrie de la vitre sur la production journalière

IV.3.2. Système couplé distillateur-rélecteur

L'ajout d'un réflecteur au distillateur simple conduit à une augmentation de l'énergie solaire reçue par l'eau, et par conséquent à un accroissement (léger) de la production horaire du distillateur. Une amélioration de l'ordre de 8,89% est enregistrée à midi solaire (Figure IV.12). Il y a lieu de noter cependant que l'effet du réflecteur sur la production est moindre (presque négligeable) lors des premières et dernières heures de la journée.

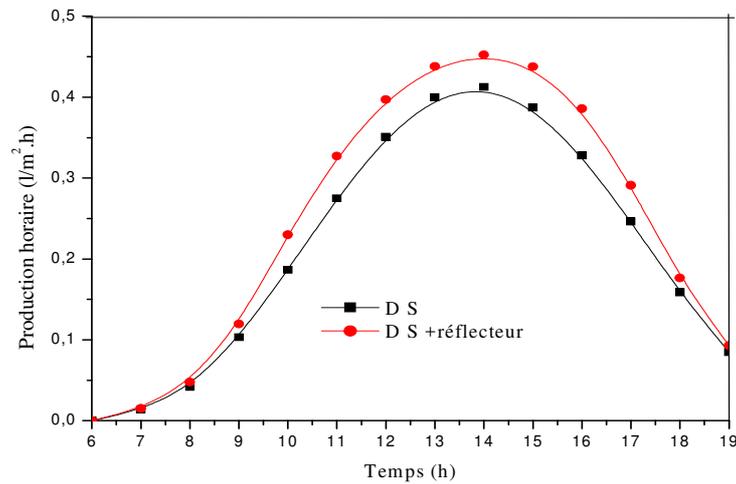


Figure IV.12 Effet du renforcement du distillateur par un réflecteur solaire sur la production horaire

La production journalière d'un distillateur à une seule pente renforcé par un réflecteur est de $3,41 \text{ l/m}^2$ comme indique la figure IV.13.

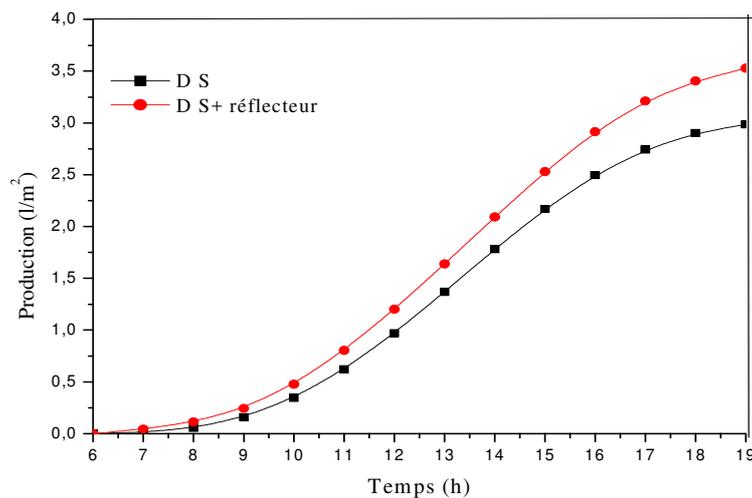


Figure IV.13 Effet de l'ajout d'un réflecteur solaire sur la production journalière d'un distillateur simple

IV.3.3. Système couplé Distillateur-Capteur

Coupler un distillateur solaire à une seule pente avec un capteur solaire plan améliore sensiblement la production de l'eau. Ainsi et tel que nous pouvons l'observer sur la figure IV.14, il apparaît une différence de la production à partir de 8h du matin, entre le distillateur seul et le système couplé (distillateur-capteur) qui est d'autant plus importante que l'irradiation solaire est élevée, atteignant un écart maximal à 14h. Par la suite cette différence décroît avec le temps solaire. Ce comportement peut être expliqué par le préchauffage de

l'eau dans le capteur qui augmente la différence entre la température de l'eau et celle de la vitre intérieure du distillateur, d'où un accroissement du taux d'évaporation. Il en résulte une amélioration de la production totale de distillat. Ainsi, la production du distillateur actif est meilleure que celle du distillateur passif.

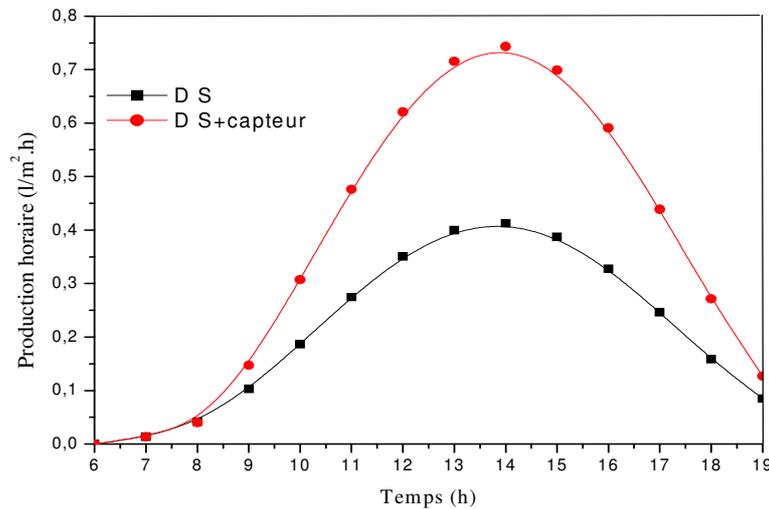


Figure IV.14 Effet du couplage du distillateur avec un capteur solaire sur la production horaire

L'effet du préchauffage de l'eau par un capteur solaire sur la production journalière est clairement mis en évidence sur la figure IV.15. Nous pouvons ainsi remarquer une nette amélioration de la production du système couplé distillateur-capteur, aux heures les plus

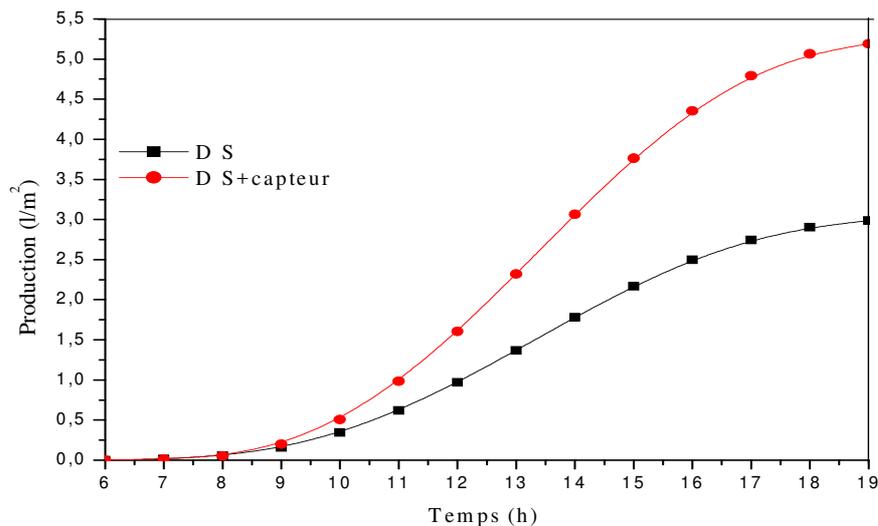


Figure IV.15 Effet du couplage du distillateur avec un capteur solaire sur la production journalière

enseignées (entre 12h et 16h) qui peut atteindre $5,19 \text{ l/m}^2$ contre $2,99 \text{ l/m}^2$ pour le distillateur seul.

IV.3.4. Distillateur à multi étages

Les valeurs des productions horaires d'un distillateur à une seule pente (DS) et à quatre étages (DME) fonctionnant dans les mêmes conditions sont reportées sur la figure IV.16. La moindre production du premier type de distillateur peut être expliquée par l'exposition directe de la vitre du distillateur plan aux rayons solaires conduit à une élévation de sa température, il en résulte une diminution de la différence de température entre la saumure et la surface de condensation et par conséquent à un abaissement de la production d'eau potable.

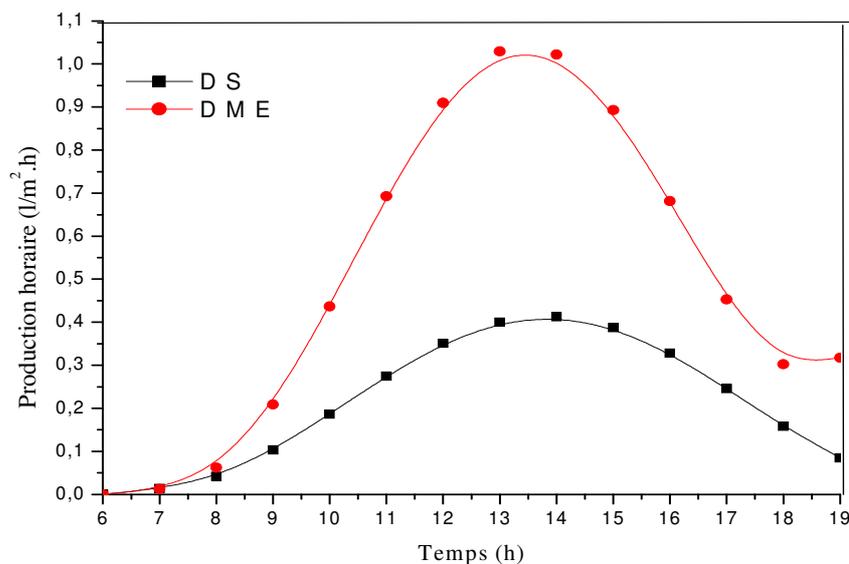


Figure IV.16 Production horaire d'un distillateur plan et un distillateur à multi-étages

Par ailleurs, l'énergie nécessaire pour réchauffer l'eau dans le cas du distillateur à multi-étage (DME) provient d'une source externe (capteur solaire). Les surfaces de condensation restent froides ce qui explique la relation inverse existant entre la production et la température ambiante (Figure IV.17). En outre, la chaleur cédée par évaporation par un étage est récupérée par la masse d'eau contenue dans l'étage suivant. Tous ces facteurs expliquent la différence importante entre les productions horaires du distillateur à multi étages et du distillateur à une seule pente.

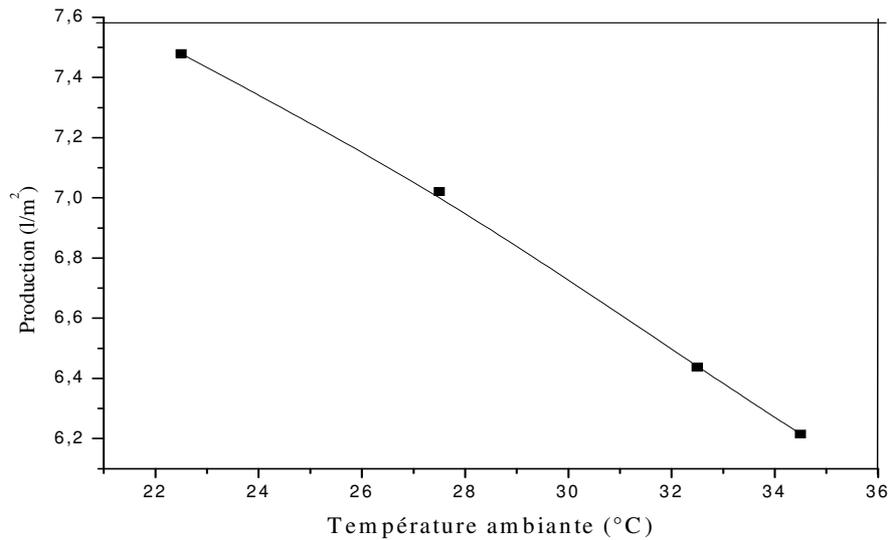


Figure IV.17 Variation de la production d'un distillateur à multi étages avec la température ambiante

Les productions cumulées du distillateur à une seule pente (DS) du distillateur à multi étages (DME), ainsi que celles de chaque étage sont illustrées dans la figure IV.18. L'examen des courbes permet de noter que la production du distillateur à quatre étages (7,02 l/m² par jour) est beaucoup plus importante que celle du distillateur à une seule pente (2,99 l/m² par jour). En outre le maximum de production dans le cas du distillateur à multi étage est obtenu au niveau du premier étage.

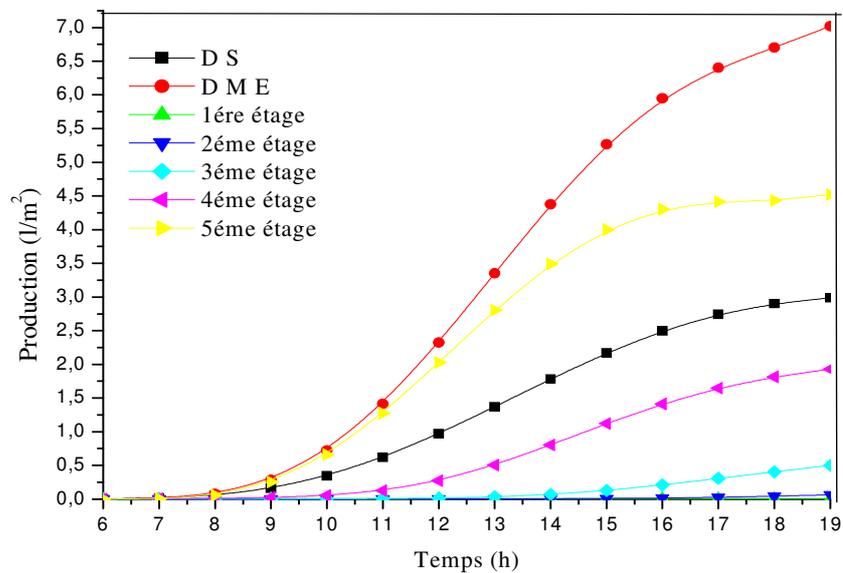


Figure IV.18 Production cumulé d'un distillateur à cinq étages et d'un distillateur solaire plan

IV.4. Comparaison générale

Les productions des trois types de distillateurs solaires (distillateur à une seule pente, à double pentes et sphérique) états passif et actif, du distillateur à une seule pente-réflecteur et du distillateur à quatre étages sont comparées (Figure IV.19).

Il apparait clairement que le couplage de tout type de distillateur solaire avec un capteur solaire améliore sensiblement la production horaire de l'eau. Par ailleurs, la réduction de la production au midi solaire causée par l'orientation du distillateur à double pente est atténuée par le couplage. Nous pouvons également observer que pour les premières et les dernières heures de la journée, le système couplé distillateur sphérique-capteur donne les plus hautes valeurs de production horaire comparativement aux autres distillateurs, alors que pour le midi solaire la meilleure production est obtenue pour le distillateur à quatre étages.

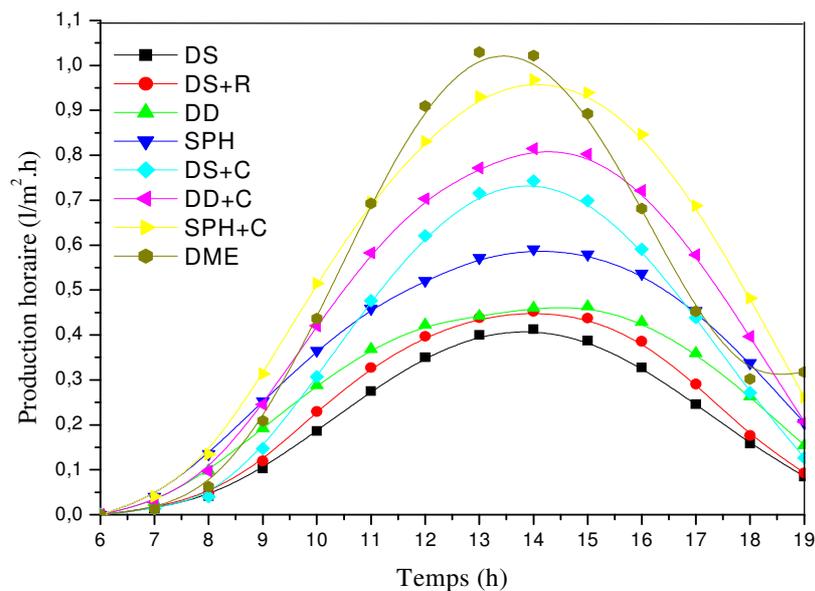


Figure IV.19 Production horaire pour les systèmes de distillations solaires étudiés

Les productions journalières des différents systèmes étudiés ainsi que l'amélioration apportée à chaque système par rapport au distillateur à une seule pente sont consignées dans le tableau IV.1. Il apparaît clairement que la meilleure production journalière (7,64 l/m²) est obtenue pour le système couplé distillateur sphérique-capteur.

Type de distillateur solaire	Production (l/m ² .jour)	Amélioration (%)
DS	2,99	-
DD	3,97	24,69
DSph	5,05	40,79
DS+ Réflecteur	3,41	12,32
DS+ Capteur	5,19	42,39
DD +Capteur	6,37	53,06
DSph+ Capteur	7,64	60,86
DME	7,02	57,40

Tab IV.1 Production journalière et amélioration de la productivité journalière pour les systèmes de distillations solaires étudiés.

***CHAPITRE.V. Etude de la convection thermosolutale
dans un distillateur solaire sphérique***

Introduction

L'étude numérique de la convection thermosolutale bidimensionnelle dans un distillateur solaire sphérique fera l'objet de ce chapitre. Les équations générales de la convection thermosolutale au sein du distillateur solaire sphérique, les conditions aux limites associées, de même que leurs expressions adimensionnelles sont présentées.

V.1. Mise en équation de la convection thermosolutale

L'écoulement convectif pour un fluide newtonien est donné par les équations de Navier-Stokes (de continuité, de conservation de la quantité de mouvement, de conservation de l'énergie et de la concentration en espèce chimique). Dans le cas de la convection thermosolutale, ces équations sont:

- **Équation de continuité**

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \vec{V} \cdot \vec{\nabla}(\rho) + \rho \vec{\nabla} \cdot \vec{V} = 0 \quad (\text{V.1})$$

- **Équation de conservation de la quantité de mouvement**

$$\frac{\partial \rho \vec{V}}{\partial t} + \vec{V} \cdot \vec{\nabla}(\rho \vec{V}) = -\vec{\nabla} p + (\Delta \rho) \vec{g} + \vec{\nabla}(\mu \vec{\nabla} \cdot \vec{V}) \quad (\text{V.2})$$

- **Équation de conservation de l'énergie**

$$\frac{\partial \rho C_p T}{\partial t} + \vec{V} \cdot \vec{\nabla}(\rho C_p T) = \vec{\nabla} \cdot (\vec{\nabla}(\lambda T)) \quad (\text{V.3})$$

- **Équation de conservation de la concentration en espèces chimiques**

$$\frac{\partial \rho C_p C}{\partial t} + \vec{V} \cdot \vec{\nabla}(\rho C_p C) = \vec{\nabla} \cdot (\vec{\nabla}(DC)) \quad (\text{V.4})$$

V.2. Modèle mathématique

Le schéma du système physique est représenté par la figure V.1.

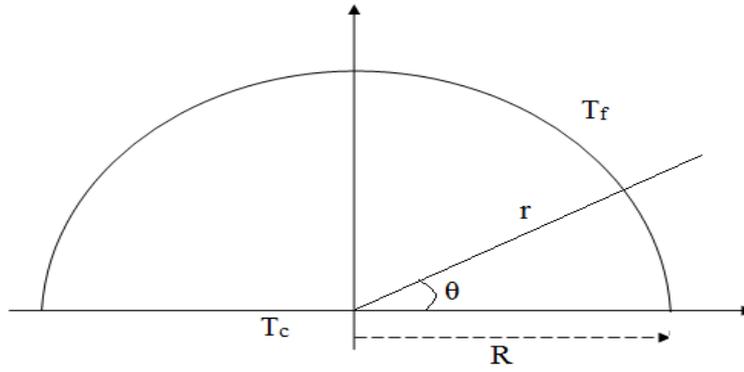


Figure V.1 Schéma du distillateur solaire sphérique

Un écoulement bidimensionnel d'un fluide incompressible avec l'approximation de Boussinesq, est généré dans un distillateur solaire en forme d'une cavité hémisphérique de rayon R . Les équations gouvernantes sont:

- **Équation de continuité**

$$\frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} (r^2 u) + \frac{1}{r \sin \theta} \frac{\partial}{\partial \theta} (v \sin \theta) = 0 \quad (\text{V.5})$$

- **Équation de conservation de la quantité de mouvement**

$$u \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{v}{r} \frac{\partial u}{\partial \theta} - \frac{v^2}{r} \quad (\text{V.6})$$

$$= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial r} + \nu \left(\frac{2}{r} \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + \frac{\cot \theta}{r^2} \frac{\partial u}{\partial \theta} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 u}{\partial \theta^2} \right) - \nu \left(\frac{2}{r^2} u + \frac{2}{r^2} \frac{\partial v}{\partial \theta} + \frac{2 \cot \theta}{r^2} v \right) + \beta_T g_r (T - T_c) + \beta_C g_r (C - C_0)$$

$$\nabla^2 = \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left(r^2 \frac{\partial}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2 \sin \theta} \frac{\partial}{\partial \theta} \left(\sin \theta \frac{\partial}{\partial \theta} \right) \quad (\text{V.7})$$

$$u \frac{\partial v}{\partial r} + \frac{v}{r} \frac{\partial v}{\partial \theta} + \frac{uv}{r}$$

$$= -\frac{1}{r \rho} \frac{\partial p}{\partial \theta} + \nu \left[\nabla^2 v + \frac{2}{r^2} \frac{\partial u}{\partial \theta} - \frac{v}{r^2 \sin^2 \theta} \right] + \beta_T g_\theta (T - T_c) + \beta_C g_\theta (C - C_0)$$

- **Équation de conservation de l'énergie**

$$u \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{v}{r} \frac{\partial T}{\partial \theta} = \frac{\lambda}{\rho C_p} \left(\frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left(r^2 \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2 \sin \theta} \frac{\partial}{\partial \theta} \left(\sin \theta \frac{\partial T}{\partial \theta} \right) \right) \quad (\text{V.8})$$

- **Équation de conservation de la concentration en espèces chimiques**

$$u \frac{\partial C}{\partial r} + \frac{v}{r} \frac{\partial C}{\partial \theta} = D \left(\frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left(r^2 \frac{\partial C}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2 \sin \theta} \frac{\partial}{\partial \theta} \left(\sin \theta \frac{\partial C}{\partial \theta} \right) \right) \quad (\text{V.9})$$

La couverture transparente hémisphérique supérieure du distillateur est maintenue à une température constante T_f et une concentration C_0 , alors que le bassin inférieur est à une température T_c et une concentration C_1 , tel que $T_c > T_f$ et $C_1 > C_0$. Les conditions aux limites sont alors :

- Sur la paroi sphérique ($0 \leq \theta \leq \pi/2$ et $r=R$) :

$$u=v=0, \quad T=T_f, \quad C=C_0$$

- Sur l'axe de symétrie ($\theta=\pi/2$ et $0 \leq r \leq R$):

- $u=0, \quad \left. \frac{\partial v}{\partial \theta} \right|_{\theta=\frac{\pi}{2}} = 0, \quad \left. \frac{\partial T}{\partial \theta} \right|_{\theta=\frac{\pi}{2}} = 0, \quad \left. \frac{\partial C}{\partial \theta} \right|_{\theta=\frac{\pi}{2}} = 0$

- Sur la paroi horizontale ($\theta=0$ et $0 \leq r \leq R$) :

$$u=v=0, \quad T=T_c, \quad C=C_1$$

V.3. La formulation (ψ - ω) des équations gouvernantes

La résolution des équations de la quantité de mouvement est souvent compliquée (du à la présence des termes de pression). Moyennant des conditions données il est possible de les contourner en utilisant d'autres paramètres du mouvement (vorticité ω –fonction de courant ψ) [93] [94] et qui ont pour expressions [95] :

$$u = \left(\frac{1}{r^2 \sin \theta} \right) \frac{\partial \psi}{\partial \theta} \quad (\text{V.10})$$

$$v = - \left(\frac{1}{r \sin \theta} \right) \frac{\partial \psi}{\partial r} \quad (\text{V.11})$$

$$r\omega = r \frac{\partial v}{\partial r} + v - \frac{\partial u}{\partial \theta} \quad (\text{V.12})$$

En remplaçant les équations (V.9) et (V.10) dans (V.6), (V.7), (V.8) et (V.11) on obtient alors :

$$\frac{\partial^2 \psi}{\partial r^2} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \psi}{\partial \theta^2} - \frac{\cos \theta}{r^2 \sin \theta} \frac{\partial \psi}{\partial \theta} = -r\omega \sin \theta \quad (\text{V.13})$$

$$v \left(\frac{\partial^2 \omega}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial \omega}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \omega}{\partial \theta^2} + \frac{\cot \theta}{r^2} \frac{\partial \omega}{\partial \theta} - \frac{\omega}{r^2 \sin^2 \theta} \right) \quad (\text{V.14})$$

$$= \frac{1}{r^2 \sin \theta} \left(\frac{\partial \psi}{\partial \theta} \frac{\partial \omega}{\partial r} - \frac{\partial \psi}{\partial r} \frac{\partial \omega}{\partial \theta} - \left(\frac{\omega}{r} \right) \frac{\partial \psi}{\partial \theta} + \omega \cot \theta \frac{\partial \psi}{\partial r} \right) \\ + \left(\beta_T g_r \left(\frac{\partial T}{\partial \theta} \right) + \beta_c g_r \left(\frac{\partial C}{\partial \theta} \right) - r \beta_T g_\theta \left(\frac{\partial T}{\partial r} \right) - \beta_T g_\theta (T - T_c) \right. \\ \left. - r \beta_c g_\theta \left(\frac{\partial C}{\partial r} \right) - \beta_c g_\theta (C - C_0) \right)$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\cot \theta}{r^2} \frac{\partial T}{\partial \theta} = \frac{1}{r^2 \sin \theta} \left(\frac{\partial \psi}{\partial \theta} \frac{\partial T}{\partial r} - \frac{\partial \psi}{\partial r} \frac{\partial T}{\partial \theta} \right) \quad (\text{V.15})$$

$$\frac{\partial^2 C}{\partial r^2} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 C}{\partial \theta^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial C}{\partial r} + \frac{\cot \theta}{r^2} \frac{\partial C}{\partial \theta} = \frac{1}{r^2 D \sin \theta} \left(\frac{\partial \psi}{\partial \theta} \frac{\partial C}{\partial r} - \frac{\partial \psi}{\partial r} \frac{\partial C}{\partial \theta} \right) \quad (\text{V.16})$$

V.4. Les équations adimensionnelles

Afin de généraliser les résultats numériques nous introduisons dans les équations précédentes les grandeurs adimensionnelles suivantes :

$$R^+ = \frac{r}{R}, U^+ = \frac{uR}{\nu}, V^+ = \frac{vR}{\nu}, T^+ = \frac{(T - T_f)}{(T_c - T_f)}, C^+ = \frac{(C - C_0)}{(C_1 - C_0)}, \Omega^+ = \frac{\omega R^2 Pr}{\nu} \text{ et } \Psi^+ = \frac{\psi Pr}{\nu R}$$

Avec :

$$Pr = \frac{\nu}{\alpha}, Gr_t = \frac{g\beta(T_c - T_f)R^3}{\nu^2}, Gr_c = \frac{g\beta(C_1 - C_0)R^3}{\nu^2}, Ra_t = Gr_t \cdot Pr, Ra_c = Gr_c \cdot Pr \text{ et } Le = \frac{\alpha}{D}$$

Les équations (V.12), (V.13), (V.14) et (V.15) sous forme adimensionnelle s'écrivent alors comme suit :

$$\frac{\partial^2 \Psi^+}{\partial R^{+2}} + \frac{1}{R^{+2}} \frac{\partial^2 \Psi^+}{\partial \theta^2} - \frac{\cot \theta}{R^{+2}} \frac{\partial \Psi^+}{\partial \theta} = -R^+ \Omega^+ \sin \theta \quad (\text{V.17})$$

$$\frac{\partial^2 \Omega^+}{\partial R^{+2}} + \frac{2}{R^+} \frac{\partial \Omega^+}{\partial R^+} + \frac{1}{R^{+2}} \frac{\partial^2 \Omega^+}{\partial \theta^2} + \frac{\cot \theta}{R^{+2}} \frac{\partial \Omega^+}{\partial \theta} - \frac{\Omega^+}{R^{+2} \sin^2 \theta} \quad (\text{V.18})$$

$$= \frac{1}{Pr R^{+2} \sin \theta} \left(\frac{\partial \Psi^+}{\partial \theta} \frac{\partial \Omega^+}{\partial R^+} - \frac{\partial \Psi^+}{\partial R^+} \frac{\partial \Omega^+}{\partial \theta} - \frac{\Omega^+}{R^+} \frac{\partial \Psi^+}{\partial \theta} + \Omega^+ \cot \theta \frac{\partial \Psi^+}{\partial R^+} \right)$$

$$+ Ra_t \left(\frac{\sin \theta}{R^+} \left(\frac{\partial T^+}{\partial \theta} \right) - \cos \theta \left(\frac{\partial T^+}{\partial R^+} \right) - \frac{\cos \theta}{R^+} (T^+ - 1) \right)$$

$$+ Ra_c \left(\frac{\sin \theta}{R^+} \left(\frac{\partial C^+}{\partial \theta} \right) - \cos \theta \left(\frac{\partial C^+}{\partial R^+} \right) - \frac{\cos \theta}{R^+} (C^+ - 1) \right)$$

$$\frac{\partial^2 T^+}{\partial R^{+2}} + \frac{1}{R^{+2}} \frac{\partial^2 T^+}{\partial \theta^2} + \frac{2}{R^+} \frac{\partial T^+}{\partial R^+} + \frac{\cot \theta}{R^{+2}} \frac{\partial T^+}{\partial \theta} = \frac{1}{R^{+2} \sin \theta} \left(\frac{\partial \Psi^+}{\partial \theta} \frac{\partial T^+}{\partial R^+} - \frac{\partial \Psi^+}{\partial R^+} \frac{\partial T^+}{\partial \theta} \right) \quad (\text{V.19})$$

$$\frac{\partial^2 C^+}{\partial R^{+2}} + \frac{1}{R^{+2}} \frac{\partial^2 C^+}{\partial \theta^2} + \frac{2}{R^+} \frac{\partial C^+}{\partial R^+} + \frac{\cot \theta}{R^{+2}} \frac{\partial C^+}{\partial \theta} = \frac{1}{Le R^{+2} \sin \theta} \left(\frac{\partial \Psi^+}{\partial \theta} \frac{\partial C^+}{\partial R^+} - \frac{\partial \Psi^+}{\partial R^+} \frac{\partial C^+}{\partial \theta} \right) \quad (\text{V.20})$$

V.5. Conditions aux limites adimensionnelles

Les conditions aux limites sous leur forme adimensionnelle sont :

- Sur la paroi sphérique ($0 \leq \theta \leq \pi/2$ et $R^+ = 1$) :

$$U^+ = V^+ = 0, \quad T^+ = 0, \quad C^+ = 0$$

- Sur l'axe de symétrie ($\theta = \pi/2$ et $0 \leq R^+ \leq 1$):

$$U^+ = 0, \quad \left. \frac{\partial V^+}{\partial \theta} \right|_{\theta=\frac{\pi}{2}} = 0, \quad \left. \frac{\partial T^+}{\partial \theta} \right|_{\theta=\frac{\pi}{2}} = 0, \quad \left. \frac{\partial C^+}{\partial \theta} \right|_{\theta=\frac{\pi}{2}} = 0$$

- Sur la paroi horizontale ($\theta = 0$ et $0 \leq R^+ \leq 1$) :

$$U^+ = V^+ = 0, \quad T^+ = 1, \quad C^+ = 1$$

L'utilisation des variables secondaires (vorticité–fonction de courant) a pour désavantage que la vorticité à la paroi est difficile à calculer. La vorticité sur les parois solides peut être évaluée par un développement de Taylor, du premier ordre de la fonction de courant à la paroi. L'expression mathématique générale de cette condition est [96]:

$$\omega|_{paroi} = - \frac{\partial \psi^2}{\partial n^2} \quad (\text{V.21})$$

V.6. Le coefficient de transfert de chaleur

Le coefficient de transfert de chaleur en termes de Nusselt local Nu est défini par [97] :

$$Nu = - \frac{\partial T^+}{\partial n} \quad (\text{V.22})$$

n désigne la normale à l'élément de surface considéré sur une paroi donnée. Le nombre de Nusselt local pour la surface sphérique est donné par le relation [98]:

$$Nu_\theta = - \left. \frac{dT^+}{dR^+} \right|_{R^+=1} \quad (\text{V.23})$$

Le nombre de Nusselt moyen a pour expression [99]:

$$\overline{Nu} = \frac{1}{2} \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left. \frac{dT}{dR} \right|_{R=1} \sin \theta d\theta \quad (\text{V.24})$$

V.7. Le coefficient de transfert de mass

Le coefficient de transfert de masse est exprimé par le nombre de Sherwood local, ce dernier est donnée par la relation [100]:

$$Sh_{\theta} = -2 \left. \frac{dC}{dR} \right|_{R=1} \quad (\text{V.25})$$

Le nombre de Sherwood moyen est [99]:

$$\overline{Sh} = - \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left. \frac{dC}{dR} \right|_{R=1} \sin \theta d\theta \quad (\text{V.26})$$

V.8. Résolution numérique

La résolution numérique des équations différentielles bidimensionnelles (V.29, V.30, V.31 et V.32) est abordée par la méthode des différences finies, qui consiste à remplacer les dérivées partielles par des différences divisées ou par une combinaison de valeurs ponctuelles de la fonction en un nombre fini de points discrets (nœuds du maillage).

V.8.1. Le maillage

La méthode des différences finies consiste à discrétiser le domaine de calcul en $(m+1)(n+1)$ nœuds (r_i, θ_j) , i de 0 à M et j varie de 0 à N . Les pas d'espace dans chaque direction Δr et $\Delta \theta$ sont supposés constants (figure V.2).

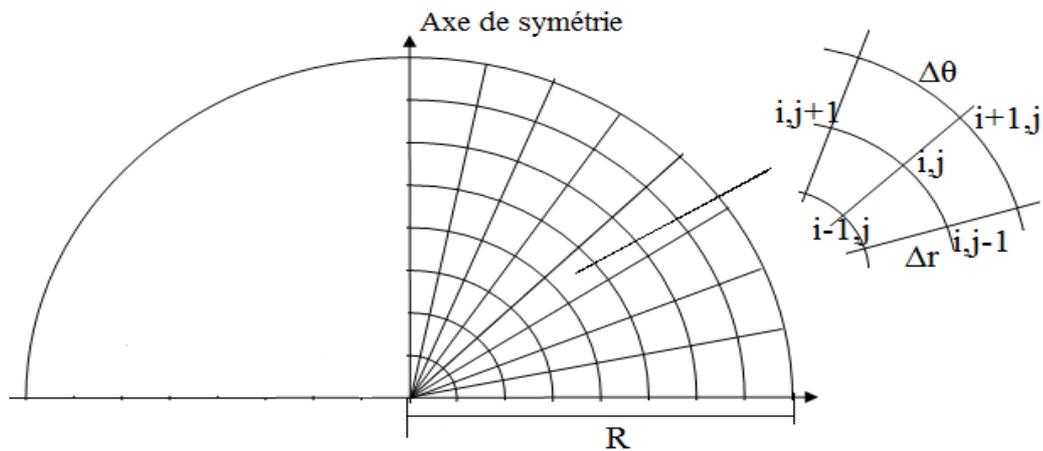


Figure V.2 Schémas du maillage du domaine physique

V.8.2. Formulation numérique

La discrétisation du domaine physique fournit un ensemble fini de valeurs $f_{i,j}$ (f peut être Ψ , Ω , T ou C) tel que $f_{i,1} \leq f_{i,j} \leq f_{i,J}$ ($1 \leq i \leq I$ et $1 \leq j \leq J$), approchant la fonction $f(r, \theta)$ aux points de coordonnées (r_i, θ_j) . Toutes les discrétisations spatiales sont réalisées à l'aide d'un schéma centré. Les dérivées du premier ordre et pour celles du second ordre dans un point du maillage (i,j) sont :

$$\left(\frac{\partial f}{\partial r}\right)_{i,j} = \frac{f_{i+1,j} - f_{i-1,j}}{2\Delta r} \quad (\text{V.27})$$

$$\left(\frac{\partial f}{\partial \theta}\right)_{i,j} = \frac{f_{i,j+1} - f_{i,j-1}}{2\Delta \theta} \quad (\text{V.28})$$

$$\left(\frac{\partial^2 f}{\partial r^2}\right)_{i,j} = \frac{f_{i+1,j} - f_{i,j} + f_{i-1,j}}{\Delta r^2} \quad (\text{V.29})$$

$$\left(\frac{\partial^2 f}{\partial \theta^2}\right)_{i,j} = \frac{f_{i,j+1} - f_{i,j} + f_{i,j-1}}{\Delta \theta^2} \quad (\text{V.30})$$

Après la discrétisation des équations (V.29), (V.30), (V.31) et (V.32) nous obtenons:

$$\Psi_{i,j} = \left(\frac{(i\Delta\theta)^2}{2(i\Delta\theta)^2 + 2}\right) \left[\Psi_{i+1,j} + \Psi_{i-1,j} + \left(\frac{1}{(i\Delta\theta)^2} - \frac{\cot j\Delta\theta}{2i^2\Delta\theta}\right) \Psi_{i,j+1} + \left(\frac{1}{(i\Delta\theta)^2} + \frac{\cot j\Delta\theta}{2i^2\Delta\theta}\right) \Psi_{i,j-1} + i(\Delta R)^3 \sin(j\Delta\theta) \Omega_{i,j} \right] \quad (\text{V.31})$$

$$\Omega_{i,j} = \left(\frac{1}{2 + \frac{2}{(\Delta\theta)^2} + \frac{1}{\sin^2 j\Delta\theta}}\right) \left[(i^2 + i)\Omega_{i+1,j} + (i^2 - i)\Omega_{i-1,j} + \left(\frac{1}{\Delta\theta^2} + \frac{\cot j\Delta\theta}{2\Delta\theta}\right) \Omega_{i,j+1} + \left(\frac{1}{\Delta\theta^2} - \frac{\cot j\Delta\theta}{2\Delta\theta}\right) \Omega_{i,j-1} - \frac{iRa\Delta R}{2} [i \cos j\Delta\theta (T_{i+1,j} - T_{i-1,j}) + 2 \cos j\Delta\theta (T_{i,j} - 1) - \frac{\sin j\Delta\theta}{\Delta\theta} (T_{i,j+1} - T_{i,j-1})] \right] \quad (\text{V.32})$$

$$T_{i,j} = \left(\frac{\Delta\theta^2}{2(i\Delta\theta)^2 + 2}\right) \left[(i^2 + i)T_{i+1,j} + (i^2 - i)T_{i-1,j} + \left(\frac{1}{\Delta\theta^2} + \frac{\cot j\Delta\theta}{2\Delta\theta}\right) T_{i,j+1} + \left(\frac{1}{\Delta\theta^2} - \frac{\cot j\Delta\theta}{2\Delta\theta}\right) T_{i,j-1} + \frac{1}{4\Delta R\Delta\theta \sin(j\Delta\theta) Pr} [(\Psi_{i+1,j} - \Psi_{i-1,j})(\Omega_{i,j+1} - \Omega_{i,j-1}) - (\Psi_{i,j+1} - \Psi_{i,j-1})(\Omega_{i+1,j} - \Omega_{i-1,j})] + \frac{1}{i^4\Delta R^4 \sin^2(j\Delta\theta) 2Pr} \left[i \cot j\Delta\theta (\Psi_{i+1,j} - \Psi_{i-1,j}) - \frac{1}{\Delta\theta} (\Psi_{i,j+1} - \Psi_{i,j-1}) \right] \left[i^2 (\Psi_{i+1,j} - 2\Psi_{i,j} + \Psi_{i-1,j}) + \frac{1}{\Delta\theta^2} (\Psi_{i,j+1} - 2\Psi_{i,j} + \Psi_{i,j-1}) - \frac{\cot j\Delta\theta}{2\Delta\theta} (\Psi_{i+1,j} - \Psi_{i-1,j}) \right] \right] \quad (\text{V.33})$$

$$\begin{aligned}
C_{i,j} = & \left(\frac{\Delta\theta^2}{2(i\Delta\theta)^2 + 2} \right) \left[(i^2 + i)C_{i+1,j} + (i^2 - i)C_{i-1,j} + \left(\frac{1}{\Delta\theta^2} + \frac{\cot j\Delta\theta}{2\Delta\theta} \right) C_{i,j+1} \right. \\
& + \left. \left(\frac{1}{\Delta\theta^2} - \frac{\cot j\Delta\theta}{2\Delta\theta} \right) C_{i,j-1} \right. \\
& + \frac{1}{4\Delta R\Delta\theta \sin(j\Delta\theta)Le} \left[(\Psi_{i+1,j} - \Psi_{i-1,j})(C_{i,j+1} - C_{i,j-1}) \right. \\
& \left. \left. - (\Psi_{i,j+1} - \Psi_{i,j-1})(C_{i+1,j} - C_{i-1,j}) \right] \right] \quad (V.34)
\end{aligned}$$

V.8.3. Discrétisation des conditions aux limites

La méthode de différences décentrées, est utilisée pour la discrétisation des conditions aux limites.

- Axe de symétrie

$$U_{i,n} = \Psi_{i,n} = 0 \quad , \quad V_{i,n} = V_{i,n-1} \quad , \quad T_{i,n} = T_{i,n-1} \quad , \quad C_{i,n} = C_{i,n-1}$$

- Paroi inferieure

$$U_{i,1} = V_{i,1} = \Psi_{i,1} = 0 \quad , \quad T_{i,1} = C_{i,1} = 1$$

- Paroi sphérique

$$U_{m,j} = V_{m,j} = \Psi_{m,j} = 0 \quad , \quad T_{m,j} = 0 \quad , \quad C_{m,j} = 0$$

Pour évaluer la vorticité à la paroi, une des méthodes utilisée pour la discrétisation du deuxième ordre est la méthode de Wood [101] :

$$\Omega|_{\text{paroi}} = -\frac{1}{2}\Omega_{p-1} - \frac{3(\Psi_p - \Psi_{p-1})}{(\Delta r)^2} \quad (V.35)$$

Dans le cadre de notre travail la méthode de Thom (discrétisation du première ordre) [102], à été utilisée:

$$\Omega|_{\text{paroi}} = \frac{2(\Psi_p - \Psi_{p-1})}{(\Delta r)^2} \quad (V.36)$$

p et $p-1$ désignent respectivement un point de la paroi rigide et le point immédiatement voisin.

V.9. Traitement informatique

Pour la résolution des équations de la fonction de courant (V.43), de la vorticité (V.44), de l'énergie (V.45) et de la concentration (V.46) nous avons élaboré un programme FORTRAN dont les principales étapes sont :

- Créer un champ initial pour les valeurs de Ψ , Ω , T et C .
- Calculer les nouvelles valeurs de fonction de courant, de la vorticité, de l'énergie et de la concentration à partir des valeurs initiales selon les équations (V.43), (V.44), (V.45) et (V.46).
- Evaluer les quantités dans les frontières du domaine physique.
- Tester la convergence du calcul en effectuant une comparaison entre les nouvelles valeurs obtenues et les valeurs initiales selon le critère suivant :

$$\left| \frac{f_{i,j}^{k+1} - f_{i,j}^k}{f_{i,j}^{k+1}} \right| < 10^{-4}$$

- Une fois que le critère de convergence est vérifié pour toutes les grandeurs (Ψ , Ω , T et C) et pour tous les nœuds, le champ de vitesse et les nombres de Nusselt et Sherwood locaux sont calculés. Les nombres de Nusselt et Sherwood moyen seront calculés par l'application de la méthode Simpson.
- Si le critère de convergence n'est pas vérifié, les valeurs calculées seront considérées comme des valeurs initiales et le calcul est de nouveau recommencé.

CHAPITRE.VI. Résultats et discussions (Partie II)

Introduction

Dans cette dernière partie de la thèse, notre intérêt a porté sur l'étude de la convection thermosolutale dans un distillateur solaire sphérique. Après vérification de l'influence du maillage et afin de valider notre code de calcul, nos résultats seront comparés à ceux obtenus par d'autres auteurs. L'effet de nombreux paramètres sur le phénomène de la convection sera finement examiné. L'ensemble des résultats obtenus pour un nombre de Prandtl (Pr) égal à 0,71, des nombres de Rayleigh thermique (Ra_t) variant de 10^3 à 10^5 et des nombres de Lewis (Le) variant de 0,2 à 5 sera exposé.

VI.1. Choix du Maillage

Plusieurs maillages ont été testés pour des nombres de Rayleigh thermique (Ra_t) variant de 10^3 à 10^5 , un nombre de Prandtl (Pr) de 0,71, un nombre de Lewis (Le) unité et un rapport des Rayleigh thermique/solutal, $N=1$. Les valeurs maximales de la fonction de courant pour différents nombres de nœuds et de Rayleigh, sont consignées dans le tableau IV.1. Nous pouvons remarquer que la solution de ψ_{\max} ne change pas de manière significative au-delà du nombre de nœuds (181x201), ce qui signifie qu'à partir de cette valeur la solution est indépendante du maillage. Aussi la grille (181x201) est adoptée pour obtenir des résultats précis avec un minimum du temps de calcul.

Ra_t	10^3		10^4		10^5	
	Ψ_{\max}	Er%	Ψ_{\max}	Er%	Ψ_{\max}	Er%
Maillage						
71*91	0,308	-	2,568	-	12,043	-
81*101	0,301	2,27	2,522	1,82	11,918	1,03
91*111	0,293	2,65	2,484	1,50	11,810	0,90
101*121	0,287	2,04	2,456	1,12	11,742	0,57
111*131	0,280	2,43	2,431	1,01	11,673	0,58
121*141	0,274	2,14	2,413	0,74	11,638	0,29
131*151	0,268	2,18	2,397	0,66	11,593	0,38
141*161	0,263	1,86	2,385	0,50	11,574	0,16
151*171	0,257	2,28	2,373	0,50	11,543	0,26
161*181	0,252	1,94	2,365	0,33	11,535	0,06
171*191	0,247	1,98	2,357	0,33	11,513	0,19
181*201	0,244	1,21	2,355	0,08	11,513	0,00
191*211	0,242	0,81	2,355	0,00	11,510	0,02

Tab VI.1 Variation de la fonction de courant maximale en fonction du nombre des nœuds pour différents

Rayleigh

VI.2. Validation du code de calcul

Pour tester la validité de notre code de calcul, nos résultats ont été confrontés à ceux disponibles dans la littérature. Un bon accord est observé entre nos résultats (Figure VI.1 a) et ceux de C. Chen et al [103], qui ont étudié les caractéristiques de l'écoulement et de transfert thermique induit par la flottabilité dans une enceinte en forme d'arc sphérique pour $Gr=10^4$, $Pr=0,71$ et $N=0$ (Figure VI.1 b).

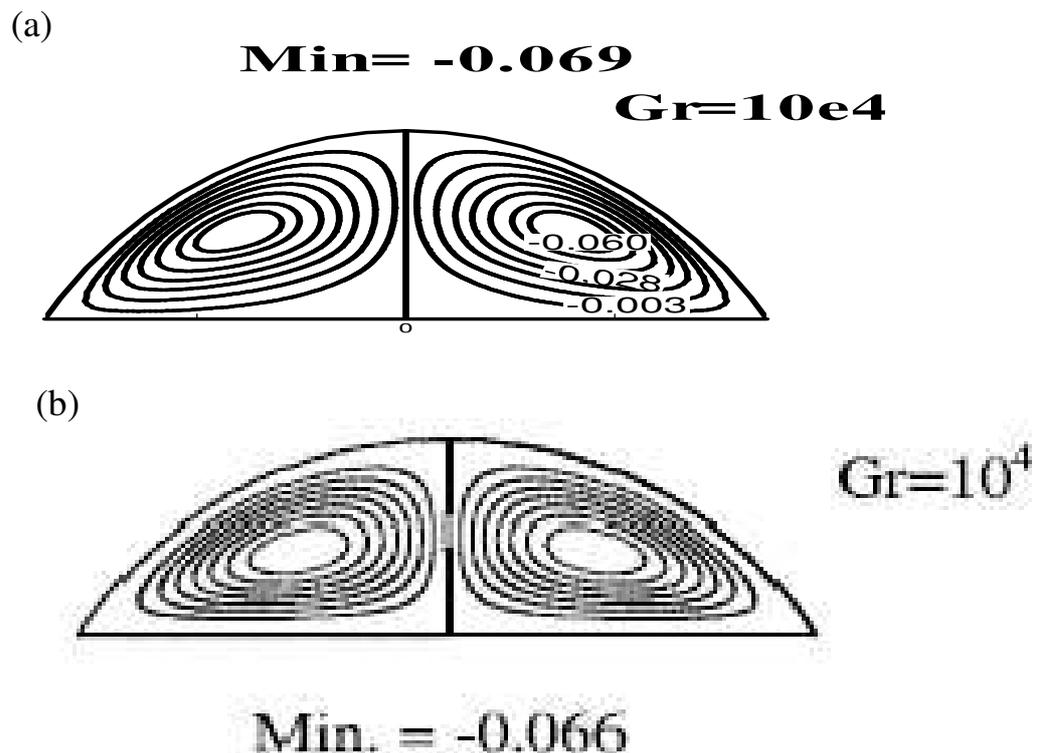


Figure VI.1 Lignes de courant (a) nos calculs (b) Chen et al [103]

La figure VI.2 illustre les profils de la vitesse verticale adimensionnelle au niveau du plan situé à mi-hauteur obtenus par notre code de calcul (Figure VI.2 a) et par N. Retiel et al [104] (Figure VI.2 b) qui ont étudié la convection naturelle à double-diffusive dans une cavité demi-cylindrique horizontale fermée, pour $Pr=0,71$. Pour rappel les auteurs ont étudié l'influence de Ra_t et de Le sur la structure de l'écoulement et de la distribution de la température et de la concentration. L'accord entre nos résultats numériques et ceux obtenus par les auteurs cités est satisfaisant.

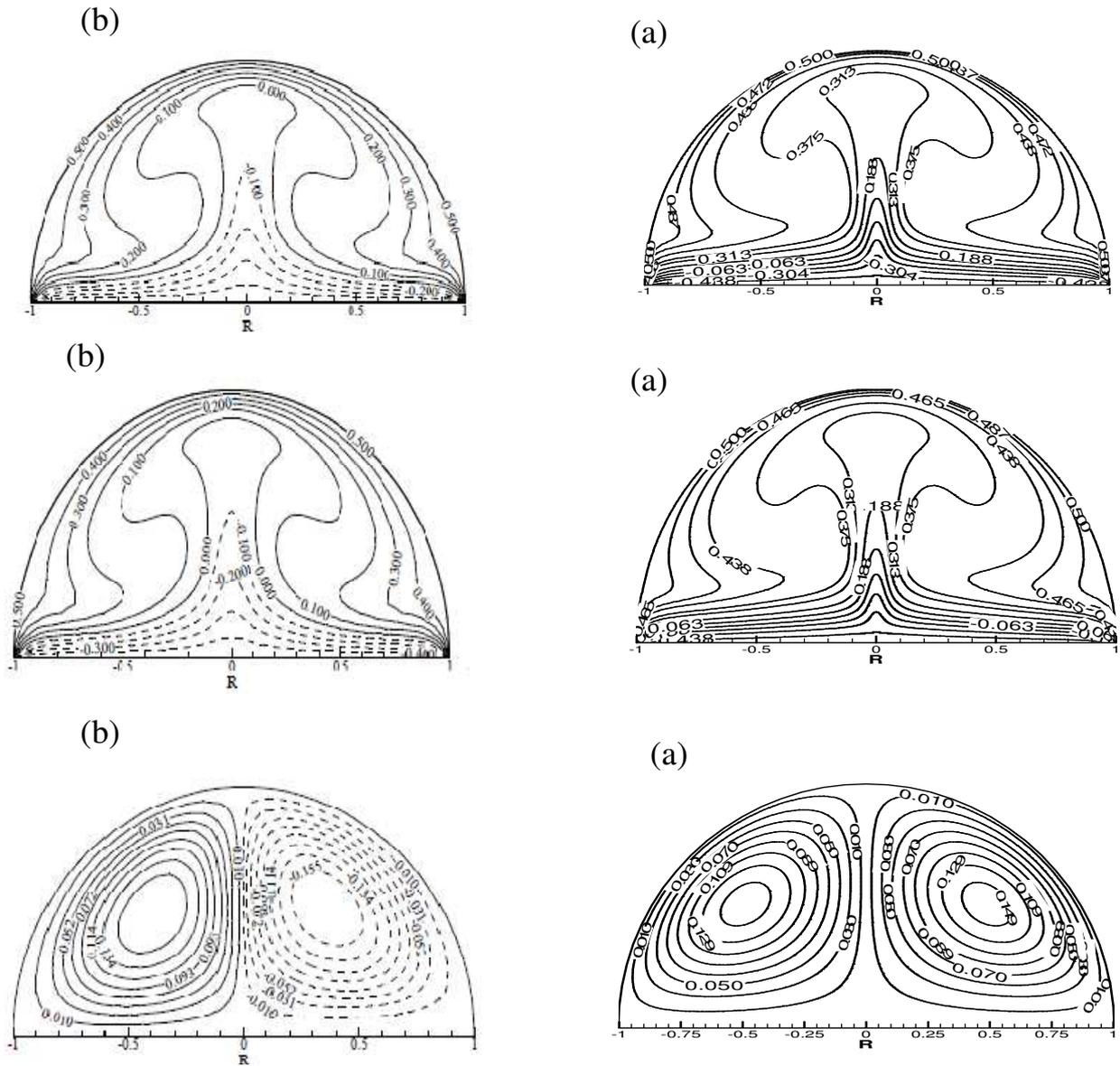


Figure VI.2 Lignes de courant, isothermes et iso- concentrations issues (a) nos calculs (b)

N. Retiel et al [104]

VI.3. Convection thermosolutale, résultats et interprétations

L'effet des nombres de Rayleigh et de Lewis sur la convection thermosolutale dans un distillateur solaire sphérique a été examiné. Les résultats des différentes simulations sont présentés sous forme de profils de la fonction de courant, de température, d'iso-concentration et de l'évolution des nombres de Nusselt et de Sherwood locaux et moyens.

VI.3.1. Influence du nombre de Ra_t

Une symétrie par rapport à l'axe vertical, des lignes de courant, des isothermes et des iso-concentrations pour chacune des valeurs de Ra_t ($10^3 < Ra_t < 10^5$) est nettement visible. Le rapport des Rayleigh thermique et solutal N est égal à 1 et un nombre de Lewis (équilibre entre l'évolution thermique et massique), égal à l'unité est adopté, ce qui explique que les courbes des isothermes et des iso-concentrations sont identiques.

- $Ra_t=10^3$

Pour les faible nombre de Ra_t ($Ra_t=10^3$), il apparait sur la figure VI.3 représentant les lignes de courant du fluide dans la cavité hémisphérique, la génération d'un écoulement monocellulaire sous l'action des forces de pesanteur, dont l'écoulement s'organise en deux zones de recirculation principales contrarotatives et identiques. Le fluide se déplace vers le haut le long de l'axe de symétrie du distillateur puis descend au voisinage de la paroi sphérique froide.

Par ailleurs, les lignes isothermes et iso-concentrations sont presque parallèles et prennent la forme d'arcs sphériques (figures VI.4 et VI.5). Ils sont quasiment aplatis au voisinage de la paroi chaude plane et la courbure des lignes va augmenter quand on se dirige vers le haut du distillateur, jusqu'à ce qu'elles prennent l'allure sphérique de la paroi froide. Dans ce cas, les températures maximales sont localisées près de la paroi chaude et les températures froides règnent dans toute la partie supérieure de la cavité hémisphérique. La distribution des températures est alors décroissante de la paroi chaude vers la paroi froide. Il en est de même pour la distribution de la concentration en espèces chimiques. Ce qui signifie que la conduction domine le transfert thermique et massique.

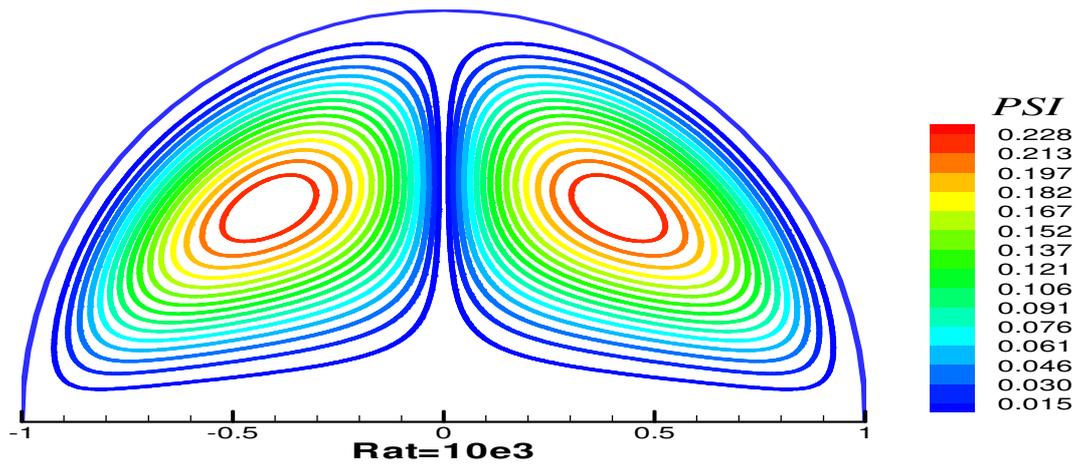


Figure VI.3 Lignes de courant pour $Ra_t=10^3$

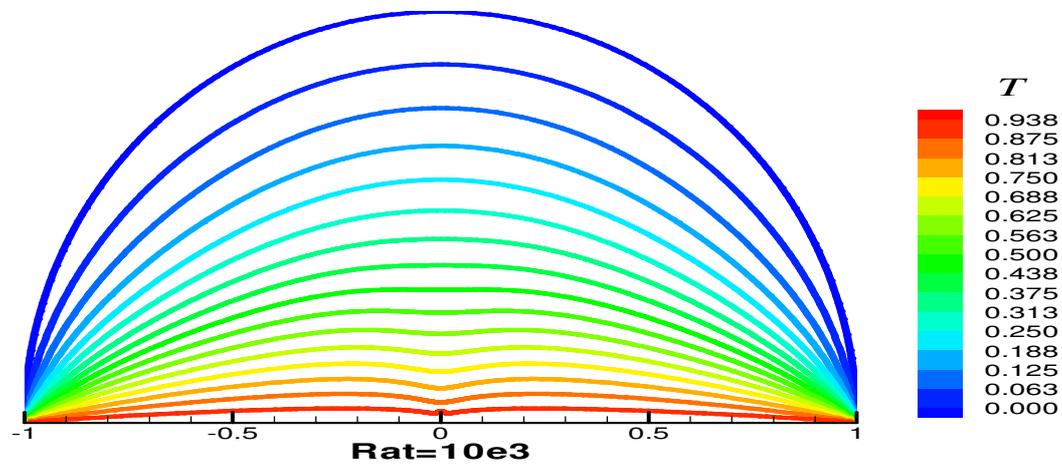


Figure VI.4 Lignes isothermes pour $Ra_t=10^3$

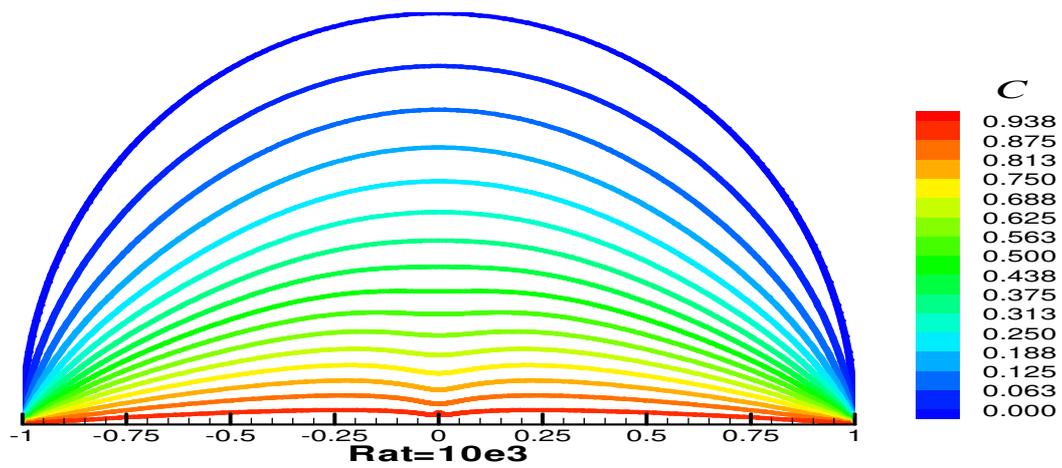


Figure VI.5 Lignes iso-concentrations pour $Ra_t=10^3$

- $Ra_t=10^4$

Pour $Ra_t=10^4$, la figure VI.6 montre que les centres des deux cellules d'écoulement déclinent légèrement vers l'axe de symétrie du distillateur. Nous remarquons que les valeurs de la fonction de courant sont plus grandes comparativement au cas précédent ($Ra_t=10^3$). Ainsi, la conduction reste toujours dominante par rapport à l'écoulement convectif.

Les figures VI.7 et VI.8 illustrent un transfert de chaleur et de masse intense au sommet de la cavité et faible sur les côtés. L'évolution des lignes isothermes et iso-concentrations se dirige vers la paroi sphérique d'une manière symétrique par rapport à l'axe de symétrie vertical, cette évolution est un résultat direct du rôle croissant de l'effet du mouvement convectif.

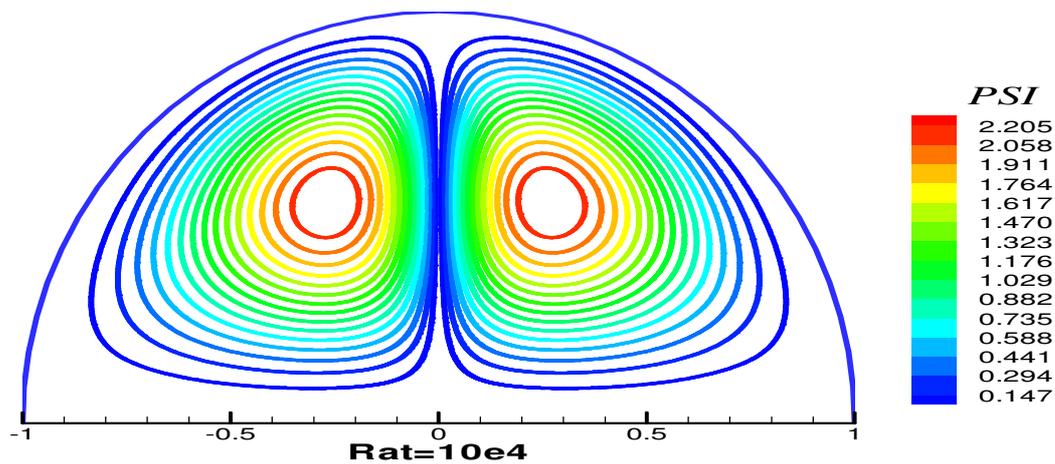


Figure VI.6 Lignes de courant pour $Ra_t=10^4$

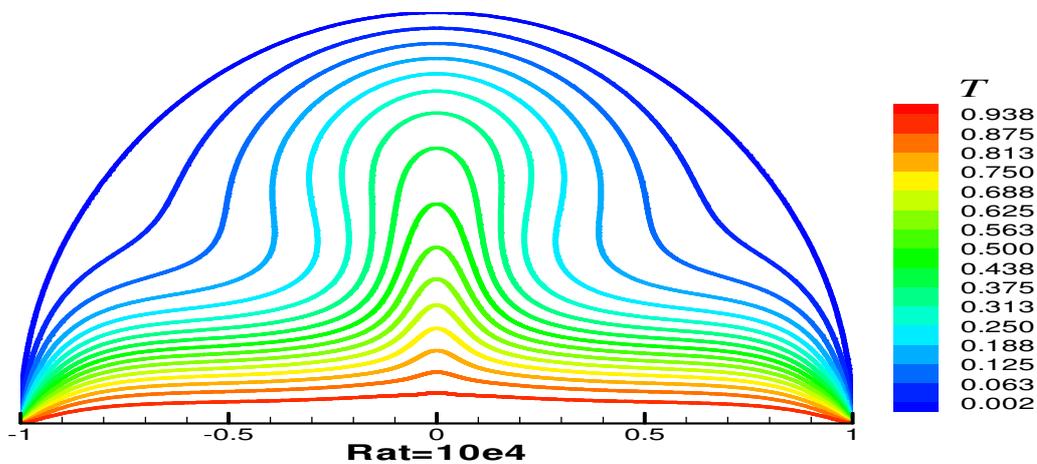
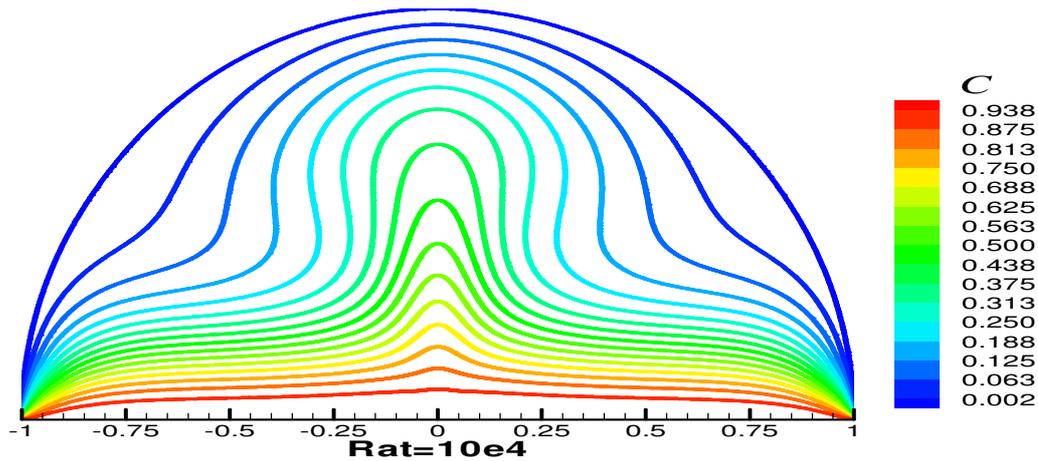
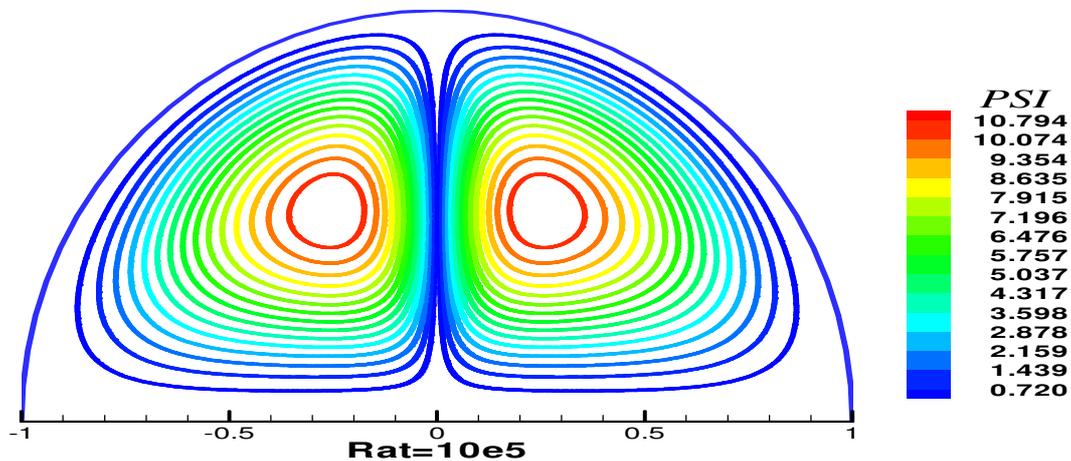


Figure VI.7 Lignes isothermes pour $Ra_t=10^4$

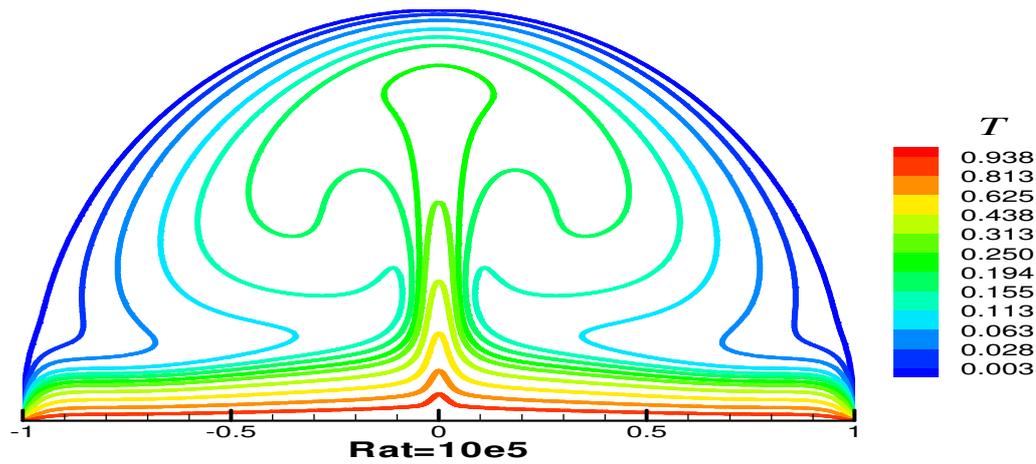
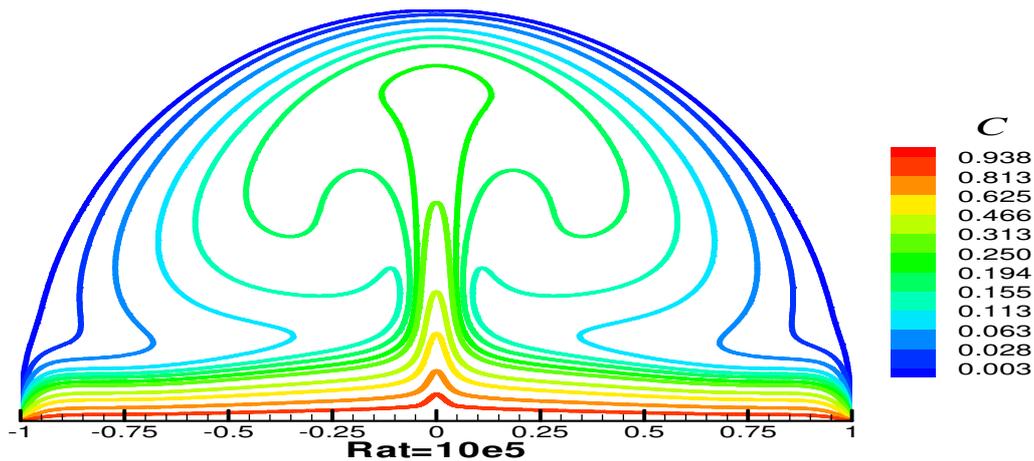
Figure VI.8 Lignes iso-concentrations pour $Ra_t=10^4$

- $Ra_t=10^5$

L'augmentation du nombre de Ra_t au-delà de 10^5 , conduit à un accroissement de l'effet de la convection thermosolutale induit par les forces de poussées thermiques et solutales au sein du distillateur. Le régime de l'écoulement est toujours monocellulaire et les valeurs de la fonction de courant augmentent significativement (Figure VI.9).

Figure VI.9 Lignes de courant pour $Ra_t=10^5$

L'effet dominant des écoulements convectif et solutal qui influencent de façon significative la distribution des températures et des concentrations au sein du distillateur, est mis en évidence respectivement par les figures VI.10 et VI.11. Nous pouvons observer que les lignes isothermes et iso-concentrations sont sensiblement déformées.

Figure VI.10 Lignes isothermes pour $Ra_t=10^5$ Figure VI.11 Lignes iso-concentrations pour $Ra_t=10^5$

VI.3.2. Influence du nombre de Le

Pour déterminer l'évolution des diffusivités thermique et solutale dans le distillateur sphérique, la convection thermosolutale pour un nombre de Le (rapport entre la diffusivité thermique et la diffusivité solutale), variant entre 0,2 et 5, un nombre de $Pr=0,71$ et un $Ra_t=10^4$, est étudiée. Les forces de volume thermique et solutale agissent dans le même sens ($N \geq 1$).

- $Le=0,2$ et $0,5$

Pour de faibles valeurs de Le ($Le=0,2$), pour lesquelles la diffusivité massique est plus importante que la diffusivité thermique et pour $N=1$, on remarque que le gradient solutal devient très important et domine l'écoulement convectif (figures VI.12, VI.13 et VI.14). Quand le nombre de Lewis s'approche de l'unité (cas de $Le=0,5$), la diffusivité thermique reprend progressivement son influence. Néanmoins le gradient solutal reste dominant

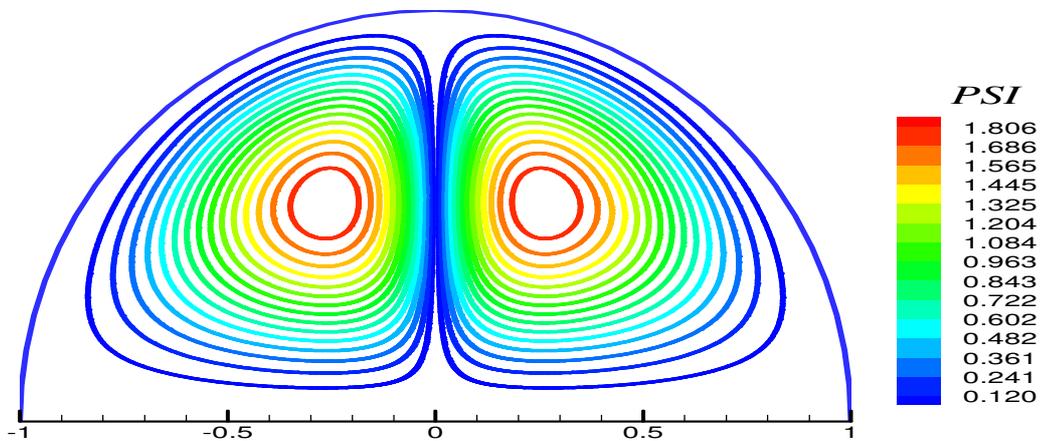


Figure VI.12 Lignes de courant pour $Le=0,2$

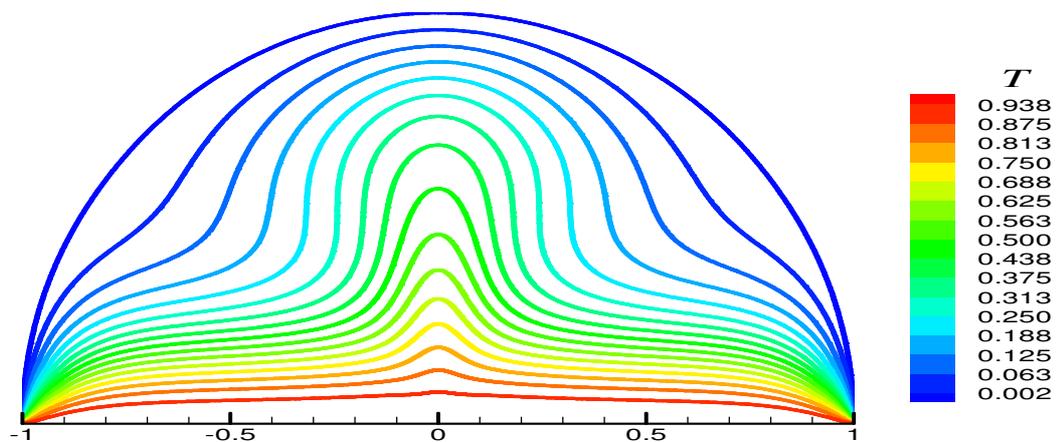


Figure VI.13 Lignes isothermes pour $Le=0,2$

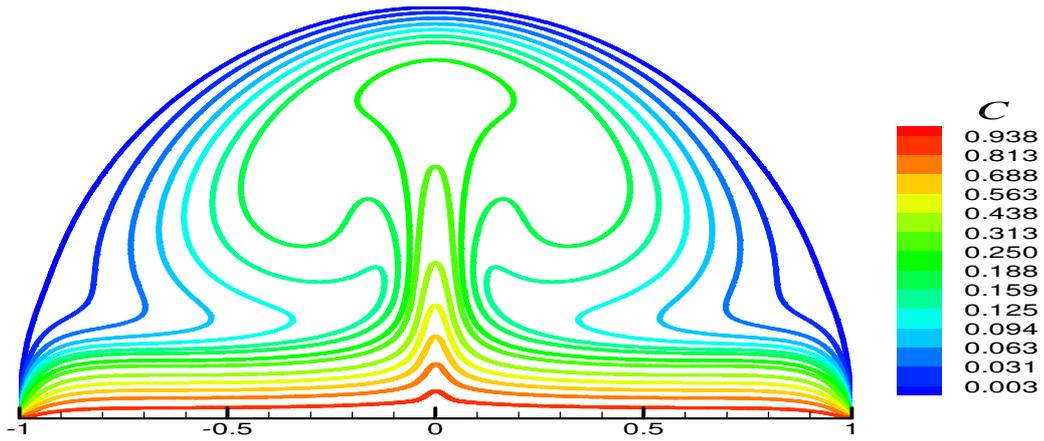


Figure VI.14 Lignes iso-concentrations pour $Le=0,2$

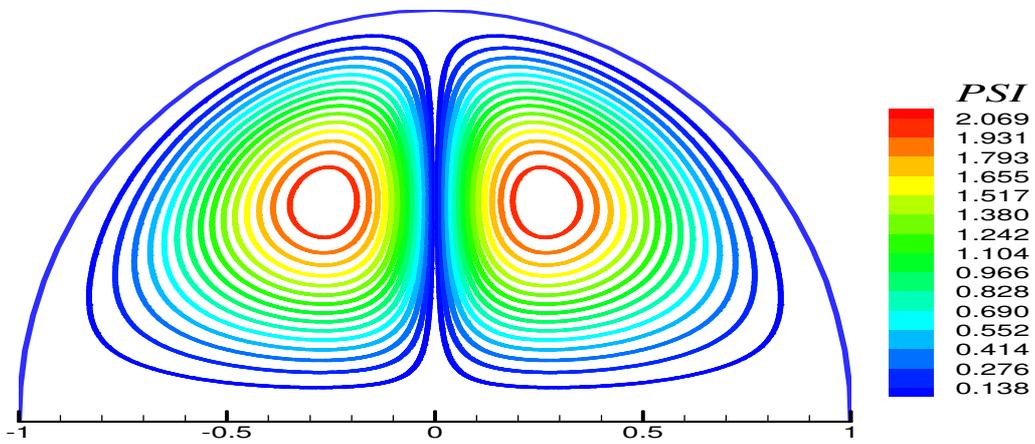


Figure VI.15 Lignes de courant pour $Le=0,5$

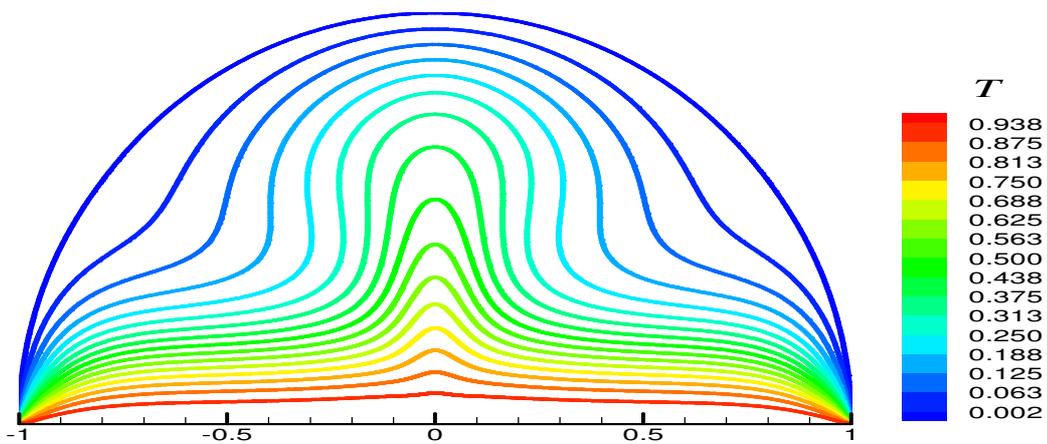
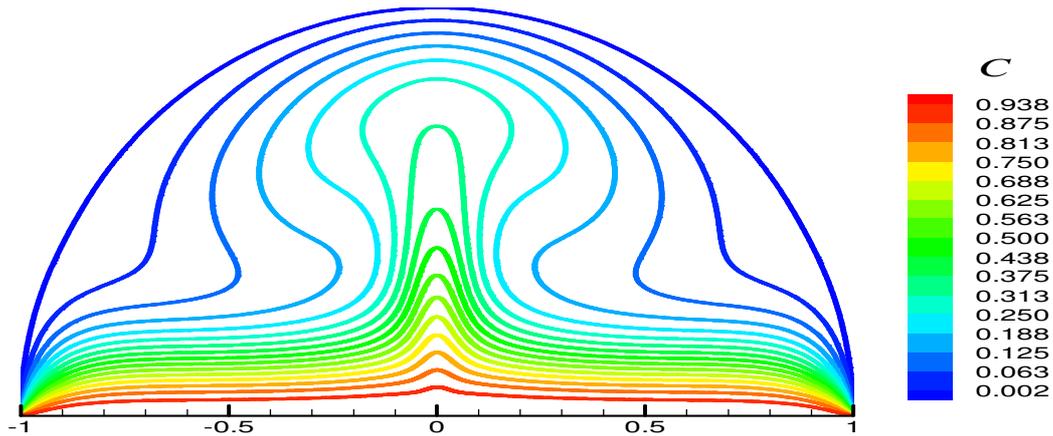
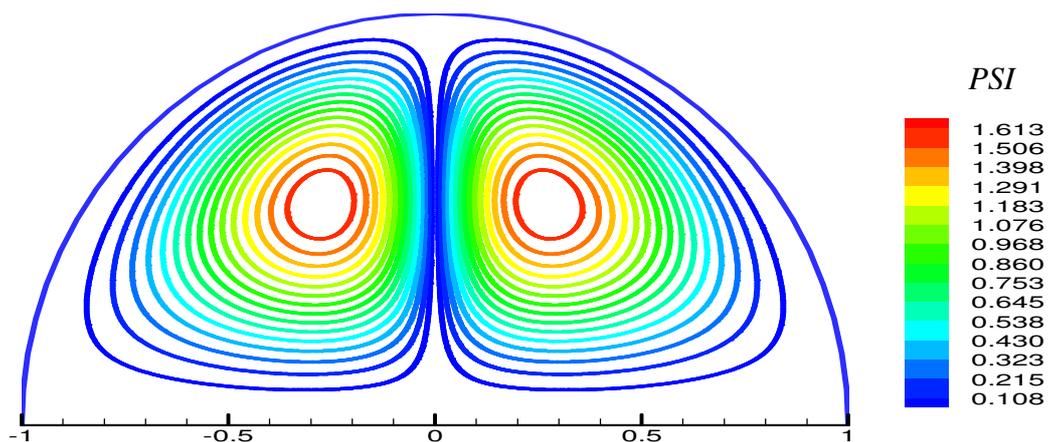


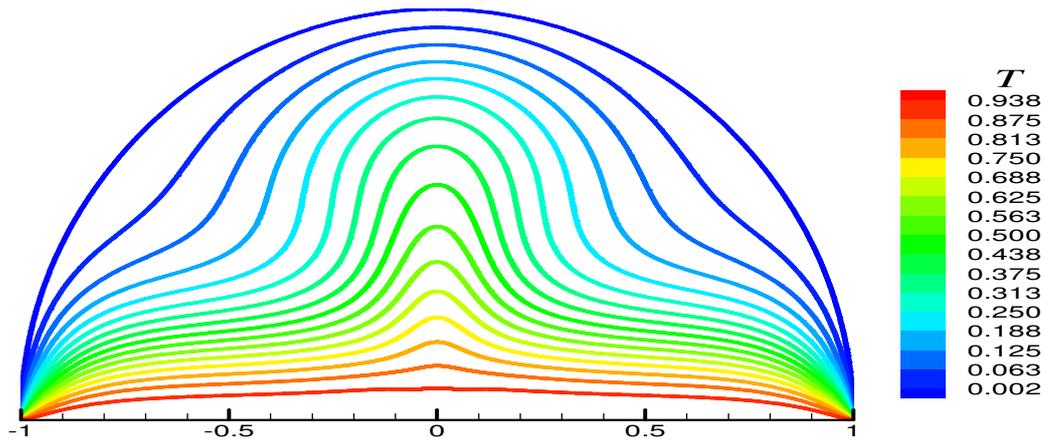
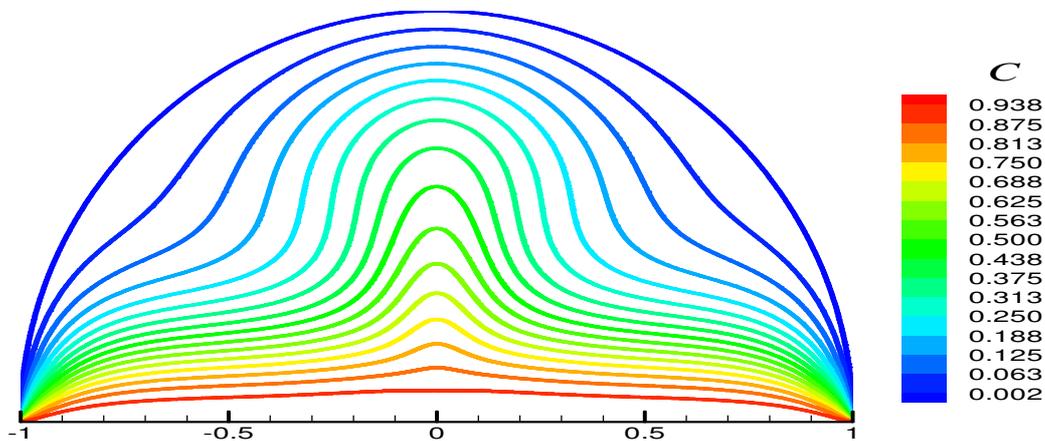
Figure VI.16 Lignes isothermes pour $Le=0,5$

Figure VI.17 Lignes iso-concentrations pour $Le=0,5$

- $Le=1$

Pour le cas du nombre de Le , égal à l'unité, les diffusivités thermique et solutale sont en équilibre et les stratifications thermique et solutale se développent de façon similaire. Ce qui explique que les graphes de l'évolution des isothermes et des iso-concentrations sont identiques pour $N=1$ (Figures VI.6, VI.7 et VI.8) même si le mouvement d'origine solutale prédomine toujours pour $N=2,5$ où le mouvement d'origine massique est 2,5 fois plus important que celui d'origine thermique, (Figure VI.18, VI.19 et VI.20).

Figure VI.18 Lignes de courant pour $Le=1$ et $N=2,5$

Figure VI.19 Lignes isothermes pour $Le=1$ et $N=2,5$ Figure VI.20 Lignes iso-concentrations pour $Le=1$ et $N=2,5$

- $Le=2,5$ et 5

Pour des nombres de Le supérieurs à l'unité, $Le=2,5$ (Figures VI.21, VI.22, VI.23) et $Le=5$ (Figures VI.24, VI.25 et VI.26) la diffusivité solutale diminue et les forces de volume solutales n'ont quasiment plus d'effet sur l'écoulement convectif. Les résultats montrent clairement que l'augmentation du nombre de Lewis entraîne une diminution de l'intensité de la circulation du fluide au sein du distillateur.

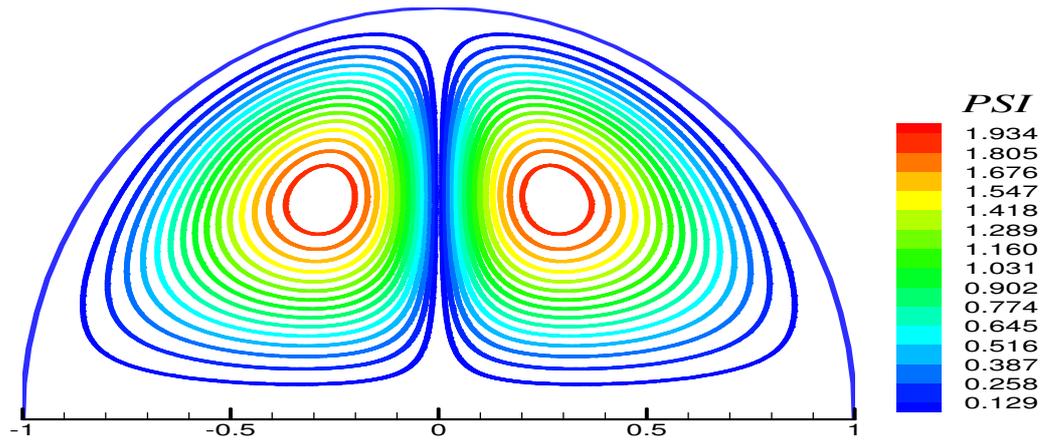


Figure VI.21 Lignes de courant pour $Le=2,5$

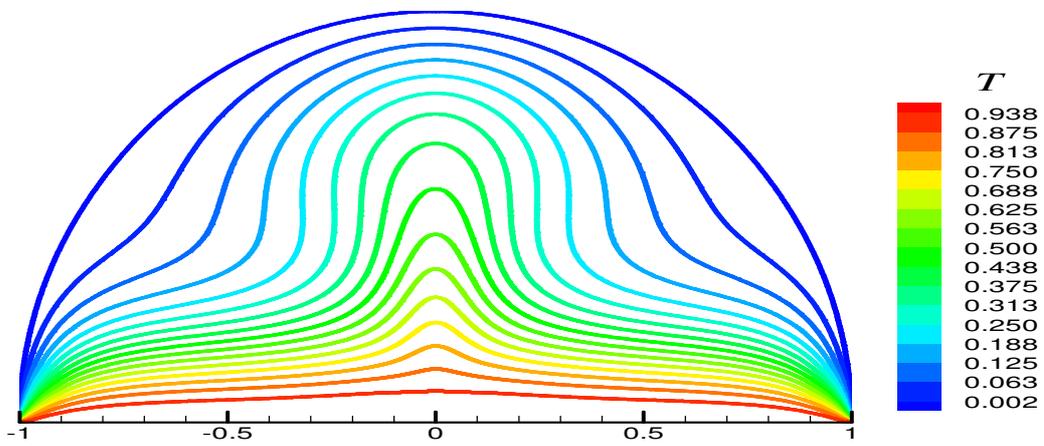


Figure VI.22 Lignes isothermes pour $Le=2,5$

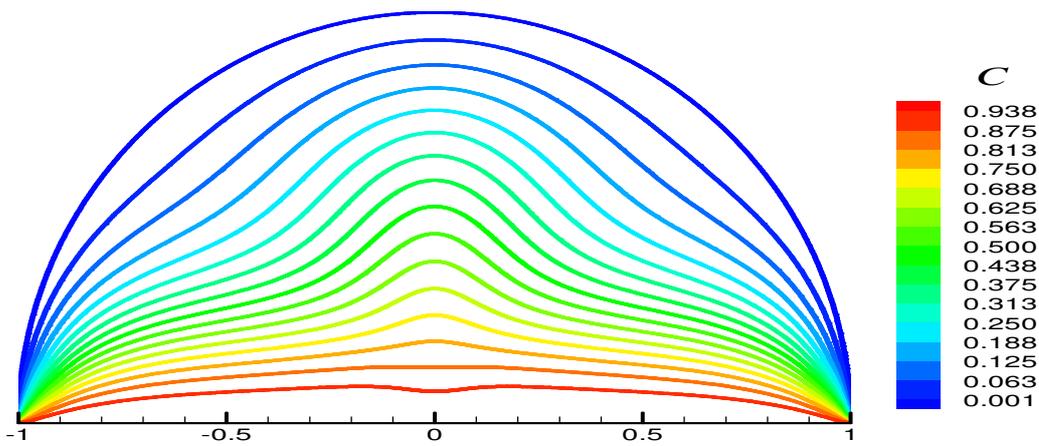


Figure VI.23 Lignes iso-concentrations pour $Le=2,5$

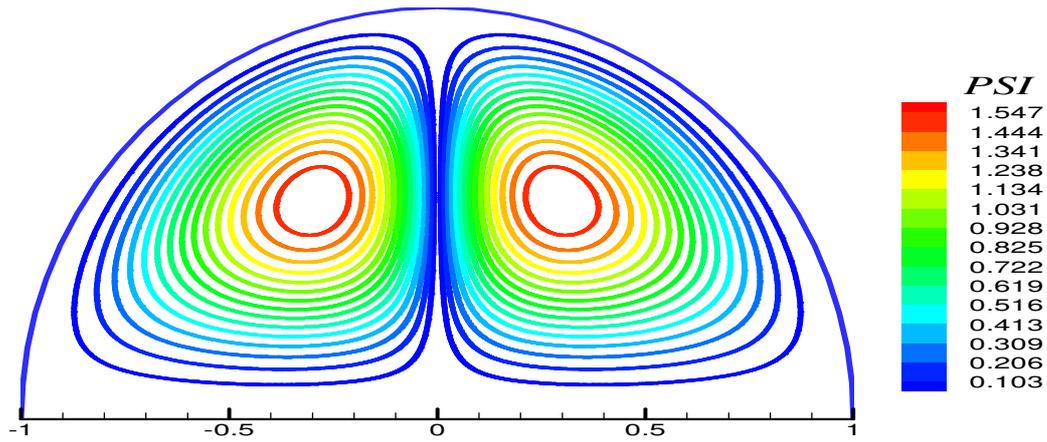


Figure VI.24 Lignes de courant pour $Le=5$

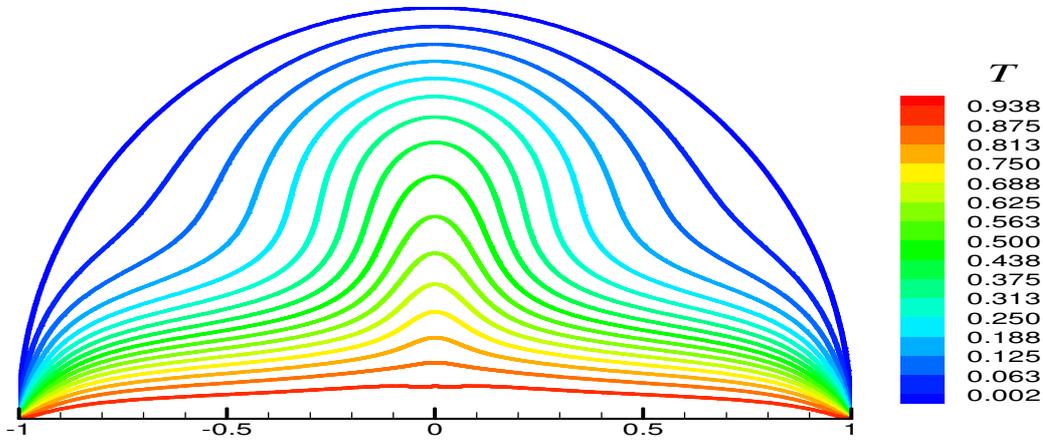


Figure VI.25 Lignes isothermes pour $Le=5$

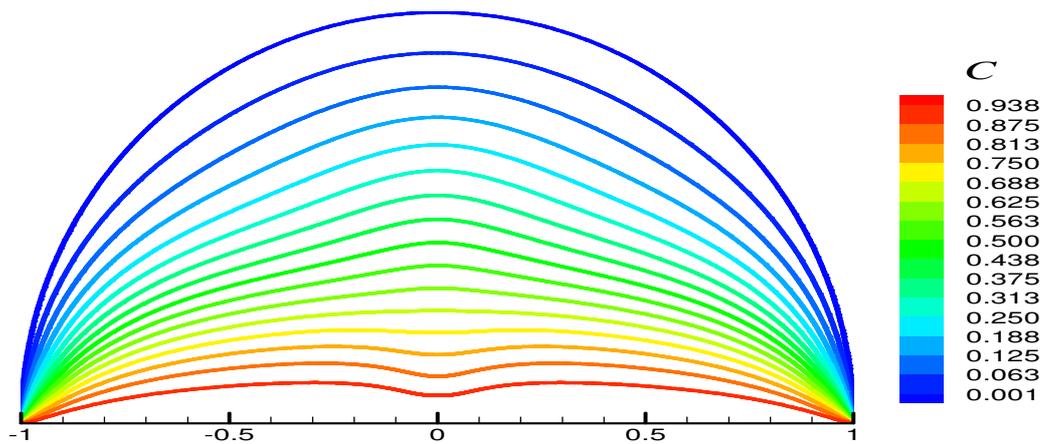
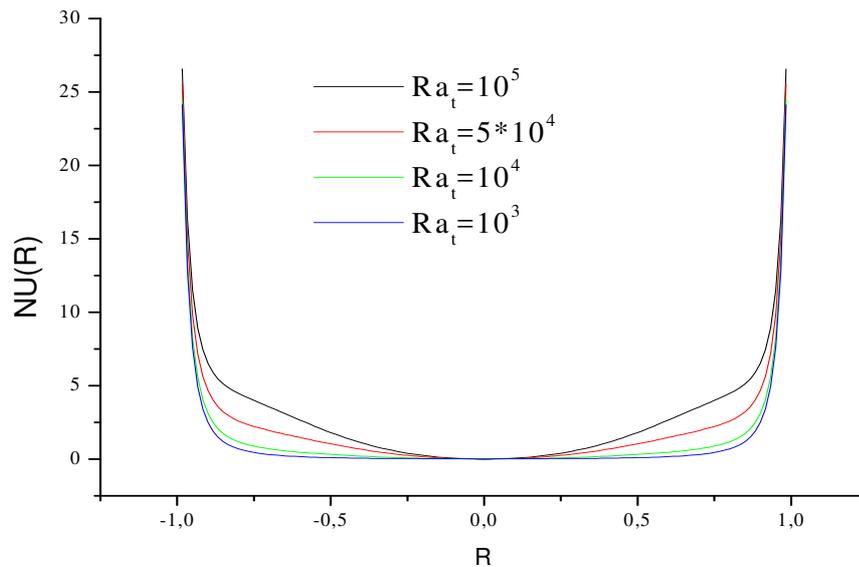
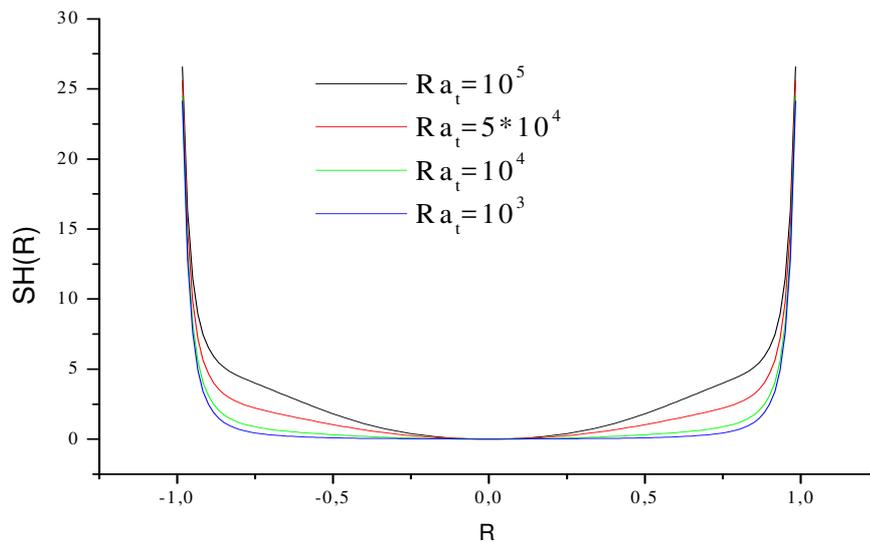


Figure VI.26 Lignes iso-concentrations pour $Le=5$

VI.3.3. Nombres locaux de Nusselt et Sherwood

La variation des nombres locaux de Nusselt et de Sherwood sur la paroi chaude pour différents nombres de Rayleigh thermique et pour $Pr=0,71$ et $N=1$ est illustrée respectivement par les figures VI.27 et VI.28. Les nombres adimensionnels de Nusselt et de Sherwood sont dépendants respectivement des champs de température et de concentration.

Figure VI.27 Variation spatiale du nombre de Nusselt local pour différents nombre de Ra_t Figure VI.28 Variation spatiale du nombre de Sherwood local pour différents nombre de Ra_t

Nous pouvons remarquer que les nombres locaux de Nusselt et de Sherwood sont minimales au milieu de la base du distillateur pour les différents nombres de Rayleigh. Cela indique que les gradients verticaux de la température et de la concentration augmentent progressivement de façon symétrique, quand nous nous dirigeons vers les extrémités du distillateur. Cette augmentation est moindre pour les faible nombre de Rayleigh.

VI.3.4. Nombres moyens de Nusselt et Sherwood

La figure VI.29 présente la variation des nombres de Nusselt et de Sherwood moyen avec celui de Rayleigh thermique pour différents nombres de flottabilités N . Il apparait clairement que le nombre de Ra_t subit une augmentation significative de Nu et Sh moyen sauf pour le cas de $N=-1$ où les valeurs de Nu et Sh sont constantes. En outre, tous les profils de Nu et Sh présentent un minimum pour la valeur du rapport des forces de volume $N=-1$ et ce quelque soit la valeur de Rayleigh thermique. Un comportement similaire des variations des nombres de Nusselt et Sherwood moyens, présentant un minimum pour $N=-1$, a été également observé par F. Oueslati et al [105] pour une distillateur solaire de forme parallélépipédique incliné.

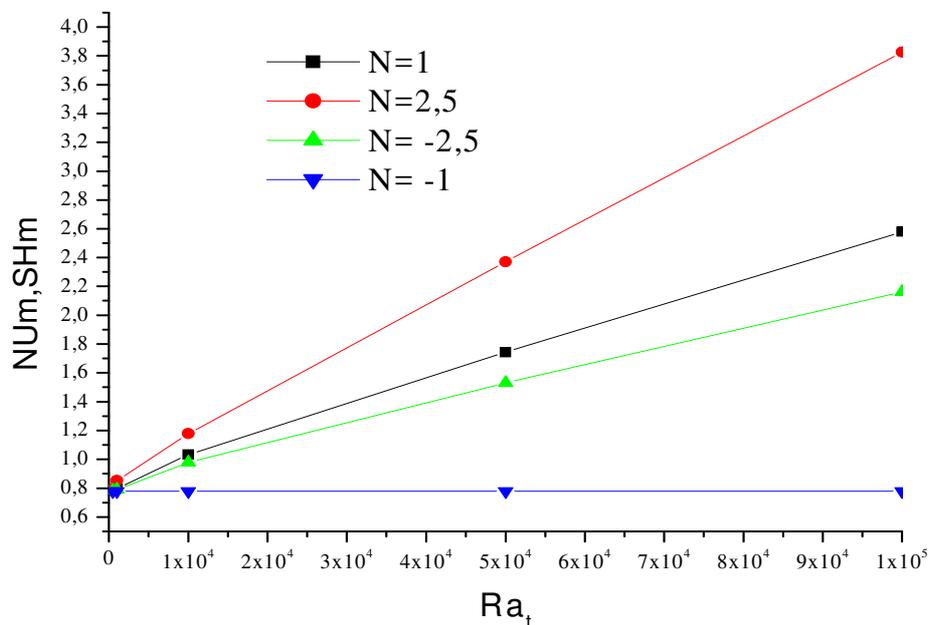


Figure VI.29 Variation du nombre de Sherwood moyen avec le nombre de Rayleigh pour différents nombre de flottabilité

Conclusion

L'étude théorique et numérique de l'effet de nombreux paramètres sur le fonctionnement de plusieurs types de distillateurs solaires a fait l'objet de la première partie de cette thèse, tandis que la seconde a été dédiée à la convection thermosolutale bidimensionnelle et dans un distillateur solaire sphérique.

Une synthèse bibliographique regroupant les principaux travaux qui traitent le processus de distillation solaire (théoriques, expérimentaux) et différentes techniques pour améliorer la productivité de l'eau potable donnera au lecteur un aperçu sur le thème traité.

Notre étude est effectuée pour six types de distillateurs solaires, (à une seule pente, à double pentes, sphérique, distillateur-rélecteur, distillateur-capteur et distillateur à multi-étages). Les échanges thermiques au niveau de chaque partie pour les six dispositifs ont été établis, et les systèmes d'équations résultants ont été résolus par la méthode de Runge-Kutta d'ordre 4.

Pour valider nos codes de calcul, les résultats numériques obtenus ont été, pour cinq types de distillateurs confrontés aux résultats expérimentaux d'autres auteurs pour des conditions climatiques et géographiques différentes. Alors que pour le distillateur sphérique une campagne de mesures a été menée les journées du 02, 03 et 04 juillet à Constantine.

Les résultats obtenus lors de la campagne de mesure effectuée sur le distillateur sphérique montrent sans ambiguïté que la production horaire est fortement influencée par la variation horaire de l'irradiation solaire, qui de ce fait reste le paramètre le plus influant sur le fonctionnement d'un distillateur solaire. L'augmentation de la température ambiante et de la vitesse du vent (à condition qu'elle ne dépasse pas 4m/s) conduisent à une augmentation de la production du distillateur solaire.

Par ailleurs, les résultats numériques obtenus ont montré que l'utilisation d'une vitre à double pentes ou de forme sphérique, de même que l'ajout d'un réflecteur à un distillateur à une seule pente, améliore la production journalière, respectivement de 24,69%, 40,79% et de 12,30%, par rapport à celle d'un distillateur conventionnel (à une seule pente). Il a été observé également que le préchauffage de l'eau en utilisant un capteur plan, conduit à une amélioration de la production du distillateur à une seule pente de près de 42,39%, du

distillateur à double pentes, de 53,06% et celle du distillateur sphérique de 60,86% environ. Une amélioration sensible, de l'ordre de 57,40%, est également atteinte pour le distillateur à multi étages. Il est à noter que la meilleure production journalière, de l'ordre de 7,64 l/m², est obtenue dans le cas d'un système couplé distillateur sphérique-capteur.

Pour la seconde partie de notre travail et qui a consisté à étudier la convection thermosolutale bidimensionnelle dans un distillateur solaire sphérique, la formulation mathématique du problème a reposé sur l'hypothèse de Boussinesq, en utilisant la formulation fonction de courant-vorticité (Ψ, Ω) en coordonnées sphériques. Les équations obtenues ont été discrétisées avec la méthode des différences finies.

Nous avons cherché à déterminer plus précisément les variations des iso-courants, isothermes et iso-concentrations avec les nombres de Rayleigh thermique (Ra_t) et de Lewis (Le) pour un nombre de Prandtl $Pr=0,71$, et un nombre de flottabilité $N \geq 1$. L'effet du nombre de Ra_t et de la flottabilité N sur les nombres locaux et moyens de Nusselt et de Sherwood a été également examiné.

Les résultats obtenus montrent l'existence d'une relation étroite entre le développement de l'écoulement convectif et l'augmentation du nombre de Rayleigh thermique. Il apparaît clairement que pour les faibles nombres de Ra_t ($Ra_t \leq 10^3$), la conduction domine les transferts thermique et massique au sein du distillateur. L'écoulement convectif commence à émerger quand $Ra_t = 10^4$ et domine le transfert thermique et massique pour $Ra_t \geq 10^5$.

Quand la diffusivité massique est importante par rapport à la diffusivité thermique, c.à.d. pour des valeurs de Le inférieures à 1 et pour $N=1$, nous remarquons que le gradient solutal devient très important et domine l'écoulement convectif. Pour le cas de l'équilibre ($Le=1$), les stratifications thermiques et solutales se développent de façon similaire, même si le mouvement d'origine solutal prédomine l'écoulement ($N > 1$).

Les nombres de Nusselt et de Sherwood moyens augmentent avec l'accroissement du nombre de Ra_t et avec la valeur absolue du nombre de flottabilité N sauf que pour la valeur $N=1$ où les profils de Nu et Sh moyens présentent un minimum quelque soit la valeur Rayleigh thermique.

Références

- [1] E. Delyannis, Historic background of desalination and renewable energies, *Solar Energy* Vol.75, pp.357–366, 2003.
- [2] J. D. Birkett, A brief illustrated history of desalination, *Desalination*, Vol.50, pp.17-52, 1984.
- [3] A.A. Delyannis, E. Delyannis, Solar desalination, *Desalination*, Vol.50, pp.71-81, 1984.
- [4] G.N. Tiwari, H.N. Singh, R. Tripathi, Present status of solar distillation, *Solar Energy*, Vol.75, pp.367–373, 2003.
- [5] A. Delyannis, E. Delyannis, Recent solar distillation development, *Desalination*, Vol.45, pp.361-369, 1983.
- [6] P.I. Cooper, Digital simulation of transient solar still processes, *Solar Energy*, Vol.12, pp.313-331, 1969.
- [7] H.S. Kwatra, predicted effect of enhanced evaporation area on yield and evaporation temperature, *Solar Energy* Vol.56, pp.261-266, 1996.
- [8] Z. Hongfei, Z. Xiaoyan, Z. Jing, W. Yuyuan, A group of improved heat and mass transfer correlations in solar stills, *Energy Conversion and Management*, Vol.43, pp.2469–2478, 2002.
- [9] G.N. Tiwari, S.K. Shukla, I.P. Singh, Computer modeling of passive/active solar stills by using inner glass temperature, *Desalination*, Vol.154, pp.171-185, 2003.
- [10] K. Voropoulos, E. Mathioulakis, V. Belessiotis, Solar stills coupled with solar collectors and storage tank-analytical simulation and experimental validation of energy behavior, *Solar Energy*, Vol.75, pp.199–205, 2003.
- [11] E. Rubio, J.L. Fernández, M.A. Porta-Gándara, Modeling thermal asymmetries in double slope solar stills, *Renewable Energy*, Vol.29, pp.895-906, 2004.
- [12] Dunkle RV. Solar water distillation: the roof type still and a multiple effect diffusion still. *International Developments in Heat Transfer. International Heat Transfer Conference, University of Colorado, [Part 5], pp.895–902, 1961.*
- [13] H.N. Singh, G.N. Tiwari, Monthly performance of passive and active solar stills for different Indian climatic conditions, *Desalination*, Vol.168, pp.145-150, 2004.
- [14] S.K. Shukla, V.P.S. Sorayan, Thermal modeling of solar stills: an experimental validation, *Renewable Energy*, Vol.30, pp.683–699, 2005.
- [15] R. Tripathi, G.N. Tiwari, Thermal modeling of passive and active solar stills for different depths of water by using the concept of solar fraction, *Solar Energy*, Vol.80, pp.956–967, 2006.
- [16] J. W. Bloemer, J. A. Eibling, J. R. Irwin, G.O. Löf, A Practical Basin-Type Solar Still, *Solar Energy*, Vol.9, pp.197-965, 2001.
- [17] P.I. Cooper, Some factors affecting the absorption of solar radiation in solar stills, *Solar Energy*, Vol.13, pp.373-381, 1972.
- [18] L. Cherrared, A. Hamid, Influence de la Nature du Vitrage sur la Production Journalière d'un Distillateur Solaire, *Rev. Energ. Ren. Physique Energétique*, pp.69–71, 1998.
- [19] R. Tripathi, G.N. Tiwari, Effect of water depth on internal heat and mass transfer for active solar distillation, *Desalination*, Vol.173, pp.187-200, 2005.
- [20] A. K. Tiwari, G.N. Tiwari, Effect of the condensing cover's slope on internal heat and mass transfer in distillation: an indoor simulation, *Desalination*, Vol.180, pp.73-88, 2005.
- [21] I. De Paul, Experimental evidence of chaotic heat enhancement in a still, *Applied Thermal Engineering*, Vol.29, pp.1840–1845, 2009.

- [22] R. Mamlook, O. Badran, Fuzzy sets implementation for the evaluation of factors affecting solar still production, *Desalination*, Vol.203, pp.394–402, 2007.
- [23] O.O. Badran, Experimental study of the enhancement parameters on a single slope solar still productivity, *Desalination*, Vol.209, pp.136–143, 2007.
- [24] B.AK Abu-Hijleh, H.M. Rababa'h, Experimental study of a solar still with sponge cubes in basin, *Energy Conversion and Management*, Vol.44, pp.1411–1418, 2003.
- [25] V. Dimri, B. Sarkar, U. Singh, G.N. Tiwari, Effect of condensing cover material on yield of an active solar still: an experimental validation, *Desalination*, Vol.227, pp.178–189, 2008.
- [26] P.T. Tsilingiris, The influence of binary mixture thermophysical properties in the analysis of heat and mass transfer processes in solar distillation systems, *Solar Energy*, Vol.81, pp.1482–1491, 2007.
- [27] A. Trad, A. Kaabi, Effect of orientation on the performance of a symmetric solar still with a double effect solar still (comparison study), *Desalination*, Vol.329, pp.68–77, 2013.
- [28] T. Elango, A. Kannan, K. Murugavel, Performance study on single basin single slope solar still with different water nanofluids, *Desalination*, Vol.360, pp.45–51, 2015.
- [29] N.K. Dhiman, Transient Analysis of a Spherical Solar Still, *Desalination*, Vol.69, pp.47–55, 1988.
- [30] A. Chaker, G. Menguy, Efficacité interne d'un distillateur solaire sphérique, *Rev. Energ. Ren. Journées de Thermique*, pp.53–58, 2001.
- [31] G.M. Cappelletti, An experiment with a plastic solar still, *Desalination*, Vol.142, pp.221–227, 2002.
- [32] I. Al-Hayek, O.O. Badran, The effect of using different designs of solar stills on water distillation, *Desalination*, Vol.169, pp.121–127, 2004.
- [33] A. Khedim, K. Schwarzer, C. Faber, C. Müller, Production décentralisée de l'eau potable à l'énergie solaire, *Desalination*, Vol.168, pp.13–20, 2004.
- [34] Z.S. Abdel-Rehim, A. Lasheen, Improving the performance of solar desalination systems, *Renewable Energy*, Vol.30, pp.1955–1971, 2005.
- [35] B.I. Ismail, Design and performance of a transportable hemispherical solar still, *Renewable Energy*, Vol.34, pp. 145–150, 2009.
- [36] S. Abdallah, O. Badran, M. M. Abu- hader, Performance evaluation of a modified design of a single slope solar still *Desalination*, Vol.219, pp.222–230, 2008.
- [37] M. Abu-Arabi, Y. Zurigat, Year-round comparative study of three types of solar desalination units, *Desalination*, Vol.172, pp.137–143, 2005.
- [38] K. V. Kumar, R. K. Bai, Performance study on solar still with enhanced condensation, *Desalination*, Vol.230, pp.51–61, 2008.
- [39] R. Dev, S.A. Abdul-Wahab, G.N. Tiwari, Performance study of the inverted absorber solar still with water depth and total dissolved solid, *Applied Energy*, Vol.88, pp.252–264, 2011.
- [40] T. Arunkumar, R. Jayaprakash, D. Denkenberger, A. Ahsan, M.S. Okundamiya, S. kumar, H.Tanaka, H.Ş. Aybar, An experimental study on a hemispherical solar still, *Desalination*, Vol.286, pp.342–348, 2012.
- [41] H. A. Zoori, F. F. Tabrizi, F. Sarhaddi, F. Heshmatnezh, Comparison between energy and exergy efficiencies in a weir type, cascade solar still, *Desalination*, Vol.325, pp.113–12, 2013.
- [42] P.K. Srivastava, S.K. Agrawal, Winter and summer performance of single sloped basin type solar still, integrated with extended porous fins, *Desalination*, Vol.319, pp.73–78, 2013.

- [43] T. Rajaseenivasan, K. Kalidasa Murugavel, Theoretical and experimental investigation on double basin double slope solar still, *Desalination*, vol.319, pp.25–32, 2013.
- [44] T. Elango, K. K. Murugavel, The effect of the water depth on the productivity for single and double basin double slope glass solar stills, *Desalination*, Vol.359, pp.82–91, 2015.
- [45] V. Velmurugan, M. Gopalakrishnan, R. Raghu, K. Srithar, Single basin solar still with fin for enhancing productivity, *Energy Conversion and Management*, vol.49, pp.2602–2608, 2008.
- [46] S. N. Rai, G. N. Tiwari, Single basin solar still coupled with flat plate collector, *Energy Convers. Mgmt*, 23 (1983) 145-149, 1983.
- [47] O.O. Badran, H.A. Al-Tahaineh, The effect of coupling a flat-plate collector on the solar still productivity, *Desalination*, vol.183, pp.137–142, 2005.
- [48] T. Rajaseenivasan, P.N. Raja, K. Srithar, An experimental investigation on a solar still with an integrated flat plate collector, *Desalination*, vol.347, pp.131–137, 2014.
- [49] M. Boukar, A. Harmim, Production Nocturne d'un Distillateur Solaire Couplé à un Capteur Plan en Milieu Saharien, *Rev. Energ. Ren. : Valorisation*, pp. 91-96, 1999.
- [50] L. Cherrared, Amélioration du rendement d'un distillateur solaire à effet de serre, *Rev. Energ. Ren. : Valorisation*, pp.121-124, 1999.
- [51] S. M. Hasnain, S.A. Alajlan, coupling of PV-powered RO brackish water desalination plant with solar stills, *Desalination*, Vol.116, pp.57-64, 1998.
- [52] M.K. Ghosal, GN. Tiwari, N.S.L. Srivastava, Thermal modeling of a controlled environment greenhouse cum solar distillation for composite and warm humid climates of India. *Desalination*, Vol.151, pp.293-308, 2002.
- [53] C. Esteban, J. Franco, A. Fasulo, Construction and performance of an assisted solar distiller, *Desalination*, Vol.173, pp.249-255, 2005.
- [54] A. Badran, A. Al-Hallaq, I. Eyal Salman, M. Odat, A solar still augmented with a flat-plate collector, *Desalination*, Vol.172, pp.227-234, 2005.
- [55] H. Tanaka, Y. Nakatake, Factors influencing the productivity of a multiple-effect diffusion-type solar still coupled with a flat plate reflector, *Desalination*, Vol.186, pp.299-310, 2005.
- [56] S. Abdallah, O.O. Badran, Sun tracking system for productivity enhancement of solar still, *Desalination*, Vol.220, pp.669–676, 2008.
- [57] J. Joseph, R. Saravanan, S. Renganarayanan, Studies on a single-stage solar desalination system, *Studies on a single-stage solar desalination system*, *Desalination*, Vol.173, pp.77-82, 2005.
- [58] H. Tanaka, Y. Nakatake, Increase in distillate productivity by inclining the flat plate external reflector of a tilted-wick solar still in winter, *Solar Energy*, Vol.83, pp.785–789, 2009.
- [59] H. Ben Bacha, T. Damak, M. Bouzguenda, A.Y. Maalej, Experimental validation of the distillation module of a desalination station using the SMCEC principle, *Renewable Energy*, Vol.28, pp.2335–2354, 2003.
- [60] K. Sampathkumar, T.V. Arjunan, P. Pitchandi, P. Senthilkumar, Active solar distillation- A detailed review, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Vol.14, pp.1503–1526, 2010.
- [61] K. M.S. Eldalil, Improving the performance of solar still using vibratory harmonic effect, *Desalination*, vol.251, pp.3–11, 2010.
- [62] R.V. Singh, S. Kumar, M.M. Hasan, M.E. Khan, G.N. Tiwari, Performance of a solar still integrated with evacuated tube collector in natural mode, *Desalination*, Vol.318, pp.25-33, 2013.

- [63] S. Kumar, A. Dubey, G.N. Tiwari, A solar still augmented with an evacuated tube collector in forced mode, *Desalination*, Vol.347, pp.15–24, 2014.
- [64] K. Sampathkumar, P. Senthilkumar, Utilization of solar water heater in a single basin solar still—An experimental study, *Desalination*, Vol.297, pp.8–19, 2012.
- [65] Z.M. Omar, M.A. Eltawil, Hybrid of solar dish concentrator, new boiler and simple solar collector for brackish water desalination, *Desalination*, Vol.326, pp.62–68, 2013.
- [66] A. Somwanshi, A. K. Tiwari, Performance enhancement of a single basin solar still with flow of water, from an air cooler on the cover, *Desalination*, Vol.352, pp.92–102, 2014.
- [67] M.A. Eltawil, Z.M. Omara, Enhancing the solar still performance using solar photovoltaic, flat plate collector and hot air, *Desalination*, Vol.349, pp.1–9, 2014.
- [68] Sandeep, S. Kumar, V.K. Dwivedi, Experimental study on modified single slope single basin active solar still, *Desalination*, Vol.367, pp.69–75, 2015.
- [69] A. Kaabi, N. Smakdji, Impact of temperature difference (water-solar collector) on solar-still global efficiency, *Desalination*, Vol.209, pp.298–305, 2007.
- [70] J. Bernard, *L'énergie solaire, calcul et optimisation*, ellipses, 2004.
- [71] S. Kumar, G.N. Tiwari, Estimation of convective mass transfer in solar distillation systems, *Solar Energy*, Vol.57, pp.456-464, 1996.
- [72] A.A. Sfeir, G. Guarracino, *Ingénierie des systèmes solaires, application à l'habitat, Technique et documentation*, Paris, 1981.
- [73] M.K. Phadatare, S.K. Verma, Influence of water depth on internal heat and mass transfer in a plastic solar still, *Desalination*, Vol.217, pp.267-275, 2007.
- [74] E. Rubio, M.A. Porta, J.L. Fernández, L.E. Manjarrèz, New models for computer assisted solar distillation research, *Computación y Sistemas*, Numero special, pp.35-41, 2002.
- [75] A.K. Tiwari, G.N. Tiwari, Thermal modeling based on solar fraction and experimental study of the annual and seasonal performance of a single slope passive solar still, the effect of water depths, *Desalination*, Vol.207, pp.184-204, 2007.
- [76] P. Meukama, D. Njomob, A. Gbanec, S. Toure, Experimental optimization of a solar still application to alcohol distillation, *Chemical Engineering and Processing*, Vol.43, pp.1569-1577, 2004.
- [77] A.K. Tiwari, G.N. Tiwari, Effect of water depths on heat and mass transfer in a passive solar still: in summer, *Desalination*, Vol.195, pp.78-94, 2006.
- [78] A. Khedim, *L'énergie solaire et son utilisation sous sa forme thermique et photovoltaïque, Une étude sur les énergies renouvelables*, Centre de publication universitaire, Tunis, 2003.
- [79] M. Dagueuet, *Les séchoirs solaires, théorie et pratique*, Unisco, Paris, 1985.
- [80] J.F. Sacadura, *initiation aux transferts thermiques, technique et documentation*, paris, 1982.
- [81] M.A.S. Malik, G.N. Tiwari, A. Kumar, M.S. Sodha, *Solar distillation*, Pergamon Press, Oxford, pp.33, 1982.
- [82] D. Zejli, R. Benchrifa, A. Bennouna, O.K. Bouhelal, A solar adsorption desalination device: first simulation results, *Desalination*, Vol.168, pp.127-135, 2004.
- [83] H. Tanaka, Y. Nakatake, Improvement of the tilted wick solar still by using a flat plate reflector, *Desalination*, Vol.216, pp.139–146, 2007.
- [84] Z. Haddad, A. Chaker, N. Boukerzaza, Transferts thermiques dans le système couplé distillateur-capteur, 14^{èmes} Journées Internationales de Thermique, Tunisie, 2009.
- [85] J.A. Dufeie, W.A. Beckman, *Solar energy thermal processes*, John Wiley and sons, New York, 1974.
- [86] M. Dagueuet, *Les séchoirs solaires, théorie et pratique*, Unisco, Paris, 1985.
- [87] Y. Jannot, *Thermique solaire*, Centre de Documentation et d'Information EIER, 2007.

- [88] J. Bastien, J. Martin, Introduction à l'analyse numérique Applications sous Matlab, Sciences Sup, Dunod, Paris, 2003.
- [89] J. Hofman, Numerical methods for engineers scientist, second ed, Baselmarcel Dekker, New York, pp.372, 2001.
- [90] K. Shanmugasundaram, B. Janarthanan, Performance analysis of the single basin double slope solar still integrated with shallow solar pond, International Journal of Innovative Research in Science, Vol.2, pp.5786-5800, 2013.
- [91] N. Retiel, F. Abdessemed, M. Bettahar, Etude expérimentale d'un distillateur solaire plan amélioré, Revue des Energies Renouvelables, Vol.11, pp.635- 642, 2008.
- [92] K.S. Reddy, K.R. Kumar, T.S. O'Donovan, T.K. Mallick, Performance analysis of an evacuated multi-stage solar water desalination system, Desalination, Vol.288, pp.80–92, 2012.
- [93] J. Padet, Fluides en écoulement, méthodes et modèles, Seconde édition revue et augmentée, Reims, 1990.
- [94] S.V. Pathankar, Numerical heat transfer and fluid flow, McGraw-Hill book company, New York, pp.135, 1980.
- [95] V.N. Kurdyumov, A. Liñán, Free convection from a point source of heat, and heat transfer from spheres at small Grashof numbers, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol.42, pp.3849-3860, 1999.
- [96] M. Belhi, S. Boudebous, Etude numérique de la convection mixte dans une cavité carrée munie de plusieurs entrées, Congrès Français de Thermique, Île des Embiez, 2007.
- [97] T. Basak, S. Roy, S. Krishna Babu, I. Pop, Finite element simulations of natural convection flow in an isosceles triangular enclosure filled with a porous medium: Effects of various thermal boundary conditions, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol.51, pp.2733-2741, 2008.
- [98] Y. Zhang, JM. Khodadadi, F. Shen, Pseudosteady-state natural convection inside spherical containers partially filled with a porous medium, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol.42, pp.2327–2336, 1999.
- [99] F. Geoola, A. R. H. Cornishs, Numerical solution of steady state free convective heat transfer from a solid sphere, Int Heat Mass transfer, Vol.24, pp.1369-1379, 1981.
- [100] S. Alexandrova, M. karsheva, A. Saboni, C. Gourdon, Effect of the viscosity ratio on the mass transfer into a spherical drop in liquid-liquid dispersions, Journal of chemical thechnology and metallurgy, Vol.49, pp.429-434, 2014.
- [101] M. Napolitano, G. Pascazio, L. Quartapelle, A review of vorticity conditions in the numerical solution of the ξ - ψ equations, Computers & Fluids, Vol.28, pp.139–185, 1999.
- [102] E. Saadjan, Phénomènes de transport et leurs résolutions numériques, Polytechnica, Paris 1993.
- [103] C. Chen, C. Cheng, Buoyancy-induced flow and convective heat transfer in an inclined arc-shape enclosure, International Journal of Heat and Fluid Flow, Vol.23, pp.823–830, 2002.
- [104] N. Retiel, E. Bouguerra, Effet du nombre de Rayleigh thermique et du nombre de Lewis sur la convection dans une cavité demi-cylindrique horizontale, Jean-Jacques BEZIAN. JITH 2007, Albi, France, 5p, 2007.
- [105] F. Oueslati, B. Ben-beya, T. Lili, Contribution à l'étude de la convection thermosolutale tridimensionnelle dans un distillateur solaire incliné, 21^{ème} Congrès Français de Mécanique, Bordeaux, 2013.

Optimization and design of an efficient desalination system

Abstract

Solar distillation is an interesting solution for the supply of drinking water in arid and / or isolated areas. However, the production of conventional solar stills remains insufficient. Therefore, and in order to improve their production, our object consists the study of the effect of many parameters on the distillation process, especially changing the glass cover geometry, the association of the solar still to another solar devices and the number of the basin in the still. For this, a comparison of six types of solar distillation systems (single slope, double slope, spherical, still-reflector, still-collector and multi-stage solar still) was conducted.

The thermal balance of the different devices has been developed and solving equations governing the operation of these systems is discussed by a numerical approach based on the Runge Kutta 4th order method. Furthermore, a companion of measurements was carried out on a spherical solar still in order to identify its operation.

In addition, our interest focused on two-dimensional and laminar thermosolutal convection in a spherical solar still. The flow is modeled by the equations of continuity, conservation of momentum, conservation of energy and chemical species concentration with (Ψ, Ω) formulation in the spherical coordinate system. The numerical resolution is tackled by the finite difference method.

The numerical results show the influence of various parameters (numbers, thermal Rayleigh, Lewis and buoyancy) on the heat and mass transfer within the solar still, as well as the fluid-wall heat and the mass transfer quantified respectively by Nusselt and Sherwood numbers.

Keywords: spherical still, production, natural convection, thermosolutal.

تحسين وتصميم نظام فعال لتقطير الماء

ملخص

التقطير الشمسي هو حل مثير للإهتمام لتزويد المناطق الجافة و/أو المعزولة بالماء. غير أن إنتاجية المقطرات الشمسية التقليدية لازالت غير كافية. لذلك وبهدف تحسين هذه الإنتاجية، يتركز عملنا على دراسة تأثير عدة عوامل على عملية التقطير. خاصة تغيير هندسة الغطاء الزجاجي، ربط المقطر مع أجهزة شمسية أخرى وأيضا عدد الأحواض داخل المقطر. ومن أجل ذلك أجرينا مقارنة بين ستة أنواع من أنظمة التقطير الشمسية (مقطر ذو انحدار واحد، مزدوج الانحدار، كروي، مقطر-عاكس، مقطر-لاقط ومقطر بعدة أحواض).

وبعد أن وضعنا الميزان الحراري لمختلف الأجهزة تم حل المعادلات التي تحكم تشغيل هذه الأنظمة بواسطة مقارنة عددية مبنية على طريقة رانج كوتا من الرتبة الرابعة. كما تم إجراء مجموعة من القياسات على المقطر الكروي من أجل فهم طريقة عمله.

إضافة إلى ذلك ركزنا إهتمامنا على الحمل الطبيعي ثنائي الأبعاد، الحراري-مادي، والصفائحي داخل مقطر شمسي كروي. وقد وضعنا نموذج رياضي لهذا الجريان بالإعتماد على معادلات الإستمرارية، إنحفاظ كمية الحركة، إنحفاظ الطاقة وإنحفاظ التركيز بواسطة الصيغة (Ψ, Ω) ، في نظام الإحداثيات الكروية. وتم تطبيق الحل العددي باستعمال طريقة الفروق المنتهية.

أظهرت النتائج العددية تأثير مختلف العوامل (أرقام، رايلي الحراري، لويس والطفو) على انتقال الحرارة والمادة داخل المقطر الشمسي، بالإضافة إلى الانتقال الحراري والمادي مائع-جدار والموصوف على التوالي بأرقام نيويسالت و شيرود.

الكلمات المفتاحية: مقطر كروي، إنتاجية، حمل طبيعي، حراري-مادي.

Résumé

La distillation solaire est une solution intéressante pour l'approvisionnement en eau potable des régions arides et/ou isolées. Cependant, la production des distillateurs solaires conventionnels reste insuffisante. Ainsi et dans le but d'améliorer leur production, notre travail consiste à étudier l'effet de nombreux paramètres sur le processus de distillation, notamment le changement de la géométrie de la vitre, l'association du distillateur à d'autres dispositifs solaires et le nombre de bassins dans le distillateur. Pour cela, une comparaison entre six types de systèmes de distillation solaire (à une seule pente, à double pentes, sphérique, distillateur-rélecteur, distillateur-capteur et distillateur à multi étages) a été menée.

Les bilans thermiques des différents dispositifs ont été établis et la résolution des équations régissant le fonctionnement de ces systèmes est abordée par une approche numérique basée sur la méthode de Runge Kutta d'ordre 4. Par ailleurs, une campagne de mesures a été effectuée sur un distillateur solaire sphérique afin de cerner son fonctionnement.

En outre notre intérêt a porté sur la convection thermosolutale bidimensionnelle et laminaire dans un distillateur sphérique. L'écoulement est modélisé par les équations de continuité, de conservation de la quantité de mouvement, de la conservation de l'énergie et de la concentration en espèces chimiques avec la formulation (Ψ, Ω) , dans le système de coordonnées sphériques. La résolution numérique est abordée par la méthode des différences finies.

Les résultats numériques obtenus montrent l'influence de divers paramètres (nombres, de Rayleigh thermique, de Lewis et de flottabilité) sur le transfert de chaleur et de masse au sein du distillateur, ainsi que le transfert thermique et massique paroi-fluide quantifié respectivement par les nombres de Nusselt et de Sherwood.

Mots clés : distillateur sphérique, production, convection thermosolutale.