



HAL
open science

Etude théorique du séchage thermique et de la digestion anaérobie des boues des stations d'épuration – Mise au point des dispositifs pilotes de laboratoire pour la caractérisation expérimentale liée au séchage et à la méthanisation des boues

Hery Tiana Rakotondramiarana

► To cite this version:

Hery Tiana Rakotondramiarana. Etude théorique du séchage thermique et de la digestion anaérobie des boues des stations d'épuration – Mise au point des dispositifs pilotes de laboratoire pour la caractérisation expérimentale liée au séchage et à la méthanisation des boues . Génie des procédés. Université d'Antananarivo, 2004. Français. NNT : . tel-01521881

HAL Id: tel-01521881

<https://hal.science/tel-01521881>

Submitted on 12 May 2017

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

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

N° d'ordre :

Année 2004



Université d'Antananarivo



Université de l'Océan Indien



Université de la Réunion

THESE

Présentée à
L'UNIVERSITE D'ANTANANARIVO

Pour obtenir

LE GRADE DE DOCTEUR
Spécialité : Energétique

PAR

Hery Tiana RAKOTONDRAMIARANA

**ETUDE THEORIQUE DU SECHAGE THERMIQUE ET
DE LA DIGESTION ANAEROBIE DES BOUES DES STATIONS
D'EPURATION – MISE AU POINT DES DISPOSITIFS PILOTES
DE LABORATOIRE POUR LA CARACTERISATION
EXPERIMENTALE LIEE AU SECHAGE
ET A LA METHANISATION DES BOUES**

Soutenu le 31 Janvier 2004

Jury

Président :

M. RAKOTOMALALA

Professeur Titulaire à l'Université d'Antananarivo

Rapporteurs :

L. ADELARD

Maître de Conférences à l' Université de la Réunion

R. RANAIVO-HARISOA

Professeur à l'Université d'Antananarivo

Examineurs :

Z.A. RANDRIAMANANTANY

Professeur Titulaire à l'Université d'Antananarivo

J.C. GATINA

Professeur Titulaire à l' Université de la Réunion

P. DEPECKER

Professeur à l'Université Claude Bernard Lyon I

B. RAMAMONJISOA

Professeur à l'Université de Fianarantsoa

*En Hommage au Regretté **RAZAFINDRAKOTO Edmond**
Professeur Emérite de l'Université d'Antananarivo
Grand Croix de 2^{ème} Classe de l'Ordre Nationale Malgache
Fondateur de l'Institut pour la Maîtrise de l'Energie (IME)*

AVANT-PROPOS

Ce travail s'inscrit dans le cadre des travaux de recherche entrepris sur les traitements de déchets fermentescibles au niveau des îles membres de la Commission de l'Océan Indien. Il représente un fruit des labeurs effectués au sein du Laboratoire Réseau en Génie Energétique et Génie de l'Environnement. En effet, une partie de cette étude a été menée à l'Institut pour la Maîtrise de l'Energie (IME) de l'Université d'Antananarivo et l'autre partie au Laboratoire de Génie Industriel (LGI) de l'Université de La Réunion. Ainsi, il m'est agréable d'adresser mes sincères et respectueux remerciements :

- *à la Commission de l'Océan Indien (COI) et à l'Agence Universitaire de la Francophonie (AUF) pour avoir partiellement financé mon stage de recherche à la Réunion,*
- *à Madame La Secrétaire Exécutive de l'Université des Mascareignes (ex-UOI), pour ses soutiens constants et encouragements,*
- *à Monsieur Le Président de l'Université de la Réunion et à Monsieur Le Directeur du LGI pour avoir eu la bienveillance de m'autoriser à effectuer plusieurs séjours de stage au sein de ce Laboratoire.*

La réalisation de ce projet m'a conduit à collaborer étroitement avec deux jeunes chercheurs Réunionnais, nommément : Stéphane Synacouty et Dominique Morau. Aussi, suis-je heureux de pouvoir leur exprimer ici mes chaleureux remerciements pour leur contribution à ce travail. Par ailleurs, je tiens à encourager vivement Dominique dans l'entreprise de ses travaux qui constitueront une suite aux miens.

Toute l'équipe du Département Génie Civil du LGI, m'a offert un accueil très chaleureux et a toujours fait preuve de solidarité et de disponibilité pour discuter de mes travaux avec bonne humeur et discernement. Aussi, puissent Carine Rivière, Harry Boyer, François Garde, Franck Lucas, Philippe Lauret, Anis Younes, Thiery Mara, Frédéric Miranville, Eric Fock, Alain Bastide, Mathieu David, Philippe Praënne et Vincent Fontaine, trouver ici le témoignage de ma profonde sympathie. Spécialement, je tiens à remercier Thiery et Frédéric pour m'avoir initié à l'analyse de sensibilité paramétrique pour le premier et à l'instrumentation des dispositifs expérimentaux pour le second.

je prie l'Eternel Amour pour qu'arrive vite le jour où je saurai à mon tour partager aux autres sans aucune retenue toute la connaissance que j'ai acquise au cours de cette aventure, pareillement à ce qu'ont fait à mon égard, à travers l'Internet, les distingués Scientifiques ci-après :

- *Angélique Léonard (Laboratoire de Génie Chimique, Université de Liège, Belgique) ;*
- *Jean-Philippe Steyer (Laboratoire de Biotechnologie de l'Environnement, INRA, Narbonne, France) ;*
- *Jean-Luc Farinet (CIRAD CA, Montpellier, France) ;*
- *Horst W. Doelle (MIRCEN-Biotechnology/IOBB, Brisbane, Australie).*

Qu'ils acceptent l'hommage de mon profond respect et l'assurance de ma fidèle et déférente amitié.

Monsieur Badat, Responsable du SATESE à la Direction de l'Environnement du Conseil Général de La Réunion, et son prédécesseur Monsieur Albaret, m'ont apporté des aides précieuses dans l'exécution de ma tâche ; je les prie de recevoir l'expression de mes vifs remerciements et au delà de ces personnes le Conseil Général qui a financé ces travaux de recherche.

Dominique et moi avons bénéficié de l'assistance technique de Monsieur Jean Jacques Pispisa pour la mise au point du séchoir et du digesteur pilotes de laboratoire. Qu'il en soit chaleureusement remercié. Mes salutations s'adressent également à l'ensemble des personnes du Service Technique du Campus Universitaire du Tampon encadré par Monsieur Jean Claude Gallichet.

Madame Zely Arivelo Randriamanantany, Professeur Titulaire à l'Université d'Antananarivo, a bien voulu assurer la co-direction scientifique de ce travail du côté d'Antananarivo. Sa bienveillante

attention, ses pertinents et précieux conseils ainsi que ses encouragements m'ont été d'un très grand prix. C'est pour moi un grand plaisir de pouvoir lui exprimer ici ma profonde gratitude.

Monsieur Jean Claude Gatina, Professeur Titulaire à l'Université de La Réunion, Directeur du Site du Tampon et qui a codirigé ce travail de thèse, m'a honoré de sa confiance en me proposant ce sujet, a déployé des efforts inlassables pour que je puisse mener ce travail vers sa finalité, m'a prodigué ses connaissances scientifiques très considérées pour orienter mes démarches, et m'a fait apprécier ses qualités humaines bien distinguées à tel point que j'ai au plus profond de moi l'impression de manquer les termes adéquats pour lui en remercier. Puisse-t-il trouver par le cœur le complément de mes meilleurs sentiments d'estime et de reconnaissance qui lui sont singulièrement adressés.

je suis très sensible à l'honneur que m'ont fait Madame Laetitia Adelard, Maître de Conférences à l'Université de La Réunion, et Monsieur Patrick Depecker, Professeur à l'Université Claude Bernard Lyon I, en acceptant le déplacement, malgré leurs nombreuses charges, pour participer au jury de thèse. Qu'ils soient assurés de ma gratitude.

Messieurs les Professeurs Rodolphe Ranaivo-Harisoa et Bertin Ramamonjisoa, respectivement Chef du Département Environnement au sein de l'IME et Directeur de l'Ecole Nationale d'Informatique de Fianarantsoa, se sont intéressés à ce travail et m'ont fait l'honneur de siéger dans le jury, malgré leurs multiples occupations. Qu'il me soit permis de leur adresser mes vifs et respectueux remerciements.

Ma joie est immense de pouvoir exprimer mes respectueuses reconnaissances à Monsieur Minoson Rakotomalala, Professeur Titulaire à l'Université d'Antananarivo et Directeur de l'IME, d'avoir bien voulu m'intégrer dans son équipe et accepter la présidence du jury.

La liste de ceux qui ont apporté une contribution à cette œuvre, est encore bien longue et afin de ne pas en oublier, j'espère qu'ils accepteront le loisir que je leur laisse, en découvrant les contributions qu'ils ont pu m'apporter au détour des pages à venir.

je ne saurais comment ne pas avoir une pensée sincère et profonde à tous mes collègues chercheurs à l'IME, et en particulier, mes compagnons d'aventure : Ony, Fanja, Emilienne, Misa, Jeannot, Jean-Paul et Jaona. « ...ensemble jusqu'à ce qu'on en a marre... ».

Mon séjour à l'île de La Réunion a été rendu d'autant plus joyeux et mémorable que Monseigneur Gilbert Aubry, Evêque de La Réunion, a accepté de me confirmer. Que Le Saint Esprit l'accompagne toujours dans son Ministère. L'occasion m'est offerte d'adresser également mes plus affectueuses pensées au Père André, au Responsable du catéchuménat le Diacre Jean Marc Rivière et à la Catéchiste, et non moins ma Marraine, Georgette et sa famille ainsi qu'à tous les Fidèles de l'Eglise Sainte Famille de La Chattoire du Tampon.

Enfin, il y a tous ceux, qui ne savent voir aucun de mes défauts, qui partagent mes chagrins et mes joies, qui n'ont épargné aucun effort pour me soutenir moralement et physiquement, et qui me sont plus que des fans : ce sont les membres de ma Grande Famille ; je leur adresse mon entière Affection.

INTRODUCTION GENERALE

Un des besoins fondamentaux de l'homme est la présence de l'eau potable dans son environnement. Face à la croissance démographique galopante dans le monde, nous assistons progressivement à une pénurie inquiétante des ressources en eaux douces alors que le volume des eaux usées domestiques et industrielles produites annuellement ne cesse d'augmenter. Vers le milieu du siècle dernier, l'assainissement des eaux usées a été mis en œuvre dans quelques pays industrialisés. Un demi-siècle plus tard, plusieurs Stations d'Épuration (STEP) ont été implantées un peu partout dans le monde, même dans les pays en voie de développement. Bien que les eaux traitées issues des STEP ne soient généralement pas potables, l'épuration permet de métaboliser les polluants susceptibles de contaminer les milieux naturels (dont la nappe phréatique) dans lesquels elles sont déversées.

Cependant, les stations d'épuration ne font pas de miracle. En fin de traitement, elles ne produisent pas seulement des eaux épurées mais aussi d'autres sous-produits tels que les sables, les graisses et les boues, qui sont séparés des eaux usées par des moyens mécaniques, chimiques et/ou biologiques. Ces sous-produits d'épuration doivent être soit éliminés soit revalorisés dans des conditions conformes à la réglementation et respectueuses de l'environnement. Les sables et les graisses sont en quantité réduite, et de ce fait, leur élimination ne pose pas trop de difficulté. Par contre, les boues constituent des déchets volumineux puisqu'elles contiennent généralement entre 95 et 99% d'eau et sont génératrices de nuisances dans la mesure où elles sont en grande partie constituées de matières organiques fermentescibles et peuvent renfermer des substances toxiques. Leur élimination pose alors de sérieuses préoccupations pour un bon nombre de collectivités locales.

De plus, dans de nombreux pays, et en particulier ceux de l'Union Européenne dont fait partie La Réunion, la mise en application des lois relatives aux traitements des eaux usées et aux stockages des déchets des stations d'épuration va se traduire dans les années à venir par un accroissement important de la quantité de boues à éliminer. L'importance économique de ce problème s'illustre par le fait que le coût tant en investissement qu'en exploitation peut s'avérer très lourd. Le développement de filières de traitement peu coûteuses et viables de ce déchet devient alors un impératif majeur pour notre avenir.

Longtemps considéré comme une opération annexe du traitement des eaux, le traitement des boues ne peut plus être défini à la légère. Le choix de la filière de traitement dépendra à la fois de la nature et de la composition des boues, mais devra tenir compte également de facteurs économiques (disponibilité et coût du terrain, main-d'œuvre, énergie, réactifs...) et des conditions locales (environnement, contraintes administratives...).

Dans tous les cas, la filière choisie devra atteindre les deux principaux buts que sont :

- La réduction du pouvoir fermentescible des boues afin de limiter, voire annuler, les nuisances olfactives. On parle alors de stabilisation.
- La réduction du volume des boues, afin de faciliter leur manutention et diminuer les frais en vue de leur élimination finale.

Actuellement, il existe de nombreuses filières envisageables pour la valorisation et l'élimination des boues, dont la finalité est soit le retour au sol par épandage sous différentes présentations (boues liquides, pâteuses, chaulées, méthanisées, compostées, granulées ...) soit la destruction par combustion ou co-incinération dans des unités spécifiques. Sur le plan technique et économique, le type de conditionnement permettant d'atteindre le produit le plus adapté pour la filière finale, a une importance majeure. En effet, le choix technique de la

filière de conditionnement va directement influencer les dimensionnements des postes de stockage, de transport et d'élimination des boues.

Dans ce rapport, nous étudions deux procédés de stabilisation permettant le conditionnement des boues : la stabilisation anaérobie encore connue sous le nom de méthanisation et la stabilisation thermique par le biais du séchage par entraînement.

Le principe de la méthanisation consiste en une fermentation bactérienne anaérobie des boues réalisée dans une enceinte close appelée digesteur. A part la stabilisation du digestat, ce procédé de digestion anaérobie permet de produire du méthane, qui peut être récupéré et valorisé par exemple en production de chaleur (utilisé pour le maintien en température du digesteur) et en électricité (utilisé pour les besoins de la station d'épuration).

Le séchage thermique par entraînement permet en plus de la stabilisation, d'augmenter la siccité (réduire la teneur en eau) tout en ayant un effet hygiénisant sur les boues. La réduction du volume des boues et leur stabilisation représente alors des atouts considérables pour les filières de valorisation et d'élimination.

Selon les technologies employées dans les STEP et la nature des eaux usées, il y a des fortes chances que les boues produites respectivement par deux STEP distinctes se comportent différemment aussi bien en terme de séchage qu'en terme de digestion anaérobie. En conséquence, avant tout lancement de projet d'étude de viabilité et de faisabilité des quelconques systèmes de séchage ou de méthanisation à mettre en place dans une région donnée, il s'avère indispensable d'accomplir l'étape de caractérisation des boues produites localement par rapport à ces deux filières de valorisation.

Ainsi, l'objectif de notre travail est de mettre au point des dispositifs pilotes expérimentaux pour l'étude de la cinétique de séchage et de la digestion anaérobie des boues des stations d'épuration. Par ailleurs, afin de prévoir sur quels paramètres il faudra focaliser les efforts et quel degré de précision il faudra apporter sur l'identification de chacun des paramètres à mesurer, nous estimons avantageux d'effectuer préalablement quelques études théoriques de séchage et de méthanisation des boues avant la mise au point de ces dispositifs pilotes.

Pour l'étude théorique de séchage, il s'agit en premier lieu d'étudier le comportement d'un séchoir-serre vis-à-vis des boues ; la ventilation et la convection ayant lieu au sein de ce système étant du type naturel. Ensuite, nous enchaînerons avec l'étude du comportement d'un système de séchage à chauffage partiellement solaire dont la configuration peut être aménagée pour ressembler à celle du pilote que nous envisageons de mettre en place. Il convient de noter que chacune de ces deux études comprendra une analyse de sensibilité paramétrique du modèle associé au système considéré. Pour ce faire, nous nous servirons des méthodes d'analyse respectivement proposées par Morris et par Mara.

Quant à l'étude théorique de la méthanisation, nous ferons abstraction à la conception thermique du digesteur et supposons que celui-ci est bien construit pour remplir les conditions nécessaires à la croissance des populations bactériennes résidant en son sein. De ce fait, nous nous intéresserons notamment au comportement de ces communautés de microorganismes, qui sera indiqué par le débit du biogaz récolté et par la valeur de quelques paramètres clés comme le pH et la DCO, lorsque le mode opératoire du système est varié.

Pour servir de référence à notre étude dans ce domaine dont l'objectif est, rappelons-le encore, de mettre au point un dispositif pilote expérimental de digestion anaérobie des boues, nous estimons qu'il serait judicieux d'approfondir d'abord quelques modèles, déjà établis dans la littérature, relatifs à la digestion anaérobie des déchets organiques semblables aux boues. En effet, en élaborant des codes de calcul associés à ces modèles, nous pouvons, entre

autres, faire l'analyse de sensibilité paramétrique de ces derniers dans le but d'identifier leurs paramètres les plus influents dont la détermination expérimentale devra être réalisée avec un degré de précision élevé par rapport à celle des autres paramètres moins influents.

En outre, la comparaison des structures paramétriques de ces modèles, nous permet également de distinguer ceux dont l'identification expérimentale des paramètres est accessible avec les dispositifs de mesure disponibles commercialement à l'heure actuelle. En effet, le choix des appareils de mesure à équiper le digesteur est crucial dans la mesure où le coût de ceux-ci pourrait largement excéder celui du digesteur lui-même. Il y a donc un choix à faire en ce qui concerne le type de modèle à considérer comme référence dans notre démarche. Bien entendu, le modèle à établir avec les mesures obtenues à l'aide de notre propre digesteur pilote, ne sera pas forcément identique à ce modèle de référence. Celui-ci nous servira tout simplement de guide aussi bien en terme de protocole expérimental qu'en terme de méthode d'identification des paramètres impliqués, du fait que nous ne sommes pour le moment qu'au stade de commencement de l'exploration de ce domaine de recherche dans notre laboratoire. Des améliorations sur l'instrumentation de ce digesteur pourraient éventuellement avoir lieu au fur et à mesure que les expérimentations avanceront ; cela dépendra de la modification de la forme du modèle à établir, et par voie de conséquence, du nombre de paramètres à mesurer.

Parmi les modèles proposés dans la littérature, nous présenterons dans ce travail deux modèles de digestion anaérobie des déchets fermentescibles tels que l'un concerne la digestion anaérobie du type infiniment mélangé des substrats pâteux alimentés de manière discontinue et l'autre est relatif aux digesteurs continus du type filtre bactérien anaérobie qui convient à la digestion des substrats liquides. Le premier a été établi pour régir de manière détaillée la plupart des phénomènes biochimiques ayant lieu au cours du procédé tandis que le second adopte une forme beaucoup plus simple tout en approchant mathématiquement le processus de manière satisfaisante. L'approfondissement de ces deux modèles, consiste à associer à chacun d'eux un code de calcul à l'aide duquel nous étudierons la sensibilité paramétrique du modèle concerné.

Ainsi, la présente dissertation est divisée en trois grandes parties. La première partie présente une synthèse bibliographique de l'assainissement des eaux usées et de l'élimination des boues à la Réunion. Elle comprend deux chapitres dont le premier rappelle le contexte économique et géographique de la gestion et de l'élimination des boues des STEP dans l'Île. Le second chapitre de cette première partie décrira les différents procédés d'épuration des eaux usées.

La deuxième partie sera consacrée à l'étude du séchage des boues. Cette partie sera articulée en trois chapitres de telle sorte que le premier présente l'étude théorique du séchage des boues par convection naturelle au sein d'un séchoir-serre, tandis que le second expose l'étude théorique d'un séchoir solaire équipé d'un appoint conventionnel et fonctionnant en convection forcée, et le troisième discute de l'approche expérimentale de la cinétique de séchage des produits et présente le dispositif pilote de séchage mis au point par nos soins.

La troisième et dernière partie est composée aussi de trois chapitres et sera consacrée, quant à elle, à l'étude de la méthanisation des boues. Dans le premier chapitre de cette dernière partie, nous dresserons une synthèse bibliographique de la méthanisation et parlerons de l'élaboration d'un outil de simulation de la digestion anaérobie des déchets organiques par le procédé infiniment mélangé. Dans le second chapitre de cette troisième partie, nous examinerons un modèle dynamique pour le contrôle et suivi de la digestion anaérobie des substrats liquides au sein d'un digesteur fonctionnant en alimentation continue. Le troisième et dernier chapitre de cette dernière partie sera consacré à l'approche expérimentale où nous présenterons le digesteur pilote de méthanisation que nous avons mis au point.

PREMIERE PARTIE

SYNTHESE BIBLIOGRAPHIQUE DE L'ASSAINISSEMENT DES EAUX USEES ET DE L'ELIMINATION DES BOUES D'EPURATION A LA REUNION

CHAPITRE I

CONTEXTE ECONOMIQUE ET GEOGRAPHIQUE DE LA GESTION ET
DE L'ELIMINATION DES BOUES DES STATIONS D'EPURATION
A LA REUNION

SOMMAIRE

CONTEXTE ECONOMIQUE ET GEOGRAPHIQUE DE LA GESTION ET DE L'ELIMINATION DES BOUES DES STATIONS D'EPURATION A LA REUNION	
INTRODUCTION.....	9
I.1. PRESENTATION GENERALE DE L'ASSAINISSEMENT A LA REUNION	9
I.1.1. La population	9
I.1.2. Collecte des eaux usées.....	10
I.1.2.1 Collecte des eaux domestiques	10
I.1.2.2 Eaux industrielles.....	10
I.1.2.3 Analyse prospective	10
I.1.3. Caractérisations des dispositifs épuratoires existants	10
I.1.3.1 Présentation générale	10
I.1.3.2. Capacité épuratoire du département.....	12
I.1.3.3. Estimation de la charge polluante reçue au niveau des STEPS	12
I.1.3.4. Présentation de la filière de traitement des eaux usées et de son évolution.....	14
I.2. LA PRODUCTION DE BOUES D'EPURATION	15
I.2.1. Les filières boues dans les stations	15
I.2.1.1. Origines des boues	15
I.2.1.2. Evolution.....	15
I.2.2. Analyse quantitative.....	15
I.2.2.1 Situation actuelle.....	15
I.2.2.2. Hypothèses de production à moyen terme (2005) et à long terme (2010).....	16
I.3. LA DESTINATION DES BOUES DE LA REUNION	18
I.3.1. Présentation et analyse de la situation actuelle	18
I.3.2. Présentation sommaire des solutions de valorisation existantes.....	18
I.3.2.1. L'épandage agricole.....	18
I.3.2.2. Le co-compostage boues/déchets verts	19
I.3.3. Etudes des solutions alternatives	19
I.3.4. Présentation des différentes filières de traitement	20
CONCLUSION	22

INTRODUCTION

En mai 1991, une directive européenne a mis en évidence la nécessité de gérer et protéger les ressources en eau. Ainsi la mise en place de la collecte et le traitement des eaux usées s'avèrent une étape inévitable dans la protection des milieux aquatiques. A la Réunion, 20 communes sur 24 disposent d'un réseau d'assainissement. On compte au total 17 stations d'épuration, dont seulement 5 sont antérieures à 1987. Malheureusement, ces ouvrages doivent évoluer vers des performances dont peu de stations n'atteignent aujourd'hui.

Le contexte économique et démographique local fait qu'aujourd'hui un grand nombre des ouvrages de traitement à la Réunion se retrouve proche de la limite de charge. De ce fait, certaines stations doivent être redimensionnées.

Les boues des stations d'épuration sont le résultat d'un pré-traitement des eaux usées, qui sont issues des récoltes de l'assainissement à la Réunion.

On s'attache donc à présenter dans une première partie l'état de l'assainissement du Département dans sa configuration actuelle. Au vu d'informations diverses (croissance de la population, évolution des stations d'épuration...). Nous estimerons l'évolution probable du traitement des eaux usées produites par les habitants.

Puis nous définirons le produit (les boues des stations d'épuration) en terme de quantité produite et de qualité. Ces données seront tout d'abord présentées vis-à-vis de la situation actuelle puis sur le moyen et le long termes.

Nous terminerons par la présentation sommaire des solutions de valorisation existantes et des solutions alternatives.

I.1. PRESENTATION GENERALE DE L'ASSAINISSEMENT A LA REUNION

I.1.1. La population

Le département de la Réunion compte 24 communes dans lesquelles se répartissent environ 730770 habitants [BCEOM, 01].

En considérant un taux constant d'accroissement annuel (T_{ca}) de 1,7 % pour les neuf années à venir, la population de la Réunion peut-être estimée suivant les projections présentées sur le **tableau I.1** :

Tableau I.1 : Nombre d'habitants estimé sur neuf ans

Année	2001	2005	2010
Nombre d'habitants	730770	782450	853110

Compte tenu de la superficie de l'île, 2500 km², la densité est élevée (282 habitants au km²) mais inégalement répartie.

On remarque en effet une plus forte concentration de population sur le long de la frange littorale (plus de 70% de la population) par rapport aux zones des hauts (30% de la population). De même, la population est plus importante et concentrée au Nord et à l'Ouest de l'île.

I.1.2. Collecte des eaux usées

I.1.2.1 Collecte des eaux domestiques

D'après le bilan de l'assainissement, les réseaux publics permettent de collecter environ 37% des effluents produits par la population totale du département soit, environ 273000 habitants actuellement. Ainsi, la majeure partie de la population du département ne bénéficie pas d'une collecte d'eaux usées et dispose dans le meilleur des cas d'équipements d'assainissement individuel (fosse septique), voire collectif pour certaines zones d'habitation.

Sur la carte de la **figure I.1** nous présentons l'ensemble des stations d'épuration qui collectent ces eaux usées [BCEOM, 01] :

I.1.2.2 Eaux industrielles

Une part notable de la production d'eaux usées rejetées au sein des réseaux collectifs d'assainissement provient de diverses activités industrielles. Il s'agit généralement d'usines agroalimentaires de transformation (usines sucrières, abattoirs, usines d'équarrissage, laiteries, salaisons...) dont les rejets en eaux usées sont variables sur l'année en quantité et en qualité.

Globalement, la charge d'effluents d'origine industrielle émise dans les réseaux collectifs d'assainissement représenterait 140 à 160000 Equivalents Habitants (EH), soit 40% de la charge polluante globale reçue.

I.1.2.3 Analyse prospective

Dans le cadre de notre étude, il est intéressant de définir les variables qui vont influencer de manière sensible l'augmentation de la quantité d'effluents reçue en tête de station, puisqu'elle conditionne de fait, la production finale de boue d'épuration.

Au vu des différentes informations données précédemment, nous pouvons retenir les premières hypothèses qui permettront d'affiner notre simulation de la production de boues à la Réunion :

- Le développement des réseaux d'assainissement, et donc, du nombre effectif d'habitants ou d'industries collectées sera à l'origine d'une augmentation sensible des effluents reçus en tête de station.
- La part importante des eaux issues d'activités industrielles au niveau de certains réseaux devrait sensiblement diminuer (amélioration du recyclage interne, diminution des besoins) et contribuer d'autant à une certaine réduction des flux en tête de station. Celle-ci pourra toutefois paraître négligeable par rapport à l'effet de l'augmentation du taux de collecte de la population agglomérée.

I.1.3. Caractérisations des dispositifs épuratoires existants

I.1.3.1 Présentation générale

Nous avons vu que le département de la Réunion dispose actuellement 17 stations d'épuration des eaux usées, dont un hors d'usage (Saint – Benoît). Le parc épuratoire est âgé (moyenne d'âge de 15 ans) avec notamment 5 stations de plus de 20 ans.

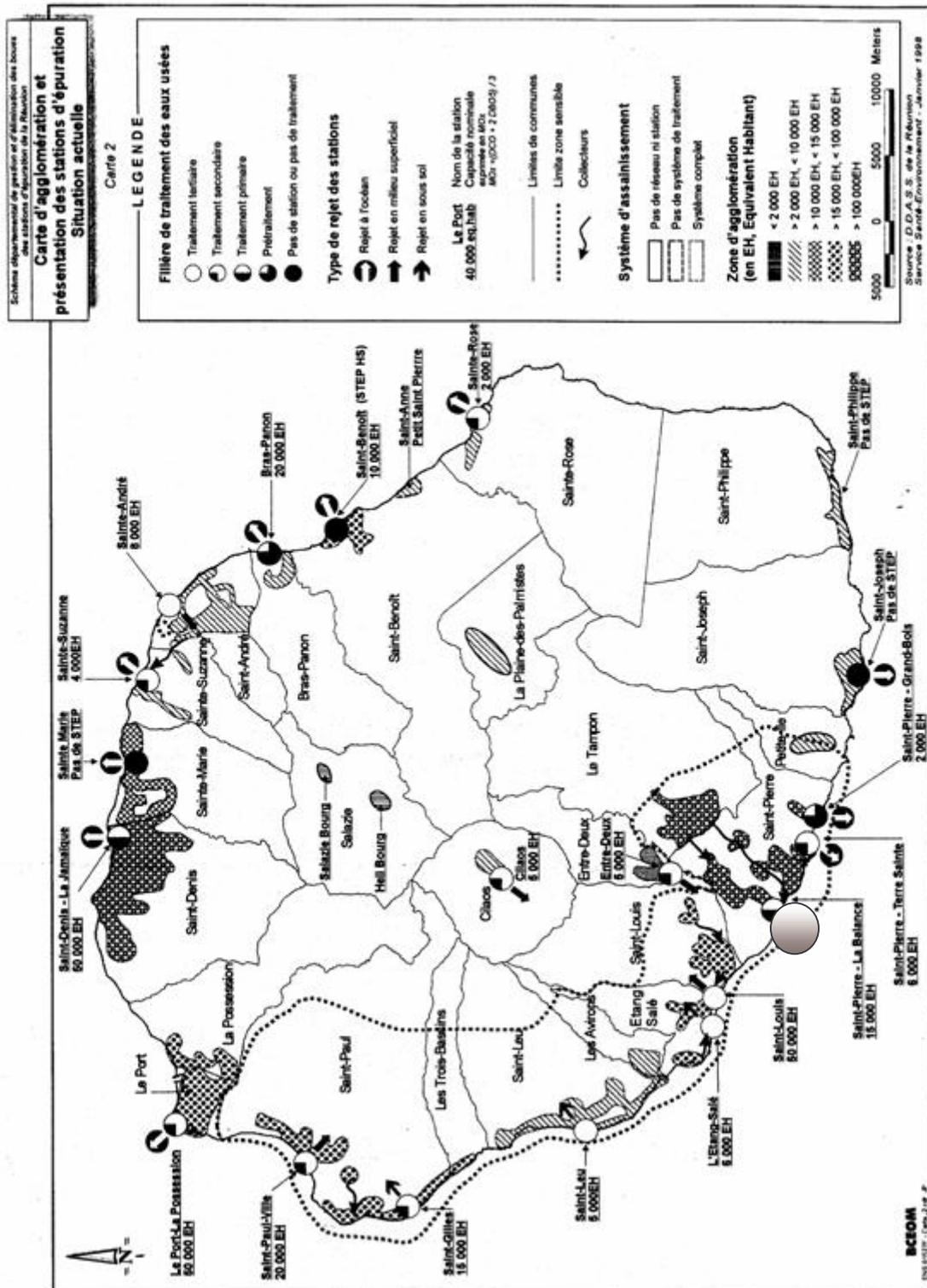


Fig. I.1: Localisation des stations d'épuration à l'heure actuelle

I.1.3.2. Capacité épuratoire du département

La capacité nominale globale de traitement du département correspond actuellement à un potentiel de 263000 EH. L'ensemble des stations d'épuration est présenté dans le **tableau I.2** [BCEOM, 01] :

Tableau I.2 : Capacité Nominale des stations d'épuration

Nom de la station	Capacité Nominale (EH)
<i>La Jamaïque</i>	50 000
<i>Le Port, La Possession</i>	50 000
<i>Saint-Paul ville</i>	20 000
<i>L'Hermitage</i>	15 000
<i>Saint-Leu</i>	5 000
<i>Etang-salé</i>	6 000
<i>Le Gol - Saint-Louis</i>	50 000
<i>La Balance</i>	15 000
<i>Terre Sainte</i>	6 000
<i>Grand Bois</i>	2 000
<i>Entre Deux</i>	5 000
<i>Sainte Rose</i>	2 000
<i>Saint André</i>	8 000
<i>Sainte Suzanne</i>	4 000
<i>Cilaos</i>	5 000
<i>Bras Panon</i>	20 000
TOTAL	263 000
Station Hors d'usage dont l'exploitation a cessé	
<i>Saint Benoît</i>	10 000

On constate qu'il n'existe pas de très petites stations d'épuration collectives dans le département puisqu'elles sont toutes d'une dimension au moins égale à 2000 EH.

Par ailleurs, l'absence de station de taille importante (supérieure à 50000 EH) tend à démontrer un certain retard vis à vis de la capacité d'assainissement des collectivités les plus importantes (Saint Denis, Saint Pierre) et des charges polluantes qu'elles doivent théoriquement éliminer.

Ces différentes informations prévoient une forte augmentation à venir de la capacité épuratoire globale de la Réunion, entraînant de fait l'augmentation de la production de boues résiduelles. Cette capacité épuratoire pourra augmenter par :

- l'extension des stations existantes,
- le remplacement des stations obsolètes par des stations plus performantes,
- la création des stations au niveau des communes non encore équipées.

I.1.3.3. Estimation de la charge polluante reçue au niveau des STEPS

La charge polluante retenue (DBO5 kg/j) est obtenue par le calcul de la moyenne des valeurs de données par l'autocontrôle et par les mesures réalisées en 2001. Les valeurs obtenues [BCEOM, 01] sont répertoriées dans le **tableau I.3** :

Tableau I.3 : Evaluation de la charge polluante des stations d'épuration

Nom de la station	DBO5 (Kg/j)
<i>La Jamaïque</i>	6317
<i>Le Port, La Possession</i>	2596
<i>Saint-Paul ville</i>	1003
<i>L'Hermitage</i>	751
<i>Saint-Leu</i>	206
<i>Etang-salé</i>	414
<i>Le Gol - Saint-Louis</i>	1424
<i>La Balance</i>	5125
<i>Terre Sainte</i>	135
<i>Grand Bois</i>	28
<i>Entre Deux</i>	94
<i>Sainte Rose</i>	38
<i>Saint André</i>	839
<i>Sainte Suzanne</i>	274
<i>Cilaos</i>	11
<i>Bras Panon</i>	370

Précisons que toutes les stations ne sont pas encore équipées de systèmes d'auto surveillance qui permettrait d'obtenir des valeurs plus précises.

Ces données nous permettent toutefois de définir la charge reçue en Equivalent Habitant pour chacune des stations. En comparant cette dernière valeur à la charge nominale de la station on détermine le taux de saturation des ouvrages. Nous obtenons le **tableau I.4** :

Tableau I.4 : Taux de saturation des stations d'épuration

Nom de la station	Capacité Nominale (EH)	Charge reçue (EH)	Taux de saturation
<i>La Jamaïque</i>	50000	105283	211 %
<i>Le Port, La Possession</i>	50000	43272	87%
<i>Saint-Paul ville</i>	20000	16717	84%
<i>L'Hermitage</i>	15000	12508	83%
<i>Saint-Leu</i>	5000	3433	69%
<i>Etang-salé</i>	6000	6900	115%
<i>Le Gol - Saint-Louis</i>	50000	23725	47%
<i>La Balance</i>	15000	85417	569%
<i>Terre Sainte</i>	6000	2250	38%
<i>Grand Bois</i>	2000	467	23%
<i>Entre Deux</i>	5000	1567	31%
<i>Sainte Rose</i>	2000	633	32%
<i>Saint André</i>	8000	13975	175%
<i>Sainte Suzanne</i>	4000	4567	114%
<i>Cilaos</i>	5000	183	4%
<i>Bras Panon</i>	20000	6167	31%

La situation est donc contrastée. En effet on remarque que certains équipements sont largement saturés (Saint Denis, Etang Salé, Saint Pierre) et doivent être redimensionnés afin de pouvoir assurer une épuration correcte des effluents reçus. D'autres, par contre, sont en sous-charge et ne pourront fonctionner correctement qu'avec une augmentation notable des volumes d'eaux usées collectés (Entre Deux, Sainte Rose, Cilaos, Bras Panon).

L'évolution des capacités épuratoires et des charges reçues aura des conséquences notables sur la production de boues à attendre dans le département.

I.1.3.4. Présentation de la filière de traitement des eaux usées et de son évolution

I.1.3.4. a. Situation actuelle

Les stations d'épuration de La Réunion sont toutes des stations utilisant un processus de traitement des eaux usées de type biologique.

En majorité (68% des STEP en nombre et 69,5 % de la capacité nominale globale), elles disposent d'un étage de traitement secondaire qui permet théoriquement de traiter efficacement la pollution organique reçue. Les autres stations sont équipées de moyens de traitement plus sommaire (pré traitement unique ou pré traitement suivi d'une simple décantation).

I.1.3.4.b. Evolution à prévoir

Compte tenu de l'état général de l'assainissement des eaux usées à la Réunion (dépassement des capacités nominales, age du parc, taux de saturation), de nombreux projets sont actuellement en cours.

D'ici 2010, le parc épuratoire de La Réunion se présentera comme stipulé sur le **tableau I.5** :

Tableau I.5 : Capacité nominale épuratoires des stations de l'île à l'horizon 2010

Nom de la station	Capacité nominale future
<i>La Jamaïque</i>	180000
<i>Le Port, La Possession</i>	80000
<i>Saint-Paul ville</i>	95000 avec l'hermitage
<i>L'Hermitage</i>	95000 avec Saint Paul
<i>Saint-Leu</i>	10000
<i>Etang-salé</i>	16000
<i>Le Gol - Saint-Louis</i>	50000
<i>La Balance</i>	80000
<i>Terre Sainte</i>	6000
<i>Grand Bois</i>	5000
<i>Entre Deux</i>	5000
<i>Sainte Rose</i>	2000
<i>Saint André</i>	20000
<i>Sainte Suzanne</i>	8000
<i>Cilaos</i>	5000
<i>Bras Panon</i>	20000

Ainsi, nous pouvons estimer que le département devrait présenter à terme un parc de 20 stations d'épuration permettant d'offrir une capacité nominale de traitement à l'horizon 2010 d'environ 635000 EH contre 320000 actuellement, soit une augmentation de plus de 200%. Cette évolution aura une conséquence notable sur la production de boues à venir.

I.2. LA PRODUCTION DE BOUES D'EPURATION

I.2.1. Les filières boues dans les stations

I.2.1.1.Origines des boues

Les boues résiduaires de l'épuration des eaux usées sont les principaux déchets générés par les stations d'épuration. Elles proviennent dans un premier temps de la décantation des matières en suspension et dans un deuxième temps des matières organiques dissoutes rendues décantables par l'action du traitement réalisé en station d'épuration.

I.2.1.2.Evolution

Le choix du processus de conditionnement des boues dépend de nombreux facteurs dont :

- la destination finale du produit conditionné
- la capacité de traitement nécessaire
- la disponibilité foncière et les contraintes de voisinage
- le coût d'exploitation de l'installation et en particulier des coproduits (la chaux est par exemple disponible à la Réunion après importation pour un montant d'environ 3500FHT la tonne).

Néanmoins nous avons pu remarquer que les projets de déshydratation menés actuellement proviennent essentiellement d'un problème de séchage plus poussé, notamment pour permettre l'enfouissement technique qui nécessite une siccité réglementaire de 30% (cas des stations de la Jamaïque et du Port s'équipant de moyens mécaniques de séchage).

Il est intéressant de constater qu'un grand nombre de stations dispose de dispositifs de séchage par lit dont les avantages en terme de résultat et de coût d'exploitation sont incontestables. A ce titre, il semble probable que les stations déjà équipées de tels dispositifs les conserveront.

I.2.2. Analyse quantitative

I.2.2.1 Situation actuelle

Grâce aux données recueillies [BCEOM, 01], nous avons pu établir pour chacune des stations d'épuration les quantités de boues d'épuration extraites et éliminées par les exploitants. L'ensemble des valeurs est répertorié dans le **tableau I.6** :

Tableau I.6 : Production des boues dans les différentes stations d'épuration

Nom de la station	Boues (T/an)	Siccité après conditionnement
<i>La Jamaïque</i>	364	13 %
<i>Le Port, La Possession</i>	4000	10 %
<i>Saint-Paul ville</i>	520	80 %
<i>L'Hermitage</i>	1820	12 %
<i>Saint-Leu</i>	31	30 %
<i>Etang-salé</i>	26	55 %
<i>Le Gol - Saint-Louis</i>	2000	18 %
<i>La Balance</i>	420	30 %
<i>Terre Sainte</i>	?	
<i>Grand Bois</i>	Pas de boues produites actuellement	
<i>Entre Deux</i>	200	11 %
<i>Sainte Rose</i>	Pas de boues produites actuellement	
<i>Saint André</i>	247	30 %
<i>Sainte Suzanne</i>	176	25 %
<i>Cilaos</i>	0	0 %
<i>Bras Panon</i>	Pas de boues produites actuellement	

I.2.2.2. Hypothèses de production à moyen terme (2005) et à long terme (2010)

La simulation de la production de boues à moyen terme (2005) et à long terme (2010) nécessite l'adoption des hypothèses suivantes :

- *Augmentation de la population des communes* en fonction des taux de croissances annuelles déterminés précédemment.
- *Taux de collecte* évoluant de 10% à l'horizon 2005 et atteignant 80% sur l'ensemble des communes à l'horizon 2010.
- *Construction des stations d'épuration* nécessaires et *réhabilitation* des stations hors d'usage dès 2005.

Les résultats se caractérisent par un nouveau parc épuratoire qui se présentera, dans les années à venir, comme la carte de la **figure I.2** l'illustre [**BCEOM, 01**] :

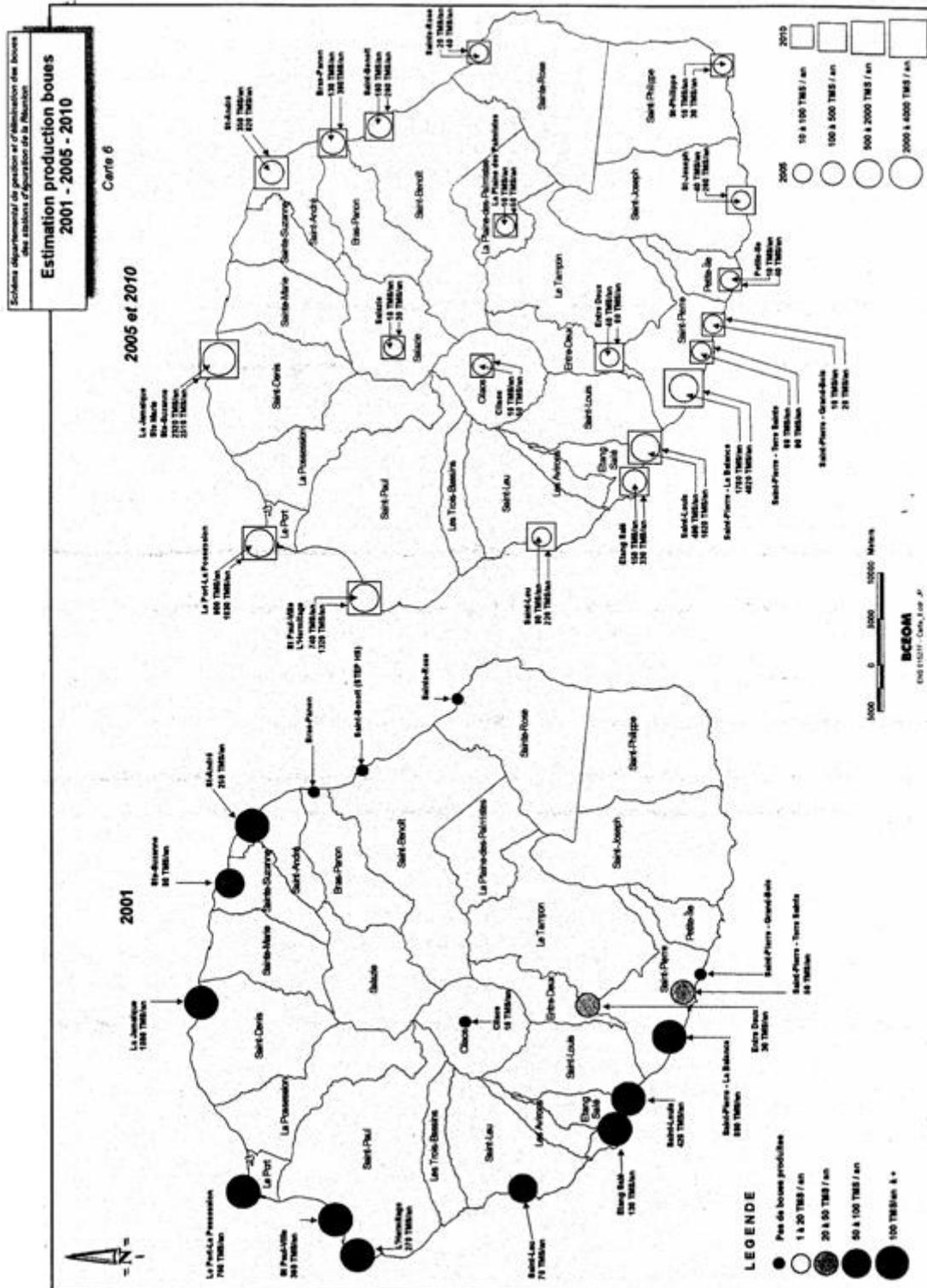


Fig.I.2 : Le futur parc épuratoire pour les années 2005 et 2010

I.3. LA DESTINATION DES BOUES DE LA REUNION

I.3.1. Présentation et analyse de la situation actuelle

L'analyse de la destination des boues d'épuration produites par les stations du Département de la Réunion indique que les filières actuellement utilisées ne peuvent être considérées satisfaisantes et pérennes.

- L'*enfouissement technique* est pratiqué par 6 stations d'épurations et concerne 33% de la production déclarée de boues.
- La *valorisation agronomique* est pratiquée par 5 stations d'épuration et concerne 67% de la production de boues du département.

I.3.2. Présentation sommaire des solutions de valorisation existantes

Actuellement deux types de filières de valorisation organique des boues sont mis en œuvre sur l'île de la Réunion. Ces deux filières concernent :

- L'*épandage agricole des boues liquides ou séchées*. La valorisation agricole réalisée jusqu'à présent de manière rudimentaire et en dehors de tout cadre réglementaire était pratiquée, de manière plus ou moins importante, sur plus de 80% des installations et concernait, en 2000, approximativement 30% de la population.
- Le *co-compostage des boues et des déchets verts*. Actuellement une seule installation existe sur l'île de la Réunion, traitant une partie des boues produites à la station d'épuration du Port-Possession.

I.3.2.1. L'épandage agricole

I.3.2.1.a. Contraintes réglementaires

L'épandage des boues relève du régime de l'autorisation ou de la déclaration, selon les quantités en cause au regard des seuils annuels fixés aux numéros 5.4.0 de la nomenclature d'application de la loi sur l'eau (Décret n° 93/743 du 29/03/93 modifié par Décret n° 97-1133 du 8 décembre 1997).

Les boues de station d'épuration représentent un intérêt réel pour l'agriculture en apportant au sol de la matière organique et des éléments fertilisants. Leur épandage sur des terres agricoles doit cependant respecter certaines règles :

- Il suppose l'innocuité des boues vis à vis de l'environnement et le respect des concentrations en métaux lourds et en micro-polluants organiques.
- Il exclut l'épandage sur les terrains à fortes pentes (>15%) pour des boues sèches et des terrains à pente moyenne (>7%) pour des boues liquides ou pâteuses. En effet, tout risque de lessivage des sols doit être minimisé.
- Il exclut l'épandage sur des sols acides (pH<6) sauf cas de boues chaulées et sur les sols à teneurs en métaux lourds supérieures aux exigences de l'Arrêté du 8 janvier 1998.
- Il impose le respect de distances minimales des cours d'eaux, lieux de baignades, habitations ...

I.3.2.1.b. Contraintes locales

L'île de la Réunion, de par ses caractéristiques topographiques et pédologiques, présente un faible potentiel de valorisation agricole des boues. L'Est, le Nord-Est de l'île, et notamment la plaine de Saint-Benoît, malgré les importantes surfaces agricoles disponibles, sont constitués de sols très acides (pH compris entre 4,5 et 5,5) interdisant l'épandage direct de boues sauf chaulage préalable.

Le seul secteur présentant des potentialités importantes à l'épandage est le secteur de la plaine du Gol et de Saint Pierre où les sols de pH>5,5 présentent des pentes modérées majoritairement inférieures à 10%.

Cependant, les périodes potentielles d'épandage sont limitées dans le temps (après coupe de la canne à sucre).

I.3.2.2. Le co-compostage boues/déchets verts

I.3.2.2.a. Contraintes réglementaires

Le co-compostage des boues des stations d'épuration et déchets verts est une activité classée à la rubrique 322.B.3 de la nomenclature des installations classées, relative au stockage et compostage des ordures ménagères et autres résidus urbains.

I.3.2.2.b. Contraintes locales

Le compostage des boues s'effectue par un mélange des boues à 15-25 % de siccité avec des déchets verts ou d'autres éléments permettant d'assurer la cohésion. Le compost subit une phase de dégradation des matériaux au cours de laquelle la température peut atteindre un maximum de 70°C puis une phase de maturation plus ou moins longue.

Ce mode de traitement des boues permet :

- d'augmenter la siccité des boues,
- de les stabiliser par une maturation de longue durée,
- de les hygiéniser par une augmentation de la température,
- de leur conférer des propriétés physiques d'amendement des sols.

Malgré les contraintes locales, la valorisation agricole des boues d'épuration reste à première vue la solution de valorisation la plus avantageuse du point de vue technico-économique.

Néanmoins, l'étude des potentialités locales de valorisation a donc été engagée afin de confirmer la faisabilité de cette solution mais également pour trouver d'autres solutions alternatives.

I.3.3. Etudes des solutions alternatives

Les traitements a priori envisageables sont :

- Les *traitements biologiques* : compostage, méthanisation
- Les *traitements physico-chimiques* : l'oxydation thermique, l'oxydation par voie humide
- Les *traitements thermiques* : thermolyse, pyrolyse, séchage thermique.

Les débouchés a priori envisageables sont :

- L'incinération soit dans une unité dédiée soit en co-incinération avec des ordures ménagères. On peut envisager soit une injection directe des boues au niveau du four, soit un mélange avec les ordures ménagères avant leur admission dans le four.
- La valorisation par retour au sol : ce débouché peut s'envisager pour des boues après traitement afin d'obtenir un produit à haute plus-value, homologable ou pouvant répondre à la nouvelle norme en préparation sur les amendements. Les débouchés peuvent être les espaces, les aménagements routiers, la reconstitution des sols.
- La mise en Centre d'Enfouissement Technique (CET) : ce type d'exutoire peut recevoir des produits ayant subi un pré-traitement et un traitement permettant une forte siccité et une valorisation significative des matières organiques présentes.

I.3.4. Présentation des différentes filières de traitement

Les filières envisageables présentées sur la **figure I.3** sont des filières complètes de valorisation-élimination. Celles-ci ont été retenues car elles répondent aux objectifs de valorisation (en matière ou énergétique). Les principales étapes de ces filières de gestion des boues sont schématisées sur la **figure I.4**.

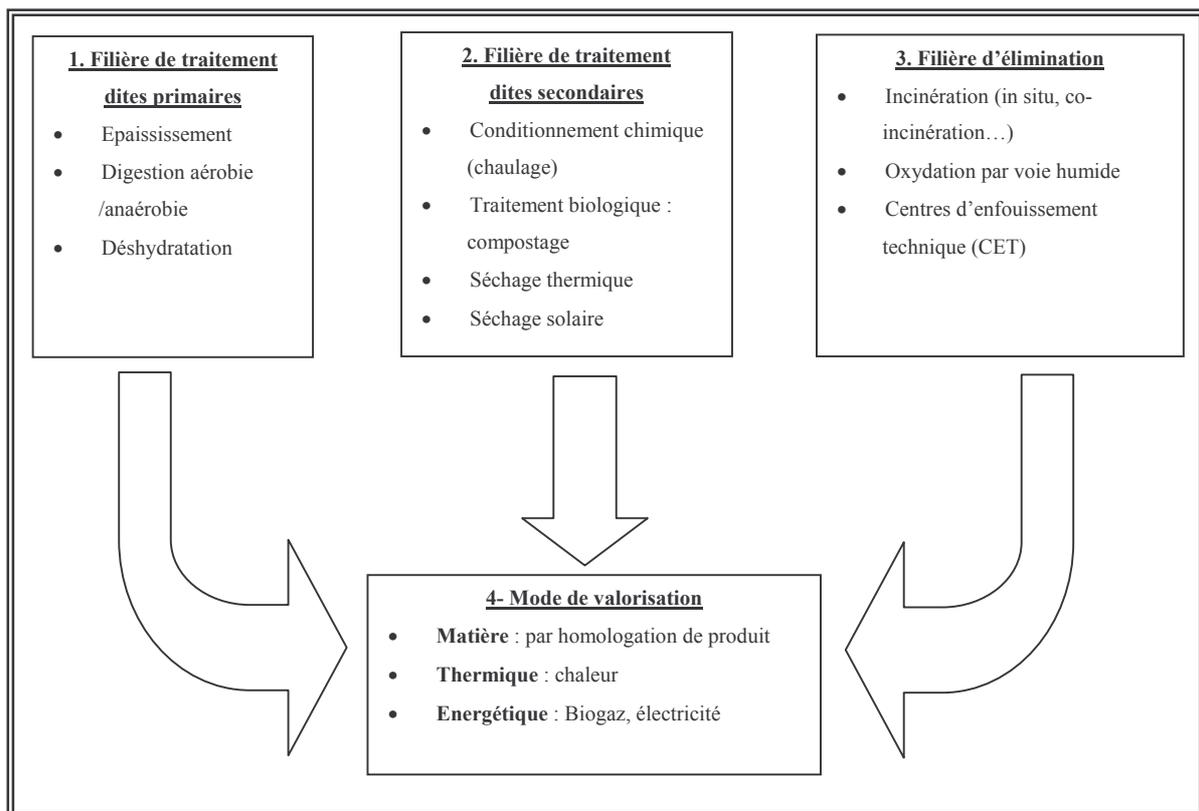


Fig. I.3 : Les filières de traitements des boues

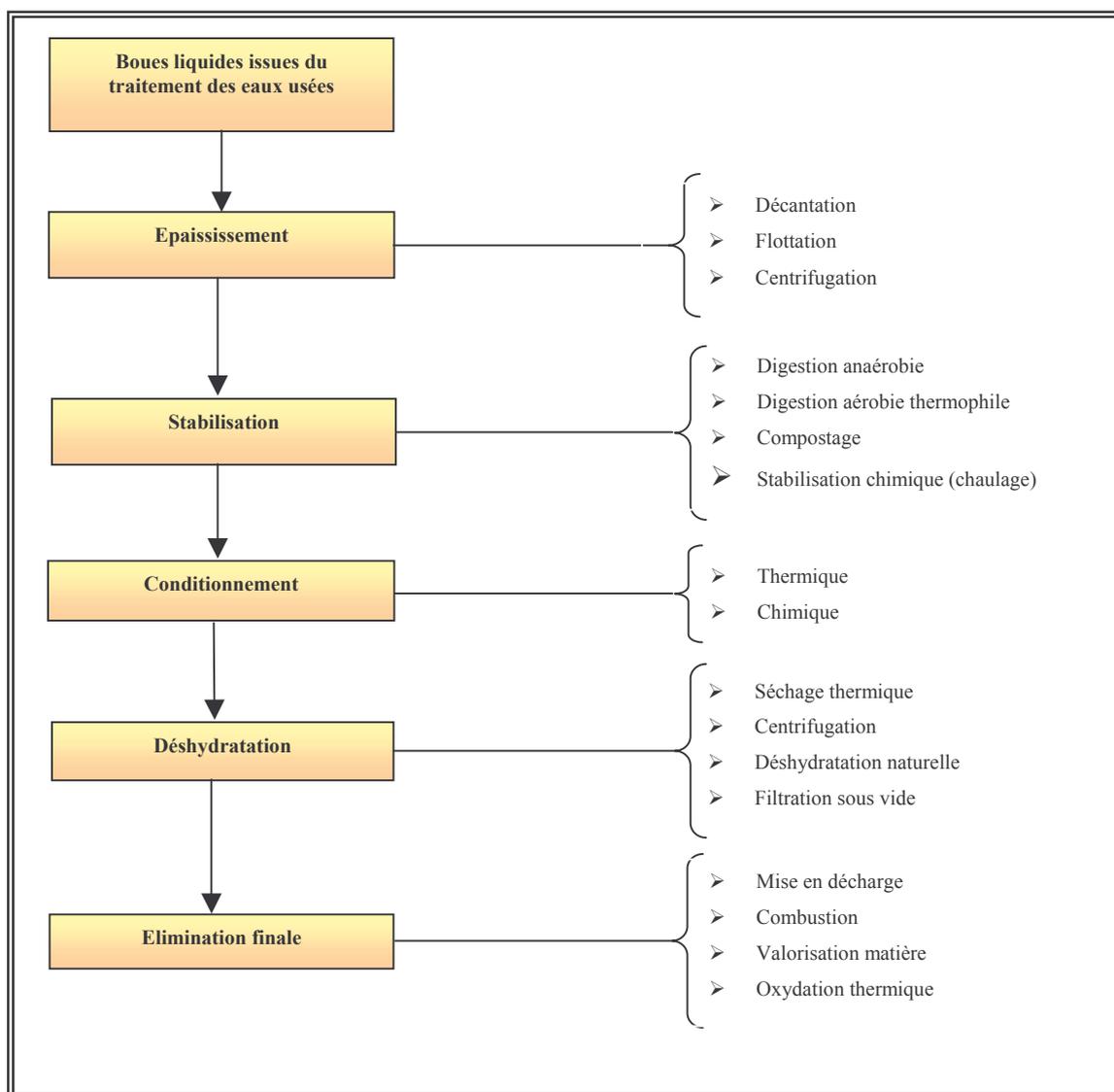


Fig.I.4 : Principales étapes retrouvées dans les filières de traitement des boues d'épuration

CONCLUSION

L'étude du contexte économique et géographique de la gestion et de l'élimination des boues des stations d'épuration a permis de prévoir les difficultés que subira l'île de la Réunion dans les années à venir à travers une production de boues croissante et difficile à gérer malgré les nouveaux aménagements prévus jusqu'en l'an 2010.

Par conséquent, il est de notre devoir de trouver des solutions alternatives de revalorisation. La méthanisation et le séchage thermique se positionnent comme étant des solutions viables et pérennes, c'est pourquoi nous tacherons de mieux appréhender ces deux processus dans les prochains chapitres.

CHAPITRE II

DESCRIPTION DES PROCEDES D'EPURATION

SOMMAIRE

DESCRIPTION DES PROCÉDES D'EPURATION

INTRODUCTION	23
II.1. LE TRAITEMENT DES EAUX USEES URBAINES.....	23
I.1.1. Le prétraitement.....	24
I.1.1.1 Le dégrillage	24
I.1.1.2 Le dessableur - dégraisseur - déshuileur.....	24
II.1.2. Le traitement primaire ou traitement physico-chimique	25
II.1.3. Le traitement secondaire : Traitement essentiellement Biologique	26
II.1.3.1 Par cultures fixées	26
II.1.3.2 Par cultures libres	28
II.1.4. Le traitement tertiaire	28
II.1.4.1. Affinage de la teneur en MES	28
II.1.4.2. Désinfection	28
II. 2. TYPOLOGIE DES BOUES :	29
II.2.1. Les boues primaires.....	29
II.2.2. Les boues physico-chimiques.....	30
II.2.3. Les boues biologiques	30
II.3. LE CONDITIONNEMENT DES BOUES	31
CONCLUSION.....	33

INTRODUCTION

Le principal objectif de ce chapitre est de faire un état des lieux des diverses techniques utilisées dans le traitement des eaux usées.

Traditionnellement on distingue dans une station trois grandes étapes de traitement [Carlson, 98]:

- Traitement primaire : ou traitement physico-chimique
- Traitement secondaire : traitement biologique essentiellement
- Traitement tertiaire : compléments, affinage sur des substances délicates à extraire

Ce deuxième chapitre se présente selon une vision synoptique des procédés qui gèrent une station afin de mettre en évidence le rôle de chaque poste de traitement, et surtout, leur non interchangeabilité.

II.1. LE TRAITEMENT DES EAUX USEES URBAINES

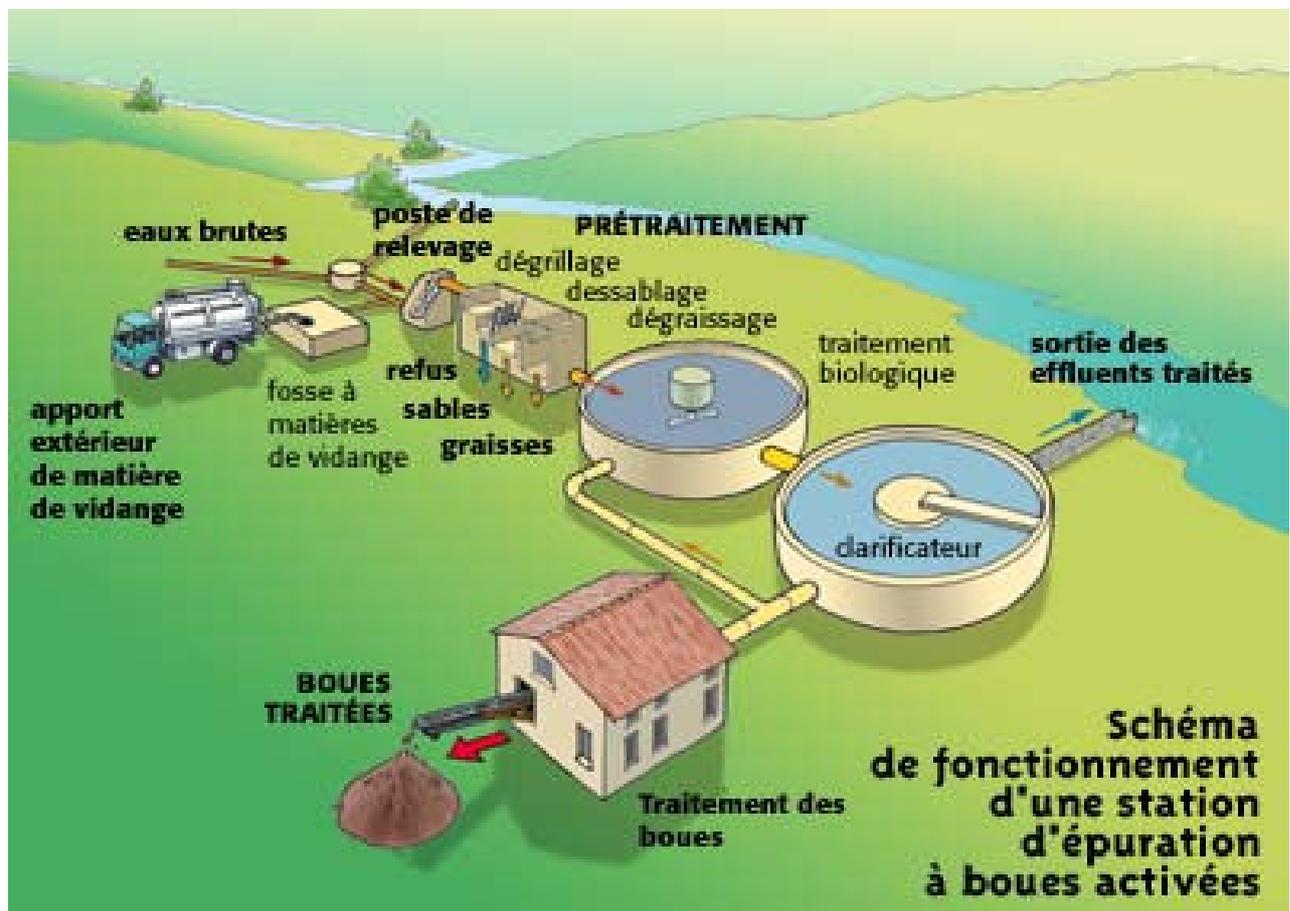


Fig.II.1 : Schéma général de fonctionnement d'une station d'épuration

Une station d'épuration est installée à l'extrémité d'un réseau de collecte, sur l'émissaire principal, juste en amont de la sortie des eaux vers le milieu naturel. Elle rassemble une succession de dispositifs, empruntés tour à tour par les eaux usées dont un schéma général est présenté ci-après. Chaque dispositif est conçu pour extraire au fur et à mesure les différents polluants contenus dans les eaux. La succession des dispositifs est bien entendu calculée en

fonction de la nature des eaux usées recueillies sur le réseau et des types de pollutions à traiter (Figure II.1).

I.1.1. Le prétraitement

Dans cette partie il y a essentiellement des procédés physiques. Les pré traitements ont pour objectif d'éliminer les éléments les plus grossiers, qui sont susceptibles de gêner les traitements ultérieurs et d'endommager les équipements. Il s'agit des déchets volumineux (dégrillage), des sables et graviers (dessablage) et des graisses (dégraissage-déshuilage).

I.1.1.1 Le dégrillage

Cela permet d'éliminer les corps flottants ainsi que les gros déchets par l'intermédiaire de grilles placées en travers du canal d'amenée ceci afin de protéger les installations contre les obstructions. Ces éléments sont ensuite éliminés avec les ordures ménagères. Le tamisage, qui utilise des grilles dont l'espacement est plus réduit, peut compléter cette phase de pré traitement. Cependant, il génère beaucoup plus de déchets.

I.1.1.2 Le dessableur - dégraisseur - déshuileur

Le dessablage débarrasse les eaux usées des sables et des graviers par sédimentation. L'écoulement de l'eau à une vitesse réduite dans un bassin appelé "dessableur" entraîne leur dépôt au fond de l'ouvrage. Ces particules sont ensuite aspirées par une pompe. Les sables récupérés sont essorés, puis lavés avant d'être soit envoyés en décharge, soit réutilisés, selon la qualité du lavage.

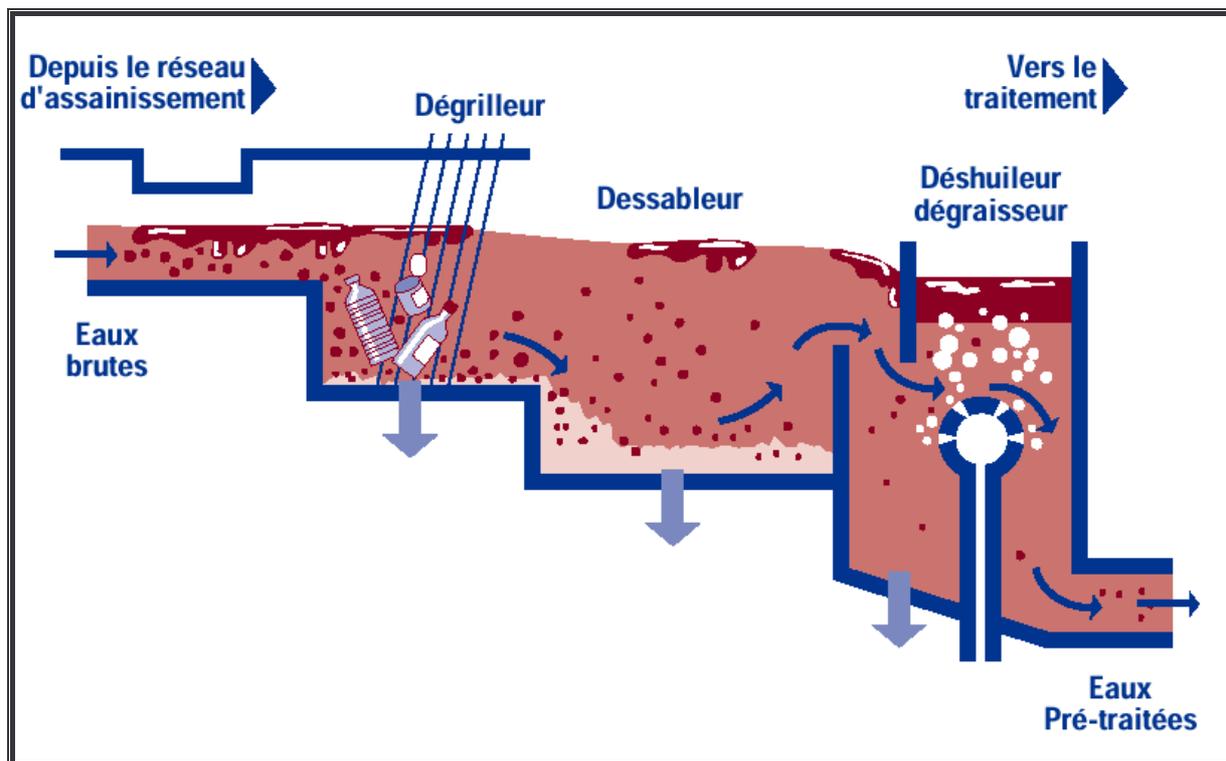


Fig.II.2 : schéma du fonctionnement global du pré traitement

Le dégraissage vise à éliminer la présence de graisses dans les eaux usées, graisses qui peuvent gêner l'efficacité des traitements biologiques qui interviennent ensuite. Le dégraissage s'effectue par flottation. L'injection d'air au fond de l'ouvrage permet la remontée en surface des corps gras. Les graisses sont raclées à la surface, puis stockées avant d'être éliminées (mise en décharge ou incinération). Elles peuvent aussi faire l'objet d'un traitement biologique spécifique au sein de la station d'épuration. De nombreuses stations utilisent des dessableurs - dégraisseurs combinés, comme l'indique la **figure II.2**.

D'autres méthodes viennent s'ajouter à ces trois pré traitements que l'on peut qualifier de classiques. Nous pouvons citer par exemple *la centrifugation* qui est un mécanisme permettant de découpler le pouvoir séparateur du champ de pesanteur vertical en lui substituant un champ centrifuge radial.

II.1.2. Le traitement primaire ou traitement physico-chimique

Si les prétraitements visent à l'élimination des matières solides, des sables, et des matières minérales qu'on peut récupérer par surnage, le traitement primaire élimine plus de la moitié des matières en suspension (MES) et constitue une pré-épuration non négligeable quoique insuffisante pour garantir la qualité du rejet en milieu naturel. Le traitement primaire ne porte que sur les matières particulaires décantables et fait appel à différents procédés physiques ou chimiques. Les matières décantables se déposent au fond ou flottent à la surface par différence de densité ou après adjonction de produits (réactifs coagulants et polyélectrolytes) agglomérant les matières et accélérant leur flottation ou leur sédimentation.

La décantation classique est possible lorsque les eaux prétraitées séjournent en eaux calmes dans le bassin de décantation primaire. Les matières en suspension, organiques ou non, se déposent dans le fond du bassin simplement par gravité. Elles y sont raclées et évacuées formant ainsi les **boues primaires**.

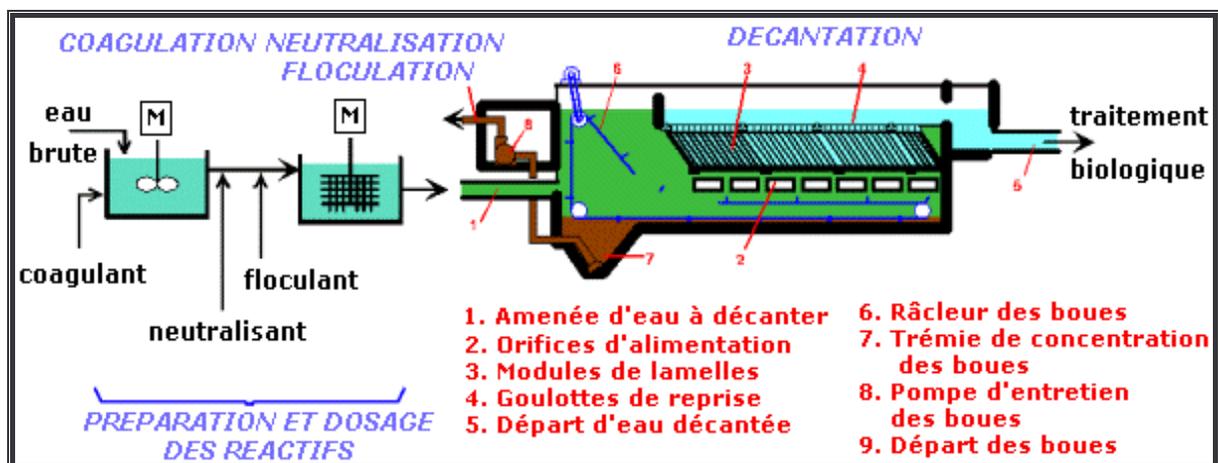


Fig. II.3 : Traitement physico-chimique

Ces traitements éliminent 50 à 60% des matières en suspension, mais ne suffisent plus pour satisfaire les exigences épuratoires de la réglementation actuelle. Avec coagulation et floculation dans des décanteurs lamellaires, on peut éliminer jusqu'à 90% des MES. L'utilisation d'un décanteur lamellaire permet d'accroître le rendement de la décantation. Ce type d'ouvrage comporte des lamelles parallèles inclinées, ce qui multiplie la surface de décantation et accélère donc le processus de dépôt des particules. Une décantation lamellaire permet d'éliminer plus de 70% des matières en suspension et diminue de plus de 40% la DCO et la DBO.

Le principal inconvénient de ce traitement est le coût élevé des réactifs mais également une production importante de boues putrescibles.

II.1.3. Le traitement secondaire : Traitement essentiellement Biologique

C'est le procédé le plus utilisé pour restaurer la qualité de l'eau en la débarrassant de ses principales impuretés, pourvu qu'elles soient biodégradables et ne contiennent pas de toxiques. L'épuration biologique consiste à mettre la matière organique contenue dans les eaux usées au contact d'une masse bactérienne active en présence d'oxygène. Composée essentiellement de bactéries et de protozoaires, celle-ci va se nourrir de la matière organique et la dégrader. Elle reproduit dans des réacteurs spécifiques un phénomène qui se serait déroulé naturellement dans les rivières. A l'issue de ce processus, les bactéries constituent les "boues" qui devront être séparées de l'eau épurée.

II.1.3.1 Par cultures fixées

II.1.3.1.a. Biofiltre

Ce traitement consiste à faire transiter les eaux usées dans une cuve contenant un matériau filtrant immergé, support du développement d'un film biologique. Le film biologique permet l'assimilation de la pollution et la filtration de la boue produite d'où le terme "biofiltre" (Figure II.4).

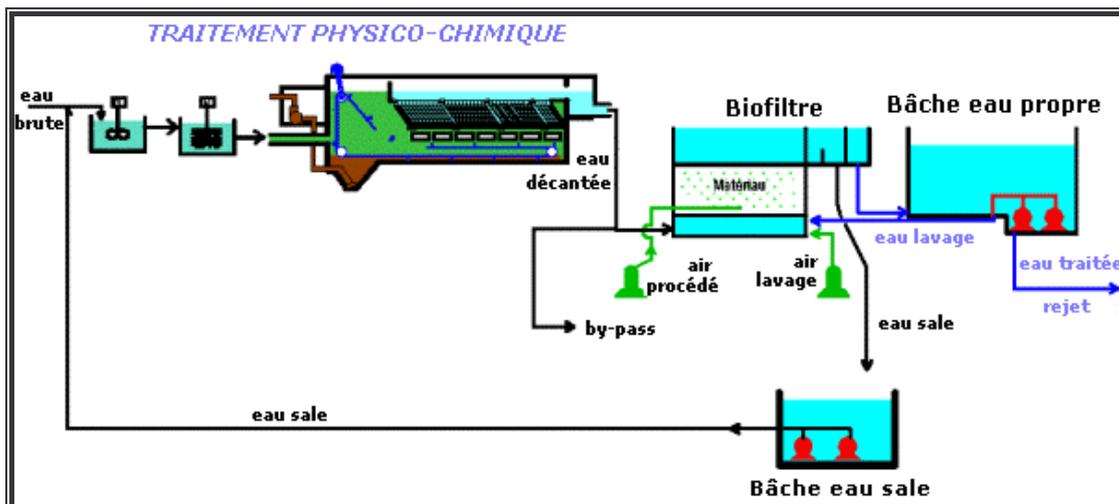


Fig. II.4 : Biofiltre

Les besoins en oxygène sont assurés par insufflation d'air (air procédé). Plusieurs fois par jour, un lavage à l'eau traitée (eau de lavage) et à l'air (air de lavage) est nécessaire. Les eaux sales retournent en tête de traitement afin que les boues biologiques soient piégées dans le décanteur primaire (ou bien un traitement primaire physico-chimique).

II.1.3.1.b. Lit bactérien

Utilisé pour les eaux très chargées (agroalimentaire, apports viticoles...), il est constitué d'un bassin rempli de pouzzolane, roche poreuse d'origine volcanique sur laquelle les micro-organismes forment une pellicule appelée zooglé. L'effluent est distribué par aspersion en surface et l'oxygénation est apportée par ventilation naturelle de bas en haut (Figure II.5).

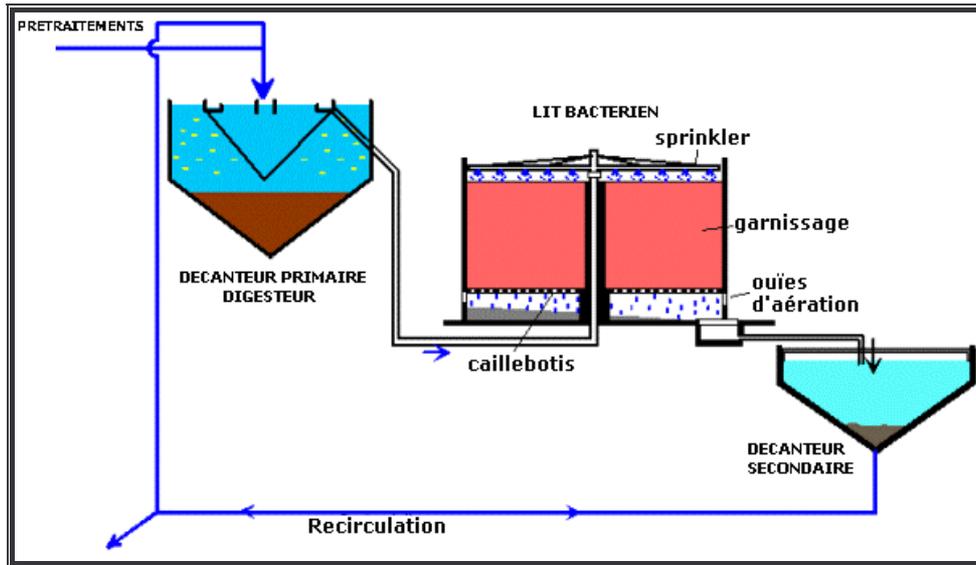


Fig. II.5 : Lit bactérien

II.1.3.1.c. Disques biologiques

Les eaux usées, préalablement décantée, alimentent un ouvrage dans lequel des disques fixés sur un axe sont mis en rotation à vitesse lente. Sur ces disques biologiques en plastique se développent alors un film bactérien. Lors de leur émergence, ces bactéries prélèvent l'oxygène nécessaire à leur respiration et lors de l'immersion, elles absorbent la pollution dissoute dont elles se nourrissent.

Dès que le film biologique dépasse une épaisseur de quelques millimètres, il se détache et est entraîné vers le décanteur final où il est séparé de l'eau épurée. Les boues ainsi piégées sont renvoyées par pompage périodique vers l'ouvrage de tête pour y être stockées et digérées (Figure II.6).

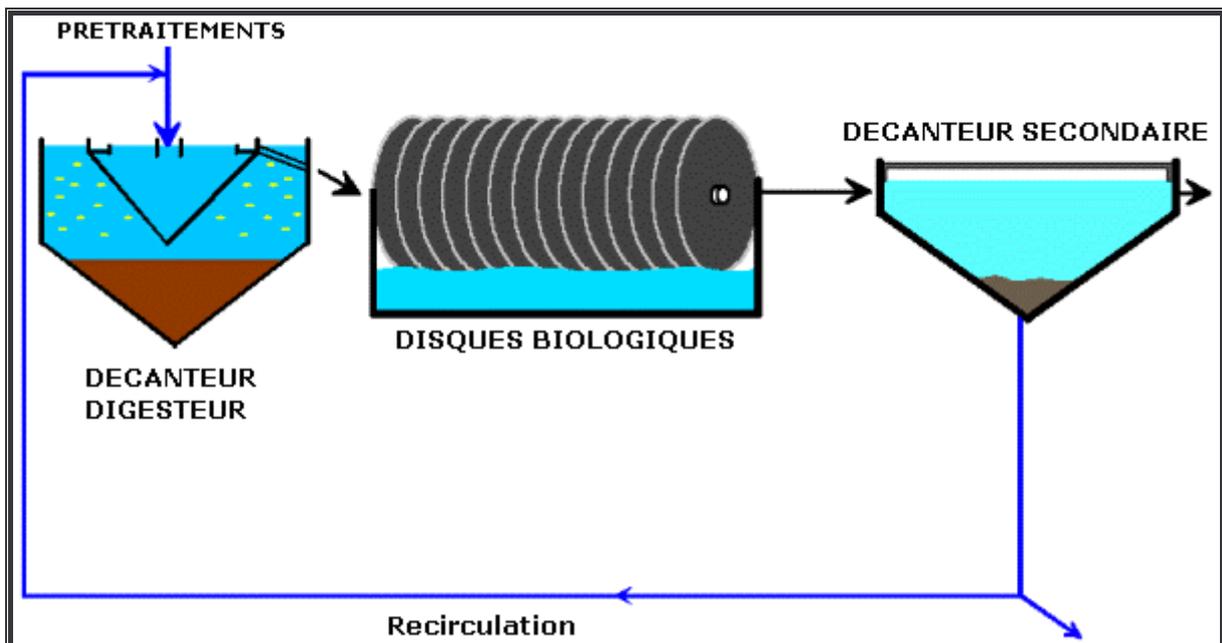


Fig. II.6 : Disques biologiques

II.1.3.2 Par cultures libres

II.1.3.2.a. Lagunage naturel

Le lagunage naturel est un procédé d'épuration extensif, consistant à faire séjourner les eaux usées dans plusieurs bassins successifs, de grande taille, peu profonds (moins de 1,50 m) et étanches (trois en général, dont le dernier est planté de végétaux). L'élimination de la pollution organique et, pour partie, des germes infectieux est obtenue par des organismes vivants ; l'oxygénation provient directement des échanges d'air et de la photosynthèse (l'énergie étant fournie par le rayonnement solaire). Le lagunage peut aussi être utilisé en " finition " en aval d'une station d'épuration, essentiellement pour obtenir un abattement des germes infectieux (dans une zone de baignade par exemple).

II.1.3.2.b. Boue activée faible charge

Après prétraitements, les eaux usées sont dirigées vers un bassin d'aération où elles sont mises en contact avec une biomasse responsable de l'épuration. Dans ce réacteur, la pollution dissoute est transformée en flocon de boues par assimilation bactérienne (**Figure II.7**). Les flocons peuvent alors être séparés de l'eau traitée par décantation. La boue décantée est recirculée afin de permettre le réensemencement du bassin d'aération. Périodiquement, les boues en excès sont extraites pour rejoindre le traitement des boues.

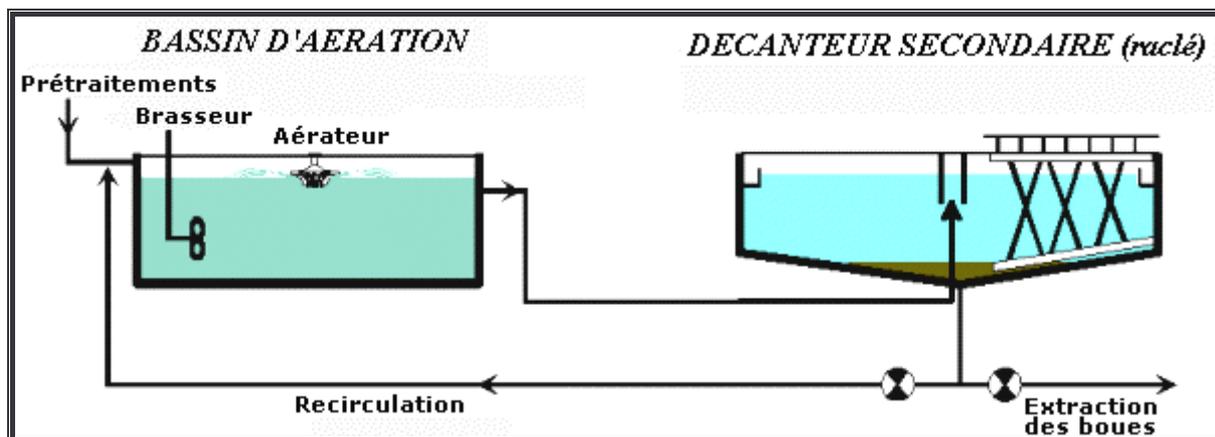


Fig. II.7 :Boues activées faible charge

II.1.4. Le traitement tertiaire

Il arrive qu'un traitement complémentaire plus poussé soit nécessaire afin de faciliter l'élimination de certaines substances délicates à extraire. Cette étape tient un rôle très important, celui d'affinage dans le but soit d'une réutilisation des eaux épurées à des fins agricoles ou industrielles, soit d'une protection plus avancée du milieu récepteur destiné à un usage bien spécifique. Nous allons présenter un certain nombre d'entre eux.

II.1.4.1. Affinage de la teneur en MES

- lagunage tertiaire
- filtration sur sable

II.1.4.2. Désinfection

II.1.4.2.a. Ultraviolet

L'eau à désinfecter transite dans un chenal ouvert dans lequel sont placées des lampes émettant un rayonnement ultraviolet qui a la propriété d'agir directement sur les chaînes

moléculaires (ADN-ARN) des cellules des micro-organismes, ce qui interrompt le processus de vie et de reproduction de ces pathogènes. L'eau désinfectée peut ainsi rejoindre le milieu naturel sans risque pour la santé des individus.

II.1.4.2.b. Chloration

Les produits chlorés (eau de javel, chlore) ont un grand effet bactéricide grâce à leur pouvoir oxydant qui permet la destruction des germes pathogènes. La désinfection à l'eau de javel est simple à mettre en œuvre. Livrée sous forme liquide, elle est stockée dans une cuve avant d'être reprise par une pompe doseuse pour être injectée dans le bassin de contact où transite l'eau à désinfecter. Le chlore gazeux est livré et stocké sous forme liquéfiée dans des bouteilles (ou tanks) sous pression. Par connexion sur la bouteille, le chlore gazeux est soutiré pour être mélangé grâce à un hydroéjecteur à une eau de service, ce qui permet la production d'eau chlorée. Celle-ci est injectée dans le bassin de contact (**Figure II.8**).

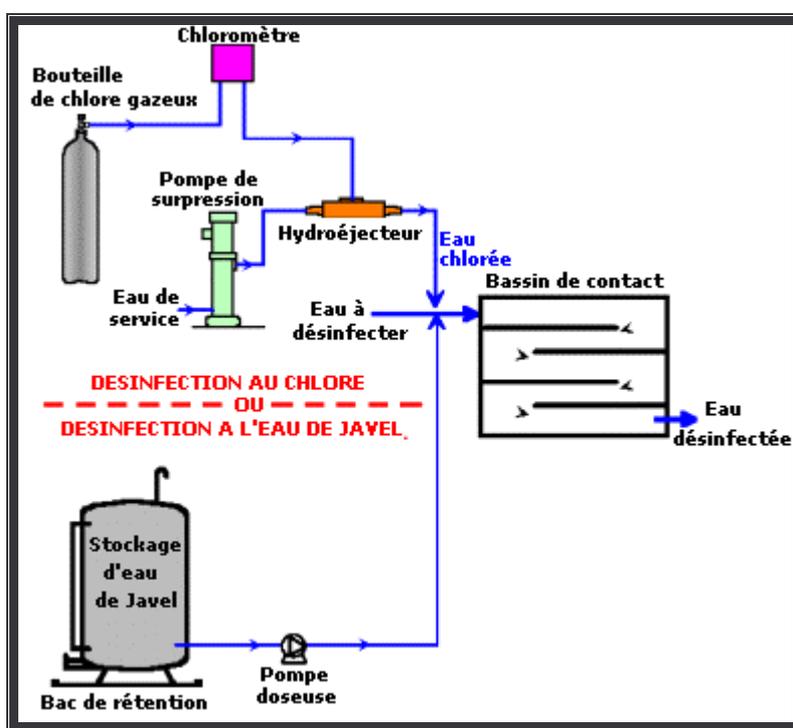


Fig. II.8 : Désinfection par chloration

II. 2. TYPOLOGIE DES BOUES :

Selon le type de traitement réalisé en station, différents types de boues fraîches (0 à 1% de siccité) peuvent être produits :

II.2.1. Les boues primaires

Les boues primaires sont les dépôts récupérés par simple décantation des eaux usées, obtenues, par exemple, dans les décanteurs. Les matières en suspension décantables forment les boues primaires fraîches. Elles sont à la fois riches en matières minérales (microsables, terre, etc.) et contiennent des matières organiques susceptibles d'évolution. Elles présentent des concentrations élevées (40 à 50 g de MES/EH/jour). Les boues primaires nécessitent une stabilisation biologique ou chimique afin d'en limiter la fermentation (**Figure II.9**).

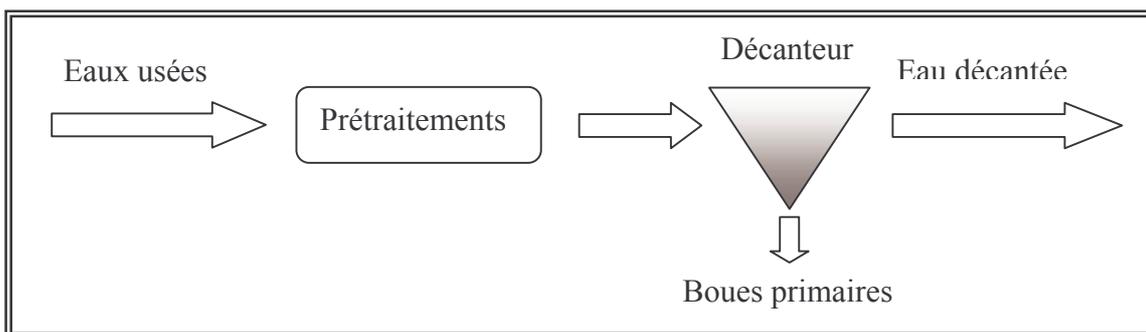


Fig. II.9 : Obtention des boues primaires au niveau du décanteur

II.2.2. Les boues physico-chimiques

Elles résultent d'un traitement de coagulation floculation qui a pour but de rassembler sous forme de floccs les matières en suspension et les colloïdes contenus dans l'eau. On obtient les boues physico-chimiques, variante des boues primaires, par adjonction de réactifs (sels de fer, d'aluminium) qui permet la séparation des floccs et de la phase aqueuse. La composition (présence de sels métalliques) de ces boues pose un problème quant à leur destination finale (Figure II.10).

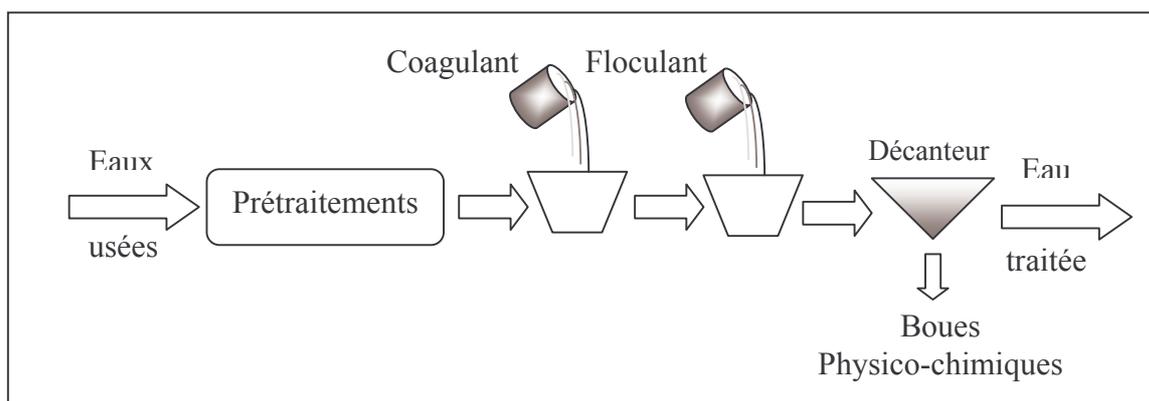


Fig. II.10 : Obtention des boues physico-chimiques au niveau du décanteur

II.2.3. Les boues biologiques

Les boues biologiques (encore appelées boues secondaires) sont les boues issues du traitement biologique que ce soit en culture libre (boues activées) ou en culture fixée (lits bactériens, disques biologiques, etc.). Elles sont donc constituées essentiellement de corps bactériens et de leurs sécrétions. Très organiques, elles présentent, à la sortie du système d'épuration des eaux, des concentrations médiocres (autour de 10 g/l). Les boues secondaires ont pour caractéristique d'avoir peu de pollution pour beaucoup d'organismes. A terme, l'ensemble des stations de l'île produira ce type de boues fraîches (Figure II.11).

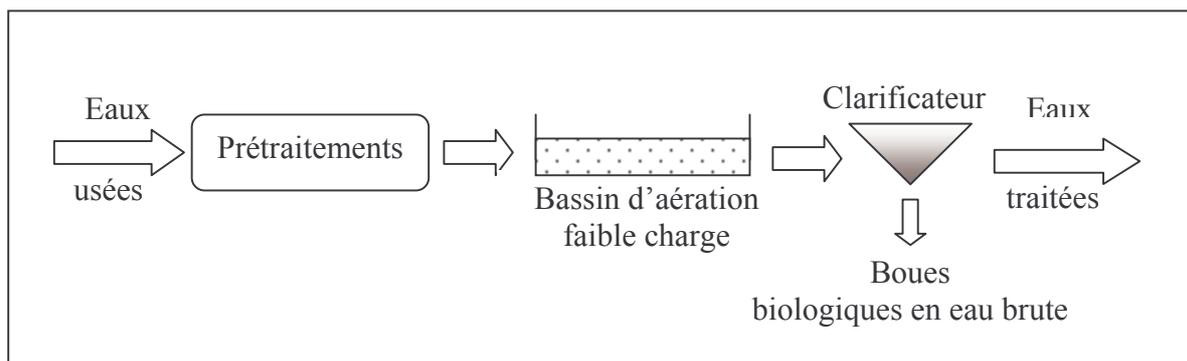


Fig. II.11 : Obtention des boues biologiques au niveau de la station d'épuration

II.3. LE CONDITIONNEMENT DES BOUES

L'objectif du conditionnement des boues est multiple [BCEOM, 01]:

- Augmentation de la siccité (*réduction de la teneur en eau des boues*) permettant la concentration du produit (*réduction du volume et de la masse*). L'augmentation de la siccité favorise la stabilisation des boues, voire l'hygiénisation (cas des boues sèches et compostées).
- Réduction du pouvoir fermentescible, par stabilisation de la matière organique permettant de limiter son départ en fermentation responsable d'émanation de mauvaises odeurs et de la consommation organique.
- Hygiénisation, par destruction des microorganismes ; cette phase n'est pas forcément recherchée, elle est en fait la conséquence de traitement réalisé pour augmenter la siccité et réduire la fermentescibilité.

Différents traitements ou des successions de traitements peuvent permettre d'atteindre ces objectifs. Sur la **figure II.12** suivante, nous positionnons les deux procédés de traitement étudiés longuement dans les prochains chapitres, à savoir la méthanisation et le séchage thermique parmi ceux déjà existants.

La méthanisation apparaît comme un procédé de stabilisation permettant de diminuer le pouvoir fermentescible des boues et d'éviter ainsi les nuisances olfactives. Il faut noter cependant que ce procédé n'est pas utilisable sur des stations d'épuration utilisant une filière à aération prolongée où les boues récupérées sont déjà stabilisées. L'atout majeur de ce procédé est l'exploitation du méthane produit durant la fermentation afin d'alimenter la station en électricité.

Le séchage solaire présente l'avantage d'être un procédé peu coûteux. L'efficacité du séchage est meilleure que le séchage à l'air libre permettant ainsi de traiter une masse de boues plus importante. Les inconvénients majeurs sont le traitement des lixiviats produits et la manutention nécessaire.

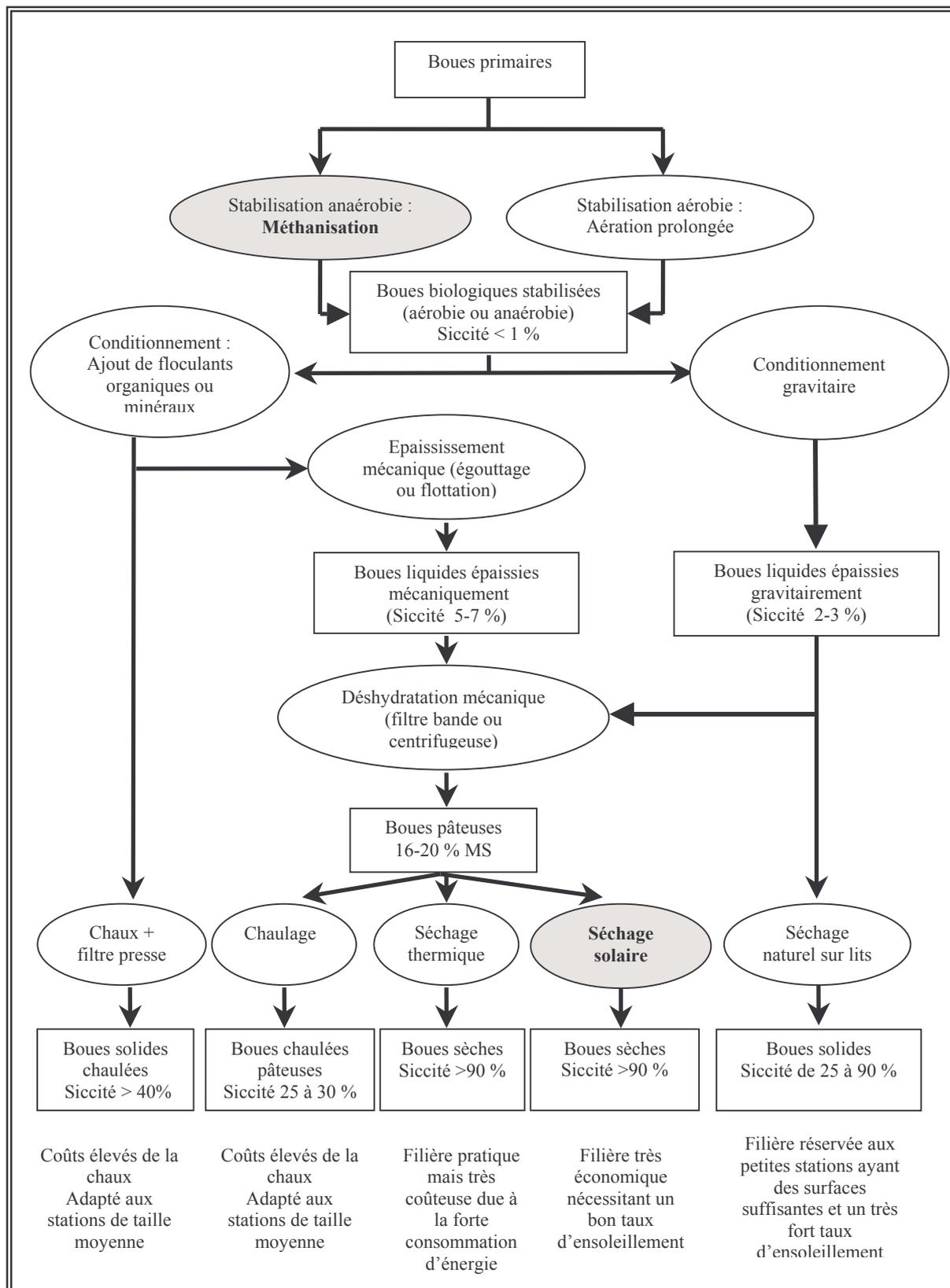


Fig. II.12 : Positionnement des procédés étudiés (méthanisation et séchage solaire) parmi quelques filières existantes

CONCLUSION

Une bonne connaissance des différents procédés de traitement des eaux a été nécessaire pour cette étude. Du point de vue pratique, on note naturellement que l'étape prépondérante du traitement est le traitement biologique secondaire. A titre indicatif, dans le cas de la station du Port, le système utilisé est celui de boues activées.

Au vue de la synoptique du dispositif, la difficulté principale qui apparaît est la gestion du flux de matières entrantes dans la station. En effet ce flux n'est pas constant d'où la nécessité de nombreux outils de contrôle en l'occurrence des capteurs de surveillance. Par exemple, un des points de surveillance important est le clarificateur. On mesure les montées et descentes de voiles de boues. Cela permet par exemple d'optimiser le fonctionnement des pompes d'extraction.

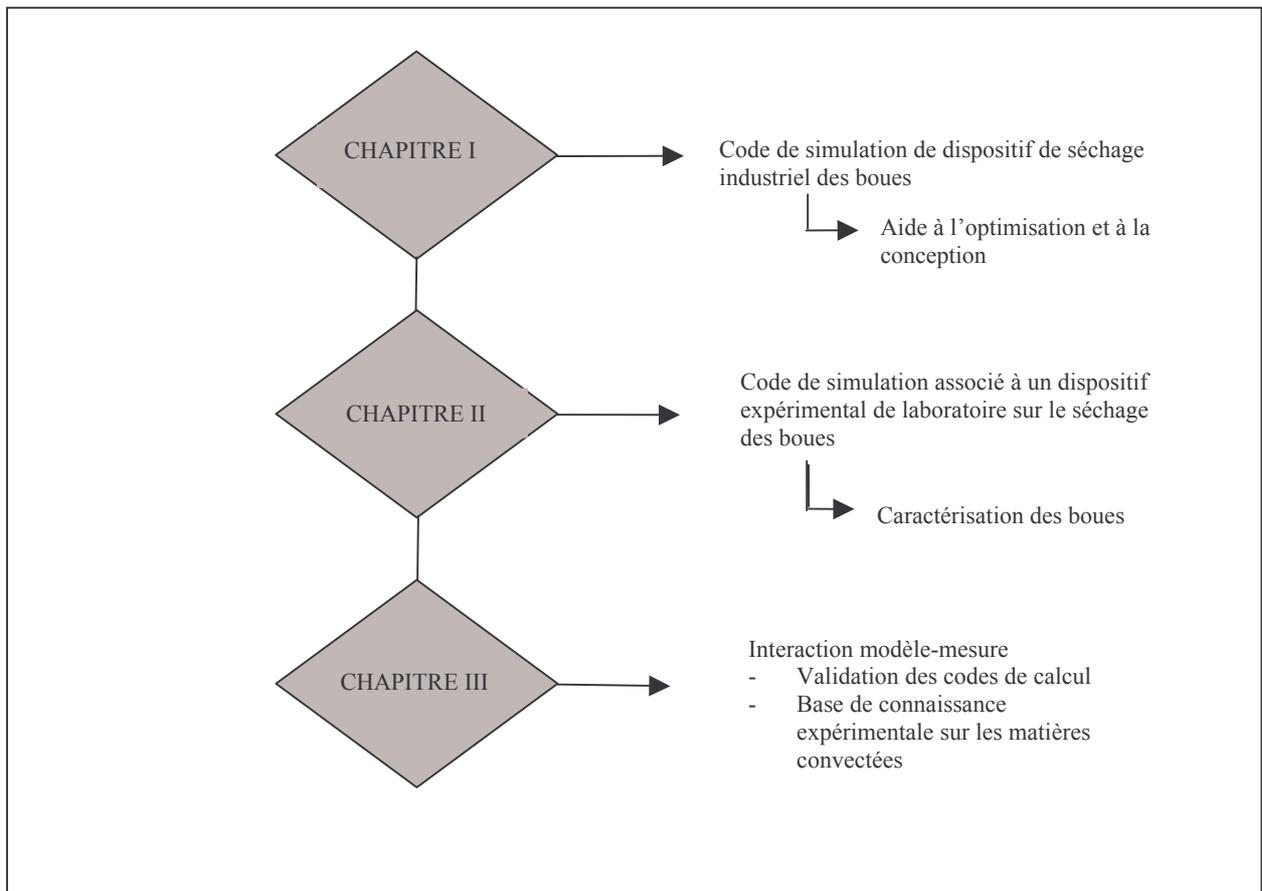
Compte tenu des normes de rejet de plus en plus strictes, un contrôle permanent des stations est important. La description dynamique du système d'épuration peut permettre de prédire son comportement dans des cas particuliers, par exemple le fonctionnement par temps de pluie.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES DE LA PREMIERE PARTIE

- [BCEOM, 01]** BCEOM.
« Schéma départemental de gestion et d'élimination des boues des stations d'épuration de la Réunion. Phase I : Réglementation relative au conditionnement et l'élimination des boues d'épuration ». (2001).
- [Carlson, 98]** B. Carlson.
« An introduction to sedimentation theory in wastewater treatment ». System and control Group of Uppsala University. (1998).

DEUXIEME PARTIE

SECHAGE THERMIQUE DES BOUES DES STATIONS D'EPURATION



CHAPITRE I

ETUDE THEORIQUE DU SECHAGE DES BOUES DE STATIONS

D'EPURATION DES EAUX USEES

PAR

CONVECTION NATURELLE AU SEIN D'UN SECHOIR - SERRE

SOMMAIRE

ETUDE THEORIQUE DU SECHAGE DES BOUES DE STATIONS D'EPURATION DES EAUX USEES PAR CONVECTION NATURELLE AU SEIN D'UN SECHOIR- SERRE

NOMENCLATURE DU CHAPITRE I DE LA DEUXIEME PARTIE.....	38
INTRODUCTION	44
I.1. DESCRIPTION DU SECHOIR-SERRE.....	44
I.2. MODELE MATHEMATIQUE ASSOCIE A CE SECHOIR SERRE.....	45
I.2.1. Equations de bilan thermique	45
I.2.2. Modèle de cinétique de séchage des boues des STEP	50
I.2.3. Modèles des coefficients d'échange thermique.....	51
I.2.4. Calcul des apports solaires au sein du système	56
I.2.5. Détermination du coefficient d'échange massique.....	61
I.2.6. Modèle du débit volumique de l'air à l'intérieur de la serre	61
I.2.7. Modèle du coefficient de pression due au vent	62
I.3. METHODE DE RESOLUTION DU SYSTEME D'EQUATIONS DE BILAN THERMIQUE	62
I.4. ANALYSE DE SENSIBILITE PARAMETRIQUE DU MODELE.....	64
I.4.1. Choix de la méthode d'analyse utilisée	64
I.4.2. Paramétrage du modèle	64
I.4.3. Résultats de l'analyse de sensibilité du modèle.....	66
I.5. RESULTATS DE QUELQUES SIMULATIONS POUR L' ETUDE DE PREDICTION THEORIQUE DU COMPORTEMENT DU SECHOIR-SERRE	68
I.5.1. Influences de l'épaisseur des boues et de la surface de base de la serre sur le temps de séchage.....	69
I.5.2. Influence de la hauteur minimum h_{min} de la serre	70
I.5.3. Influences des angles d'inclinaison a_5 et a_6 des façades n°5 et n°6 sur le temps de séchage.....	70
I.5.4. Influences des aires des ouvertures inférieures a_{bot} et supérieure a_{top} de la serre sur le temps de séchage.....	71
I.5.5. Influence de la vitesse moyenne du vent.....	73
I.5.6. Influence de l'orientation de la serre par rapport au soleil et au vent sur le temps de séchage.....	73
I.5.7. Comparaison des influences respectives de la hauteur minimum h_{min} et de l'épaisseur de la couverture e_c	75
I.5.8. Influences du coefficient d'extinction χ_l et de l'émissivité ϵ_l de la couverture	76
I.5.9. Influences de l'épaisseur e_d et de la conductivité thermique k_d de la dalle	77
I.5.10. Influences de l'épaisseur e_{sd} et de la conductivité thermique k_{sd} de la dalle	78
I.5.11. Comparaison des influences respectives des épaisseurs de la dalle et de la sous-dalle (e_d et e_{sd}).....	78
CONCLUSION.....	79

NOMENCLATURE DU CHAPITRE I DE LA DEUXIEME PARTIE

A :	Surface instantanée d'échange air-produit	[m ²]
A_o :	Surface initiale d'échange air-produit	[m ²]
Alb :	Albédo du sol	[]
az_s :	Azimut du soleil	[°]
Cp_1 :	Capacité calorifique massique à pression constante de la couverture	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Cp_2 :	Capacité calorifique massique à pression constante de la boue	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Cp_{3e} :	Capacité calorifique massique à pression constante de la face externe de la façade n°3	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Cp_{4e} :	Capacité calorifique massique à pression constante de la face externe de la façade n°4	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Cp_{5e} :	Capacité calorifique massique à pression constante de la face externe de la façade n°5	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Cp_{6e} :	Capacité calorifique massique à pression constante de la face externe de la façade n°6	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Cp_{3i} :	Capacité calorifique massique à pression constante de la face interne de la façade n°3	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Cp_{4i} :	Capacité calorifique massique à pression constante de la face interne de la façade n°4	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Cp_{5i} :	Capacité calorifique massique à pression constante de la face interne de la façade n°5	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Cp_{6i} :	Capacité calorifique massique à pression constante de la face interne de la façade n°6	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Cp_{ai} :	Capacité calorifique massique à pression constante de l'air intérieur	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Cp_d :	Capacité calorifique massique à pression constante de la dalle	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Cp_{sd} :	Capacité calorifique massique à pression constante de la sous-dalle	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
$DFSA_1$:	Densité de flux solaire absorbée par la couverture inclinée	[W.m ⁻²]
$DFSA_2$:	Densité de flux solaire absorbée par la boue	[W.m ⁻²]
$DFSA_{3e}$:	Densité de flux solaire absorbée par la face externe de la façade n°3	[W.m ⁻²]
$DFSA_{4e}$:	Densité de flux solaire absorbée par la face externe de la façade n°4	[W.m ⁻²]
$DFSA_{5e}$:	Densité de flux solaire absorbée par la face externe de la façade n°5	[W.m ⁻²]
$DFSA_{6e}$:	Densité de flux solaire absorbée par la face externe de la façade n°6	[W.m ⁻²]
$DFSA_{3i}$:	Densité de flux solaire absorbée par la face interne de la façade n°3	[W.m ⁻²]
$DFSA_{4i}$:	Densité de flux solaire absorbée par la face interne de la façade n°4	[W.m ⁻²]
$DFSA_{5i}$:	Densité de flux solaire absorbée par la face interne de la façade n°5	[W.m ⁻²]

$DFSA_{6i}$: Densité de flux solaire absorbée par la face interne de la façade n°6	[W.m ⁻²]
D_h	: Densité de flux de rayonnement diffus incident sur un plan horizontal	[W.m ⁻²]
Dif_i	: Densité de flux du rayonnement solaire diffus transmis par la couverture	[W.m ⁻²]
Dir_i	: Densité de flux du rayonnement solaire direct transmis par la couverture	[W.m ⁻²]
F_m	: Flux de masse échangé par unité de temps et par unité de surface entre l'air intérieur asséchant et la boue	[kg.m ⁻² .s ⁻¹]
F_{ij} ($i = 1 \text{ à } 6 \text{ et } j = 1 \text{ à } 6$)	: facteur de forme géométrique entre les diverses surfaces internes de la serre telles que l'indice 1 désigne la couverture, l'indice 2 est relatif à la boue (sur le sol de la serre), les indices 3,4,5,6 représentent respectivement les façades n°3,4,5,6	[]
G_h	: Densité de flux rayonnement global incident sur un plan horizontal	[W.m ⁻²]
h_{cae1e}	: Coefficient d'échange par convection entre l'air extérieur et la face externe de la couverture	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{cae3e}	: Coefficient d'échange par convection entre l'air extérieur et la face externe de la façade n°3	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{cae4e}	: Coefficient d'échange par convection entre l'air extérieur et la face externe de la façade n°4	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{cae5e}	: Coefficient d'échange par convection entre l'air extérieur et la face externe de la façade n°5	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{cae6e}	: Coefficient d'échange par convection entre l'air extérieur et la face externe de la façade n°6	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{cai1i}	: Coefficient d'échange par convection entre l'air intérieur et la face interne de la couverture	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{cai2}	: Coefficient d'échange par convection entre l'air intérieur et la boue	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{cai3i}	: Coefficient d'échange par convection entre l'air intérieur et la face interne de la façade n°3	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{cai4i}	: Coefficient d'échange par convection entre l'air intérieur et la face interne de la façade n°4	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{cai5i}	: Coefficient d'échange par convection entre l'air intérieur et la face interne de la façade n°5	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{cai6i}	: Coefficient d'échange par convection entre l'air intérieur et la face interne de la façade n°6	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{d1}	: Coefficient d'échange par conduction à travers la couverture inclinée	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{d3e}	: Coefficient d'échange par conduction à travers la couche externe de la façade n°3	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{d4e}	: Coefficient d'échange par conduction à travers la couche externe de la façade n°4	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{d5e}	: Coefficient d'échange par conduction à travers la couche externe de la façade n°5	[W.m ⁻² .K ⁻¹]

h_{d6e} :	Coefficient d'échange par conduction à travers la couche externe de la façade n°6	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{d3i} :	Coefficient d'échange par conduction à travers la couche interne de la façade n°3	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{d4i} :	Coefficient d'échange par conduction à travers la couche interne de la façade n°4	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{d5i} :	Coefficient d'échange par conduction à travers la couche interne de la façade n°5	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{d6i} :	Coefficient d'échange par conduction à travers la couche interne de la façade n°6	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{dd} :	Coefficient d'échange par conduction à travers la dalle	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{dsd} :	Coefficient d'échange par conduction à travers la sous-dalle	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_s :	Hauteur angulaire du soleil	[°]
h_{r1evc} :	Coefficient d'échange radiatif entre la face externe de la couverture et la voûte céleste	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
$h_{r1esolex}$:	Coefficient d'échange radiatif entre la face externe de la couverture et le sol extérieur	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r1i2} :	Coefficient d'échange radiatif entre la face interne de la couverture et la boue	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r1i3i} :	Coefficient d'échange radiatif entre la face interne de la couverture et celle de la façade n°3	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r1i4i} :	Coefficient d'échange radiatif entre la face interne de la couverture et celle de la façade n°4	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r1i5i} :	Coefficient d'échange radiatif entre la face interne de la couverture et celle de la façade n°5	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r1i6i} :	Coefficient d'échange radiatif entre la face interne de la couverture et celle de la façade n°6	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r21i} :	Coefficient d'échange radiatif homologue de h_{r1i2}	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r23i} :	Coefficient d'échange radiatif entre la surface de la boue et la face interne de la façade n°3	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r24i} :	Coefficient d'échange radiatif entre la surface de la boue et la face interne de la façade n°4	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r25i} :	Coefficient d'échange radiatif entre la surface de la boue et la face interne de la façade n°5	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r26i} :	Coefficient d'échange radiatif entre la surface de la boue et la face interne de la façade n°6	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r31i} :	Coefficient d'échange radiatif homologue de h_{r1i3i}	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r3i2} :	Coefficient d'échange radiatif homologue de h_{r23i}	[W.m ⁻² .K ⁻¹]

h_{r3i4i} : Coefficient d'échange radiatif entre les faces internes respectives des façades n°3 et n°4	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r3i5i} : Coefficient d'échange radiatif entre les faces internes respectives des façades n°3 et n°5	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r3i6i} : Coefficient d'échange radiatif entre les faces internes respectives des façades n°3 et n°6	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r4i1i} : Coefficient d'échange radiatif homologue de h_{r1i4i}	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r4i2i} : Coefficient d'échange radiatif homologue de h_{r2i4i}	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r4i3i} : Coefficient d'échange radiatif homologue de h_{r3i4i}	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r4i5i} : Coefficient d'échange radiatif entre les faces internes respectives des façades n°4 et n°5	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r4i6i} : Coefficient d'échange radiatif entre les faces internes respectives des façades n°4 et n°6	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r5i1i} : Coefficient d'échange radiatif homologue de h_{r1i5i}	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r5i2i} : Coefficient d'échange radiatif homologue de h_{r2i5i}	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r5i3i} : Coefficient d'échange radiatif homologue de h_{r3i5i}	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r5i4i} : Coefficient d'échange radiatif homologue de h_{r4i5i}	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r5i6i} : Coefficient d'échange radiatif entre les faces internes respectives des façades n°5 et n°6	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r6i1i} : Coefficient d'échange radiatif homologue de h_{r1i6i}	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r6i2i} : Coefficient d'échange radiatif homologue de h_{r2i6i}	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r6i3i} : Coefficient d'échange radiatif homologue de h_{r3i6i}	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r6i4i} : Coefficient d'échange radiatif homologue de h_{r4i6i}	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r6i5i} : Coefficient d'échange radiatif homologue de h_{r5i6i}	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r3evc} : Coefficient d'échange radiatif entre la face externe de la façade n°3 et la voûte céleste	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
$h_{r3esolex}$: Coefficient d'échange radiatif entre la face externe de la façade n°3 et le sol extérieur	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r4evc} : Coefficient d'échange radiatif entre la face externe de la façade n°4 et la voûte céleste	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
$h_{r4esolex}$: Coefficient d'échange radiatif entre la face externe de la façade n°4 et le sol extérieur	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
h_{r5evc} : Coefficient d'échange radiatif entre la face externe de la façade n°5 et la voûte céleste	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
$h_{r5esolex}$: Coefficient d'échange radiatif entre la face externe de la façade n°5 et le sol extérieur	[W.m ⁻² .K ⁻¹]

h_{r6evc} : Coefficient d'échange radiatif entre la face externe de la façade n°6 et la voûte céleste	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
$h_{r6esolex}$: Coefficient d'échange radiatif entre la face externe de la façade n°6 et le sol extérieur	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
I_h : Densité de flux rayonnement direct incident sur un plan horizontal	[W.m ⁻²]
L_v : Chaleur latente de vaporisation de l'eau	[J.kg ⁻¹]
k_c : Coefficient d'échange massique externe	[m.s ⁻¹]
M_1 : Masse de la couverture inclinée	[kg]
M_2 : Masse du produit à sécher (boue)	[kg]
M_{3e} : Masse de la face externe de la façade n°3	[kg]
M_{4e} : Masse de la face externe de la façade n°4	[kg]
M_{5e} : Masse de la face externe de la façade n°5	[kg]
M_{6e} : Masse de la face externe de la façade n°6	[kg]
M_{3i} : Masse de la face interne de la façade n°3	[kg]
M_{4i} : Masse de la face interne de la façade n°4	[kg]
M_{5i} : Masse de la face interne de la façade n°5	[kg]
M_{6i} : Masse de la face interne de la façade n°6	[kg]
M_d : Masse de la dalle	[kg]
M_{sd} : Masse de la sous-dalle	[kg]
$Pglo_t$: Puissance globale transmise par la couverture	[W]
Q_{ai} : Débit volumique de l'air au sein la serre	[m ³ .s ⁻¹]
S : Section droite du produit par rapport à la direction de l'écoulement de l'air	[m ²]
S_1 : Surface de la couverture transparente inclinée	[m ²]
S_2 : Surface du sol de la serre (surface de contact air-boue)	[m ²]
S_3 : Surface de la façade n°3	[m ²]
S_4 : Surface de la façade n°4	[m ²]
S_5 : Surface de la façade n°5	[m ²]
S_6 : Surface de la façade n°6	[m ²]
t : Variable temps	[s]
T_{1e} : Température de la face externe de la couverture inclinée	[K]
T_2 : Température de la boue	[K]
T_{3e} : Température de la face externe de la façade n°3	[K]
T_{4e} : Température de la face externe de la façade n°4	[K]
T_{5e} : Température de la face externe de la façade n°5	[K]
T_{6e} : Température de la face externe de la façade n°6	[K]

T_{li} :	Température de la face interne de la couverture inclinée	[K]
T_{3i} :	Température de la face interne de la façade n°3	[K]
T_{4i} :	Température de la face interne de la façade n°4	[K]
T_{5i} :	Température de la face interne de la façade n°5	[K]
T_{6i} :	Température de la face interne de la façade n°6	[K]
T_{3m} :	Température de l'inter-couche au sein de la façade n°3	[K]
T_{4m} :	Température de l'inter-couche au sein de la façade n°4	[K]
T_{5m} :	Température de l'inter-couche au sein de la façade n°5	[K]
T_{6m} :	Température de l'inter-couche au sein de la façade n°6	[K]
T_{ae} :	Température de l'air extérieur	[K]
T_{ai} :	Température de l'air intérieur	[K]
T_d :	Température de la dalle	[K]
T_{sd} :	Température de la sous-dalle	[K]
T_{solex} :	Température du sol extérieur de la serre	[K]
T_{vc} :	Température de la voûte céleste	[K]
T_w :	Température humide de l'air asséchant	[K]
V :	Volume instantané de la boue	[m ³]
V_o :	Volume initial de la boue	[m ³]
Vol_s :	Volume de la serre	[m ³]
W :	Humidité absolue de la boue	[kg _{eau} .kg _{MS} ⁻¹]
W_{crit1} :	Première humidité absolue critique de la boue	[kg _{eau} .kg _{MS} ⁻¹]
W_{crit2} :	Deuxième humidité absolue critique de la boue	[kg _{eau} .kg _{MS} ⁻¹]
Y_{sat} :	Humidité absolue de l'air asséchant évaluée à sa température humide	[kg _{eau} .kg _{airsec} ⁻¹]
Y_{∞} :	Humidité absolue de l'air asséchant loin de l'interface air-produit	[kg _{eau} .kg _{airsec} ⁻¹]
α :	Paramètre critique de correction dépendant des conditions de séchage	[]
β :	Angle d'inclinaison de la couverture	[rd]
Δt :	Pas de temps	[s]
ε_1 :	Emissivité de la couverture	[]
ε_2 :	Emissivité de la boue	[]
ε_{je} ($j = 3,4,5,6$) :	Emissivité de la face externe des façades n°3,4,5,6	[]
ε_{ji} ($j = 3,4,5,6$) :	Emissivité de la face interne des façades n°3,4,5,6	[]
ε_{ki} ($k = 3,4$) :	conférer ε_{ji}	[]
ρ_a :	Masse volumique de l'air asséchant	[kg.m ⁻³]
ρ_{ai} :	Masse volumique de l'air intérieur de la serre	[kg.m ⁻³]
σ :	Constante de Stefan-Boltzmann égal à $5,67.10^{-8}$	[W.K ⁻⁴]

INTRODUCTION

Le choix d'utiliser des lits de séchage pour la dessiccation des boues des stations d'épuration suscite un certain nombre d'inconvénients dont voici quelques uns :

- la déshydratation des boues à l'air libre occasionne des nuisances olfactives pour les riverains de la STEP à côté de laquelle les lits sont généralement implantés ;
- ces lits favorisent également la reproduction des mouches et moustiques ;
- ce type d'installation n'offre presque aucune vue panoramique ;
- le séchage s'effectue à ciel ouvert, et en conséquence, le produit à sécher n'est pas à l'abri de l'intempérie ;
- la durée de l'opération est relativement longue alors que la siccité finale des boues est au plus de l'ordre de 53%.

En dépit de ces inconvénients, la déshydratation des boues sur les lits de séchage présente l'avantage d'être moins onéreux, du point de vue coût de l'installation et consommation énergétique, par rapport aux autres procédés de séchage thermique appliqués actuellement pour l'élimination partielle de l'humidité de ce déchet. C'est ainsi qu'est née l'idée de concevoir un système de séchage qui, non seulement, montre une performance technico-économique comparable à celle des lits de séchage mais permet aussi de réduire les incommodités précédemment citées.

Aussi, allons-nous voir dans ce chapitre, l'étude théorique du comportement d'un caisson pouvant être soulevé et couvrant une dalle sur laquelle sont exposées au soleil les boues, de manière à ce que le tout constitue un séchoir-serre.

I.1. DESCRIPTION DU SECHOIR-SERRE

Les figures I.1.a et I.1.b présentent la description schématique du système de séchage considéré [Rakotondramiarana, 02].

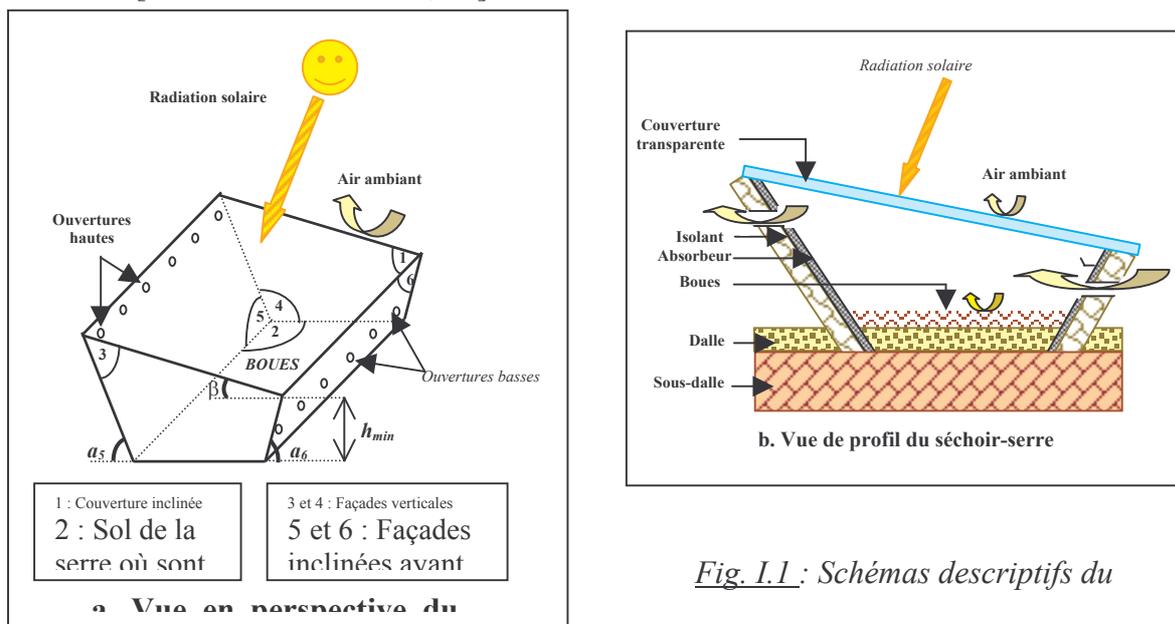


Fig. I.1 : Schémas descriptifs du

Il s'agit d'une serre constituée de quatre façades dont deux côtés opposés sont inclinés par rapport à l'horizontale tandis que les deux autres sont verticaux. Chaque façade est composée d'une couche absorbante intérieure et d'une couche isolante extérieure.

Une couverture transparente assure l'effet de serre au sein du système. Elle fait un angle β [°] sur l'horizontale.

Les boues sont étalées sur une dalle qui, à son tour, repose sur une autre couche que nous avons baptisée « sous-dalle ».

Des ouvertures dénivelées sont respectivement pratiquées sur les façades inclinées pour permettre la ventilation naturelle au sein de la serre.

La couverture, la surface de la boue et les quatre façades sont respectivement numérotées 1 à 6 (voir **Fig.I.1.a**) pour faciliter l'établissement du modèle de prédiction théorique de son comportement vis-à-vis du produit à traiter.

I.2. MODELE MATHEMATIQUE ASSOCIE A CE SECHOIR SERRE

I.2.1. Equations de bilan thermique

Afin de modéliser le système de séchage considéré, nous avons adopté l'analogie entre les grandeurs électriques et celles de la thermique.

La **figure I.2** décrit schématiquement les différents transferts thermiques ayant lieu au sein de la serre tandis que la **figure I.3** présente le schéma électrique équivalent à ces échanges de chaleur.

Les différents bilans énergétiques au niveau des composants et des éléments du système sont obtenus en appliquant la loi d'Ohm sur chaque nœud du circuit électrique équivalent, nous obtenons un système de 18 équations aux dérivées partielles non linéaires ci-après :

Au niveau de la face externe de la couverture (nœud T_{1e})

$$\begin{aligned} \frac{M_1 \cdot Cp_1}{2 \cdot S_1 \cdot \Delta t} \cdot (T_{1e} - T_{1e}^*) &= \frac{1}{2} \cdot DFSA_1 + h_{cae1e} \cdot (T_{ae} - T_{1e}) + h_{r1evc} \cdot (T_{vc} - T_{1e}) + h_{d1} \cdot (T_{1i} - T_{1e}) \\ &+ h_{r1esolex} \cdot (T_{solex} - T_{1e}) \end{aligned} \quad (I.1)$$

Au niveau de la face interne de la couverture (nœud T_{1i})

$$\begin{aligned} \frac{M_1 \cdot Cp_1}{2 \cdot S_1 \cdot \Delta t} \cdot (T_{1i} - T_{1i}^*) &= \frac{1}{2} \cdot DFSA_1 + h_{cai1i} \cdot (T_{ai} - T_{1i}) + h_{d1} \cdot (T_{1e} - T_{1i}) + h_{r1i2} \cdot (T_2 - T_{1i}) \\ &+ h_{r1i3i} \cdot (T_{3i} - T_{1i}) + h_{r1i4i} \cdot (T_{4i} - T_{1i}) + h_{r1i5i} \cdot (T_{5i} - T_{1i}) + h_{r1i6i} \cdot (T_{6i} - T_{1i}) \end{aligned} \quad (I.2)$$

Au niveau de l'air intérieur (asséchant) de la serre (nœud T_{ai})

$$\begin{aligned} \frac{\rho_{ai} \cdot Cp_{ai} \cdot Vol_s}{\Delta t} \cdot (T_{ai} - T_{ai}^*) &= S_1 \cdot h_{cai1i} \cdot (T_{1i} - T_{ai}) + S_2 \cdot h_{cai2} \cdot (T_2 - T_{ai}) + S_3 \cdot h_{cai3i} \cdot (T_{3i} - T_{ai}) \\ &+ S_4 \cdot h_{cai4i} \cdot (T_{4i} - T_{ai}) + S_5 \cdot h_{cai5i} \cdot (T_{5i} - T_{ai}) + S_6 \cdot h_{cai6i} \cdot (T_{6i} - T_{ai}) \\ &+ \rho_{ai} \cdot Cp_{ai} \cdot Q_{ai} \cdot (T_{ae} - T_{ai}) \end{aligned} \quad (I.3)$$

Au niveau de la boue étalée sur le sol de la serre (nœud T_2)

$$\frac{M_2 \cdot Cp_2}{S_2 \cdot \Delta t} \cdot (T_2 - T_2^*) = DFSA_2 - F_m \cdot L_v + h_{cai2} \cdot (T_{ai} - T_2) + h_{r21i} \cdot (T_{1i} - T_2) + h_{r23i} \cdot (T_{3i} - T_2)$$

$$+ h_{r24i} \cdot (T_{4i} - T_2) + h_{r25i} \cdot (T_{5i} - T_2) + h_{r26i} \cdot (T_{6i} - T_2) + h_{dd} \cdot (T_d - T_2) \quad (I.4)$$

Au niveau de la face interne de la façade n°3 (nœud T_{3i})

$$\begin{aligned} \frac{M_{3i} \cdot Cp_{3i}}{S_3 \cdot \Delta t} \cdot (T_{3i} - T_{3i}^*) &= DFSA_{3i} + h_{cai3i} \cdot (T_{ai} - T_{3i}) + h_{r31i} \cdot (T_{1i} - T_{3i}) + h_{r3i2} \cdot (T_2 - T_{3i}) \\ &+ h_{r3i4i} \cdot (T_{4i} - T_{3i}) + h_{r3i5i} \cdot (T_{5i} - T_{3i}) + h_{r3i6i} \cdot (T_{6i} - T_{3i}) + h_{d3i} \cdot (T_{3m} - T_{3i}) \end{aligned} \quad (I.5)$$

Au niveau de la face interne de la façade n°4 (nœud T_{4i})

$$\begin{aligned} \frac{M_{4i} \cdot Cp_{4i}}{S_4 \cdot \Delta t} \cdot (T_{4i} - T_{4i}^*) &= DFSA_{4i} + h_{cai4i} \cdot (T_{ai} - T_{4i}) + h_{r41i} \cdot (T_{1i} - T_{4i}) + h_{r4i2} \cdot (T_2 - T_{4i}) \\ &+ h_{r4i3i} \cdot (T_{3i} - T_{4i}) + h_{r4i5i} \cdot (T_{5i} - T_{4i}) + h_{r4i6i} \cdot (T_{6i} - T_{4i}) + h_{d4i} \cdot (T_{4m} - T_{4i}) \end{aligned} \quad (I.6)$$

Au niveau de la face interne de la façade n°5 (nœud T_{5i})

$$\begin{aligned} \frac{M_{5i} \cdot Cp_{5i}}{S_5 \cdot \Delta t} \cdot (T_{5i} - T_{5i}^*) &= DFSA_{5i} + h_{cai5i} \cdot (T_{ai} - T_{5i}) + h_{r51i} \cdot (T_{1i} - T_{5i}) + h_{r5i2} \cdot (T_2 - T_{5i}) \\ &+ h_{r5i3i} \cdot (T_{3i} - T_{5i}) + h_{r5i4i} \cdot (T_{4i} - T_{5i}) + h_{r5i6i} \cdot (T_{6i} - T_{5i}) + h_{d5i} \cdot (T_{5m} - T_{5i}) \end{aligned} \quad (I.7)$$

Au niveau de la face interne de la façade n°6 (nœud T_{6i})

$$\begin{aligned} \frac{M_{6i} \cdot Cp_{6i}}{S_6 \cdot \Delta t} \cdot (T_{6i} - T_{6i}^*) &= DFSA_{6i} + h_{cai6i} \cdot (T_{ai} - T_{6i}) + h_{r61i} \cdot (T_{1i} - T_{6i}) + h_{r6i2} \cdot (T_2 - T_{6i}) \\ &+ h_{r6i3i} \cdot (T_{3i} - T_{6i}) + h_{r6i4i} \cdot (T_{4i} - T_{6i}) + h_{r6i5i} \cdot (T_{5i} - T_{6i}) + h_{d6i} \cdot (T_{6m} - T_{6i}) \end{aligned} \quad (I.8)$$

Au niveau de l'inter-couche au sein de la façade n°3 (nœud T_{3m})

$$\frac{M_{3e} \cdot Cp_{3e}}{2 \cdot S_3 \cdot \Delta t} \cdot (T_{3m} - T_{3m}^*) = h_{d3e} \cdot (T_{3e} - T_{3m}) + h_{d3i} \cdot (T_{3i} - T_{3m}) \quad (I.9)$$

Au niveau de l'inter-couche au sein de la façade n°4 (nœud T_{4m})

$$\frac{M_{4e} \cdot Cp_{4e}}{2 \cdot S_4 \cdot \Delta t} \cdot (T_{4m} - T_{4m}^*) = h_{d4e} \cdot (T_{4e} - T_{4m}) + h_{d4i} \cdot (T_{4i} - T_{4m}) \quad (I.10)$$

Au niveau de l'inter-couche au sein de la façade n°5 (nœud T_{5m})

$$\frac{M_{5e} \cdot Cp_{5e}}{2 \cdot S_5 \cdot \Delta t} \cdot (T_{5m} - T_{5m}^*) = h_{d5e} \cdot (T_{5e} - T_{5m}) + h_{d5i} \cdot (T_{5i} - T_{5m}) \quad (I.11)$$

Au niveau de l'inter-couche au sein de la façade n°6 (nœud T_{6m})

$$\frac{M_{6e} \cdot Cp_{6e}}{2 \cdot S_6 \cdot \Delta t} \cdot (T_{6m} - T_{6m}^*) = h_{d6e} \cdot (T_{6e} - T_{6m}) + h_{d6i} \cdot (T_{6i} - T_{6m}) \quad (I.12)$$

Au niveau de la face externe de la façade n°3 (nœud T_{3e})

$$\begin{aligned} \frac{M_{3e} \cdot Cp_{3e}}{2 \cdot S_3 \cdot \Delta t} \cdot (T_{3e} - T_{3e}^*) &= DFSA_{3e} + h_{cae3e} \cdot (T_{ae} - T_{3e}) + h_{r3evc} \cdot (T_{vc} - T_{3e}) + h_{d3e} \cdot (T_{3m} - T_{3e}) \\ &+ h_{r3esolex} \cdot (T_{solex} - T_{3e}) \end{aligned} \quad (I.13)$$

Au niveau de la face externe de la façade n°4 (nœud T_{4e})

$$\begin{aligned} \frac{M_{4e} \cdot Cp_{4e}}{2 \cdot S_4 \cdot \Delta t} \cdot (T_{4e} - T_{4e}^*) &= DFSA_{4e} + h_{cae4e} \cdot (T_{ae} - T_{4e}) + h_{r4evc} \cdot (T_{vc} - T_{4e}) + h_{d4e} \cdot (T_{4m} - T_{4e}) \\ &+ h_{r4esolex} \cdot (T_{solex} - T_{4e}) \end{aligned} \quad (I.14)$$

Au niveau de la face externe de la façade n°5 (nœud T_{5e})

$$\begin{aligned} \frac{M_{5e} \cdot Cp_{5e}}{2 \cdot S_5 \cdot \Delta t} \cdot (T_{5e} - T_{5e}^*) &= DFSA_{5e} + h_{cae5e} \cdot (T_{ae} - T_{5e}) + h_{r5evc} \cdot (T_{vc} - T_{5e}) + h_{d5e} \cdot (T_{5m} - T_{5e}) \\ &+ h_{r5esolex} \cdot (T_{solex} - T_{5e}) \end{aligned} \quad (I.15)$$

Au niveau de la face externe de la façade n°6 (nœud T_{6e})

$$\begin{aligned} \frac{M_{6e} \cdot Cp_{6e}}{2 \cdot S_6 \cdot \Delta t} \cdot (T_{6e} - T_{6e}^*) &= DFSA_{6e} + h_{cae6e} \cdot (T_{ae} - T_{6e}) + h_{r6evc} \cdot (T_{vc} - T_{6e}) + h_{d6e} \cdot (T_{6m} - T_{6e}) \\ &+ h_{r6esolex} \cdot (T_{solex} - T_{6e}) \end{aligned} \quad (I.16)$$

Au niveau de la dalle (nœud T_d)

$$\frac{M_d \cdot Cp_d}{S_2 \cdot \Delta t} \cdot (T_d - T_d^*) = h_{ad} \cdot (T_2 - T_d) + h_{dsd} \cdot (T_{sd} - T_d) \quad (I.17)$$

Au niveau de la sous-dalle (nœud T_{sd})

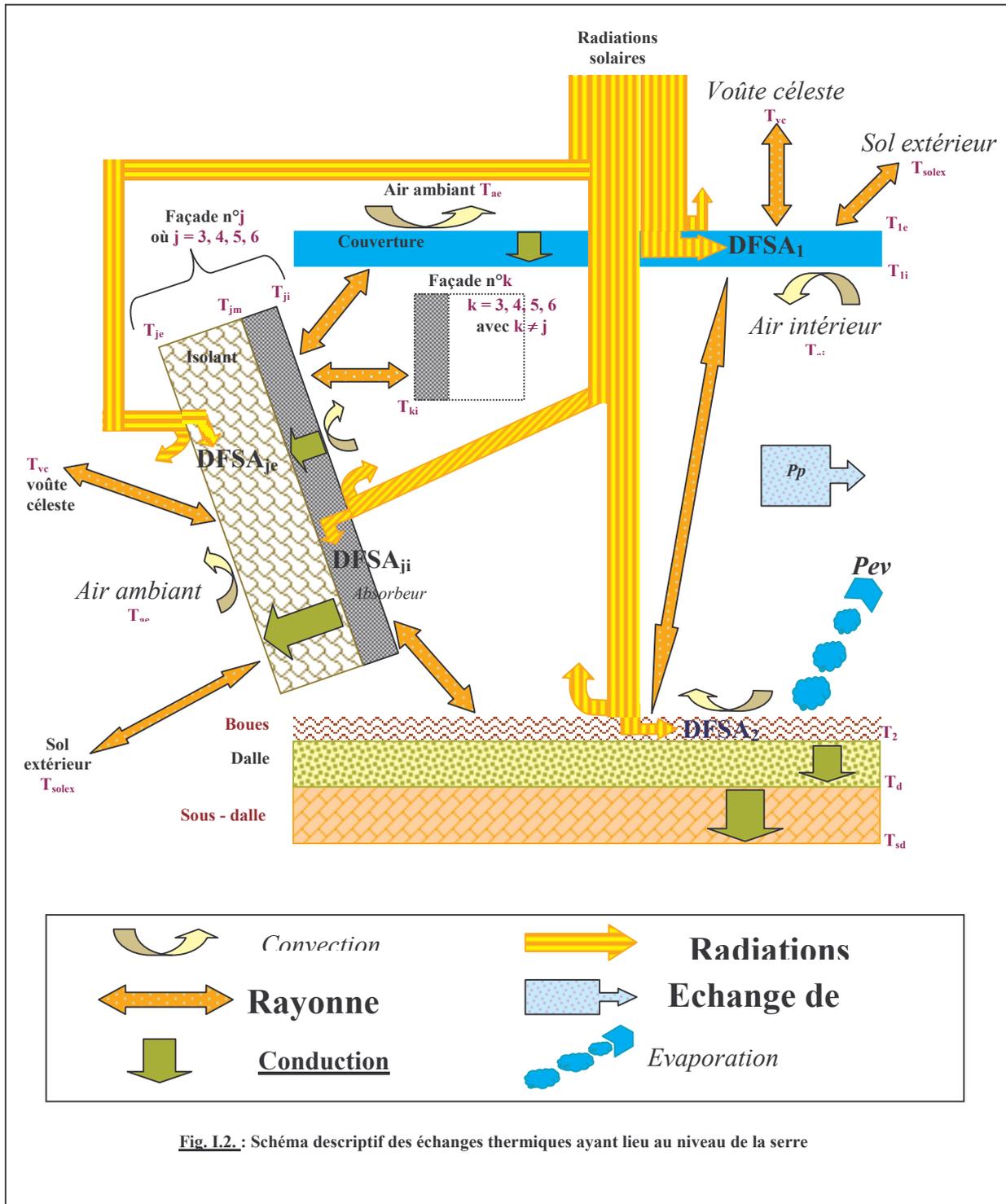
$$\frac{M_{sd} \cdot Cp_{sd}}{S_2 \cdot \Delta t} \cdot (T_{sd} - T_{sd}^*) = h_{dsd} \cdot (T_d - T_{sd}) \quad (I.18)$$

dans lesquelles,

L_v : chaleur latente de vaporisation de l'eau formulé ainsi :

$$L_v = 4186,9 \cdot [597 - 0,56 \cdot (T_2 - 273,15)] \quad \text{en [J.kg}^{-1}] \quad (I.19)$$

T_j^* : température absolue [K] du milieu j à l'instant $(t - \Delta t)$



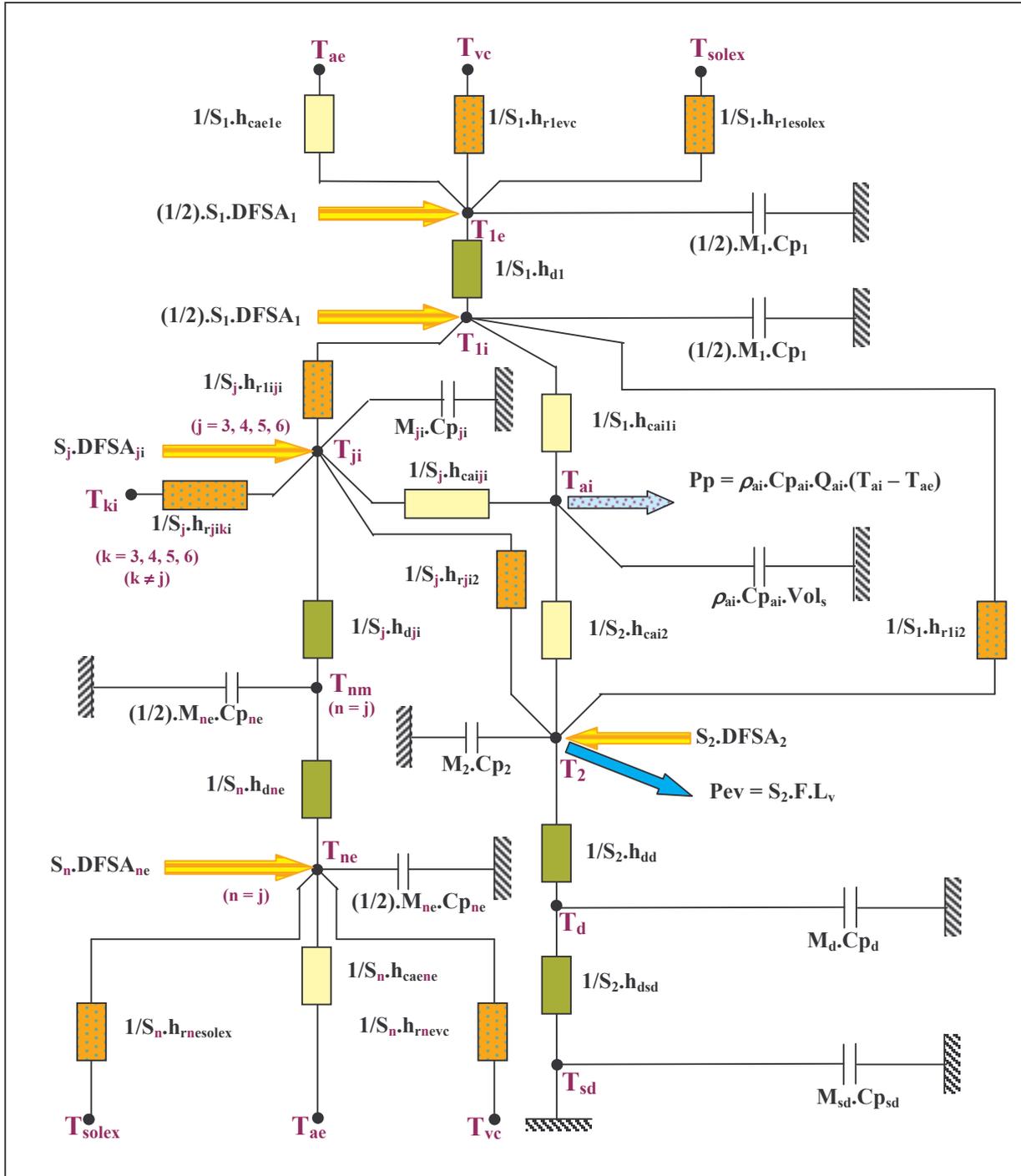


Fig. I.3.: Schéma électrique équivalent aux transferts thermiques ayant lieu au niveau du système étudié

Nous explicitons les caractéristiques thermophysiques intervenant dans les équations précédentes, à savoir : le modèle de cinétique de séchage et les coefficients d'échange thermique.

I.2.2. Modèle de cinétique de séchage des boues des STEP

Des expérimentations de séchage au sein d'une étuve de laboratoire ont été menées par A.Léonard et al.[Léonard, 99] [Léonard, 00] afin de modéliser les paramètres de cinétique de séchage des boues des stations d'épuration. Comme résultats de cette campagne de mesure, il a été constaté que le volume des boues ne reste pas constant au cours du séchage et dépend de son humidité.

Sur la **figure I.4**, on observe deux valeurs critiques d'humidité absolue du produit W_{crit1} et W_{crit2} qui subdivisent ainsi la courbe de rétrécissement volumétrique en trois zones distinctes. Ainsi, au-dessus de la plus grande valeur W_{crit1} des humidités critiques, le volume des boues reste quasiment constant. Entre les deux valeurs W_{crit1} et W_{crit2} , le volume du produit décroît presque linéairement avec son humidité absolue. En dessous de W_{crit2} , le volume des échantillons atteint une valeur constante finale.

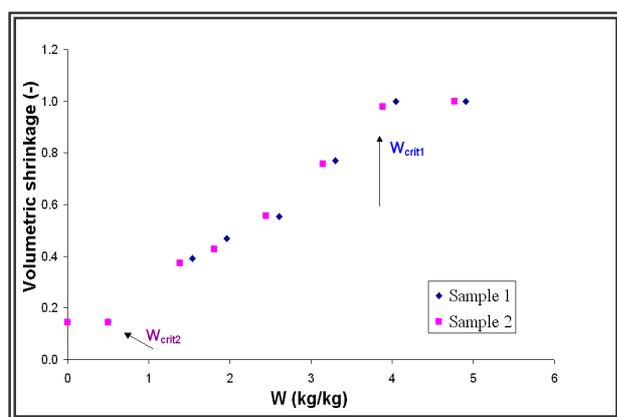


Fig. I.4. : Courbe de rétrécissement volumétrique des boues au cours du séchage

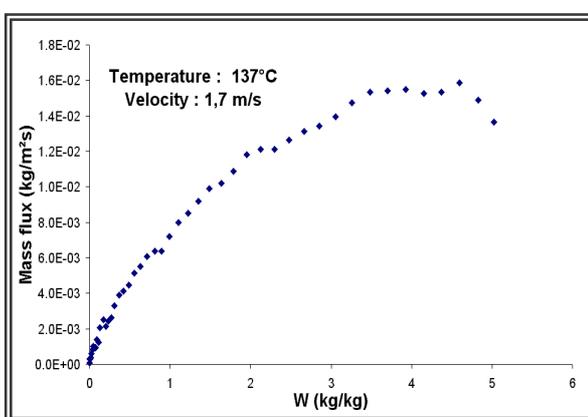


Fig. I.5. : Courbe de séchage des échantillons des boues extrudées

Les auteurs cités précédemment ont alors pris en compte ces trois parties pour modéliser la cinétique de séchage des boues dont la **figure I.5** présente la courbe de séchage. Similairement au cas du séchage des produits agroalimentaires, cette courbe de séchage montre une phase à vitesse constante suivie d'une phase à vitesse décroissante et ces deux phases sont précédées d'une phase de préchauffage du produit.

En notant W l'humidité absolue des boues, les modèles de cinétique de séchage ainsi obtenus sont donnés ci-après.

➤ **Pour la zone à vitesse constante : $W > W_{crit1}$**

Le flux de masse échangée entre l'air asséchant et les boues F_m est constant :

$$F_m = F_{const} = \frac{A_0}{S} k_c \rho_a (Y_{sat}(T_w) - Y_\infty) \quad (I.20)$$

➤ **Pour la première zone de décroissance de vitesse : $W_{crit1} > W > W_{crit2}$**

La diminution de volume des boues affecte la surface d'échange air-produit. Par conséquent, le flux de masse diminue suivant une puissance de 2/3 du volume du produit.

$$F_m = \frac{A(W)}{S} k_c \rho_a (Y_{sat}(T_w) - Y_\infty) = F_{const} \frac{A(W)}{A_0} \approx F_{const} \left(\frac{V(W)}{V_0} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (I.21)$$

➤ **Pour la deuxième zone de décroissance de vitesse : $W < W_{crit2}$**

Dans cette dernière zone, le volume final du produit est atteint. Le flux de masse est exprimé de la manière suivante :

$$F_m = F_{const} \left(\frac{V(W_{crit2})}{V_0} \right)^{\frac{2}{3}} \left(\frac{W}{W_{crit2}} \right)^{\alpha} \quad (I.22)$$

α étant un paramètre critique de correction dépendant des conditions de séchage.

I.2.3. Modèles des coefficients d'échange thermique

I.2.3.1. Echange par convection

1.a. Entre l'air extérieur et la face externe de la couverture : h_{cae1e}

Nous retenons une relation traduisant une convection mixte, utilisée par [Alidina, 91]. Elle découle des résultats expérimentaux obtenus par [Kittas, 80] pour une serre tunnel.

$$h_{cae1e} = \frac{\rho \cdot Cp(T_{ae})}{1045} \cdot [1,14 \cdot (T_{1e} - T_{ae})^{0.5} + 6,97 \cdot V_v^{1,6}]^{0.5} \quad (I.23)$$

$\rho \cdot Cp(T_{ae})$: capacité calorifique volumique de l'air à pression constante [$J \cdot m^{-3} \cdot K^{-1}$] donnée par [Alidina, 91]

$$\rho \cdot Cp(T) = \frac{1173,1 \cdot 303,16}{T} \quad (I.24)$$

où

T : température absolue de l'air [K]

V_v : vitesse du vent au niveau de la couverture [$m \cdot s^{-1}$]

1.b. Entre l'air extérieur et les faces externes des façades n°3,4,5,6 : h_{cae3e} , h_{cae4e} , h_{cae5e} , h_{cae6e}

Nous utilisons des relations analogues à la précédente :

$$h_{caeje} = \frac{\rho \cdot Cp(T_{ae})}{1045} \cdot [1,14 \cdot (T_{je} - T_{ae})^{0.5} + 6,97 \cdot V_v^{1,6}]^{0.5} \text{ avec } j = 3,4,5,6 \quad (I.25)$$

1.c. Entre l'air intérieur et la face interne de la couverture : h_{cai1i}

Nous avons retenu la formule de Hottel et Woertz citée par [Grozdánov, 86] :

$$h_{cai1i} = \frac{1,162 \cdot (5,05 - 1,39 \cdot \beta + 0,277 \cdot \beta^2)}{[T_{ai} - T_{1i}]^{0,25}} \quad (I.26)$$

où β est l'inclinaison de la couverture [rd]

1.d. Entre l'air intérieur et les faces internes des façades n°5,6 : h_{cai5i} , h_{cai6i}

D'une manière analogue que précédemment ces coefficients sont calculés ainsi :

$$h_{cai5i} = \frac{1,162 \cdot (5,05 - 1,39 \cdot \alpha_1 + 0,277 \cdot \alpha_1^2)}{[T_{ai} - T_{5i}]^{0,25}} \quad (I.27)$$

$$h_{cai6i} = \frac{1,162.(5,05 - 1,39.\alpha_2 + 0,277.\alpha_2^2)}{[T_{ai} - T_{6i}]^{0,25}} \quad (I.28)$$

α_1 et α_2 étant les angles d'inclinaison [rd] respectifs des façades n°5 et 6 sur l'horizontal.

1.e. Entre l'air intérieur et les faces internes des façades n°3,4 : h_{cai3i} , h_{cai4i}

Les façades n°3 et 4 étant verticales, ces coefficients s'obtiennent en posant $\beta = \frac{\pi}{2}$ rd dans la relation (I.26) :

$$h_{caiji} = \frac{4,125}{[T_{ai} - T_{ji}]^{0,25}} \quad \text{avec } j = 3,4 \quad (I.29)$$

1.f. Entre l'air intérieur et la boue : h_{cai2}

Il s'obtient en posant $\beta = 0$ rd dans la même équation (I.26) :

$$h_{cai2} = \frac{5,868}{[T_{ai} - T_2]^{0,25}} \quad (I.30)$$

I.2.3.2. Echange par conduction

2.a. A travers chaque couche externe des façades n°3,4,5,6 : h_{d3e} , h_{d4e} , h_{d5e} , h_{d6e}

Ces coefficients sont formulés comme suit :

$$h_{dje} = \frac{k_{je}}{e_{je}} \quad \text{avec } j = 3,4,5,6 \quad (I.31)$$

dans laquelle,

k_{je} : conductivité thermique de l'isolant externe de la façade n°j (j = 3,4,5,6) [W.m⁻¹.K⁻¹]

e_{je} : épaisseur de l'isolant externe de la façade n°j (j = 3,4,5,6) [m]

2.b. A travers chaque couche interne (absorbeur) des façades n°3,4,5,6 :

$$(h_{d3i}, h_{d4i}, h_{d5i}, h_{d6i})$$

Comme précédemment, ces coefficients se calculent de la façon suivante :

$$h_{dji} = \frac{k_{ji}}{e_{ji}} \quad \text{avec } j = 3,4,5,6 \quad (I.32)$$

où

k_{ji} : conductivité thermique de la couche interne de la façade n°j (j = 3,4,5,6) [W.m⁻¹.K⁻¹]

e_{ji} : épaisseur de la couche interne (absorbeur) de la façade n°j (j = 3,4,5,6) [m]

2.c. A travers la dalle : h_{dd}

En désignant par k_d la conductivité thermique de la dalle [W.m⁻¹.K⁻¹] et par e_d son épaisseur [m], le coefficient d'échange par conduction à travers la dalle est déterminé par :

$$h_{dd} = \frac{k_d}{e_d} \quad (I.33)$$

2.d. A travers la sous-dalle : h_{dsd}

La relation donnant ce coefficient est analogue à celles citées précédemment :

$$h_{dsd} = \frac{k_{sd}}{e_{sd}} \quad (I.34)$$

k_{sd} et e_{sd} étant respectivement la conductivité thermique [$\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$] et l'épaisseur [m] de la sous-dalle.

2.e. A travers la couverture : h_{d1}

De même, le coefficient d'échange par conduction à travers la couverture est calculé par :

$$h_{d1} = \frac{k_1}{e_1} \quad (I.35)$$

dans laquelle, k_1 et e_1 désignent respectivement la conductivité thermique [$\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$] et l'épaisseur [m] de la couverture.

I.2.3.3. Echange par rayonnement

3.a. Entre la face externe de la couverture et la voûte céleste : h_{r1evc}

L'aire de la couverture est négligeable devant celle de la voûte céleste. En considérant le ciel comme un corps noir, ce coefficient s'écrit alors :

$$h_{r1evc} = \sigma \cdot \Phi_{1evc} \cdot (T_{1e} + T_{vc}) \cdot (T_{1e}^2 + T_{vc}^2) \quad (I.36)$$

dans laquelle, Φ_{1evc} désigne le facteur de forme gris entre la couverture et la voûte céleste et est déterminé par :

$$\Phi_{1evc} = \left[\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{F_{1evc}} - 1 \right]^{-1} \quad (I.37)$$

F_{1evc} étant le facteur de forme géométrique entre la couverture d'angle d'inclinaison β et la voûte céleste donné par :

$$F_{1evc} = \frac{1 + \cos \beta}{2} \quad (I.38)$$

3.b. Entre la face externe de l'une des façades n°3,4,5,6 et la voûte céleste :

$$(h_{r3evc}, h_{r4evc}, h_{r5evc}, \text{ et } h_{r6evc})$$

De manière analogue que précédemment, nous retenons les relations suivantes :

$$h_{rj evc} = \sigma \cdot \Phi_{j evc} \cdot (T_{je} + T_{vc}) \cdot (T_{je}^2 + T_{vc}^2) \quad \text{avec } j = 3, 4, 5, 6 \quad (I.39)$$

telles que les facteurs de forme gris $\Phi_{j evc}$ respectivement entre la face externe des façades n°3,4,5,6 et la voûte céleste sont formulés comme suit :

$$\Phi_{jevc} = \left[\frac{1}{\varepsilon_{je}} + \frac{1}{F_{jevc}} - 1 \right]^{-1} \quad \text{avec } j = 3,4,5,6 \quad (\text{I.40})$$

où F_{jevc} , dont l'expression est donnée ci-après, représente les facteurs de forme géométrique respectivement entre la face externe de ces façades et la voûte céleste.

$$F_{jevc} = \frac{1 + \cos \varphi_j}{2} \quad \text{avec } j = 3,4,5,6 \text{ et } \varphi_j = \frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2}, (\pi - \alpha_1), (\pi - \alpha_2) \quad (\text{I.41})$$

3.c. Entre la face externe de la couverture et le sol extérieur : $h_{r1esolex}$

En négligeant l'aire de la couverture par rapport à celle du sol extérieur, nous obtenons également :

$$h_{r1esolex} = \sigma \cdot \Phi_{1esolex} \cdot (T_{1e} + T_{solex}) \cdot (T_{1e}^2 + T_{solex}^2) \quad (\text{I.42})$$

où

$\Phi_{1esolex}$: facteur de forme gris entre la couverture et le sol extérieur donné par :

$$\Phi_{1esolex} = \left[\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{F_{1esolex}} - 1 \right]^{-1} \quad (\text{I.43})$$

$F_{1esolex}$: facteur de forme géométrique entre la couverture et le sol extérieur déterminé à l'aide de la relation suivante :

$$F_{1esolex} = \frac{1 - \cos \beta}{2} \quad (\text{I.44})$$

3.d. Entre la face externe des façades n°3,4,5,6 et le sol extérieur :

($h_{r3esolex}$, $h_{r4esolex}$, $h_{r5esolex}$, et $h_{r6esolex}$)

Ces coefficients sont calculés de manière analogue que précédemment :

$$h_{rjesolex} = \sigma \cdot \Phi_{jesolex} \cdot (T_{je} + T_{solex}) \cdot (T_{je}^2 + T_{solex}^2) \quad \text{avec } j = 3,4,5,6 \quad (\text{I.45})$$

où $\Phi_{jesolex}$ désigne les facteurs de forme gris respectivement entre la face externe des façades n°3,4,5,6 et le sol extérieur tels que

$$\Phi_{jesolex} = \left[\frac{1}{\varepsilon_{je}} + \frac{1}{F_{jesolex}} - 1 \right]^{-1} \quad (\text{I.46})$$

dans cette relation $F_{jesolex}$ représente les facteurs de forme géométrique respectivement entre la face externe des façades n°3,4,5,6 et le sol extérieur. Rappelons que ces facteurs de forme sont respectivement le complément de l'unité des facteurs de forme F_{jevc} ($j = 3,4,5,6$) calculés plus haut. Ainsi, nous avons :

$$F_{jesolex} = \frac{1 - \cos \varphi_j}{2} \quad \text{avec } j = 3,4,5,6 \text{ et } \varphi_j = \frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2}, (\pi - \alpha_1), (\pi - \alpha_2) \quad (\text{I.47})$$

3.e. Entre la boue et la face interne de la couverture : h_{r21i} et h_{r1i2}

Entre la surface de la boue et la face interne de la couverture, il existe un échange de chaleur par rayonnement dont le coefficient s'exprime comme suit :

$$h_{r21i} = \sigma \cdot \Phi_{21i} \cdot (T_2 + T_{1i}) \cdot (T_2^2 + T_{1i}^2) \quad (I.48)$$

Φ_{21i} étant le facteur de forme gris entre surface de la boue et la face interne de la couverture tel que

$$\Phi_{21i} = \left[\frac{1 - \varepsilon_2}{\varepsilon_2} + \frac{1}{F_{21}} + \frac{1 - \varepsilon_1}{\varepsilon_1} \cdot \frac{S_2}{S_1} \right]^{-1} \quad (I.49)$$

L'homologue de h_{r21i} est ainsi déduit :

$$h_{r1i2} = \frac{S_2}{S_1} \cdot h_{r21i} \quad (I.50)$$

3.f. Entre la boue et la face interne des façades n°3,4,5,6 :

$$(h_{r23i}, h_{r24i}, h_{r25i}, h_{r26i}, h_{r3i2}, h_{r4i2}, h_{r5i2}, h_{r6i2})$$

Les coefficients $h_{r23i}, h_{r24i}, h_{r25i}, h_{r26i}$, sont déterminés à l'aide des relations suivantes :

$$h_{r2ji} = \sigma \cdot \Phi_{2ji} \cdot (T_2 + T_{ji}) \cdot (T_2^2 + T_{ji}^2) \quad \text{avec } j = 3,4,5,6 \quad (I.51)$$

et

$$\Phi_{2ji} = \left[\frac{1 - \varepsilon_2}{\varepsilon_2} + \frac{1}{F_{2j}} + \frac{1 - \varepsilon_{ji}}{\varepsilon_{ji}} \cdot \frac{S_2}{S_j} \right]^{-1} \quad \text{avec } j = 3,4,5,6 \quad (I.52)$$

Ainsi, nous pouvons en déduire leurs homologues respectifs $h_{r3i2}, h_{r4i2}, h_{r5i2}, h_{r6i2}$ par le biais de :

$$h_{rji2} = \frac{S_2}{S_j} \cdot h_{r2ji} \quad \text{avec } j = 3,4,5,6 \quad (I.53)$$

3.g. Entre la face interne de la façade n°3 et celle de la façade n°4 : h_{r3i4i} et h_{r4i3i}

Les surfaces de ces deux façades étant identiques, les coefficients h_{r3i4i} et h_{r4i3i} sont obtenus comme suit :

$$h_{r3i4i} = \sigma \cdot \Phi_{3i4i} \cdot (T_{3i} + T_{4i}) \cdot (T_{3i}^2 + T_{4i}^2) \quad (I.54)$$

avec
$$\Phi_{3i4i} = \left[\frac{1 - \varepsilon_{3i}}{\varepsilon_{3i}} + \frac{1}{F_{34}} + \frac{1 - \varepsilon_{4i}}{\varepsilon_{4i}} \right]^{-1} \quad (I.55)$$

et
$$h_{r4i3i} = h_{r3i4i} \quad (I.56)$$

3.h. Entre les faces internes respectives des façades n°3,4 et celle de façade n°5 :

$$(h_{r3i5i}, h_{r3i6i}, h_{r4i5i}, h_{r4i6i}, h_{r5i3i}, h_{r5i4i}, h_{r6i3i}, h_{r6i4i})$$

Les coefficients $h_{r3i5i}, h_{r3i6i}, h_{r4i5i}, h_{r4i6i}$ sont déterminés par :

$$h_{rkimi} = \sigma \cdot \Phi_{kimi} \cdot (T_{ki} + T_{mi}) \cdot (T_{ki}^2 + T_{mi}^2) \quad \text{avec } k = 3,4 \text{ et } m = 5,6 \quad (\text{I.57})$$

et
$$\Phi_{kimi} = \left[\frac{1 - \varepsilon_{ki}}{\varepsilon_{ki}} + \frac{1}{F_{km}} + \frac{1 - \varepsilon_{mi}}{\varepsilon_{mi}} \cdot \frac{S_k}{S_m} \right]^{-1} \quad \text{avec } k = 3,4 \text{ et } m = 5,6 \quad (\text{I.58})$$

Leurs homologues respectifs h_{r5i3i} , h_{r5i4i} , h_{r6i3i} , h_{r6i4i} s'en déduisent ainsi :

$$h_{rmiki} = \frac{S_k}{S_m} \cdot h_{rkimi} \quad \text{avec } k = 3,4 \text{ et } m = 5,6 \quad (\text{I.59})$$

3.i. Entre la face interne de la façade n°5 et celle de la façade n°6 : h_{r5i6i} et h_{r6i5i}

De manière similaire que précédemment, nous avons :

$$h_{r5i6i} = \sigma \cdot \Phi_{5i6i} \cdot (T_{5i} + T_{6i}) \cdot (T_{5i}^2 + T_{6i}^2) \quad (\text{I.60})$$

avec
$$\Phi_{5i6i} = \left[\frac{1 - \varepsilon_{5i}}{\varepsilon_{5i}} + \frac{1}{F_{56}} + \frac{1 - \varepsilon_{6i}}{\varepsilon_{6i}} \cdot \frac{S_5}{S_6} \right]^{-1} \quad (\text{I.61})$$

Son homologue h_{r6i5i} est obtenu par :

$$h_{r6i5i} = \frac{S_5}{S_6} \cdot h_{r5i6i} \quad (\text{I.62})$$

3.j. Entre la face interne de la couverture et celles respectives des façades n°3,4,5,6 :

$$(h_{r1i3i}, h_{r1i4i}, h_{r1i5i}, h_{r1i6i}, h_{r3i1i}, h_{r4i1i}, h_{r5i1i}, h_{r6i1i})$$

Ces coefficients sont formulés ainsi :

$$h_{r1iji} = \sigma \cdot \Phi_{1iji} \cdot (T_{1i} + T_{ji}) \cdot (T_{1i}^2 + T_{ji}^2) \quad \text{avec } j = 3,4,5,6 \quad (\text{I.63})$$

tels que
$$\Phi_{1iji} = \left[\frac{1 - \varepsilon_{1i}}{\varepsilon_{1i}} + \frac{1}{F_{1j}} + \frac{1 - \varepsilon_{ji}}{\varepsilon_{ji}} \cdot \frac{S_1}{S_j} \right]^{-1} \quad \text{avec } j = 3,4,5,6 \quad (\text{I.64})$$

Leurs homologues h_{rji1i} sont déterminés comme suit :

$$h_{rji1i} = \frac{S_1}{S_j} \cdot h_{r1iji} \quad (j = 3,4,5,6) \quad (\text{I.65})$$

I.2.4. Calcul des apports solaires au sein du système

I.2.4.1. Rayonnement solaire arrivant sur une surface horizontale

Rappelons que le rayonnement global G_h reçu sur une surface horizontale se décompose en deux termes :

- le rayonnement direct I_h (éclairage corrigé des phénomènes atmosphériques)
- le rayonnement diffus D_h en provenance de toute la voûte céleste

tels que
$$G_h = I_h \cdot \sin(h_s) + D_h \quad (\text{I.66})$$

h_s étant la hauteur angulaire du soleil

I.2.4.2. Angle d'incidence du rayonnement solaire direct sur un plan incliné quelconque

Pour la simulation de notre système de séchage, nous avons utilisé des fichiers météorologiques qui donnent à chaque intervalle de temps de la journée les valeurs de la hauteur angulaire h_s et l'azimut az_s du soleil. Ainsi, l'angle d'incidence θ_i du rayonnement solaire direct par rapport à la normale d'un plan incliné d'un angle a_i sur l'horizontale et d'azimut γ_i , est calculé comme suit :

$$\cos(\theta_i) = \cos(h_s) \cdot \sin(a_i) \cdot \cos(az_s - \gamma_i) + \cos(a_i) \cdot \sin(h_s) \quad (\text{I.67})$$

dans laquelle les azimuts az_s du soleil et γ_i du plan incliné sont mesurés par rapport au Sud et sont comptés positivement vers l'Ouest et négativement vers l'Est.

Il est à noter qu'au cas où les données météorologiques disponibles ne fournissent pas directement les coordonnées azimutales h_s et az_s du soleil, on est amené usuellement à déterminer les coordonnées horaires du soleil, à savoir : sa déclinaison δ et son angle horaire w en vue de calculer l'angle d'incidence θ_i précédemment cité à l'aide de la formule suivante :

$$\begin{aligned} \cos(\theta_i) = & \sin(\delta) \cdot \sin(\varphi) \cdot \cos(a_i) - \sin(\delta) \cdot \cos(\varphi) \cdot \sin(a_i) \cdot \cos(\gamma_i) + \cos(\delta) \cdot \cos(\varphi) \cdot \cos(a_i) \cdot \cos(w) \\ & + \cos(\delta) \cdot \sin(\varphi) \cdot \sin(a_i) \cdot \cos(w) \cdot \cos(\gamma_i) + \cos(\delta) \cdot \sin(\gamma_i) \cdot \sin(a_i) \cdot \sin(w) \end{aligned} \quad (\text{I.68})$$

φ étant la latitude du lieu.

Nous convions les lecteurs intéressés par cette deuxième méthode à se référer aux ouvrages de conversion thermique des rayonnements solaires tels que [Sfeir, 81] et [Chasséraux, 84].

I.2.4.3. Densité de flux du rayonnement solaire direct transmis par la couverture inclinée : Dir_i

La densité de flux du rayonnement solaire direct transmis par la couverture transparente est donnée par :

$$Dir_i = \tau_1(\theta_1) \cdot I_h \cdot \cos(\theta_1) \quad (\text{I.69})$$

dans laquelle,

θ_1 : angle d'incidence du rayonnement solaire direct par rapport à la normale de la couverture inclinée et est déterminé à l'aide de la formule (I.67)

$\tau_1(\theta_1)$: coefficient de transmission de la couverture inclinée vis-à-vis du rayonnement direct sous l'angle d'incidence θ_1

I.2.4.4. Densité de flux du rayonnement solaire diffus transmis par la couverture inclinée : Dif_i

Le rayonnement diffus étant composé à la fois du rayonnement diffus du ciel et du rayonnement réfléchi par le sol avoisinant, la densité de flux du rayonnement solaire diffus transmis par la couverture inclinée est formulée ainsi :

$$Dif_t = \tau_1^d \cdot \left(\frac{1 + \cos(\beta)}{2} \cdot D_h + Alb \cdot \frac{1 - \cos(\beta)}{2} \cdot G_h \right) \quad (I.70)$$

où

β : angle d'inclinaison de la couverture sur l'horizontale

Alb : albédo du sol

τ_1^d : coefficient de transmission de la couverture inclinée vis-à-vis du rayonnement diffus

I.2.4.5. Puissance globale transmise par la couverture transparente inclinée

La puissance solaire globale transmise par la couverture transparente inclinée est la somme des puissances directe et diffuse transmises par celle-ci :

$$Pglo_t = S_1 \cdot (Dir_t + Dif_t) \quad (I.71)$$

I.2.4.6. Densité de flux solaire absorbé par la couverture : $DFSA_1$

La puissance solaire absorbée par la couverture se compose :

- de la partie absorbée directement de l'extérieur :

$$PSA_1^{ex} = S_1 \cdot \left[\alpha_1(\theta_1) \cdot I_h \cdot \cos(\theta_1) + \alpha_1^d \cdot \left(\frac{1 + \cos(\beta)}{2} \cdot D_h + Alb \cdot \frac{1 - \cos(\beta)}{2} \cdot G_h \right) \right] \quad (I.72)$$

dans laquelle,

$\alpha_1(\theta_1)$: coefficient d'absorption de la couverture vis-à-vis du rayonnement direct sous l'angle d'incidence θ_1 qui est calculé suivant la relation (I.67)

α_1^d : coefficient d'absorption de la couverture vis-à-vis du rayonnement diffus.

- de la partie absorbée de l'intérieur, proportionnelle au flux net incident sur la face interne de la couverture, qui est donné par :

$$PSA_1^{in} = \alpha_1^d \cdot FR_1 \cdot Pglo_t \quad (I.73)$$

où FR_1 est la fraction du flux net incident sur la face interne de la couverture inclinée. En nous limitant à la deuxième réflexion du rayonnement solaire transmis, cette fraction se calcule comme suit :

$$FR_1 = \sum_{k=2}^6 F_{1k} \cdot \rho_k^d \cdot F_{k1} + \sum_{m=2}^6 \sum_{\substack{n=2 \\ n \neq m}}^6 F_{1m} \cdot \rho_m^d \cdot (F_{mn} \cdot \rho_n^d \cdot F_{n1}) \quad (I.74)$$

dans laquelle, ρ_k^d , ρ_m^d et ρ_n^d sont respectivement les coefficients de réflexion des milieux k ($k = 2$ à 6), m ($m = 2$ à 6) et n ($n = 2$ à 6 avec $n \neq m$) vis-à-vis du rayonnement diffus. F_{ij} ($i=1$ à 6 et $j = 1$ à 6) étant la matrice carrée des facteurs de forme géométrique entre les diverses surfaces internes de la serre.

Par conséquent, la densité de flux solaire absorbé par la couverture transparente peut s'écrire de la façon suivante :

$$DFSA_1 = \frac{PSA_1^{ex} + PSA_1^{in}}{S_1} \quad (I.75)$$

I.2.4.7. Densité de flux solaire absorbé par la boue : $DFSA_2$

La puissance solaire absorbée par la boue se compose de deux parties :

- celle relative au rayonnement global transmis par la couverture et qui frappe directement la boue. Cette partie se formule de la manière suivante :

$$PSA_2^1 = S_2 \cdot F_{12} \cdot [\alpha_2(\theta_2) \cdot Dir_t + \alpha_2^d \cdot Dif_t] \quad (I.76)$$

où

$\alpha_2(\theta_2)$: coefficient d'absorption de la boue vis-à-vis du rayonnement direct sous l'angle d'incidence θ_2 qui est calculé suivant la relation (I.67)

α_2^d : coefficient d'absorption de la boue vis-à-vis du rayonnement diffus

- celle relative au rayonnement global transmis par la couverture et qui a subi des réflexions multiples sur les diverses surfaces internes de la serre pour atterrir sur la boue. Cette partie est calculée comme suit :

$$PSA_2^2 = \alpha_2^d \cdot FR_2 \cdot P_{glo_t} \quad (I.77)$$

dans laquelle FR_2 désigne la fraction de la puissance globale transmise par la couverture P_{glo_t} , qui frappe la boue après réflexions multiples sur les diverses autres surfaces internes de la serre. En nous limitant comme précédemment à la deuxième réflexion du rayonnement solaire transmis, cette fraction s'obtient ainsi :

$$FR_2 = \sum_{k=3}^6 F_{1k} \cdot \rho_k^d \cdot F_{k2} + \sum_{m=2}^6 \sum_{\substack{n=1 \\ n \neq 2 \\ n \neq m}}^6 F_{1m} \cdot \rho_m^d \cdot (F_{mn} \cdot \rho_n^d \cdot F_{n2}) \quad (I.78)$$

où ρ_k^d , ρ_m^d et ρ_n^d sont respectivement les coefficients de réflexion des milieux k ($k = 3$ à 6), m ($m = 2$ à 6) et n ($n = 1, 3, 4, 5, 6$ avec $n \neq m$) vis-à-vis du rayonnement diffus. F_{ij} ($i = 1$ à 6 et $j = 1$ à 6) étant la matrice carrée des facteurs de forme géométrique entre les diverses surfaces internes de la serre.

En somme, la densité de flux solaire absorbé par la boue est donnée par :

$$DFSA_2 = \frac{PSA_2^1 + PSA_2^2}{S_2} \quad (I.79)$$

I.2.4.8. Densité de flux solaire absorbé par la face interne de chaque façade n°j ($j = 3$ à 6) de la serre : $DFSA_{3i}$, $DFSA_{4i}$, $DFSA_{5i}$, $DFSA_{6i}$

D'une manière analogue que précédemment, la puissance solaire absorbée par la face interne de chaque façade n°j ($j = 3$ à 6) de la serre se compose également de deux parties, à savoir :

- la puissance absorbée due au rayonnement global transmis par la couverture et qui n'a subi aucune réflexion sur les diverses surfaces internes de la serre mais frappe directement la face interne de la façade n°j considérée. Cette partie s'écrit :

$$PSA_j^1 = S_j \cdot F_{1j} \cdot [\alpha_j(\theta_j) \cdot Dir_t \cdot \eta_j + \alpha_j^d \cdot Dif_t] \quad (I.80)$$

$j=3,4,5,6$

où

$\alpha_j(\theta_j)$: coefficient d'absorption de la face interne de la façade n°j ($j = 3$ à 6) vis-à-vis du rayonnement direct sous l'angle d'incidence θ_j lequel est déterminé suivant la relation (I.67)

α_j^d : coefficient d'absorption de la face interne de la façade n°j vis-à-vis du rayonnement diffus

η_j : fonction de contrôle de l'ombrage sur la face interne de la façade n°j, égale à l'unité pour les valeurs strictement positives de $\cos(\theta_j)$, et s'annule autrement

S_j : surface de la façade n°j

F_{1j} : facteur de forme géométrique entre la face interne de la couverture (n°1) et celle de la façade n°j

- puissance absorbée correspondant au rayonnement global transmis par la couverture et qui a subi des réflexions multiples sur les diverses surfaces internes de la serre pour arriver sur la face interne de la façade n°j considérée, elle s'exprime ainsi :

$$PSA_j^2 = \alpha_j^d \cdot FR_j \cdot P_{glo_i} \quad (I.81)$$

$j=3,4,5,6$

telle que la fraction FR_j de la puissance globale transmise par la couverture, incidente sur la face interne de la façade n°j, après avoir subi des réflexions multiples sur les autres surfaces internes de la serre, est calculée de manière analogue que pour la détermination de FR_1 et FR_2 cités plus haut. Aussi, avons-nous :

$$FR_j = \sum_{\substack{k=2 \\ k \neq j}}^6 F_{1k} \cdot \rho_k^d \cdot F_{kj} + \sum_{m=2}^6 \sum_{\substack{n=1 \\ n \neq j \\ n \neq m}}^6 F_{1m} \cdot \rho_m^d \cdot (F_{mn} \cdot \rho_n^d \cdot F_{nj}) \quad (I.82)$$

En conséquence, les densités de flux solaires absorbés respectivement par les faces internes des 4 façades (n°3 à 6) s'écrivent :

$$DFSA_{ji} = \frac{PSA_j^1 + PSA_j^2}{S_j} \quad (I.83)$$

$j=3,4,5,6$

l'indice i indiquant tout simplement que ces flux sont absorbés du côté de la face interne de la façade considérée, par opposition à ceux absorbés du côté de sa face externe pour lesquels, nous verrons au paragraphe suivant, les notations seront plutôt affectées de l'indice e .

I.2.4.9. Densité de flux solaire absorbé par la face externe de chaque façade n°j (j = 3 à 6) de la serre : $DFSA_{3e}$, $DFSA_{4e}$, $DFSA_{5e}$, $DFSA_{6e}$

Le flux solaire absorbé par la face externe de la façade n°j ($j = 3,4,5,6$) se formule comme suit :

$$PNA_j^{ex} = S_j \left[\alpha_j^{ex}(\theta_j) \cdot I_h \cdot \cos(\theta_j) + \alpha_j^{ex-d} \left(\frac{1 + \cos(a_j)}{2} \cdot D_h + Alb \cdot \frac{1 - \cos(a_j)}{2} \cdot G_h \right) \right] \quad (I.84)$$

$j=3,4,5,6$

où

a_j : angle d'inclinaison de la façade n° j

S_j : surface de la façade n° j

$\alpha_j^{ex}(\theta_j)$: coefficient d'absorption de la face externe de la façade n° j vis-à-vis du rayonnement direct sous l'angle d'incidence θ_j lequel est déterminé suivant la relation (I.67)

α_j^{ex-d} : coefficient d'absorption de la face externe de la façade n° j vis-à-vis du rayonnement diffus

Conséquemment, les densités de flux solaires absorbés respectivement par les faces externes des 4 façades (n°3 à 6) sont données par :

$$DFSA_{je} = \frac{PNA_j^{ex}}{S_j} \quad (I.85)$$

Enfin, il convient de noter que l'environnement MATLAB [Matlab, 84] est particulièrement adapté aux calculs matriciels. De ce fait, la détermination des paramètres précédemment cités sous formes condensées y est beaucoup plus aisée, d'où le choix de ce logiciel.

I.2.5. Détermination du coefficient d'échange massique

La fonction de Lewis caractérise le rapport du transfert de chaleur à celui de la masse :

$$\varphi(Le) = \frac{h_{cai2}}{k_c \cdot \rho_{ai} \cdot Cp_{ai}} \quad (I.86)$$

Dans le cas où les pressions partielles de vapeur et de vapeur saturante à la température ambiante seraient négligeables devant la pression totale, l'expérience montre que [Daguenet, 85]:

$\varphi(Le) = 1$, ce qui nous donne :

$$k_c = \frac{h_{cai2}}{\rho_{ai} \cdot Cp_{ai}} \quad (I.87)$$

I.2.6. Modèle du débit volumique de l'air à l'intérieur de la serre

Nous avons adopté le modèle de Y. Li [Li, 01] pour calculer le débit volumique de l'air au sein de la serre est donné par :

$$Q_a = C_d \cdot A_{eff} \sqrt{2 \cdot g \cdot dh \cdot \frac{T_{ai} - T_{ae}}{T_{ae}} + 2 \cdot \Delta P_w} \quad (I.88)$$

dans laquelle,

C_d : coefficient de perte de charge []

g : accélération de la pesanteur [$m \cdot s^{-1}$]

dh : dénivellation entre les deux ouvertures [m]

- T_{ai} : température de l'air intérieur de la serre [K]
 T_{ae} : température de l'air extérieur de la serre [K]
 A_{eff} : surface efficace des deux ouvertures [m²] telle que

$$A_{eff} = \frac{a_t \cdot a_b}{\sqrt{a_t^2 + a_b^2}} \quad (I.89)$$

où a_t et a_b sont les aires respectives de l'ouverture supérieure et l'ouverture inférieure [m²]

ΔP_w : grandeur caractéristique de la perte de charge de la ventilation due au vent à travers les ouvertures telle que

$$\Delta P_w = \frac{1}{2}(C_{pav} - C_{par}) \cdot V_v^2 \quad (I.90)$$

avec

V_v : vitesse du vent [m.s⁻¹]

C_{pav} : coefficient de pression due au vent sur la façade avant []

C_{par} : coefficient de pression due au vent sur la façade arrière []

I.2.7. Modèle du coefficient de pression due au vent

Rousseau et Al. [Rousseau, 96] ont avancé que le coefficient de pression due au vent C_p dépend de l'azimut θ de la direction du vent par rapport à la normale de la façade considérée comme suit :

- Pour $\theta \leq 90^\circ$ et $\theta \geq 270^\circ$:

$$C_p = 0,5994 - 0,1426|\sin \theta| - 0,8055|\sin \theta|^2 + 2,014|\sin \theta|^3 - 2,1972|\sin \theta|^4 \quad (I.91)$$

- Pour $90^\circ < \theta < 270^\circ$

$$C_p = -0,3330 - 0,1544|\sin \theta| - 0,1128|\sin \theta|^2 \quad (I.92)$$

I.3. METHODE DE RESOLUTION DU SYSTEME D'EQUATIONS DE BILAN THERMIQUE

Dans le but de résoudre le système d'équations de bilan thermique (I.1 à I.18), nous avons utilisé la méthode explicite de différence vers l'arrière ou "Backward difference". Ainsi, nous obtenons un système d'équations de la forme :

$$C_k \frac{(T_k(t) - T_k(t-\Delta t))}{\Delta t} = \sigma_k(t) + \sum_{j=1}^n [(R_{kj} + H_{kj} + C_{kj})(T_j(t) - T_k(t))] \quad (I.93)$$

dans laquelle,

$C_k = M_k \cdot Cp_k$: capacité calorifique [J.K⁻¹]

T_k : température du nœud k à l'instant t [K]

σ_k : source de chaleur [W]

R_{kj} : coefficient de couplage radiatif entre les nœuds k et j [W.K⁻¹]

H_{kj} : coefficient de couplage convectif entre les nœuds k et j [$W.K^{-1}$]

C_{kj} : coefficient de couplage conductif entre les nœuds k et j [$W.K^{-1}$]

Etant donné que les coefficients d'échange thermique sont fonctions de la température, ce système d'équations reste encore non linéaire et sa résolution directe s'avère compliquée.

Pour lever cette ambiguïté, nous avons utilisé l'algorithme suivant (figure I.6) :

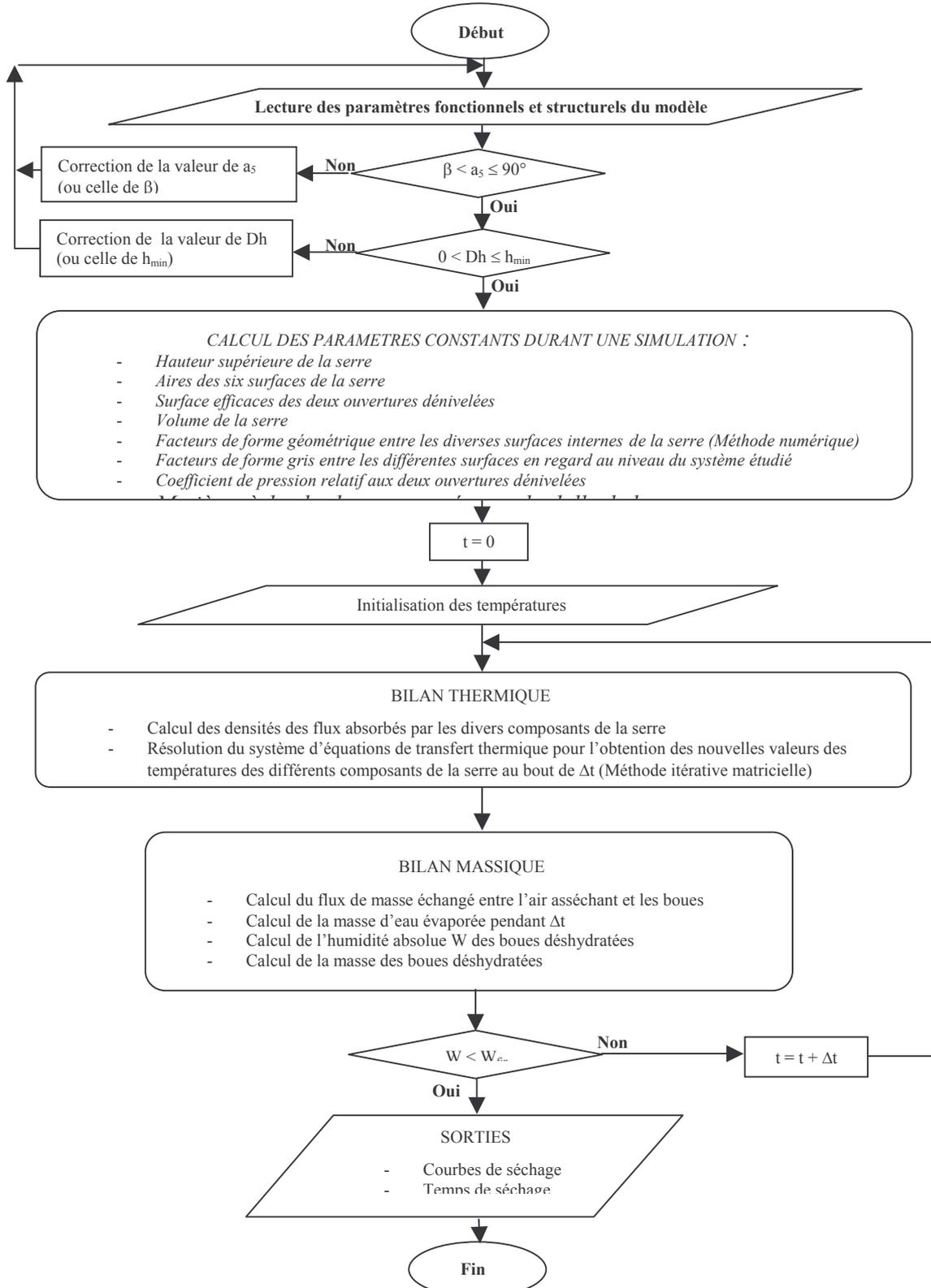


Fig I.6 : Organigramme du code de calcul associé au séchoir serre pour boues

La mise en œuvre du code de calcul à travers de nombreuses simulations nous conduit à étudier l'importance de chacun des paramètres sur la sortie du modèle grâce à un outil mathématique dont la méthode s'intitule **l'analyse de sensibilité paramétrique**.

I.4. ANALYSE DE SENSIBILITE PARAMETRIQUE DU MODELE

I.4.1. Choix de la méthode d'analyse utilisée

Cette partie du travail a pour but d'identifier un certain nombre de paramètres influents sur la sortie du modèle pour pouvoir ensuite mener quelques simulations particulières permettant de mieux apprécier l'interaction des effets de ces paramètres lorsque nous les faisons varier simultanément. Par conséquent, nous avons opté d'utiliser la méthode de screening de Morris [Morris, 91] qui est une méthode qualitative.

En effet, la méthode de Morris est une méthode d'analyse de sensibilité dit « un facteur à la fois » qui vise à isoler les paramètres influents d'un grand nombre de paramètres. Plus précisément, si nous désignons par y la sortie d'un modèle à N_p paramètres indépendants ($x_i, i=1$ à N_p), cette méthode détermine l'information statistique de la variable aléatoire $\partial y/\partial x_i$ et emploie la moyenne et l'écart type de $\partial y/\partial x_i$ à plusieurs points dans l'espace d'échantillonnage pour déterminer la sensibilité de y par rapport à x_i . Une grande valeur de la moyenne de $\partial y/\partial x_i$ et une petite valeur de son écart type impliquent que x_i a une grande influence globale sur la sortie y du modèle et que son influence sur y est linéaire. Une grande valeur de l'écart type implique que soit x_i possède une interaction significative avec d'autres paramètres d'entrée du modèle (c'est-à-dire : $x_k, k=1,2,\dots,N_p$ avec $k \neq i$) soit son influence sur la réponse du modèle est fortement non-linéaire. Ainsi, si l'objectif de l'analyse s'écarte de l'identification quantitative précise des paramètres les plus influents du modèle considéré, la méthode de Morris s'avère la plus adaptée pour mener une telle analyse.

I.4.2. Paramétrage du modèle

Nous avons distingué deux types de paramètres du modèle, à savoir :

- les *paramètres fonctionnels d'entrée* du modèle,
- les *paramètres structurels* du modèle

A part ces deux types de paramètres, nous pouvons également citer les *paramètres fonctionnels internes* du modèle. Il s'agit, dans notre étude, de la température de chacune des nœuds considérés plus haut lors de l'établissement des équations de bilan thermique de notre système. D'une manière générale, la mise en marche d'un code de calcul simulant le modèle considéré nécessite l'introduction des valeurs initiales de ses paramètres fonctionnels internes. Certains auteurs les qualifient de variables du modèle. Cependant, étant donné que la plupart des procédures d'analyse de sensibilité prennent rarement en compte la sensibilité de la sortie du modèle par rapport aux valeurs initiales des paramètres fonctionnels internes de ce dernier, nous nous limitons ici à la description des deux premiers types de paramètres.

I.4.2.1. Paramètres fonctionnels d'entrée du modèle

Les paramètres fonctionnels d'entrée du modèle représentent couramment les sollicitations externes du système à modéliser qui est ici le séchoir-serre. De ce fait, ils sont composés principalement des paramètres météorologiques. Le **tableau I.1** nous montre les gammes de variation utilisées pour l'étude de leurs effets sur la réponse du modèle.

I.4.2.2. Paramètres structurels du modèle

Il s'agit des paramètres relatifs à la dimension et à la position du séchoir ainsi qu'aux caractéristiques thermophysiques de ses différents composants architecturaux. Le **tableau I.2** nous présente les gammes de variation adoptées pour l'analyse des effets des paramètres structurels sur sa sortie du modèle.

Tableau I.1. : Gammes de variation des paramètres fonctionnels d'entrée du modèle

Paramètres relatifs aux sollicitations externes du système (Entrées du modèle)				
N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Unité
53	T_{ae}	Température ambiante	[273 ; 320]	[K]
54	D_h	Flux solaire diffus incident sur un plan horizontal	[0 ; 1000]	[W.m ⁻²]
55	I_d	Flux solaire direct incident sur un plan horizontal	[0 ; 1000]	[W.m ⁻²]
56	Hre	Humidité relative ambiante	[0 ; 100]	[%]
57	h_s	Hauteur angulaire du soleil	[0 ; 90]	[°]
58	Az_s	Azimut du soleil	[-90 ; 90]	[°]
59	T_{vc}	Température de la voûte céleste	[273 ; 320]	[K]
60	T_{solex}	Température du sol avoisinant	[273 ; 320]	[K]
47	V_v	Vitesse moyenne du vent	[0 ; 20]	[m.s ⁻¹]
48	Az_v	Azimut de la direction du vent (par rapport à la façade n°6)	[-180 ; 180]	[°]
50	P_{tot}	Pression totale atmosphérique	[0.99 ; 1.01]	[atm]

Tableau I.2. : Gammes de variation des paramètres structurels du modèle

Paramètres thermophysiques relatifs au produit à sécher (boue)				
N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Unité
1	S_{init}	Siccité initiale	[1 ; 30]	[%]
2	S_{fin}	Siccité finale	$S_{init} < S_{fin} < 96$	[%]
3	ε_2	Emissivité	[0.1 ; 0.99]	[]
4	α_2	Coefficient d'absorption sous incidence normale du rayonnement solaire	[0.1 ; 0.99]	[]
5	Mb_{init}	Masse initiale	[10 ; 250]	[kg]
6	Cp_2	Capacité calorifique massique à pression constante	[2700 ; 3300]	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
7	α	Paramètre critique de correction pour le flux de masse	[0.65 ; 0.85]	[]
8	W_{crit1}	Première humidité absolue critique	[2.86 ; 3.5]	[kg _{eau} .kg _{MS} ⁻¹]
9	W_{crit2}	Deuxième humidité absolue critique	[0.37 ; 0.45]	[kg _{eau} .kg _{MS} ⁻¹]
Paramètres dimensionnels du séchoir-serre				
N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Unité
10	L	Longueur (suivant façades n°5 et 6)	[0.5 ; 10]	[m]
11	w	Largeur (suivant façades n°3 et 4)	[0.5 ; 10]	[m]
12	h_{min}	Hauteur minimum	[0.05 ; 0.2]	[m]
13	Dh	Dénivellation entre les deux ouvertures de ventilation	$0 < Dh < h_{min}$	[m]
14	β	Inclinaison de la couverture par rapport à l'horizontale	[0 ; 45]	[°]
15	a_6	Inclinaison de la façade n°6 par rapport à l'horizontale	[1 ; 90]	[°]
16	a_5	Inclinaison de la façade n°5 par rapport à l'horizontale	$\beta < a_5 < 90$	[°]
17	a_{bot}	Aire de l'ouverture inférieure pratiquée sur la façade n°6	[0.001 ; 0.05]	[m ²]
18	a_{top}	Aire de l'ouverture supérieure pratiquée sur la façade n°5	[0.001 ; 0.05]	[m ²]
20	e_t	Epaisseur de la couverture transparente	[0.001 ; 0.01]	[m]
28	e_m	Epaisseur de la couche interne des façades n°3,4,5,6 (absorbeur)	[0.001 ; 0.01]	[m]
34	e_{ex}	Epaisseur de la couche externe des façades n°3,4,5,6 (isolant)	[0.05 ; 0.5]	[m]
39	e_d	Epaisseur de la dalle	[0.1 ; 0.5]	[m]
43	e_{sd}	Epaisseur de la sous-dalle	[0.1 ; 0.5]	[m]
Paramètres thermophysiques relatifs à la couverture transparente				
N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Unité
19	γ	Azimut de la couverture inclinée	[-180 ; 180]	[°]
21	Nr_t	Indice de réfraction	[1.2 ; 1.6]	[]
22	χ_t	Coefficient d'extinction	[5 ; 60]	[m ⁻¹]
23	$Mvol_t$	Masse volumique	[2400 ; 3000]	[kg.m ⁻³]
24	Cp_t	Capacité calorifique massique à pression constante	[700 ; 900]	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
25	k_t	Conductivité thermique	[0.8 ; 1.2]	[W.K ⁻¹ .m ⁻¹]
26	ε_1	Emissivité	[0.1 ; 0.97]	[]

Paramètres thermophysiques relatifs à la couche interne des façades n°3,4,5,6 (absorbeur)				
N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Unité
27	α_{in}	Coefficient d'absorption vis-à-vis du rayonnement diffus	[0.1 ; 0.97]	[]
29	k_{in}	Conductivité thermique	[10 ; 100]	[W.K ⁻¹ .m ⁻¹]
30	Cp_{in}	Capacité calorifique massique à pression constante	[400 ; 600]	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
31	$Mvol_{in}$	Masse volumique	[7000 ; 9000]	[kg.m ⁻³]
32	ϵ_{in}	Emissivité	[0.1 ; 0.97]	[]
Paramètres thermophysiques relatifs à la couche externe des façades n°3,4,5,6 (isolant)				
N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Unité
33	α_{ex}	Coefficient d'absorption vis-à-vis du rayonnement diffus	[0.1 ; 0.97]	[]
35	k_{ex}	Conductivité thermique	[0.01 ; 0.1]	[W.K ⁻¹ .m ⁻¹]
36	Cp_{ex}	Capacité calorifique massique à pression constante	[1000 ; 2000]	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
37	$Mvol_{ex}$	Masse volumique	[100 ; 200]	[kg.m ⁻³]
38	ϵ_{ex}	Emissivité	[0.1 ; 0.97]	[]
Paramètres thermophysiques relatifs à la dalle				
N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Unité
40	k_d	Conductivité thermique	[0.1 ; 3]	[W.K ⁻¹ .m ⁻¹]
41	Cp_d	Capacité calorifique massique à pression constante	[550 ; 750]	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
42	$Mvol_d$	Masse volumique	[2000 ; 3000]	[kg.m ⁻³]
Paramètres thermophysiques relatifs à la sous-dalle				
N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Unité
44	k_{sd}	Conductivité thermique	[0.1 ; 3]	[W.K ⁻¹ .m ⁻¹]
45	Cp_{sd}	Capacité calorifique massique à pression constante	[1500 ; 2500]	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
46	$Mvol_{sd}$	Masse volumique	[500 ; 1500]	[kg.m ⁻³]
Paramètres divers				
N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Unité
49	Alb	Albédo moyen du sol avoisinant	[0 ; 1]	[]
51	g	Accélération de la pesanteur	[9.79 ; 9.82]	[m.s ⁻²]
52	Cd	Coefficient de perte de charge à travers les ouvertures de ventilation	[0.1 ; 0.9]	[]
61	σ	Constante de Stefan-Boltzmann	[5.699 ; 5.671]x10 ⁻⁸	[W.m ⁻² .K ⁻⁴]

I.4.3. Résultats de l'analyse de sensibilité du modèle

A l'issue de l'application de la méthode de screening de Morris sur le modèle, nous avons présenté sur les figures I.7.a à I.7.g l'écart-type des effets élémentaires des paramètres en fonction de leur moyenne.

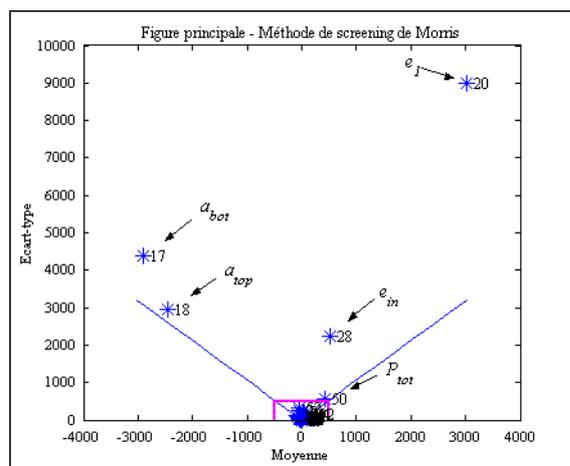


Fig. I.7.a

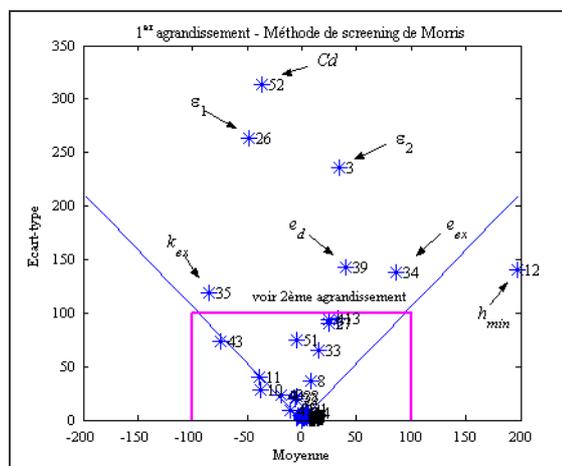


Fig. I.7.b

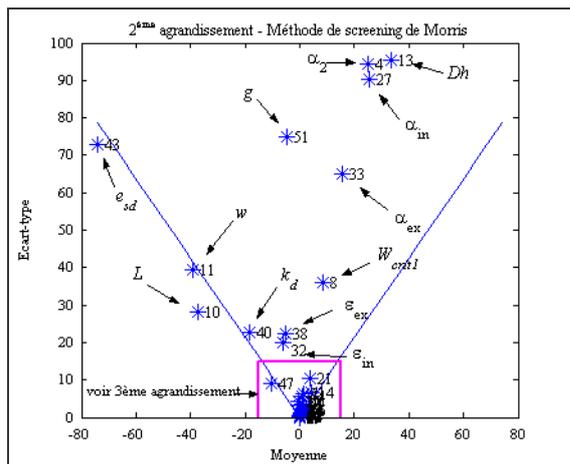


Fig. I.7.c

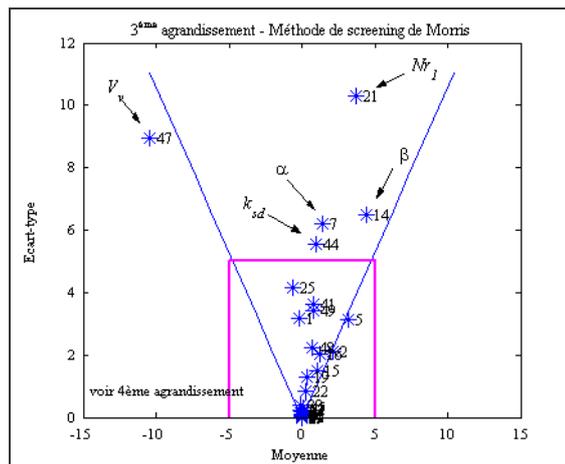


Fig. I.7.d

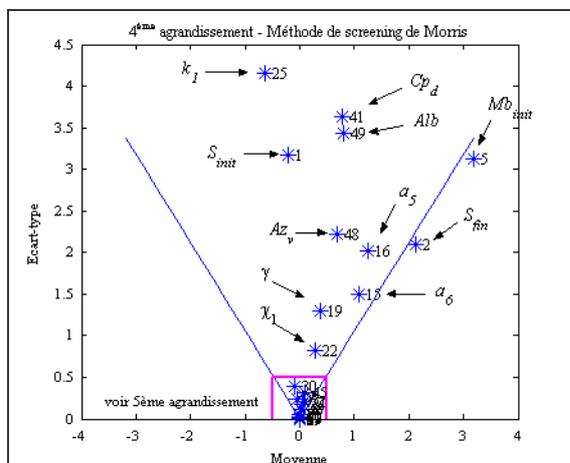


Fig. I.7.e

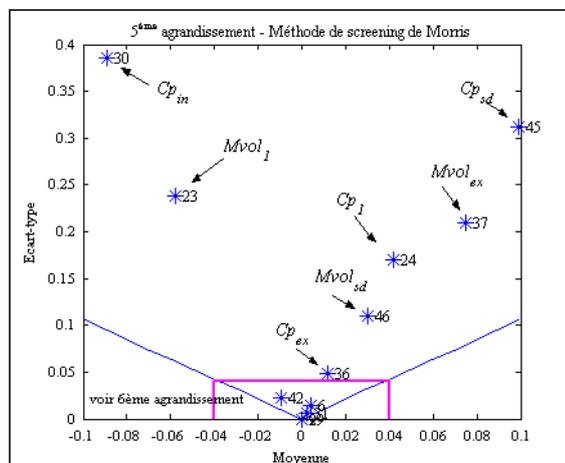


Fig. I.7.f

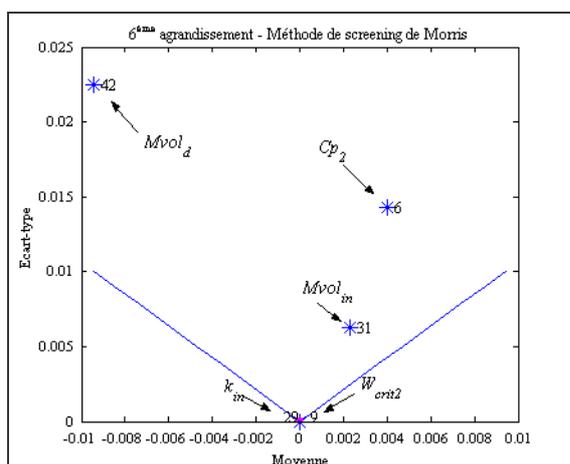


Fig. I.7.g

Fig. I.7.(a,b,c,d,e,f,g) : Résultats de l'application de la méthode de screening de Morris sur le modèle associé au séchoir-serre étudié

Il est à noter que pour des raisons d'ordre pratique, certains paramètres d'entrée du modèle n'y figurent pas car ils sont formatés dans le fichier météorologique utilisé pour la simulation. Ce sont les paramètres n°53 à 60 : T_{ae} , D_h , I_b , H_{re} , h_s , Az_s , T_{vc} , T_{solex} . Sachant que ce sont des paramètres incontrôlables, nous ne discutons pas dans le présent travail l'étude de leur sensibilité. De même, nous avons écarté également l'étude de la sensibilité du modèle par rapport à la constante physique de Stefan-Boltzmann σ .

Sur chaque figure, les deux lignes en V correspondent à la racine carrée de l'erreur moyenne commise lors du calcul de la moyenne des effets élémentaires des paramètres. Si l'effet d'un paramètre se situe en dehors du V et loin de la valeur 0 de l'abscisse (axe de la moyenne), alors cela signifie que le paramètre est influent. Mais la question est de savoir si son influence est linéaire ou pas. Cette information est obtenue en regardant si sa position sur le graphe est proche ou pas de l'axe des abscisses, bien entendu, tout en restant en dehors du V. Si c'est le cas, c'est-à-dire l'écart-type est proche de 0, alors l'influence de ce paramètre est linéaire. Dans le cas contraire, écart-type grand tout en restant en dessous du V, l'effet du paramètre est non linéaire. Autrement dit, il interagit avec les autres facteurs.

Au cas où l'effet du paramètre se trouve à l'intérieur du V, nous ne pouvons rien conclure à moins que cet effet se situe proche de 0 aussi bien en abscisse qu'en ordonnée, auquel cas le paramètre concerné n'est pas influent sur la sortie observée du modèle. En effet, l'erreur (ou encore le biais) sur le calcul de la moyenne est trop grande. A ce moment là, il y a lieu d'effectuer d'autres simulations pour les paramètres ainsi concernés, sinon adopter d'autres méthodes d'analyse de sensibilité.

Ces représentations graphiques montrent aussi le sens de variation de la sortie du modèle sous l'effet de chaque paramètre. Plus précisément, si l'abscisse de l'effet élémentaire d'un paramètre donné est positif, cela signifie que son effet est positif et qu'une augmentation de sa valeur entraînera un accroissement de celle de la sortie du modèle. Analogiquement, un effet négatif du paramètre considéré indique qu'une hausse de sa valeur impliquera une baisse de celle de la réponse du modèle.

Ainsi, nous pouvons dégager les lignes suivantes :

- les paramètres figurant dans les deux dernières **figures (I.7.f et I.7.g)** n'ont aucune influence sur la durée de séchage qui constitue ici la sortie du modèle ;
- il serait intéressant de savoir les effets d'interaction entre les facteurs contrôlables tels que les paramètres géométriques et d'orientation de la serre (L , w , h_{min} , a_{top} , a_{bot} , a_5 , a_6 , β , γ) ainsi que quelques caractéristiques des matériaux des composants de la serre ;
- à part les radiations solaires qui constitue d'emblée la source principale d'énergie assurant l'évaporation de l'humidité des boues, l'effet du vent pourrait également présenter une influence non négligeable sur le temps de séchage.

I.5. RESULTATS DE QUELQUES SIMULATIONS POUR L' ETUDE DE PREDICTION THEORIQUE DU COMPORTEMENT DU SECHOIR-SERRE

Dans la partie qui va suivre, nous allons considérer quelques scénarios pour simuler le comportement du séchoir-serre vis-à-vis des boues.

Le but est d'étudier les influences respectives de quelques paramètres lorsque nous les faisons varier simultanément deux à deux. Le choix des paramètres ainsi variés a été basé sur les résultats de l'analyse de sensibilité précédente.

En effet, il serait intéressant de savoir, par exemple, lequel des deux paramètres dont les effets sur la sortie du modèle sont opposés aura beaucoup plus d'influence sur cette réponse par rapport à l'autre, en les faisant varier simultanément tout en gardant les valeurs des autres paramètres constantes.

A chaque simulation, nous essayerons également de déterminer les valeurs optimales des paramètres variés pour les utiliser ensuite à la simulation suivante afin d'atteindre, au bout d'un certain nombre de simulations, les valeurs optimales de l'ensemble des paramètres importants permettant d'obtenir le minimum global du temps de séchage du produit à traiter.

I.5.1. Influences de l'épaisseur des boues et de la surface de base de la serre sur le temps de séchage

La **figure I.8** montre en premier lieu ce qui est prévu comme influence de l'épaisseur des boues sur le temps de séchage. Il y est notoire que plus les boues sont épaisses plus longtemps durera leur dessiccation.

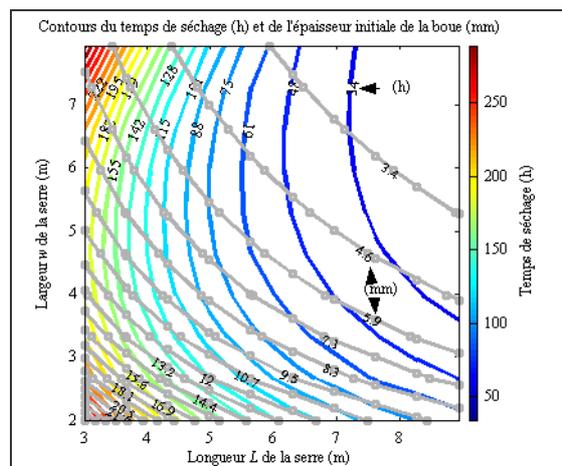


Fig. I.8 : : Mise en évidence des influences de l'épaisseur des boues et de la largeur de la serre sur le temps de séchage

Par ailleurs, cette figure met également en évidence le fait ci-après concernant l'influence de la largeur de la serre sur le temps de séchage.

Rappelons pour cela que nous entendons par « largeur » de la serre, le côté qui comprend une façade verticale n'ayant aucune ouverture de ventilation. Quant à la « longueur » de la serre, c'est le côté comportant une façade qui peut être inclinée par rapport à l'horizontale et où sont pratiquées les ouvertures d'aération. De plus, nous avons vu, lors de l'analyse de sensibilité paramétrique suivant la méthode de screening de Morris, que la largeur de la serre a un effet négatif sur le temps de séchage. De ce fait, il n'est pas théoriquement interdit d'avoir la valeur de la largeur supérieure à celle de la longueur.

Cependant, cette représentation graphique qui a été obtenue par variation simultanée de ces deux paramètres géométriques illustre qu'il n'est pas raisonnable de dimensionner la serre en prenant une valeur de la largeur excédant celle de la longueur. Plus précisément, pour une même épaisseur initiale des boues, c'est-à-dire pour une même surface de base de la serre, il est préférable de privilégier l'allongement de cette dernière suivant le côté à façade inclinée plutôt que son élargissement suivant celui à façade verticale en vue de minimiser le temps de séchage.

I.5.2. Influence de la hauteur minimum h_{min} de la serre

La **figure I.9** confirme l'effet positif de la hauteur minimum h_{min} de la serre sur le temps de séchage. En effet, en fixant l'épaisseur des boues, la durée de séchage croît avec la hauteur minimum de la serre. Réciproquement, en se déplaçant de bas en haut suivant un contour du temps de séchage sur cette figure, nous constatons qu'en dépit de l'accroissement du volume d'air asséchant au sein de la serre, une augmentation de la hauteur minimum de celle-ci implique nécessairement une diminution de l'épaisseur initiale du produit et, en conséquence, du volume des boues pouvant être séchées pendant cette durée.

Sur le plan de la physique, cela est dû au fait qu'une hauteur élevée des façades de la serre se traduit par la hausse de leurs surfaces entraînant, d'une part, un effet d'écrans mutuels entre leurs faces internes absorbantes ainsi qu'un ombrage important sur les boues vis-à-vis du rayonnement global assurant la majorité de l'énergie nécessaire à l'évaporation de leur humidité, et d'autre part, une accentuation des pertes de chaleur par convection avec l'air ambiant.

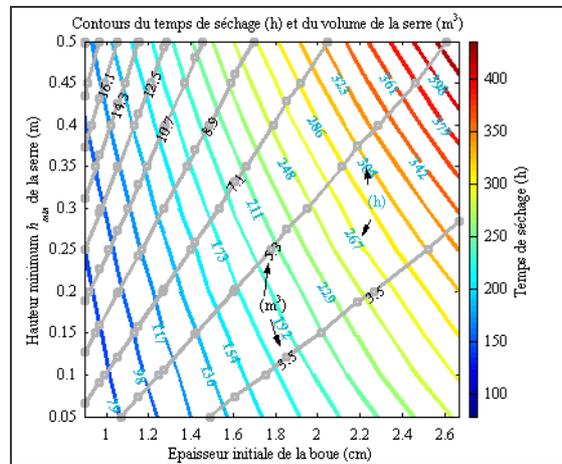


Fig. I.9 : Mise en évidence de l'influence de la hauteur minimum h_{min} de la serre sur le temps de séchage

En outre, cette représentation nous rappelle également ce que nous avons vu concernant l'effet positif de l'épaisseur des boues sur le temps de séchage.

I.5.3. Influences des angles d'inclinaison a_5 et a_6 des façades n°5 et n°6 sur le temps de séchage

La **figure I.10** présente les allures du temps de séchage des boues pour une épaisseur de 2cm lorsque les angles respectifs d'inclinaison a_5 et a_6 des façades n°5 et n°6 par rapport à l'horizontale sont variés simultanément. La famille des courbes du taux d'extension de superficie occupée due à ces inclinaisons y est également illustrée. Sur ce point, il convient de noter que le taux d'extension de superficie est ici estimé par rapport à la surface de base de la serre qui est l'étendue que celle-ci occuperait si ses façades étaient verticales ($a_5 = a_6 = 90^\circ$).

Ainsi, nous pouvons observer sur ce graphique deux foyers où le temps de séchage est minimum (121 heures). Cependant, ils se situent dans une zone où le taux d'extension de superficie occupée est compris entre 30% et 40%. Ce qui est relativement élevé dans la mesure où l'on peut se demander s'il est préférable d'élargir directement la surface de base de la serre de façon à réduire l'épaisseur des boues plutôt que d'incliner les façades en vue de diminuer la durée de dessiccation de ce produit.

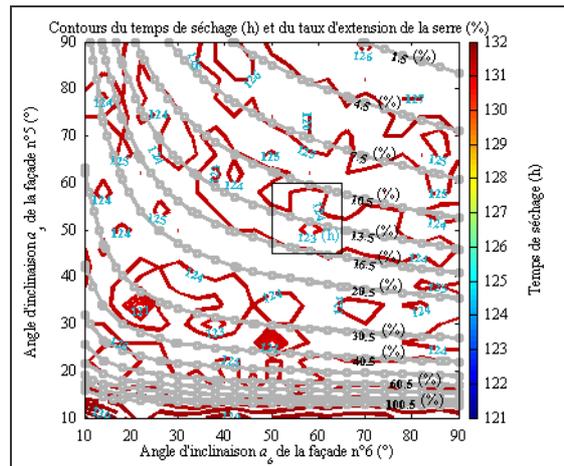


Fig. I.10 : Mise en évidence des influences des angles d'inclinaison α_5 et α_6 des façades n°5 et n°6 sur le temps de séchage

Afin de lever cette ambiguïté, nous pouvons déterminer un domaine des valeurs d'angles d'inclinaison conciliant les deux conditions suivantes : les deux façades inclinées sont plus proches de la verticale, d'une part, et le temps de séchage est le moindre possible, d'autre part. C'est dans cet esprit que nous avons distingué, au milieu de cette figure, une zone où le taux d'extension de surface occupée est compris entre 10% et 16% et le temps séchage est légèrement supérieur au minimum sus cité (variant entre 123 et 124 heures). Par ailleurs, dans le souci d'apporter une certaine symétrie à l'architecture de la serre, nous pouvons délimiter au sein de cette zone le domaine défini par : $45^\circ < \alpha_5 < 60^\circ$ et $50^\circ < \alpha_6 < 65^\circ$. Nous prendrons en particulier, pour les simulations ultérieures, l'angle 55° comme valeur commune de α_5 et de α_6 .

Dans tous les cas, cette figure justifie le choix de configuration que nous avons opté pour notre étude. En effet, il y est notoire qu'on peut effectivement améliorer le temps de séchage du produit si nous faisons incliner les façades n°5 et n°6 de la serre. Toutefois, nous y avons également constaté qu'il est déconseillé d'adopter un angle d'inclinaison des façades trop faible, plus précisément inférieur à 20° par rapport à l'horizontale, sous peine non seulement d'accroître au contraire la durée de l'opération mais aussi de doubler inutilement la surface occupée par la serre.

1.5.4. Influences des aires des ouvertures inférieures a_{bot} et supérieure a_{top} de la serre sur le temps de séchage

Sur la **figure I.11.a**, les contours du temps de séchage sont représentés en fonction des aires des ouvertures inférieure a_{bot} et supérieure a_{top} . Cette figure révèle que les courbes sont symétriques par rapport à la première bissectrice du plan de représentation, c'est-à-dire par rapport à la droite d'équation $a_{bot} = a_{top}$. Cela est dû au modèle mathématique que nous avons utilisé pour simuler la ventilation naturelle ayant lieu au sein de notre séchoir-serre. En effet, le modèle de Li [Li, 01] (relations (I.88) et (I.89)) fait intervenir l'aire efficace des deux ouvertures dénivelées de ventilation A_{eff} qui est une fonction admettant aussi une symétrie par rapport à la première bissectrice du plan (a_{bot}, a_{top}). Ainsi, il serait plus commode de prendre dorénavant $a_{bot} = a_{top}$.

Ce graphique montre également l'existence d'une zone de forte sensibilité dans laquelle nous pouvons constater une très grande variation du temps de séchage pour une petite variation de l'aire de l'une des ouvertures. Cette zone se trouve au voisinage des faibles

valeurs de a_{bot} et de a_{top} . Au fur et à mesure d'augmenter l'aire des ouvertures, la durée de séchage diminue jusqu'à atteindre une valeur minimum pour ensuite croître à nouveau, mais cette fois, avec un taux de variation relativement faible par rapport à celui correspondant à la zone de forte sensibilité citée précédemment.

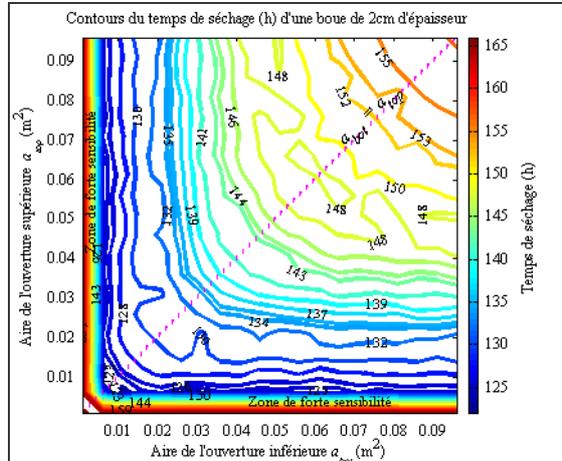


Fig. I.11.a : Mise en évidence des influences des aires des ouvertures inférieure a_{bot} et supérieure a_{top} de la serre sur le temps de séchage

Ainsi, il ressort de cette représentation les lignes ci-après.

- Aucune des ouvertures dénivelées ne doit être fermée sous peine d'éterniser l'opération.
- Il existe un intervalle de valeurs optimales des aires des ouvertures pour lesquelles le temps de séchage est minimum.
- Ouvrir ensemble grandement les ouvertures ne permet pas de réduire la durée de dessiccation du produit ; ce qui nous amène à dégager qu'ôter les quatre façades en vue de bien aérer le système et de minimiser ainsi le temps de séchage, ne serait pas une meilleure option. Cela justifie encore notre choix pour la configuration de la serre.

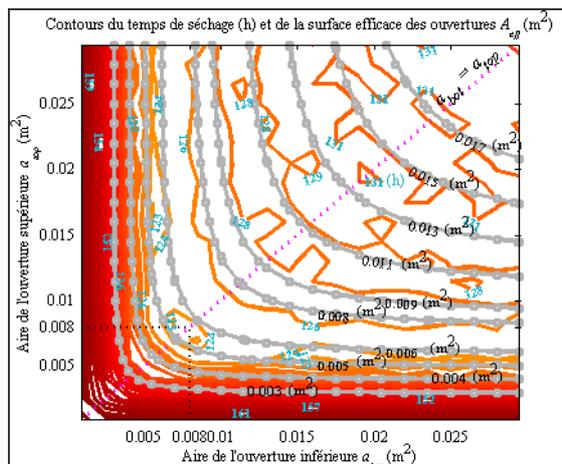


Fig. I.11.b : Estimation graphique de la fourchette de valeurs optimales de l'aire efficace A_{eff} des ouvertures dénivelées pour la minimisation du temps de séchage

La figure I.11.b nous permet, à titre indicatif, l'estimation graphique de l'intervalle de valeurs optimales de l'aire efficace A_{eff} des ouvertures dénivelées afin de minimiser le temps

de séchage. Nous pouvons ainsi tirer de cette illustration que la durée de dessiccation du produit est minimum pour une valeur de l'aire efficace A_{eff} des ouvertures comprise entre $0,005 \text{ m}^2$ et $0,006 \text{ m}^2$. C'est dans cette condition que nous avons adopté, pour les simulations ultérieures, comme aire commune des ouvertures de ventilation la valeur $a_{bot}=a_{top} = 0,008 \text{ m}^2$.

I.5.5. Influence de la vitesse moyenne du vent

La **figure I.12** présente les résultats de la variation simultanée de la vitesse moyenne du vent V_v avec l'aire moyenne des ouvertures de ventilation de la serre. Elle nous renseigne les lignes ci-après.

- L'influence de la vitesse moyenne du vent sur le temps de séchage n'est pas uniforme pour toutes les valeurs de l'aire commune des ouvertures de ventilation : son effet est négatif tant que l'aire commune des ouvertures reste inférieure à $0,013 \text{ m}^2$, autrement, il devient positif.
- Notre précédent choix de fixer l'aire commune optimale des ouvertures égale à $0,008 \text{ m}^2$ s'avère bien justifié ici. En effet, cette valeur permet d'atteindre une valeur proche du minimum du temps de séchage dès que la vitesse moyenne du vent est supérieure à 4 m.s^{-1} , ce qui est le cas à la Réunion où la vitesse moyenne du vent tourne autour de $5,5 \text{ m.s}^{-1}$.

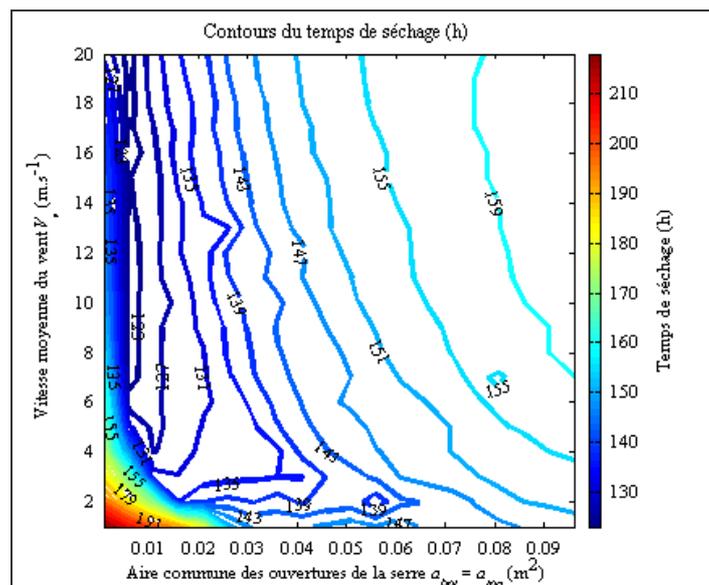


Fig. I.12 : Mise en évidence de l'influence de la vitesse moyenne du vent V_v sur le temps de séchage et estimation de l'aire commune optimale des ouvertures de ventilation du séchoir

I.5.6. Influence de l'orientation de la serre par rapport au soleil et au vent sur le temps de séchage

Une des premières questions que nous sommes amenés à nous poser lors de la mise en place du séchoir, c'est quelle orientation nous allons lui donner.

Sur la **figure I.13.a**, nous avons présenté les profils du temps de séchage en fonction de l'azimut γ [°] de la couverture pour quelques valeurs de son inclinaison β [°] par rapport à l'horizontale. Nous y avons également indiqué la direction du vent adoptée lors de cette simulation.

Cette figure nous montre que la durée de dessiccation croît avec l'angle d'inclinaison de la serre lorsque ce dernier est supérieur à 5°. Par contre, les courbes de temps de séchage sont quasiment confondues pour les angles d'inclinaison inférieurs ou égaux à 5°. Ainsi, nous pouvons, dans un premier temps, nous servir de cette valeur pour les simulations ultérieures sachant qu'il est nécessaire d'admettre un angle d'inclinaison de la couverture pour éviter l'accumulation, sur sa surface externe, de poussières et de gouttes de pluie qui risquent de réduire considérablement la transmission du rayonnement solaire au sein du système de séchage.

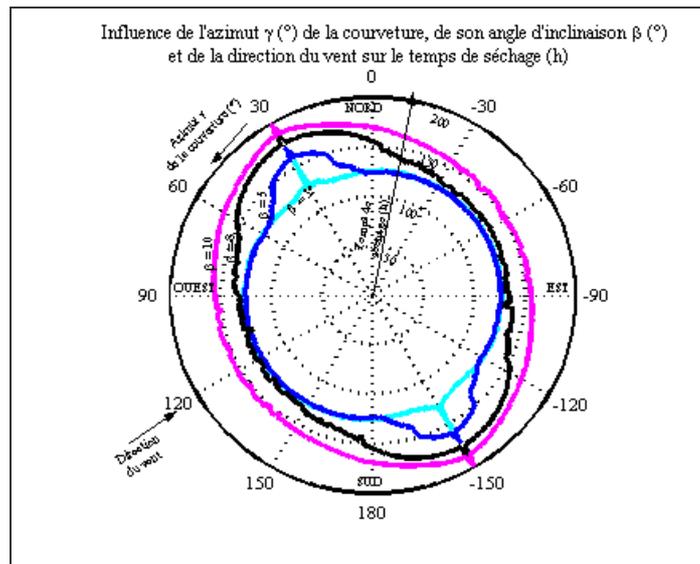


Fig. I.13.a : Mise en évidence de l'influence de l'orientation de la serre par rapport au soleil et au vent sur le temps de séchage

Le deuxième point que nous pouvons noter sur cette figure est l'existence des pics communs à toutes les courbes et observés particulièrement aux deux valeurs de l'azimut γ de la couverture, à savoir : 30° et -150°.

Nous constatons sur ce graphique que ces pics se manifestent lorsque l'azimut de la couverture fait précisément un angle droit avec la direction du vent. Cela est dû à la configuration du séchoir dont les ouvertures de ventilation sont également orientées dans la même direction que celle de la couverture transparente. En d'autres termes, le renouvellement d'air au sein du séchoir-serre sera mal assuré, ce qui implique la lenteur de l'évaporation de l'humidité de la boue, au cas où l'azimut de la couverture serait en quadrature avec la direction du vent.

Pour généraliser ce résultat, nous avons fait varier simultanément les azimuts respectifs du vent Az_v [°] et de la couverture γ [°]. La **figure I.13.b** expose le résultat de cette simulation. Les droites remarquables, d'équations $Az_v = \gamma \pm 90.k$ (k étant un entier naturel), pour l'orientation du séchoir-serre vis-à-vis du vent et du soleil y sont aussi tracées.

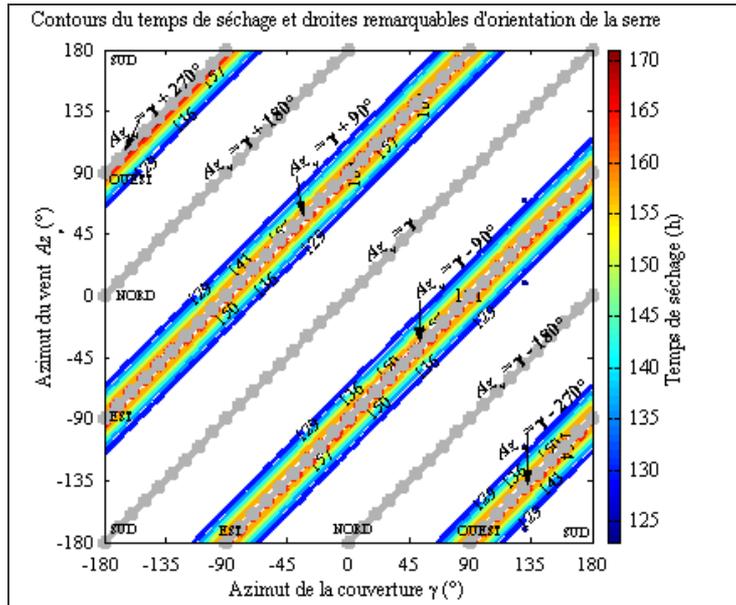


Fig. I.13.b : Recherche graphique de l'angle optimal d'orientation de la serre vis-à-vis du vent et du soleil

Cette représentation confirme le résultat stipulé précédemment concernant notamment l'influence de la direction du vent sur le temps de séchage. En effet, il y est mis en évidence que les deux paramètres de simulation (Az_v et γ) présentent des zones de forte sensibilité ou encore des domaines de pics du profil du temps de séchage, au voisinage des droites d'équations $Az_v = \gamma \pm 90(2.k+1)$ (k étant un entier naturel). Autrement dit, la durée de l'opération tend à se prolonger considérablement lorsque nous orientons la couverture, et donc les ouvertures de ventilation, perpendiculairement à la direction du vent.

En effet, si l'air intérieur de la serre n'est pas bien renouvelé, son humidité s'approchera au fur et à mesure de la saturation, ce qui ne lui permet pas de bien assurer l'évacuation de l'eau du produit hors du séchoir.

Il en découle qu'il y a lieu de déterminer la direction moyenne annuelle du vent sur le site d'installation du séchoir-serre en vue de l'orientation de sa couverture et de ses ouvertures de ventilation.

Pour la suite de notre simulation numérique, nous prendrons l'azimut de la couverture égal à celui de la direction de vent ($\gamma = Az_v$).

I.5.7. Comparaison des influences respectives de la hauteur minimum h_{min} et de l'épaisseur de la couverture e_c

En faisant varier simultanément l'inclinaison β [°] de la couverture, d'une part, avec son épaisseur e_c [m], et d'autre part, avec la hauteur minimum h_{min} [m] de la serre, nous obtenons la figure I.14.

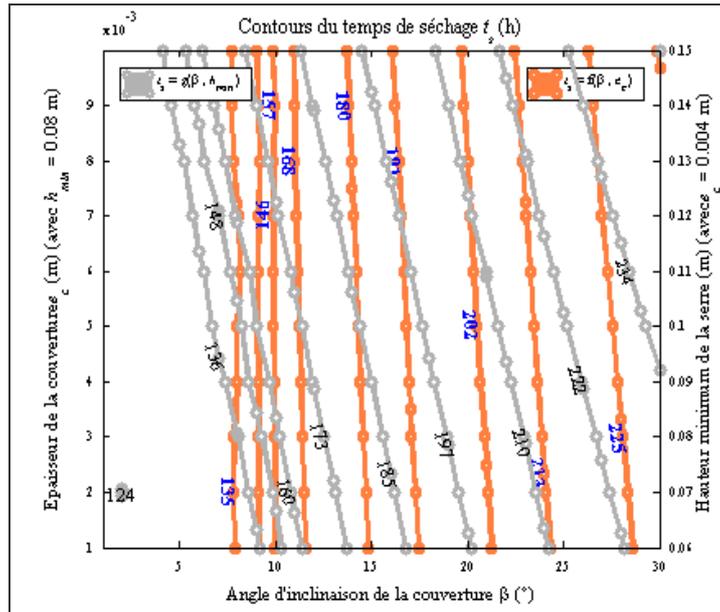


Fig. I.14 : Mise en évidence des influences respectives de la hauteur minimum h_{min} et de l'épaisseur de la couverture e_c et de l'angle d'inclinaison β sur le temps de séchage

Cette représentation graphique nous confirme encore les résultats obtenus antérieurement en ce qui concerne les effets positifs de l'angle d'inclinaison β et de l'épaisseur e_c de la couverture ainsi que celui de la hauteur minimum h_{min} du séchoir sur le temps de séchage.

En fixant la valeur de l'inclinaison β de la couverture, cette figure nous permet de comparer les influences respectives h_{min} et de e_c sur le temps de séchage. Ainsi, il y est manifeste que l'effet positif du paramètre h_{min} sur la sortie est plus fort que celui de e_c .

Elle justifie aussi notre choix de la valeur optimale de 5° pour l'inclinaison β de la couverture. En effet, nous pouvons observer que cette valeur permet toujours d'avoir le minimum de temps de dessiccation pour une épaisseur de la couverture inférieure ou égale à 0,01m et pour une hauteur minimum de la serre inférieure à 0,13m.

Désormais, nous fixons la valeur de la hauteur minimum h_{min} de la serre égale à 0,08m et celle de l'épaisseur e_c de la couverture à 0,004m.

I.5.8. Influences du coefficient d'extinction χ_l et de l'émissivité ε_l de la couverture

Le résultat de la variation simultanée de l'émissivité ε_l de la couverture et de son coefficient d'extinction χ_l est illustré sur la **figure I.15**. Nous pouvons y constater que le paramètre χ_l n'a presque aucune influence sur le temps de séchage vis-à-vis de celle de l'émissivité ε_l de la couverture.

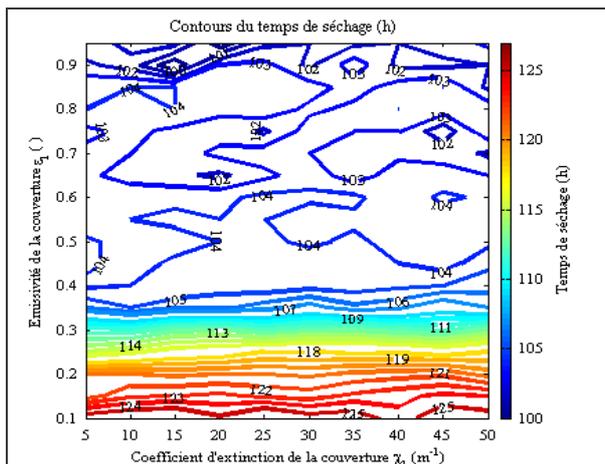


Fig. I.15 : Mise en évidence des influences respectives de l'émissivité ε_l de la couverture et de son coefficient d'extinction χ_l

Ainsi, pour le choix de la couverture dont l'épaisseur est égale à 0,004m, valeur fixée plus haut, il suffit que son émissivité ε_l soit supérieure à 0,5 pour avoir un temps de séchage proche de sa valeur minimum.

I.5.9. Influences de l'épaisseur e_d et de la conductivité thermique k_d de la dalle

La figure I.16 met en évidence les influences de deux paramètres relatifs à la dalle, à savoir : son épaisseur e_d et sa conductivité thermique k_d.

Pour e_d < 0,25m et k_d > 1W.m⁻¹.K⁻¹, l'influence sur le temps de séchage est presque dominé par l'effet négatif de l'épaisseur de la dalle.

Réciproquement, pour e_d >0,25m et k_d <1W.m⁻¹.K⁻¹, c'est l'effet négatif muni d'une intense sensibilité qui domine l'influence sur la durée de l'opération.

En dehors de ces deux zones, on peut atteindre le minimum du temps de séchage ou tout au moins une durée de dessiccation proche de celui-ci. Moyennant de cette représentation et sachant que la conductivité thermique du béton est à peu près de l'ordre de 1,75 W.m⁻¹.K⁻¹, nous avons opté de fixer l'épaisseur e_d de la dalle égale à 0,35m pour les autres simulations futures.

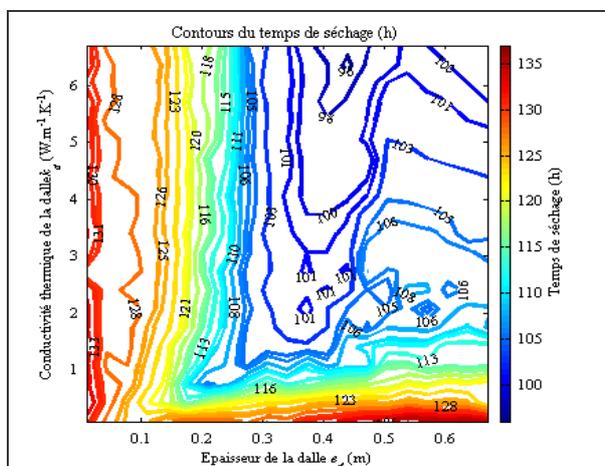


Fig. I.16 : Mise en évidence des influences de l'épaisseur e_d et de la conductivité thermique k_d de la dalle

I.5.10. Influences de l'épaisseur e_{sd} et de la conductivité thermique k_{sd} de la dalle

D'une manière analogue que précédemment, nous avons fait varier simultanément deux paramètres de la sous-dalle nommément : son épaisseur e_{sd} et sa conductivité thermique k_{sd} . La **figure I.17** représente le résultat de cette simulation.

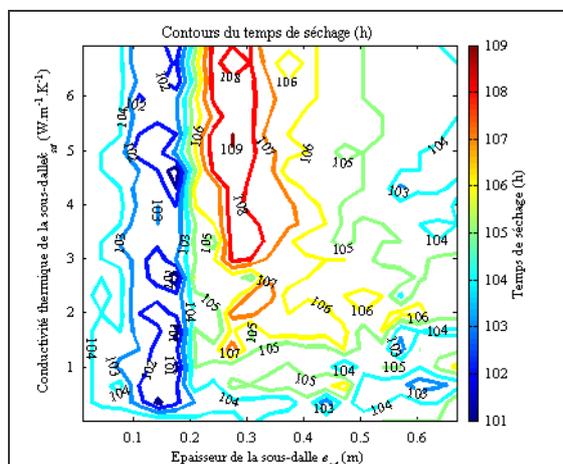


Fig. I.17 : Mise en évidence des influences de l'épaisseur e_{sd} et de la conductivité thermique k_{sd} de la sous-dalle

Nous pouvons tirer à partir de cette figure que, pour toute valeur de la conductivité thermique k_{sd} de la sous-dalle comprise dans sa gamme de variation, le minimum de temps de séchage peut être atteint lorsque son épaisseur se trouve entre 0,1m et 0,2m. Par conséquent, nous considérerons que la valeur constante de ce paramètre sera dorénavant égale à 0,15m.

I.5.11. Comparaison des influences respectives des épaisseurs de la dalle et de la sous-dalle (e_d et e_{sd})

La **figure I.18** représente les contours du temps de séchage obtenus à l'issue d'une variation simultanée des épaisseurs respectives de la dalle et de la sous-dalle.

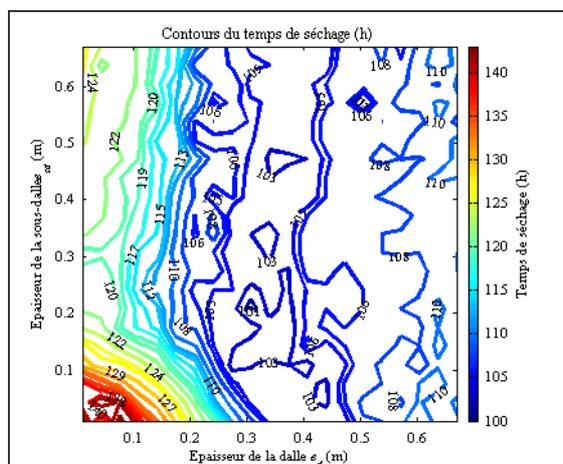


Fig.I.18 : Comparaison des influences respectives des épaisseurs de la dalle et de la sous-dalle (e_d et e_{sd})

En guise d'interprétation de cette représentation, nous pouvons affirmer les suivants :

- Pour la zone délimitée par $e_{sd} < 0,2m$ et $e_d < 0,3m$, les effets de ces deux paramètres sur le temps de séchage sont tous négatifs.
- Ailleurs, l'influence sur la durée de séchage est quasiment dominée par l'épaisseur e_d de la dalle. En effet, en prenant e_d constant, toute variation de e_{sd} en dehors de la zone précédente, n'influe presque pas le délai de dessiccation du produit.
- Le minimum du temps de séchage est atteint pour une épaisseur de la dalle comprise entre 0,3m et 0,4m ; ce qui justifie notre choix antérieur concernant la valeur constante de e_d comme étant égale 0,35m pour les autres simulations à venir.

CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous avons proposé une configuration de séchoir-serre pour boues des stations d'épuration. Afin de proposer un outil d'aide à la conception de ce type de système de séchage, nous avons développé un modèle auquel nous avons associé un code de calcul permettant l'étude théorique du comportement de ce système énergétique passif vis-à-vis du produit à sécher en son sein.

L'entreprise de l'analyse de sensibilité de ce modèle a visé tout simplement à identifier qualitativement lesquels des paramètres contrôlables possèdent une influence significative sur le temps de séchage. C'est pour cette raison que nous avons opté d'appliquer pour cela la méthode de screening de Morris. Les résultats de cette analyse nous ont permis, d'une part, de noter le sens des effets respectifs de la plupart des paramètres sur la sortie observée, et d'autre part, de réaliser que les paramètres géométriques et d'orientation de la serre présentent des influences non négligeables sur le temps de séchage des boues et qu'il serait intéressant de connaître l'effet de leur interaction mutuelle deux à deux sur la réponse du modèle.

Ainsi, dans le but d'améliorer la performance technique de notre séchoir-serre, nous avons effectué un certain nombre de simulations à chacune desquelles deux des paramètres notés précédemment ont été variés simultanément tout en gardant constants les autres paramètres. Les résultats de ces simulations peuvent se résumer de la manière suivante :

- ❖ il est préférable d'élargir la serre suivant sa longueur plutôt que sa largeur ;
- ❖ la hauteur de la serre devrait être aussi faible que possible ;
- ❖ les angles d'inclinaison des deux façades inclinées admettent des valeurs optimales différentes de l'angle droit, ce qui justifie a posteriori le choix de la configuration de cette serre ;
- ❖ les ouvertures dénivelées assurant la ventilation naturelle au sein de la serre admettent aussi des valeurs optimales qui dépendent de la vitesse moyenne du vent ;
- ❖ l'inclinaison de la couverture devrait être aussi petite que possible, son rôle consiste tout simplement à éviter l'accumulation de poussières et de gouttes de pluie sur la surface externe du vitrage, du fait que la présence de celles-ci risque de réduire considérablement la transmission du rayonnement solaire au sein de la serre ;
- ❖ la durée de l'opération tend à se prolonger considérablement lorsque les ouvertures de ventilation sont orientées perpendiculairement à la direction du vent ;

- ❖ les caractéristiques de la dalle sont plus influentes par rapport à celles de la sous-dalle.

La suite logique du travail présenté dans ce chapitre serait l'optimisation technico-économique de ce séchoir-serre. Cependant, étant donné que les boues issues de deux stations d'épuration différentes ont de forte chance de se comporter différemment sur le plan de cinétique de séchage, il s'impose de bien caractériser le type de boues à traiter dans le séchoir à étudier.

CHAPITRE II

**ETUDE THEORIQUE D'UN SECHOIR SOLAIRE EQUIPE
D'UN SYSTEME APPOINT CONVENTIONNEL
ET FONCTIONNANT EN CONVECTION FORCEE**

SOMMAIRE

ETUDE THEORIQUE D'UN SECHOIR SOLAIRE EQUIPE D'UN APPOINT CONVENTIONNEL ET FONCTIONNANT EN CONVECTION FORCEE

NOMENCLATURE DU CHAPITRE II DE LA DEUXIEME PARTIE.....	84
INTRODUCTION.....	91
II.1. DESCRIPTION DU SYSTEME ETUDIE.....	91
II.1.1. Différents sous-systèmes composant le système.....	91
II.1.2. Mode de fonctionnement du système.....	91
II.1.3. Dimensions des éléments du système étudié.....	91
II.1.3.1. Le système d'insolateurs solaires plans à air.....	91
II.1.3.2. L'enceinte de séchage.....	94
II.1.3.3. Les conduits aérauliques.....	94
II.1.3.4. Le système d'appoint électrique de chauffage.....	94
II.2. SCHEMAS BLOCS DES MODELES CHOISIS POUR LA MODELISATION DU SYSTEME DE SECHAGE ETUDIE.....	94
II.2.1. Description des différents phénomènes de transfert ayant lieu au sein du système et représentation schématique des sous-modèles associés à eux.....	94
II.2.1.1. Convention de représentation schématique d'un modèle.....	94
II.2.1.2. Schémas blocs des modèles choisis pour les échanges thermiques par convection.....	95
II.2.1.3. Schéma bloc des modèles choisis pour l'échange thermique par conduction....	99
II.2.1.4. Schémas blocs des modèles choisis pour les échanges thermiques par rayonnement.....	100
II.2.1.5. Schéma bloc du modèle choisi pour l'échange thermique par accumulation... 104	
II.2.1.6. Schéma bloc de l'inertie thermique d'un corps.....	105
II.2.1.7. Schéma bloc du bilan thermique au niveau d'un composant du système.....	106
II.2.1.8. Schémas blocs des modèles relatifs au transfert de masse.....	106
II.2.1.9. Schémas blocs des modèles relatifs aux calculs intermédiaires.....	109
II.2.2. Assemblage schématique des modèles.....	112
II.2.2.1. Montage schématique du modèle associé au capteur.....	112
II.2.2.2. Montage schématique du modèle associé à l'enceinte de séchage.....	112
II.2.2.3. Schémas synoptiques du modèle associé au système de séchage.....	115
II.3. EXPRESSIONS ANALYTIQUES DU MODELE ASSOCIE AU CAPTEUR.....	117
II.3.1. Hypothèses simplificatrices.....	117
II.3.2. Equations de bilan thermique.....	117
II.3.3. Modèles des différents coefficients d'échange thermique.....	120
II.3.3.1. Echange thermique par convection.....	120
II.3.3.2. Echange thermique par conduction.....	122
II.3.3.3. Echange thermique par rayonnement.....	123
II.4. EXPRESSIONS ANALYTIQUES DU MODELE ASSOCIE A L'ENCEINTE DE SECHAGE.....	125
II.4.1. Description de l'enceinte de séchage.....	125
II.4.2. Hypothèses simplificatrices.....	125
II.4.3. Equations de bilan thermique.....	126
II.4.4. Modèles des différents coefficients d'échange thermique.....	128
II.4.4.1. Echange thermique par convection.....	128
II.4.4.2. Echange thermique par conduction.....	129
II.4.4.3. Echange thermique par rayonnement.....	129

II.5. ARCHITECTURE DU CODE DE CALCUL ET RESULTATS DE QUELQUES SIMULATIONS	131
II.5.1 Organigramme du code de calcul	131
II.5.2. Etude du capteur seul.....	132
II.5.2.1. Influence du débit d'air caloporteur sur la puissance utile et sur le gain de température à la sortie du capteur	132
II.5.2.2. Influence des rayonnements direct et diffus sur la puissance utile et sur le rendement de l'insolateur	132
II.5.2.3. Influence de la surface de captation sur la puissance utile et sur le rendement du capteur	133
II.5.2.4. Influence de la vitesse moyenne du vent sur la puissance utile et sur le rendement du capteur	134
II.5.3. Etude de l'enceinte de séchage seule.....	135
II.6. ANALYSE DE SENSIBILITE PARAMETRIQUE	136
II.6.1. Description de la méthode TMA	136
II.6.2. Paramétrage du modèle étudié.....	140
II.6.3. Analyse de sensibilité du modèle du capteur seul	143
II.6.3.1. Résultats de la méthode de Morris sur le modèle du capteur seul.....	143
II.6.3.2. Résultats obtenus avec la méthode TMA sur le modèle du capteur seul	145
II.6.4. Analyse de sensibilité du modèle du séchoir seul	150
II.6.4.1. Résultats de la méthode de Morris sur le modèle du séchoir seul.....	151
II.6.4.2. Résultats obtenus avec la méthode TMA sur le modèle du séchoir seul.....	152
II.6.5. Analyse de sensibilité du système de séchage à chauffage purement solaire.....	156
II.6.5.1. Résultats de la méthode de Morris sur le modèle du système de séchage à chauffage purement solaire	157
II.6.5.2. Résultats obtenus avec la méthode TMA sur le modèle du système de séchage à chauffage purement solaire	158
II.6.6. Analyse de sensibilité du système de séchage à chauffage partiellement solaire....	163
II.6.6.1. Résultats de la méthode de Morris sur le modèle du système de séchage à chauffage partiellement solaire	164
II.6.6.2. Résultats obtenus avec la méthode TMA sur le modèle du système de séchage à chauffage partiellement solaire	165
CONCLUSION	170

NOMENCLATURE DU CHAPITRE II DE LA DEUXIEME PARTIE

Alb :	Albédo moyen du sol avoisinant	[]
Az _s :	Azimut du soleil	[°]
CD :	ConDuction	
Cp _{ai} :	Capacité calorifique massique à pression constante de l'air asséchant	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Cp _{ai1} :	Capacité calorifique massique à pression constante de l'air confiné	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Cp _b :	Capacité calorifique massique à pression constante des boues	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Cp _c :	Capacité calorifique massique à pression constante de la couverture transparente du capteur	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Cp _i :	Capacité calorifique massique à pression constante de l'isolant arrière du capteur	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Cp _{is} :	Capacité calorifique massique à pression constante de l'isolant arrière du capteur	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Cp _n :	Capacité calorifique massique à pression constante de l'absorbeur du capteur	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Cp _w :	Capacité calorifique massique à pression constante de la paroi de l'enceinte de séchage	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
CV :	ConVection	
Cv _{ai} :	Concentration de vapeur ou fraction massique de vapeur d'eau dans l'air asséchant	[]
D _{disq} :	Diamètre de chaque échantillon sous forme de disque des boues	[m]
DFSA _w :	Densité de flux solaire absorbé par la face externe de la paroi de l'enceinte de séchage	[W.s ⁻²]
D _H :	Diamètre hydraulique du conduit utile du capteur	[m]
Dif :	Flux solaire diffus incident sur un plan horizontal	[W.s ⁻²]
Dir :	Flux solaire direct incident sur un plan horizontal	[W.s ⁻²]
DX _s :	Espace entre 2 claies successives	[m]
dx _c :	Pas d'espace pour la discrétisation du capteur	[m]
e _{ai1} :	Epaisseur de la lame d'air confiné	[m]
e _{ai2} :	Hauteur de la section droite des conduits utile et passif du capteur (= e _{ai1})	[m]
e _c :	Epaisseur de la couverture transparente du capteur	[m]
e _{disq} :	Epaisseur de chaque échantillon sous forme de disque des boues	[m]
e _{is} :	Epaisseur de l'isolant arrière du capteur	[m]
e _n :	Epaisseur de l'absorbeur du capteur	[m]
e _w :	Epaisseur de la paroi de l'enceinte de séchage	[m]
F _{ij} :	Facteur de forme géométrique entre une surface S _i et une autre S _j	[]
F _m :	Flux de masse échangé par unité de temps et par unité de surface	[kg.m ⁻² .s ⁻¹]
g :	Accélération de la pesanteur	[m.s ⁻²]
h _{cc} :	Coefficient d'échange par conduction à travers la couverture transparente du capteur	[W.m ⁻² .K ⁻¹]

h_{ci}	: Coefficient d'échange par conduction à travers l'isolant arrière du capteur	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
h_{cw}	: Coefficient d'échange thermique par conduction à travers la paroi de l'enceinte de séchage	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
H_r	: Humidité relative de l'air ambiant	$[\%]$
h_{rbwi}	: Coefficients d'échange thermique par rayonnement entre le produit à sécher et la face interne de la paroi du séchoir	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
h_{rcesol}	: Coefficient d'échange par rayonnement entre la face externe de la couverture transparente du capteur et le sol extérieur	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
h_{rcevc}	: Coefficient d'échange par rayonnement entre la face externe de la couverture transparente du capteur et la voûte céleste	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
h_{riesol}	: Coefficient d'échange par rayonnement entre la face externe de l'isolant arrière du capteur et le sol extérieur	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
h_{rievc}	: Coefficient d'échange par rayonnement entre la face externe de l'isolant arrière du capteur et la voûte céleste	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
h_{mci}	: Coefficient d'échange par rayonnement entre l'absorbeur et la face interne de la couverture du capteur	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
h_{mi}	: Coefficient d'échange par rayonnement entre l'absorbeur et la face interne de l'isolant arrière	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
h_{rwevc}	: Coefficients d'échange thermique par rayonnement entre la face externe de la paroi du séchoir et la voûte céleste	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
h_{rwesol}	: Coefficients d'échange thermique par rayonnement entre la face externe de la paroi du séchoir et le sol extérieur	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
h_{rwib}	: Homologue du coefficient h_{rbwi}	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
h_s	: Hauteur angulaire du soleil	$[^\circ]$
h_{vaece}	: Coefficient d'échange par convection entre l'air extérieur et la face externe de la couverture transparente du capteur	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
h_{vaeie}	: Coefficient d'échange par convection entre l'air extérieur et la face externe de l'isolant arrière du capteur	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
h_{vaeve}	: Coefficient d'échange thermique par convection entre l'air extérieur et la face externe de la paroi du séchoir	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
h_{vai}	: Coefficient d'échange par convection entre l'air caloporteur et la face interne de l'isolant arrière du capteur	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
h_{vaib}	: Coefficient d'échange thermique par convection entre l'air asséchant et le produit à sécher	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
h_{vaiwi}	: Coefficient d'échange thermique par convection entre l'air asséchant et la face interne de la paroi du séchoir	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
h_{vailci}	: Coefficient d'échange par convection entre la lame d'air confiné et la face interne de la couverture transparente du capteur	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$

h_{vai1n} :	Coefficient d'échange par convection entre la lame d'air confiné et la face supérieure de l'absorbeur du capteur	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
h_{van} :	Coefficient d'échange par convection entre l'air caloporteur et la face inférieure de l'absorbeur du capteur	$[W.m^{-2}.K^{-1}]$
k_c :	Conduction thermique de la couverture transparente du capteur	$[W.m^{-1}.K^{-1}]$
k_{is} :	Conductivité thermique de l'isolant arrière du capteur	$[W.m^{-1}.K^{-1}]$
$\{K_{ae}^q\}$:	Ensemble des caractéristiques thermophysiques de l'air ambiant extérieur, à savoir : sa conductivité thermique $[W.K^{-1}.m^{-1}]$, sa pression partielle de vapeur [atm], sa masse volumique $[kg.m^{-3}]$, sa capacité calorifique massique à pression constante $[J.kg^{-1}.K^{-1}]$, sa viscosité cinématique $[m^2.s^{-1}]$, sa viscosité dynamique $[kg.m^{-1}.s^{-1}]$, sa concentration de vapeur ou fraction massique de vapeur []	
$\{K_{ai}^q\}$:	Ensemble des caractéristiques thermophysiques l'air asséchant (cf. $\{K_{ae}^q\}$ pour leur liste)	
$\{K_{ai1}^q\}$:	Ensemble des caractéristiques thermophysiques de la lame d'air du conduit passif de l'insolateur (cf. $\{K_{ae}^q\}$ pour leur liste)	
$\{K_{ai2}^q\}$:	Ensemble des caractéristiques thermophysiques de l'air caloporteur de l'insolateur (cf. $\{K_{ae}^q\}$ pour leur liste)	
k_w :	Conductivité thermique de la paroi de l'enceinte de séchage	$[W.m^{-1}.K^{-1}]$
L_c :	Longueur du conduit utile du capteur	[m]
L_s :	Longueur de la section droite de l'enceinte	[m]
M_{ai} :	Masse de l'air asséchant humide passant sur une claie	[kg]
\dot{m}_{ai} :	Débit de l'air asséchant	$[kg.s^{-1}]$
\dot{m}_{ai2} :	Débit d'air caloporteur à travers un module du capteur	$[kg.s^{-1}]$
M_b :	Masse instantanée des boues sur une claie	[kg]
M_{bc} :	Masse initiale de la boue sur chaque claie	[kg]
M_c :	Masse d'une tranche fictive de la couverture transparente du capteur	[kg]
M_{evap} :	Masse d'eau évaporée pendant le pas de temps Δt	[kg]
M_i :	Masse d'une tranche fictive de l'isolant arrière du capteur	[kg]
M_n :	Masse d'une tranche fictive de l'absorbeur du capteur	[kg]
M_s :	Masse sèche des boues sur une claie	[kg]
M_w :	Masse de la paroi de l'enceinte de séchage relative à une tranche fictive	[kg]
N_{cl} :	Nombre des claies	[]
N_{modc} :	Nombre de modules de capteurs utilisés	[]
n_r :	Indice de réfraction de la couverture transparente du capteur	[]
P_{ev} :	Densité de flux thermique dû à l'évaporation de l'humidité des boues	$[W.m^{-2}]$
P_n :	Densité de flux solaire absorbé par l'absorbeur du capteur	$[W.m^{-2}]$
P_p :	Densité de flux thermique perdue par l'air asséchant	$[W.m^{-2}]$
P_{tot} :	Pression totale atmosphérique	[atm]

Pu :	Densité de flux utile récoltée à la sortie d'une tranche de l'insolateur	[W.m ⁻²]
Pv :	Densité de flux solaire absorbé par la couverture transparente du capteur	[W.m ⁻²]
Q _{aux} :	Chaleur fournie par la source auxiliaire d'appoint de chauffage de l'air	[J]
Q _s :	Chaleur de séchage	[J]
Q _p :	Chaleur perdue par l'enceinte de séchage	[J]
RCLO :	Rayonnement de Courte Longueur d'Ondes	
RGLO :	Rayonnement de Grande Longueur d'Ondes	
s :	Inclinaison du capteur par rapport à l'horizontale	[°]
S _b :	Surface des boues disposées sur une claie	[m ²]
S _i :	Surface en regard avec une autre surface S _j	[m ²]
S _{in} :	Siccité initiale des boues	[%]
S _j :	Surface en regard avec une autre surface S _i	[m ²]
Surf :	Aire d'une tranche fictive du capteur	[m ²]
S _w :	Surface totale des 4 façades internes relatives à une tranche fictive de la paroi de l'enceinte de séchage	[m ²]
t :	Variable temps	[s]
T _{ae} :	Température de l'air ambiant extérieur	[K]
T _{ai} :	Température de l'air asséchant	[K]
T _{ai1} :	Température de la lame d'air confiné du conduit passif du capteur	[K]
T _{ai2} :	Température de l'air caloporteur du conduit utile du capteur	[K]
T _b :	Température des boues	[K]
T _{ce} :	Température de la face externe de la couverture transparente du capteur	[K]
T _{ci} :	Température de la face interne de la couverture transparente du capteur	[K]
T _{con} :	Température de consigne (ou Température de séchage)	[K]
T _{hai} :	Température humide de l'air asséchant	[K]
T _{ie} :	Température de la face externe de l'isolant arrière du capteur	[K]
T _{ii} :	Température de la face interne de l'isolant arrière du capteur	[K]
T _n :	Température de l'absorbeur du capteur	[K]
T _{sol} :	Température du sol environnant	[K]
T _{vc} :	Température de la voûte céleste	[K]
T _{we} :	Température de la face externe de la paroi de l'enceinte de séchage	[K]
T _{wi} :	Température de la face interne de la paroi de l'enceinte de séchage	[K]
V _{aip} :	Vitesse de l'air au niveau du produit à sécher	[m.s ⁻¹]
V _v :	Vitesse moyenne du vent	[m.s ⁻¹]
W :	Humidité absolue instantanée des boues sur une claie	[kg _{eau} .kg _{M_S} ⁻¹]
w _c :	Largeur du capteur	[m]

W_{crit1} :	Première humidité absolue critique des boues	$[kg_{eau}.kg_{MS}^{-1}]$
W_{crit2} :	Deuxième humidité absolue critique des boues	$[kg_{eau}.kg_{MS}^{-1}]$
W_{eq} :	Humidité absolue d'équilibre hygroscopique des boues	$[kg_{eau}.kg_{MS}^{-1}]$
w_s	Largeur de la section droite de l'enceinte	$[m]$
α :	Paramètre critique de correction pour le flux de masse	$[]$
α_{ij} :	Inverse de F_{ij}	$[]$
α_n :	Coefficient d'absorption des rayonnements directs de l'absorbeur du capteur	$[]$
α_{nd} :	Coefficient d'absorption des rayonnements diffus de l'absorbeur du capteur	$[]$
α_w :	Coefficient d'absorption des rayonnements directs de la paroi de l'enceinte de séchage	$[]$
α_{wd} :	Coefficient d'absorption des rayonnements diffus de la paroi de l'enceinte de séchage	$[]$
β_{ij} :	Rapport de l'aire de la surface S_i sur celle de S_j	$[]$
χ_c :	Coefficient d'extinction de la couverture transparente du capteur	$[m^{-1}]$
Δt :	Pas de temps	$[s]$
Δx :	Pas d'espace	$[m]$
ϵ_c :	Emissivité de la couverture transparente du capteur	$[]$
ϵ_b :	Emissivité des boues	$[]$
ϵ_{is} :	Emissivité de l'isolant arrière du capteur	$[]$
ϵ_n :	Emissivité de l'absorbeur	$[]$
ϵ_w :	Emissivité de la paroi de l'enceinte de séchage	$[]$
γ_c	Orientation du capteur par rapport au Sud	$[]$
γ_{ouv} :	Orientation par rapport au Sud de l'ouverture pour chargement	$[^\circ]$
η_c :	Rendement du capteur	$[]$
φ_{cc} :	Densité de flux d'échange thermique par conduction à travers la couverture transparente de l'insolateur	$[W.m^{-2}]$
φ_{ci} :	Densité de flux d'échange thermique par conduction à travers l'isolant arrière de l'insolateur	$[W.m^{-2}]$
φ_{cw} :	Densité de flux d'échange thermique par conduction à travers les 4 parois de l'enceinte de séchage	$[W.m^{-2}]$
φ_{DirT} :	Densité de flux de rayonnement direct transmis à travers la couverture transparente de l'insolateur	$[W.m^{-2}]$
φ_{DifT} :	Densité de flux de rayonnement diffus transmis à travers la couverture transparente de l'insolateur	$[W.m^{-2}]$
φ_{itai1} :	Densité de flux d'inertie thermique de la lame d'air au sein du conduit passif	$[W.m^{-2}]$
φ_{itb} :	Densité de flux d'inertie thermique des boues	$[W.m^{-2}]$

ϕ_{itce} :	Densité de flux d'inertie thermique présente au niveau de la face externe de la couverture transparente de l'insolateur	[W.m ⁻²]
ϕ_{itci} :	Densité de flux d'inertie thermique présente au niveau de la face interne de la couverture transparente de l'insolateur	[W.m ⁻²]
ϕ_{itie} :	Densité de flux d'inertie thermique présente au niveau de la face externe de l'isolant arrière de l'insolateur	[W.m ⁻²]
ϕ_{itii} :	Densité de flux d'inertie thermique présente au niveau de la face interne de l'isolant arrière de l'insolateur	[W.m ⁻²]
ϕ_{itn} :	Densité de flux d'inertie thermique de l'absorbeur	[W.m ⁻²]
ϕ_{itwe} :	Densité de flux d'inertie thermique présente au niveau des façades externes des 4 parois de l'enceinte de séchage	[W.m ⁻²]
ϕ_{itwi} :	Densité de flux d'inertie thermique présente au niveau des façades internes des 4 parois de l'enceinte de séchage	[W.m ⁻²]
ϕ_{rcesol} :	Densité de flux d'échange thermique radiatif entre la face externe de la couverture transparente de l'insolateur et le sol environnant	[W.m ⁻²]
ϕ_{revc} :	Densité de flux d'échange thermique radiatif entre la face externe de la couverture transparente de l'insolateur et la voûte céleste	[W.m ⁻²]
ϕ_{riesol} :	Densité de flux d'échange thermique radiatif entre la face externe de l'isolant arrière de l'insolateur et le sol environnant	[W.m ⁻²]
ϕ_{rievc} :	Densité de flux d'échange thermique radiatif entre la face externe de l'isolant arrière de l'insolateur et la voûte céleste	[W.m ⁻²]
ϕ_{mci} :	Densité de flux d'échange thermique radiatif entre la face supérieure de l'absorbeur et la face interne de la couverture transparente de l'insolateur	[W.m ⁻²]
ϕ_{mii} :	Densité de flux d'échange thermique radiatif entre la face inférieure de l'absorbeur et la face interne de l'isolant arrière de l'insolateur	[W.m ⁻²]
ϕ_{rwesol} :	Densité de flux d'échange thermique radiatif entre les façades externes des 4 parois de l'enceinte de séchage et le sol environnant	[W.m ⁻²]
ϕ_{rwevc} :	Densité de flux d'échange thermique radiatif entre les façades externes des 4 parois de l'enceinte de séchage et la voûte céleste	[W.m ⁻²]
ϕ_{rwib} :	Densité de flux d'échange thermique radiatif entre les façades internes des 4 parois de l'enceinte de séchage et les boues	[W.m ⁻²]
ϕ_{vaece} :	Densité de flux d'échange thermique par convection naturelle due à l'effet du vent sur la face externe de la couverture transparente de l'insolateur	[W.m ⁻²]
ϕ_{vaeie} :	Densité de flux d'échange thermique par convection naturelle due à l'effet du vent sur la face externe de l'isolant arrière de l'insolateur	[W.m ⁻²]
ϕ_{vaewe} :	Densité de flux d'échange thermique par convection naturelle due à l'effet du vent sur les façades externes des 4 parois de l'enceinte de séchage	[W.m ⁻²]
ϕ_{vai1ci} :	Densité de flux d'échange thermique par convection naturelle entre la lame d'air et la face interne de la couverture transparente de l'insolateur	[W.m ⁻²]
ϕ_{vai1n} :	Densité de flux d'échange thermique par convection naturelle entre la lame d'air et la face supérieure de l'absorbeur de l'insolateur	[W.m ⁻²]
ϕ_{vai2n} :	Densité de flux d'échange thermique par convection forcée entre l'air caloporteur et la face inférieure de l'absorbeur de l'insolateur	[W.m ⁻²]

ϕ_{vai2ii}	Densité de flux d'échange thermique par convection forcée entre l'air caloporteur et la face interne de l'isolant arrière de l'insolateur	$[W.m^{-2}]$
ϕ_{vaiib}	Densité de flux d'échange thermique par convection forcée entre l'air asséchant et les boues	$[W.m^{-2}]$
ϕ_{vaiwi}	Densité de flux d'échange thermique par convection forcée entre l'air asséchant et les façades internes des 4 parois de l'enceinte de séchage	$[W.m^{-2}]$
$\phi_{\alpha c}$	Densité de flux solaire absorbé par la couverture du capteur à air	$[W.m^{-2}]$
$\phi_{\alpha n}$	Densité de flux solaire absorbé par l'absorbeur de l'insolateur	$[W.m^{-2}]$
$\phi_{\alpha w}$	Densité de flux solaire absorbé par les façades externes des 4 parois de l'enceinte de séchage	$[W.m^{-2}]$
ρ_{ai1}	Masse volumique de la lame d'air confiné	$[kg.m^{-3}]$
ρ_c	Masse volumique de la couverture transparente du capteur	$[kg.m^{-3}]$
ρ_{is}	Masse volumique de l'isolant arrière du capteur	$[kg.m^{-3}]$
ρ_n	Masse volumique de l'absorbeur du capteur	$[kg.m^{-3}]$
ρ_w	Masse volumique de la paroi de l'enceinte de séchage	$[kg.m^{-3}]$
σ	Constante de Stefan-Boltzmann	$[W.m^{-2}.K^{-4}]$

INTRODUCTION

Dans le présent chapitre, nous allons effectuer une exploration numérique du comportement d'un système de séchage à convection forcée et à chauffage partiellement solaire, qui peut aussi être aménagé, nous verrons au chapitre suivant, en une étuve de laboratoire destinée à la détermination expérimentale des paramètres de cinétique de séchage des boues. Ainsi, nous commençons cette étude théorique par l'établissement d'un modèle associé à ce système. Ensuite, quelques résultats de simulation de ce modèle seront présentés et l'analyse de sensibilité paramétrique de celui-ci clora ce chapitre.

II.1. DESCRIPTION DU SYSTEME ETUDIE

II.1.1. Différents sous-systèmes composant le système

Le système de séchage étudié, qui est décrit schématiquement sur la **figure II.1**, comprend essentiellement les éléments suivants :

- ❖ le système d'insolateurs solaires qui convertissent le rayonnement solaire en énergie calorifique servant à chauffer préalablement l'air qui y circule ;
- ❖ l'enceinte de séchage où les échantillons du produit à étudier sont déposés en couche mince sur des claies régulièrement superposées ;
- ❖ le système de conduits aérauliques reliant les deux entités précédentes ;
- ❖ le système d'appoint électrique pour ajuster la température de consigne de l'air asséchant.

II.1.2. Mode de fonctionnement du système

Un ventilateur centrifuge, placé sur la partie basse de l'enceinte de séchage, aspire l'air ambiant pour circuler à l'intérieur de l'un des deux modules d'insolateurs solaires à l'issue desquels ce fluide caloporteur s'achemine à travers un conduit pour arriver à l'entrée du système d'appoint électrique. Les résistances chauffantes de ce dernier assurent l'ajustage de la valeur de consigne de la température de l'air asséchant qui s'insuffle ensuite au sein de la cellule de séchage où il entre en contact avec les échantillons du produit avant de sortir dans l'ambiance. Une partie de l'humidité du produit est ainsi véhiculée hors de l'armoire de dessiccation. Le processus s'arrête lorsque l'air asséchant entre en équilibre hygroscopique avec le produit à sécher.

II.1.3. Dimensions des éléments du système étudié

II.1.3.1. Le système d'insolateurs solaires plans à air

Le système d'insolateurs solaires est composé de deux modules du type simple vitrage et simple passe entre l'absorbeur et l'isolant arrière. Une lame d'air confiné sépare la couverture transparente et l'absorbeur. L'aire de chaque module est environ égale à $1,8\text{m}^2$ ($2\text{m} \times 0,9\text{m}$). L'épaisseur de l'isolant arrière est de $0,03\text{m}$ alors que celle de l'absorbeur est de $0,008\text{m}$. Quant à la couverture transparente, elle est de $0,006\text{m}$ d'épaisseur. La hauteur de la section droite du conduit utile de l'insolateur est de $0,015\text{m}$. La **figure II.2** présente une tranche d'un module du capteur solaire utilisé.

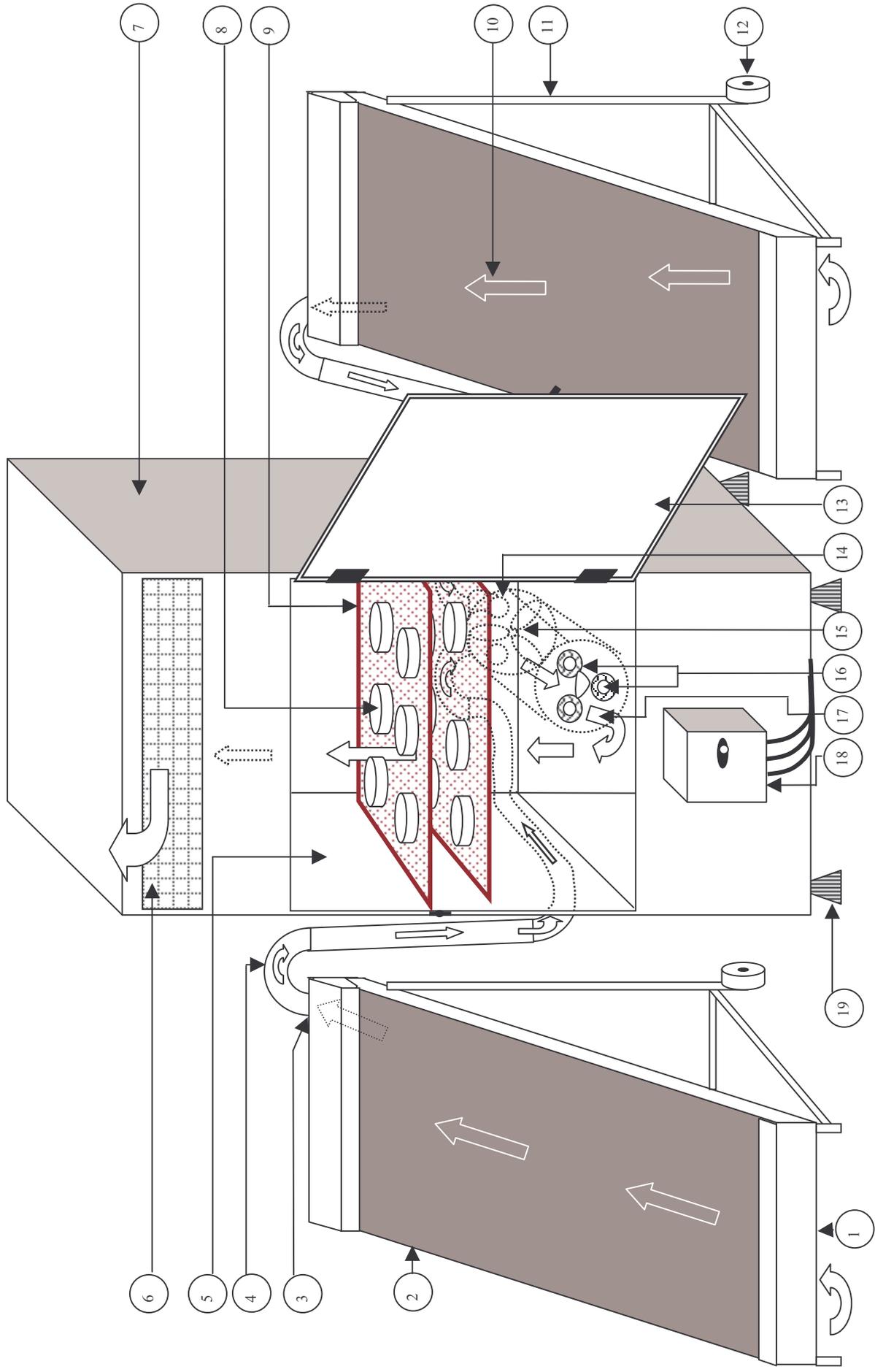


Fig.II.1 : Description schématique du système de séchage étudié

- 1 : Entrée d'air ambiant de l'insolateur solaire
- 2 : Module d'insolateur solaire pour la production d'air chaud asséchant
- 3 : Sortie d'air de l'insolateur solaire
- 4 : Conduit d'air vers le système d'appoint électrique du séchoir
- 5 : Ouverture pour le chargement/déchargement du produit à sécher
- 6 : Ouverture d'évacuation d'air humide vicié
- 7 : Enceinte de séchage
- 8 : Echantillon du produit à sécher
- 9 : Claie
- 10 : Sens de la circulation d'air caloporteur asséchant
- 11 : Support(s) de l'insolateur solaire
- 12 : Roue(s) du support de l'insolateur solaire
- 13 : Portière de l'ouverture pour le chargement/déchargement du produit à sécher
- 14 : Entrée d'air du système d'appoint électrique du séchoir
- 15 : Ventilateur centrifuge assurant la circulation de l'air dans l'ensemble du système d'expérimentation
- 16 : Système d'appoint électrique composé d'un ensemble de résistances chauffantes blindées pour la production de l'air chaud asséchant
- 17 : Entrée d'air chaud asséchant dans la cellule d'expérimentation
- 18 : Armoire de commande du ventilateur et de l'appoint électrique
- 19 : Support(s) de l'armoire de séchage

Fig.II.1 : Description schématique du système de séchage étudié (nomenclature)

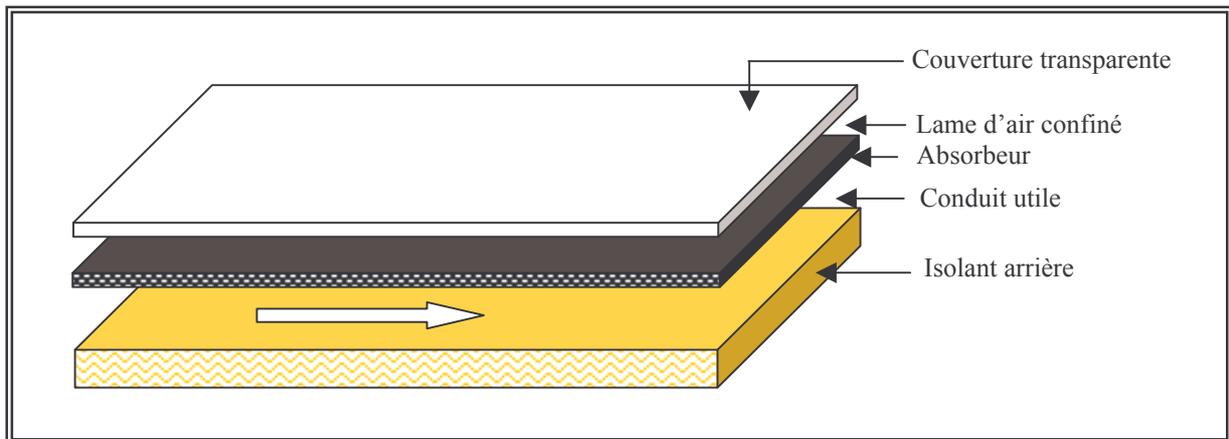


Fig.II.2 : Tranche d'un module du système d'insolateurs

II.1.3.2. L'enceinte de séchage

La cellule de séchage (voir **figure II.1**) est une enceinte rectangulaire dont la section droite (base) est de $0,64 \text{ m}^2$ ($0,80\text{m} \times 0,80\text{m}$) et la hauteur de $1,90\text{m}$; ce qui donne un volume d'environ égal à $1,216 \text{ m}^3$. L'épaisseur de sa paroi est de $0,04\text{m}$. L'aire de l'ouverture pour le chargement/déchargement du produit est de $0,72 \text{ m}^2$ ($0,90\text{m} \times 0,80\text{m}$). Le diamètre du conduit d'entrée de l'air à la partie basse de la cellule est de $0,425\text{m}$, ce qui équivaut à une aire de l'ordre de $0,142 \text{ m}^2$ tandis que l'aire de l'ouverture d'évacuation d'air humide est de l'ordre de $0,160 \text{ m}^2$ (mais elle est grillagée).

II.1.3.3. Les conduits aérauliques

Le diamètre de ces conduits est de l'ordre de $0,15\text{m}$. Afin de diminuer l'influence des sollicitations météorologiques externes sur ces conduits, ils sont couverts d'une couche d'isolant sur laquelle est enroulé un matériau réfléchissant.

II.1.3.4. Le système d'appoint électrique de chauffage

Placé sur la partie basse à l'arrière de la cellule de séchage, ce système est composé d'un ensemble de résistances chauffantes blindées et est contenu avec le ventilateur dans un cylindre horizontale d'une longueur de $0,40\text{m}$ et d'un diamètre $0,425\text{m}$.

II.2. SCHEMAS BLOCS DES MODELES CHOISIS POUR LA MODELISATION DU SYSTEME DE SECHAGE ETUDIE

II.2.1. Description des différents phénomènes de transfert ayant lieu au sein du système et représentation schématique des sous-modèles associés à eux

II.2.1.1. Convention de représentation schématique d'un modèle

Nous avons opté pour la représentation du type schéma bloc Entrée/Sortie pour illustrer un modèle ou un sous-modèle. Dans notre étude, nous avons subdivisé l'Entrée du modèle en trois groupes de paramètres, dont :

- Les **paramètres fonctionnels d'entrée** : ils sont liés aux sollicitations externes du système à modéliser et sont composés essentiellement soit des paramètres météorologiques soit des paramètres liés à la commande du système.
- Les **paramètres fonctionnels internes** : ce sont les paramètres intermédiaires qui varient généralement au cours d'une simulation.
- Les **paramètres structurels** qui sont relatifs à la dimension, à l'orientation et aux caractéristiques thermophysiques des différents composants du système. Les constantes physiques figurent également parmi ce groupe de paramètres.

La réponse est constituée par les **paramètres fonctionnels de sortie** du modèle.

Ainsi, nous nous convenons de représenter graphiquement un modèle par un trapèze tel qu'il est indiqué sur la **figure II.3** :

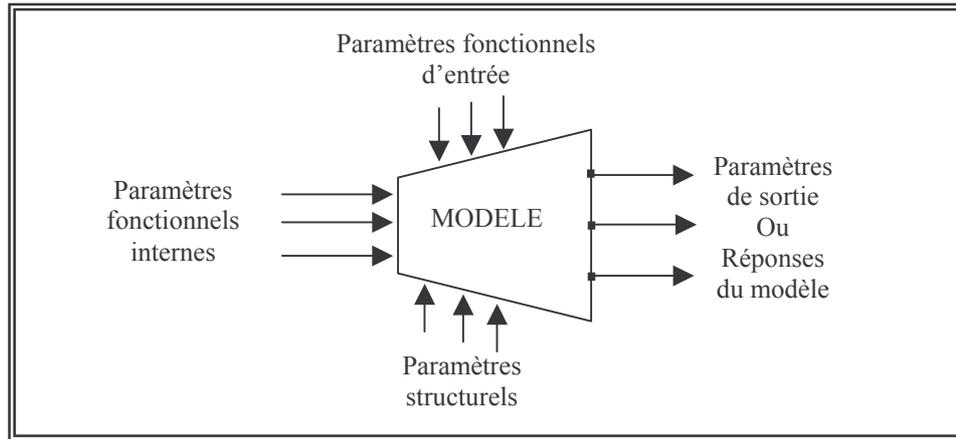


Fig. II.3 : Schéma bloc d'un modèle ou d'un sous-modèle

II.2.1.2. Schémas blocs des modèles choisis pour les échanges thermiques par convection

Ce mode de transfert thermique se présente lorsqu'un fluide baigne une surface solide. Dans notre étude, nous pouvons noter trois types de convection, nommément :

- une convection naturelle sur la surface exposée à l'air ambiant extérieur (effet du vent),
- une convection naturelle au niveau des parois d'une enceinte close à section rectangulaire dont deux parois opposées sont respectivement soumises à des flux thermiques différents,
- une convection forcée due à l'écoulement d'air mécaniquement ventilé sur diverses surfaces rencontrées à l'intérieur du système.

Ainsi, nous allons représenter une après l'autre, sous forme de schéma bloc, les variétés de modèle que nous avons associé à ces trois types de convection.

II.2.1.2.1. Convection naturelle due au vent

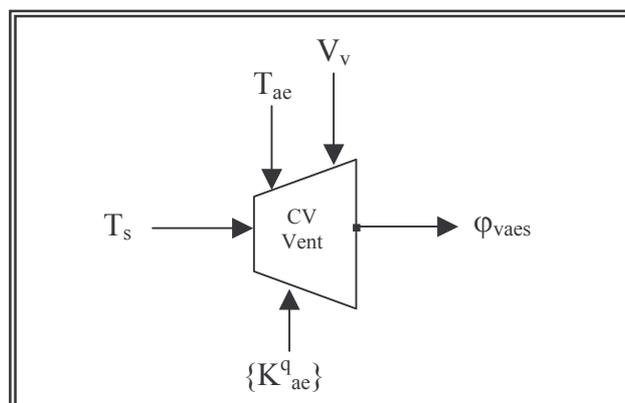


Fig.II.4 : Schéma représentatif du modèle régissant l'échange par convection due à l'effet du vent

Pour régir la convection naturelle due à l'effet du vent, nous avons préféré un modèle faisant intervenir (**Figure II.4**) :

- en tant que *paramètre fonctionnel interne* : la température T_s de la surface exposée à l'air ambiant ;
- en tant que *paramètres fonctionnels d'entrée* : la vitesse moyenne du vent V_v et la température de l'air ambiant extérieur T_{ae} ;
- en tant que *paramètres structurels* : les caractéristiques thermophysiques $\{K_{ae}^q\}$ de ce dernier, notamment sa masse volumique et sa capacité calorifique massique à pression constante ;

afin d'obtenir en tant que *réponse* : la densité de flux de convection ainsi échangé ϕ_{vae} .

II.2.1.2.2. Convection naturelle due au confinement d'un fluide au sein d'un conduit clos à section droite rectangulaire de faible hauteur

Dans notre étude, il s'agit de la convection naturelle prenant naissance au sein d'un conduit rectangulaire clos contenant de l'air. Du fait de la faiblesse de la hauteur par rapport à la largeur de la section droite de ce conduit, nous avons négligé les effets latéraux et avons choisi un modèle relatif à la convection naturelle entre deux plaques planes (s_1 et s_2) inclinées. Ce modèle dont le schéma bloc est illustré sur la **figure II.5** donne à sa sortie les densités des flux thermiques convectifs respectivement échangés entre le fluide confiné et chacune des deux parois planes (ϕ_{vfs1} et ϕ_{vfs2}) en requerrant :

- en tant que *paramètres fonctionnels internes* : la température T_f du fluide confiné et ainsi que les températures respectives des deux plaques planes T_{s1} et T_{s2} ;
- en tant que *paramètres structurels* : l'écart entre les deux plaques qui est ici égal à la hauteur e_f de la section droite du conduit, l'accélération g du pesanteur, l'angle d'inclinaison s de ces plaques ainsi que les caractéristiques thermophysiques du fluide $\{K_f^q\}$ (plus exactement, sa viscosité cinématique, sa viscosité dynamique, sa capacité calorifique massique à pression constante et sa conductivité thermique).

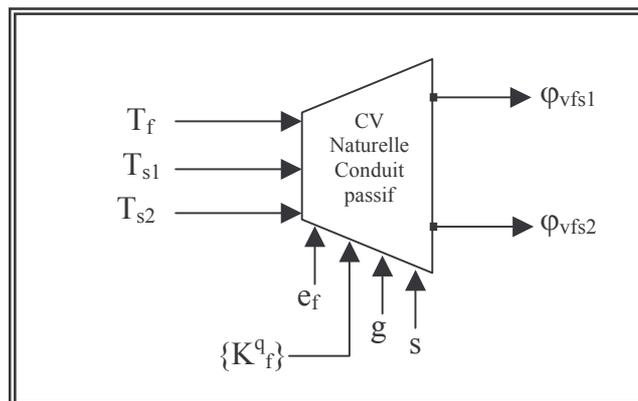


Fig.II.5 : Schéma bloc du modèle régissant

II.2.1.2. 3. Convection forcée due à la ventilation d'air au sein du système

Le phénomène de transfert thermique par convection forcée se manifeste lors de l'aspiration de l'air ambiant extérieur vers le sein du système de séchage. Ainsi, des échanges de chaleur ont lieu entre l'air et :

- les parois internes du conduit utile de l'insolateur à air,
- les parois internes de l'enceinte de séchage,
- les surfaces externes des boues avec lesquelles il est en contact.

a. Convection forcée au sein d'un conduit d'air caloporteur de section rectangulaire

Le conduit utile de l'insolateur étant de section droite rectangulaire dont la hauteur est négligeable vis-à-vis de sa largeur, nous avons opté pour un modèle nécessitant la connaissance des facteurs suivants (**Figure II.6**) :

- le débit \dot{m}_f d'écoulement du fluide, en tant que *paramètre fonctionnel d'entrée* ;
- la température T_f du fluide ainsi que celles des deux plus larges parois opposées (T_{p1} et T_{p2}) du conduit, en tant que *paramètres fonctionnels internes* ;
- les paramètres géométriques $\{P_{geoC}\}$ du conduit (longueur, largeur, hauteur, etc.) et les caractéristiques thermophysiques $\{K_f^q\}$ du fluide caloporteur (notamment, sa conductivité thermique, sa viscosité dynamique, sa masse volumique et sa capacité calorifique massique à pression constante), en tant que *paramètres structurels* ;

dans le but d'observer, à sa *sortie*, les densités des flux de chaleur respectivement échangés entre le fluide et les deux principales parois internes du conduit rectangulaire (ϕ_{vfp1} et ϕ_{vfp2}).

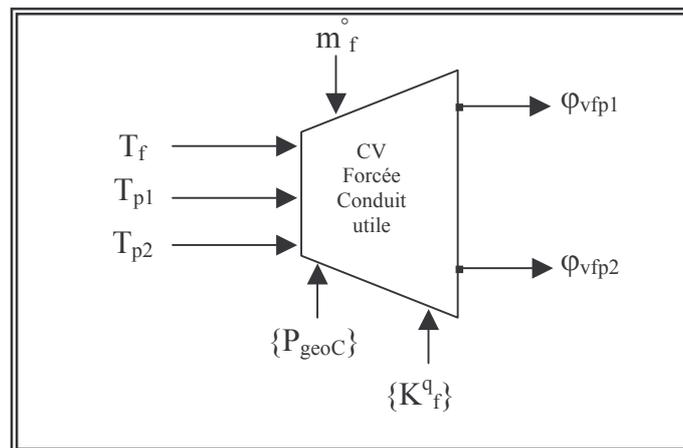


Fig.II.6 : Schéma bloc du modèle lié à la convection forcée due à l'écoulement de l'air au sein d'un conduit de section rectangulaire

b. Convection forcée due à l'écoulement de l'air sur des parois planes verticales

Afin de simuler le transfert thermique par convection forcée ayant lieu lors de l'écoulement de l'air sur les parois internes de l'enceinte de séchage, hormis le plafond et le

plancher dont les effets liés à l'échange convectif avec l'air ont été négligés, nous nous sommes servis d'un modèle faisant intervenir :

- en tant que *paramètre fonctionnel d'entrée* : le débit \dot{m}_f d'écoulement du fluide ;
- en tant que *paramètres fonctionnels internes* : la température T_w supposée uniforme de la face interne des 4 parois balayées par le fluide en mouvement ainsi que la température T_f de celui-ci ;
- en tant que *paramètres structurels* : les paramètres géométriques $\{P_{geow}\}$ relatifs au calcul de la surface des parois léchées par le fluide ainsi que les caractéristiques thermophysiques $\{K_f^q\}$ de ce dernier (sa conductivité thermique, sa viscosité dynamique, sa masse volumique et sa capacité calorifique massique à pression constante).

En *sortie*, ce modèle offre la densité du flux d'échange par convection forcée entre le fluide et la face interne des 4 parois verticales de l'enceinte considérée ϕ_{vfw} .

La **figure (II.6)** représente le schéma bloc de ce modèle.

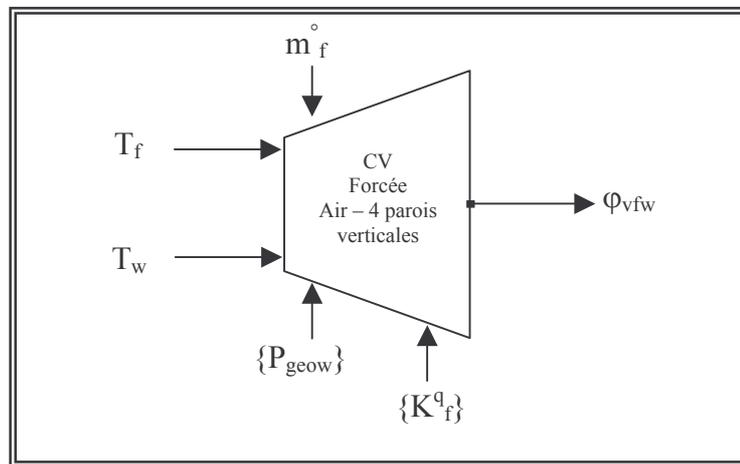


Fig.II.6 : Schéma bloc du modèle lié à la convection forcée due à l'écoulement de l'air sur des parois planes verticales

c. Convection forcée due à l'écoulement de l'air sur des piles minces de produits solides disposés horizontalement sur une claie

Le modèle sélectionné pour la convection forcée résultant de l'écoulement de l'air asséchant balayant les surfaces externes des boues disposées horizontalement sur une claie, requiert en entrée :

- comme *paramètre fonctionnel d'entrée* : la vitesse V_{fb} du fluide asséchant à travers les échantillons du produit à sécher ;
- comme *paramètres fonctionnels internes* : la température T_b des boues, la température T_f du fluide asséchant ;
- comme *paramètres structurels* : les paramètres géométriques de chaque échantillon du produit à sécher (dans notre étude, diamètre \varnothing_b et épaisseur e_b de chaque disque de boues) ainsi que les caractéristiques thermophysiques $\{K_f^q\}$ de ce fluide.

En *réplique*, le modèle donne la densité du flux d'échange par convection due à l'écoulement du fluide asséchant sur les échantillons du produit à sécher ϕ_{vfb} . De plus, le coefficient d'échange h_{vfb} relatif à ce flux peut également être tiré de ce modèle au cas où la connaissance de sa valeur est nécessaire pour évaluer le coefficient d'échange massique air-produit (**Figure II.7**).

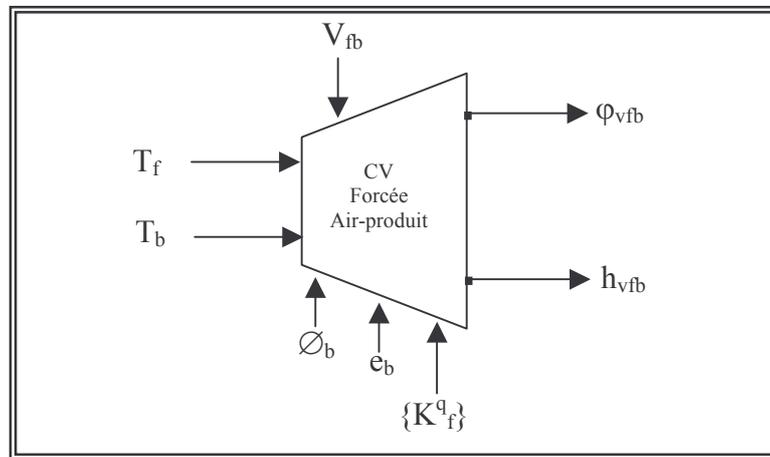


Fig.II.7 : Schéma bloc du modèle associé à la convection forcée due au balayage des surfaces externes du produit par l'air asséchant

II.2.1.3. Schéma bloc des modèles choisis pour l'échange thermique par conduction

Lorsque deux ou plusieurs surfaces externes d'un corps sont respectivement soumises à des flux thermiques de densités différentes les unes les autres, ce corps devient le siège du phénomène de transfert de chaleur par conduction qui s'effectue d'une surface à l'autre.

Dans notre étude, nous avons des plaques à surfaces supposées planes et dont la longueur est très grande par rapport à leur épaisseur. Cela nous permet de ne prendre en compte qu'une seule direction de transfert par conduction qui se réalise alors suivant l'épaisseur de chaque plaque considérée. Nous entendons par plaque tout objet indéformable de section droite rectangulaire tels qu'un mur, une vitre, une planche, etc.

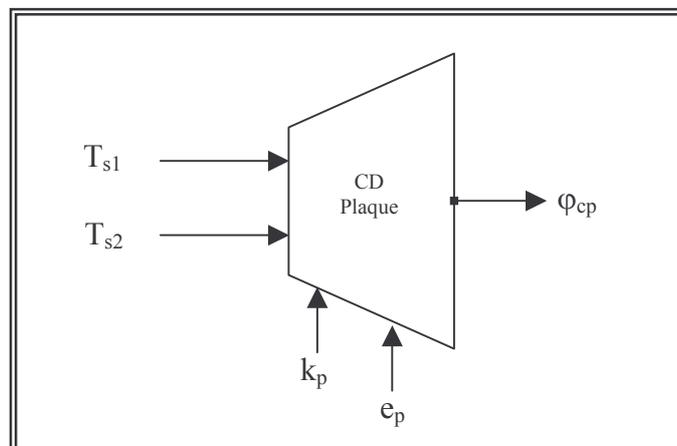


Fig. II.8 : Schéma bloc du modèle associé au transfert thermique par conduction unidirectionnelle à travers une plaque à faces parallèles

Ainsi, la densité ϕ_{cp} de flux thermique échangé par conduction entre les deux faces externes parallèles (s_1 et s_2) d'une plaque, est calculée à l'aide d'un modèle faisant intervenir :

- en tant que *paramètres fonctionnels internes* : les températures respectives des deux faces externes de la plaque (T_{s1} et T_{s2}) ;
- en tant que *paramètres structurels* : la conductivité thermique k_p et l'épaisseur e_p de la plaque considérée.

Le schéma bloc du modèle est exposé sur la **figure II.8**.

II.2.1.4. Schémas blocs des modèles choisis pour les échanges thermiques par rayonnement

II.2.1.4.1. Echange de chaleur par Rayonnement de Courtes Longueurs d'Ondes (RCLO)

L'échange thermique par Rayonnement du type Courtes Longueurs d'Ondes (RCLO) est spécifique aux radiations provenant des étoiles et réussissant à franchir l'atmosphère terrestre. Dans notre étude, nous nous limitons au cas des radiations solaires qui constituent la majeure partie de ce type de rayonnement.

a. Transfert thermique par RCLO au niveau d'un vitrage incliné

Afin de déterminer les densités des flux de RCLO direct et diffus transmis par un vitrage incliné (ϕ_{dirT} et ϕ_{difT}) ainsi que celle du flux de rayonnement global absorbé par ce dernier $\phi_{\alpha v}$, nous avons eu recours à un modèle demandant les valeurs respectives :

- des *paramètres fonctionnels d'entrée* tels que les flux de rayonnements direct et diffus arrivant sur un plan horizontal (ϕ_{dir} et ϕ_{dif}), la hauteur h_{sun} ainsi que l'azimut Az_{sun} du soleil ;
- des *paramètres structurels* ci-après : l'orientation (azimut) γ_v , le coefficient d'extinction χ_v , l'indice de réfraction N_r , l'épaisseur e_v et l'angle d'inclinaison i_v du vitrage ainsi que l'albédo ϵ_{ground} du sol environnant.

La représentation du schéma bloc de ce modèle fait l'objet de la **figure II.9**.

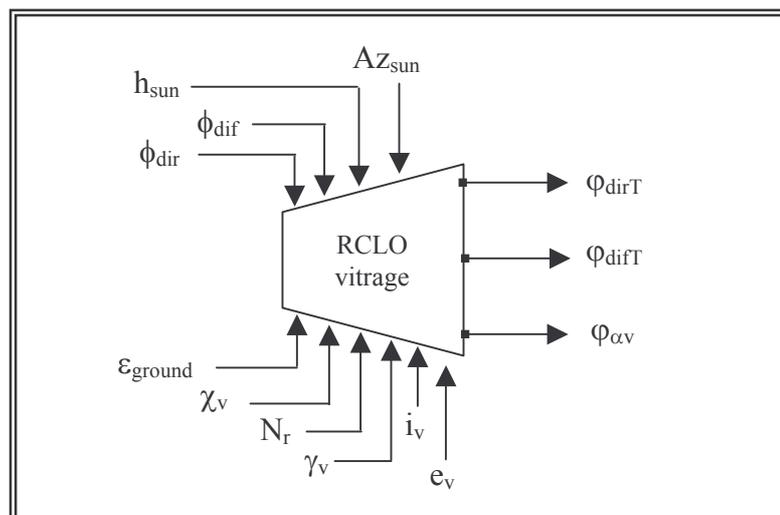


Fig.II.9 : Schéma bloc du modèle de transfert thermique par Rayonnement de Courtes Longueurs d'Ondes (RCLO) à travers un vitrage

b. Transfert thermique par RCLO au niveau d'un absorbeur couvert par un vitrage

Il s'agit de déterminer la densité de flux $\phi_{\alpha N}$ des RCLO issus d'un vitrage et qui, en tombant sur un absorbeur, subissent des réflexions multiples et finissent par être absorbés par celui-ci. Le modèle que nous avons utilisé à cet effet nécessite tout simplement :

- comme *paramètres fonctionnels d'entrée*, les densités des flux de RCLO direct et diffus transmis par le vitrage se trouvant au-dessus de l'absorbeur (ϕ_{dirT} et ϕ_{difT}) ;
- comme *paramètres structurels*, les coefficients d'absorption des rayonnements direct et diffus de l'absorbeur (α_N et α_{Nd}).

La **figure II.10** illustre la représentation schématique de ce modèle.

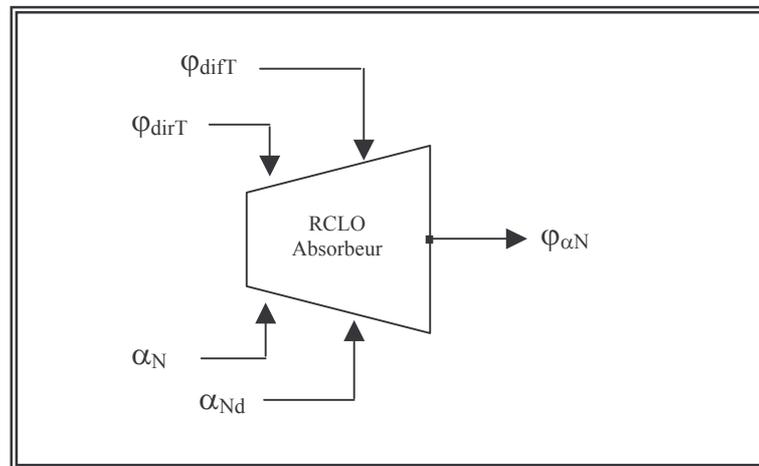


Fig.II.10 : Schéma bloc du modèle de transfert thermique par Rayonnement du type Courtes Longueurs d'Ondes (RCLO) au niveau d'un absorbeur couvert par un vitrage

c. Transfert thermique par RCLO au niveau d'une paroi opaque quelconque

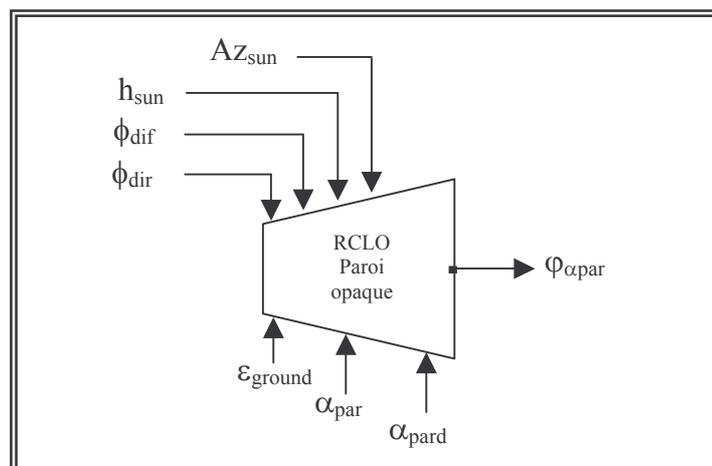


Fig.II.11 : Schéma bloc du modèle de transfert thermique par Rayonnement du type Courtes Longueurs d'Ondes (RCLO) au niveau d'une paroi opaque

Lorsqu'il s'agit d'une paroi opaque exposée aux RCLO, le modèle associé au transfert thermique ainsi occasionné invoque la connaissance des facteurs suivants :

- en tant que *paramètres fonctionnels d'entrée* : les flux de rayonnements direct et diffus arrivant sur un plan horizontal (ϕ_{dir} et ϕ_{dif}), la hauteur h_{sun} et l'azimut Az_{sun} du soleil ;
- en tant que *paramètres structurels* : les coefficients d'absorption des rayonnements direct et diffus de la paroi opaque considérée (α_{par} et α_{pard}) ainsi que l'albédo $\varepsilon_{\text{ground}}$ du sol environnant ;

La réponse retournée par ce modèle est la densité du flux de RCLO absorbé par la paroi opaque $\varphi_{\alpha_{\text{par}}}$ (**Figure II.11**).

II.2.1.4.2. Echange de chaleur par Rayonnement de Grandes Longueurs d'Ondes (RGLO)

Tout corps émet des Rayonnements de Grandes Longueurs d'Ondes (RGLO), aussi glacial soit-il. L'échange thermique lié aux RGLO se produit lorsque deux surfaces sont en regard. En principe, ce genre de transfert thermique est régi par un modèle général qui fait intervenir les températures, les émissivités et les surfaces respectives des deux surfaces concernées ainsi que le facteur de forme géométrique entre elles et la constante de Stefan-Boltzmann ; la sortie du modèle étant la densité du flux de chaleur échangé.

Cependant, avant de se lancer dans les calculs, il est toujours profitable d'essayer de savoir si les deux surfaces impliquées dans l'échange présentent des propriétés géométriques particulières permettant de réduire le nombre de paramètres et de simplifier ainsi l'emploi de ce modèle. En effet, cela permet parfois d'éviter, par exemple, le calcul de facteur de forme géométrique entre les deux surfaces en regard ou encore de se passer de l'estimation de l'émissivité et de l'aire exacte de certaines surfaces telles que la voûte céleste et le sol environnant. Aussi, dans les trois sous-paragraphes à venir, allons-nous examiner schématiquement, dans un premier temps, le modèle global appliqué au cas de deux surfaces quelconques qui ne présentent aucune particularité géométrique fondant une simplification, et après cela, deux modèles dérivés de ce modèle général, obtenus suite à la prise en considération des arguments simplificateurs liés à la géométrie des surfaces en regard.

a. Echange par RGLO entre deux surfaces quelconques

Quand les deux surfaces échangeant mutuellement des RGLO ne dévoilent aucune spécificité géométrique conduisant à l'usage d'un modèle simplifié, nous sommes amenés à utiliser, pour l'évaluation du flux des RGLO échangé entre elles, le modèle général mentionné précédemment. Néanmoins, l'emploi de celui-ci est souvent très aisé si la disposition spatiale des deux surfaces en regard affiche un aspect facilitant le calcul du facteur de forme géométrique relatif à cet échange de rayonnement, c'est-à-dire, si ce facteur peut être déterminé à l'aide des abaques ou des sous-modèles disponibles dans la littérature. En tout cas, le modèle général de RGLO échangé entre deux surfaces en regard (s_1 et s_2) requiert, en entrée,

- en tant que *paramètres fonctionnels internes* : les températures T_{s1} et T_{s2} de ces deux surfaces ;
- en tant que *paramètres structurels*, leurs émissivités respectives (ε_1 et ε_2), le facteur de forme géométrique entre elles F_{s1s2} et la constante σ de Stefan-Boltzmann ainsi que les paramètres géométriques ($\{P_{\text{geos1}}\}$ et $\{P_{\text{geos2}}\}$) relatifs au calcul de leurs aires (longueur, largeur, diamètre, rayon de courbure, etc) ;

pour pouvoir offrir, en réponse, la densité du flux des RGLO ainsi échangé ϕ_{rs1s2} (Figure II.12).

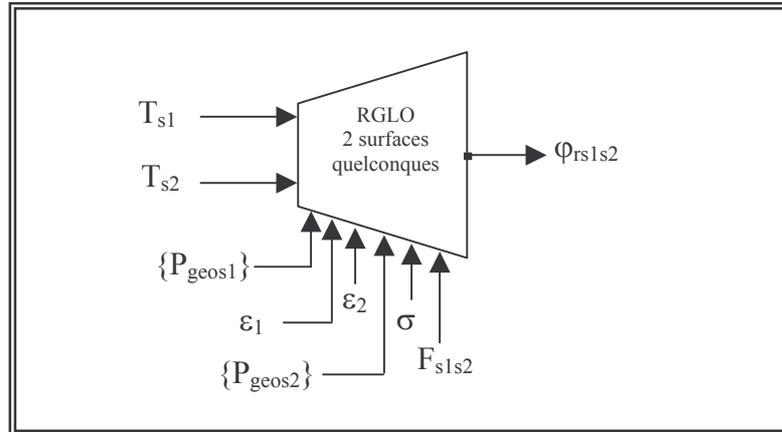


Fig.II.12 : Schéma représentatif du modèle de transfert thermique par Rayonnement du type Grandes Longueurs d'Ondes (RGLO) entre deux surfaces quelconques

b. Echange par RGLO entre deux surfaces planes identiques parallèles relativement proches

Dans notre étude, ce cas se présente au niveau des parois internes des conduits à section rectangulaire. Etant donné que les deux surfaces en regard sont de mêmes aires et que la distance les séparant est négligeable devant leur largeur, nous pouvons considérer que la quasi-totalité des RGLO émis par l'une est reçue par l'autre. Il s'en suit que le facteur de forme géométrique entre ces deux surfaces s'égalise à l'unité et que le modèle général de RGLO est réduit en un modèle simplifié qui ne réclame plus, en entrée, que :

- les températures respectives de ces surfaces (T_{s1} et T_{s2}), en tant que *paramètres fonctionnels internes* ;
- et leurs émissivités respectives (ϵ_1 et ϵ_2) ainsi que la constante σ de Stefan-Boltzmann, en tant que *paramètres structurels* ;

pour délivrer à sa sortie la densité ϕ_{rs1s2} du flux des RGLO qu'elles échangent mutuellement.

La figure II.13 montre le schéma bloc du modèle réduit.

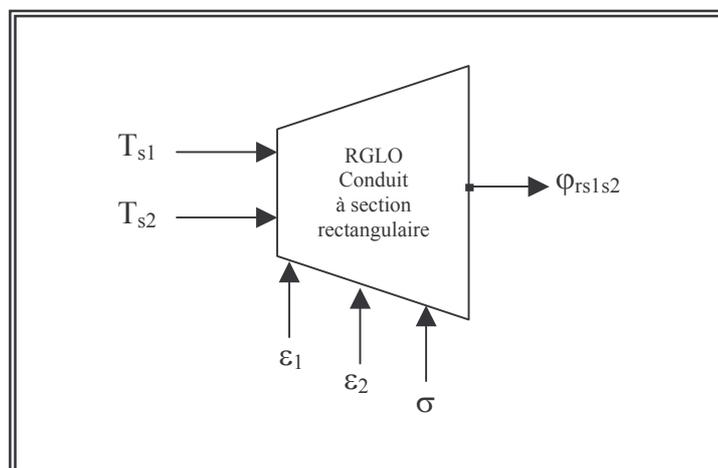


Fig. II.13 : Schéma bloc du modèle de transfert thermique par Rayonnement du type Grandes Longueurs d'Ondes (RGLO) entre deux surfaces opposées au sein d'un conduit à section rectangulaire

c. Echange par RGLO entre une surface plane inclinée et les surfaces environnantes extérieures comme la voûte céleste et le sol

La voûte céleste et le sol environnant un système donné, forment une enveloppe pour toute surface externe de ce système. Autrement dit, tous les RGLO émis par une surface inclinée par rapport à l'horizontale sont reçus par cette enveloppe naturelle. De ce fait, le facteur de forme géométrique entre la surface inclinée externe considérée et la voûte céleste représente le complément de l'unité du facteur de forme géométrique entre cette surface et le sol environnant (qui est constitué de tout ce qui entoure cette surface à l'exception du ciel).

De plus, nous pouvons considérer que l'aire de la surface inclinée est négligeable devant celles de la voûte céleste et du sol.

Il ressort de ces considérations que les densités (ϕ_{rsky} et $\phi_{rsground}$) des flux de RGLO échangé entre la surface inclinée et la voûte céleste, d'une part, et entre elle et le sol environnant, d'autre part, peuvent être obtenues à l'aide d'un même modèle réduit invoquant seulement, en entrée,

- en tant que *paramètres fonctionnels internes* : la température T_s de cette surface ainsi que les températures respectives de la voûte céleste et du sol (T_{sky} et T_{ground}) ;
- en tant que *paramètres structurels* : la constante σ de Stefan-Boltzmann, l'émissivité ϵ_s de la surface ainsi que son angle d'inclinaison i_s (qui est égal à $\pi/2$ dans le cas d'une paroi externe verticale).

Le schéma bloc de ce modèle est présenté sur la **figure II.14**.

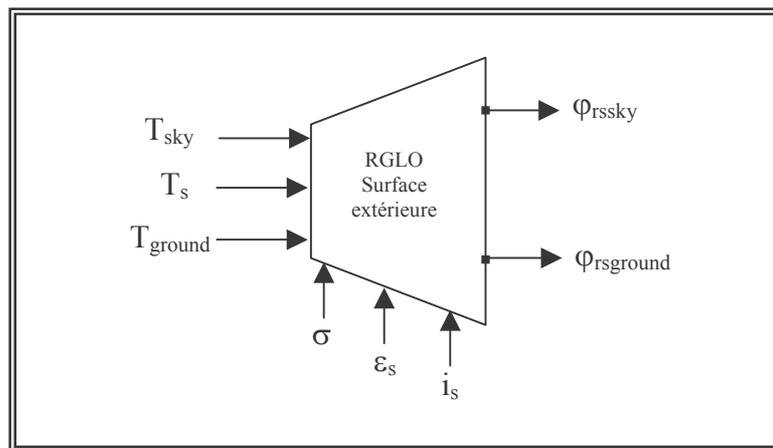


Fig. II.14 : Schéma bloc du modèle de transfert thermique par Rayonnement du type Grandes Longueurs d'Ondes (RGLO) se produisant au niveau d'une surface externe inclinée et exposée à la voûte céleste et au sol environnant

II.2.1.5. Schéma bloc du modèle choisi pour l'échange thermique par accumulation

Lorsqu'un fluide s'écoule au sein d'un conduit, il devrait théoriquement, au bout d'une distance donnée, accuser soit un gain soit une perte de chaleur. Le modèle communément utilisé pour le calcul du flux relatif à l'accumulation thermique du fluide en mouvement nécessite l'introduction, en entrée, des valeurs respectives de son débit d'écoulement, de ses caractéristiques thermophysiques (sa masse volumique et sa capacité calorifique massique à pression constante) ainsi que ses températures au début et à la fin de son parcours.

Dans notre étude, nous avons inversé ce modèle, dans un sens où les rôles Entrée/Sortie sont permutés pour quelques variables, afin d'obtenir un autre modèle (**figure II.15**) qui, cette

fois, vise à calculer la température T_{fo} du fluide au bout d'une certaine distance de parcours et suppose connus :

- en tant que *paramètre fonctionnel* d'entrée : le débit \dot{m}_f d'écoulement de ce fluide ;
- en tant que *paramètres fonctionnels internes* : la température T_{fi} du fluide au point de départ ainsi que la densité du flux relatif à l'accumulation thermique (gain ou perte) subie par ce fluide ϕ_{accum} ;
- et les *paramètres structurels* ci-après : les paramètres géométriques $\{P_{geoC}\}$ liés à la détermination de la surface totale de la paroi interne du conduit et les caractéristiques thermophysiques $\{K_f^q\}$ du fluide en mouvement.

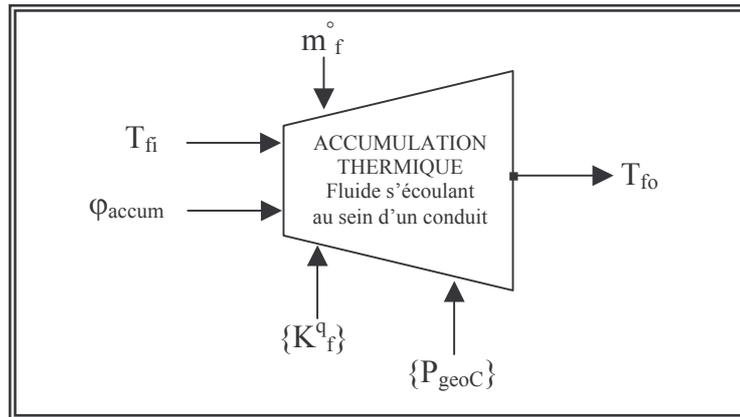


Fig.II.15 : Schéma bloc du modèle associé à l'accumulation thermique subie par un fluide en mouvement au sein d'un conduit

II.2.1.6. Schéma bloc de l'inertie thermique d'un corps

L'inertie thermique est la capacité d'un corps à emmagasiner puis à restituer un flux de chaleur. Il est évident qu'un tel agissement occasionne, chez un corps, une variation de sa température au cours du temps.

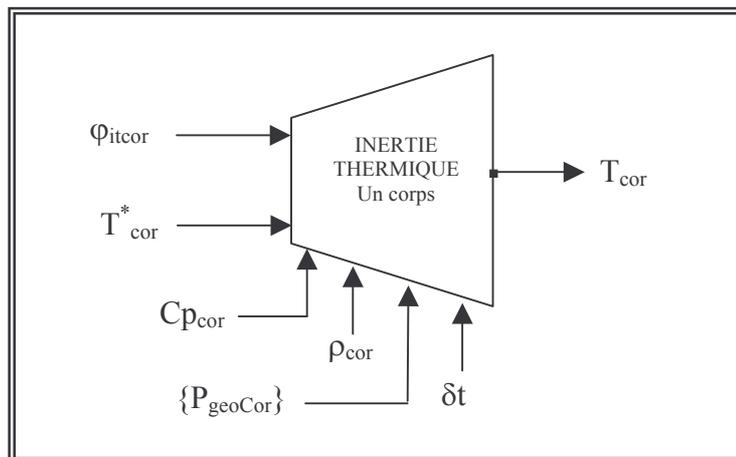


Fig.II.16 : Schéma bloc du modèle associé à l'inertie thermique d'un corps

Le modèle (**Figure II.16**) que nous avons associé à l'inertie thermique d'un corps permet de déterminer sa température T_{cor} au bout d'un intervalle de temps δt donné, si les facteurs ci-après lui sont fournis en entrée :

- en tant que *paramètres fonctionnels internes* : la densité du flux d'inertie thermique φ_{itcor} résultant du bilan entre les flux thermiques reçus et ceux restitués par le corps pendant δt ainsi que sa température T_{cor}^* à la date de référence ($t-\delta t$).
- en tant que *paramètres structurels* : la capacité calorifique massique à pression constante $C_{p_{\text{cor}}}$ du corps, sa masse volumique ρ_{cor} et ses paramètres géométriques $\{P_{\text{geoCor}}\}$ (dans notre étude, il s'agit uniquement de son épaisseur) ainsi que le temps écoulé δt .

II.2.1.7. Schéma bloc du bilan thermique au niveau d'un composant du système

Le modèle exprimant le bilan thermique au niveau d'une surface délimitant un composant du système étudié, se base sur le principe de conservation de l'énergie. En thermique, cela s'énonce de la manière suivante : la somme algébrique de tous les flux reçus et cédés par un corps ainsi que les éventuels flux créés ou consommés en son sein, est égale à son inertie thermique.

Il est à rappeler que, par convention, les flux reçus sont comptés positivement tandis que ceux restitués à l'environnement du corps sont comptabilisés négativement dans le bilan.

Ainsi, nous disposons un modèle linéaire qui permet de quantifier la densité du flux thermique relatif à un type d'échange donné φ_{inconnu} en fonction des autres flux $\{\varphi_{\text{connus}}\}$ qui le complètent pour assurer la conservation de l'énergie au niveau de l'élément considéré (**Figure II.17**).

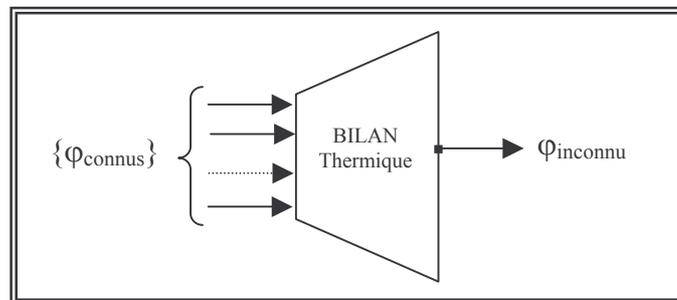


Fig.II.17 : Schéma bloc du modèle de bilan thermique au niveau d'un élément du système étudié

II.2.1.8. Schémas blocs des modèles relatifs au transfert de masse

II.2.1.8.1. Cinétique de séchage des boues

Nous avons opté pour un modèle de cinétique de séchage des boues, qui fait intervenir, en entrée :

- en tant que *paramètres fonctionnels internes* : l'humidité absolue des boues W_b , la température humide T_{has} et la température loin de l'interface air-boues T_{as} de l'air asséchant ainsi que le coefficient d'échange convectif entre ce fluide et les boues h_{vasb} ;
- en tant que *paramètres structurels* : les caractéristiques thermophysiques $\{K_{\text{as}}^q\}$ de l'air asséchant, le paramètre critique de correction de la cinétique de séchage

des boues traitées α_b , la première humidité absolue critique des boues W_{bcrit1} marquant le début de la première phase de décroissance de la vitesse de séchage du produit, la deuxième humidité absolue critique des boues W_{bcrit2} indiquant la deuxième de décroissance de la vitesse de séchage.

En retour, ce modèle octroie le flux de masse F_{masse} échangé par unité de temps et par unité de surface (**Figure II.18**).

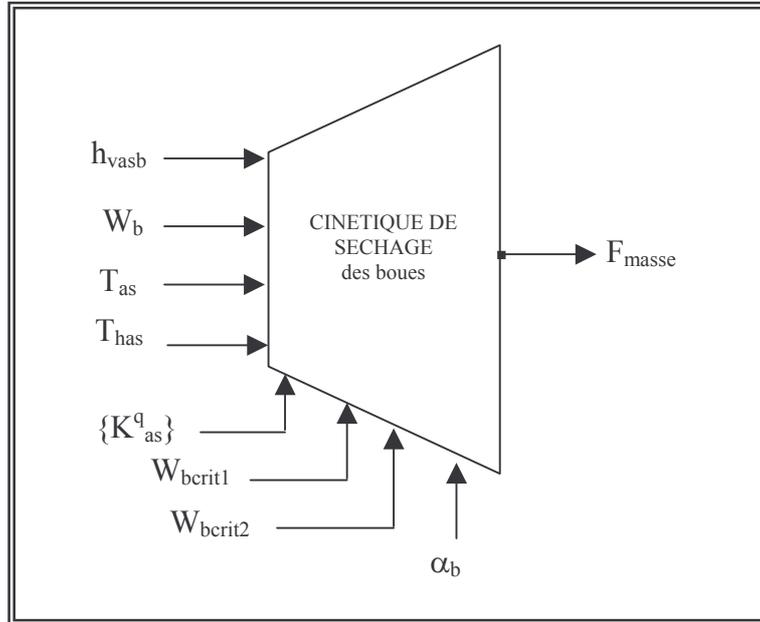


Fig.II.18 : Schéma bloc du modèle de cinétique de séchage des boues

II.2.1.8.2. Vaporisation de l'humidité des boues

Il s'agit d'un modèle basé sur le couplage des transferts thermique et massique. En effet, il permet de calculer primo, la densité du flux thermique relatif à la vaporisation de l'humidité des boues P_{ev} , et secundo, la masse d'eau M_{eau_ev} évaporée au bout d'un intervalle de temps δt donné. Pour cela, il requiert en entrée (**Figure II.19**) :

- comme *paramètres fonctionnels internes* : la vitesse de séchage qui n'est rien d'autre que le flux de masse échangé par unité de temps et par unité de surface F_{masse} , ainsi que la température T_b des boues ;
- comme *paramètre structurel* : le délai δt .

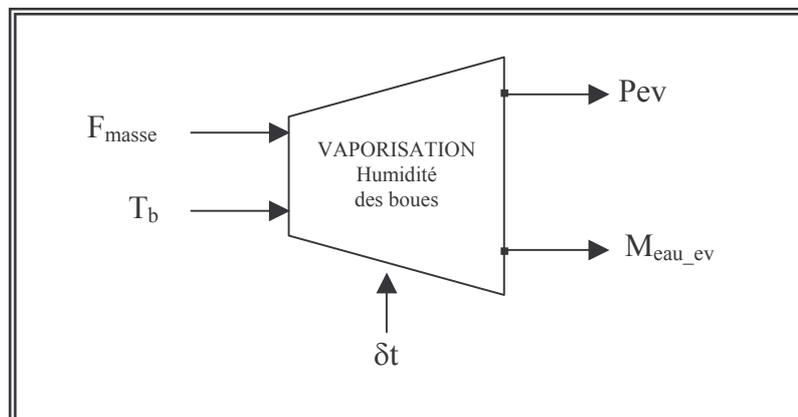


Fig.II.19 : Schéma bloc du modèle lié à la vaporisation de l'humidité des boues

II.2.1.8.3. Bilan massique au niveau de l'air asséchant

Théoriquement, tant que l'air asséchant n'est pas saturé, sa masse devrait augmenter après avoir balayé la surface externe des boues disposées sur chaque claie contenue dans une tranche fictive représentative de l'enceinte de séchage. En effet, sa masse se trouve alourdie par la vapeur d'eau que les boues lui ont cédée.

Ainsi, le modèle associé au bilan massique relatif à l'air asséchant est décrit en schéma bloc sur la **Figure II.20**. En entrée, il faut le renseigner sur les valeurs des facteurs suivants :

- en tant que *paramètres fonctionnels internes* : la masse d'eau évaporée pendant une période fixée $M_{\text{eau_ev}}(i)$ ainsi que la masse de l'air à l'entrée de cette tranche $M_{\text{as}}(i-1)$ (Du fait que l'air est en mouvement, il est souvent préférable de raisonner en terme de débit) ;
- en tant que *paramètre structurel* : les caractéristiques thermophysiques de l'air asséchant à l'entrée d'une tranche d'indice i donnée $\{K_{\text{as}}^q(i-1)\}$ (en particulier, sa concentration de vapeur) ;

En sortie, il donne la concentration de vapeur $C_{\text{v_as}}(i)$ et la masse de l'air $M_{\text{as}}(i)$, qui vont servir à caractériser l'air entrant dans la tranche $(i+1)$ suivante.

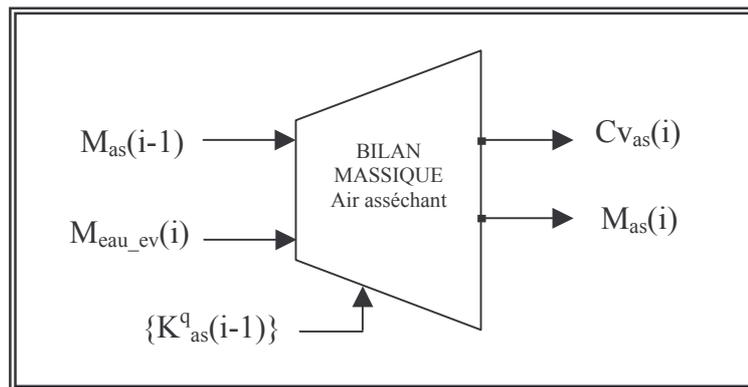


Fig.II.20 : Schéma bloc du modèle de bilan massique au niveau de l'air asséchant dans une tranche d'indice i de l'enceinte de séchage

II.2.1.8.4. Bilan massique au niveau des boues

Pour le cas des boues d'une tranche quelconque de l'enceinte de séchage, le modèle de bilan massique consiste à retrancher de la masse des boues à une date t_0 donnée, la masse d'eau évaporée $M_{\text{eau_ev}}$ au bout d'un délai δt et qui a été emportée par l'air asséchant. Un raisonnement analogue permet également de déterminer la nouvelle humidité des boues à l'époque $(t_0 + \delta t)$.

En conséquence, nous pouvons décrire schématiquement un modèle qui nécessite, en entrée,

- en tant que *paramètres fonctionnels internes* : l'humidité absolue W_b^* des boues à l'époque de référence t_0 ainsi que la masse d'eau $M_{\text{eau_ev}}$ évaporée pendant la période δt ;
- en tant que *paramètre structurel* : la masse sèche des boues MS_b .

En *réplique*, ce modèle donne les nouvelles valeurs de la masse M_b et de l'humidité absolue W_b des boues à la date $(t_0 + \delta t)$ (**Figure II.21**).

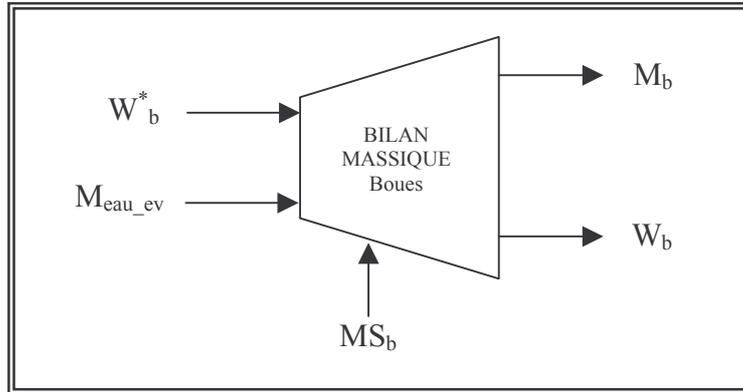


Fig.II.21 : Schéma bloc du modèle de bilan massique au niveau des boues

II.2.1.9. Schémas blocs des modèles relatifs aux calculs intermédiaires

En vue d'assembler tous les modèles relatifs aux phénomènes ayant lieu au sein de notre système de séchage, il s'impose d'effectuer un certain nombre de calculs intermédiaires dont les modèles sont présentés schématiquement ci-après.

II.2.1.9.1. Calcul des caractéristiques thermophysiques de l'air

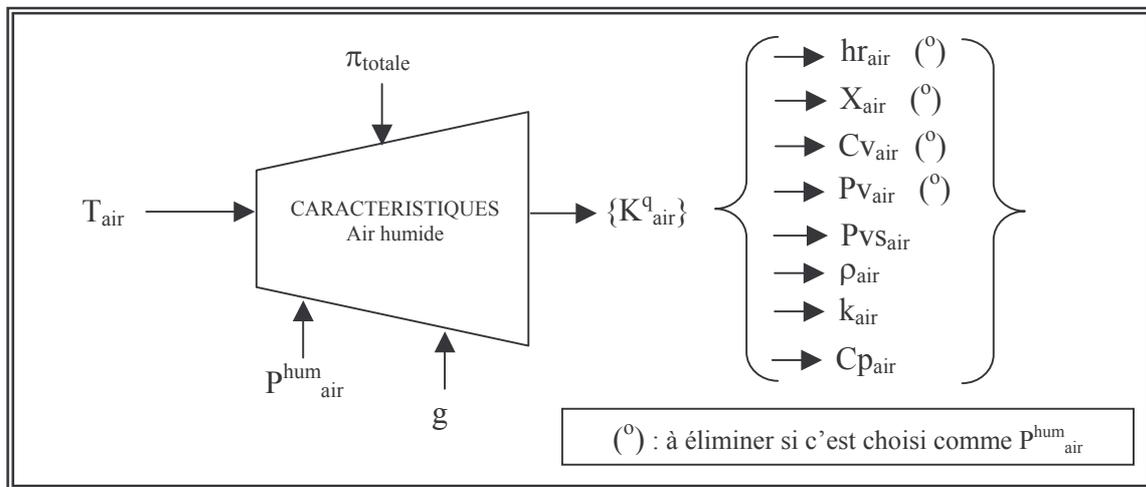


Fig.II.22 : Schéma bloc du modèle calculant les caractéristiques thermophysiques de l'air humide

Pour caractériser les propriétés physiques d'un volume d'air donné, nous nous sommes servis d'un modèle (**Figure II.22**) qui fait intervenir :

- en tant que *paramètre fonctionnel d'entrée* : la pression totale atmosphérique π_{totale}
- en tant que *paramètre fonctionnel interne* : la température T_{air} de l'air à caractériser ;
- en tant que *paramètres structurels* : l'accélération de la pesanteur g ainsi que l'un des paramètres $\{P^{hum}_{air}\}$ indiquant la teneur en eau de ce volume d'air, tels que son humidité relative, son humidité absolue, sa concentration de vapeur et sa pression partielle de vapeur.

En *sortie*, ce modèle délivre les caractéristiques thermophysiques $\{K^q_{air}\}$ de l'air en question, à savoir : son humidité relative hr_{air} , son humidité absolue X_{air} , sa concentration de vapeur Cv_{air} (connue encore sous le nom de fraction massique de vapeur d'eau dans l'air), sa pression partielle de vapeur Pv_{air} , sa pression partielle de vapeur saturante Pvs_{air} , sa masse volumique ρ_{air} , sa conductivité thermique k_{air} , sa capacité calorifique massique à pression constante Cp_{air} .

II.2.1.9.2. Calcul de la porosité du milieu contenant le produit à sécher

Dans notre étude, la porosité P_{oro} est définie comme étant le rapport du volume du vide entre les produits se trouvant sur une section droite du séchoir au volume total d'un parallélépipède limitant un élément d'espace dans lequel est confiné ces produits [Ramamonjisoa, 93].

Ainsi, le modèle calculant le paramètre P_{oro} nécessite, comme le montre la **figure II.23**, la connaissance des paramètres structurels tels que les paramètres géométriques respectifs d'un échantillon du produit $\{P_{geoBoues}\}$ et de l'enceinte de séchage $\{P_{geoDryer}\}$.

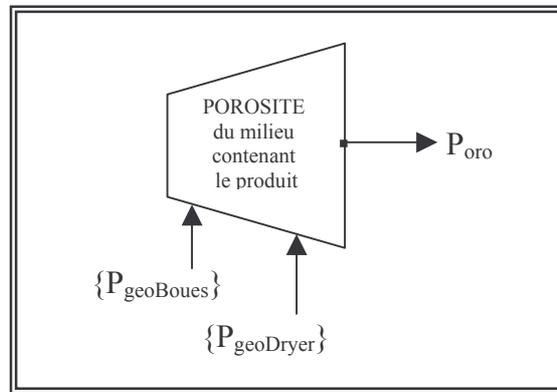


Fig.II.23 : Schéma bloc du modèle calculant la porosité du milieu contenant le produit

II.2.1.9.3. Calcul de la vitesse de l'air asséchant à travers les échantillons du produit à sécher

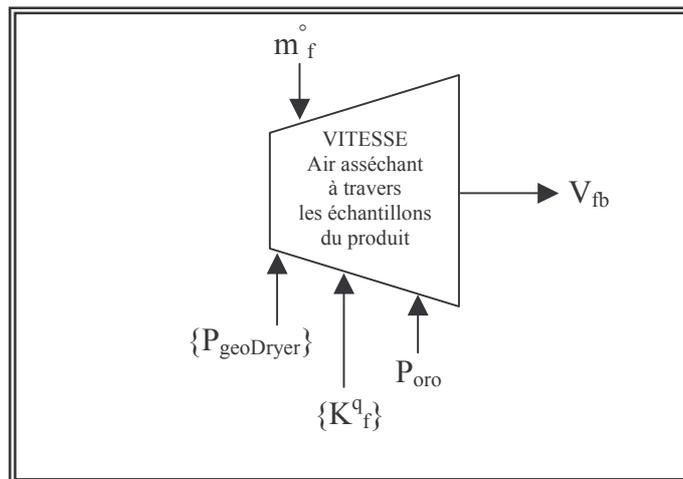


Fig.II.24 : Schéma bloc du modèle calculant la vitesse de l'air asséchant à travers les échantillons du produit à sécher

Le modèle choisi pour déterminer la vitesse V_{fb} de l'air asséchant à travers les échantillons des boues disposées sur chaque claie, fait intervenir (**Figure II.24**) :

- en tant que *paramètre fonctionnel d'entrée* : le débit d'écoulement m_f° de l'air asséchant ;
- en tant que *paramètres structurels* : la porosité P_{oro} du milieu parallélépipédique contenant la claie considérée, les paramètres géométriques $\{P_{geoDryer}\}$ de l'enceinte de séchage ainsi que les caractéristiques thermophysiques $\{K_f^q\}$ de l'air asséchant (notamment sa masse volumique).

II.2.1.9.4. Détermination de la température humide de l'air asséchant

Afin de déterminer la température humide T_{has} de l'air asséchant, nous avons opté pour un modèle faisant intervenir (**Figure II.25**) :

- en tant que *paramètre fonctionnel interne* : la température T_{as} de l'air asséchant ;
- en tant que *paramètre structurel* : les caractéristiques thermophysiques $\{K_{as}^q\}$ de ce fluide.

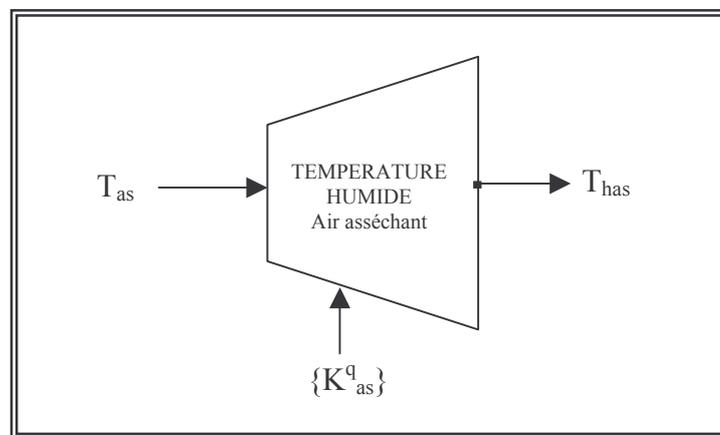


Fig.II.25 : Schéma bloc du modèle pour la détermination de la température humide de l'air asséchant

II.2.1.9.5. Calcul de la masse sèche des boues

La masse sèche MS_{prod} des boues peut être déterminée si la siccité initiale S_{init} et la masse initiale M_{oprod} des boues sur une claie donnée sont connues (**Figure II.26**).

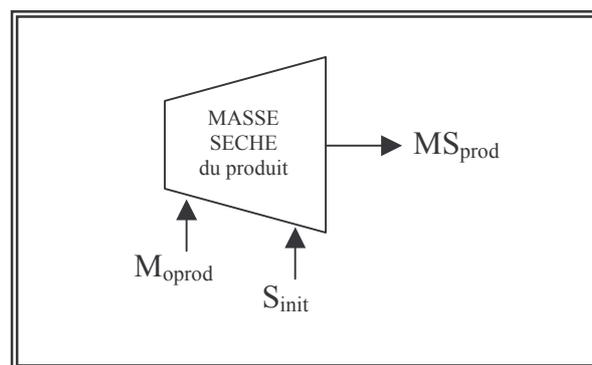


Fig.II.26 : Schéma bloc du modèle calculant la masse sèche du produit à sécher

II.2.1.9.6. Calcul du facteur de forme géométrique entre deux surfaces en regard

Le facteur de forme géométrique F_{s1s2} entre deux surfaces en regard s_1 et s_2 peut être déterminé soit à partir d'un modèle général sous forme d'intégrale double, soit à l'aide des modèles déjà établis disponibles dans la littérature, soit par l'intermédiaire des abaques et des tables. Dans tous les cas, la connaissance des paramètres géométriques ($\{P_{geos1}\}$ et $\{P_{geos2}\}$)

des deux surfaces considérées ainsi que les paramètres positionnels $\{P_{\text{poss1s2}}\}$ repérant l'une par rapport à l'autre, est indispensable à cet effet. Ainsi, nous pouvons imaginer un schéma bloc représentant un modèle relatif à ce genre de calcul de la manière suivante :

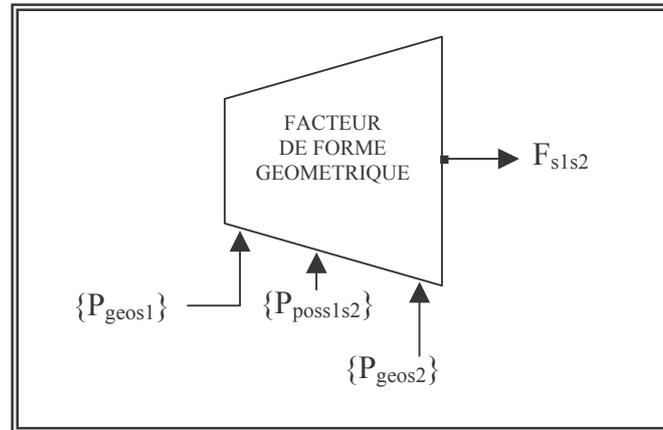


Fig.II.27 : Schéma bloc du modèle déterminant le facteur de forme géométrique entre deux surfaces en regard

II.2.2. Assemblage schématique des modèles

II.2.2.1. Montage schématique du modèle associé au capteur

Nous avons discrétisé le capteur en le découpant transversalement par rapport à la direction de l'écoulement de l'air caloporteur avec un pas d'espace dx_c . Le modèle associé à notre capteur solaire plan à air résultera alors de l'assemblage de tous les sous-modèles correspondant aux différents phénomènes de transferts dont sa i -ème tranche fictive représentative est le siège. La **figure II.28** présente le schéma bloc du montage du modèle ainsi obtenu.

Il convient de noter que les réponses du modèle illustré sur cette figure n'ont aucun sens physique que si la valeur de chaque paramètre fonctionnel interne retrouvé à la sortie du modèle (à droite) est identique, à une précision près, à celle figurant à l'entrée du modèle (à gauche). En effet, à l'exception de la température T_{ai2} de l'air caloporteur dont la valeur relative à la tranche $(i-1)$ est prise pour caractériser l'air de la tranche (i) , tous les paramètres fonctionnels internes caractérisent physiquement la tranche (i) aussi bien à l'entrée qu'à la sortie du modèle.

Afin d'atteindre cette condition de validité des réponses, il est d'usage de procéder à un calcul itératif qui consiste, après initialisation des paramètres fonctionnels internes, à réinjecter à l'entrée du modèle (à gauche) les valeurs respectives de ceux qui se retrouvent à la sortie (à droite), et ce jusqu'à ce que toutes les erreurs commises au niveau de ces paramètres fonctionnels internes soient inférieures à une précision prédéfinie.

II.2.2.2. Montage schématique du modèle associé à l'enceinte de séchage

De manière analogue que précédemment, nous avons discrétisé l'enceinte de séchage pour ensuite scruter les échanges thermiques et massiques ayant lieu au niveau d'une tranche représentative de ce sous-système en vue de combiner les sous-modèles gouvernant ces phénomènes de transfert. Le découpage fictif a été fait de manière à ce qu'une tranche contienne une claie qui est disposée horizontalement au sein de l'armoire de dessiccation.

La **figure II.29** illustre le schéma bloc du montage du modèle associé à l'enceinte de séchage.

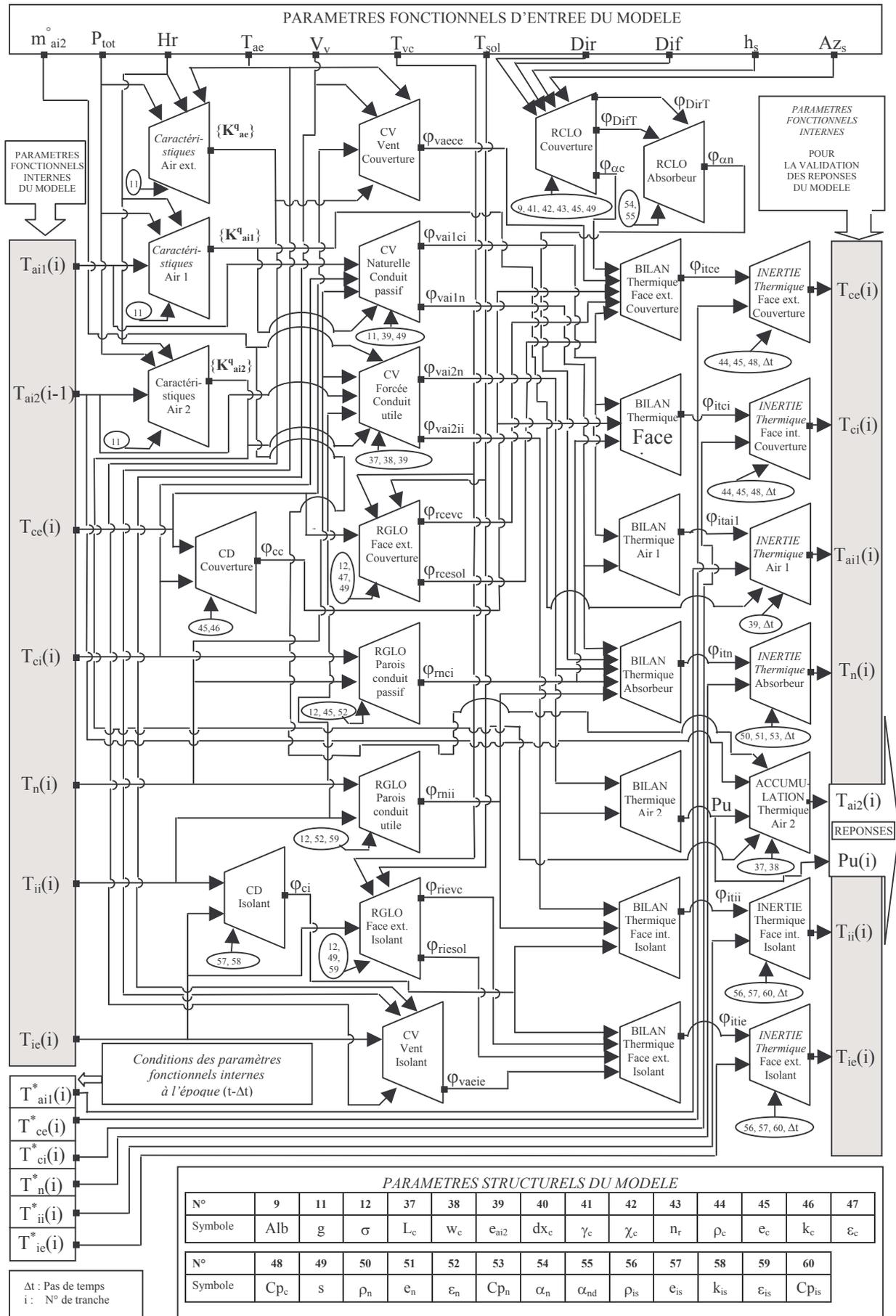


Fig. II.28 : Schéma bloc du montage du modèle associé au capteur solaire plan à air

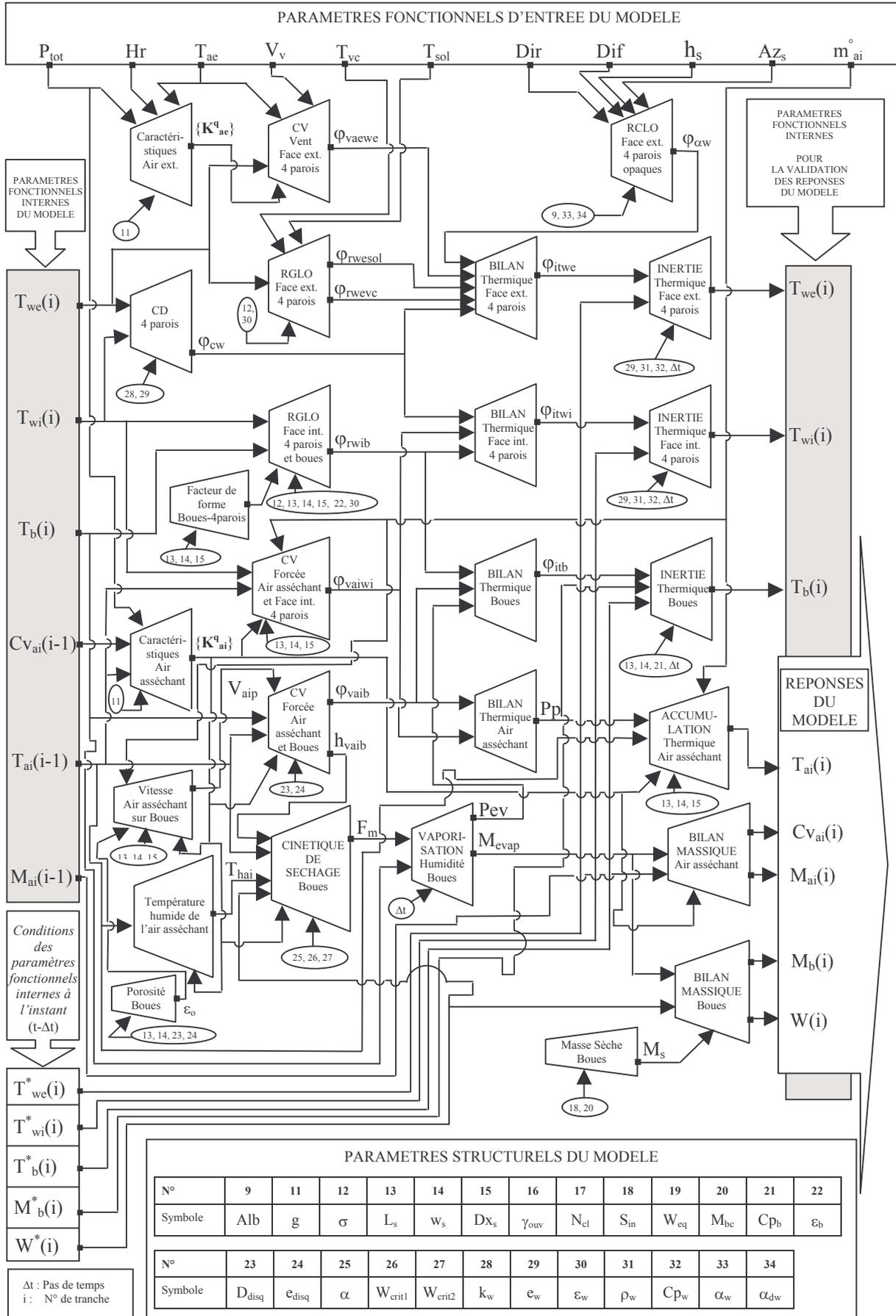


Fig. II.29 : Schéma bloc du montage du modèle associé à l'enceinte de séchage

II.2.2.3. Schémas synoptiques du modèle associé au système de séchage

II.2.2.3.1. Système de séchage à chauffage purement solaire

La **figure II.30** présente le schéma synoptique du modèle associé au système de séchage à chauffage purement solaire. Ce scénario de fonctionnement du système correspond à l'opération de séchage durant laquelle le chauffage de l'air dessiccatif est uniquement assuré par les insolateurs solaires.

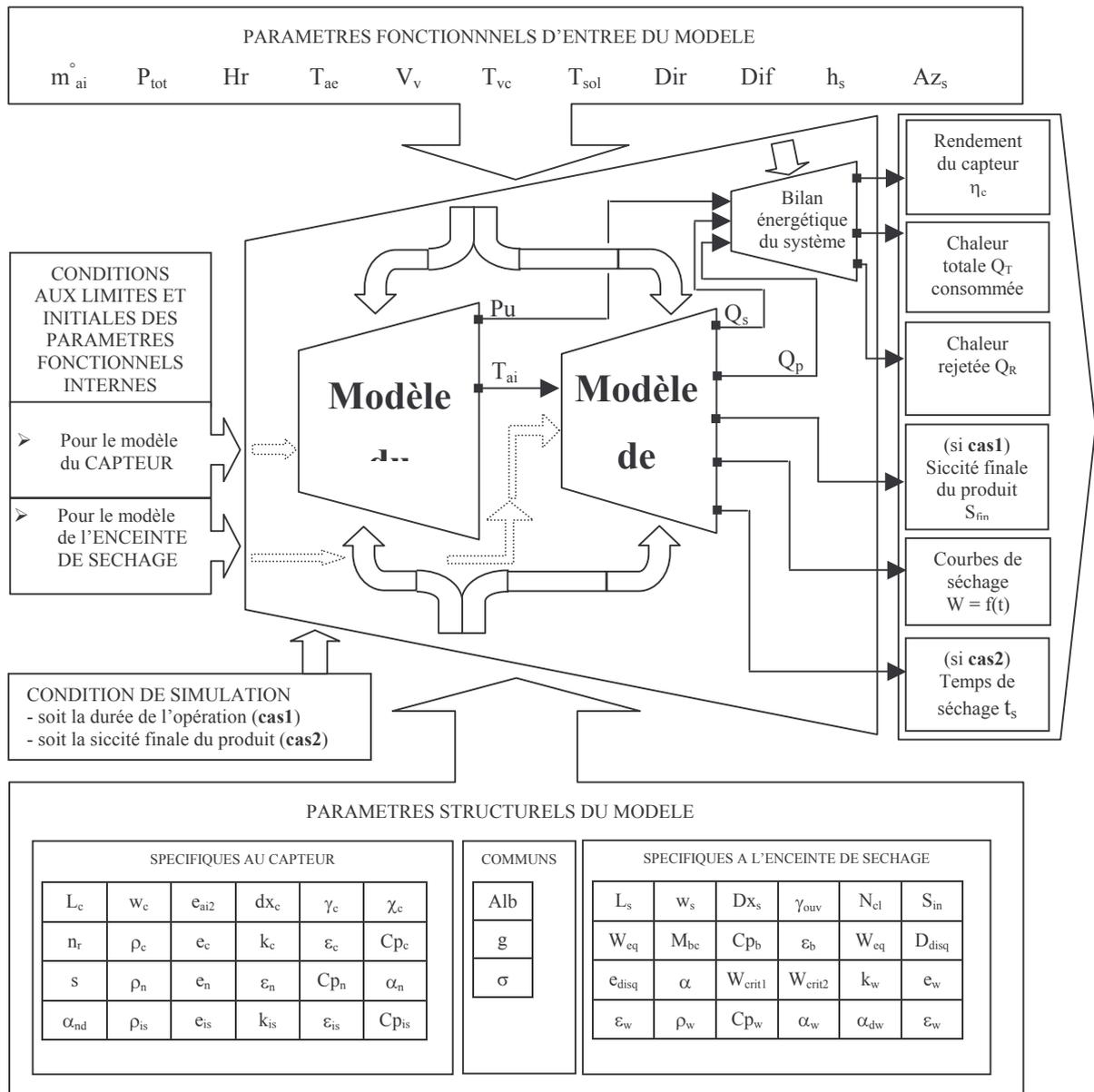


Fig. II.30 : schéma synoptique du modèle associé au système de séchage à chauffage purement solaire

II.2.2.3.2. Système de séchage à chauffage partiellement solaire

Dans ce cas de figure de fonctionnement, un système d'appoint électrique de chauffage est ajouté au système précédemment décrit. Cette source auxiliaire d'énergie de chauffage permet d'ajuster la température de l'air à une valeur souhaitée T_{con} avant son entrée au sein de l'enceinte de séchage. En effet, il est plausible que la température de l'air sortant du capteur fluctuera à cause de l'intermittence de l'ensoleillement.

Ainsi, le schéma synoptique du modèle associé au système de séchage à chauffage partiellement solaire s'obtient en modifiant un peu la **figure II.30** précédente. Il s'agit d'ajouter tout simplement la température de consigne T_{con} du côté des paramètres fonctionnels d'entrée du modèle et d'encadrer un schéma bloc relatif à l'appoint à l'intérieur du schéma bloc global du système de séchage à chauffage purement solaire. Nous avons alors le schéma synoptique présenté sur la **figure II.31**.

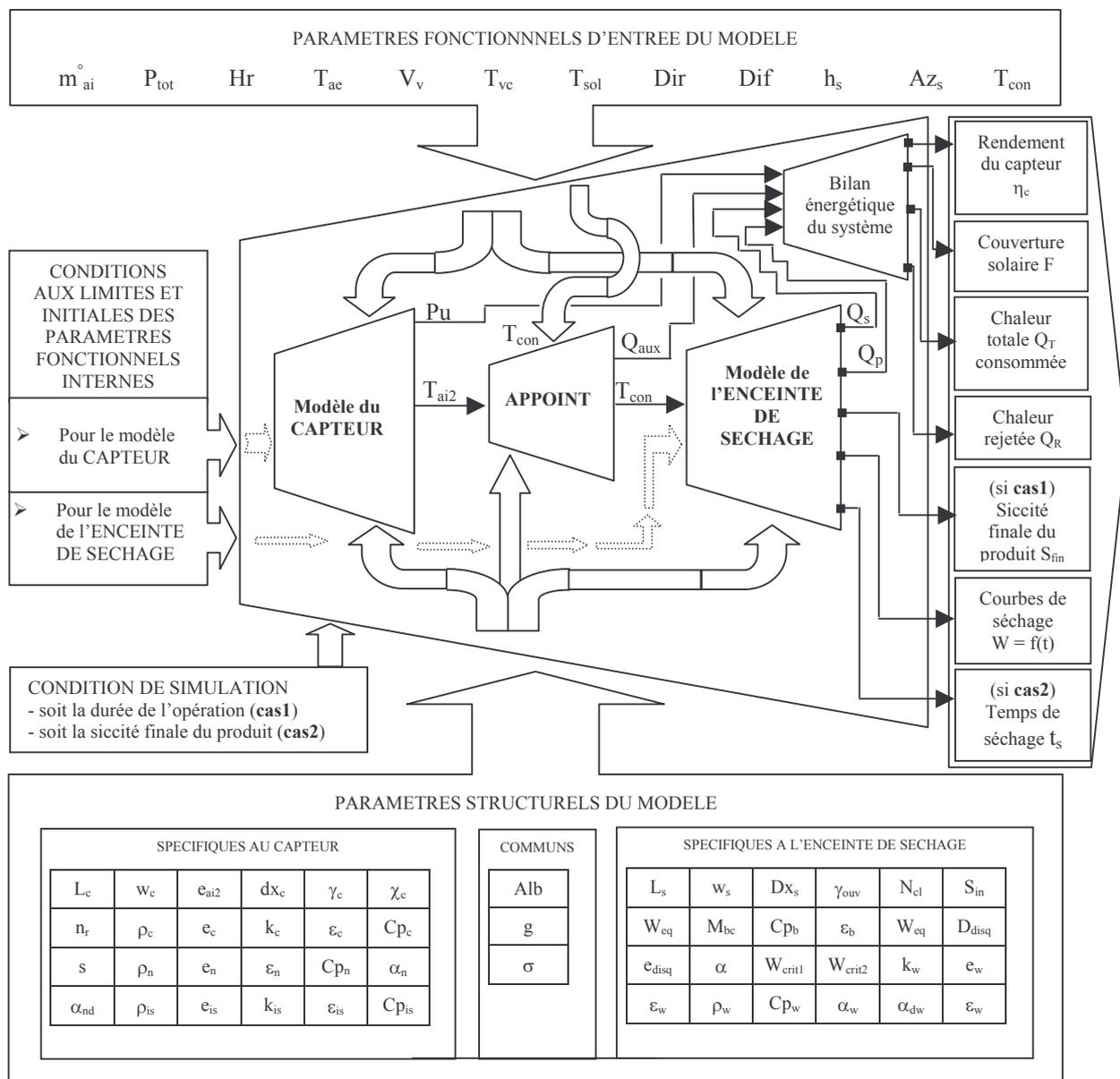


Fig. II.31 : schéma synoptique du modèle associé au système de séchage à chauffage partiellement solaire

II.3. EXPRESSIONS ANALYTIQUES DU MODELE ASSOCIE AU CAPTEUR

II.3.1. Hypothèses simplificatrices

L'établissement du modèle associé au capteur solaire plan à air inclus dans notre système de séchage repose sur les hypothèses simplificatrices ci-après :

- les pertes latérales sont négligeables ;
- les effets de bords (entrée/sortie) sont négligeables ;
- le phénomène de transfert thermique par conduction intervenant dans ce système s'effectue suivant un sens perpendiculaire à la direction de l'écoulement du fluide caloporteur, la conduction longitudinale est ainsi négligée ;
- la conduction à travers l'air est négligeable ;
- l'épaisseur de l'absorbeur est suffisamment petite pour qu'on puisse négliger la conduction à travers cet élément, et par voie de conséquence, considérer sa température comme étant uniforme sur ses deux faces ;
- l'inertie thermique de l'air caloporteur est négligeable ;
- les parois internes des conduits rectangulaires sont parfaitement lisses.

II.3.2. Equations de bilan thermique

La discrétisation du capteur a été effectuée en le découpant perpendiculairement à la direction de l'écoulement de l'air caloporteur.

La **figure II.32** schématise la description des phénomènes d'échange thermique ayant lieu dans l'insolateur tandis que la **figure II.33** illustre le circuit électrique équivalent relatif à sa i-ème section fictive.

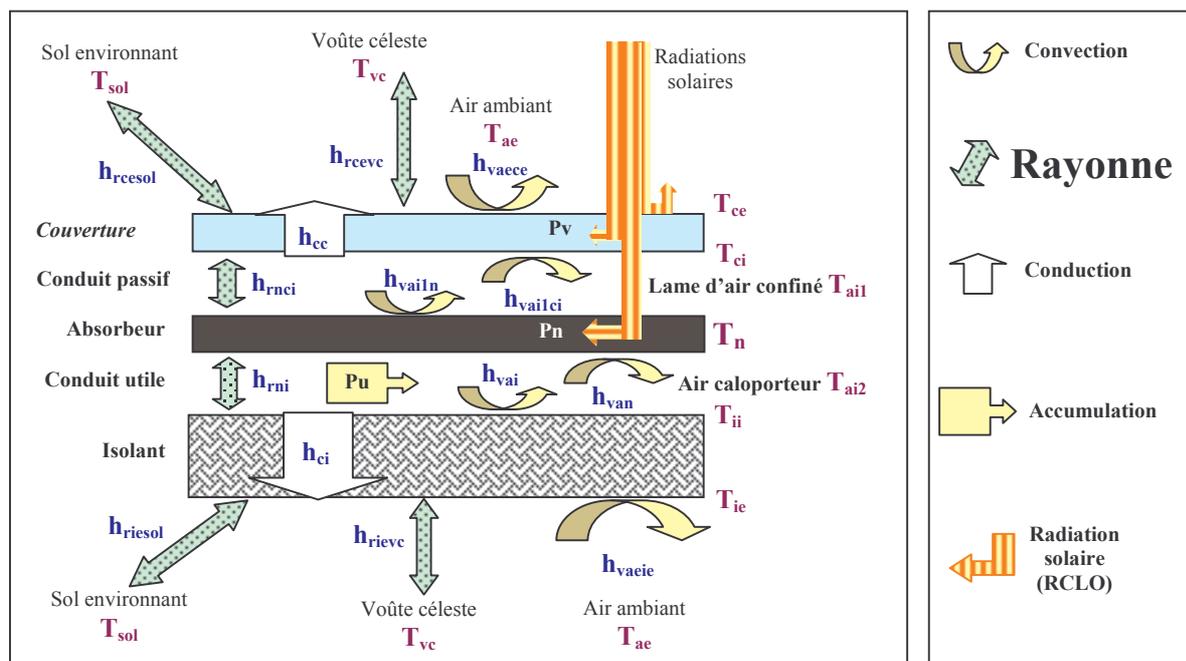


Fig.II.32 : Schéma descriptif des échanges thermiques ayant lieu au niveau de la i-ème tranche fictive du capteur

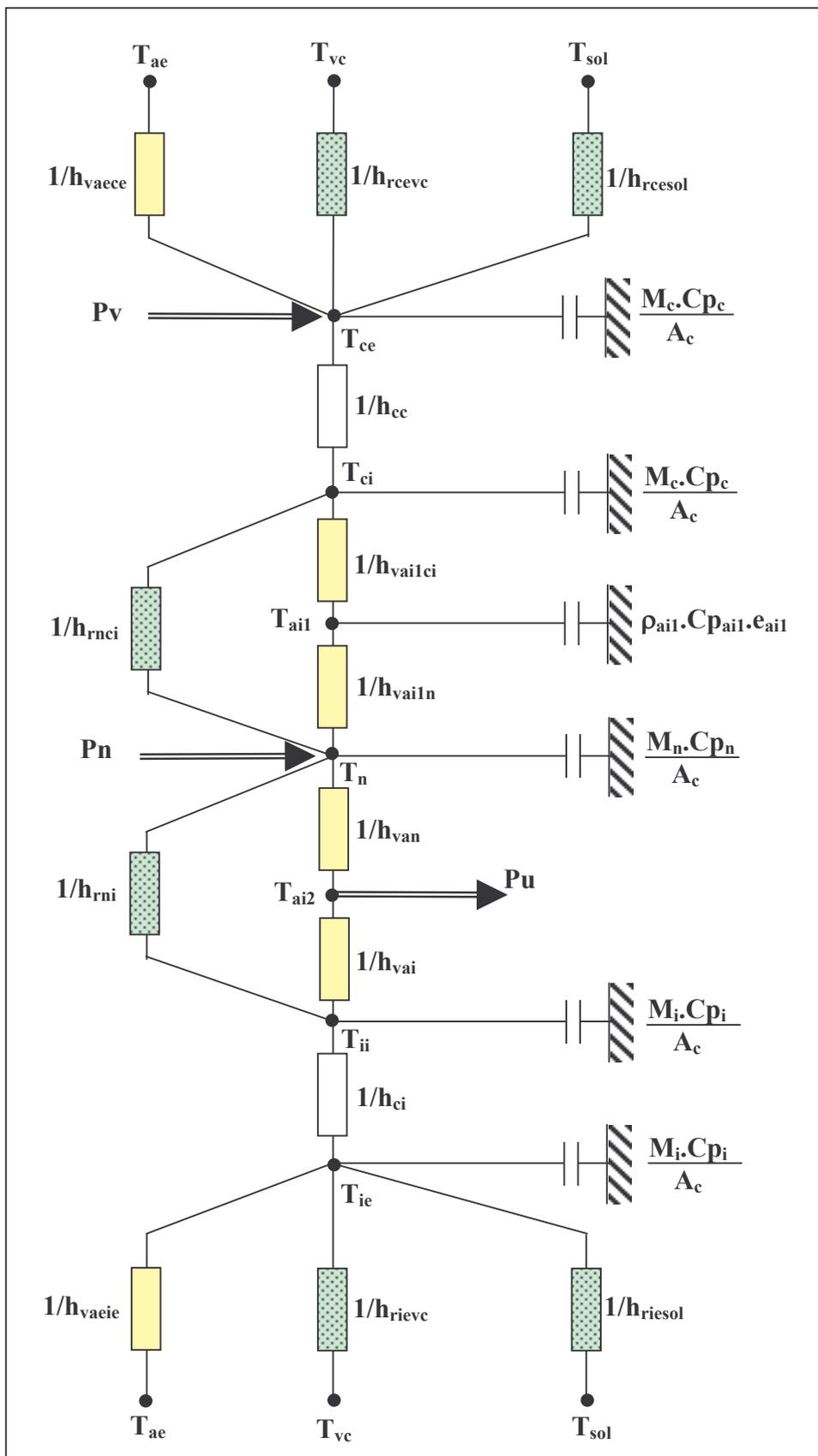


Fig. II.33. : Schéma du circuit électrique équivalent relatif à la i-ème tranche fictive du capteur

Les différents bilans énergétiques au niveau des composants et des éléments du système sont obtenus en appliquant la loi d'Ohm à chaque nœud de ce circuit électrique équivalent et la discrétisation des équations aux dérivées partielles ainsi obtenues, conduisent au système d'équations de bilan thermique ci-après :

➤ *Au niveau de la face externe de la couverture transparente (nœud T_{ce})*

$$\frac{M_c \cdot Cp_c}{Surf \cdot \Delta t} \cdot [T_{ce}(i) - T_{ce}^*(i)] = P_v + h_{vaece} \cdot (T_{ae} - T_{ce}(i)) + h_{rcevc} \cdot (T_{vc} - T_{ce}(i)) + h_{riesol} \cdot (T_{sol} - T_{ce}(i)) + h_{cc} \cdot (T_{ci}(i) - T_{ce}(i)) \quad (II.1)$$

➤ *Au niveau de la face interne de la couverture transparente (nœud T_{ci})*

$$\frac{M_c \cdot Cp_c}{Surf \cdot \Delta t} \cdot [T_{ci}(i) - T_{ci}^*(i)] = h_{cc} \cdot (T_{ce}(i) - T_{ci}(i)) + h_{vai1ci} \cdot (T_{ai1}(i) - T_{ci}(i)) + h_{mci} \cdot (T_n(i) - T_{ci}(i)) \quad (II.2)$$

➤ *Au niveau de la lame d'air confiné entre la couverture et l'absorbeur (nœud T_{ai1})*

$$\frac{\rho_{ai1} \cdot Cp_{ai1} \cdot e_{ai1}}{\Delta t} \cdot [T_{ai1}(i) - T_{ai1}^*(i)] = h_{vai1ci} \cdot (T_{ci}(i) - T_{ai1}(i)) + h_{vai1n} \cdot (T_n(i) - T_{ai1}(i)) \quad (II.3)$$

➤ *Au niveau de l'absorbeur (nœud T_n)*

$$\frac{M_n \cdot Cp_n}{Surf \cdot \Delta t} \cdot [T_n(i) - T_n^*(i)] = P_n + h_{van} \cdot (T_{ai2}(i-1) - T_n(i)) + h_{vai1n} \cdot (T_{ai1}(i) - T_n(i)) + h_{mci} \cdot (T_{ci}(i) - T_n(i)) + h_{mii} \cdot (T_{ii}(i) - T_n(i)) \quad (II.4)$$

➤ *Au niveau de la face interne de l'isolant arrière (nœud T_{ii})*

$$\frac{M_i \cdot Cp_i}{Surf \cdot \Delta t} \cdot [T_{ii}(i) - T_{ii}^*(i)] = h_{ci} \cdot (T_{ie}(i) - T_{ii}(i)) + h_{vai} \cdot (T_{ai2}(i-1) - T_{ii}(i)) + h_{mii} \cdot (T_n(i) - T_{ii}(i)) \quad (II.5)$$

➤ *Au niveau de la face interne de l'isolant arrière (nœud T_{ie})*

$$\frac{M_i \cdot Cp_i}{Surf \cdot \Delta t} \cdot [T_{ie}(i) - T_{ie}^*(i)] = h_{ci} \cdot (T_{ii}(i) - T_{ie}(i)) + h_{vaeie} \cdot (T_{ae} - T_{ie}(i)) + h_{riesol} \cdot (T_{sol} - T_{ie}(i)) + h_{rievc} \cdot (T_{vc} - T_{ie}(i)) \quad (II.6)$$

➤ *Au niveau de l'air caloporteur du conduit utile (nœud T_{ai2})*

Etant donné que $h_{van} = h_{vai}$, nous avons

$$T_{ai2}(i) = T_{ai2}(i-1) + \frac{Surf \cdot h_{van}}{m_{ai2} \cdot Cp_{ai2}} \cdot (T_n(i) + T_{ii}(i) - 2 \cdot T_{ai2}(i-1)) \quad (II.7)$$

Dans ces équations, Δt désigne le pas de temps et l'exposant astérisque (*) indique l'instant $(t - \Delta t)$.

II.3.3. Modèles des différents coefficients d'échange thermique

II.3.3.1. Echange thermique par convection

II.3.3.1.1. Entre l'air extérieur et la face externe de la couverture : h_{vaece}

Nous avons utilisé une corrélation due à Kittas [**Kittas, 80**] :

$$h_{vaece} = \frac{\rho \cdot Cp(T_{ae})}{1045} \left[1,14 \cdot (T_{ce} - T_{ae})^{0,5} + 6,97 \cdot V_v^{1,6} \right]^{0,5} \quad (II.8)$$

dans laquelle, $\rho \cdot Cp(T_{ae})$ désigne la capacité calorifique volumique de l'air à pression constante [$J \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$] et qui est déterminé comme suit :

$$\rho \cdot Cp(T) = \frac{1178,1 \cdot 303,16}{T} \quad (II.9)$$

T étant la température absolue [K] et V_v la vitesse du vent au niveau de la couverture transparente [$m \cdot s^{-1}$].

II.3.3.1.2. Entre l'air extérieur et la face externe de l'isolant arrière : h_{vaeie}

Nous avons adopté une formule analogue à la précédente :

$$h_{vaeie} = \frac{\rho \cdot Cp(T_{ae})}{1045} \left[1,14 \cdot (T_{ie} - T_{ae})^{0,5} + 6,97 \cdot V_v^{1,6} \right]^{0,5} \quad (I.10)$$

II.3.3.1.3. Entre l'air confiné et les faces internes du conduit passif : h_{vai1ci} et h_{vai1n}

Un échange de chaleur par convection naturelle intervient entre les deux plans parallèles délimitant la lame d'air confiné. Afin de déterminer le nombre adimensionnel de Nusselt Nu_s relatif à cet échange, nous avons employé les corrélations avancées par O'Toole, Catton, Mulkus et Edwards suivantes [**Daguenet, 85**] :

$$\left. \begin{aligned} Nu_s &= 1 + 1,446 \cdot \left[1 - \frac{1708}{Ra \cdot \cos(s)} \right]^* && \text{pour } 1708 < Ra \cdot \cos(s) < 5900 \\ Nu_s &= 0,229 \cdot (Ra \cdot \cos(s))^{0,252} && \text{pour } 5900 < Ra \cdot \cos(s) < 9230 \\ Nu_s &= 0,157 \cdot (Ra \cdot \cos(s))^{0,285} && \text{pour } 9230 < Ra \cdot \cos(s) < 10^6 \end{aligned} \right\} \quad (II.11)$$

Autrement, nous avons eu recours à la corrélation de Hollands valable pour $s < 60^\circ$

$$Nu_s = 1 + 1,44 \cdot \left[1 - \frac{1708}{Ra \cdot \cos(s)} \right]^* \cdot \left[1 - \frac{(\sin 1,85)^{1,6} \cdot 1708}{Ra \cdot \cos(s)} \right] + \left[\left(\frac{Ra \cdot \cos(s)}{5830} \right)^{1/3} - 1 \right]^* \quad (II.12)$$

Dans ces corrélations, s [$^\circ$] désigne l'angle d'inclinaison de l'insolateur alors que l'astérisque (*) signifie que la quantité entre crochets est prise égale à 0 pour toute valeur négative. Quant à Ra, c'est le nombre adimensionnel de Rayleigh défini par :

$$Ra = Gr \cdot Pr \quad (II.13)$$

où

Gr : nombre adimensionnel de Grashoff qui se formule ainsi :

$$Gr = \frac{g \cdot \beta \cdot \Delta T \cdot e_{ai1}^3}{\nu_{ai1}^2} \quad (II.14)$$

g : accélération de la pesanteur [$m \cdot s^{-2}$]

β : coefficient de dilatation thermique de la lame d'air confiné considéré comme étant égal à l'inverse de sa température absolue [K^{-1}]

ΔT : écart entre les températures respectives de l'absorbeur et de la face interne de la couverture transparente [K]

e_{ai1} : épaisseur de la lame d'air confiné [m]

ν_{ai1} : viscosité cinématique de la lame d'air confiné [$m^2 \cdot s^{-1}$]

Pr : nombre adimensionnel de Prandtl donné par :

$$Pr = \frac{\mu_{ai1} \cdot Cp_{ai1}}{k_{ai1}} \quad (II.15)$$

tel que μ_{ai1} , k_{ai1} et Cp_{ai1} sont respectivement la viscosité dynamique [$kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-1}$], la conductivité thermique [$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$] et la capacité calorifique massique à pression constante [$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$] de la lame d'air confiné.

Ainsi, le coefficient d'échange par convection entre l'air confiné et les faces internes du conduit passif s'écrit de la manière suivante :

$$h_{vai1n} = h_{vai1ci} = \frac{Nu_s \cdot k_{ai1}}{e_{ai1}} \quad (II.16)$$

II.3.3.1.4. Entre l'air caloporteur et les faces internes du conduit utile : h_{van} et h_{vai}

Pareillement qu'à la relation précédente, le coefficient d'échange thermique par convection entre l'air caloporteur et les faces internes du conduit utile s'exprime :

$$h_{van} = h_{vai} = \frac{Nu \cdot k_{ai2}}{D_H} \quad (II.17)$$

dans laquelle,

k_{ai2} : Conductivité thermique de l'air caloporteur [$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$]

D_H : Diamètre hydraulique du conduit utile [m], calculé par :

$$D_H = \frac{4 \cdot S_d}{P_m} \quad (II.18)$$

tel que S_d [m^2] désigne l'aire de la section droite du conduit tandis que P_m [m] son périmètre mouillé.

Nu : Nombre adimensionnel de Nusselt déterminé cette fois-ci à l'aide des corrélations établies pour la convection forcée dans un conduit. A cet effet, nous avons choisi dans la littérature [**Daguenet, 85**] des expressions de Nu dépendant du régime d'écoulement caractérisé par la valeur du nombre adimensionnel de Reynolds :

$$Re = \frac{V_{ec} \cdot D_H}{\nu_{ai2}} \quad (II.19)$$

V_{ec} [$m \cdot s^{-1}$] étant la vitesse d'écoulement dans le conduit rectangulaire et ν_{ai2} [$m^2 \cdot s^{-1}$] la viscosité cinématique de l'air caloporteur. En outre, ces formules font également intervenir le nombre adimensionnel de Graetz, défini par :

$$G_z = Re \cdot Pr \cdot \frac{D_H}{L_c} \quad (II.20)$$

où L_c [m] est la longueur du conduit rectangulaire et Pr symbolise le nombre adimensionnel de Prandtl caractéristique de l'air caloporteur.

Régime laminaire : $Re < 2100$ (corrélacion de Sieder-Tate et Hausen)

$$\text{Pour } G_z < 100, \quad Nu = 3,66 + \frac{0,085 \cdot G_z}{1 + 0,047 \cdot G_z^{2/3}} \quad (II.21)$$

$$\text{Pour } G_z > 100, \quad Nu = 1,86 \cdot G_z^{1/3} + 0,87 \cdot (1 + 0,015 \cdot G_z^{1/3}) \quad (II.22)$$

Régime transitoire : $2100 < Re < 10000$ (corrélacion de Sieder-Tate et Hausen)

$$Nu = 0,116 \cdot (Re^{2/3} - 125) \cdot Pr^{1/3} \cdot \left(1 + \left(\frac{D_H}{L_c} \right)^{2/3} \right) \quad (II.23)$$

Régime turbulent : $Re > 10000$ (corrélacion de Tan et Charters)

$$\text{Si } \frac{L_c}{D_H} < 60, \quad Nu = 0,018 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,4} \cdot \left[1 + \frac{D_H}{L_c} \cdot \left(14,3 \cdot \log \frac{L_c}{D_H} - 7,9 \right) \right] \quad (II.24)$$

$$\text{Si } \frac{L_c}{D_H} > 60, \quad Nu = 0,018 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,4} \cdot \left(1 + 17,5 \cdot \frac{D_H}{L_c} \right) \quad (II.25)$$

II.3.3.2. Echange thermique par conduction

II.3.3.2.1. A travers la couverture transparente : h_{cc}

Ce coefficient est obtenu, connaissant la conductivité thermique k_c [$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$] et l'épaisseur e_c [m] de la couverture transparente, à l'aide de la relation suivante :

$$h_{cc} = \frac{k_c}{e_c} \quad (II.26)$$

II.3.3.2.2. A travers l'isolant arrière du capteur : h_{ci}

De manière analogue que précédemment, nous avons

$$h_{ci} = \frac{k_i}{e_i} \quad (II.27)$$

où k_i [$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$] et e_i [m] représentent respectivement la conductivité thermique et l'épaisseur de l'isolant arrière.

II.3.3.3. Echange thermique par rayonnement

Le coefficient d'échange radiatif h_{ij} [$\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$] entre deux surfaces en regard S_i [m^2] et S_j [m^2], de températures respectives T_i [K] et T_j [K], est formulé comme suit :

$$h_{ij} = \sigma \cdot \Phi_{ij} \cdot (T_i + T_j) \cdot (T_i^2 + T_j^2) \quad (\text{II.28})$$

dans laquelle,

σ : Constante de Stefan-Boltzmann égale à $5,67 \cdot 10^{-8}$ [$\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-4}$]

Φ_{ij} : Facteur de forme gris entre les surfaces S_i et S_j , déterminé par :

$$\Phi_{ij} = \left[\frac{1 - \varepsilon_i}{\varepsilon_i} + \alpha_{ij} + \beta_{ij} \cdot \frac{1 - \varepsilon_j}{\varepsilon_j} \right]^{-1} \quad (\text{II.29})$$

avec

$$\alpha_{ij} = \frac{1}{F_{ij}} \quad (\text{II.30})$$

$$\beta_{ij} = \frac{S_i}{S_j} \quad (\text{II.31})$$

F_{ij} : Facteur de forme géométrique entre les surfaces S_i et S_j

ε_i : Emissivité de la surface S_i

ε_j : Emissivité de la surface S_j

Aussi, les coefficients d'échange thermique radiatif :

- entre la face externe de la couverture et la voûte céleste : h_{rcevc} ,
- entre la face externe de la couverture et le sol extérieur : h_{rcesol} ,
- entre la face externe de l'isolant arrière et la voûte céleste : h_{rievc} ,
- entre la face externe de l'isolant arrière et le sol extérieur : h_{riesol} ,
- entre l'absorbeur et la face interne de la couverture : h_{mci} ,
- entre l'absorbeur et la face interne de l'isolant arrière : h_{mi} ,

seront-ils aisément déterminés, par le biais de la relation **(II.28)**, une fois connus les facteurs de forme gris Φ_{cevc} , Φ_{cesol} , Φ_{ievc} , Φ_{iesol} , Φ_{nci} et Φ_{ni} respectivement associés à ces paramètres.

En conséquence, c'est la détermination de ces facteurs de forme gris qui constituera l'objet des six sous paragraphes suivants.

II.3.3.3.1. Facteur de forme gris entre la face externe de la couverture et la voûte céleste : Φ_{cevc}

Sachant que le facteur de forme géométrique entre la couverture d'un capteur, faisant un angle s [$^\circ$] sur l'horizontale, et la voûte céleste est égal à $\frac{1}{2}(1 + \cos(s))$, et qu'en outre, la

surface de l'insolateur est négligeable devant celle de cette dernière, nous pouvons appliquer la relation (II.29) en prenant $\alpha_{ij} = \frac{2}{1 + \cos(s)}$ et $\beta_{ij} \approx 0$ pour aboutir à l'expression ci-après :

$$\Phi_{cevc} = \left[\frac{1 - \varepsilon_c}{\varepsilon_c} + \frac{2}{1 + \cos(s)} \right]^{-1} \quad (\text{II.32})$$

ε_c étant l'émissivité de la couverture transparente.

II.3.3.3.2. Facteur de forme gris entre la face externe de la couverture et le sol extérieur : Φ_{cesol}

Le facteur de forme géométrique entre la face externe de la couverture et le sol représente le complément de l'unité de celui entre cette couverture et la voûte céleste. De plus, nous pouvons considérer que la surface du capteur est également négligeable devant celle du sol environnant. Il s'en suit que $\alpha_{ij} = \frac{2}{1 - \cos(s)}$ et $\beta_{ij} \approx 0$. Ensuite, en injectant ces expressions dans la formule (II.29), nous obtenons :

$$\Phi_{cesol} = \left[\frac{1 - \varepsilon_c}{\varepsilon_c} + \frac{2}{1 - \cos(s)} \right]^{-1} \quad (\text{II.33})$$

II.3.3.3.3. Facteur de forme gris entre la face externe de l'isolant arrière et la voûte céleste : Φ_{ievc}

D'arguments analogues à ceux cités pour le calcul de Φ_{cevc} , nous introduisons $\alpha_{ij} = \frac{2}{1 + \cos(\pi - s)}$ et $\beta_{ij} \approx 0$ dans l'expression (II.29) pour conduire à

$$\Phi_{ievc} = \left[\frac{1 - \varepsilon_{is}}{\varepsilon_{is}} + \frac{2}{1 - \cos(s)} \right]^{-1} \quad (\text{II.34})$$

ε_{is} étant l'émissivité de l'isolant arrière du capteur.

II.3.3.3.4. Facteur de forme gris entre la face externe de l'isolant arrière et le sol extérieur : Φ_{iesol}

De même, nous remplaçons respectivement α_{ij} et β_{ij} dans la relation (II.29) par leurs expressions telles que $\alpha_{ij} = \frac{2}{1 - \cos(\pi - s)}$ et $\beta_{ij} \approx 0$, ce qui résulte

$$\Phi_{iesol} = \left[\frac{1 - \varepsilon_{is}}{\varepsilon_{is}} + \frac{2}{1 + \cos(s)} \right]^{-1} \quad (\text{II.35})$$

II.3.3.3.5. Facteur de forme gris entre l'absorbeur et la face interne de la couverture : Φ_{nci}

Etant donné que les deux surfaces en regard sont de même aire et que la distance les séparant est négligeable devant la largeur du capteur, nous pouvons considérer que la quasi-

totalité des rayonnements émis par l'une est reçue par l'autre, et par suite, pouvons prendre $\alpha_{ij} = 1$ et $\beta_{ij} = 1$ dans la relation (II.29) pour obtenir :

$$\Phi_{nci} = \left[\frac{1}{\varepsilon_c} + \frac{1}{\varepsilon_n} - 1 \right]^{-1} \quad (\text{II.36})$$

ε_n et ε_c étant respectivement les émissivités de l'absorbeur et de la couverture transparente.

II.3.3.3.6. Facteur de forme gris entre l'absorbeur et la face interne de l'isolant arrière : Φ_{ni}

De manière analogue que précédemment, nous avons

$$\Phi_{ni} = \left[\frac{1}{\varepsilon_{is}} + \frac{1}{\varepsilon_n} - 1 \right]^{-1} \quad (\text{II.37})$$

ε_n et ε_{is} étant respectivement les émissivités de l'absorbeur et de l'isolant arrière.

II.4. EXPRESSIONS ANALYTIQUES DU MODELE ASSOCIE A L'ENCEINTE DE SECHAGE

II.4.1. Description de l'enceinte de séchage

L'enceinte de séchage est un armoire en bas duquel l'air asséchant, aspiré de l'extérieur par le ventilateur centrifuge et réchauffé par le système d'appoint électrique, s'insuffle pour remonter et se mettre en contact avec le produit à sécher. Ce dernier est étendu en couche mince sous forme de petites capsules sur une ou plusieurs claies disposées en étage. L'air humide vicié sort ensuite hors du séchoir à travers des ouvertures d'évacuation.

La **figure II.34** montre le mode de disposition du produit au sein de l'enceinte de séchage.

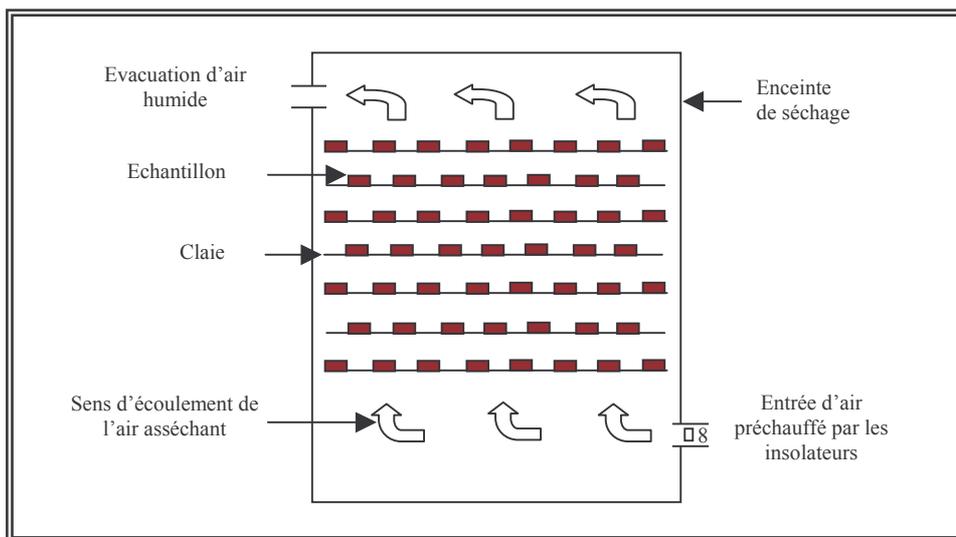


Fig.II.34 : Disposition des échantillons sur les claies au sein de l'enceinte de séchage

II.4.2. Hypothèses simplificatrices

En guise d'hypothèses simplificatrices pour la modélisation de l'enceinte de séchage, nous négligeons :

- l'échange de chaleur avec le plafond et le plancher de cette enceinte ;
- l'échange thermique dû à la condensation de l'air humide au niveau de la paroi interne de cette enceinte ;
- l'échange de chaleur avec les claies ;
- l'échange dû à l'inertie thermique de l'air asséchant ;
- l'échange thermique (et/ou massique) entre les échantillons.

Par ailleurs, nous supposons que

- les échantillons sont sous forme des petits disques ;
- la densité de flux solaire reçu par les quatre façades de la cellule de séchage est répartie uniformément sur l'ensemble de celles-ci ;
- la température des boues disposées sur une claie est uniforme.

II.4.3. Equations de bilan thermique

La discrétisation de l'armoire de dessiccation a été faite de manière à ce que chaque tranche contienne une claie. Ainsi, la **figure II.35** schématise la description des phénomènes d'échange thermique ayant lieu au niveau de la i -ème tranche fictive représentative de l'enceinte de séchage et la **figure II.36** présente le schéma du circuit électrique équivalent relatif à cette tranche fictive.

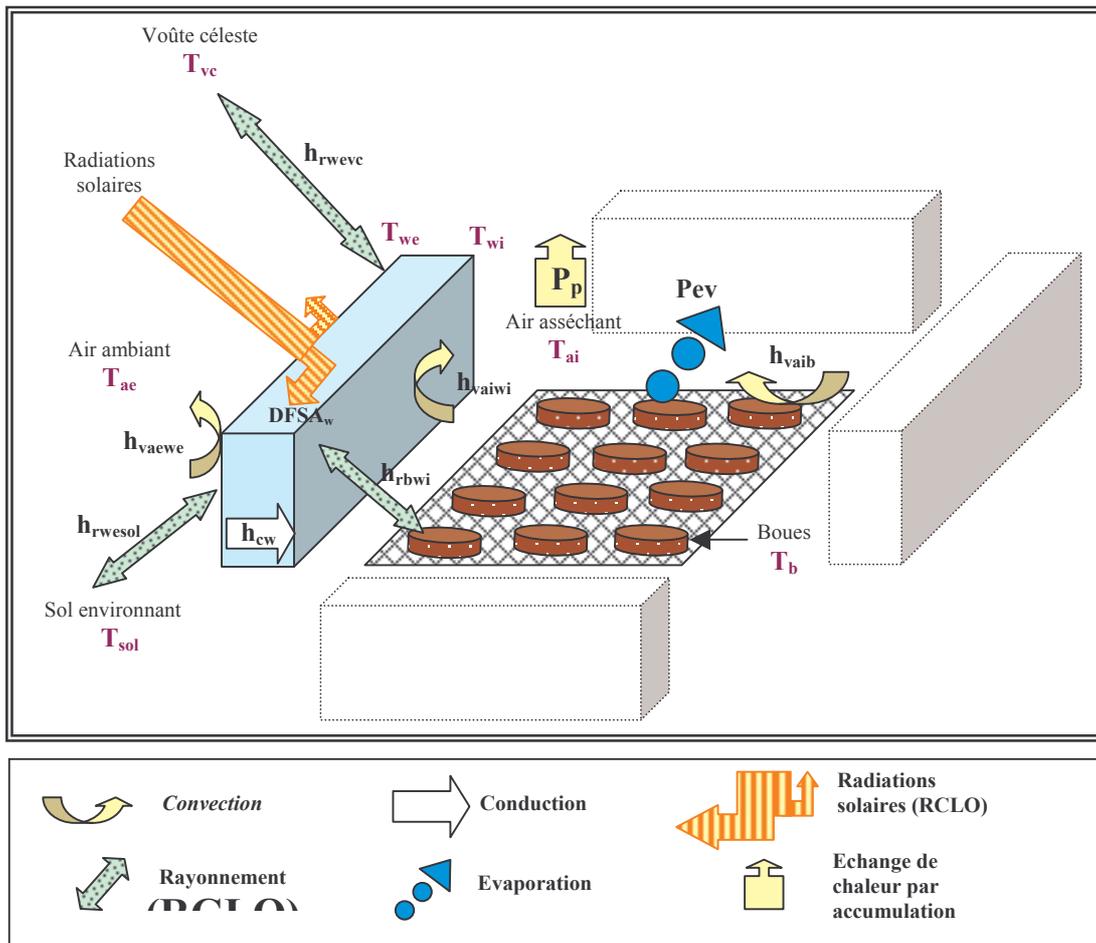


Fig.II.35 : Schéma descriptif des échanges thermiques ayant lieu au niveau de la i -ème tranche fictive de l'enceinte de séchage

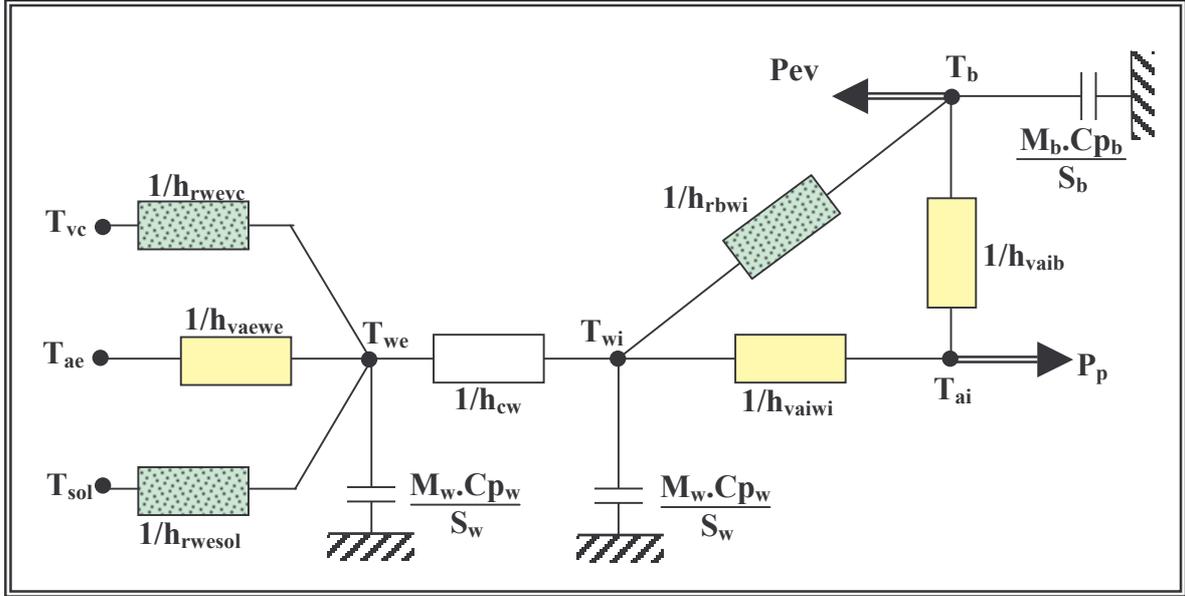


Fig.II.36 : Schéma du circuit électrique équivalent relatif à la i-ème tranche fictive de l'enceinte de séchage

Ainsi, à l'issue de la discrétisation des équations aux dérivées partielles obtenues par l'application de la loi d'Ohm sur chaque nœud du circuit électrique équivalent sus-cité, nous avons les équations de bilan thermique suivantes :

➤ *Au niveau de la face externe de la paroi de l'enceinte de séchage (nœud T_{we})*

$$\frac{M_w \cdot Cp_w}{S_w \cdot \Delta t} [T_{we}(i) - T_{we}^*(i)] = DFSA_w + h_{vaewe} \cdot (T_{ae} - T_{we}(i)) + h_{rwesol} \cdot (T_{sol} - T_{we}(i)) + h_{rwevc} \cdot (T_{vc} - T_{we}(i)) + h_{cw} \cdot (T_{wi}(i) - T_{we}(i)) \quad (II.38)$$

➤ *Au niveau de la face interne de la paroi de l'enceinte de séchage (nœud T_{wi})*

$$\frac{M_w \cdot Cp_w}{S_w \cdot \Delta t} [T_{wi}(i) - T_{wi}^*(i)] = h_{vaiwi} \cdot (T_{ai}(i) - T_{wi}(i)) + h_{rbwi} \cdot (T_b(i) - T_{wi}(i)) + h_{cw} \cdot (T_{we}(i) - T_{wi}(i)) \quad (II.39)$$

➤ *Au niveau de l'air asséchant (nœud T_{ai})*

$$S_b \cdot h_{vaib} \cdot (T_b - T_{ai}(i)) + S_w \cdot h_{vaiwi} \cdot (T_{wi}(i) - T_{ai}(i)) - P_p(i) = 0 \quad (II.40)$$

$$\text{avec } P_p(i) = \dot{m}_{ai} \cdot Cp_{ai} \cdot (T_{ai}(i) - T_{ai}(i-1)) \quad (II.41)$$

➤ *Au niveau de la boue (nœud T_b)*

$$\frac{M_b \cdot Cp_b}{S_b \cdot \Delta t} [T_b(i) - T_b^*(i)] = h_{vaib} \cdot (T_{ai}(i) - T_b(i)) + h_{rbwi} \cdot (T_{wi}(i) - T_b(i)) - P_{ev}(i) \quad (II.42)$$

où

P_{ev} : Densité de flux thermique dû à l'évaporation de l'eau de la boue [$W \cdot m^{-2}$], donné par

$$P_{ev}(i) = F_m \cdot L_v(i) \quad (II.43)$$

L_v : Chaleur latente de vaporisation de l'eau [$J.kg^{-1}$], calculé par

$$L_v(i) = 4186,9.[597 - 0,56.(T_b(i) - 273,15)] \quad (II.44)$$

F_m : Flux de masse échangée par unité de temps et par unité de surface [$kg.m^{-2}.s^{-1}$]

Notons également que, dans ces équations, Δt désigne le pas de temps et l'exposant astérisque (*) indique l'époque ($t - \Delta t$).

II.4.4. Modèles des différents coefficients d'échange thermique

II.4.4.1. Echange thermique par convection

II.4.4.1.1. Entre l'air extérieur et la face externe de la paroi du séchoir : h_{vaewe}

De façon similaire qu'au cas du capteur solaire, nous adoptons également la relation de Kittas [Kittas, 80] pour déterminer ce coefficient :

$$h_{vaewe} = \frac{\rho.Cp(T_{ae})}{1045} \left[1,14.(T_{we}(i) - T_{ae})^{0,5} + 6,97.V_v^{1,6} \right]^{0,5} \quad (II.45)$$

où $\rho.Cp(T_{ae})$ est la capacité calorifique volumique à pression constante [$J.m^{-2}.K^{-1}$] de l'air extérieur et qui est défini par la relation (I.9) tandis que V_v [$m.s^{-1}$] représente la vitesse du vent au niveau de la paroi externe de l'enceinte de séchage ; T_{we} [K] et T_{ae} [K] étant les températures respectives de la face externe de la paroi du séchoir et de l'air extérieur.

II.4.4.1.2. Entre l'air asséchant et la face interne de la paroi du séchoir : h_{vaiwi}

Si k_{ai} désigne la conductivité thermique de l'air asséchant [$W.m^{-1}.K^{-1}$] et Δx le pas d'espace [m], ce coefficient d'échange thermique convectif s'écrit

$$h_{vaiwi} = \frac{Nu.k_{ai}}{\Delta x} \quad (II.46)$$

tel que Nu symbolise le nombre adimensionnel de Nusselt déterminé à l'aide de la corrélation suivante : [Daguenet, 85]

$$Nu = 0,036.Re^{0,8}.Pr^{1/3} \quad (II.47)$$

avec

$$Re : \text{nombre de Reynolds défini par : } Re = \frac{V_{ai}.\Delta x}{\nu_{ai}} \quad (II.48)$$

$$Pr : \text{nombre de Prandtl défini par : } Pr = \frac{\mu_{ai}.Cp_{ai}}{k_{ai}} \quad (II.49)$$

où V_{ai} , ν_{ai} , μ_{ai} et Cp_{ai} sont respectivement la vitesse [$m.s^{-1}$], la viscosité cinématique [$m^2.s^{-1}$], la viscosité dynamique [$kg.m^{-1}.s^{-1}$] et la capacité calorifique massique à pression constante [$J.kg^{-1}.K^{-1}$] de l'air asséchant.

II.4.4.1.3. Entre l'air asséchant et le produit à sécher : h_{vaib}

De manière analogue que précédemment, le coefficient d'échange thermique par convection entre l'air asséchant et les boues est calculé par

$$h_{\text{vaib}} = \frac{\text{Nu} \cdot k_{\text{ai}}}{d_e} \quad (\text{II.50})$$

dans laquelle,

k_{ai} : Conductivité thermique de l'air asséchant [$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$],

d_e : Diamètre équivalent du produit [m], défini comme étant le diamètre d'une sphère ayant le même volume qu'un échantillon de ce produit,

Nu : Nombre adimensionnel de Nusselt déterminé par le biais de la corrélation de Luikov [Luikov, 66] ci-après :

$$\text{Nu} = 0,662 \cdot \text{Pr}^{1/3} \cdot \text{Re}_{\text{de}}^{1/2} \quad (\text{II.51})$$

Pr : Nombre adimensionnel de Prandtl défini similairement à la relation (II.49)

Re_{de} : Nombre adimensionnel de Reynolds formulé par

$$\text{Re}_{\text{de}} = \frac{V_{\text{aip}} \cdot d_e}{\nu_{\text{ai}}} \quad (\text{II.52})$$

ν_{ai} : Viscosité cinématique de l'air asséchant [$\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$]

V_{aip} : Vitesse de l'air asséchant au niveau du produit [$\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$] et qui s'écrit :

$$V_{\text{aip}} = \frac{V_{\text{ai}}}{\text{Porosité}} \quad (\text{II.53})$$

V_{ai} : Vitesse de l'air asséchant à l'entrée de l'enceinte de séchage (ou vitesse à vide) [$\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$]

Porosité : Porosité au niveau d'une claie, défini comme étant le rapport du volume du vide entre les échantillons sur le volume total occupé sur la claie.

II.4.4.2. Echange thermique par conduction

A la lumière de la figure (II.35), il n'y a qu'un seul échange conductif au sein du système étudié. Il s'agit de la conduction thermique à travers la paroi du séchoir. Le calcul du coefficient h_{cw} [$\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$] relatif à cet échange est formulé par

$$h_{\text{cw}} = \frac{k_w}{e_w} \quad (\text{II.54})$$

dans laquelle, k_w est la conductivité thermique de la paroi [$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$] tandis que e_w désigne son épaisseur [m].

II.4.4.3. Echange thermique par rayonnement

Nous adoptons une démarche similaire à celle utilisée pour la détermination des coefficients d'échange radiatif intervenant dans la modélisation du capteur solaire plan à air (cf. paragraphe II. 3.3. 3)

Ainsi, nous allons appliquer la formule (II.28) afin de déterminer les coefficients d'échange radiatif :

- entre la face externe de la paroi du séchoir et la voûte céleste : h_{rwevc} ,
- entre la face externe de la paroi du séchoir et le sol extérieur : h_{rwesol} ,

- entre le produit à sécher et la face interne de la paroi du séchoir : h_{rbwi} dont l'homologue h_{rwib} sera facilement déduit par :

$$h_{rwib} = \frac{S_b}{S_w} \cdot h_{rbwi} \quad (\text{II.55})$$

S_b et S_w étant les surfaces respectives du produit et de la paroi relatives à une tranche fictive de l'enceinte de séchage [m^2].

Pour ce faire, nous sommes amenés à déterminer préalablement les facteurs de forme gris Φ_{wevc} , Φ_{wesol} et Φ_{bwi} respectivement associés à h_{rwevc} , h_{rwesol} et h_{rbwi} .

II.4.4.3.1. Facteur de forme gris entre la face externe de la paroi du séchoir et la voûte céleste : Φ_{wevc}

Le facteur de forme géométrique entre la face externe de la paroi verticale du séchoir et la voûte céleste étant égal à $\frac{1}{2}$; de plus, la surface de cette paroi étant négligeable devant celle de son vis-à-vis, nous appliquons la relation (II.29) en prenant $\alpha_{ij} = 2$ et $\beta_{ij} \approx 0$ pour résulter ainsi :

$$\Phi_{wevc} = \frac{\varepsilon_{we}}{1 + \varepsilon_{we}} \quad (\text{II.56})$$

ε_{we} étant l'émissivité de la face externe de la paroi.

II.4.4.3.2. Facteur de forme gris entre la face externe de la paroi du séchoir et le sol extérieur : Φ_{wesol}

D'arguments analogues à ceux précédemment cités, il vient :

$$\Phi_{wesol} = \Phi_{wevc} \quad (\text{II.57})$$

II.4.4.3. Facteur de forme gris entre le produit à sécher et la face interne de la paroi de l'enceinte de séchage: Φ_{bwi}

L'application de la relation (II.29) conduit à l'expression suivante :

$$\Phi_{bwi} = \left[\frac{1 - \varepsilon_{wi}}{\varepsilon_{wi}} + \frac{1}{F_{bwi}} + \left(\frac{S_w}{S_b} \right) \cdot \frac{1 - \varepsilon_b}{\varepsilon_b} \right]^{-1} \quad (\text{II.58})$$

où

F_{bwi} : Facteur de forme géométrique entre les boues sur une claie et la face interne formée des 4 façades relatives à une tranche fictive de la paroi de l'enceinte de séchage

ε_{wi} : Emissivité de la face interne de la paroi du séchoir

ε_b : Emissivité des boues

S_w : Surface totale des 4 façades internes relatives à une tranche fictive de la paroi de l'enceinte de séchage [m^2]

S_b : Surface des boues disposées sur une claie [m^2]

II.5. ARCHITECTURE DU CODE DE CALCUL ET RESULTATS DE QUELQUES SIMULATIONS

II.5.1 Organigramme du code de calcul

La figure (II.37) donne une vision synoptique du code de calcul associé à la modélisation du séchoir partiellement solaire et à la cinétique de séchage des boues.

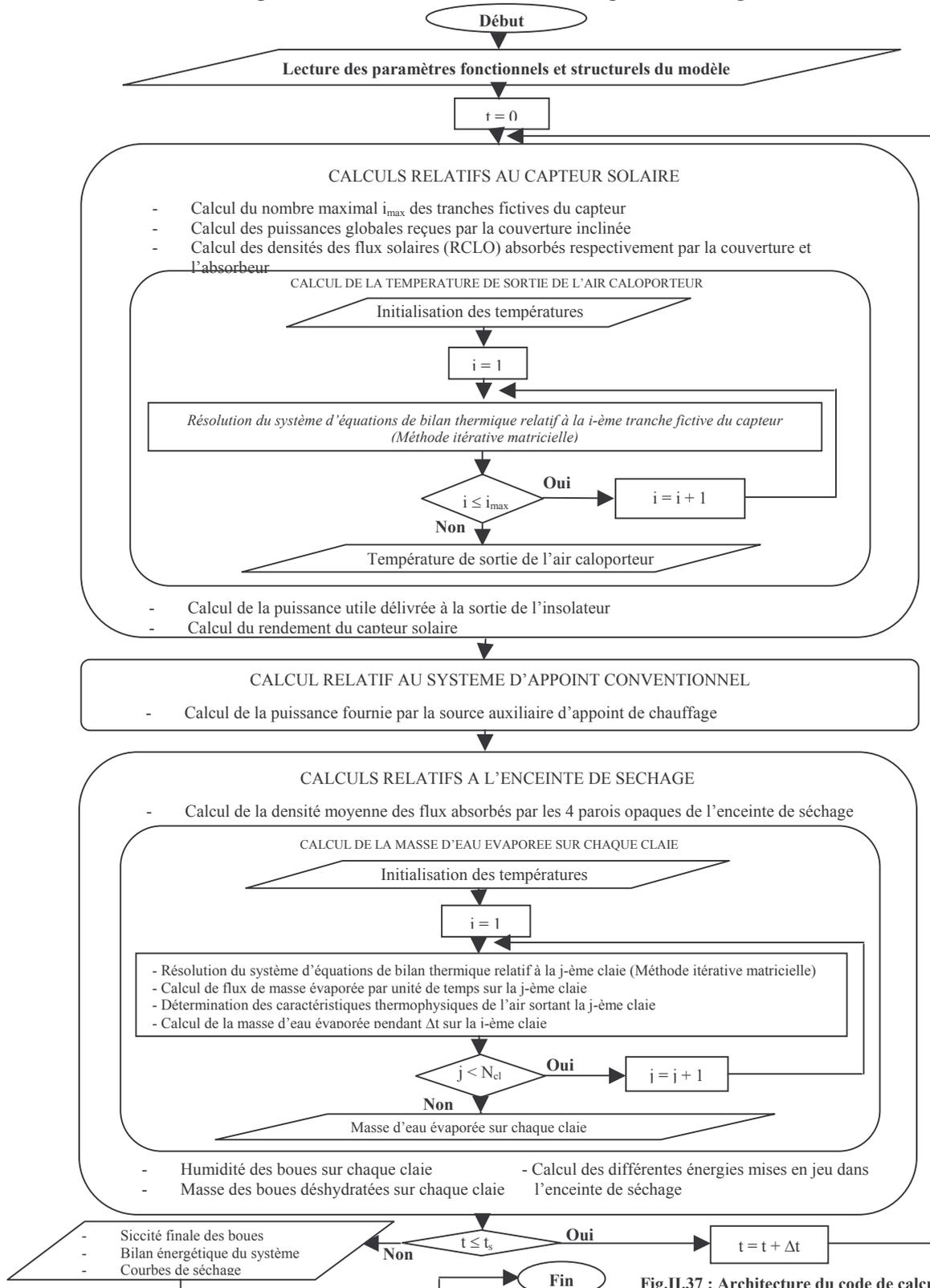


Fig.II.37 : Architecture du code de calcul

II.5.2. Etude du capteur seul

Les résultats présentés ci-après sont relatifs à la simulation d'un seul module de capteur plan à air, de surface de captation ($2 \times 1 \text{ m}^2$).

II.5.2.1. Influence du débit d'air caloporteur sur la puissance utile et sur le gain de température à la sortie du capteur

La **figure II.38** montre qu'en dépit de la hausse de la puissance utile collectée à la sortie du capteur, le gain de température de l'air caloporteur diminue lorsque son débit augmente. En effet, plus le débit d'air est élevé, moins de temps aura ce fluide caloporteur pour acquérir par convection une partie de la chaleur de l'absorbeur.

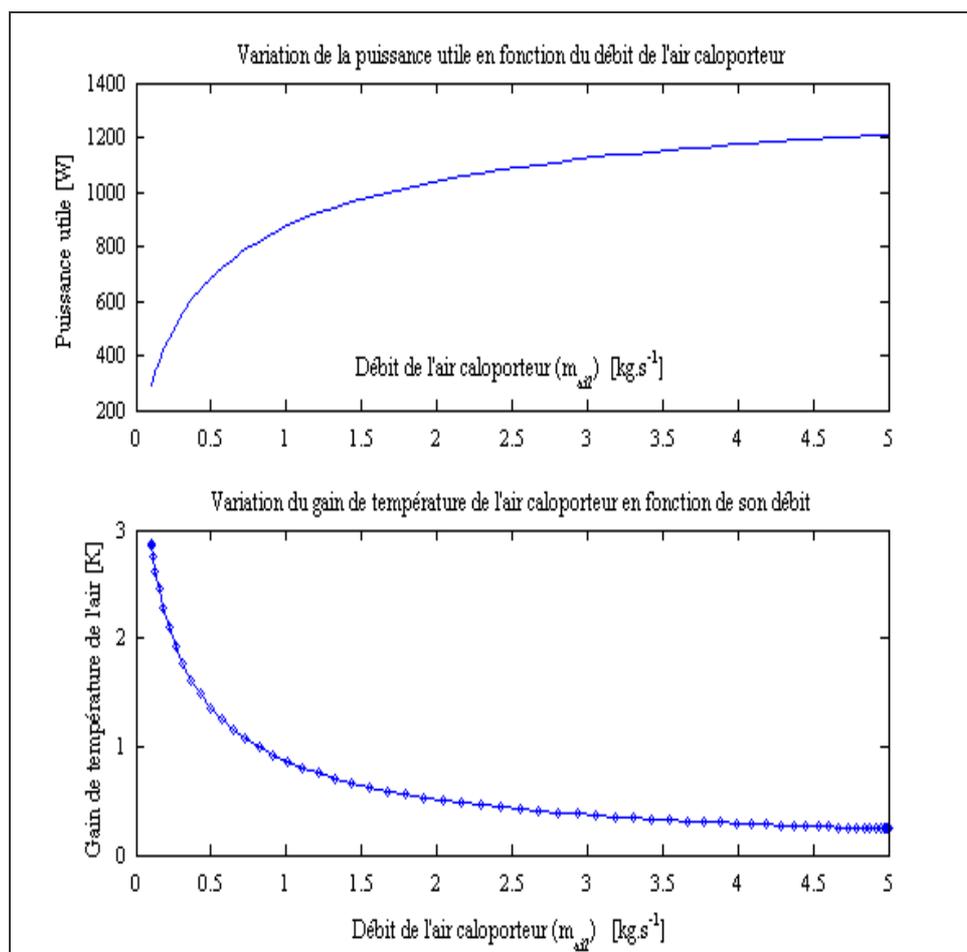


Fig.II.38 : Mise en évidence de l'influence du débit de l'air caloporteur sur la puissance utile et le gain de température de ce fluide à la sortie du capteur

II.5.2.2. Influence des rayonnements direct et diffus sur la puissance utile et sur le rendement de l'insolateur

Les **figures II.39.a** et **II.39.b** présentent l'influence de la radiation solaire sur la puissance utile et sur le rendement du capteur. Nous pouvons constater sur la **figure II.39.a** que la puissance utile croît linéairement avec les flux de rayonnement direct et diffus arrivant sur un plan horizontal.

Nous pouvons affirmer également que le rayonnement diffus influe plus que le rayonnement direct sur la puissance utile récoltée à la sortie du capteur.

Cependant, la **figure II.39.b** illustre que le rendement du capteur, défini comme étant le rapport de la puissance utile sur la puissance solaire reçue par le capteur, décroît lorsque les flux de rayonnement solaire arrivant sur le capteur augmentent, ce qui indique une certaine limite de la performance de l'insolateur. Néanmoins, nous pouvons aussi noter sur cette figure que le rendement minimum du capteur est supérieur 45%.

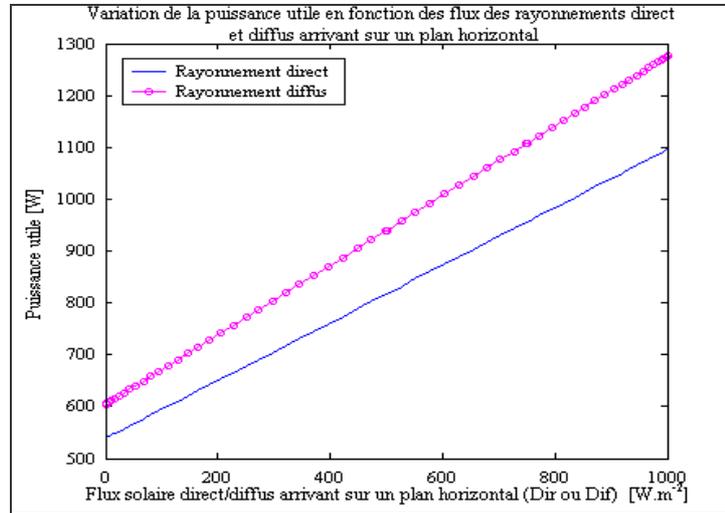


Fig.II.39.a : Mise en évidence de l'influence des rayonnements direct et diffus sur la puissance utile

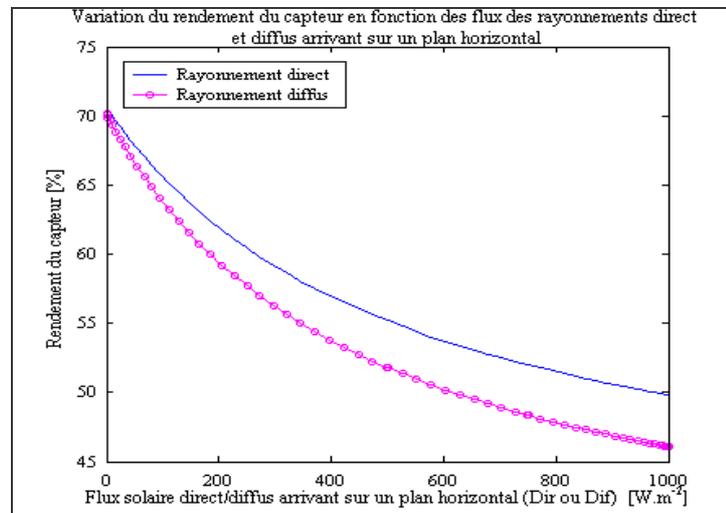


Fig. II.39.b : Mise en évidence de l'influence des rayonnements direct et diffus sur le rendement du capteur

II.5.2.3. Influence de la surface de captation sur la puissance utile et sur le rendement du capteur

La **figure II.40** nous montre un rendement décroissant de 58 à 48% lorsque la surface de captation augmente suivant la longueur du capteur. Nous constatons également que la puissance utile croît linéairement avec la surface de captation.

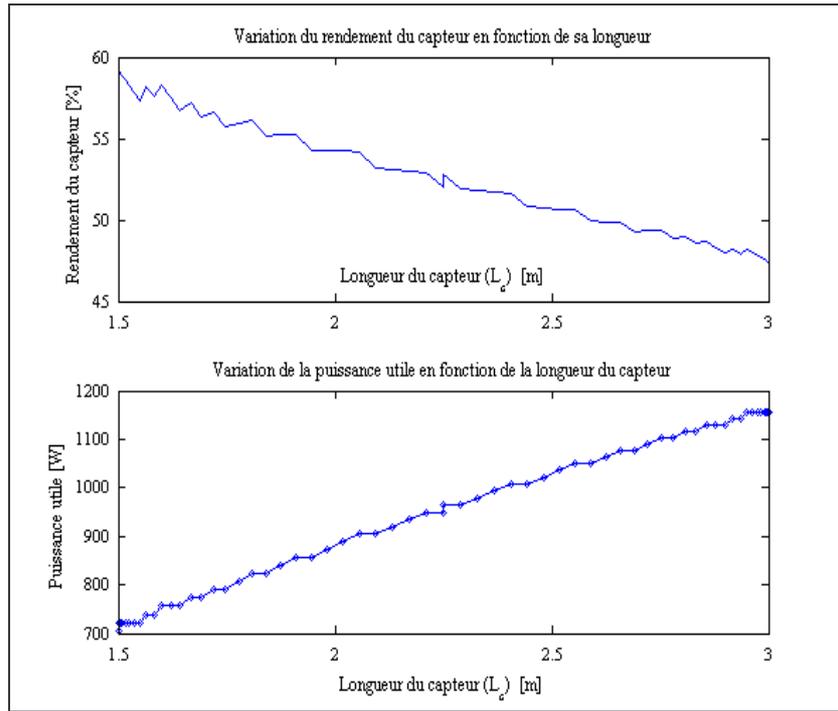


Fig.II.40 : Mise en évidence de l'influence de la surface de captation sur la puissance utile et le rendement du capteur

II.5.2.4. Influence de la vitesse moyenne du vent sur la puissance utile et sur le rendement du capteur

La figure II.41 renseigne l'influence de la vitesse moyenne du vent sur la puissance utile et le rendement du capteur. La perte due au vent n'influe pas beaucoup sur ces deux paramètres.

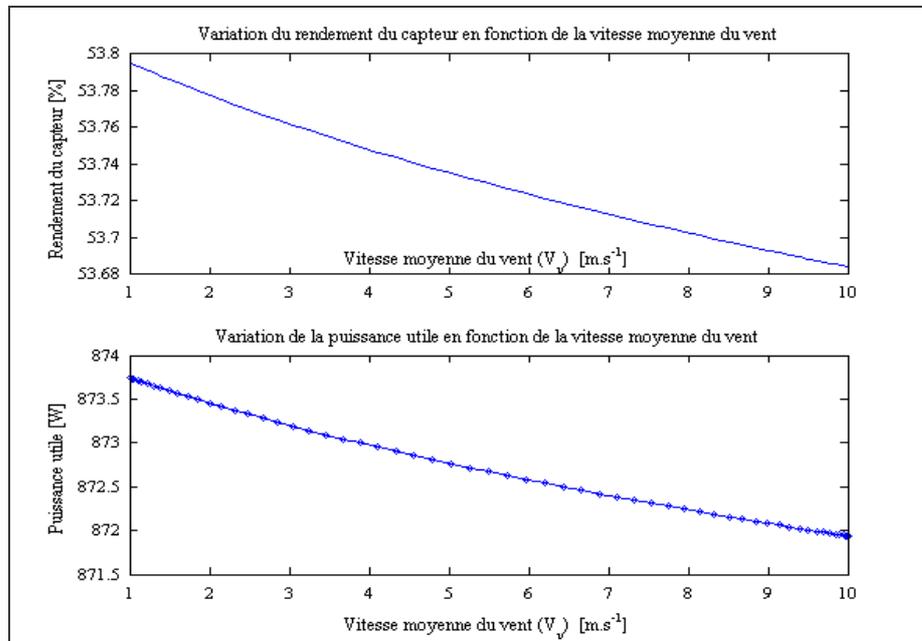


Fig.II.41 : Mise en évidence de l'influence de la vitesse moyenne du vent sur la puissance utile et le rendement du capteur

II.5.3. Etude de l'enceinte de séchage seule

La **figure II.42** présente les courbes de séchage de 24 kg (6kg x 4) réparties uniformément sur 4 claies qui ont été numérotées de bas en haut par ordre croissant.

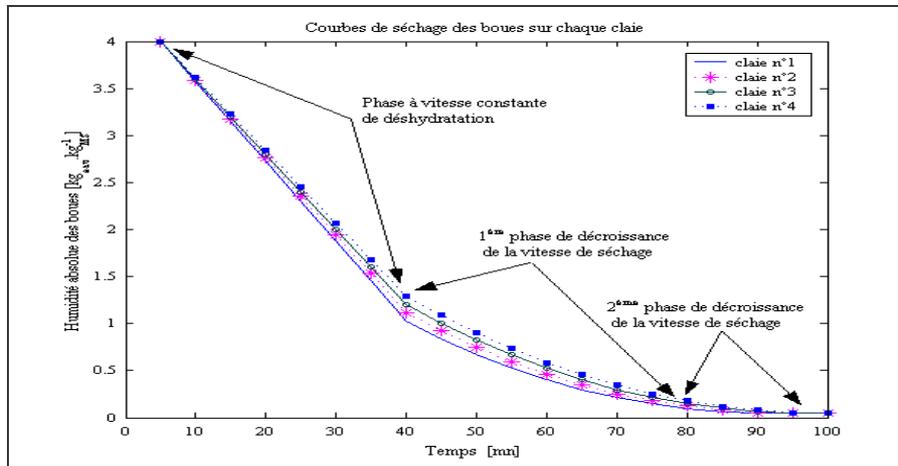


Fig.II.42 : Courbes de séchage des boues réparties sur quatre claies

L'observation de cette représentation graphique nous permet de dégager les lignes ci-après :

- Les boues d'une claie donnée se dessèchent plus vite que celles de la claie qui se trouve au-dessus d'elle. En effet, plus l'air asséchant s'avance vers le haut de l'enceinte de séchage plus il se sature d'humidité que les boues lui transfèrent lors de son passage à travers celles-ci. Son pouvoir évaporatoire se voit ainsi diminué au fur et à mesure qu'il passe d'une claie à l'autre.
- Pendant les premiers 40% de la durée de séchage, la vitesse de séchage des boues est constante. Après cela, le séchage accuse une 1^{ère} phase de décroissance pendant laquelle les boues sont de plus en plus avares de leurs eaux et la différence de d'humidité des boues sur les claies n°1 et n°4 devient maximum. A l'approche de la siccité finale (après 80% du temps de séchage), les courbes de séchage suivent à nouveau une allure à pente de plus en plus faible. Pendant cette 2^{ème} phase de décroissance de la vitesse de dessiccation, les boues commencent à entrer en équilibre hygroscopique avec l'air asséchant et cessent petit à petit de donner leurs eaux résiduelles à ce dernier. L'opération devrait alors être arrêtée sous peine d'humidifier à nouveau les boues au cas où l'humidité de l'air ambiant augmente.
- A la fin de l'opération les courbes de séchage se rejoignent à nouveau presque simultanément après s'être écartées au cours de la majeure partie du temps de séchage. Cela peut s'expliquer au fait qu'une fois sèches les boues de la claie n°1, l'air asséchant aura, à l'entrée de la claie n°2, quasiment le même pouvoir évaporatoire qu'il a eu à l'entrée de l'enceinte de séchage. En conséquence, les boues de la claie n°2 se comporteront de la même manière que les boues de la claie n°1 et se dessèchent ainsi jusqu'à atteindre l'humidité d'équilibre hygroscopique égale à celle des boues de la claie n°1. Il en est de même pour les claies restantes n°3 et n°4.

L'analyse paramétrique qui s'en suit permet de distinguer les paramètres les plus influents à la sortie du modèle.

II.6. ANALYSE DE SENSIBILITE PARAMETRIQUE

Nous avons eu recours à la méthode TMA (Thierry Mara Analysis) qui est une dérivée de la méthode FAST (Fourier Amplitude Sensitivity Test) pour analyser la sensibilité du modèle du système de séchage par rapport à une sortie considérée.

Ainsi, nous avons mené l'étude de sensibilité paramétrique du modèle suivant les cas des figures de fonctionnement du système ci-après :

- Système de séchage sans appoint (chauffage purement solaire),
- Système de séchage avec appoint et sans recyclage,

Cependant, avant de nous lancer dans les analyses précédemment citées, nous avons également étudié séparément les sensibilités respectives des sous-modèles relatifs aux 2 principaux sous-systèmes de notre système de séchage, à savoir :

- le modèle du capteur solaire à air seul
- le modèle du séchoir seul

Par ailleurs, pour servir de balise dans notre analyse, chaque usage de la méthode TMA a été précédé d'une analyse de sensibilité selon la méthode de screening de Morris. En effet, cette dernière met en évidence l'effet de la variation seule d'un paramètre donné sur la sortie observée du modèle. Si cette méthode statistique qualitative ne permet pas de désigner de manière certaine les paramètres les plus influents du modèle, elle révèle en revanche les paramètres qui n'ont probablement aucune influence sur la réponse observée du modèle. Cela peut alors aider sur le choix des fréquences à attribuer à chaque paramètre lors de l'utilisation de la méthode TMA pour analyser la sensibilité du modèle par rapport cette même sortie.

II.6.1. Description de la méthode TMA

Il convient de souligner, dans un premier temps, que le but de notre étude n'est pas de développer une nouvelle méthode d'analyse de sensibilité paramétrique des modèles mais plutôt de prédire théoriquement le comportement de notre système de séchage vis-à-vis du produit à sécher. L'analyse de sensibilité constituant ainsi une étape intermédiaire de cette étude, nous n'allons pas nous étaler sur la théorie mathématique du traitement de signal et de l'analyse de Fourier, sur laquelle se basent les méthodes FAST et ses dérivées dont la méthode TMA. Nous nous contentons ici de décrire, à notre niveau de connaissance en la matière et de manière succincte, la base de la démarche que nous avons utilisée pour l'analyse de sensibilité réalisée dans le présent travail.

Considérons un modèle à p facteurs $\{x_1, x_2, \dots, x_h, \dots, x_p\}$ et dont une des sorties notée y s'écrit :

$$y = f(x_1, x_2, \dots, x_h, \dots, x_p) \quad (\text{II.59})$$

Chaque facteur x_h possède une plage de variation P_h définie préalablement, telle que

$$P_h = [L_h, U_h] \quad \text{et} \quad L_h \leq x_h \leq U_h \quad \text{avec} \quad h = 1 \text{ à } p \quad (\text{II.60})$$

Désignons par $\{x_1^0, x_2^0, \dots, x_h^0, \dots, x_p^0\}$ les valeurs nominales (ou valeurs de base) respectives des p facteurs du modèle considéré. La réponse de ce modèle par rapport à ces valeurs nominales s'écrit :

$$y_o = f(x_1^0, x_2^0, \dots, x_h^0, \dots, x_p^0) \quad (\text{II.61})$$

Par la suite, nous utiliserons le terme « réponse nominale » pour désigner y_o .

Pour chaque facteur x_h ($h = 1$ à p), définissons un intervalle restreint I_h^* de largeur $2\delta_h$, centré sur sa valeur nominale x_h^0 et inclus dans sa plage de variation P_h ; c'est-à-dire :

$$I_h^* = [x_h^0 - \delta_h, x_h^0 + \delta_h] \text{ et } L_h + x_h^0 < \delta_h < U_h - x_h^0 \text{ avec } h = 1 \text{ à } p \quad (\text{II.62})$$

En exécutant, avec ce modèle, un nombre N_s de simulations telles que tous les facteurs x_h ($h = 1$ à p) oscillent simultanément de manière discrète dans leurs intervalles restreints respectifs de variation I_h^* , la sortie y^* du modèle aura autant de valeurs. Compte tenu des propriétés citées plus haut de ces intervalles restreints I_h^* , il est légitime de prendre y_0 comme référence des N_s valeurs de la réponse y^* . Ainsi, nous avons :

$$y^* = f(x_1^*, x_2^*, \dots, x_h^*, \dots, x_p^*) \quad (\text{II.63})$$

qui peut encore s'écrire :

$$y^* = y_0 + g(x_1^*, x_2^*, \dots, x_h^*, \dots, x_p^*) \quad (\text{II.64})$$

dans lesquelles,

x_h^* : valeurs prises du facteur x_h oscillant dans son intervalle restreint I_h^* ($h = 1$ à p),

g : modèle virtuel à p facteurs générant l'écart entre y_0 et chaque valeur de y^*

Si la demi-largeur δ_h de l'intervalle restreint I_h^* de variation de chaque facteur x_h est suffisamment petit par rapport à sa plage totale de variation P_h , il est plausible que les N_s valeurs de la sortie du modèle y^* s'écartent peu de y_0 . Autrement dit, les N_s valeurs de la sortie ($y^* - y_0$) du modèle virtuel g sont presque des petites valeurs. Tout se passe alors comme si la vibration de chaque facteur x_h autour de sa valeur nominale engendre, à la sortie du modèle f , un bruit sur la réponse nominale y_0 de celui-ci.

Aussi, en marge des définitions soutenues dans la littérature, pouvons-nous également avancer que l'analyse de sensibilité du modèle f considéré consiste en l'évaluation de l'effet de bruitage généré par chacun de ses p facteurs pour corrompre sa réponse nominale y_0 lorsque ceux-ci vibrent simultanément dans leurs intervalles restreints respectifs de variation.

Il est donc de mise de savoir lesquels de ces facteurs occasionnent-ils le plus de bruit au niveau de cette sortie nominale y_0 . Cela revient à discerner parmi ces facteurs, ceux qui, soit par leur action individuelle soit par leur interaction avec les autres, sont susceptibles de maximiser la valeur absolue de la sortie du modèle virtuel g et ceux qui ne le sont pas.

Nous avons employé le terme « virtuel » pour qualifier le modèle g du fait que, contrairement au cas du modèle original f , on ignore a priori sa forme et son mécanisme ; c'est-à-dire, g est une boîte noire.

Ainsi, notre démarche pour l'analyse de sensibilité du modèle f commence par approcher le modèle virtuel g en un modèle de forme polynomiale à plusieurs variables. En effet, la forme polynomiale permet d'obtenir sans équivoque l'information sur l'importance de l'effet d'un facteur donné sur la sortie observée [Mara, 00]. Cette démarche s'oriente subséquentement à l'analyse de régression du métamodèle (ou de la surface de réponse) ainsi obtenu.

Sachant que la sortie de g caractérise des bruits, il est commode de transformer ses entrées en variables standardisées, c'est-à-dire, comprises entre $[-1, +1]$. De plus, une fois que les variables sont standardisées, nous pouvons aisément comparer les coefficients de régression du métamodèle qui renseignent sur l'importance d'un facteur quelconque associé à l'une de ces variables. La standardisation s'opère à l'aide du changement de variable ci-après :

$$\langle x_h \rangle = \sin\left(\arcsin\frac{(x_h^* - x_h^0)}{\delta_h}\right) \quad \text{avec } h = 1 \text{ à } p \quad (\text{II.65})$$

Dans notre étude, nous avons introduit un coefficient de proportionnalité α_p [%] entre la demi-largeur δ_h de l'intervalle restreint I_h^* et la largeur de la plage totale P_h de variation du facteur x_h , tel que

$$\delta_h = \frac{\alpha_p \cdot (U_h - L_h)}{100} \quad \text{avec } h = 1 \text{ à } p \quad (\text{II.66})$$

En conséquence, le métamodèle ou la surface de réponse du modèle f peut s'écrire comme suit :

$$y^* = y_0 + \sum_{h=1}^p \beta_h \langle x_h \rangle + \sum_{h=1}^p \sum_{h'=1}^p \beta_{hh'} \langle x_h \rangle \langle x_{h'} \rangle + \sum_{h=1}^p \sum_{h'=1}^p \sum_{h''=1}^p \beta_{hh'h''} \langle x_h \rangle \langle x_{h'} \rangle \langle x_{h''} \rangle + \dots \quad (\text{II.67})$$

Les coefficients de régression du 1^{er} ordre β_h , du 2^{ème} ordre $\beta_{hh'}$ et du 3^{ème} ordre $\beta_{hh'h''}$ (ainsi que ceux du 4^{ème} ordre, du 5^{ème} ordre, etc.) sont déterminés à l'aide d'un algorithme de régression multiple non-linéaire. Cependant, il convient de se limiter généralement au 3^{ème} (voire 2^{ème}) ordre pour les deux raisons ci-après : premièrement, les contraintes de capacité informatique ne permettent pas de déterminer un nombre trop élevé de coefficients ; et deuxièmement, les termes polynomiaux supérieurs à l'ordre 3 sont généralement insignifiants du fait que les variables standardisées $\langle x_h \rangle$ sont comprises entre [-1, +1].

Par ailleurs, les termes restants peuvent encore être affinés en négligeant également les termes n'ayant aucune influence significative sur la sortie observée de ce modèle. Il s'impose alors de trouver une méthode permettant d'identifier les termes non négligeables qui constitueront conséquemment la forme définitive du métamodèle. C'est dans ce cadre qu'interviennent les méthodes FAST et TMA.

En effet, la méthode FAST (acronyme de *Fourier Amplitude Sensitivity Test*), qui a été développée pour la première fois par Cukier [Cukier, 73], consiste dans un premier temps à paramétrer l'échantillonnage des différents facteurs à l'aide d'une variable commune s , de sorte que chacun d'eux décrive une fonction périodique G_h caractérisée par une fréquence w_h ; le choix de la fonction périodique étant fait afin d'assurer une bonne couverture de l'espace des facteurs. Ainsi, l'évolution du facteur x_h^* peut s'exprimer de la manière suivante :

$$x_h^* = G_h(\sin(w_h s)) \quad (\text{II.68})$$

Pour l'application de FAST à l'analyse de régression, il est d'usage de faire évoluer les facteurs, d'une simulation à l'autre, suivant une sinusoïde dans leurs intervalles restreints respectifs de variation, telle que $G_h(x) = x_h^0 + \delta_h x$. Ainsi, nous avons

$$x_h^{*k} = x_h^0 + \delta_h \cdot \sin(w_h s^k) \quad \text{avec } s^k = 2\pi k / N_s \quad (\text{II.69})$$

où k désigne le numéro de simulation ($k = 1$ à N_s) et w_h est la fréquence associée au facteur x_h ($h = 1$ à p).

A partir de la relation de standardisation (II.65) et de l'équation (II.69), nous pouvons écrire :

$$\langle x_h \rangle = \sin(w_h s) \quad (\text{II.70})$$

En injectant les expressions respectives de $\langle x_h \rangle$, $\langle x_{h'} \rangle$ et $\langle x_{h''} \rangle$ dans le métamodèle (II.67), nous obtenons :

$$\begin{aligned}
 y^* = y_0 &+ \underbrace{\sum_{h=1}^p \beta_h \sin(w_h s)}_{\text{terme1}} + \underbrace{\sum_{h=1}^p \sum_{h'=1}^p \frac{\beta_{hh'}}{2} \left[-\cos((w_h + w_{h'})s) + \cos((w_h - w_{h'})s) \right]}_{\text{terme2}} + \\
 &\underbrace{\sum_{h=1}^p \sum_{h'=1}^p \sum_{h''=1}^p \frac{\beta_{hh'h''}}{4} \left[-\sin((w_h + w_{h'} + w_{h''})s) + \sin((w_h + w_{h'} - w_{h''})s) + \sin((w_h - w_{h'} + w_{h''})s) + \sin((-w_h + w_{h'} + w_{h''})s) \right]}_{\text{terme3}}
 \end{aligned} \tag{II.71}$$

Le métamodèle est donc une somme des fonctions trigonométriques décomposables chacune en série de Fourier. Eu égard à la forme de cette équation et en vertu du théorème mathématique stipulant que

- primo, les coefficients de Fourier de la somme de deux fonctions données sont la somme de leurs coefficients de Fourier respectifs,
- et que secundo, les coefficients de Fourier du produit d'un scalaire avec une fonction donnée sont le produit de ce scalaire aux coefficients de Fourier de cette fonction,

nous pouvons déduire que les coefficients de régression du métamodèle sont proportionnels aux coefficients de Fourier.

Il s'en suit que plus le coefficient de Fourier relatif à une fréquence originale donnée est élevé, plus important est l'effet de corruption causé par le facteur associé à cette fréquence sur la réponse nominale du modèle analysé. Ainsi, l'identification de la forme définitive du métamodèle se réalise par comparaison des coefficients de Fourier relatifs à sa sortie.

En faisant usage de l'algorithme récursif, connu sous l'acronyme FFT (Fast Fourier Transform) et développé par Cooley et Tukey [Cooley, 65], pour calculer les coefficients de Fourier relatifs aux N_s valeurs de la réponse y^* du modèle étudié, il nous est possible de produire la représentation spectrale de cette dernière afin d'y déceler ensuite toutes les fréquences (celles fondamentales et celles engendrées) caractérisées par des pics dominants sur l'étendue du spectre. Ainsi s'obtiennent les termes significatifs constituant la forme finale du métamodèle dont les coefficients de régression peuvent, par la suite, être déterminés à l'aide d'un algorithme spécifique à cet effet.

Une telle approche porte le nom de TMA (*Thiery Mara Analysis*).

Plus précisément, pour déterminer la surface de réponse ou le métamodèle générant une approximation de la relation facteurs/sortie d'un modèle donné, Thiery Mara [Mara, 00] a proposé une méthode dont la démarche comprend :

- a) la réalisation d'un certain nombre N_s de simulations avec le modèle de sorte que chacun de ses facteurs décrive, d'une simulation à l'autre, une fonction sinusoïdale autour de sa valeur nominale comme indiqué plus haut ; pour cela, le choix des fréquences w_i ($i = 1$ à p) affectées aux paramètres doit respecter le

théorème de Shannon qui stipule la nécessité de réalisation d'un nombre de simulations supérieur à $2 \max_{i \in [1,p]}(w_i)$;

- b) la supposition de la première forme du métamodèle comme étant égale à la réponse nominale du modèle dont il n'est pas nécessaire de connaître a priori la valeur ;
- c) l'analyse spectrale de la réponse ainsi obtenue pour identifier les signatures spectrales des facteurs dont chacune est constituée soit d'un seul spectre soit d'un groupe de spectres indiquant, pour le facteur concerné, la prépondérance de l'un des suivants :
 - son effet linéaire (relatif au « *terme1* » de l'équation (II.71)),
 - son effet quadratique (relatif au « *terme2* »),
 - son effet d'interaction d'ordre 1 avec un autre facteur (relatif au « *terme2* »),
 - son effet cubique (relatif au « *terme3* »),
 - son effet d'interaction d'ordre 2 avec un ou deux autres facteurs (relatif au « *terme3* »),
 - un effet principal d'ordre supérieur à 3 ou encore un effet d'interaction d'ordre supérieur à 2, lesquels sont considérés comme négligeables ;
- d) l'ajout des termes nouvellement identifiés à l'issue de l'étape (c) aux anciens termes du métamodèle ;
- e) la détermination des coefficients de régression du métamodèle obtenu en (d) ;
- f) l'élimination des spectres correspondant aux termes déjà identifiés du métamodèle en les retranchant sur la sortie y^* du modèle (obtenue à l'étape (a)) et retour à l'étape (c) ;
- g) l'arrêt de l'opération est décidé lorsque les amplitudes de Fourier sur les spectres sont faibles ;

Il reste alors à comparer les coefficients de régression d'ordre 1 des facteurs pour ordonner par ordre décroissant d'influence les facteurs les plus influents sur la sortie du modèle étudié.

II.6.2. Paramétrage du modèle étudié

Nous avons distingué deux types de paramètres, nommément :

- **Paramètres fonctionnels d'entrée** du modèle qui, groupés sur les **tableaux II.1** et **II.2**, représentent les sollicitations externes du système à modéliser et sont composés principalement des paramètres météorologiques ainsi que des paramètres de commande tels que le débit d'air et éventuellement sa température de consigne au niveau du séchoir.
- **Paramètres structurels** du modèle qui, agencés sur les **tableaux II.3 à II.11**, sont relatifs à la dimension et à l'orientation des 2 principaux sous-systèmes (capteur et armoire de dessiccation) constituant notre système de séchage ainsi qu'aux caractéristiques thermophysiques de leurs divers composants architecturaux. Les constantes physiques figurent également parmi ce groupe de paramètres.

Tableaux II.(1 & 2) : Paramètres fonctionnels d'entrée du modèle

Tableau II.1 : Paramètres relatifs aux sollicitations externes du système (Entrées du modèle)					
N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Valeur	Unité
1	T_{ae}	Température ambiante	[273 ; 320]	293	[K]
2	Hr	Humidité relative ambiante	[0 ; 100]	60	[%]
3	Dir	Flux solaire direct incident sur un plan horizontal	[0 ; 1000]	600	[W.m ⁻²]
4	Dif	Flux solaire diffus incident sur un plan horizontal	[0 ; 1000]	400	[W.m ⁻²]
5	h_s	Hauteur angulaire du soleil	[0 ; 90]	45	[°]
6	Az_s	Azimut du soleil	[-180 ; 180]	15	[°]
7	T_{vc}	Température de la voûte céleste	[273 ; 320]	293	[K]
8	P_{tot}	Pression totale atmosphérique	[0.99 ; 1.01]	1	[atm]
10	V_v	Vitesse moyenne du vent	[0 ; 20]	5	[m.s ⁻¹]

Tableau II.2 : Paramètres de contrôle et de commande du système (Entrée du modèle)					
N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Valeur	Unité
35	T_{con}	Température de consigne (ou Température de séchage)	[293 ; 343]	333	[K]
36	m°_{ai}	Débit de l'air asséchant	[0.1 ; 5]	1	[kg.s ⁻¹]
61	m°_{ai2}	Débit d'air caloporteur à travers un module du capteur	[0.1 ; 5]	1	[kg.s ⁻¹]

Tableaux II.(3 à 11) : Paramètres structurels du modèle

Tableau II.3 : Constantes Physiques					
N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Valeur	Unité
11	g	Accélération de la pesanteur	[9.79 ; 9.82]	9.81	[m.s ⁻²]
12	σ	Constante de Stefan-Boltzmann	[5.699 ; 5.671]x10 ⁻⁸	5.67 x 10 ⁻⁸	[W.m ⁻² .K ⁻⁴]

Tableau II.4 : Paramètres géométriques de l'enceinte de séchage					
N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Valeur	Unité
13	L_s	Longueur de la section droite de l'enceinte	[0.5 ; 1.2]	0.8	[m]
14	w_s	Largeur de la section droite de l'enceinte	[0.5 ; 1.2]	0.8	[m]
15	Dx_s	Espace entre 2 claies successives	[0.05 ; 0.15]	0.1	[m]
16	γ_{ouv}	Orientation par rapport au Sud de l'ouverture pour chargement	[-180 ; 180]	-30	[°]
17	N_{cl}	Nombre des claies	[1 ; 10]	5	[]

Tableau II.5 : Paramètres géométriques et thermophysiques des boues					
N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Valeur	Unité
18	S_{in}	Siccité initiale	[5 ; 25]	20	[%]
19	W_{eq}	Humidité absolue d'équilibre hygroscopique	[0.05 ; 0.18]	0.12	[kg _{eau} .kg _{MS} ⁻¹]
20	M_{bc}	Masse initiale de la boue sur chaque claie	[1 ; 5]	2	[kg]
21	Cp_b	Capacité calorifique massique à pression constante	[2500 ; 3000]	3000	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
22	ϵ_b	Emissivité	[0.1 ; 0.95]	0.89	[]
23	D_{disq}	Diamètre de chaque disque de boues	[0.01 ; 0.12]	0.1	[m]
24	e_{disq}	Epaisseur de chaque disque de boues	[0.005 ; 0.02]	0.01	[m]
25	α	Paramètre critique de correction pour le flux de masse	[0.77 ; 0.81]	0.79	[]
26	W_{crit1}	Première humidité absolue critique	[1.3 ; 1.45]	1.38	[kg _{eau} .kg _{MS} ⁻¹]
27	W_{crit2}	Deuxième humidité absolue critique	[0.38 ; 0.44]	0.41	[kg _{eau} .kg _{MS} ⁻¹]

Tableau II. 6 : Paramètres thermophysiques de la paroi de l'enceinte de séchage

N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Valeur	Unité
28	k_w	Conductivité thermique	[0.01 ; 1.5]	1	[W.K ⁻¹ .m ⁻¹]
29	e_w	Epaisseur	[0.02 ; 0.1]	0.05	[m]
30	ε_w	Emissivité	[0.1 ; 0.9]	0.8	[]
31	ρ_w	Masse volumique	[300 ; 440]	370	[kg.m ⁻³]
32	C_{p_w}	Capacité calorifique massique à pression constante	[1500 ; 2200]	1880	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
33	α_w	Coefficient d'absorption des rayonnements directs	[0.1 ; 0.9]	0.6	[]
34	α_{dw}	Coefficient d'absorption des rayonnements diffus	[0.1 ; 0.9]	0.55	[]

Tableau II. 7 : Paramètres dimensionnel d'un module de capteur

N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Valeur	Unité
37	L_c	Longueur	[1.5 ; 3]	2	[m]
38	w_c	Largeur	[0.75 ; 1.5]	1	[m]
39	e_{ai2}	Hauteur de la section des conduits utile et passif	[0.01 ; 0.03]	0.015	[m]
40	dx_c	Pas d'espace pour la discrétisation (méthode Pas à Pas)	[0.01 ; 0.1]	0.05	[m]

Tableau II. 8 : Paramètres d'orientation du capteur et paramètres thermophysiques de sa couverture transparente

N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Valeur	Unité
41	γ_c	Orientation du capteur par rapport au Sud	[-180 ; 180]	90	[°]
42	χ_c	Coefficient d'extinction	[5 ; 40]	25	[m ⁻¹]
43	n_r	Indice de réfraction	[1.5 ; 1.55]	1.526	[]
44	ρ_c	Masse volumique	[2500 ; 2900]	2700	[kg.m ⁻³]
45	e_c	Epaisseur	[0.003 ; 0.008]	0.004	[m]
46	k_c	Conductivité thermique	[0.5 ; 2]	1.08	[W.K ⁻¹ .m ⁻¹]
47	ε_c	Emissivité	[0.1 ; 0.95]	0.88	[]
48	C_{p_c}	Capacité calorifique massique à pression constante	[700 ; 900]	830	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
49	s	Inclinaison du capteur par rapport à l'horizontale	[0 ; 45]	30	[°]

Tableau II. 9 : Paramètres thermophysiques de l'absorbeur du capteur

N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Valeur	Unité
50	ρ_n	Masse volumique	[7000 ; 9000]	7850	[kg.m ⁻³]
51	e_n	Epaisseur	[0.001 ; 0.01]	0.005	[m]
52	ε_n	Emissivité	[0.1 ; 0.95]	0.9	[]
53	C_{p_n}	Capacité calorifique massique à pression constante	[450 ; 550]	490	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
54	α_n	Coefficient d'absorption des rayonnements directs	[0.7 ; 0.95]	0.92	[]
55	α_{nd}	Coefficient d'absorption des rayonnements diffus	[0.7 ; 0.95]	0.9	[]

Tableau II. 10 : Paramètres thermophysiques de l'isolant arrière du capteur

N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Valeur	Unité
56	ρ_{is}	Masse volumique	[100 ; 200]	160	[kg.m ⁻³]
57	e_{is}	Epaisseur	[0.01 ; 0.1]	0.03	[m]
58	k_{is}	Conductivité thermique	[0.001 ; 0.1]	0.043	[W.K ⁻¹ .m ⁻¹]
59	ε_{is}	Emissivité	[0.1 ; 0.95]	0.89	[]
60	$C_{p_{is}}$	Capacité calorifique massique à pression constante	[1500 ; 2000]	1670	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]

Tableau II. 11 : Paramètres divers

N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Valeur	Unité
9	Alb	Albédo moyen du sol avoisinant	[0 ; 1]	0.3	[]
62	N_{modc}	Nombre de modules de capteurs utilisés	[1 ; 10]	7	[]

II.6.3. Analyse de sensibilité du modèle du capteur seul

Dans la présente analyse, nous considérons le capteur comme étant un système indépendant des autres composants du système de séchage.

Comme nous avons mentionné plus haut, nous avons appliqué, dans un premier temps, la méthode de screening de Morris au sous-modèle du capteur seul. Ensuite, nous nous sommes servis de la méthode TMA pour déterminer les paramètres les plus influents sur la réponse de ce sous-modèle. La sortie choisie pour ces deux analyses a été le gain de température de l'air caloporteur à l'issue du capteur.

Lors de l'emploi de la méthode TMA, nous avons affecté des fréquences impaires, plus précisément des nombres premiers distincts, aux paramètres du sous-modèle considéré. Le **tableau II.12** résume les numérotations et les symboles des paramètres concernés ainsi que les fréquences qui leur sont associées.

En tout, nous avons donc 37 paramètres intervenant dans le sous-modèle étudié. Notons que nous avons gardé les numérotations données dans le paragraphe précédent relatif au paramétrage du modèle.

Tableau II. 12 : Paramètres du modèle du capteur seul et fréquences associées

Paramètre N°	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	37	38	39
Symbole	T_{ae}	Hr	Dir	Dif	h_s	Az_s	T_{vc}	P_{tot}	Alb	V_v	g	σ	L_c	w_c	e_{ai2}
Fréquence	5	17	29	37	53	67	83	97	113	131	149	163	181	199	223

Paramètre N°	40	41	42	43	44	45	46	47	48	49	50	51	52	53	54
Symbole	dx_c	γ_c	χ_c	n_r	ρ_c	e_c	k_c	ϵ_c	Cp_c	s	ρ_n	e_n	ϵ_n	Cp_n	α_n
Fréquence	241	263	281	331	337	359	373	397	419	439	457	463	467	499	523

Paramètre N°	55	56	57	58	59	60	61
Symbole	α_{nd}	ρ_{is}	e_{is}	k_{is}	ϵ_{is}	Cp_{is}	m°_{ai2}
Fréquence	557	587	613	641	673	719	757

II.6.3.1. Résultats de la méthode de Morris sur le modèle du capteur seul

Les **figures II.43.a** à **II.43.g** illustrent les résultats obtenus lors de l'application de la méthode de screening de Morris sur le modèle du capteur seul. Le but a été tout simplement d'identifier les paramètres les moins influents pour faciliter le choix des fréquences à affecter aux paramètres lors de l'application de l'analyse TMA. Cependant, ces figures nous montrent également le sens de l'effet de chaque paramètre sur la sortie observée lorsqu'il est varié individuellement. Ainsi, les figurants dans la dernière représentation (**Figure II.43.g**) n'ont aucune influence significative sur la sortie du modèle.

La méthode de Morris ne permet pas de savoir lesquels de ces paramètres sont les plus influents dont la connaissance est cruciale pour l'optimisation de la commande et du contrôle du procédé de production d'air chaud au sein de ce sous-système. En effet, peu importe le signe de l'effet d'un paramètre donné, s'il n'a pas d'influence significative sur la réponse du modèle lorsque tous les paramètres varient respectivement dans leur plage de variation. En conséquence, il serait intéressant de déterminer ces paramètres influents. Pour ce faire, nous nous sommes servis de la méthode d'analyse de sensibilité TMA dont les résultats sont donnés sur le sous-paragraphe ci-après.

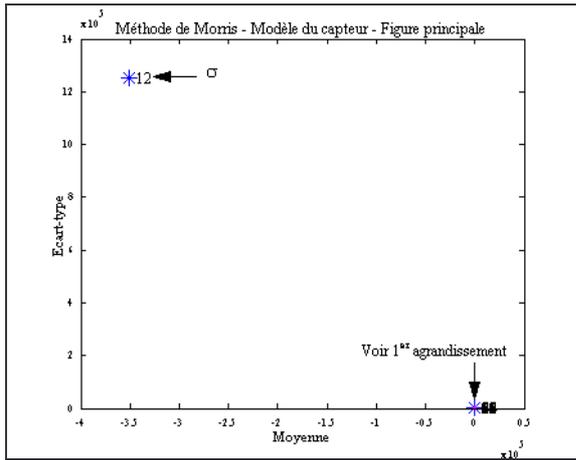


Fig. II.43.a

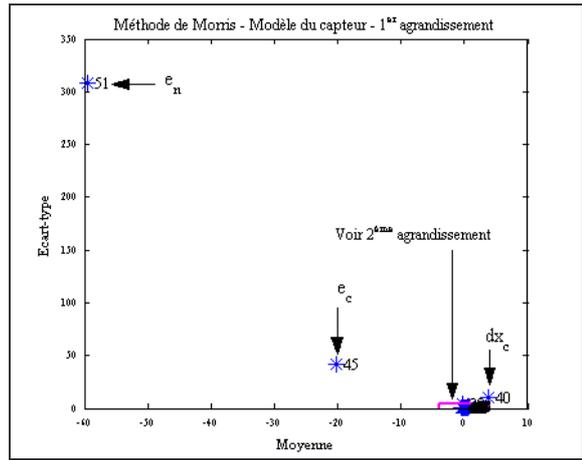


Fig. II.43.b

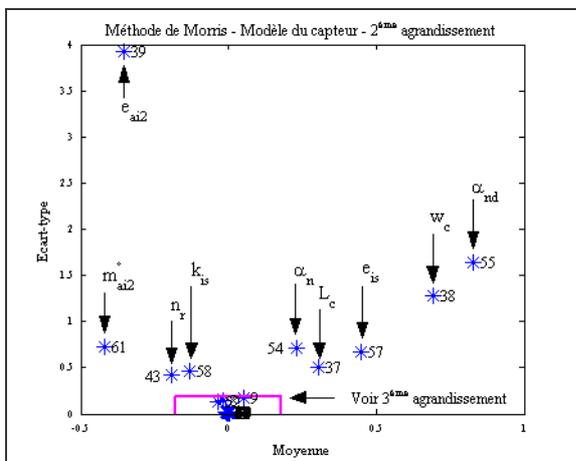


Fig. II.43.c

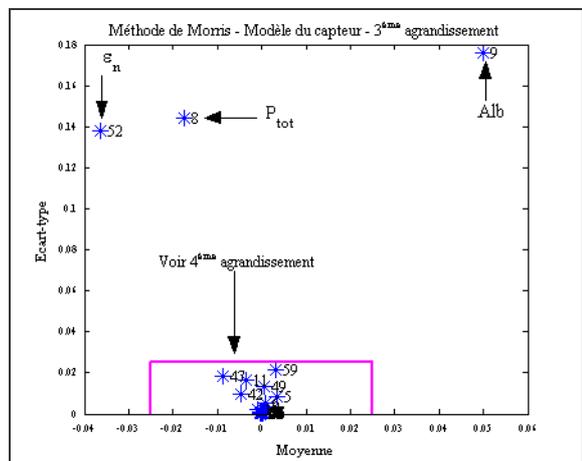


Fig. II.43.d

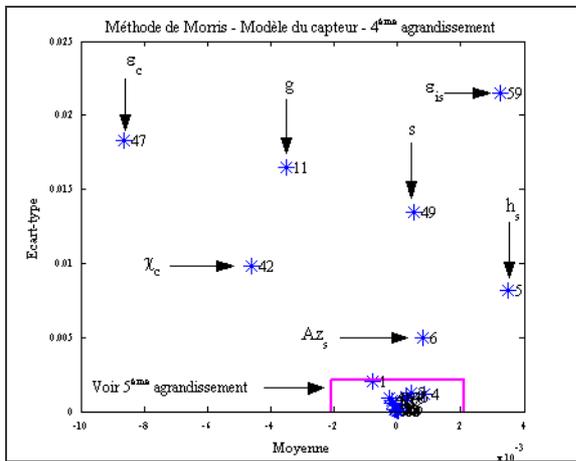


Fig. II.43.e

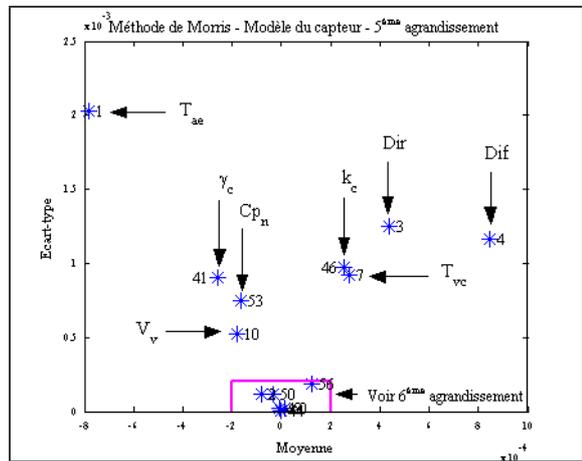


Fig. II.43.f

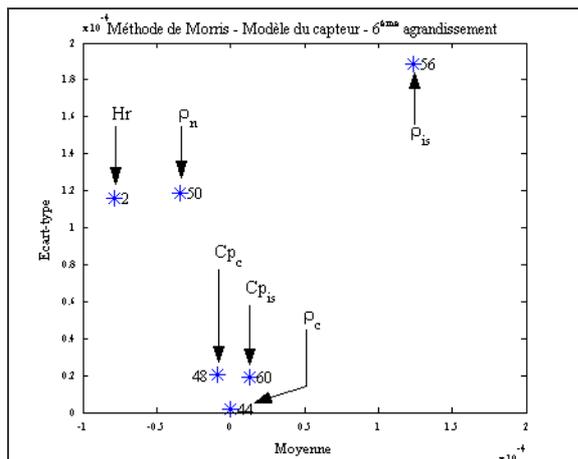


Fig. II. 43.g

Fig. II.43.(a,b,c,d,e,f,g) : Mise en évidence des effets respectifs des paramètres du modèle du capteur seul sur le gain de température de l'air caloporteur – Méthode de Morris

II.6.3.2. Résultats obtenus avec la méthode TMA sur le modèle du capteur seul

Avec une fréquence d'échantillonnage égale à 6057, les fréquences attribuées aux paramètres du modèle de capteur seul ont été des nombres premiers distincts (**tableau II.12**). En effet, ce choix de fréquences impaires nous ont permis, compte tenu des propriétés trigonométriques des arguments du produit des plusieurs fonctions sinus, de dégager les lignes de repérage suivantes :

- les fréquences paires visualisées sur les plans de spectres sont engendrées
 - soit par l'interaction d'ordre impair (1,3,...) entre les paramètres,
 - soit par un effet quadratique ou effet principal d'ordre 4, 6 ou 8... ;
- les fréquences impaires repérées sur les plans de spectres sont dues
 - soit à l'effet linéaire, cubique ou autre effet principal d'ordre impair (5,7,...),
 - soit à l'interaction d'ordre pair (2,4,...) entre les paramètres.

Il est à rappeler que les valeurs standardisées des paramètres sont toutes comprises entre l'intervalle [-1 , +1]. De ce fait, nous pouvons considérer que les termes de puissance supérieure à 3 sont négligeables par rapport à la valeur nominale de la réponse du modèle qui correspond aux valeurs nominales respectives des paramètres.

Ainsi, les **figures II.44.a à II.44.f** présentent les spectres obtenus après l'application de la méthode TMA sur le modèle.

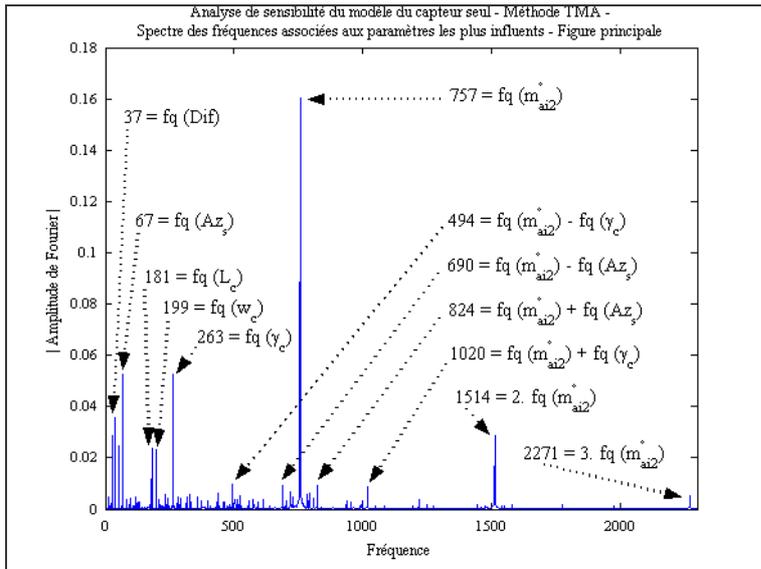


Fig.II.44.a : Identification de la forme du métamodèle approchant le gain de température de l'air caloporteur en fonction des paramètres les plus influents du modèle du capteur seul –
(Figure principale)

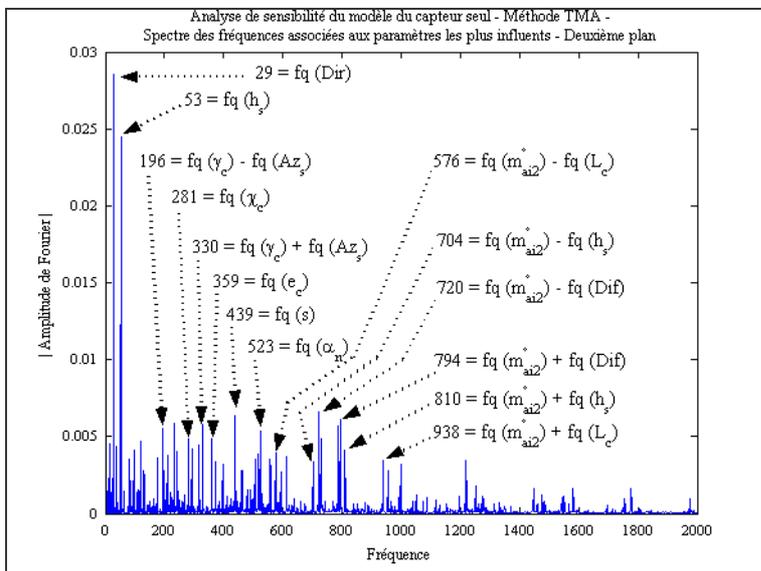


Fig.II.44.b : Deuxième Plan obtenu après élimination des spectres correspondant aux termes d'interaction identifiés sur la figure principale (II.43.a)

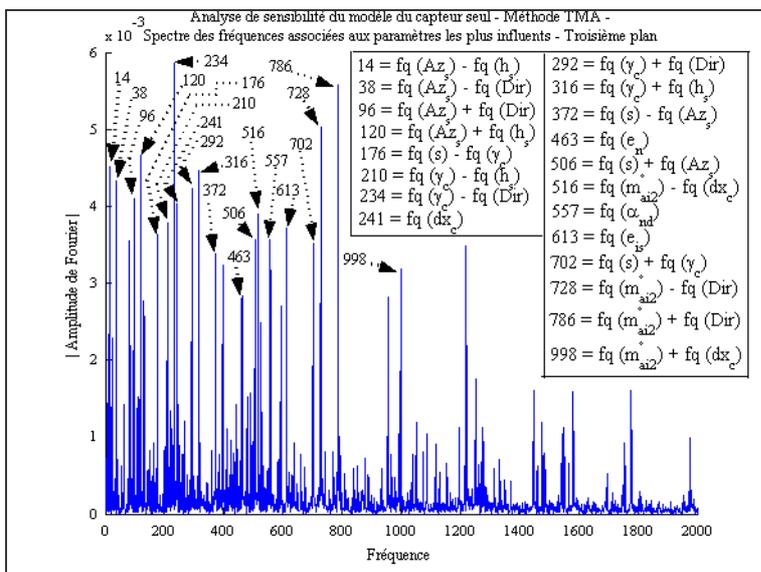


Fig.II.44.c : Troisième Plan obtenu après élimination des spectres correspondant aux termes d'interaction identifiés sur la figure principale et le 2^{ème} Plan

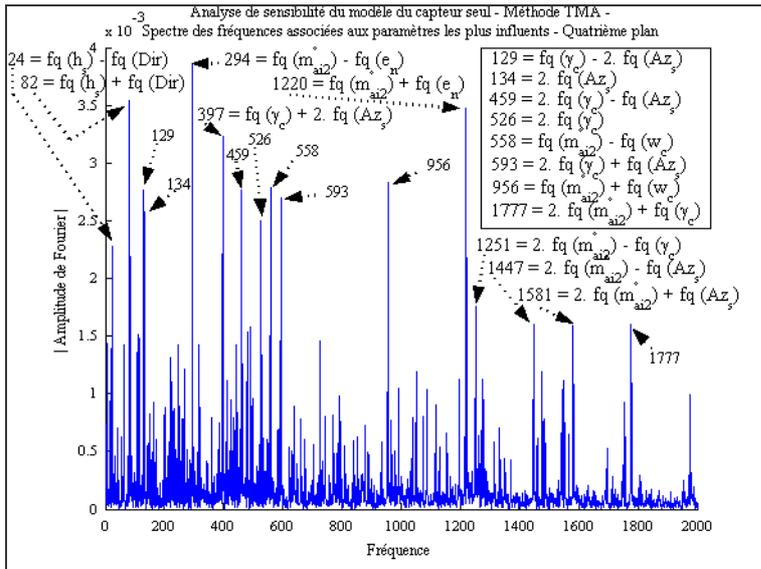


Fig.II.44.d : Quatrième Plan obtenu après élimination des spectres correspondant aux termes d'interaction identifiés sur la figure principale et les 2^{ème} et 3^{ème} Plans

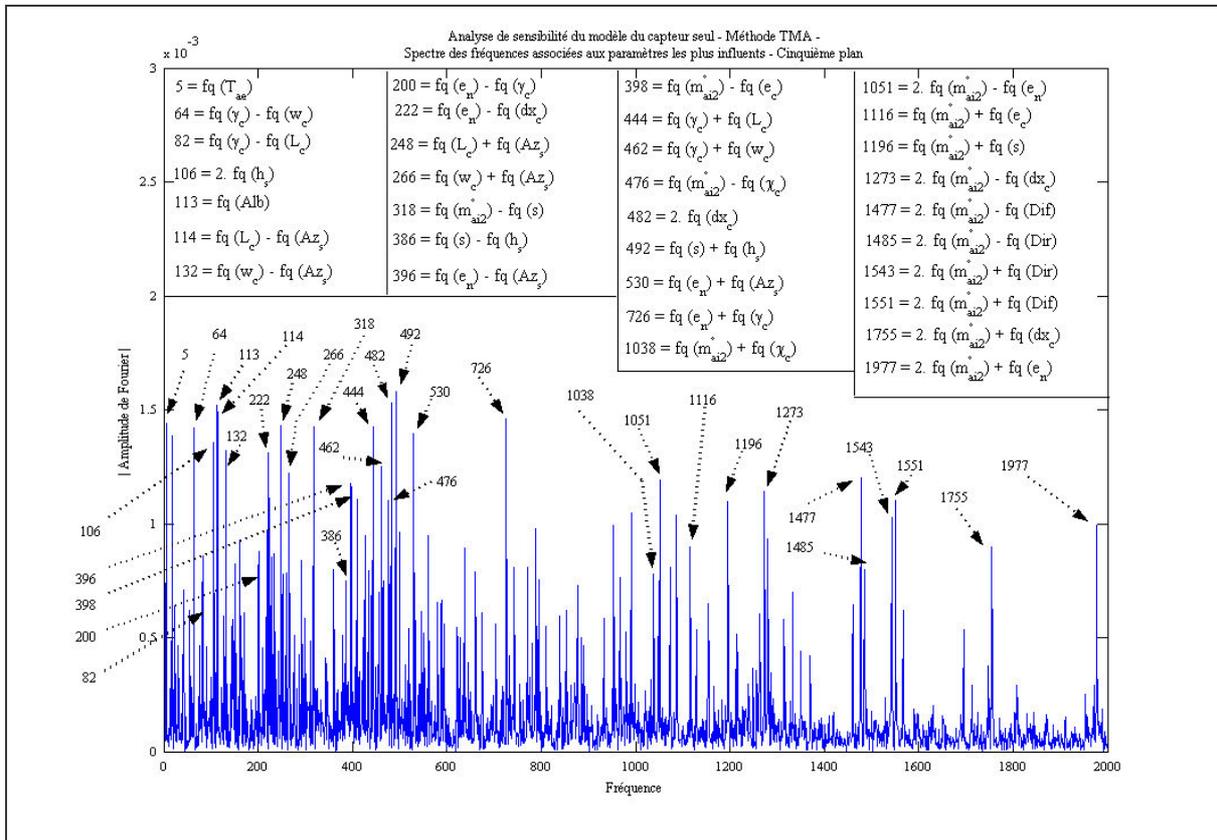


Fig.II.44.e : Cinquième Plan obtenu après élimination des spectres correspondant aux termes d'interaction identifiés sur la figure principale, les 2^{ème}, 3^{ème} et 4^{ème} Plans

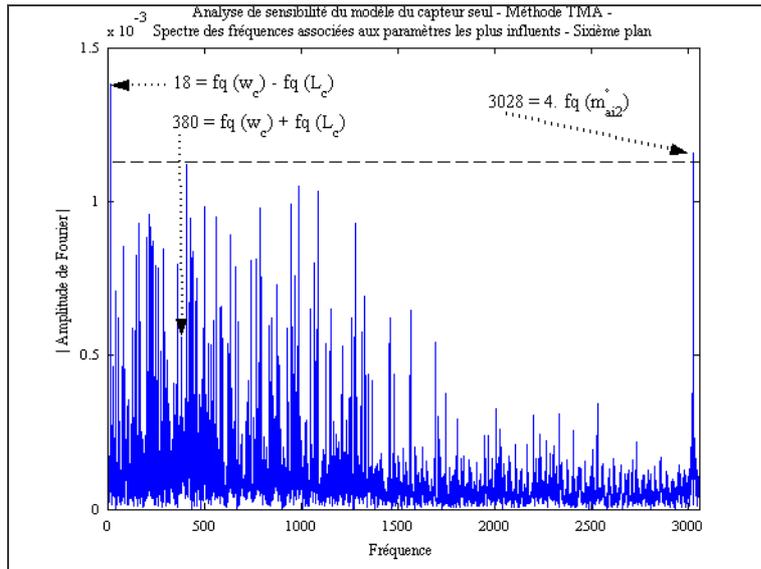


Fig.II.44.f : Sixième et dernier Plan obtenu après élimination de tous les spectres correspondant aux termes d'interaction identifiés sur les 5 Plans précédents – Mise en évidence de la présence d'un terme principal d'ordre 4 signifiant la petitesse des termes restants

L'analyse visuelle de ces spectres nous a permis d'écrire l'expression du métamodèle approchant le gain de température de l'air caloporteur à l'issue du capteur de la manière suivante :

$$\begin{aligned}
 \Delta T_{\text{air}} = & 0,866 - 0,003 \langle T_{\text{ae}} \rangle + 0,053 \langle \text{Dir} \rangle + 0,066 \langle \text{Dif} \rangle + 0,049 \langle h_s \rangle + 0,109 \langle \text{Az}_s \rangle + 0,003 \langle \text{Alb} \rangle + 0,047 \langle L_c \rangle \\
 & + 0,047 \langle w_c \rangle - 0,004 \langle dx_c \rangle - 0,110 \langle \gamma_c \rangle - 0,010 \langle \chi_c \rangle - 0,010 \langle e_c \rangle - 0,013 \langle s \rangle \\
 & - 0,001 \langle e_n \rangle + 0,011 \langle \alpha_n \rangle + 0,007 \langle \alpha_{\text{nd}} \rangle + 0,008 \langle e_{\text{is}} \rangle - 0,291 \langle \overset{\circ}{\text{mai2}} \rangle \\
 & + 0,023 \langle \text{Az}_s \rangle \langle \gamma_c \rangle + \langle \overset{\circ}{\text{mai2}} \rangle \left[- 0,022 \langle \text{Dir} \rangle - 0,026 \langle \text{Dif} \rangle - 0,018 \langle h_s \rangle - 0,038 \langle \text{Az}_s \rangle - 0,015 \langle L_c \rangle \right. \\
 & \left. - 0,012 \langle w_c \rangle + 0,014 \langle dx_c \rangle + 0,039 \langle \gamma_c \rangle + 0,004 \langle \chi_c \rangle + 0,004 \langle e_c \rangle + 0,005 \langle s \rangle + 0,015 \langle e_n \rangle \right] \\
 & + \langle \text{Az}_s \rangle \left[0,017 \langle \text{Dir} \rangle - 0,018 \langle h_s \rangle + 0,006 \langle L_c \rangle + 0,005 \langle w_c \rangle + 0,014 \langle s \rangle - 0,005 \langle e_n \rangle \right] \\
 & + \langle \gamma_c \rangle \left[- 0,020 \langle \text{Dir} \rangle + 0,017 \langle h_s \rangle - 0,005 \langle L_c \rangle - 0,005 \langle w_c \rangle - 0,014 \langle s \rangle + 0,005 \langle e_n \rangle \right] \\
 & + 0,009 \langle \text{Dir} \rangle \langle h_s \rangle - 0,005 \langle dx_c \rangle \langle e_n \rangle - 0,005 \langle h_s \rangle \langle s \rangle + 0,004 \langle L_c \rangle \langle w_c \rangle - 0,005 \langle h_s \rangle^2 \\
 & - 0,010 \langle \text{Az}_s \rangle^2 - 0,006 \langle dx_c \rangle^2 - 0,010 \langle \gamma_c \rangle^2 + 0,127 \langle \overset{\circ}{\text{mai2}} \rangle^2 - 0,052 \langle \overset{\circ}{\text{mai2}} \rangle^3 - 0,022 \langle \text{Az}_s \rangle \langle \gamma_c \rangle^2 \\
 & + 0,241 \langle \gamma_c \rangle \langle \text{Az}_s \rangle^2 + \langle \overset{\circ}{\text{mai2}} \rangle^2 \left[0,008 \langle \text{Dir} \rangle + 0,010 \langle \text{Dif} \rangle + 0,014 \langle \text{Az}_s \rangle - 0,009 \langle dx_c \rangle \right. \\
 & \left. - 0,015 \langle \gamma_c \rangle - 0,010 \langle e_n \rangle \right] + \dots \tag{II.72}
 \end{aligned}$$

Nous pouvons noter sur l'expression du métamodèle obtenu qu'à première vue, l'effet négatif du pas spatial dx_c sur le gain de température de l'air caloporteur contredit l'effet positif de ce paramètre prédit par la méthode de Morris sur la même sortie du modèle. Il en est de même pour le cas de l'angle d'inclinaison du capteur s par rapport à l'horizontale.

Cependant, cela ne doit pas nous inquiéter étant donné que la méthode de Morris est une méthode statistique, et en conséquence, elle ne maîtrise pas le cas où la réponse du modèle varie suivant une courbe admettant un extremum. A ce moment là, le sens de l'effet d'un paramètre donné, obtenu avec la méthode de Morris, pourrait bien se balancer de manière aléatoire du signe positif au négatif et vice versa. Ainsi, l'effet positif résultant de la méthode de Morris n'est pas faux car il y a effectivement sur la **figure II.45** une partie croissante de la courbe de variation de la sortie observée en fonction de dx_c . De même, l'effet négatif prédit par la TMA est également justifié sur cette figure. En effet, l'intervalle restreint de variation de ce paramètre, relatif à l'application de la TMA, se trouve dans une partie où la courbe de variation du gain de température de l'air caloporteur adopte une allure globalement décroissante.

Un argument analogue permet également de lever la même ambiguïté rencontrée pour le cas de l'angle d'inclinaison du capteur (**Figure II.46**).

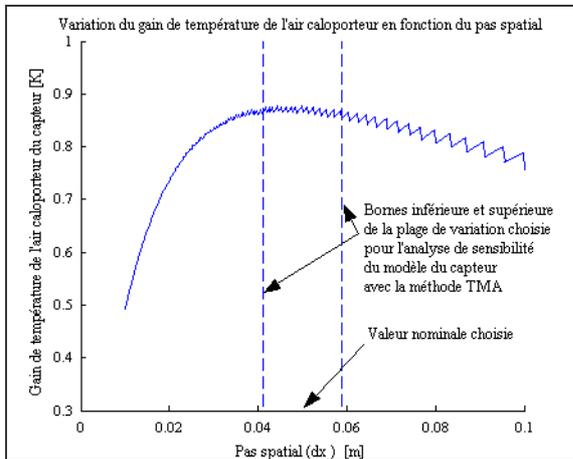


Fig. II.45 : Justification du résultat obtenu à l'aide de la TMA concernant l'effet négatif du pas spatial sur le gain de température de l'air caloporteur

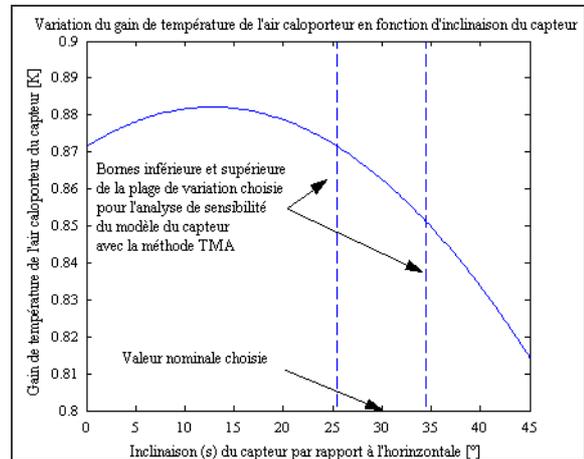


Fig. II.46 : Justification du résultat obtenu à l'aide de la TMA concernant l'effet négatif de l'inclinaison du capteur sur le gain de température de l'air caloporteur

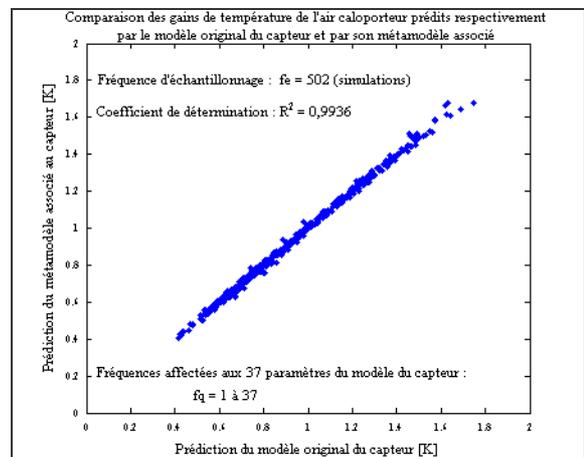
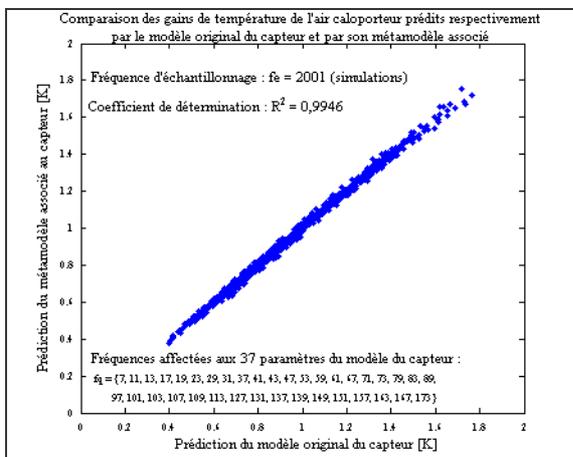


Fig. II.47.(a,b) : Validation du métamodèle approchant le gain de température de l'air caloporteur à l'issue du capteur

En guise de validation du métamodèle, nous avons procédé à deux échantillonnages pseudo-aléatoires afin de réaliser deux groupes de simulations. Les **figures II.47.a** et **II.47.b** comparent respectivement les prédictions du métamodèle avec celles du modèle original associé au capteur étudié. Ainsi, ces figures nous montrent que le métamodèle proposé est satisfaisant.

En conséquence, nous pouvons comparer les coefficients de régression d'ordre 1 de ce métamodèle pour désigner les paramètres les plus influents sur la sortie observée du modèle. Les résultats de cette comparaison sont illustrés sur la **figure II.48**. Eu égard à ces résultats, nous pouvons statuer les suivants :

- le débit de l'air caloporteur est un facteur capital pour son chauffage ; une hausse de la vitesse de ce fluide diminue considérablement sa température de sortie.
- l'orientation du capteur est plus importante que sa surface de captation
- les facteurs météorologiques détiennent également une place essentielle sur le chauffage de l'air.

En bref, l'amélioration de la performance technique de notre capteur solaire plan à air consiste à trouver un compromis entre la réduction du débit d'air, l'augmentation de la surface de captation, la bonne orientation du capteur par rapport à la course journalière du soleil, et bien évidemment, l'abondance de l'ensoleillement sur le site d'implantation du capteur. En outre, en plus du fait que nos résultats concordent bien avec ceux trouvés dans la littérature, nous avons pu préciser aussi sur quel facteur faudra-t-il porter prioritairement plus d'effort pour l'amélioration de la performance du système étudié.

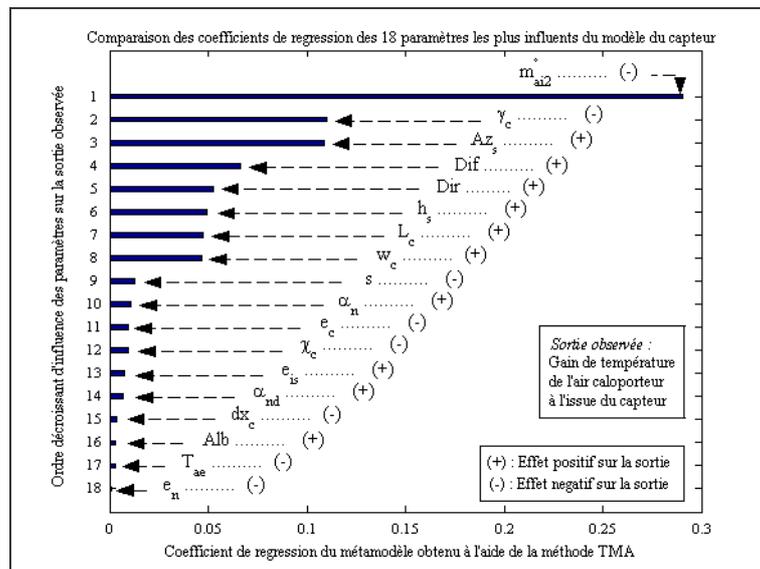


Fig. II.48 : Ordre de prépondérance des paramètres les plus influents sur le gain de température de l'air caloporteur récolté à l'issue du capteur

II.6.4. Analyse de sensibilité du modèle du séchoir seul

Considérer l'enceinte de séchage seule comme un système indépendant nous amène à supposer que l'air asséchant est insufflé au sein de l'enceinte avec une température de consigne donnée sans nous préoccuper quel système de chauffage a permis d'obtenir cette température asséchante.

Le sous modèle du séchoir seul fait intervenir 36 paramètres dont les numérotations et les symboles sont résumés sur le **tableau II.13**. Pour l'usage de la méthode TMA, les fréquences associées à ces paramètres sont présentées aussi dans ce tableau.

Tableau II.13 : Paramètres du modèle du séchoir seul et fréquences associées

Paramètre N°	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Symbole	T_{ac}	Hr	Dir	Dif	h_s	Az_s	T_{vc}	P_{tot}	Alb	V_v	g	σ	L_s	w_s	DX_s
Fréquence	13	107	17	19	23	29	31	113	37	41	127	131	139	149	43

Paramètre N°	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30
Symbole	γ_{ouv}	N_{cl}	S_{in}	W_{eq}	M_{bc}	C_{pb}	ϵ_b	D_{disq}	e_{disq}	α	W_{crit1}	W_{crit2}	k_w	e_w	ϵ_w
Fréquence	47	157	163	179	191	53	59	211	223	61	241	67	71	73	79

Paramètre N°	31	32	33	34	35	36
Symbole	ρ_w	C_{pw}	α_w	α_{dw}	T_{con}	m_{ai}°
Fréquence	83	89	97	101	269	281

II.6.4.1. Résultats de la méthode de Morris sur le modèle du séchoir seul

Après application de la méthode de Morris, nous avons les résultats présentés sur les figures II.49.a à II.49.e.

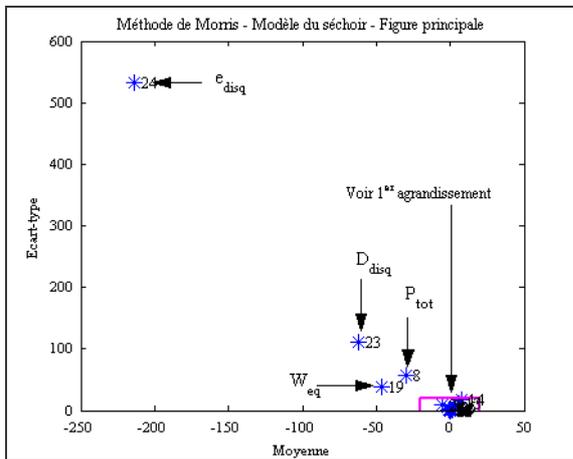


Fig. II.49.a

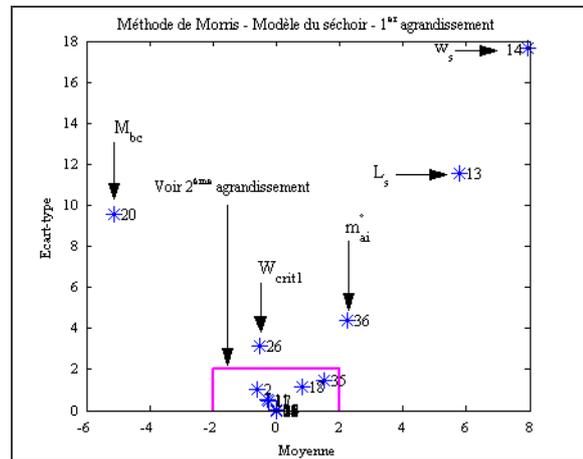


Fig. II.49.b

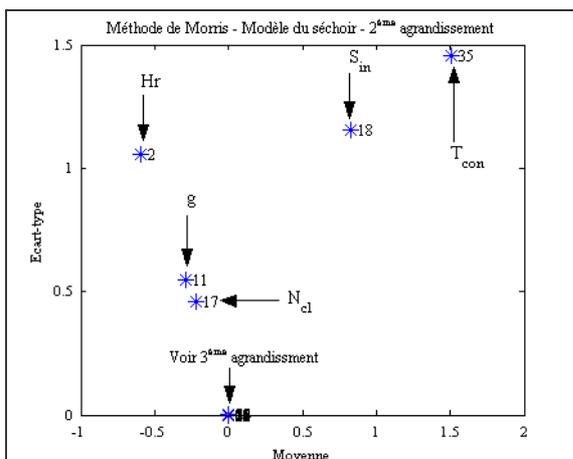


Fig. II.49.c.

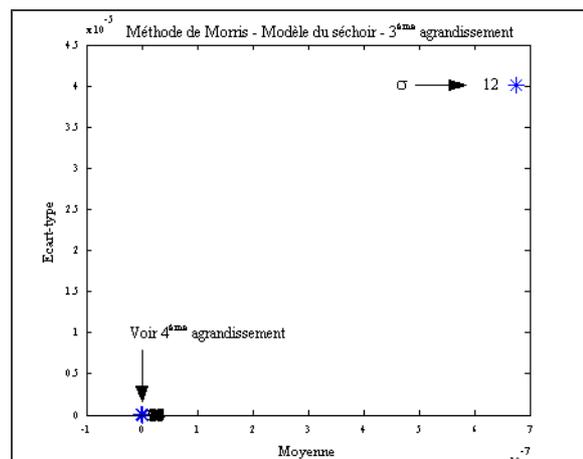


Fig. II.49.d

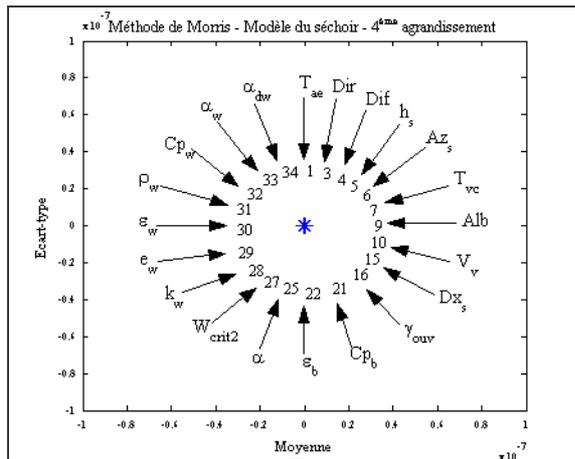


Fig. II.49.e

Fig. II.49.(a.b.c.d.e) : Mise en évidence des effets respectifs des paramètres du modèle du séchoir seul sur la siccité finale des boues – Méthode de Morris

Ces résultats nous montrent que plusieurs paramètres du modèle n'ont aucune influence sur la sortie observée qui est ici la siccité finale des boues. Il s'agit plus précisément des paramètres figurant sur la dernière figure (Fig.II.49.e), à savoir : T_{ae} , Dir, Dif, h_s , AZ_s , T_{vc} , Alb, V_v , Dx_s , γ_{ouv} , Cp_b , ϵ_b , α , W_{crit2} , k_w , e_w , ϵ_w , ρ_w , Cp_w , α_w , α_{dw} . Ainsi à part l'humidité de l'air et la pression totale, les paramètres météorologiques n'influencent pas la siccité finale du produit. Il en est de même pour les caractéristiques thermophysiques des 4 parois de l'enceinte. Moyennant de ces informations, nous pouvons enchaîner avec l'application de la méthode TMA pour non seulement confirmer ces résultats mais surtout déterminer aussi les paramètres les plus influents parmi ceux qui n'ont pas été cités précédemment.

II.6.4.2. Résultats obtenus avec la méthode TMA sur le modèle du séchoir seul

Nous avons adopté une fréquence d'échantillonnage égale à 2249. Nous avons attribué des fréquences simplement impaires aux paramètres cités précédemment comme n'ayant probablement aucune influence sur la sortie observée. En revanche, pour les autres paramètres, les fréquences qui leur sont affectées sont des nombres premiers distincts (voir Tableau II.13), pareillement à ce que nous avons vu pour l'analyse du capteur seul.

Les représentations graphiques (Fig. II.50.a à Fig. II.50.e) illustrent les spectres obtenus après l'application de la méthode TMA sur le modèle du séchoir seul.

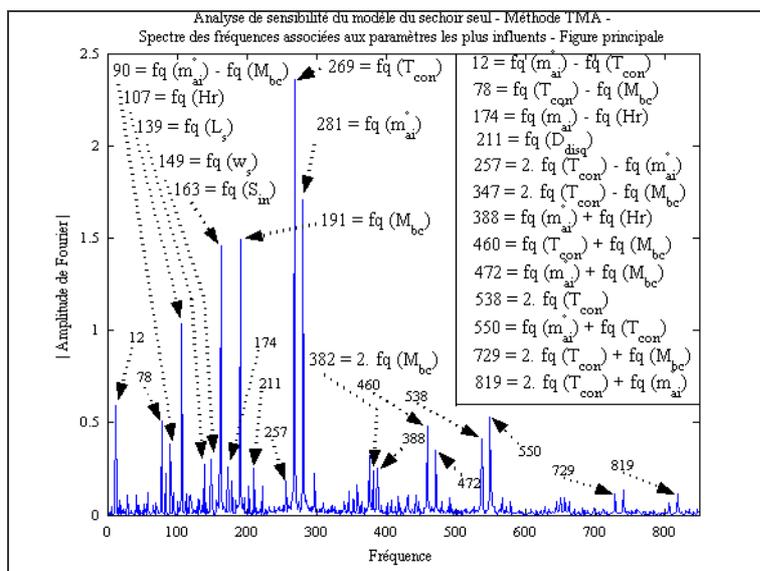
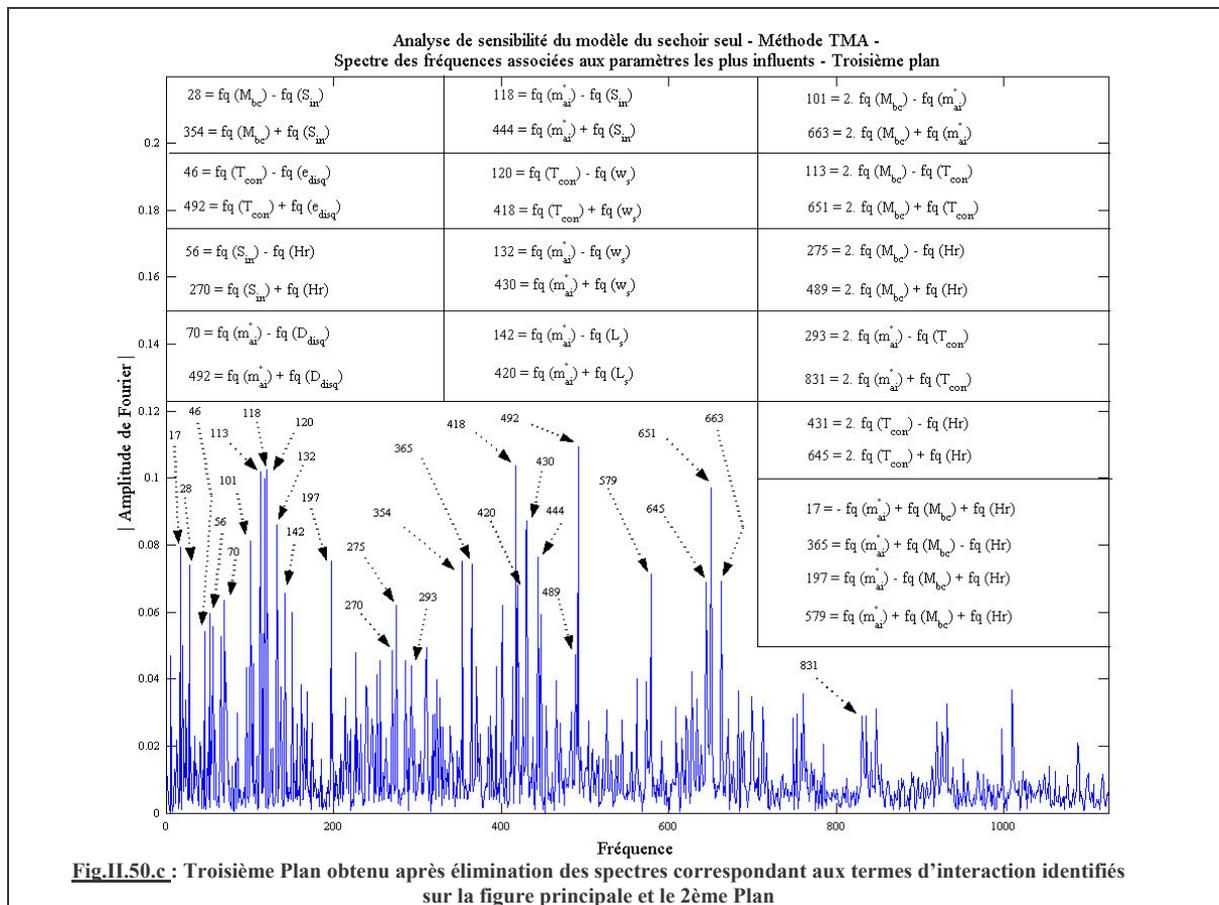
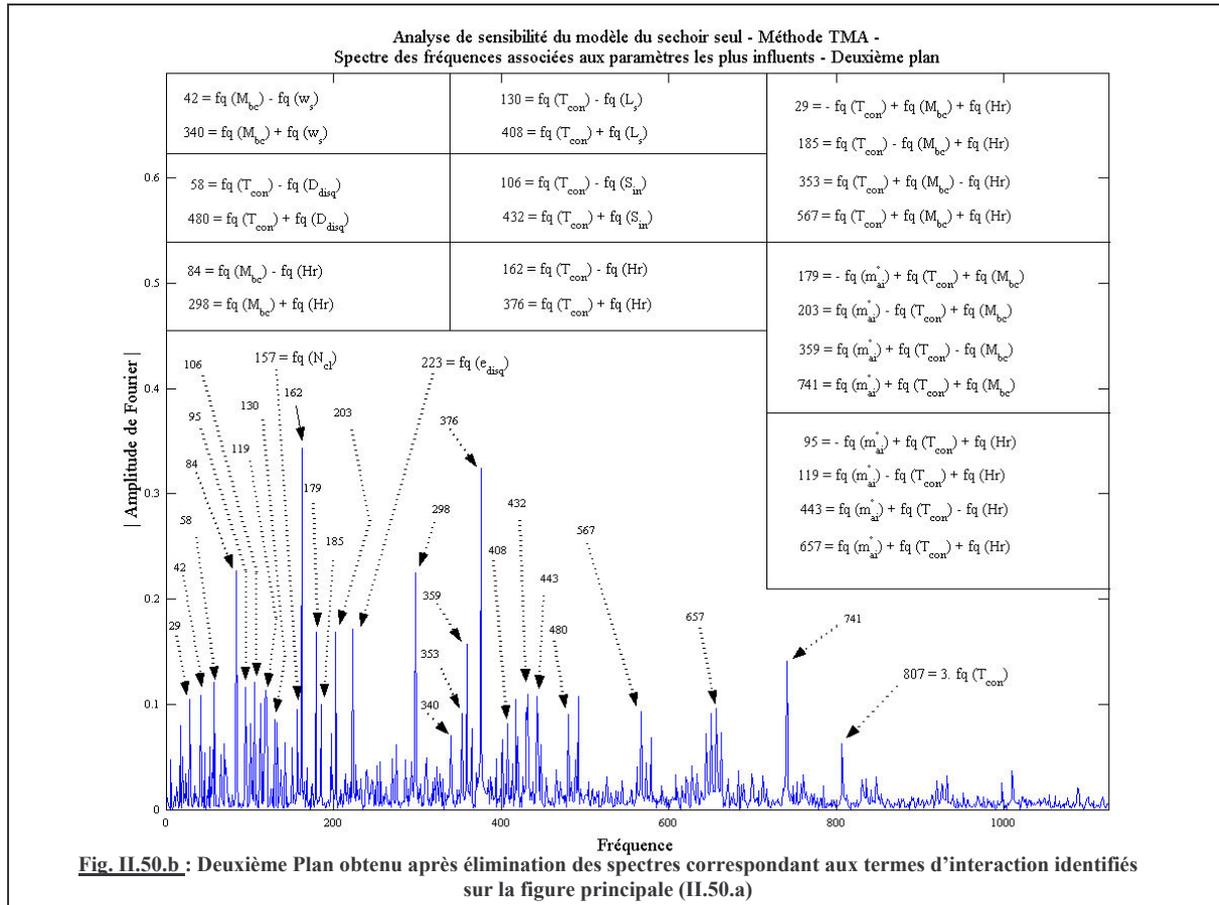


Fig. II.50.a : Identification de la forme du métamodèle approchant la siccité finale des boues en fonction des paramètres les plus influents du modèle du séchoir seul – (Figure principale)



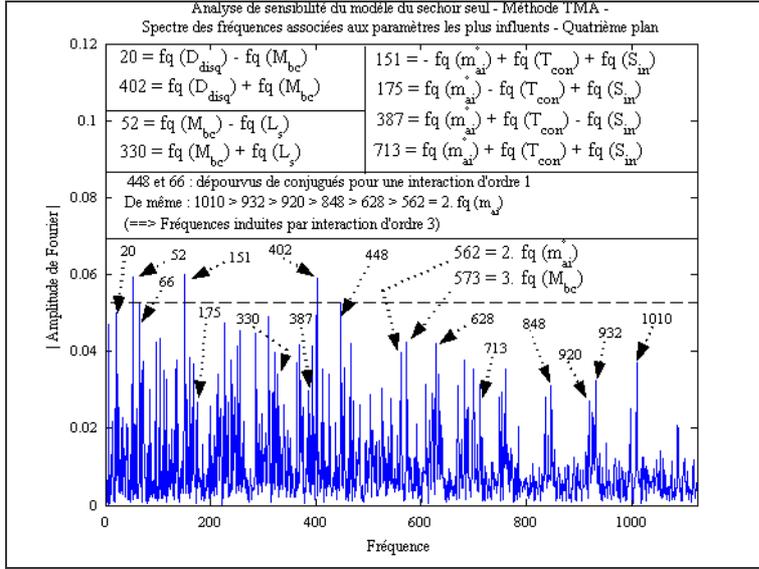


Fig.II.50.d : Quatrième et dernier Plan obtenu après élimination de tous les spectres correspondant aux termes d'interaction identifiés sur les 3 Plans précédents – Mise en évidence de la présence d'un termes relatifs à des interactions d'ordre supérieur à 2 autorisant l'arrêt de l'identification des signatures des paramètres

Après analyse visuelle de ces plans de spectres, nous avons le métamodèle approchant la siccité finale des boues et s'exprimant de la façon suivante :

$$\begin{aligned}
 S_{\text{fin}} = & 27,96 - 1,51 \langle \text{Hr} \rangle + 0,53 \langle L_s \rangle + 0,60 \langle w_s \rangle - 0,19 \langle N_{\text{cl}} \rangle + 2,94 \langle S_{\text{in}} \rangle - 2,23 \langle M_{\text{bc}} \rangle - 0,52 \langle D_{\text{disq}} \rangle \\
 & - 0,35 \langle e_{\text{disq}} \rangle + 3,74 \langle T_{\text{con}} \rangle + 2,64 \langle \text{mai} \rangle - 0,36 \langle w_s \rangle \langle M_{\text{bc}} \rangle + 0,91 \langle \text{Hr} \rangle \langle M_{\text{bc}} \rangle - 0,42 \langle D_{\text{disq}} \rangle \langle T_{\text{con}} \rangle \\
 & + 0,49 \langle S_{\text{in}} \rangle \langle T_{\text{con}} \rangle + 0,34 \langle L_s \rangle \langle T_{\text{con}} \rangle - 1,38 \langle \text{Hr} \rangle \langle T_{\text{con}} \rangle - 2,03 \langle M_{\text{bc}} \rangle \langle T_{\text{con}} \rangle - 1,53 \langle M_{\text{bc}} \rangle \langle \text{mai} \rangle \\
 & - 1,06 \langle \text{Hr} \rangle \langle \text{mai} \rangle + 2,37 \langle T_{\text{con}} \rangle \langle \text{mai} \rangle - 0,31 \langle S_{\text{in}} \rangle \langle M_{\text{bc}} \rangle - 0,21 \langle e_{\text{disq}} \rangle \langle T_{\text{con}} \rangle - 0,22 \langle \text{Hr} \rangle \langle S_{\text{in}} \rangle \\
 & - 0,26 \langle D_{\text{disq}} \rangle \langle \text{mai} \rangle + 0,37 \langle S_{\text{in}} \rangle \langle \text{mai} \rangle + 0,42 \langle w_s \rangle \langle T_{\text{con}} \rangle + 0,35 \langle w_s \rangle \langle \text{mai} \rangle + 0,30 \langle L_s \rangle \langle \text{mai} \rangle \\
 & + 0,22 \langle M_{\text{bc}} \rangle \langle D_{\text{disq}} \rangle - 0,17 \langle L_s \rangle \langle M_{\text{bc}} \rangle + 0,99 \langle M_{\text{bc}} \rangle^2 + 1,77 \langle T_{\text{con}} \rangle^2 + 0,18 \langle \text{mai} \rangle^2 \\
 & - 1,02 \langle M_{\text{bc}} \rangle \langle T_{\text{con}} \rangle^2 + 1,18 \langle \text{mai} \rangle \langle T_{\text{con}} \rangle^2 + 0,81 \langle \text{Hr} \rangle \langle M_{\text{bc}} \rangle \langle T_{\text{con}} \rangle - 0,92 \langle \text{Hr} \rangle \langle T_{\text{con}} \rangle \langle \text{mai} \rangle \\
 & - 1,33 \langle M_{\text{bc}} \rangle \langle T_{\text{con}} \rangle \langle \text{mai} \rangle + 0,62 \langle \text{Hr} \rangle \langle M_{\text{bc}} \rangle \langle \text{mai} \rangle + 0,29 \langle S_{\text{in}} \rangle \langle T_{\text{con}} \rangle \langle \text{mai} \rangle \\
 & + 0,63 \langle \text{mai} \rangle \langle M_{\text{bc}} \rangle^2 + 0,81 \langle T_{\text{con}} \rangle \langle M_{\text{bc}} \rangle^2 - 0,45 \langle \text{Hr} \rangle \langle M_{\text{bc}} \rangle^2 + 0,35 \langle T_{\text{con}} \rangle \langle \text{mai} \rangle^2 \\
 & - 0,71 \langle \text{Hr} \rangle \langle T_{\text{con}} \rangle^2 - 0,37 \langle M_{\text{bc}} \rangle^3 + 0,63 \langle T_{\text{con}} \rangle^3 + \dots
 \end{aligned} \tag{II.73}$$

Les figures II.51.a et II.51.b sont présentées en guise de validation du métamodèle. Elles nous montrent que les prédictions données par ce métamodèle sont cohérentes avec celles estimées par le modèle original du séchoir seul.

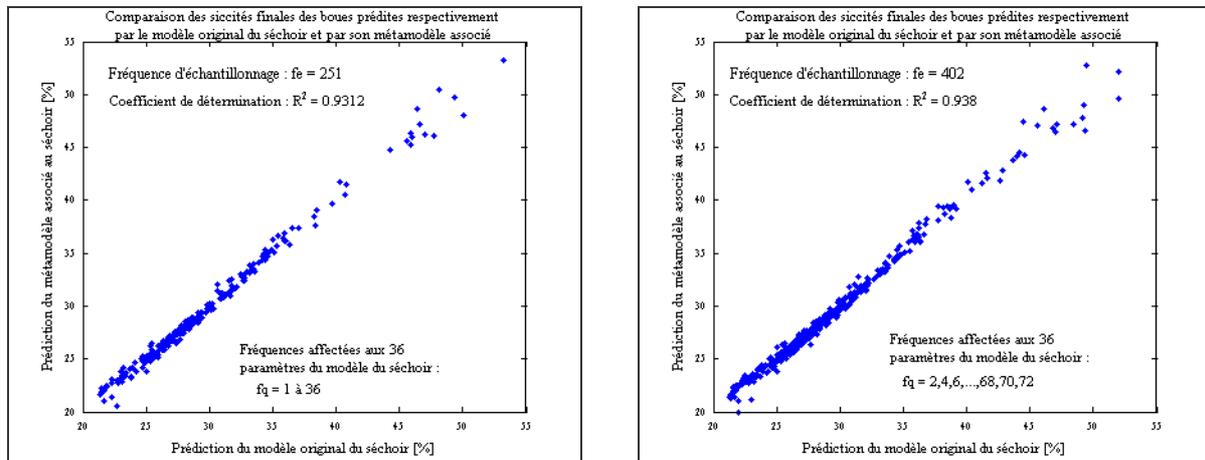


Fig. II.51.(a,b) : Validation du métamodèle approchant la siccité finale des boues

Ce métamodèle étant satisfaisant, nous pouvons comparer les coefficients des termes linéaires de ce métamodèle pour désigner les paramètres les plus influents sur la réponse observée du modèle. La figure II.52 récapitule le résultat de cette comparaison.

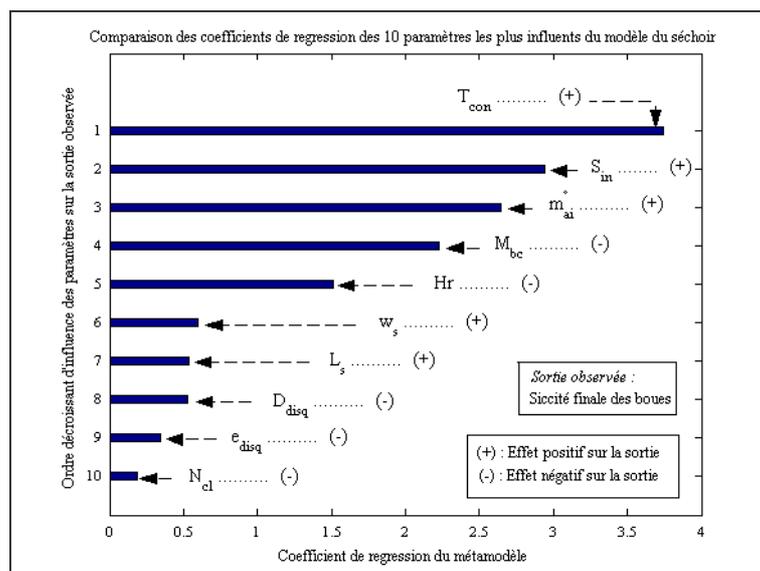


Fig.II.52 : Ordre de prépondérance des paramètres les plus influents du modèle associé au séchoir seul

Au vu de cette récapitulation graphique, nous pouvons dégager les lignes ci-après.

- Les sens des effets linéaires des dix paramètres les plus influents sur la sortie du modèle sont identiques à ceux obtenus précédemment avec la méthode de Morris et respectent bien les sens physiques antérieurement prouvés par des nombreux travaux sur le séchage [Rakotondramiarana, 97].
- La température de l'air asséchant est le paramètre le plus influent sur la siccité finale des boues.

- A part la solution évidente consistant à diminuer l'humidité et la masse initiales des boues, les trois facteurs essentiels de l'amélioration de la performance de l'enceinte de séchage sont la température (effet positif), le débit (effet positif) et l'humidité relative (effet négatif) de l'air asséchant. Rappelons que la température et le débit d'air sont des paramètres fonctionnels parfaitement contrôlables.
- Il serait bénéfique de réduire aussi petite que possible la dimension des échantillons du produit à sécher. L'extrusion mécanique des boues avant l'opération de dessiccation est une pratique courante au niveau même des sécheurs industriels à haute température de ce type déchet.
- Plus large est la surface de contact air-produit, plus élevée sera la siccité finale des boues.

Il en découle que la caractérisation expérimentale de la cinétique de séchage des boues de stations d'épuration devrait tenir compte des effets respectifs des paramètres suivants : la température, la vitesse et l'humidité de l'air asséchant ainsi que la dimension de chaque échantillon du produit à sécher.

II.6.5. Analyse de sensibilité du système de séchage à chauffage purement solaire

Le scénario de fonctionnement d'un système de séchage à chauffage purement solaire consiste à chauffer l'air ambiant à travers les capteurs solaires, pour l'insuffler ensuite à l'intérieur de l'enceinte de séchage sans l'intervention d'aucun appoint de chauffage supplémentaire. Autrement dit, la température de consigne de l'air asséchant est celle qu'il possède à la sortie de l'insolateur.

Au total, le modèle associé à ce système de séchage implique 60 paramètres dont les numérotations et les fréquences affectées sont présentées sur le **tableau II.14**.

Tableau II.14 : Fréquences associées aux paramètres du modèle du système de séchage sans appoint

Paramètre N°	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Symbole	T_{ae}	Hr	Dir	Dif	h_s	Az_s	T_{vc}	P_{tot}	Alb	V_v	g	σ	L_s	w_s	DX_s
Fréquence	53	59	67	73	83	97	109	127	139	157	173	193	223	239	5

Paramètre N°	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30
Symbole	γ_{ouv}	N_{cl}	S_{in}	W_{eq}	M_{bc}	C_{pb}	ϵ_b	D_{disq}	e_{disq}	α	W_{crit1}	W_{crit2}	k_w	e_w	ϵ_w
Fréquence	7	251	269	281	307	9	11	331	349	367	389	401	13	15	17

Paramètre N°	31	32	33	34	37	38	39	40	41	42	43	44	45	46	47
Symbole	ρ_w	C_{pw}	α_w	α_{dw}	L_c	w_c	e_{ai2}	dx_c	γ_c	χ_c	n_r	ρ_c	e_c	k_c	ϵ_c
Fréquence	19	21	23	25	421	439	463	491	521	557	587	27	619	643	683

Paramètre N°	48	49	50	51	52	53	54	55	56	57	58	59	60	61	62
Symbole	C_{pc}	s	ρ_n	e_n	ϵ_n	C_{pn}	α_n	α_{nd}	ρ_{is}	e_{is}	k_{is}	ϵ_{is}	C_{pis}	m_{ai2}^o	N_{modc}
Fréquence	29	727	31	769	811	823	863	881	929	971	1019	1051	1097	33	1151

II.6.5.1. Résultats de la méthode de Morris sur le modèle du système de séchage à chauffage purement solaire

Les figures II.53.a à II.53.h présentent les résultats obtenus à l'issue de l'application de la méthode de screening de Morris sur le modèle considéré. Pour cela, la réponse observée a encore été la siccité finale des boues.

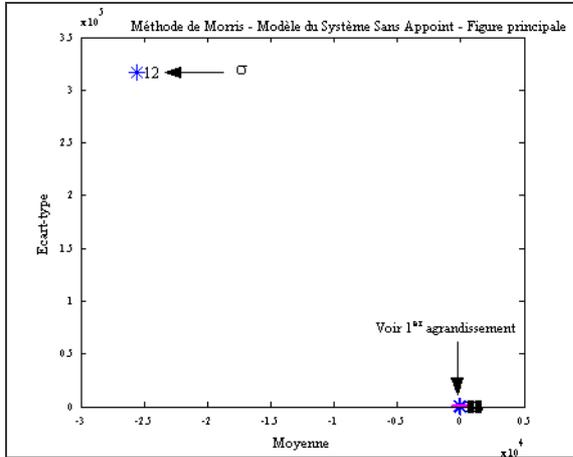


Fig. II.53. a

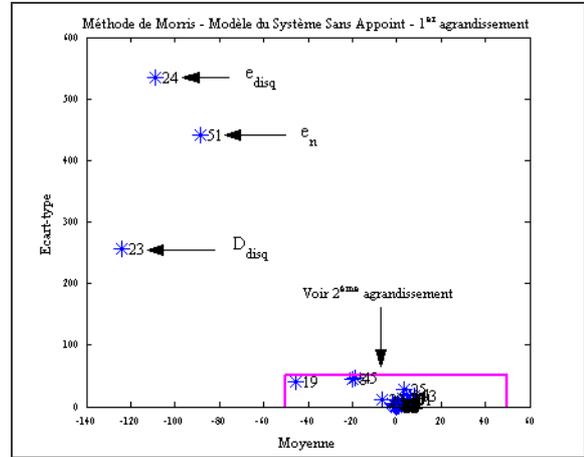


Fig. II.53.b

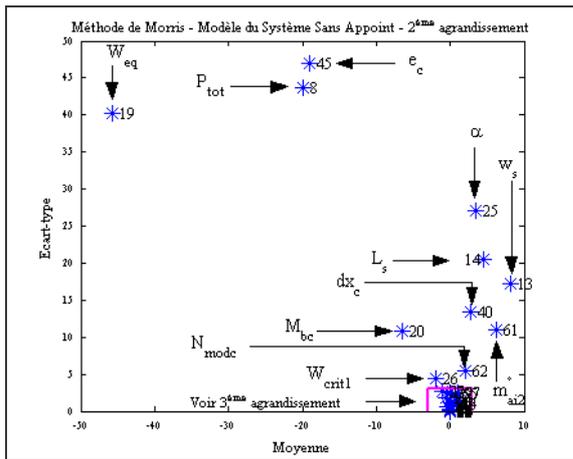


Fig. II.53.c

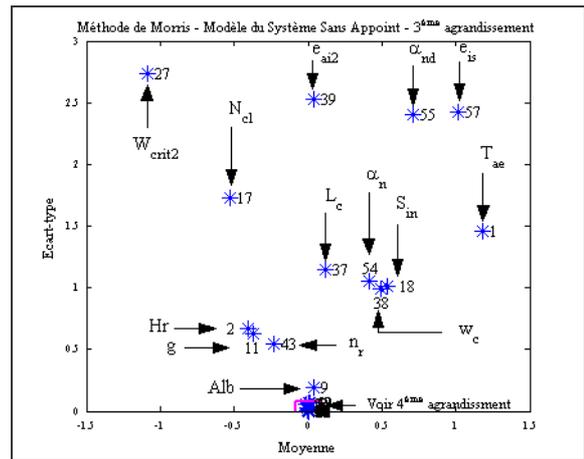


Fig. II.53.d

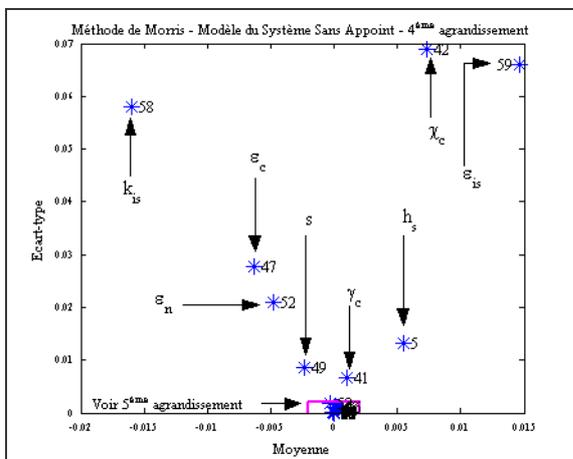


Fig. II.53.e

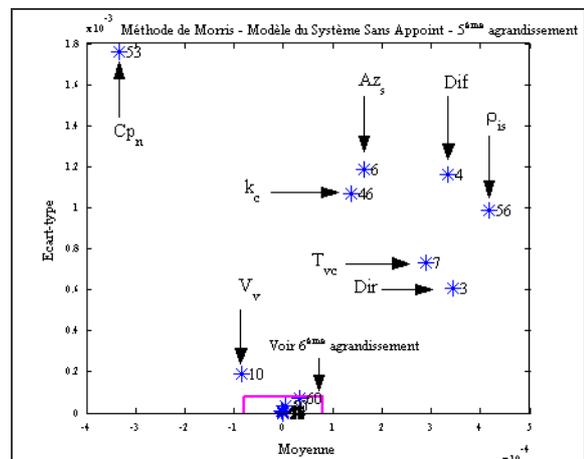


Fig. II.53.f

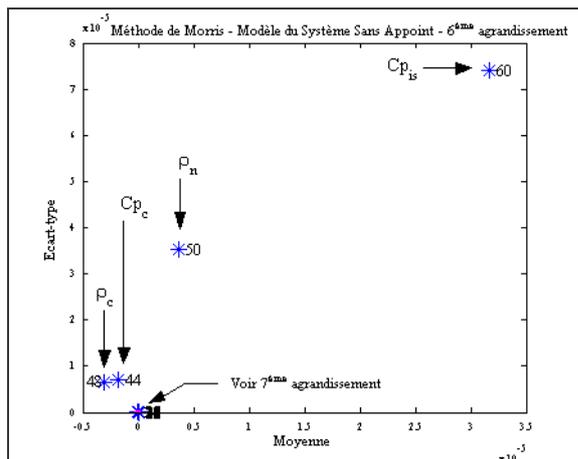


Fig. II.53.g

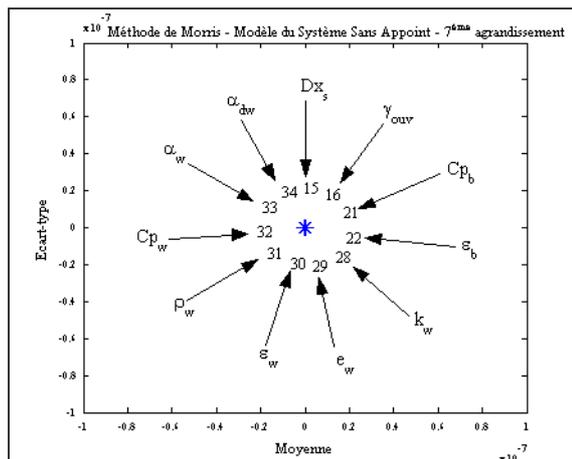


Fig. II.53.h

Fig.II.53.(a,b,c,d,e,f,g,h) : Mise en évidence des effets respectifs des paramètres du modèle du système de séchage à chauffage purement solaire sur la siccité finale des boues – Méthode de Morris

Les 15 paramètres figurant dans les deux dernières figures de ces représentations graphiques de Morris n’ont probablement aucune influence sur la sortie observée du modèle considéré.

II.6.5.2. Résultats obtenus avec la méthode TMA sur le modèle du système de séchage à chauffage purement solaire

Les fréquences affectées aux paramètres du modèle sont affichées sur le **tableau II.14**. Compte tenu du critère de Shannon, nous avons réalisé 9209 simulations pour cette analyse. Les spectres obtenus à l’aide de TMA sont illustrés sur les **figures II.54.a** à **II.54.g**. La réponse examinée étant la même que celle observée lors de l’application de la méthode de Morris, c’est-à-dire, la siccité finale des boues.

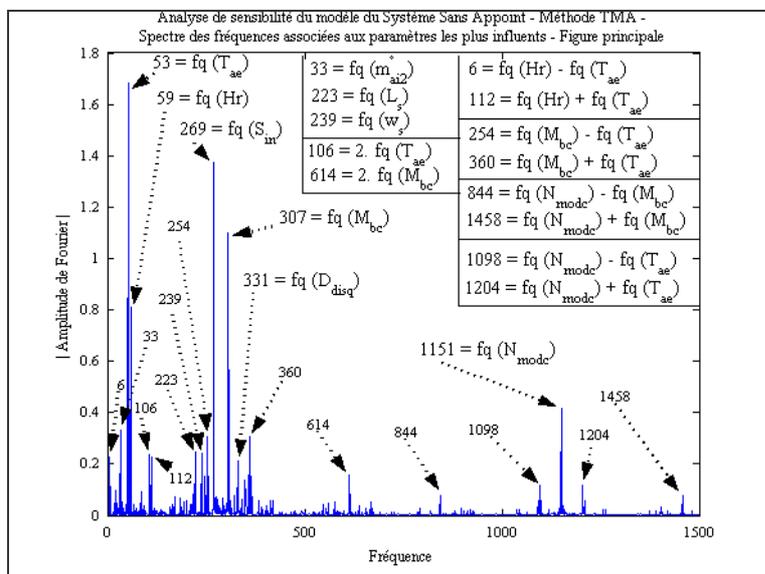


Fig. II.54.a : Identification de la forme du métamodèle approchant la siccité finale des boues en fonction des paramètres les plus influents du modèle du système de séchage à chauffage purement solaire – (Figure principale)

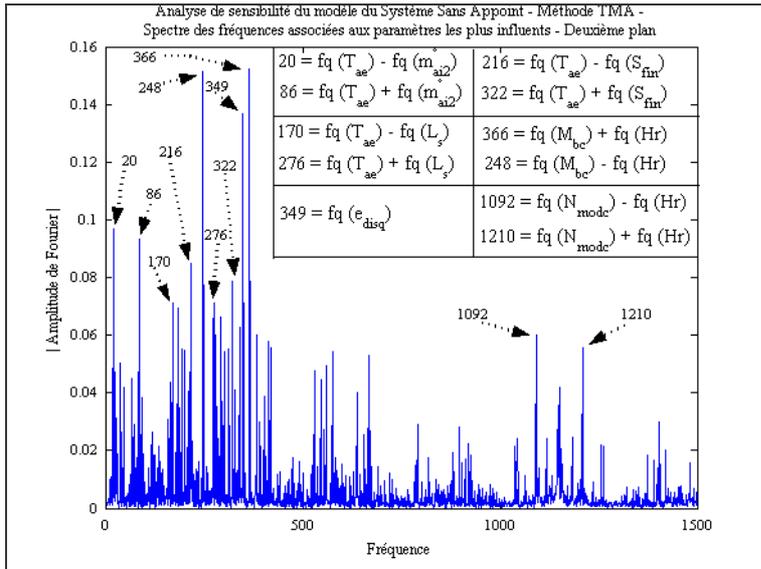


Fig. II.54.b : Deuxième Plan obtenu après élimination des spectres correspondant aux termes d'interaction identifiés sur la figure principale (II.54.a)

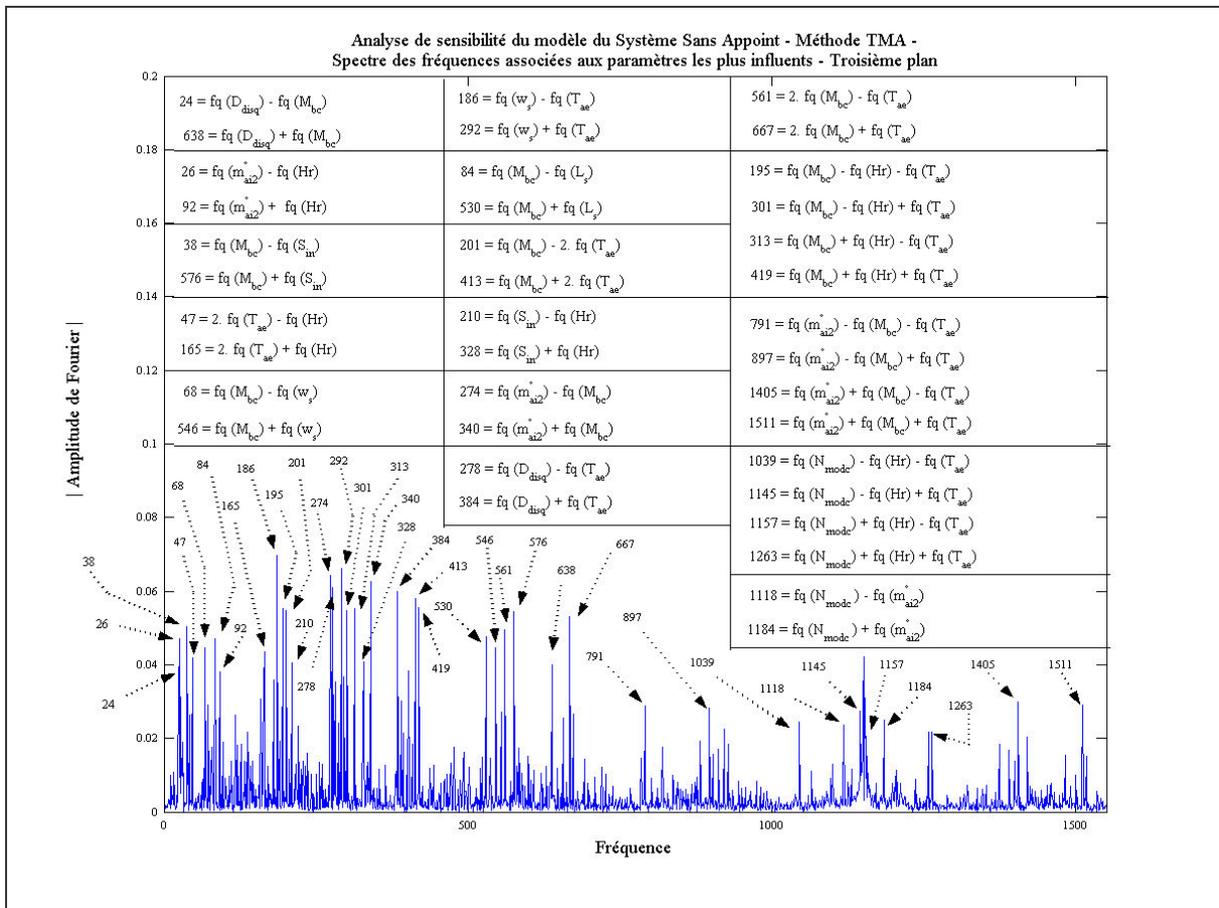


Fig. II.54.c : Troisième Plan obtenu après élimination des spectres correspondant aux termes d'interaction identifiés sur la figure principale et le 2ème Plan

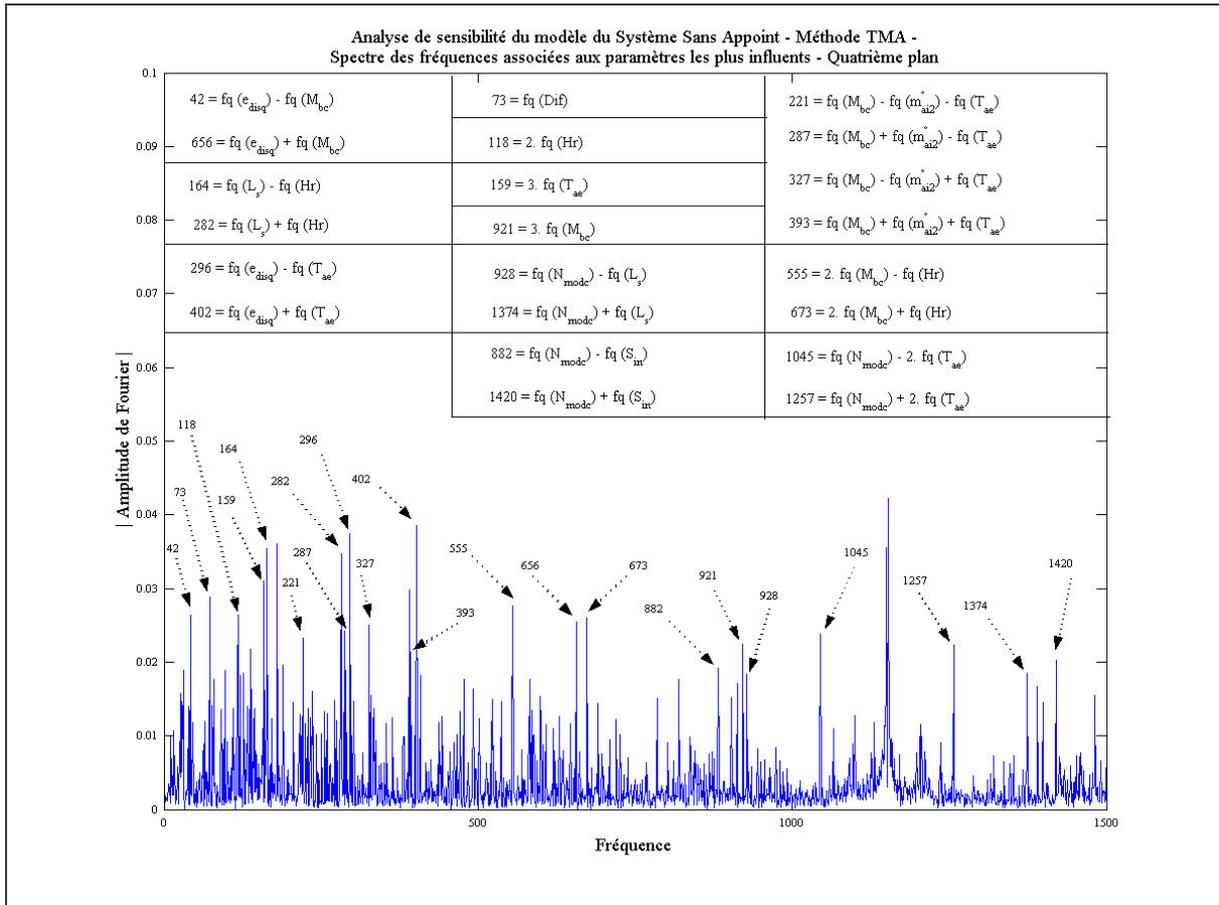


Fig. II.54.d : Quatrième Plan obtenu après élimination des spectres correspondant aux termes d'interaction identifiés sur la figure principale et les 2ème et 3ème Plans

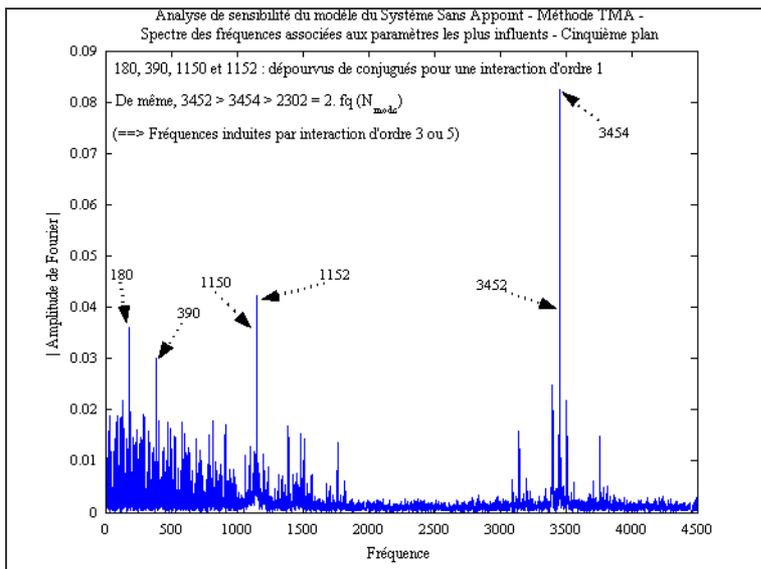


Fig. II.54.e : Cinquième et dernier Plan obtenu après élimination de tous les spectres correspondant aux termes d'interaction identifiés sur les 4 Plans précédents – Mise en évidence de la présence des spectres relatifs aux fréquences induites par interaction d'ordre supérieur à 2 permettant de cesser la procédure d'identification des signatures des paramètres

L'analyse visuelle de ces plans de spectres a abouti au métamodèle suivant :

$$\begin{aligned}
 S_{fin} = & 26,76 + 2,98 \langle T_{ae} \rangle - 1,34 \langle Hr \rangle + 0,06 \langle Dif \rangle + 0,49 \langle L_s \rangle + 0,48 \langle w_s \rangle + 2,76 \langle S_{in} \rangle - 1,84 \langle M_{bc} \rangle \\
 & - 0,43 \langle D_{disq} \rangle - 0,27 \langle e_{disq} \rangle + 0,66 \langle \overset{\circ}{mai2} \rangle + 0,76 \langle N_{modc} \rangle - 0,91 \langle T_{ae} \rangle \langle Hr \rangle + 0,28 \langle T_{ae} \rangle \langle L_s \rangle \\
 & + 0,27 \langle T_{ae} \rangle \langle w_s \rangle + 0,33 \langle T_{ae} \rangle \langle S_{in} \rangle - 1,23 \langle T_{ae} \rangle \langle M_{bc} \rangle - 0,24 \langle T_{ae} \rangle \langle D_{disq} \rangle - 0,15 \langle T_{ae} \rangle \langle e_{disq} \rangle \\
 & + 0,38 \langle T_{ae} \rangle \langle \overset{\circ}{mai2} \rangle + 0,48 \langle T_{ae} \rangle \langle N_{modc} \rangle - 0,14 \langle Hr \rangle \langle L_s \rangle - 0,16 \langle Hr \rangle \langle S_{in} \rangle + 0,61 \langle Hr \rangle \langle M_{bc} \rangle \\
 & - 0,17 \langle Hr \rangle \langle \overset{\circ}{mai2} \rangle - 0,24 \langle Hr \rangle \langle N_{modc} \rangle - 0,19 \langle L_s \rangle \langle M_{bc} \rangle - 0,18 \langle w_s \rangle \langle M_{bc} \rangle - 0,21 \langle S_{in} \rangle \langle M_{bc} \rangle \\
 & + 0,16 \langle D_{disq} \rangle \langle M_{bc} \rangle + 0,10 \langle e_{disq} \rangle \langle M_{bc} \rangle - 0,25 \langle \overset{\circ}{mai2} \rangle \langle M_{bc} \rangle - 0,32 \langle N_{modc} \rangle \langle M_{bc} \rangle \\
 & + 0,08 \langle L_s \rangle \langle N_{modc} \rangle + 0,08 \langle S_{in} \rangle \langle N_{modc} \rangle + 0,10 \langle \overset{\circ}{mai2} \rangle \langle N_{modc} \rangle + 0,95 \langle T_{ae} \rangle^2 + 0,11 \langle Hr \rangle^2 \\
 & + 0,64 \langle M_{bc} \rangle^2 - 0,34 \langle Hr \rangle \langle T_{ae} \rangle^2 - 0,45 \langle M_{bc} \rangle \langle T_{ae} \rangle^2 + 0,19 \langle N_{modc} \rangle \langle T_{ae} \rangle^2 + 0,41 \langle T_{ae} \rangle \langle M_{bc} \rangle^2 \\
 & - 0,22 \langle Hr \rangle \langle M_{bc} \rangle^2 + 0,44 \langle T_{ae} \rangle \langle Hr \rangle \langle M_{bc} \rangle - 0,17 \langle T_{ae} \rangle \langle Hr \rangle \langle N_{modc} \rangle - 0,19 \langle T_{ae} \rangle \langle M_{bc} \rangle \langle \overset{\circ}{mai2} \rangle \\
 & - 0,24 \langle T_{ae} \rangle \langle M_{bc} \rangle \langle N_{modc} \rangle + 0,25 \langle T_{ae} \rangle^3 - 0,18 \langle M_{bc} \rangle^3 + \dots
 \end{aligned}
 \tag{II.74}$$

Les figures II.55.a et II.55.b sont présentées en guise de validation de ce métamodèle. Ces figures mettent en évidence que la siccité finale des boues simulée à l'aide du modèle associé au système de séchage à chauffage purement solaire est approchée de manière satisfaisante par ce métamodèle.

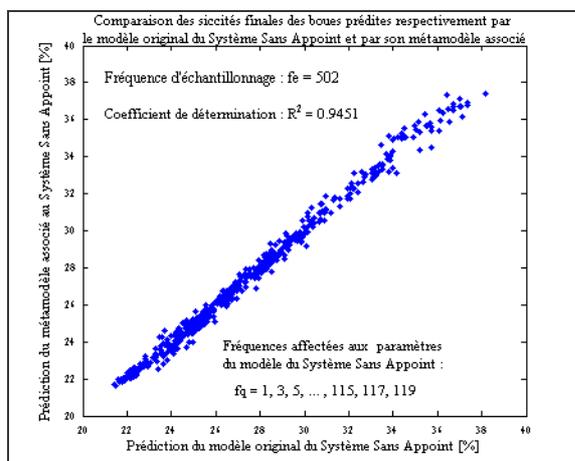


Fig.II.55.a: Comparaison des prédictions de la siccité finale des boues respectivement données par le modèle original et son métamodèle associé

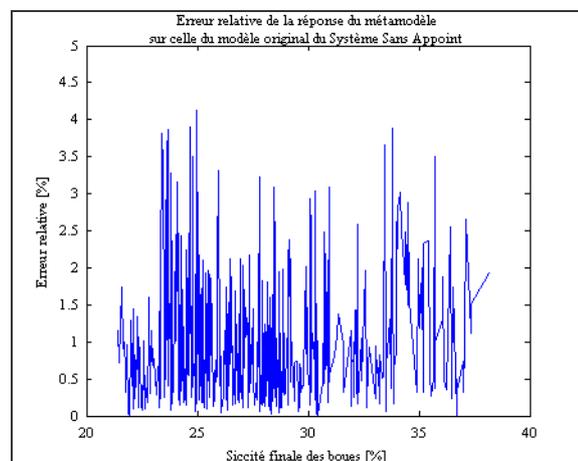


Fig.II.55.b : Mise en évidence de la précision de la prédiction de la siccité finale des boues fournie par le métamodèle par rapport à celle donnée par le modèle original

Ainsi, l'ordre de prépondérance des paramètres les plus influents du modèle associé au système de séchage sans appoint, par rapport à la siccité finale des boues, est présenté sur la **figure II.56**.

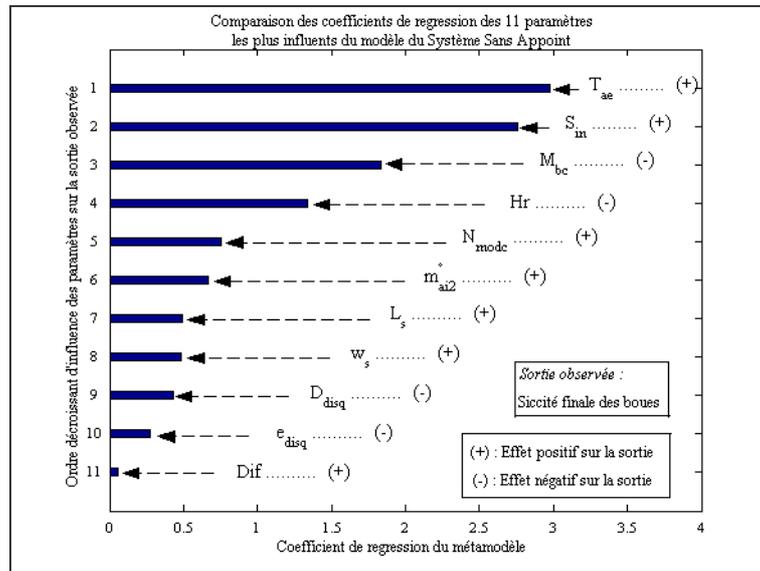


Fig. II.56: Ordre de prépondérance des paramètres les plus influents du modèle associé au système de séchage à chauffage purement solaire

Comme interprétation de cette représentation graphique, nous pouvons citer les commentaires suivants.

- Les sens des effets linéaires des 11 paramètres les plus influents sur la sortie observée du modèle considéré sont similaires à ceux obtenus précédemment à l'aide de la méthode de Morris. Chacun d'eux vérifie également le sens physique escompté dans la littérature.
- La température de l'air ambiant T_{ae} est le paramètre le plus influent du modèle considéré. Ce résultat est cohérent avec le résultat relatif au cas du séchoir seul où nous avons vu que la température de consigne T_{con} de l'air asséchant est le facteur le plus influent. Or, dans le cas présent, la température de consigne est tout simplement égale à la température de l'air sortant de l'insolateur, qui varie linéairement avec la température ambiante.
- La performance du système est largement tributaire des facteurs météorologiques tels que la température T_{ae} et l'humidité relative Hr de l'air ambiant extérieur.
- A l'exception de l'humidité initiale et de la masse initiale des boues qui devraient naturellement être diminuées pour augmenter la siccité finale du produit, les paramètres contrôlables du modèle ont des effets quasi-comparables. Ainsi, pour améliorer la performance du système de séchage sans appoint, il y a lieu de trouver un compromis entre l'augmentation de la surface totale de captation solaire et de la surface d'échange air-produit ainsi que du débit de l'air, d'une part, et la diminution de la dimension de chaque échantillon de boues, d'autre part.

Il convient de noter que la difficulté du contrôle du procédé réside tout particulièrement dans le fait qu'une augmentation de la vitesse de l'air asséchant impliquera, avons-nous vu dans le cas de l'analyse du modèle du capteur seul, une diminution du gain de température de l'air à la sortie du capteur, c'est-à-dire, une baisse de la température de consigne de l'air asséchant et donc un prolongement de la durée de l'opération. En outre, nous avons aperçu

dans le cas de l'analyse du modèle du séchoir seul que le débit de l'air asséchant a un effet positif prépondérant sur la siccité finale des boues, un amoindrissement de ce paramètre est susceptible d'entraîner aussi une augmentation du temps de séchage même si la température de consigne augmente.

II.6.6. Analyse de sensibilité du système de séchage à chauffage partiellement solaire

Afin de palier l'intermittence de l'ensoleillement et de bien ajuster la température de consigne de l'air asséchant, il est d'usage de placer un système d'appoint électrique de chauffage en amont de l'enceinte de séchage.

Pour l'analyse de sensibilité du modèle associé à ce système, il serait plus intéressant d'observer un paramètre de sortie autre que la siccité finale des boues. En effet, si la réponse examinée est encore la siccité finale des boues, les résultats de l'analyse seront similaires à ceux obtenus avec l'analyse du modèle du séchoir seul en dépit du nombre doublé des paramètres impliqués dans ce modèle.

Ainsi, nous avons choisi cette fois-ci la couverture solaire comme sortie à observer pour l'analyse de sensibilité du modèle associé au système de séchage à chauffage partiellement solaire considéré.

Il convient de rappeler que la couverture solaire est définie comme étant le rapport de la chaleur délivrée par l'insolateur à la somme de celle-ci et de celle fournie par la source auxiliaire de chauffage. Elle représente la contribution énergétique du soleil sur la quantité d'énergie consommée par le système lors d'une opération de séchage.

Les numérotations des 61 paramètres intervenant dans ce modèle ainsi que les fréquences qui leurs sont affectées sont présentées sur le **tableau II.15**.

Tableau II.15 : Fréquences associées aux paramètres du modèle du système de séchage avec appoint

Paramètre N°	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Symbole	T_{ae}	Hr	Dir	Dif	h_s	Az_s	T_{vc}	P_{tot}	Alb	V_v	g	σ	L_s	w_s	DX_s
Fréquence	211	223	227	229	239	251	263	271	283	307	331	347	3	5	7

Paramètre N°	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30
Symbole	γ_{ouv}	N_{cl}	S_m	W_{eq}	M_{bc}	C_{pb}	ϵ_b	D_{disq}	e_{disq}	α	W_{crit1}	W_{crit2}	k_w	e_w	ϵ_w
Fréquence	11	19	23	29	31	37	41	43	47	53	59	61	67	71	73

Paramètre N°	31	32	33	34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44	45
Symbole	ρ_w	C_{pw}	α_w	α_{dw}	T_{con}	m_{ai}°	L_c	w_c	e_{ai2}	dx_c	γ_c	χ_c	n_f	ρ_c	e_c
Fréquence	79	83	89	97	367	383	409	419	431	433	449	457	461	463	479

Paramètre N°	46	47	48	49	50	51	52	53	54	55	56	57	58	59	60
Symbole	k_c	ϵ_c	C_{pc}	s	ρ_n	ϵ_n	ϵ_n	C_{pn}	α_n	α_{nd}	ρ_{is}	e_{is}	k_{is}	ϵ_{is}	C_{pis}
Fréquence	499	521	523	547	569	577	599	613	641	643	647	661	691	727	733

Paramètre N°	62
Symbole	N_{mode}
Fréquence	773

II.6.6.1. Résultats de la méthode de Morris sur le modèle du système de séchage à chauffage partiellement solaire

Les représentations de Morris des effets individuels des paramètres du modèle sur la couverture solaire sont données sur les figures II.57.a à II.57.h.

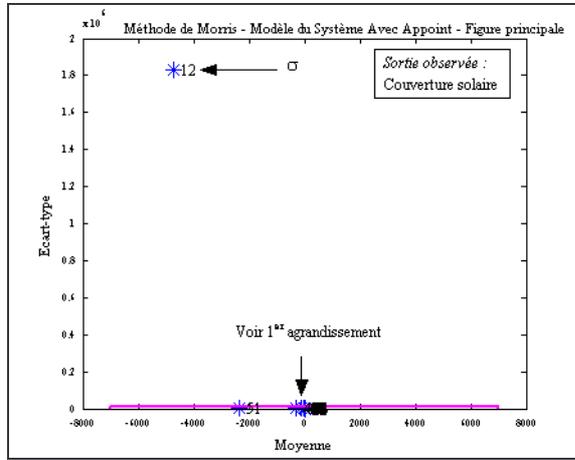


Fig. II.57.a

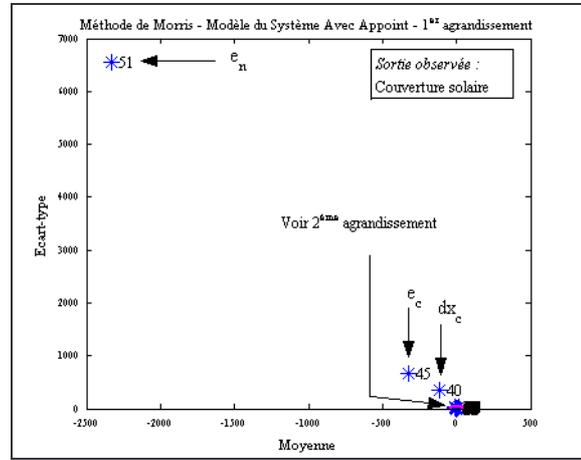


Fig. II.57.b

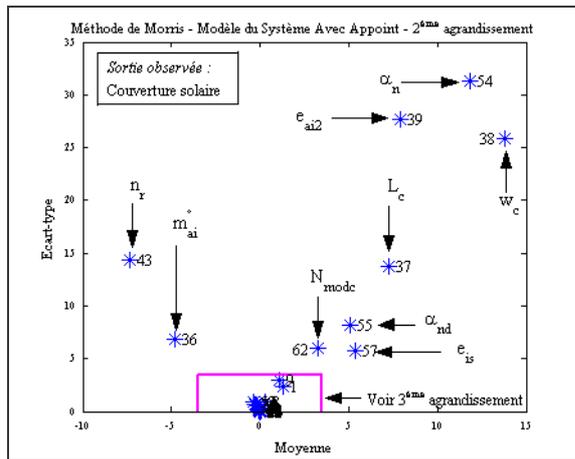


Fig. II.57.c

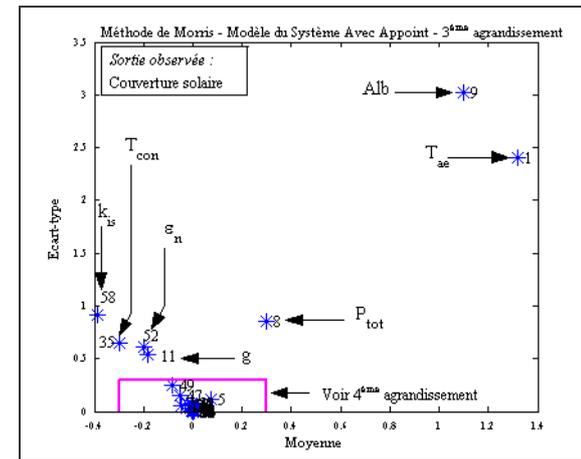


Fig. II.57.d

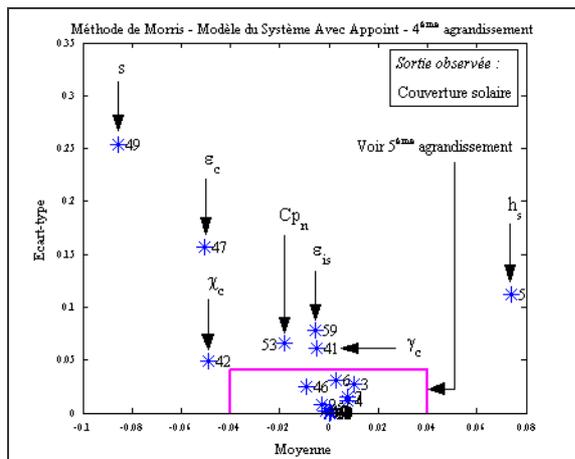


Fig. II.57.e

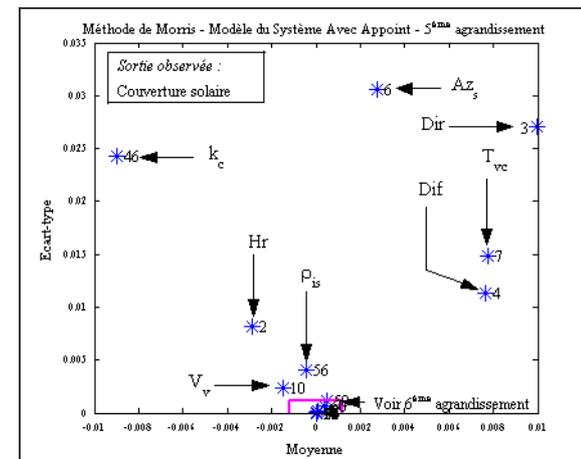


Fig. II.57.f

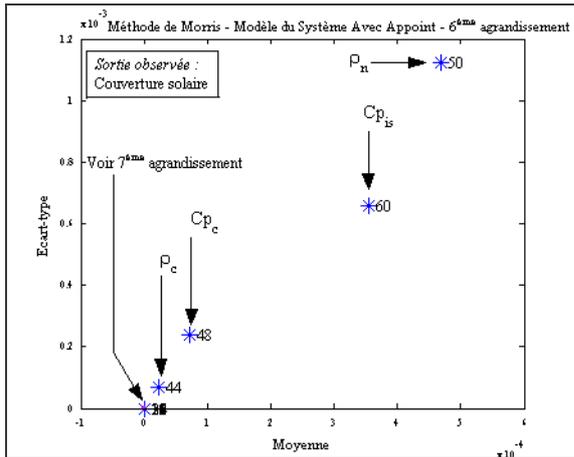


Fig. II.57.g

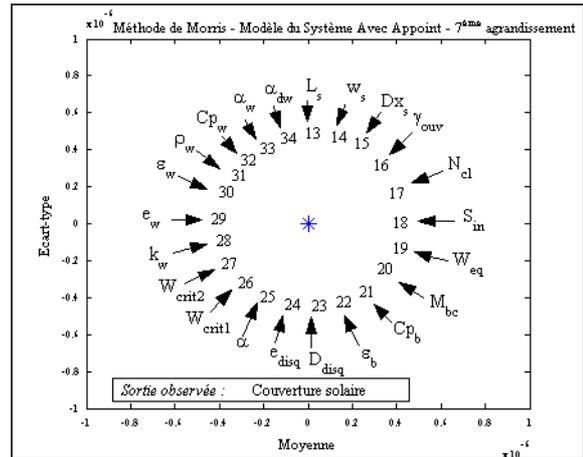


Fig. II.57.h

Fig. II.57.(a,b,c,d,e,f,g,h) : Mise en évidence des effets respectifs des paramètres du modèle du système de séchage à chauffage partiellement solaire sur la siccité finale des boues – Méthode de Morris

Ces résultats nous montrent que, parmi les 61 paramètres du modèle considéré, 22 n'ont aucune influence sur la couverture solaire du système de séchage (Figure II.57.h).

II.6.6.2. Résultats obtenus avec la méthode TMA sur le modèle du système de séchage à chauffage partiellement solaire

Nous avons adopté une fréquence d'échantillonnage égale à 6187. Pareillement au sous-paragraphe précédent, le paramètre de sortie observée a été la couverture solaire.

Les figures II.58.a à II.58.e représentent les différents plans de spectres obtenus avec la méthode TMA.

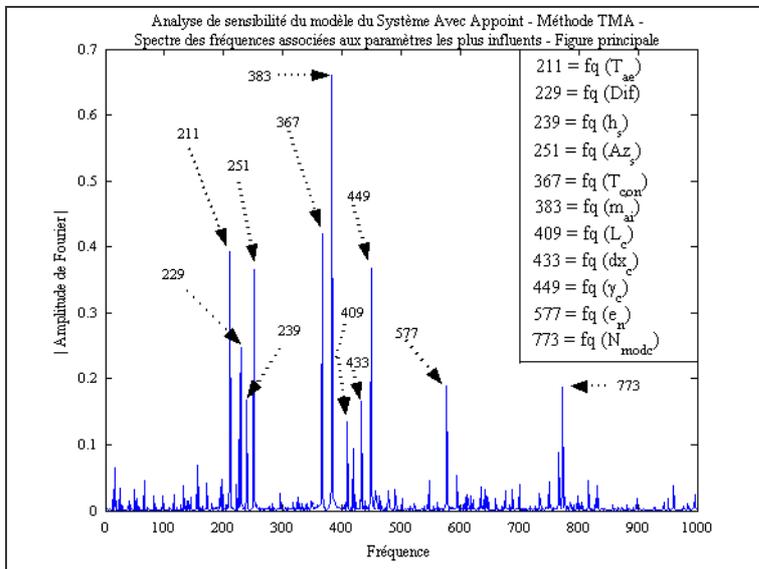


Fig. II.58.a : Identification de la forme du métamodèle approchant la couverture solaire en fonction des paramètres les plus influents du modèle du système de séchage à chauffage partiellement solaire – (Figure principale)

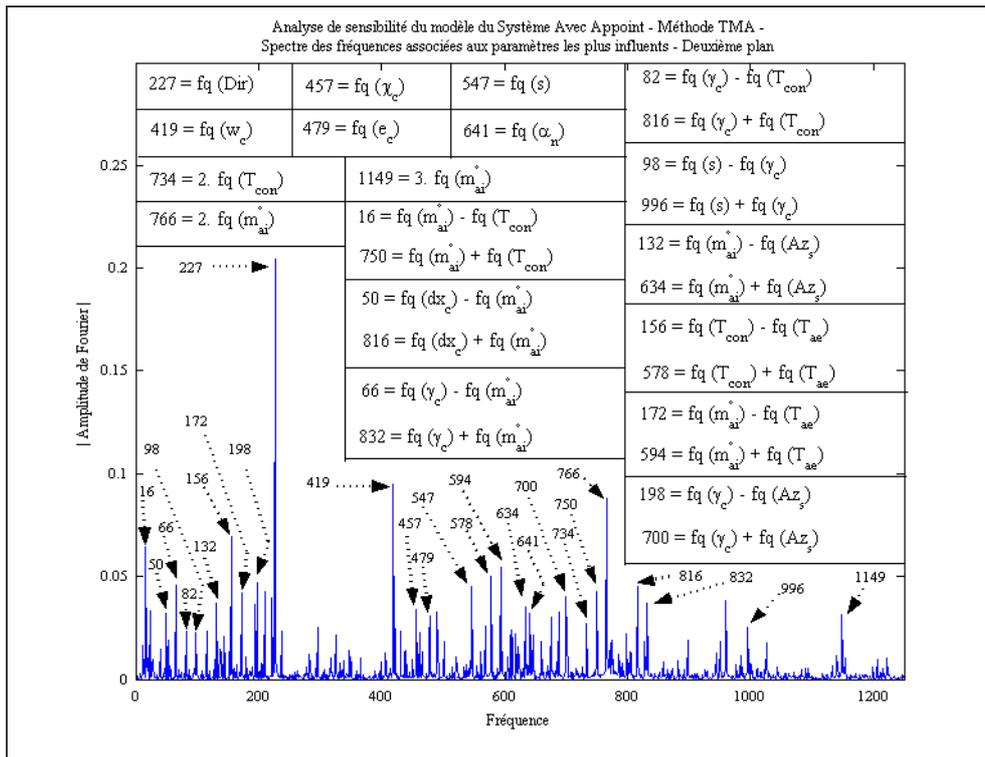


Fig. II.58.b : Deuxième Plan obtenu après élimination des spectres correspondant aux termes d'interaction identifiés sur la figure principale (II.57.a)

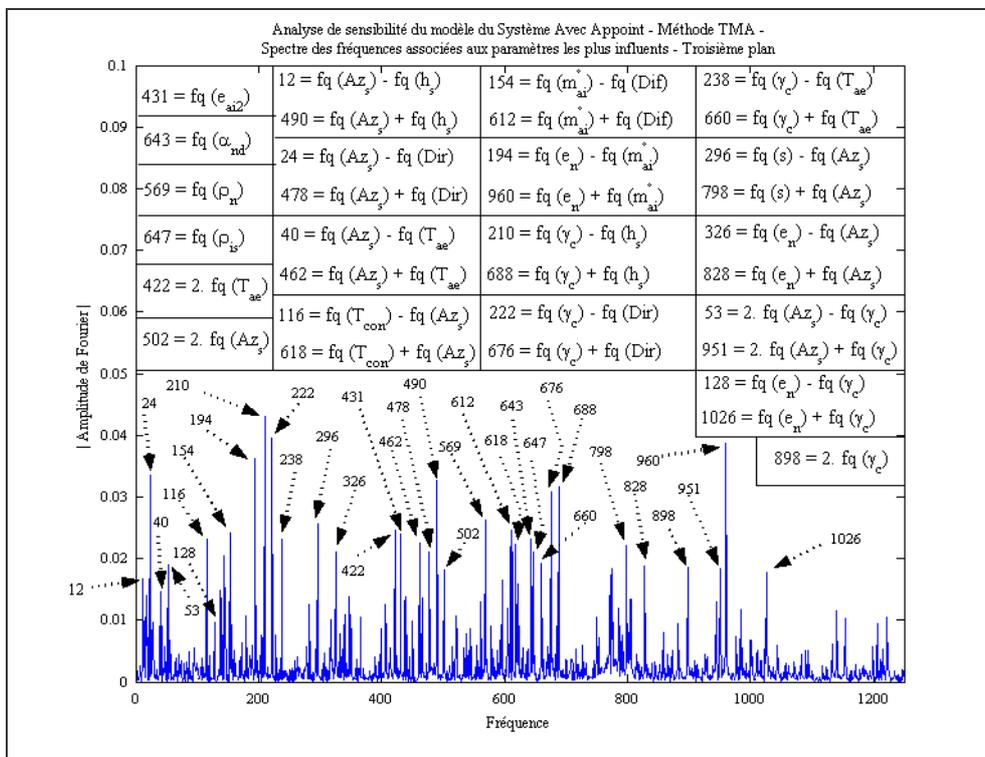


Fig. II.58.c : Troisième Plan obtenu après élimination des spectres correspondant aux termes d'interaction identifiés sur la figure principale et le 2ème Plan

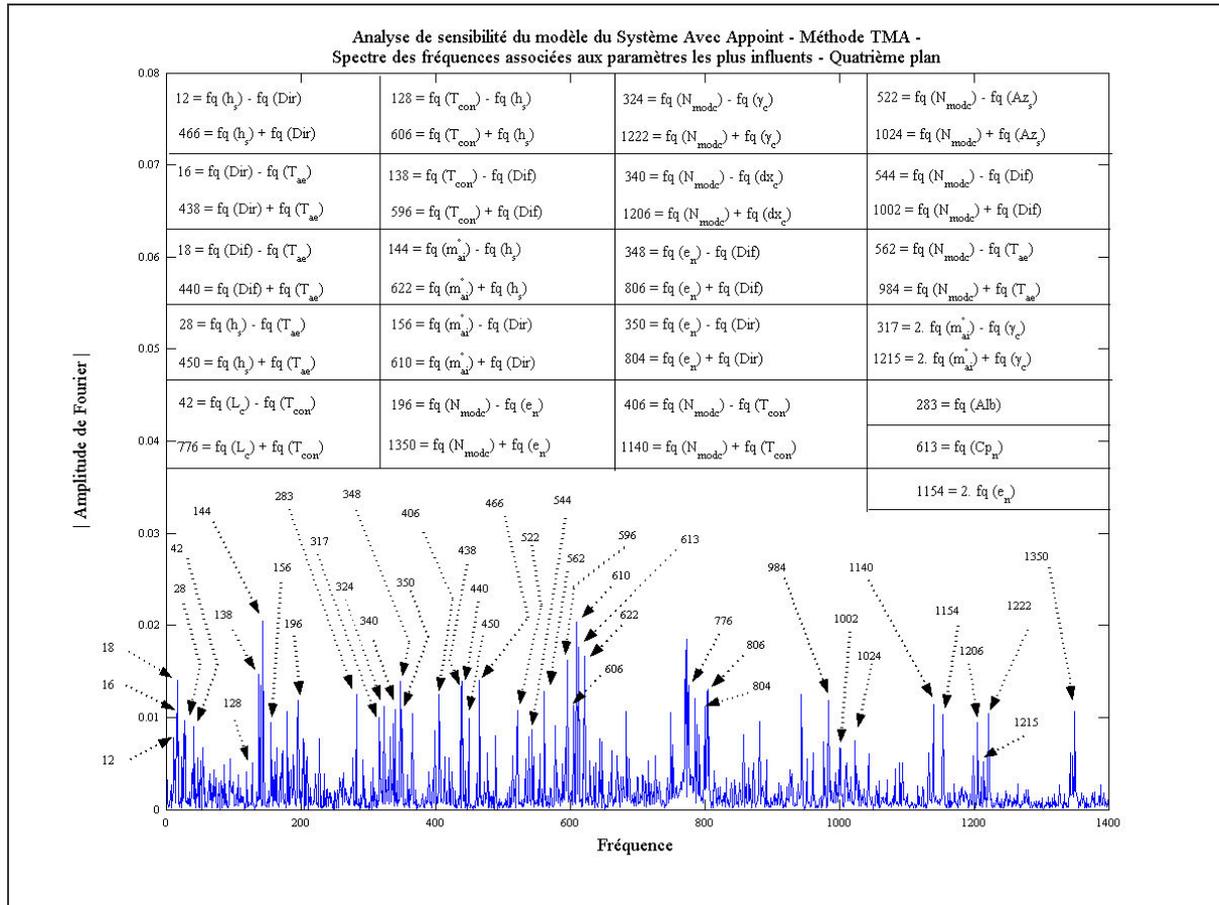


Fig. II.58.d : Quatrième Plan obtenu après élimination des spectres correspondant aux termes d'interaction identifiés sur la figure principale et les 2ème et 3ème Plans

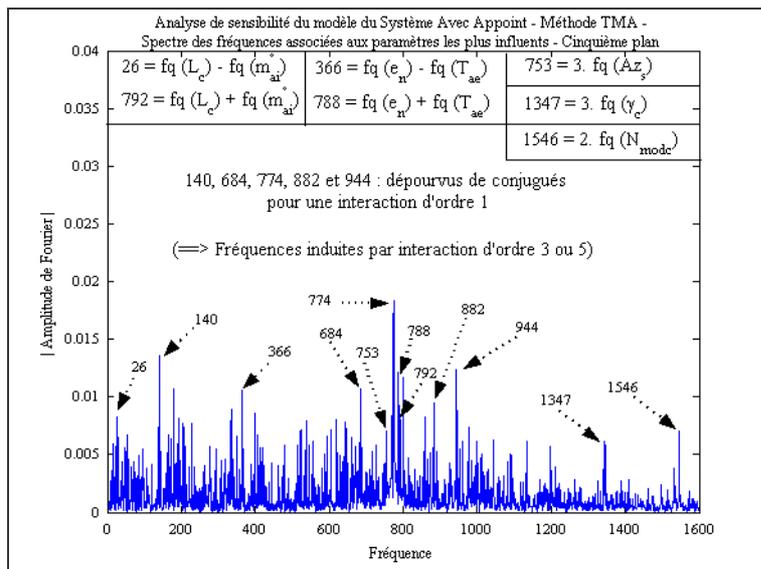


Fig. II.58.e : Cinquième et dernier Plan obtenu après élimination de tous les spectres correspondant aux termes d'interaction identifiés sur les 4 Plans précédents – Mise en évidence de la présence des spectres relatifs aux fréquences induites par interaction d'ordre supérieur à 2 permettant l'arrêt de la procédure d'identification des signatures des paramètres

Moyennant de ces plans de signatures des paramètres du modèle, l'expression du métamodèle d'approximation de la couverture solaire en fonction des facteurs les plus influents de ce modèle en l'encontre de cette sortie, s'écrit de la manière suivante :

$$\begin{aligned}
 F = & 6,29 + 0,79 \langle T_{ae} \rangle + 0,41 \langle Dir \rangle + 0,50 \langle Dif \rangle + 0,34 \langle h_s \rangle + 0,78 \langle Az_s \rangle + 0,03 \langle Alb \rangle - 0,84 \langle T_{con} \rangle \\
 & - 1,13 \langle \overset{\circ}{mai} \rangle + 0,27 \langle L_c \rangle + 0,19 \langle w_c \rangle + 0,05 \langle e_{ai2} \rangle - 0,33 \langle dx_c \rangle - 0,82 \langle \gamma_c \rangle - 0,07 \langle \chi_c \rangle - 0,06 \langle e_c \rangle \\
 & - 0,09 \langle s \rangle - 0,05 \langle \rho_n \rangle - 0,38 \langle e_n \rangle - 0,04 \langle C_{pn} \rangle + 0,06 \langle a_n \rangle + 0,05 \langle a_{nd} \rangle - 0,04 \langle \rho_{is} \rangle + 0,38 \langle N_{modc} \rangle \\
 & + \langle \overset{\circ}{mai} \rangle \left[- 0,19 \langle T_{ae} \rangle - 0,08 \langle Dir \rangle - 0,10 \langle Dif \rangle - 0,07 \langle h_s \rangle - 0,15 \langle Az_s \rangle + 0,18 \langle T_{con} \rangle - 0,03 \langle L_c \rangle \right. \\
 & + 0,12 \langle dx_c \rangle + 0,17 \langle \gamma_c \rangle + 0,15 \langle e_n \rangle \left. \right] + \langle \gamma_c \rangle \left[- 0,08 \langle T_{ae} \rangle - 0,14 \langle Dir \rangle + 0,15 \langle h_s \rangle + 0,17 \langle Az_s \rangle \right. \\
 & + 0,08 \langle T_{con} \rangle - 0,10 \langle s \rangle + 0,08 \langle e_n \rangle \left. \right] + \langle Az_s \rangle \left[0,08 \langle T_{ae} \rangle + 0,11 \langle Dir \rangle - 0,13 \langle h_s \rangle - 0,09 \langle T_{con} \rangle \right. \\
 & + 0,01 \langle s \rangle - 0,08 \langle e_n \rangle \left. \right] + \langle T_{ae} \rangle \left[0,06 \langle Dir \rangle + 0,06 \langle Dif \rangle + 0,04 \langle h_s \rangle - 0,20 \langle T_{con} \rangle - 0,04 \langle e_n \rangle \right] \\
 & + \langle T_{con} \rangle \left[- 0,06 \langle Dif \rangle - 0,04 \langle h_s \rangle - 0,04 \langle L_c \rangle \right] + \langle e_n \rangle \left[- 0,05 \langle Dir \rangle - 0,06 \langle Dif \rangle - 0,05 \langle N_{modc} \rangle \right] \\
 & + \langle N_{modc} \rangle \left[0,05 \langle T_{ae} \rangle + 0,03 \langle Dif \rangle + 0,04 \langle Az_s \rangle - 0,05 \langle T_{con} \rangle - 0,04 \langle dx_c \rangle - 0,05 \langle \gamma_c \rangle \right] \\
 & + 0,06 \langle Dir \rangle \langle h_s \rangle + 0,10 \langle T_{ae} \rangle^2 - 0,07 \langle Az_s \rangle^2 + 0,11 \langle T_{con} \rangle^2 + 0,36 \langle \overset{\circ}{mai} \rangle^2 - 0,08 \langle \gamma_c \rangle^2 + 0,04 \langle e_n \rangle^2 \\
 & - 0,03 \langle N_{modc} \rangle^2 - 0,06 \langle Az_s \rangle^3 - 0,26 \langle \overset{\circ}{mai} \rangle^3 + 0,05 \langle \gamma_c \rangle^3 + 0,15 \langle \gamma_c \rangle \langle Az_s \rangle^2 - 0,06 \langle \gamma_c \rangle \langle \overset{\circ}{mai} \rangle^2 + \dots
 \end{aligned}$$

(II.75)

Afin de valider ce métamodèle, nous avons comparé ses prédictions avec celles fournies par le modèle original (Figures II.59.a et II.59.b).

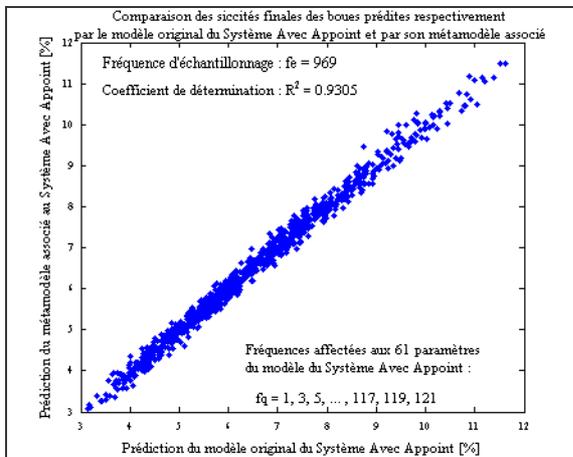


Fig. II.59.a : Comparaison des prédictions sur la couverture solaire respectivement données par le modèle original et son métamodèle associé

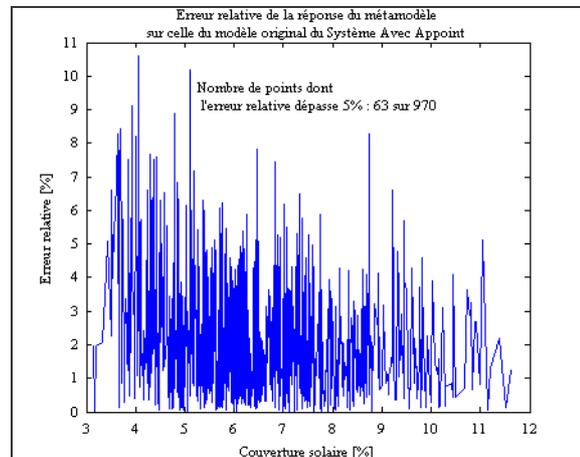


Fig. II.59.b : Mise en évidence de la précision de la prédiction sur la couverture solaire fournie par le métamodèle par rapport à celle donnée par le modèle original

Le métamodèle étant jugé satisfaisant, nous pouvons alors enchaîner avec la comparaison des coefficients des termes linéaires de ce métamodèle dans le but de scruter l'ordre de prépondérance des paramètres les plus influents du modèle associé au système de séchage avec appoint, par rapport à sa couverture solaire. La **figure II.60** en résume les résultats.

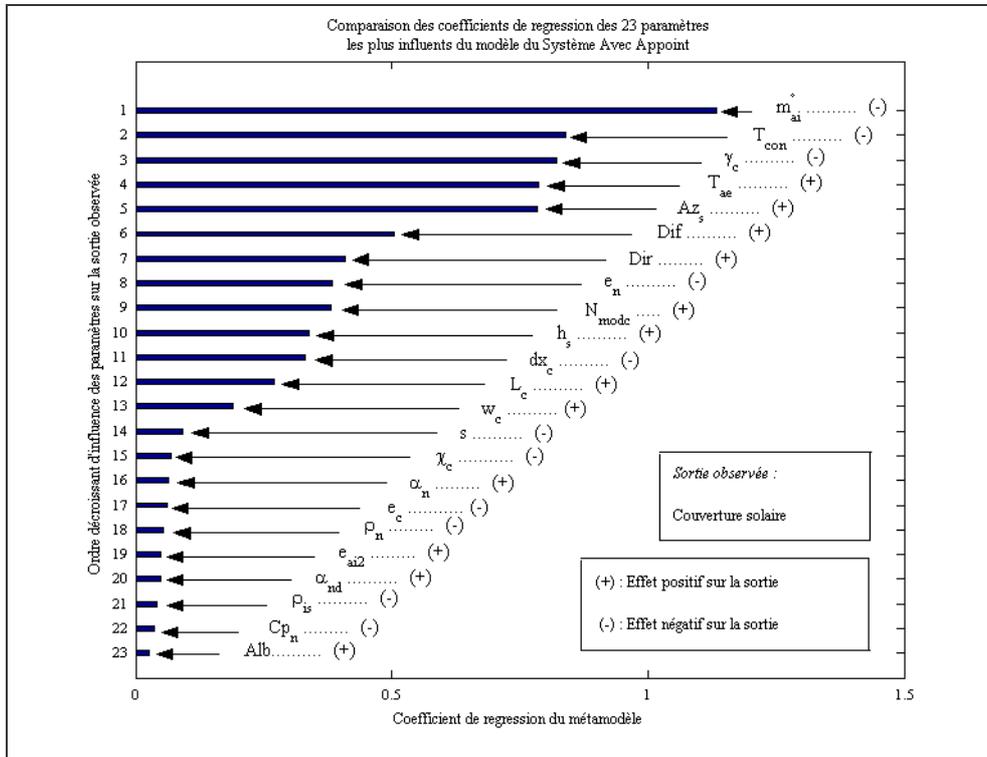


Fig. II.60: Ordre de prépondérance des paramètres les plus influents sur la couverture solaire estimé par le modèle associé au système de séchage à chauffage partiellement solaire

En guise d'interprétation de cette figure, nous pouvons avancer les traits suivants :

- La méthode TMA et celle de Morris donnent les mêmes sens des effets respectifs des 23 paramètres ayant une influence significative sur la sortie observée du modèle considéré. Les sens physiques attendus sont retrouvés.
- Le débit de l'air asséchant est le premier facteur clé pour augmenter la part du soleil sur l'énergie totale consommée par le système de séchage.
- A part la diminution du débit d'air asséchant, la consommation en énergie conventionnelle peut également être réduite en baissant la température de séchage, en orientant convenablement le capteur par rapport à la course du soleil et en augmentant raisonnablement la surface totale de captation solaire, et ce sous réserve que l'ensoleillement ne soit pas trop capricieux sur le site. En effet, la performance du système du point de vue économie d'énergie est fortement tributaire des facteurs météorologiques.

Il convient de souligner encore que la réponse observée est ici la couverture solaire du système de séchage. Dans le cas de figure où la sortie examinée était la siccité finale des boues, les résultats seraient similaires à ceux obtenus avec l'application de la TMA sur le modèle associé au séchoir seul.

CONCLUSION

Un modèle mathématique a été établi pour être associé à un système de séchage fonctionnant en convection forcée pour le séchage des boues des stations d'épuration. La source d'énergie de chauffage de l'air asséchant est assurée partiellement par la radiation solaire captée à l'aide d'un système d'insolateurs plans à air. L'ajustage de la température de l'air à une valeur donnée se fait à l'aide d'une source auxiliaire d'énergie conventionnelle.

Après la description des divers composants et du mode de fonctionnement de ce système, nous avons présenté successivement, sous forme de schémas blocs du type Entrée/Sortie, les différents sous-modèles gouvernant les phénomènes de transferts susceptibles d'avoir lieu au niveau de chacun de ces composants lorsque ceux-ci sont considérés séparément. Ces sous-modèles ont été assemblés ensuite afin d'aboutir à un schéma bloc général mettant en exergue les circuits des paramètres impliqués dans le modèle à établir. L'étape suivante a consisté à présenter les expressions analytiques des sous modèles cités précédemment.

Nous avons ainsi mis au point un code de calcul simulant ce modèle sous environnement Matlab. Quelques résultats de simulations ont alors été présentés et commentés.

Le principal objectif de ce chapitre étant de prédire le comportement de ce système de séchage vis-à-vis du produit à traiter, il a été notamment question de savoir quels sont les paramètres les plus influents sur le déroulement du procédé de dessiccation. En effet, la bonne connaissance au préalable des paramètres ayant une influence prépondérante sur le séchage des boues, est un atout essentiel pour la mise au point et l'instrumentation d'une étuve de séchage avec laquelle nous envisageons de mesurer ultérieurement les paramètres de cinétique de séchage de ce produit.

Aussi, avons-nous effectué l'analyse de sensibilité paramétrique du modèle que nous avons associé au système de séchage présentement étudié. Pour ce faire, nous nous sommes servis à la fois de la méthode de screening de Morris [**Morris, 91**] et de la méthode TMA [**Mara, 00**]. En effet, l'usage de la dernière avec laquelle nous avons pu identifier les paramètres les plus influents sur quelques réponses du modèle se trouve aisé lorsqu'elle est précédée par la première. Plus précisément, nous avons analysé la sensibilité paramétrique des modèles relatifs aux scénarios de fonctionnement du système ci-après : modèle du capteur seul, modèle du séchoir seul (sans préoccupation de la source de chauffage), modèle du système de séchage à chauffage purement solaire et modèle du système de séchage à chauffage partiellement solaire.

Ainsi, pour chacun des cas de figure cités précédemment, nous avons présenté dans ce chapitre la liste des paramètres les plus influents sur une sortie observée du modèle concerné. Parmi ces résultats, ce qui nous intéresse en particulier pour ce qui va suivre, c'est-à-dire, la mesure des paramètres de cinétique de séchage, ont été les résultats relatifs aux cas du séchoir seul et du système à chauffage partiellement solaire. Il a été montré que le temps de séchage, et en conséquence, la cinétique de séchage des boues sont influencés principalement par la température, le débit et l'humidité relative de l'air asséchant ainsi que par la dimension de chaque échantillon du produit à sécher. L'instrumentation d'une étuve de séchage qui fera l'objet du chapitre suivant, devrait alors tenir compte de ces résultats.

CHAPITRE III

MESURES DES CARACTERISTIQUES THERMOPHYSIQUES DES MATIERES CONVECTEES



COUPLAGE MESURE - MODELE

SOMMAIRE

MESURE DES CARACTERISTIQUES THERMOPHYSIQUES DES MATIERES CONVECTEES- COUPLAGE MESURE - MODELE

INTRODUCTION	173
III.1. DISPOSITIF EXPERIMENTAL.....	173
III.1.1. Description générale de la cellule expérimentale	173
III.1.1.1. Les éléments constituant le pilote expérimental.....	173
III.1.1.2 Configurations géométriques des éléments du système d'expérimentation	174
III.1.2 Présentation des éléments constituant le pilote expérimental.....	174
III.1.2.1 Présentation de l'acquisition de données et de la chaîne de mesure.....	175
III.1.2.2 Présentation de la première configuration : Dispositif de modélisation des paramètres de cinétique de séchage des produits.....	178
III.1.2.3 Présentation de la seconde configuration : Dispositif de validation	180
III.2. PROCEDURE EXPERIMENTALE.....	182
III.2.1 Détermination de la masse sèche (MS).....	182
III.2.2. Procédure expérimentale associée à la première configuration	182
II.2.2.1 Etape 1 : Les Grandeurs mesurées	182
II.2.2.2. Etape 2 : Choix des capteurs	182
II.2.2.3. Etape 3 : Câblage de la Centrale d'acquisition	183
II.2.2.4. Etape 4 : Disposition des échantillons.....	184
II.2.2.5. Etape 5 : Disposition des capteurs.....	184
II.2.2.6. Etape 6 : Lancement des mesures	187
III.3. MISE EN ŒUVRE DE L' EXPERIMENTATION POUR DES PRODUITS AGRO-ALIMENTAIRES	187
III.3.1 Séchage du riz cuit.....	187
III.3.1.1 Conditions expérimentales.....	187
III.3.1.2 Variation de la teneur en eau du produit.....	187
III.3.1.3 Développement des modèles liés aux paramètres de cinétique de séchage du riz cuit.....	188
III.3.2 Séchage de la banane	192
III.3.2.1 Présentation du modèle de cinétique de séchage de la banane	192
I.3.2.2 Comparaison Modèle-Mesures.....	193
III.3.3 Séchage de l'ananas	193
III.3.3.1 Présentation du modèle de cinétique de séchage	193
III.3.3.2. Comparaison modèle-mesures	194
CONCLUSION.....	194

INTRODUCTION

Dans ce chapitre, nous présentons un dispositif pilote de mesure expérimentale des paramètres de cinétique de séchage des produits. Sur ce domaine, l'objectif de notre travail a été de mettre au point et d'instrumenter ce dispositif afin de le rendre opérationnel pour la future campagne de mesure au niveau des stations d'épuration en vue de la caractérisation des boues d'épuration concernant les paramètres de cinétique de séchage de ce déchet fermentescible.

Etant donné que le laboratoire où nous avons mis au point ce dispositif de séchage se situe sur le Site du Tampon de l'Université de La Réunion, nous nous sommes résolus d'éviter tout risque créant d'éventuelles nuisances, ne serait-ce qu'olfactives, pour les occupants et les riverains de ce Campus. C'est pour cette raison que nous avons opté pour quelques produits agroalimentaires pour les essais de vérifications du bon fonctionnement de ce séchoir et pour la maîtrise des protocoles expérimentales liés à son usage, avant son embarquement vers le site d'une station d'épuration où est prévue la réalisation de la campagne de mesure citée précédemment.

Ainsi, ce chapitre commence par la description de l'architecture et l'instrumentation de ce dispositif dont la configuration ressemble à celle du système de séchage étudié théoriquement dans le précédent chapitre. Puis, suit la description de la procédure expérimentale relative à son utilisation. Enfin, ce chapitre se termine avec la mise en œuvre de l'expérimentation pour le séchage du riz cuit pour lequel nous avons développé des modèles de sa cinétique de séchage, d'une part, et pour le séchage de la banane et de l'ananas pour lesquels nous avons effectué la comparaison modèle-mesure, d'autre part.

III.1. DISPOSITIF EXPERIMENTAL

III.1.1. Description générale de la cellule expérimentale

III.1.1.1. Les éléments constituant le pilote expérimental

Les paramètres les plus influents d'un modèle de cinétique de séchage d'un produit donné sont généralement la température de consigne, le débit et l'humidité relative de l'air asséchant. De ce fait, l'instrumentation d'une étuve d'expérimentation destinée à la mesure de la vitesse de séchage d'un produit devrait permettre à l'expérimentateur de contrôler les valeurs de ces trois paramètres à chaque opération.

En vue de l'étude de la cinétique de séchage des boues des stations d'épuration, nous avons mis au point une étuve de séchage dont la conception tient compte des conditions d'instrumentation citées précédemment. Elle se compose essentiellement des éléments suivants :

- le système d'insolateurs solaires qui convertit le rayonnement solaire en énergie calorifique servant à chauffer préalablement l'air qui y circule ;
- la cellule de séchage peut être agencée selon **deux configurations** : une première pour la modélisation des paramètres à étudier et une seconde pour la validation des modèles et codes de calcul élaborés pour le séchage à convection forcée en couche mince ;
- le système de conduits aérauliques reliant les deux insolateurs précédents est associé à un ventilateur assurant la circulation de l'air dans l'enceinte ;

- le système d'appoint électrique composé de résistances pour ajuster la température de consigne de l'air asséchant.

Il convient de noter que contrairement aux cas de la température de consigne et du débit de l'air asséchant, cette étuve n'est pas équipée d'un système permettant le contrôle total de son humidité relative. Néanmoins, l'influence de ce paramètre sur la vitesse de séchage du produit pourra toujours être étudiée indirectement si l'humidité de l'air est mesurée à la consigne et à la sortie du séchoir.

III.1.1.2 Configurations géométriques des éléments du système d'expérimentation

III.1.1.2.a. Le système d'insolateurs solaires

Le système d'insolateurs solaires est composé de deux modules du type simple vitrage et simple passe entre l'absorbeur et l'isolant arrière. Une lame d'air confiné sépare la couverture transparente et l'absorbeur. L'aire de chaque module est environ égale à $1,8\text{m}^2$ ($2\text{m} \times 0,9\text{m}$). L'épaisseur de l'isolant arrière est de $0,03\text{m}$ alors que celle de l'absorbeur est de $0,008\text{m}$. Quant à la couverture transparente, elle est de $0,006\text{m}$ d'épaisseur. La hauteur de la section droite du conduit utile de l'insolateur est de $0,015\text{m}$ (**figure II.2**).

III.1.1.2.b. La cellule de séchage

La cellule de séchage (**Figure III.8**) est une enceinte rectangulaire dont la section droite (base) est $0,64\text{ m}^2$ ($0,80\text{m} \times 0,80\text{m}$) et la hauteur est de $1,90\text{m}$; ce qui donne un volume d'environ égal à $1,216\text{ m}^3$. L'épaisseur de sa paroi est de $0,04\text{m}$. L'aire de l'ouverture pour le chargement/déchargement de l'échantillon est de $0,72\text{ m}^2$ ($0,90\text{m} \times 0,80\text{m}$). Le diamètre du conduit d'entrée de l'air à la partie basse de la cellule est de $0,425\text{m}$ ce qui équivaut à une aire de l'ordre de $0,142\text{ m}^2$ tandis que l'aire de l'ouverture d'évacuation d'air humide est de l'ordre de $0,160\text{ m}^2$ (mais elle est grillagée).

III.1.1.2.c. Les conduits aérauliques

Le diamètre de ces conduits est de l'ordre de $0,15\text{m}$. Afin de diminuer l'influence des sollicitations météorologiques externes sur ces conduits, ils sont couverts d'une couche d'isolant sur laquelle est enroulé un matériau réfléchissant.

III.1.1.2.d. Le système d'appoint électrique

Placé sur la partie basse à l'arrière de la cellule de séchage, ce système est composé d'un ensemble de résistances chauffantes blindées contenu avec le ventilateur dans un cylindre horizontal d'une longueur de $0,40\text{m}$ et d'un diamètre $0,425\text{m}$.

III.1.2 Présentation des éléments constituant le pilote expérimental

Pour réaliser les mesures, il est indispensable d'installer dans ce système d'expérimentation les dispositifs ci-après :

- une balance électronique (BASIC LITE) permettant de suivre la diminution du poids de l'échantillon tout au long de l'opération. Ayant une précision d'affichage de 0.1g et une plage de mesure de 6100g , elle est reliée à la claie par quatre supports rigides. La pesée se fait au repos à chaque intervalle de temps (Par exemple, tous les 15 minutes).
- des thermocouples (Cuivre - Constantan) pour mesurer les températures avec une précision de l'ordre de $0,8^\circ\text{C}$.

- des hygromètres offrant une précision de mesure des humidités relatives de l'ordre de 3%HR, gamme de mesure entre 0 et 100% HR, température de fonctionnement entre -20 et +70°C et une sortie entre 4 et 20mA.
- un anémomètre de précision manuel mesurant des vitesses s'échelonnant de 0,4 à 30 m/s avec une sonde hélice pour la mesure de la vitesse de l'air circulant de la cellule.
- un système d'acquisition des données (CR10X Campbell) avec lequel sont reliés les thermocouples, les hygromètres.
- un ordinateur pour le traitement des données, qui sera relié à la centrale d'acquisition et permettra aussi bien de stocker que d'exploiter les données.

III.1.2.1 Présentation de l'acquisition de données et de la chaîne de mesure

III.1.2.1.1 Présentation de la centrale d'acquisition

L'élément principal de la chaîne de mesure est une centrale d'acquisition de données autonome, de type MicroLogger Campbell Scientific CR10X.

Cette centrale d'acquisition est un dispositif complet. Elle se compose de :

- Un pont de mesure de tension de précision (μV)
- Un multiplexeur intégré associé à ce pont permettant 6 voies de mesures différentielles et par conséquent 12 voies unipolaires
- Une mémoire morte (ROM) intégrant les fonctions de conversion mesures/grandeurs physiques
- Une mémoire vive (RAM) dans laquelle sont stockés les programmes d'acquisition.
- Une mémoire de masse intégrée importante permettant le stockage temporaire des données et des générateurs d'impulsion et de tension.

La CR10X est un contrôleur entièrement programmable, contenue dans un module petit, robuste et scellé. Son bornier est présenté sur la **figure III.1** :

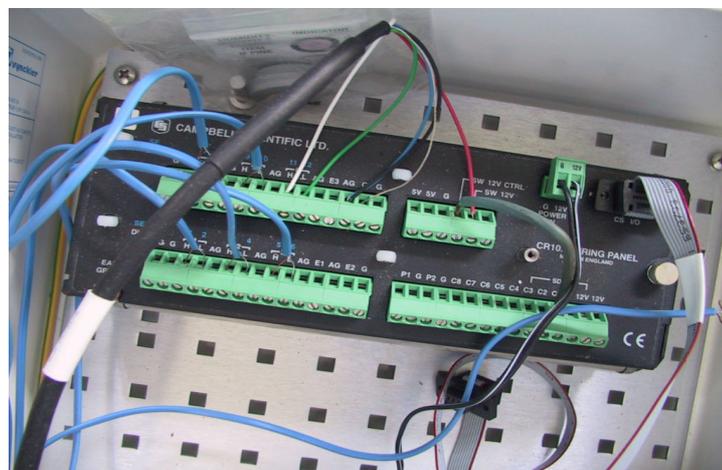


Fig.III.1 : La centrale d'acquisition CR10X

III.1.2.1.2 Câblage de la centrale d'acquisition

La centrale d'acquisition est ensuite reliée à un ordinateur :

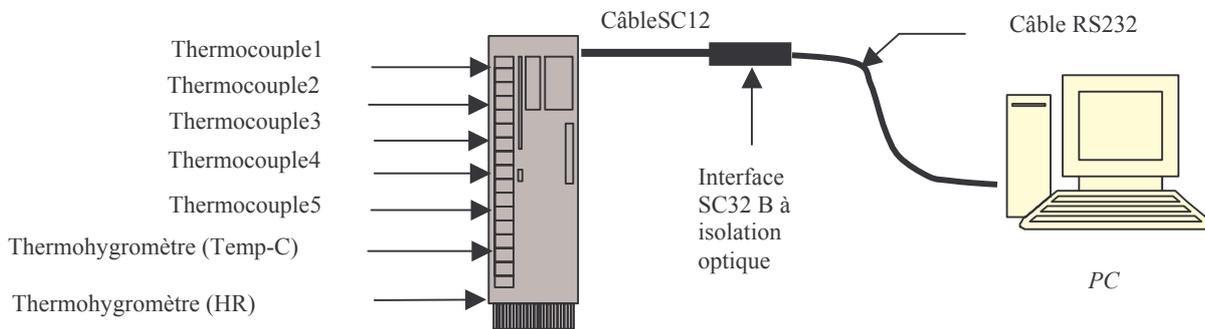


Fig.III.2 : Schéma de câblage de la centrale d'acquisition avec les capteurs et les autres périphériques

Le tableau de câblage de la CR10X (**figure III.4**) permet de voir précisément la disposition des différents capteurs.

Ce tableau de câblage nous servira de « check list » lors de nos campagnes de mesures sur le terrain.

L'ensemble du dispositif se trouve sous l'un des insolateurs comme nous le montre la **figure III.3** :

La centrale d'acquisition est également située dans le compartiment interne de l'insolateur.

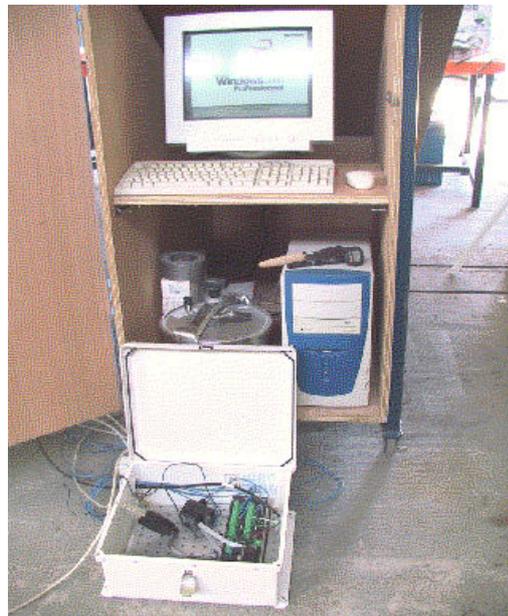


Fig.III.3 : La chaîne d'acquisition

TABLEAU DE CÂBLAGE DE LA CENTRALE D'ACQUISITION CR10X :

	1		2		3		4		5		6	
	Hi	Lo	Hi	Lo								
Entrées analogiques												
Voies hautes & basses des voies différentielles												
Entrées unipolaires	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Nature capteur	Thermocouple		Thermohygromètre									
Nature mesure	Temp. (°C)		Temp. (°C) / HR (%)									
N° capteur	1		2		3		4		5		6	
Loc	5		6		7		8		9		3&4	

Fig.III.4 : Tableau de câblage des capteurs avec la centrale d'acquisition

III.1.2.2 Présentation de la première configuration : Dispositif de modélisation des paramètres de cinétique de séchage des produits

La première configuration se situe dans un esprit d'élaboration de modèle mathématique qui caractérise la cinétique de séchage de la boue.

Cette configuration se présente comme un caisson ayant deux étages en son sein. Un premier étage sur lequel on positionne un panneau qui sert de déflecteur et un second étage sur lequel se repose la claie.

Les figures III.5 à III.7 montrent respectivement la configuration géométrique du module, la vue de profil du petit caisson de dessiccation et la disposition des capteurs à l'intérieur de celui-ci.

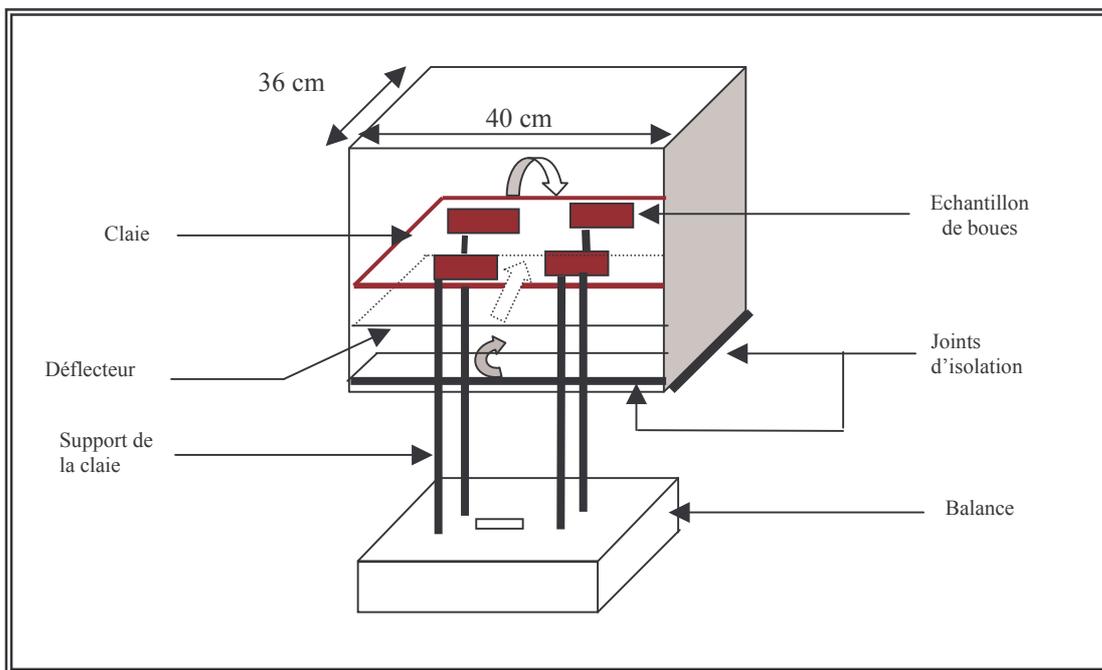


Fig. III.5 : Schéma du module correspondant à la première configuration



Fig. III.6 : Configuration associée à la mesure et établissement des modèles des paramètres de cinétique de séchage du produit étudié

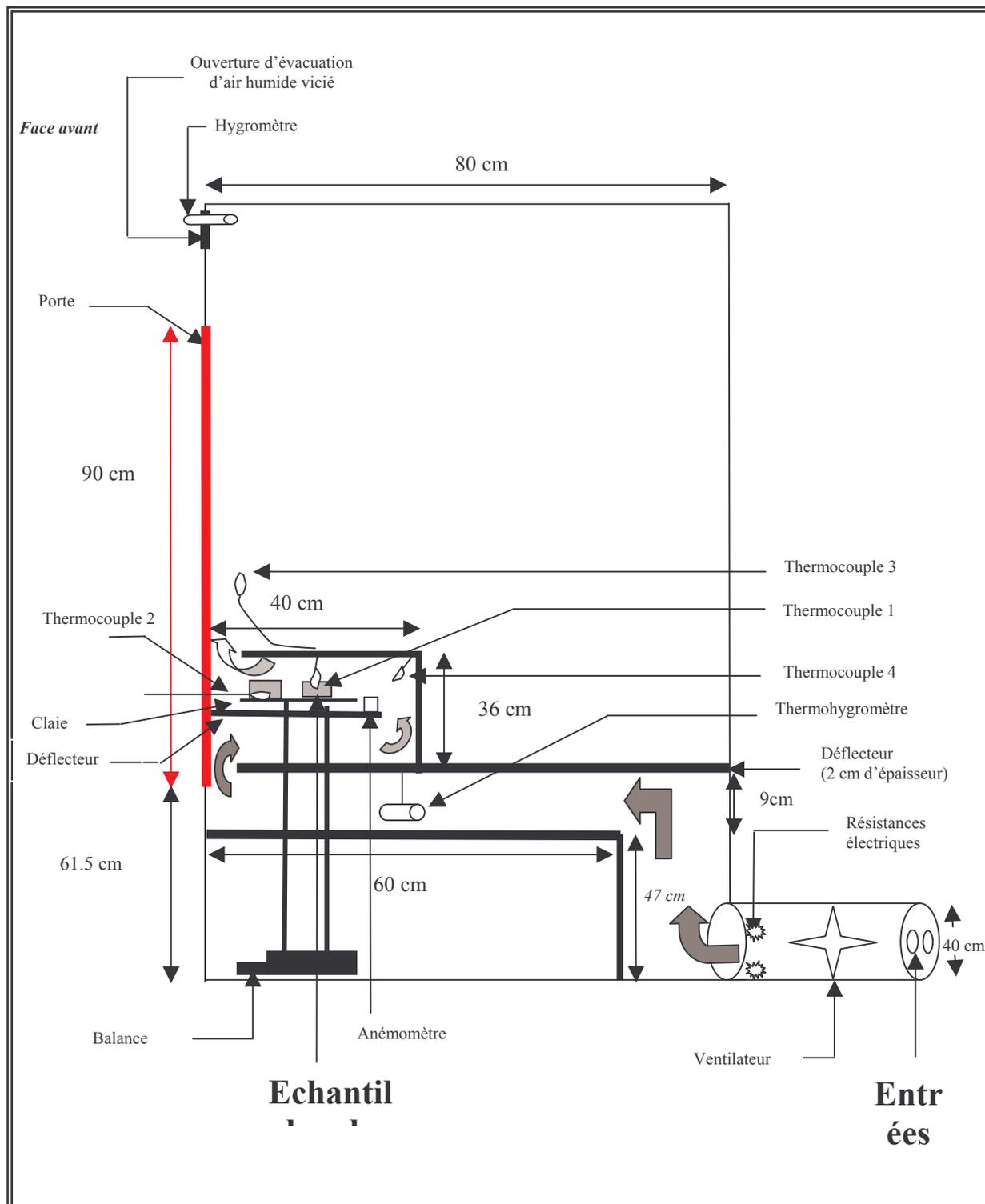


Fig.III.7 : Disposition des différents capteurs à l'intérieur de l'enceinte de séchage correspondant à la modélisation des paramètres de cinétique de séchage

III.1.2.3 Présentation de la seconde configuration : Dispositif de validation

Cette deuxième configuration se situe dans un esprit de validation du modèle établi avec la première configuration.

Dans cette configuration nous envisageons mettre quatre claies et avoir une circulation de l'air asséchant qui serait parallèle aux surfaces des boues afin que le séchage de ces derniers se fasse par léchage dans un but de se rapprocher de la réalité.

La **figure III.8** montre les emplacements des claies pour cette seconde configuration et la vue de face du séchoir lorsque sa porte est ouverte.

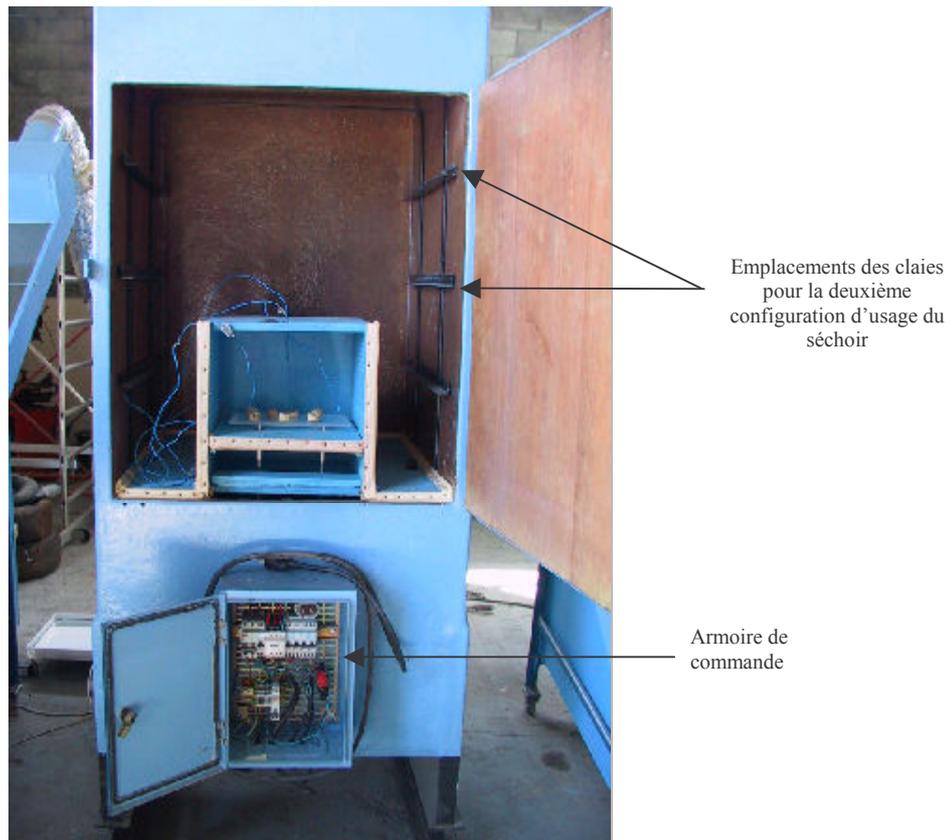


Fig. III.8 : Emplacement des claies et vue de face du dispositif de mesure expérimentale de des paramètres de cinétique séchage

La **figure III.9** schématise la disposition des différents capteurs au sein de l'enceinte de séchage lors de la deuxième configuration. Les différentes flèches indiquent le cheminement de l'air asséchant à l'intérieur de l'armoire de séchage. Un sens influencé par la mise en place de déflecteurs qui assurent à l'air un passage parallèle aux surfaces des échantillons de boues.

Les thermocouples sont disposés de sorte à recueillir des informations sur la température pariétale, la température interne des échantillons de boues au niveau de la claie ou des claies que nous souhaitons étudier et la température de l'armoire de séchage.

Le thermohygromètre a une position fixe. Il se situe avant le passage de l'air sur la première claie. Par contre l'hygromètre possède une position modulable, c'est-à-dire que nous le positionnons selon nos besoins d'information sur l'humidité relative au niveau des claies.

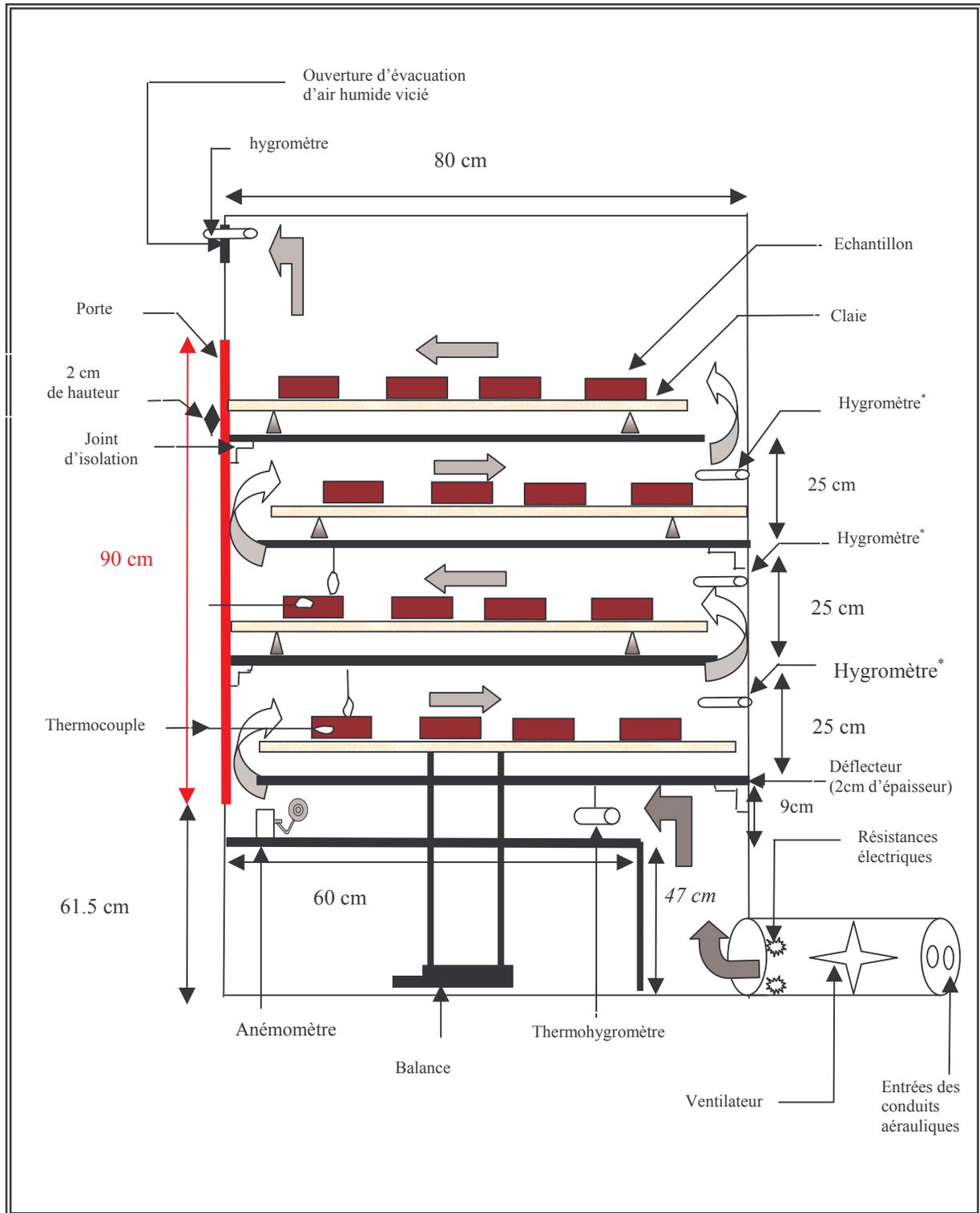


Fig.III.9: Schéma spécifiant la disposition des différents capteurs à l'intérieur de la deuxième configuration

III.2. PROCEDURE EXPERIMENTALE

III.2.1 Détermination de la masse sèche (MS)

La connaissance de la quantité de matière sèche est une donnée importante pour la détermination de l'humidité absolue.

En effet à partir de l'évolution de la masse M de l'échantillon étudié au cours du temps, nous déterminons l'humidité absolue N_s de celui-ci en fonction du temps également.

Par définition, l'humidité absolue N_s d'un produit à un instant donné par :

$$N_s = \frac{M - M_s}{M_s} \quad (\text{III.1})$$

M_s représente la masse de matière sèche contenue dans l'échantillon et est déterminée par différence de poids après séjour de 24 heures de 10 g de l'échantillon au sein d'une étuve de séchage portée à la température de l'ordre de 80°C.

III.2.2. Procédure expérimentale associée à la première configuration

II.2.2.1 Etape 1 : Les Grandeurs mesurées

La mise en place d'une procédure doit être en parfaite cohérence avec l'information que nous voulons approcher, c'est à dire la mesure. Cette dernière n'est autre que la valeur la plus probable de la valeur réelle de la grandeur mesurée.

A travers ce dispositif nous voulons obtenir :

- La température pariétale de la boue
- La température intérieure de la boue
- La température de l'air asséchant
- La température de l'air ambiant
- Humidité relative de l'air asséchant
- Humidité relative de l'air sortant
- Vitesse de l'air asséchant

II.2.2.2. Etape 2 : Choix des capteurs

Cette étape est importante car ces capteurs sont les garants de la fiabilité et de la justesse de nos mesures.

Les différentes températures sont mesurées à partir de thermocouples de type T avec une précision maximale de plus ou moins 0,6°C. Le choix de ces derniers se porte sur la gamme de température qui s'échelonne de 40°C et 350°C. Ils ont été préalablement étalonnés.

L'humidité relative de l'air asséchant est mesurée à l'aide d'un thermohygromètre tandis que l'humidité relative de l'air sortant se mesure à l'aide d'un hygromètre à affichage numérique.

La vitesse de l'air est mesurée grâce à un anémomètre.

Lorsque l'ensemble des capteurs a été choisi il faut les référencer en leur attribuant un numéro afin de ne pas les confondre lors d'éventuelles mesures aberrantes qu'il y a lieu de résoudre.

II.2.2.3. Etape 3 : Câblage de la Centrale d'acquisition

Avant de connecter les capteurs à la centrale d'acquisition, il est important de s'assurer que l'alimentation de la CR10X qui se fait à l'aide d'un transformateur se trouve bien dans un intervalle de 9 à 16 Volts.

En dessous des 9 volts l'acquisition des données est arrêtée sans incidence directe sur le module de mesures et d'acquisitions, et au dessus des 16 Volts, l'utilisateur court un sérieux risque d'endommager la centrale.

On doit s'assurer du câblage des différents périphériques à savoir le câble SC12 qui permet la communication avec la centrale d'acquisition, une interface RS232 à isolation optique SC32B pour la conversion analogique /numérique et pour finir un câble RS232 pour la liaison avec un ordinateur. L'ensemble de ces périphériques doit être branché en série.

Le branchement des thermocouples Cuivre – Constantan se fait dans les entrées analogiques numérotées de 1 à 5.

Les locations ou « Loc » sont des numéros attribués à chaque capteur qui déterminent l'ordre dans lesquels ils sont introduits lors de la programmation de la centrale d'acquisition.

Les bornes marquées 1Hi à Lo6 sont des entrées analogiques. Ces nombres correspondent aux entrées hautes et basses des voies différentielles.

Dans une mesure différentielle, la tension de l'entrée Hi est mesurée par rapport à la tension de l'entrée Lo.

Dans le cas d'une mesure unipolaire, l'entrée Hi comme l'entrée Lo peut-être utilisée chacune comme une voie indépendante pour mesurer la tension par rapport à la masse analogique de la CR10X.

Les voies unipolaires sont numérotées de façon séquentielle en commençant par 1H. Ainsi les côtés Hi et Lo de la voie différentielle 1 sont les voies unipolaires 1 et 2, les côtés Hi et Lo de la voie différentielle 2 sont les voies unipolaires 3 et 4 et ainsi de suite.

Les locations 1 et 2 sont réservées réciproquement à l'affichage de la tension débitée par le transformateur qui alimente la centrale d'acquisition et à l'initialisation de la température de référence qui est celle de la centrale d'acquisition.

Ces informations sont importantes à la bonne marche de la centrale d'acquisition.

On place le Cuivre dans la borne Hi et le Constantan dans la borne Lo.

Le câblage du thermohygromètre est particulier puisque nous avons deux capteurs en un. Nous avons un capteur de température et un capteur d'hygrométrie, ces derniers se connectent directement sur une entrée différentielle.

De plus comme ce capteur doit bénéficier d'une alimentation, on doit le relier à l'alimentation 12 Volts du bornier.

Au branchement final du thermohygromètre s'ajoute un cavalier (un fil quelconque) qui relie le port de contrôle 1 et le contrôle du 12 Volts commuté.

Il convient de noter que la borne de contrôle commuté sera en permanence endommagée si une tension de 12 Volts y est appliquée. Il est absolument à proscrire de connecter 12 Volts à cette borne.

II.2.2.4. Etape 4 : Disposition des échantillons

Les échantillons de boues ont une forme cylindrique dans un premier temps en utilisant un moule de 2 cm de hauteur et 8 cm de diamètre mais cette forme pourrait éventuellement évoluer si cela ne nous satisfait pas (**Figure III.10**). A titre d'exemple, les échantillons pourraient également être sous forme de bretzel.



Fig.III.10: Disposition des échantillons dans le cas de banane

II.2.2.5. Etape 5 : Disposition des capteurs

La disposition des capteurs dépend bien évidemment de la grandeur que nous voulons mesurer.

a. Mesure de la température pariétale

Le thermocouple utilisé doit se situer perpendiculairement à la surface de la boue. De plus, il doit suivre un fil rigide qui est, lui aussi, situé à la normale de la surface afin de ne pas subir les fluctuations de l'air asséchant car le thermocouple devrait se situer à l'interface air-produit (**Figure III.11**).

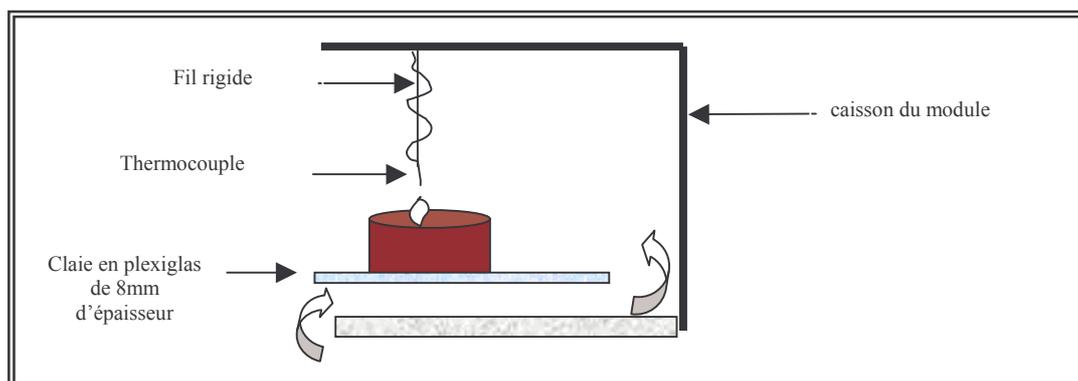


Fig.III.11 : Mesure de la température pariétale

b. Mesure de la température de la boue

Pour cette mesure le thermocouple doit être directement mis dans la boue à une hauteur correspondant à la moitié de celle de la boue en faisant attention de ne pas endommager la soudure. L'entrée du thermocouple se fait par le haut afin d'éviter que trop de fil se balade dans le caisson (**Figure III.12**).

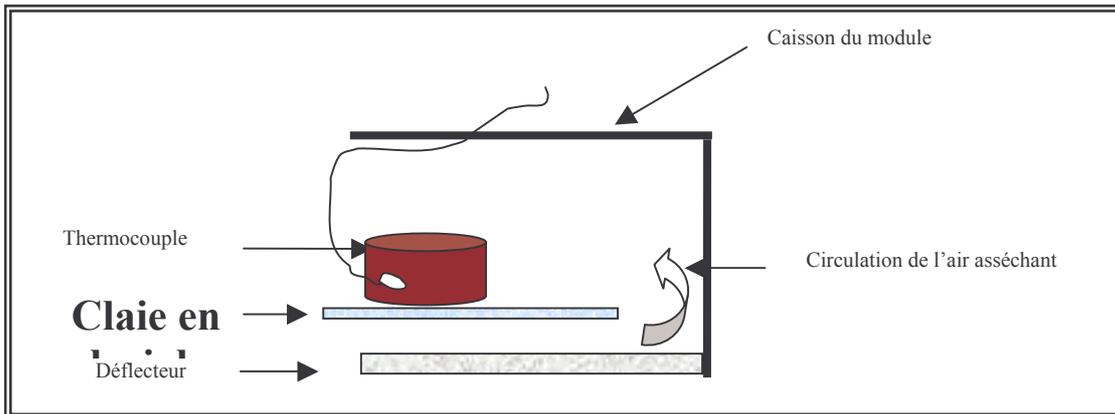


Fig. III.12 : Schéma du dispositif permettant la mesure de la température de la boue

c. Mesure de la température de sortie

Un thermocouple se situe à la sortie du caisson. Lui aussi doit être enroulé autour d'un fil rigide afin de ne pas être perturbé par les fluctuations de l'air asséchant (**Figure III.13**).

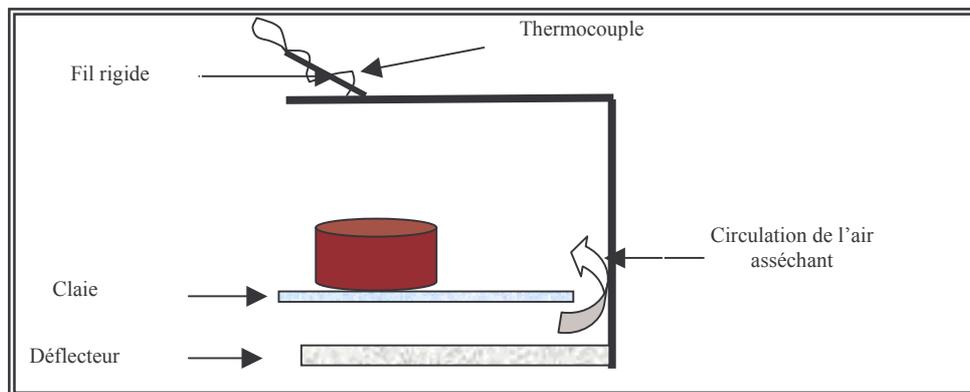


Fig. III.13 : Schéma du dispositif permettant la mesure de la température de sortie

d. Mesure de l'humidité relative de l'air asséchant et de sa température

Ces deux mesures se font à l'aide d'un thermohygromètre. Ce dernier se trouve en amont du module, la sonde du capteur est fixée à l'aide d'un collier rattaché à un fil rigide comme nous le montre le dessin suivant, étant donné qu'il subit très fortement le souffle de l'air asséchant (**Figure III.14**):

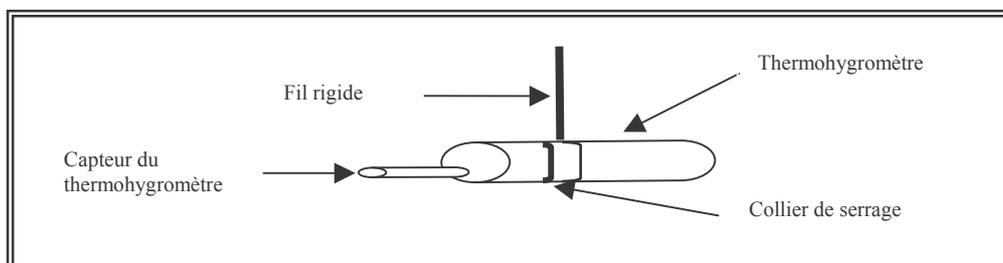


Fig. III.14 : Schéma de fixation du thermohygromètre

L'anémomètre est disposé comme indiqué sur la **figure III.5** :

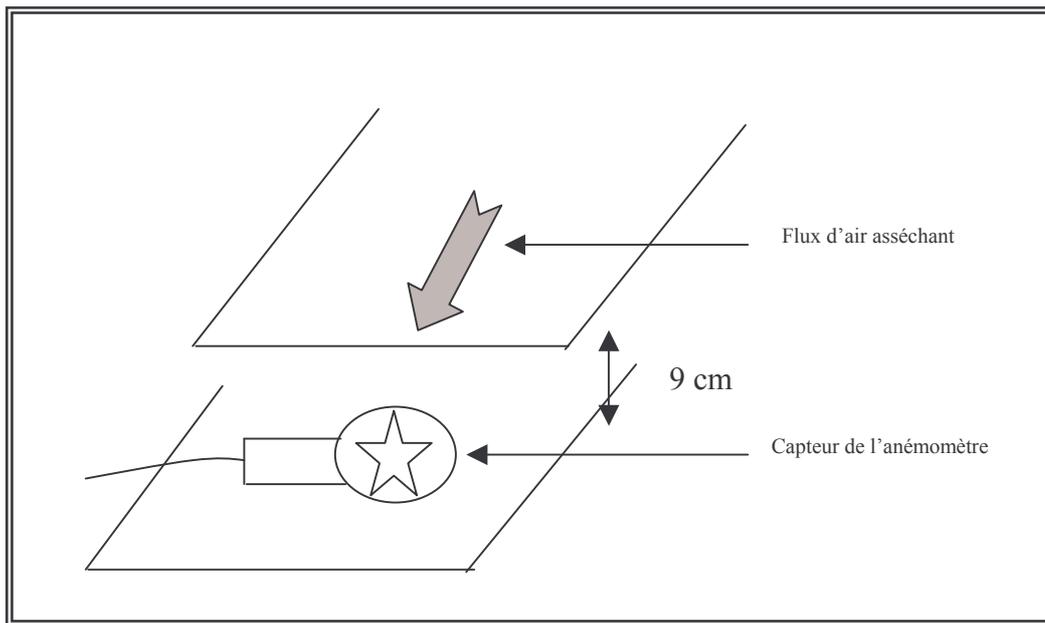


Fig. III.15 : Schéma de positionnement de l'anémomètre

Le capteur de l'anémomètre doit se positionner perpendiculairement au flux d'air asséchant et se placer au niveau de la claie lorsque celle-ci est vide.

De plus, le capteur ne doit pas se positionner près des parois car si le capteur se trouve trop près des parois, la vitesse mesurée ne correspondrait pas à la vitesse réelle due aux frottements de l'air sur les parois, ce qui nous donnerait une vitesse plus faible par rapport à celle à la sortie du ventilateur.

L'hygromètre à affichage numérique qui mesure l'humidité relative à la sortie doit se trouver au niveau des fenêtres d'évacuation comme indiqué ci-dessous :

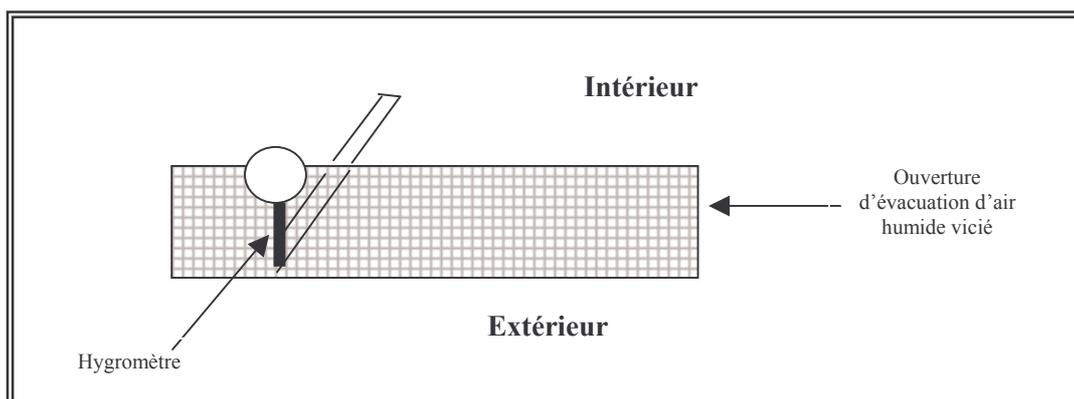


Fig. III.16 : Positionnement de l'hygromètre

II.2.2.6. Etape 6 : Lancement des mesures

L'ensemble des capteurs étant positionné et branché, toute la chaîne d'acquisition est prête à fonctionner.

La procédure de programmation étant déjà faite à l'aide du logiciel PC 208W, il suffit de lancer l'acquisition des données.

Dans les premières heures il est conseillé de suivre minute par minute, qui sera notre temps de scrutation, les données recueillies afin d'apercevoir d'éventuelles erreurs de mesure qui pourraient provenir de la programmation ou des capteurs malencontreusement endommagés lors de leur installation.

III.3. MISE EN ŒUVRE DE L' EXPERIMENTATION POUR DES PRODUITS AGRO-ALIMENTAIRES

Le pilote expérimental et la chaîne d'acquisition étant opérationnels, nous pouvons à présent nous concentrer sur la mesure des grandeurs désirées.

Néanmoins, le séchage thermique des boues des stations d'épuration n'a pas pu être expérimenté pour le moment sur site, due à une mise au point du dispositif plus longue que prévu.

Nous nous sommes donc concentrés sur le séchage thermique en laboratoire du riz, de l'ananas et de la banane. L'exploitation des mesures consiste donc essentiellement à mettre en évidence la cinétique de séchage des produits cités précédemment.

Ainsi, l'expérimentation de séchage menée sur le riz cuit a pour objectif d'établir un modèle de sa cinétique de séchage. Par contre, les modèles de cinétique de séchage de l'ananas et de la banane étant déjà disponible dans la littérature, nous nous limitons tout simplement à la comparaison modèle-mesures pour ces deux produits.

III.3.1 Séchage du riz cuit

III.3.1.1 Conditions expérimentales

La préparation des échantillons de riz nécessite au préalable que ces derniers soient cuits au bain marie durant une bonne vingtaine de minutes, en surveillant sa cuisson afin que ce dernier n'est pas un aspect trop cuit mais plutôt pâteux.

Nous avons donné au riz une forme cylindrique de 8.4 cm de diamètre et de 2.6 cm d'épaisseur.

III.3.1.2 Variation de la teneur en eau du produit

L'évolution de l'humidité absolue et de la masse apparente de l'échantillon de riz cuit est présentée sur la **figure III.17**. Il est évident que ces deux courbes adoptent la même allure dans la mesure où ces deux paramètres ne sont pas indépendants mais liés par une relation linéaire. Nous pouvons noter sur cette représentation que les pentes de ces deux courbes sont de moins en moins prononcées plus nous avançons dans le temps.

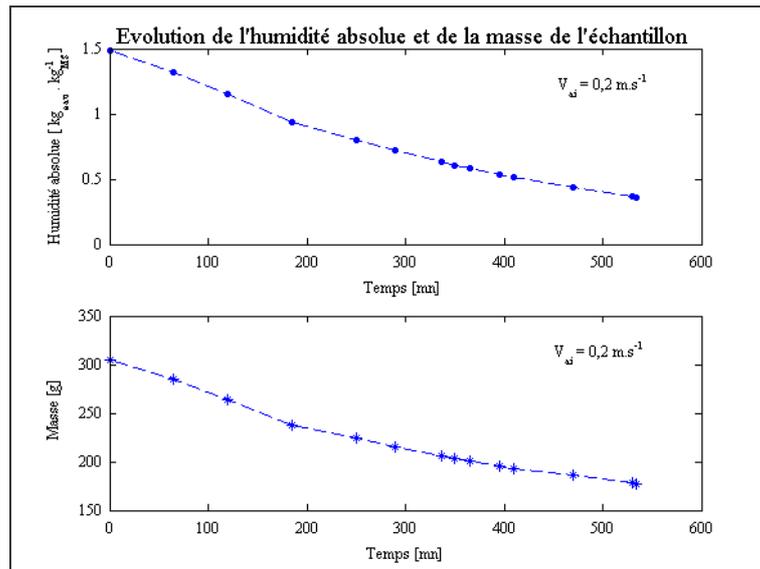


Fig. III.17 : Evolution de l'humidité absolue et de la masse apparente

Nous retrouvons ainsi les mêmes résultats obtenus antérieurement par de nombreux auteurs concernant la décroissance de la vitesse de séchage du produit à partir d'un moment bien défini de l'opération de dessiccation. En plus du fait que le transport par capillarité ou par diffusion des molécules d'eau du sein du produit vers sa paroi externe devient de plus en plus difficile au fil du temps, une autre raison attribuée à cet affaiblissement de la vitesse de séchage est le rétrécissement volumétrique de l'échantillon qui se traduit par une réduction de la surface de transfert effective entre l'air asséchant et le produit à sécher.

III.3.1.3 Développement des modèles liés aux paramètres de cinétique de séchage du riz cuit

III.3.1.3.1 Courbe de séchage

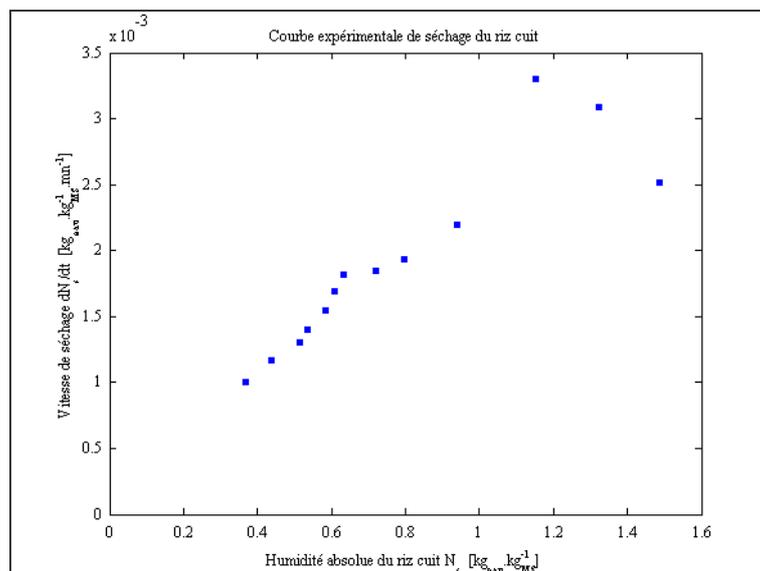


Fig. III.18: Courbe caractéristique expérimentale de séchage du riz cuit

La **figure III.18** présente la courbe de séchage du riz cuit. Cette représentation nous montre les phases couramment rencontrées lors du séchage des produits hygroscopiques, à savoir : la phase d'échauffement, suivie de la phase à vitesse constante, et enfin, la phase de décroissance de cette vitesse de séchage.

III.3.1.3.2 Formulation mathématique du modèle de la vitesse de séchage du riz cuit

Le riz préalablement cuit étant un produit hygroscopique, nous avons adopté la forme générale exprimant la vitesse de séchage des produits agroalimentaires :

$$\frac{dN_s}{dt} = -k.(N_s - N_{se}) \quad (III.2)$$

où k représente la constante de séchage [mn^{-1}] tandis que N_{se} désigne l'humidité absolue d'équilibre hygroscopique du produit [$kg_{eau}.kg^{-1}_{MS}$].

Ainsi, développer un modèle de vitesse de séchage de cette denrée revient à exprimer analytiquement sa constante de séchage en fonction de quelques paramètres influents sur sa dessiccation. Pour ce faire, nous avons utilisé les valeurs expérimentales des paramètres suivants :

- température pariétale du produit T_p [K],
- humidité relative de l'air à l'entrée de l'enceinte Hr [%],
- humidité absolue de l'échantillon étudié N_s [$kg_{eau}.kg^{-1}_{MS}$]

Pour le choix de l'expression analytique de k , nous avons opté pour une loi en puissance s'écrivant de la manière suivante :

$$k = k_0.T_p^{k_1}.Hr^{k_2} \quad (III.3)$$

où k_0 est une constante ayant la même dimension que k [mn^{-1}] alors que k_1 et k_2 sont des constantes adimensionnelles.

Par ailleurs, la connaissance d'un modèle de l'isotherme de désorption du produit est souvent indispensable pour l'étude de prédiction théorique du comportement d'un quelconque séchoir destiné à son séchage. Parmi les nombreux modèles disponibles dans la littérature, nous avons sélectionné celui, proposé par Maroulis et al. [**Maroulis, 88**], qui formule l'humidité absolue d'équilibre hygroscopique N_{se} du produit comme suit :

$$N_{se} = b_1 \cdot \exp\left(\frac{b_2}{T_p}\right) \cdot \left(\frac{a_w}{1 - a_w}\right)^{b_3} \quad (III.4)$$

dans laquelle, b_1 , b_2 et b_3 sont des constantes empiriques tandis que a_w représente l'activité de l'eau dans le produit.

Il est à noter que lorsque le produit entre en équilibre hygroscopique avec l'air asséchant, il n'y a plus d'échange massique et le gradient de pression partielle de vapeur entre le produit et l'air s'annule, ce qui résulte que l'activité de l'eau dans le produit est identique à l'humidité relative de l'air en terme décimal [**Daguenet, 85**]. Nous pouvons alors prendre :

$$a_w = \frac{Hr}{100} \quad (III.5)$$

Afin de déterminer les constantes k_0 , k_1 , k_2 , b_1 , b_2 et b_3 , nous avons employé la méthode des moindres carrés qui consiste à minimiser la somme S^2 des écarts pondérés entre les valeurs expérimentales $N_{s,exp}$ et celles simulées $N_{s,sim}$ de l'humidité absolue du produit étudié, telle que :

$$S^2 = \sum_{i=1}^n w_i (N_{s,exp} - N_{s,sim})^2 \quad (III.6)$$

où w_i étant des poids et n désignant le nombre des valeurs expérimentales.

Le calcul de chaque valeur de $N_{s, \text{sim}}$ a été effectué à l'aide de l'expression suivante :

$$N_s = N_{se} + (N_{si} - N_{se}) \cdot \exp(-k.t) \quad (\text{III.7})$$

qui résulte de l'intégration par rapport au temps t [mn] de la relation (III.2), N_{si} étant l'humidité absolue initiale du produit [$\text{kg}_{\text{eau}} \cdot \text{kg}^{-1}_{\text{MS}}$].

Aussi, après minimisation de la fonction S^2 par le biais de l'algorithme de Levenberg-Marquardt, nous obtenons les résultats ci après :

❖ *vitesse de séchage* du riz cuit :

$$\frac{dN_s}{dt} = -2,18 \cdot T_p^{-0,98} \cdot \text{Hr}^{0,64} \cdot (N_s - N_{se}) \quad \text{en } [\text{kg}_{\text{eau}} \cdot \text{kg}^{-1}_{\text{MS}} \cdot \text{mn}^{-1}] \quad (\text{III.8})$$

❖ *courbe de l'isotherme de désorption*

$$N_{se} = -0,25 \cdot \exp\left(-\frac{0,41}{T_p}\right) \cdot \left(\frac{a_w}{1 - a_w}\right)^{2,04} \quad \text{en } [\text{kg}_{\text{eau}} \cdot \text{kg}^{-1}_{\text{MS}}] \quad (\text{III.9})$$

En guise de validation du modèle proposé, nous avons confronté les résultats obtenus à partir des formules établies avec ceux récoltés expérimentalement. La **figure III.19** met en évidence la concordance entre les courbes expérimentales et théoriques.

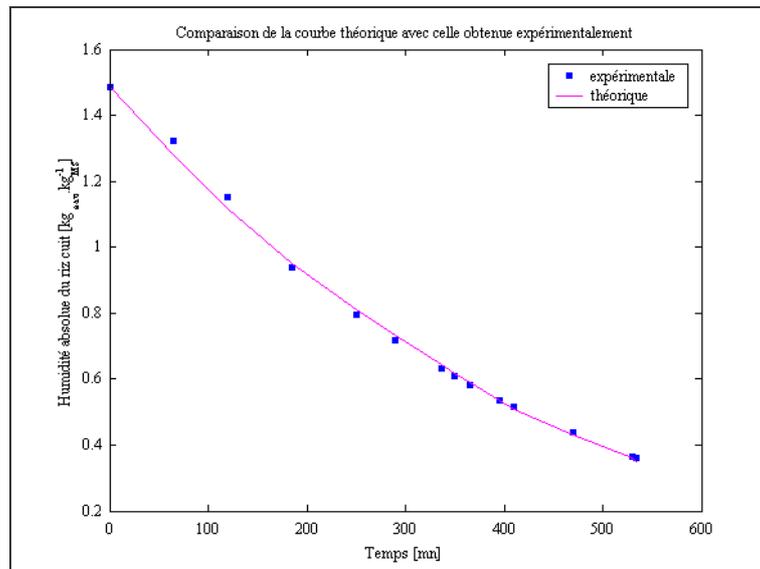


Fig. III.19 : Mise en évidence de la concordance des courbes expérimentales et théoriques

III.3.1.3.3 Détermination du coefficient d'échange massique global

La vitesse de séchage peut encore s'écrire sous la forme suivante [Ramamonjisoa, 93] :

$$\frac{dN_s}{dt} = h_m \cdot (\text{Hr} \cdot C_s(T_p) - C_v(T_{ai})) \quad (\text{III.10})$$

avec

h_m : coefficient d'échange massique global [$\text{kg}_{\text{eau}} \cdot \text{kg}^{-1}_{\text{MS}} \cdot \text{mn}^{-1}$]

$C_v(T_{ai})$: fraction massique de vapeur d'eau dans l'air [$\text{kg} \cdot \text{kg}^{-1}$] et qui est calculé par :

$$C_v = \frac{0,622.P_v}{P - 0,378.P_v} \quad (\text{III.11})$$

avec

P : pression totale atmosphérique (P = 101325 Pa)

P_v : pression partielle de vapeur d'eau dans l'air [Pa] donné par

$$P_v = Hr.P_{vs}(T_{ai}) \quad (\text{III.12})$$

P_{vs}(T_{ai}) : pression de vapeur saturante [Pa] à la température T_{ai} [K] de l'air asséchant et qui est calculé suivant le modèle de Hyland & Wexler [Hyland, 83] :

- pour 223,15 K ≤ T < 273,15 K

$$\begin{aligned} \ln(P_{vs}) = & -5,6745.10^3/T - 0,5152 - 9,6778.10^{-3}.T + 6,2216.10^{-7}.T^2 \\ & + 2,0748.10^{-9}.T^3 - 9,4840.10^{-13}.T^4 + 4,1635.\ln(T) \end{aligned} \quad (\text{III.13})$$

- pour 273,15 K ≤ T ≤ 473,15 K

$$\begin{aligned} \ln(P_{vs}) = & -5,8002.10^3/T - 5,5163 - 4,8640.10^{-2}.T + 4,1765.10^{-5}.T^2 \\ & - 1,4452.10^{-8}.T^3 + 6,5460.\ln(T) \end{aligned} \quad (\text{III.14})$$

C_s(T_p) : fraction massique de vapeur saturante à la surface du produit [kg.kg⁻¹] et qui est déterminé de manière analogue que C_v(T_{ai}) en remplaçant P_v dans la relation (III.11) par la pression de vapeur saturante P_{vs}(T_p) à la température pariétale du produit.

Connaissant les autres paramètres, nous pouvons déterminer le coefficient d'échange massique global h_m. En effet, en dérivant membre à membre par rapport au temps t [mn] la relation (III.7), nous avons :

$$\frac{dN_s}{dt} = -k.(N_{si} - N_{se}) . \exp(-k.t) \quad (\text{III.15})$$

ce qui nous permet d'écrire :

$$h_m = - \frac{k.(N_{si} - N_{se}) . \exp(-k.t)}{Hr.C_s(T_p) - C_v(T_{ai})} \quad (\text{III.16})$$

Compte tenu des relations (III.7) et (III.16), nous pouvons affirmer qu'il existe une relation bi-univoque entre l'humidité absolue N_s du produit et le coefficient d'échange massique global h_m. Par conséquent, nous pouvons établir une relation donnant h_m en fonction uniquement de N_s. Pour cela, nous avons adopté un modèle de la forme suivante :

$$h_m = -\exp\left(a_1.N_s^{a_2}\right) \quad (\text{III.17})$$

Les constantes a₁ et a₂ sont également déterminées par l'intermédiaire de la méthode des moindres carrés. Cependant, afin de faciliter la détermination de la fonction d'approximation, nous avons fait intervenir l'humidité critique (N_{scr} = 1,15 kg_{eau}/kg_{MS}) séparant la phase à vitesse constante de la phase de ralentissement. En conséquence, nous avons deux groupes de constantes :

- pour la phase d'échauffement et celle de la vitesse constante : ($N_{scr} \leq N_s \leq N_{si}$)

$$\begin{aligned} a_1 &= 3,47 \\ a_2 &= 1,23 \end{aligned}$$

- pour la phase de ralentissement de la vitesse de séchage : ($N_{se} \leq N_s \leq N_{scr}$)

$$\begin{aligned} a_1 &= 4,20 \\ a_2 &= 0,13 \end{aligned}$$

La **figure III.20** montre les 2 courbes obtenues avec le modèle proposé ainsi que la nuage des points résultant des mesures expérimentales.

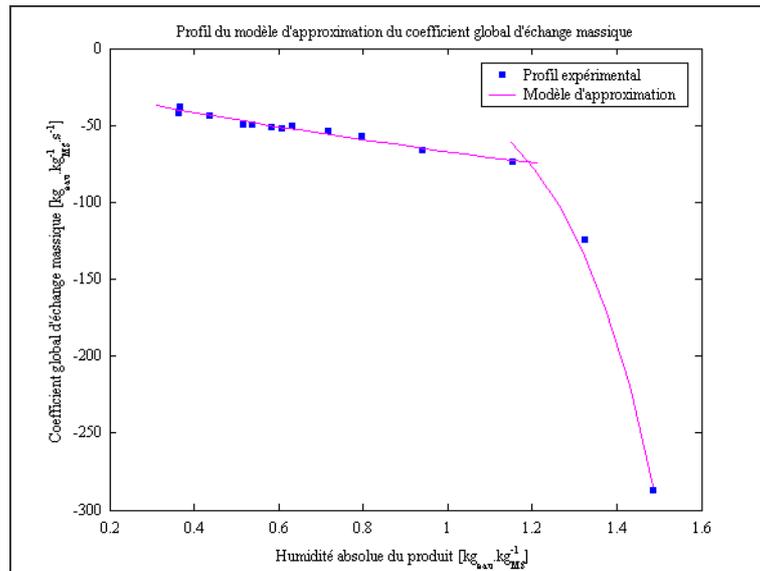


Fig. III.20 : Profil du modèle d'approximation du coefficient global d'échange massique

III.3.2 Séchage de la banane

III.3.2.1 Présentation du modèle de cinétique de séchage de la banane

Le tracé du modèle de cinétique de séchage est souvent appelé courbe caractéristique de séchage. Pour la modélisation du séchage de la banane un modèle est proposé par Khedhari [Khedhari, 94]. Il est le suivant :

$$\frac{dN_s}{dt} = [h_{re}.C_s(T_p) - C_v] \sum_{i=0}^m D_i N_s^i \quad (III.18)$$

avec

C_s : Fraction massique de vapeur saturante à la surface du produit [kg.kg⁻¹]

C_v : Fraction massique de vapeur d'eau dans l'air [kg.kg⁻¹]

$\frac{dN_s}{dt}$: Vitesse de séchage [kg_{eau}.kg_{MS}⁻¹.s⁻¹]

N_s : Humidité absolue du produit [kg_{eau}.kg_{MS}⁻¹]

T_p : Température pariétale du produit [K]

h_{re} : Humidité relative de l'air asséchant en équilibre avec le produit [%] et qui se détermine à l'aide de la relation d'Henderson [Henderson, 52] :

$$h_{re} = 100 \left[1 - \exp\left(-\frac{9}{5} \cdot K \cdot T_p \cdot N_s^n\right) \right] \quad (III.19)$$

dans laquelle K et n sont des constantes dépendant du produit et dont les valeurs relatives au cas de la banane sont :

$$K = 7,075 \cdot 10^{-5}$$

$$n = 1,21$$

D_i : Coefficients polynomiaux spécifiques au produit (voir **Tableau III.1**)

Tableau III.1 : Coefficients D_i de la relation (III.18) pour la banane

$D_0 = 9,5450 \cdot 10^{-4}$	$D_1 = 7,1902 \cdot 10^{-6}$	$D_2 = 3,3058 \cdot 10^{-3}$
$D_3 = -1,9139 \cdot 10^{-3}$	$D_4 = 3,4018 \cdot 10^{-4}$	$D_5 = 4,6653 \cdot 10^{-5}$

I.3.2.2 Comparaison Modèle-Mesures

Les valeurs expérimentales sont donc confrontées aux valeurs simulées (**Figure III.21**). Le résultat obtenu est le suivant :

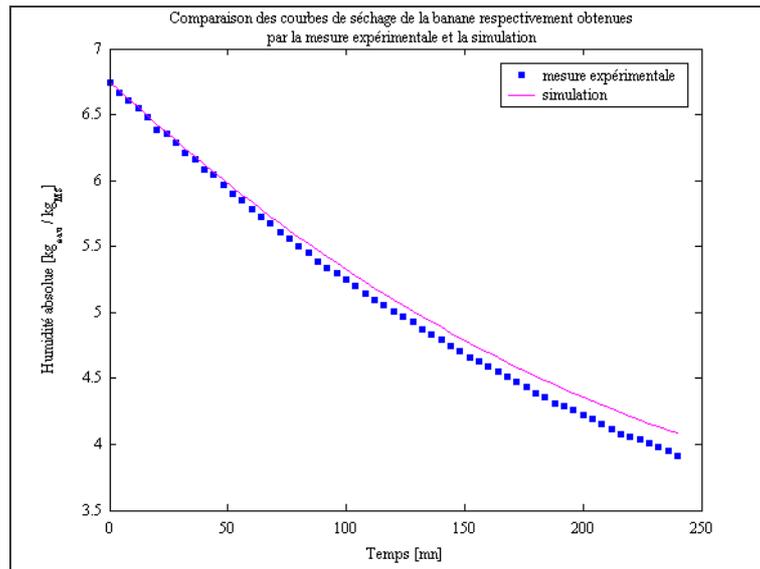


Fig. III. 21: Courbes des valeurs simulées et expérimentales

La **figure III.21** montre que l'allure de la courbe relative aux valeurs simulées épouse bien celle obtenue expérimentalement ; l'erreur quadratique moyenne étant calculée à environ 1%.

III.3.3 Séchage de l'ananas

III.3.3.1 Présentation du modèle de cinétique de séchage

Le modèle de cinétique de séchage de l'ananas de Ramamonjisoa [Ramamonjisoa, 93], sur lequel nous nous sommes appuyés, se présente de la manière suivante :

$$\frac{dN_s}{dt} = - \exp\left(\frac{-2049,25}{T} + \frac{0,625 \cdot 10^{-2}}{e} - 1,53 \cdot 10^{-2} \cdot Hr - 3,23\right) \cdot (N_s - N_{se}) \quad (III.20)$$

avec

T : Température de séchage [K]

e : Epaisseur du produit [m]

Hr : Humidité relative de l'air asséchant [%]

N_s : Humidité absolue du produit [$\text{kg}_{\text{eau}} \cdot \text{kg}_{\text{MS}}^{-1}$]

N_{se} : Humidité absolue d'équilibre du produit [$\text{kg}_{\text{eau}} \cdot \text{kg}_{\text{MS}}^{-1}$]

La courbe de désorption de l'ananas est définie par la formule d'Henderson (relation III.19) telle que

$$K = 2,856 \cdot 10^3$$

$$n = 0,877$$

III.3.3.2. Comparaison modèle-mesures

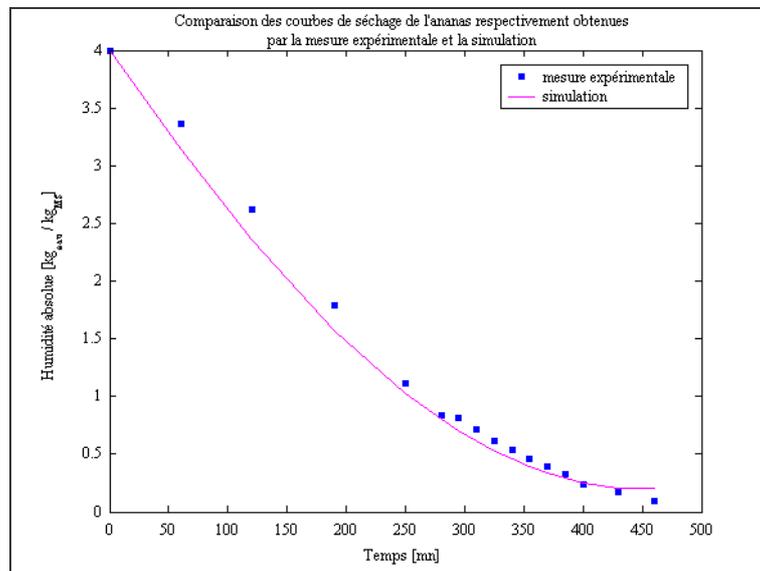


Fig. III. 22 : Comparaison des courbes de séchage de l'ananas obtenues expérimentalement et par la simulation

Pareillement qu'au cas de la banane, nous pouvons affirmer en guise de commentaire de la figure III.22 que la courbe théorique du séchage de l'ananas se concorde parfaitement avec celle obtenue expérimentalement.

CONCLUSION

Le dispositif de mesure expérimentale des paramètres de cinétique de séchage présenté dans ce chapitre est totalement opérationnel. Les procédures expérimentales liées à son usage sont bien maîtrisées.

Par ailleurs, l'essai pour la mise en œuvre d'expérimentation sur le riz cuit nous a permis de développer un modèle de cinétique de séchage de ce produit.

Aussi, espérons-nous que la campagne de mesure pour la caractérisation des boues d'épuration pourra avoir lieu incessamment.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES DE LA DEUXIEME PARTIE

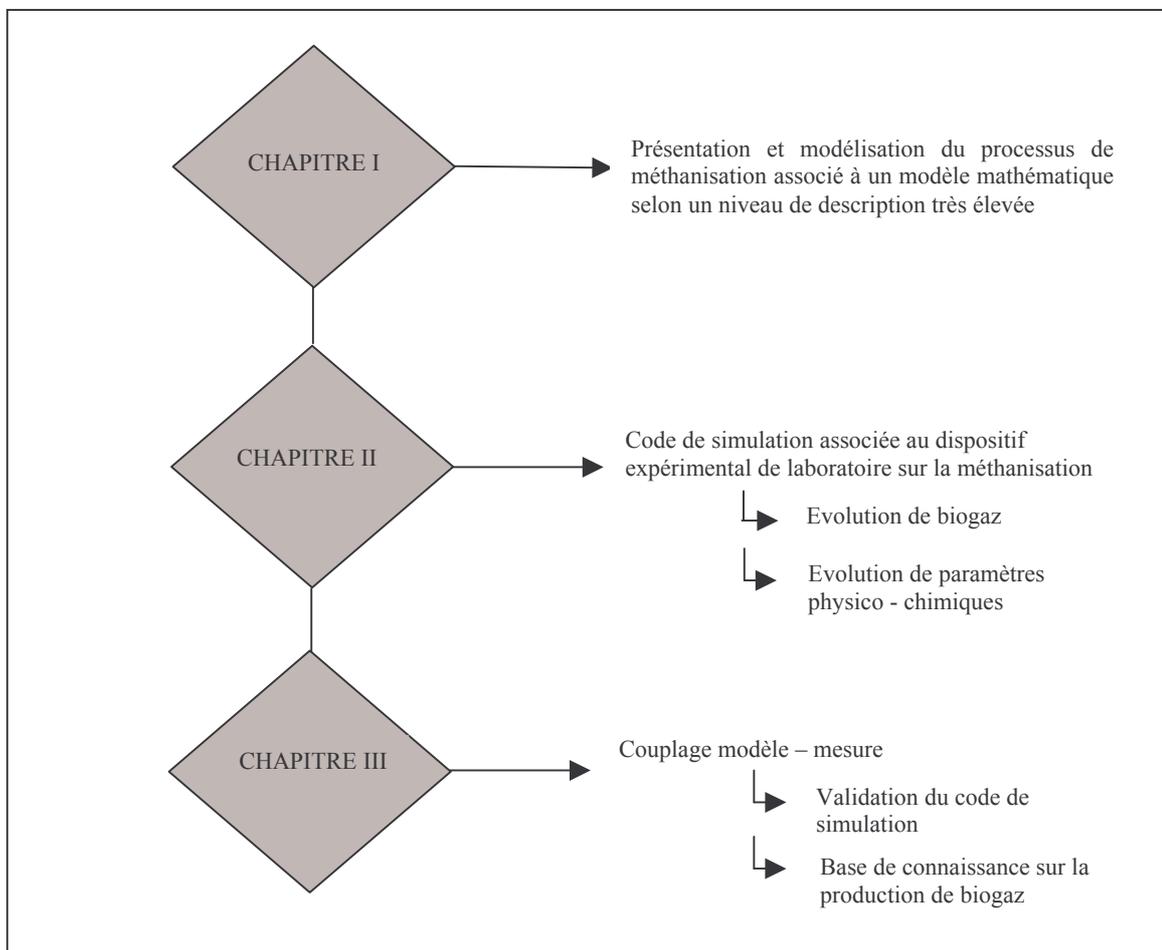
- [Alidina, 91] M. E. Alidina.
« Faisabilité technico-économique d'un séchoir hybride réalisé à partir d'un hangar métallique. Application au séchage du paddy ». Thèse Sci., Université de Poitiers. (1991).
- [BCEOM, 01] BCEOM.
« Schéma départemental de gestion et d'élimination des boues des stations d'épuration de la Réunion. Phase I : Réglementation relative au conditionnement et l'élimination des boues d'épuration ». (2001).
- [Chassériaux, 84] J.M. Chassériaux.
« Conversion thermique du rayonnement solaire ». Bordas, Paris, France, (1984).
- [Cooley, 65] J. W. Cooley & J. W. Tukey.
« An algorithm for the machine calculation of complex Fourier series ». *Math. Computat.*, Vol. 19, pp.297-301, (1965).
- [Cukier, 73] R.I. Cukier, C.M. Fortuin, K.E. Shuler, A.G. Petschek & J.H. Schaibly.
« Study of the Sensitivity of Coupled Reaction Systems to Uncertainties in Rate Coefficients, Part I Theory ». *Journal of Chemical Physics*. Vol. 59, pp. 3873-3878. (1973).
- [Daguenet, 85] M. Daguenet.
« Les séchoirs solaires : théories et pratiques ». ISBN 92-3-202375-X. UNESCO, (1985).
- [Grozdanov, 86] Grozdanov.
« Détermination théorique des distributions spatio-temporelles des températures de l'enceinte d'une serre et de son sous-sol ». Thèse Sci. Université de Perpignan. (1986).
- [Henderson, 52] Henderson S.M.
"A basic concept of equilibrium moisture"
Agric.Eng. Vol.33, N°1, pp29-32, (1952)
- [Hyland, 83] R.W. Hyland, A. Wexler.
« Formulations for the thermodynamic properties of the dry air from 173.15K to 473.15K and of saturated moist air from 173.15K to 373.15K at pressure to 5Mpa ». *American Society of Heating, Refrigeration and Air-conditioning Engineers Transactions*. 89(2A). pp 520-535. (1983).

- [Khedhari, 94] J.Khedhari
« Détermination expérimentale de la vitesse de séchage de denrées agroalimentaires ». *Revue générale de la COMPLES, Acte du colloque International (Perpignan-France), 29-30 Septembre 1994*
- [Kittas, 80] C. Kittas.
« Contribution théorique et expérimentale à l'étude du bilan d'énergie des serres ».
Thèse Docteur-Ingénieur, Université de Perpignan. (1980).
- [Léonard, 99] A. Léonard, T. Salmon, O. Janssens, M. Crine.
« Kinetics modelling of convective heat drying of wastewater treatment sludge », *Acte du Congrès ECCE2-1999*.
- [Léonard, 00] A. Léonard & M. Crine.
« Relation between convective drying kinetics and shrinkage of wastewater treatment sludges ». *Proceedings of the 12th International Drying Symposium IDS2000, 28-31 August 2000, Noordwijkerhout, The Netherlands - EFCE Event Number 613 -Elsevier Science BV. (2000)*.
- [Li, 01] Yuguo Li, Angelo Delsante
« Natural ventilation induced by combined wind and thermal forces ». *Building and Environment - Vol. 36, pp 59-71. (2001)*.
- [Luikov, 66] A.V. Luikov.
« Heat and Mass transfer on capillary porous bodies ». *Pergamon Press. (1966)*.
- [Mara, 00] T.A. Mara.
« Contribution à la validation d'un logiciel de simulation du comportement thermo-aéraulique du bâtiment : Proposition de nouveaux outils d'aide à la validation ».
Thèse Sci. Université de La Réunion, (2000).
- [Maroulis, 88] : Z.B. Marouli, E. Tsami & D. Marinos-Kouris.
« Application of the GAB model to the moisture sorption isotherms for dried fruits ». *Journal of Food Engineering. Vol 7. pp 63-78. (1988)*
- [MATLAB, 84] The Maths Works, inc.
- [Morris, 91] M.D. Morris.
« Factorial Sampling Plans for preliminary computational Experiments », *Technometrics, Vol. 33 (2), pp. 161- 174.(1991)*.
- [Rakotondramiarana, 97] H.T. Rakotondramiarana.
« Evaluation des systèmes énergétiques de séchage solaire réalisés à l'Institut pour la Maîtrise de l'Energie de 1982 à 1997 ». *Mémoire de DEA. Université d'Antananarivo. (1997)*.

- [Rakotondramiarana, 02]** H.T. Rakotondramiarana.
« Etude théorique du séchage des boues des stations d'épuration dans une serre dont la ventilation est assurée par des ouvertures dénivelées pratiquées sur deux façades opposées et inclinées par rapport à l'horizontale ». *Actes du colloque : Journée Scientifique 2002, Génie énergétique et génie de l'environnement*. Université de La Réunion, Université de l'Océan Indien. (2002).
- [Ramamonjisoa, 93]** B.O.A. Ramamonjisoa (1993).
« Contribution au développement de séchoirs à chauffage partiellement solaire à la Réunion. Mise au point d'un dispositif de mesure de vitesse de séchage en couche mince et d'un code de calcul d'abaques de dimensionnement ».
Thèse Sci. Université de La Réunion,(1993)
- [Rousseau, 96]** P.G Rousseau, E.H Mathews
« A new integrated design tool for naturally ventilated buildings ». *Energy and buildings* – Vol. 23, pp 231-236. (1996).
- [Sfeir, 81]** A. Sfeir & G. Guarracino.
« Ingénierie des systèmes solaires: applications à l'habitat ». Edit Technique et Documentation, Paris, France, (1981).

TROISIEME PARTIE

METHANISATION DES BOUES DES STATIONS D'EPURATION



CHAPITRE I

**SYNTHESE BIBLIOGRAPHIQUE ET MISE AU POINT D'UN OUTIL
DE SIMULATION DE LA DIGESTION ANAEROBIE DES DECHETS
ORGANIQUES PAR LE PROCEDE INFINIMENT MELANGE**

SOMMAIRE

SYNTHESE BIBLIOGRAPHIQUE ET MISE AU POINT D'UN OUTIL DE SIMULATION DE LA DIGESTION ANAEROBIE DES DECHETS ORGANIQUES PAR LE PROCEDE INFINIMENT MELANGE

NOMENCLATURE DU CHAPITRE I DE LA TROISIEME PARTIE.....	202
INTRODUCTION.....	204
I.1. GENERALITES SUR LA DIGESTION ANAEROBIE.....	204
I.1.1. Description du procédé de digestion anaérobie.....	204
I.1.2. Influence de l'environnement du milieu de culture sur la productivité.....	205
I.1.2.1. Influence de la température.....	205
I.1.2.2. pH et alcalinité.....	206
I.1.3. Différents systèmes de digesteurs.....	206
I.1.3.1. Classification des digesteurs suivant le mode d'alimentation.....	207
I.1.3.2. Classification des digesteurs suivant le type de substrat.....	207
I.1.3.3. Classification des digesteurs suivant le nombre d'étapes.....	208
I.1.4. Caractérisation du biogaz.....	209
I.1.5. Cinétique de la croissance microbienne.....	210
I.1.5.1. Taux spécifique de croissance et taux de lyse microbienne.....	210
I.1.5.2. Différentes phases de l'évolution de la croissance microbienne.....	211
I.2. MODELE MATHEMATIQUE DE LA DIGESTION ANAEROBIE DES DECHETS ORGANIQUES PAR LE PROCEDE INFINIMENT MELANGE.....	212
I.2.1 Modèles choisis pour la cinétique de croissance des biomasses.....	212
I.2.2. Bilan massique du système.....	213
I.2.2.1. Variation des biomasses acidogènes.....	213
I.2.2.2. Variation des biomasses méthanogène.....	213
I.2.2.3. Variation du substrat complexe de départ.....	213
I.2.2.4. Variation de l'acide acétique.....	214
I.2.2.5. Vitesse de production de méthane.....	214
I.2.2.6. Vitesse de production de gaz carbonique.....	214
I.2.3. Débits d'écoulement du biogaz et de ses composants.....	217
I.2.4. Calcul du pH et des concentrations respectives des bicarbonates et de l'ammoniac.....	217
I.2.5. Simulations du modèle.....	218
I.2.5.1. Code de calcul associé au modèle étudié.....	218
I.2.5.2. Présentation des résultats de simulation.....	219
I.2.6 Analyse de sensibilité du modèle.....	220
I.2.6.1. Paramétrage du modèle.....	220
I.2.6.2. Résultats de l'analyse de sensibilité obtenus avec la méthode TMA.....	221
CONCLUSION.....	223

NOMENCLATURE DU CHAPITRE I DE LA TROISIEME PARTIE

A	: Concentration totale d'acide acétique	[g.l ⁻¹]
A _h	: Concentration en acide acétique non ionisé	[g.l ⁻¹]
A _{inf}	: Concentration en acide acétique de l'influent	[g.l ⁻¹]
CH ₄	: Production de méthane	[g.l ⁻¹]
CO ₂	: Concentration en CO ₂ dissous dans l'effluent	[mol.l ⁻¹]
CO _{2inf}	: Concentration en CO ₂ dissous dans l'influent	[mol.l ⁻¹]
D	: Vitesse de dilution	[jour ⁻¹]
H ⁺	: Concentration en ions hydronium	[mol.l ⁻¹]
HCO ₃ ⁻	: Concentration en bicarbonate de l'effluent	[mol.l ⁻¹]
HCO _{3inf} ⁻	: Concentration en bicarbonate de l'influent	[mol.l ⁻¹]
K _c	: Constante de dissociation de l'acide acétique	[]
K _{CO₂}	: Constante d'ionisation de CO ₂	[]
K _{da}	: Vitesse de décroissance de la biomasse acidogène	[jour ⁻¹]
K _{dm}	: Vitesse de décroissance de biomasse méthanogène	[jour ⁻¹]
K _{HCO₂}	: Constante de gaz de Henry pour le CO ₂	[mol/mmHg]
K _{HNH₃}	: Constante de gaz pour la loi d'Henry pour l'ammonium	[mol/mmHg]
K _{im}	: Constante d'inhibition d'acide acétique sur la production de méthane	[g.l ⁻¹]
K _{iam}	: Coefficient d'inhibition de l'ammoniac	[g.l ⁻¹]
K _{ixa}	: Constante d'inhibition de la croissance des bactéries acidogènes	[g.l ⁻¹]
K _{ixm}	: Constante d'inhibition de la croissance des bactéries méthanogènes	[g.l ⁻¹]
K _{la}	: Coefficient de transfert de gaz	[j ⁻¹]
K _m	: Constante de saturation de production de méthane	[g.l ⁻¹]
K _{NH₄}	: Constante d'ionisation de NH ₄	[]
K _{za}	: Constante de saturation pour la croissance des bactéries acidogènes	[g.l ⁻¹]
K _{zm}	: Constante de saturation pour la croissance des bactéries méthanogènes	[g.l ⁻¹]
M _a	: Masse molaire de l'acide acétique	[g.mol ⁻¹]
M _{CH₄}	: Masse molaire du méthane	[g.mol ⁻¹]
M _{NH₃}	: Masse molaire de NH ₃	[g.mol ⁻¹]
M _{NH₄}	: Masse molaire de l'ammonium	[g.mol ⁻¹]
M _x	: Masse molaire de l'organisme	[g.mol ⁻¹]
NH ₃	: Concentration d'ammoniac non ionisé	[mol.l ⁻¹]
NH ₄ ⁺	: Concentration en ammonium de l'effluent	[g.l ⁻¹]
NH _{4inf} ⁺	: Concentration en ammonium de l'influent	[g.l ⁻¹]
P _{CO₂}	: Pression partielle de CO ₂ en phase gazeuse	[mmHg]
P _{NH₃}	: Pression partielle de l'ammoniac dans la phase gazeuse	[mmHg]
Q	: Débit volumique total de l'écoulement du gaz	[l.j ⁻¹]
Q _{CH₄}	: Débit volumique de méthane	[l.j ⁻¹]
Q _{CO₂}	: Débit volumique de dioxyde de carbone	[l.j ⁻¹]
Q _{NH₃}	: Débit volumique d'ammoniac	[l.j ⁻¹]
R _{AC}	: Vitesse de production de CO ₂ à partir de HCO ₃ ⁻	[mol.l ⁻¹ .j ⁻¹]

R_{AF}	: Vitesse de formation de CO_2 par la formation d'acide	$[mol.l^{-1}.j^{-1}]$
R_M	: Vitesse de formation de CO_2 lors de la formation du méthane	$[mol.l^{-1}.j^{-1}]$
R_{NH_4}	: Vitesse de consommation de CO_2 lors de la formation de HCO_3^-	$[mol.l^{-1}.j^{-1}]$
R_T	: Vitesse de transfert du CO_2 à la phase gazeuse	$[mol.l^{-1}.j^{-1}]$
R_z	: Vitesse de consommation de CO_2 lors de la formation de HCO_3^-	$[mol.l^{-1}.j^{-1}]$
S	: Concentration en glucose équivalent du substrat	$[g.l^{-1}]$
S_{inf}	: Concentration en glucose équivalent d'influent du substrat	$[g.l^{-1}]$
S_v	: Volume standard	$[l.mol^{-1}]$
T_p	: Pression totale de CO_2 , de CH_4 et de NH_3	$[mmHg]$
V_{gsv}	: Volume de gaz dans le réacteur (digesteur)	$[l]$
$V_{m\ max}$: Vitesse maximum de production de méthane (en g) par gramme de bactéries méthanogènes par jour	$[g.g^{-1}.j^{-1}]$
V_{rec}	: Volume du réacteur (digesteur)	$[l]$
X_a	: Biomasse acidogène	$[g.l^{-1}]$
X_m	: Concentration de biomasse méthanogènes	$[g.l^{-1}]$
Y_a	: Coefficient de rendement pour les bactéries acidogènes	$[g.g^{-1}]$
Y_{cat}	: Coefficient de rendement des cations autres que NH_4^+ et H^+	$[mol.l^{-1}]$
Y_{CH_4}	: Coefficient de rendement pour les bactéries méthanogènes	$[mol.mol^{-1}]$
$Y_{CO_2\ a}$: Coefficient de rendement de la biomasse acidogène	$[g.g^{-1}]$
$Y_{CO_2\ m}$: Coefficient de rendement des bactéries méthanogènes	$[g.g^{-1}]$
Y_{NH_4}	: Coefficient de rendement de l'ammonium à partir du déchet brut e	$[g.g^{-1}]$
Y_{so}	: Coefficient de rendement pour les matières organiques solubles	$[g.g^{-1}]$
Y_m	: Coefficient de rendement pour les bactéries méthanogènes	$[g.g^{-1}]$
Y_{va}	: Coefficient de rendement de l'acide acétique	$[g.g^{-1}]$
Z	: Concentration des cations autres que NH_4^+ et H^+	$[mol.l^{-1}]$
Z_{inf}	: Concentration en cations dans l'influent autres que NH_4^+ et H^+	$[mol.l^{-1}]$
μ_a	: Vitesse spécifique de croissance de biomasse acidogène	$[jour^{-1}]$
μ_{amax}	: Vitesse spécifique de croissance de biomasse acidogène	$[jour^{-1}]$
μ_m	: Vitesse spécifique de croissance de biomasse méthanogène	$[jour^{-1}]$
μ_{mmax}	: Vitesse spécifique maximum de croissance de la biomasse méthanogène	$[jour^{-1}]$

INTRODUCTION

La première moitié de ce chapitre sera consacrée aux généralités sur la digestion anaérobie où nous parlerons de la description des conditions opératoires, des différents types de systèmes physiques utilisés pour ce procédé ainsi que la caractérisation du produit obtenu. L'autre moitié sera occupée par la présentation du modèle de digestion anaérobie des déchets fermentescibles par le procédé infiniment mélangé proposé par Kiely et al. [Kiely, 97]. Les résultats des simulations de ce modèle à l'aide d'un code de calcul conçu par notre soin seront présentés. Une analyse de sensibilité paramétrique de ce modèle fera également partie de ce chapitre.

I.1. GENERALITES SUR LA DIGESTION ANAEROBIE

I.1.1. Description du procédé de digestion anaérobie

La digestion anaérobie est un processus de fermentation aboutissant à la formation de 2 co-produits : le biogaz et un résidu méthanisé. Le terme anaérobie indique que cette fermentation résulte d'une activité complexe des bactéries qui se multiplient en l'absence de l'oxygène.

Le déroulement de cette activité fermentative bactérienne s'effectue en deux étapes principales, à savoir :

➤ L'**acidogénèse** pendant laquelle,

Les bactéries génératrices d'acides cassent et transforment les substrats organiques complexes en acides gras volatils :

- les protéines sont décomposées en acides aminés qui sont ensuite transformés en acides gras volatils,
- les hydrates de carbone sont décomposés en sucres simples et puis en acides gras volatils,
- les graisses sont décomposées en acides gras à longue chaîne et puis en acides gras volatils.

Les bactéries acétogènes consomment les acides gras volatils pour former des acides acétiques, propioniques et lactiques, tout en dégageant de l'hydrogène et du gaz carbonique.

➤ Et la **méthanogénèse**, étape ultime au cours de laquelle, une partie des bactéries méthanogènes consomme les acides produits lors de l'étape précédente pour former le méthane tandis que l'autre partie emploie l'hydrogène et le dioxyde de carbone à cet effet.

Cette flore bactérienne mixte est généralement présente naturellement, en quantité plus ou moins importante, dans la plupart des déchets organiques. Le biogaz produit est un mélange gazeux composé essentiellement de gaz carbonique (CO₂) et de méthane (CH₄), ce dernier lui conférant son caractère d'inflammabilité. D'autres composants gazeux tels que la vapeur d'eau, l'hydrogène sulfuré H₂S, l'azote et l'oxygène sont également présents à l'état de traces dans le biogaz.

La **figure I.1** schématise de manière simplifiée les différentes transformations ayant lieu au cours du procédé de digestion anaérobie.

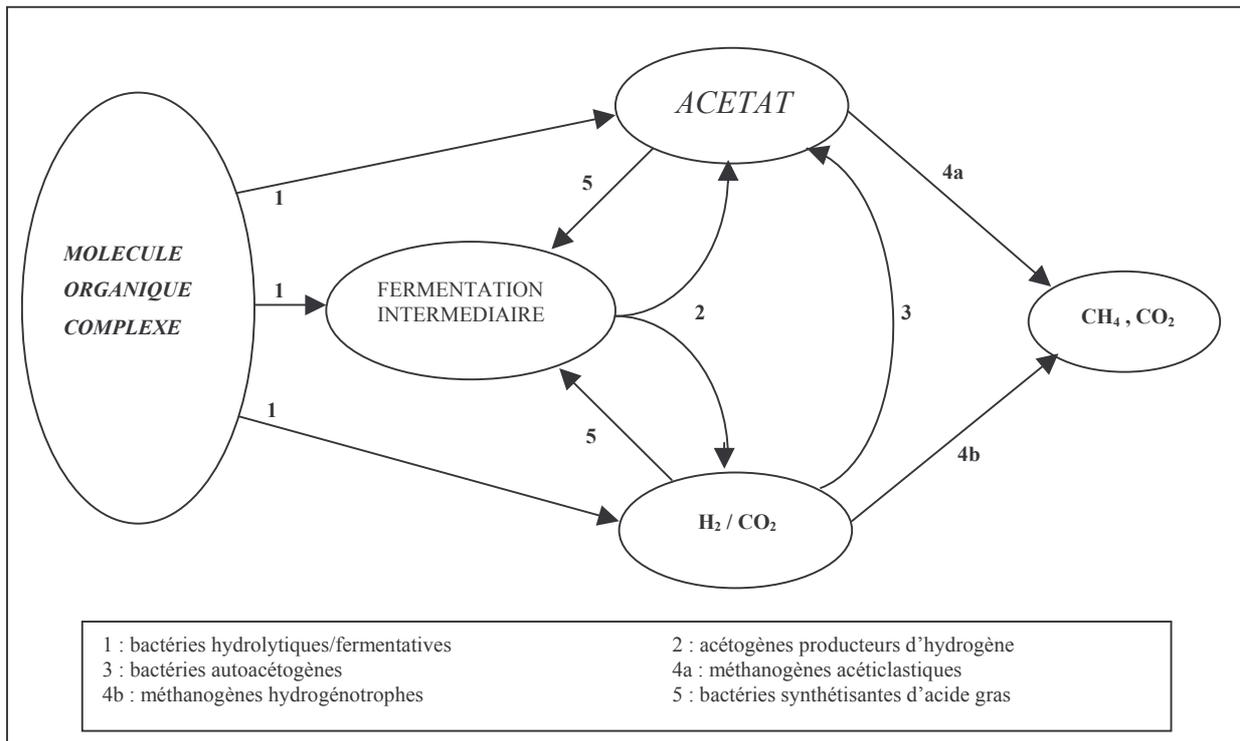


Fig.I.1 : Transformation des molécules carbonées au cours de la digestion anaérobie d'un substrat complexe

I.1.2. Influence de l'environnement du milieu de culture sur la productivité

Les facteurs affectant la qualité et la quantité de biogaz sont : la température, le pH, la teneur en matière sèche du substrat, le rapport carbone/azote, le temps de résidence dans le milieu de culture, l'homogénéité et la granulométrie du substrat. Dans les deux sous paragraphes suivants, nous allons examiner l'influence des deux premiers facteurs, à savoir : la température et le pH.

I.1.2.1. Influence de la température

Les bactéries ne peuvent pas réguler leur température. Celle-ci est donc identique à la température du milieu dans lequel ces microorganismes se développent et leur métabolisme peut en être affecté. Il existe pour chaque population une température optimale de croissance.

En fonction de leurs températures optimales et des plages de températures à l'intérieur desquelles elles peuvent se multiplier, les biomasses peuvent être classées ainsi :

- Les *psychrophiles*, dont la température optimale de croissance est comprise entre 15 et 25°C.
- Les *mésophiles* (les plus nombreux), dont la température optimale est comprise entre 30 et 45°C.
- Les *thermophiles* (peu nombreux) dont la température optimale se situe au-delà de 45°C, plus généralement vers 50-65°C.

Aux températures élevées, la décomposition et la production de biogaz sont plus rapides mais le processus est aussi plus sensible à la variabilité des substrats et de la température.

La digestion thermophile permet une destruction plus complète des organismes pathogènes que les processus de digestion à basse ou moyenne température. Son inconvénient est qu'il nécessite un apport énergétique important lié au chauffage

A l'opposé de la digestion thermophile, la digestion psychrophile se déroule lentement et détruit une quantité moindre d'organismes pathogènes.

Ainsi, dans le cadre du présent travail, nous nous limitons au cas des mésophiles (35°C).

I.1.2.2. pH et alcalinité

Dans la plupart des cas, le pH est auto-régulé dans le digesteur [Damien, 02].

L'alcalinité est une mesure de la quantité de carbonate dans une solution. Son importance réside dans le fait que l'ajout d'acide à cette solution incitera les carbonates à contribuer aux ions d'hydroxyde qui tendent à neutraliser l'acide. Ainsi, l'alcalinité possède un effet d'atténuation sur l'acidité de la solution considérée.

La communauté de bactéries méthanogènes s'épanouit sur la gamme étroite de pH de 6,5 à 8,0. Nous avons vu que l'acide produit par les bactéries acidogènes est consommé par la population méthanogène, et par voie de conséquence, le pH du milieu de culture est maintenu neutre. Cependant, la vitesse de réaction impliquant les bactéries génératrices d'acide est beaucoup plus élevée que celle de la réaction impliquant des méthanogènes. Il y a donc lieu de veiller à la survie d'une grande partie de ces derniers pour l'efficacité de la productivité méthanique.

En effet, une fois le milieu de culture alimenté, les bactéries acidogènes forment rapidement des acides. La population de bactéries méthanogènes risque alors de se trouver en infériorité numérique pour pouvoir consommer tout l'acide ainsi produit et pour maintenir un pH neutre. Lorsque le pH chute en dessous de 6,5, le milieu a un effet toxique sur les bactéries méthanogènes et cela implique un déséquilibre entre les deux groupes des populations bactériennes. Le digesteur s'acidifie et ne peut produire aucun biogaz.

Un moyen pour permettre à la population méthanogène de se développer, est d'augmenter l'alcalinité du milieu de culture. Pour ce faire, nous pouvons par exemple ajouter du bicarbonate de soude.

I.1.3. Différents systèmes de digesteurs

Le digesteur, encore appelé fermenteur ou bioréacteur - anaérobie est généralement constitué d'une cuve fermée, étanche à l'air et de préférence isolée thermiquement de l'extérieur dans laquelle différents microorganismes se côtoient pour dégrader chimiquement et biologiquement les déchets et effluents organiques et produire du biogaz. Le choix du digesteur varie en fonction du type de déchets à traiter et de l'application visée. Nous pouvons classer les digesteurs selon [Héteu, 03] :

- **le mode d'alimentation** : batch, continu ou semi-continu ;
- **le type de substrats** : solide, semi-solide ou liquide ;
- **le nombre d'étapes** : mono- ou bi-étape selon que la méthanogenèse et l'acidogenèse se déroulent dans le même réacteur ou dans deux cuves séparées.

I.1.3.1. Classification des digesteurs suivant le mode d'alimentation

I.1.3.1.a. Le digesteur batch ou discontinu :

Il a l'avantage d'être d'une construction simple. Le mode opératoire consiste à remplir le digesteur avec les substances organiques et laisser digérer, le temps de rétention étant fonction de la température et d'autres facteurs. A la fin de la digestion, le digestat est évacué et le processus peut recommencer. Ces systèmes, rustiques et d'une grande simplicité technique, sont avantageux pour traiter les déchets solides comme les fumiers, les résidus agricoles ou les ordures ménagères. La production de biogaz n'est pas régulière : au début du cycle, la fermentation du substrat ne venant que de commencer, la production de biogaz est lente. Elle s'accélère, et atteint un taux maximal au milieu du processus de dégradation et chute en fin de cycle lorsque seuls les éléments difficilement digestibles restent dans le digesteur.

I.1.3.1.b. Digesteur continu

Dans un digesteur continu, le substrat introduit de manière continue est digéré et déplacé soit mécaniquement, soit sous la pression des nouveaux intrants vers la sortie sous forme de digestat. Le fonctionnement en continu, est bien adapté aux installations de grande taille. Il existe trois principaux types de digesteurs continus : système à cuve verticale, système à cuve horizontale et système à «cuves multiples».

I.1.3.1.c. Digesteur semi-continu

Le digesteur semi-continu fonctionne avec une combinaison des propriétés des deux précédents afin de tirer profit des avantages des deux extrêmes.

I.1.3.2. Classification des digesteurs suivant le type de substrat

Cette classification des digesteurs est fonction de la teneur en matière sèche des matières organiques qui affectent leur consistance :

- *Solide* : teneur en matière sèche > 15 % ;
- *Semi-solide* ou *pâteux* : teneur en matière sèche comprise entre 5 et 15 % ;
- *Liquide* : teneur en matière sèche inférieure à 5 %.

Les substrats liquides et pâteux sont dits pompables. Pour traiter les effluents liquides plus ou moins riches en suspension, on préférera des procédés continus ou semi-continus, le contenu du digesteur étant maintenu homogène par brassage mécanique régulier du liquide. Les différents types de digesteurs sont représentés schématiquement sur les **figures I.2.a** à **I.2.c**.

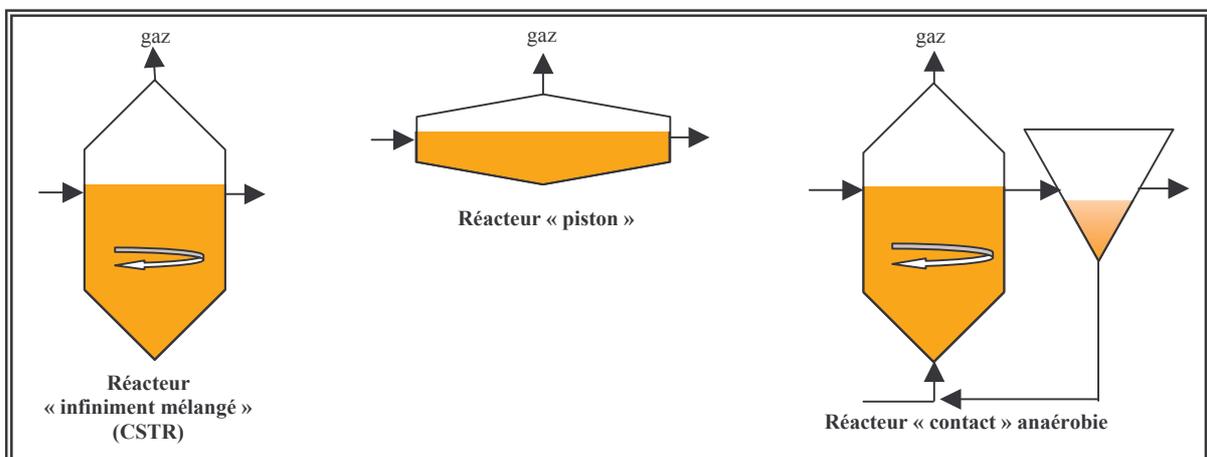


Fig. I.2.a : Types de digesteurs pour substrats pâteux (boues)

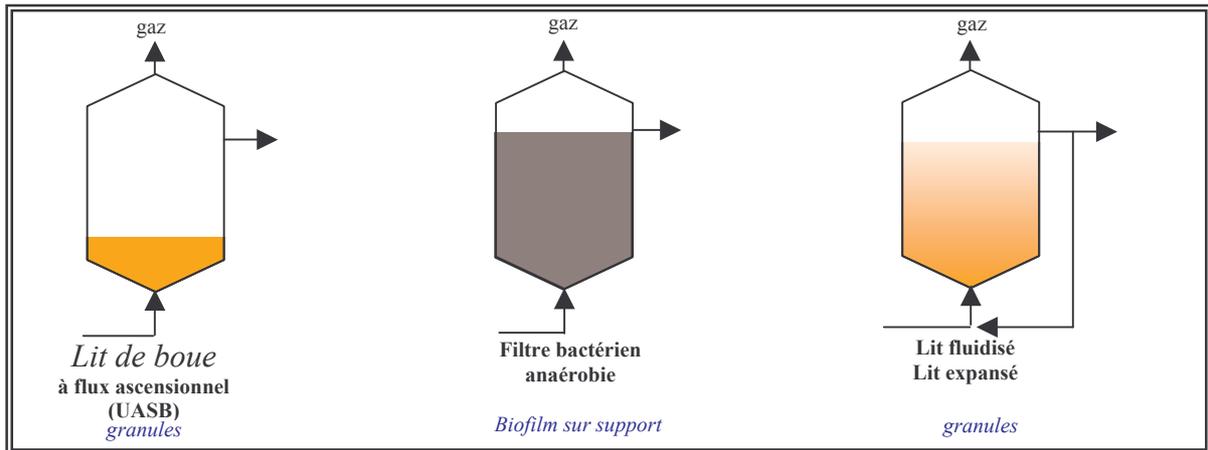


Fig. I.2.b : Types de digesteurs pour substrats liquides

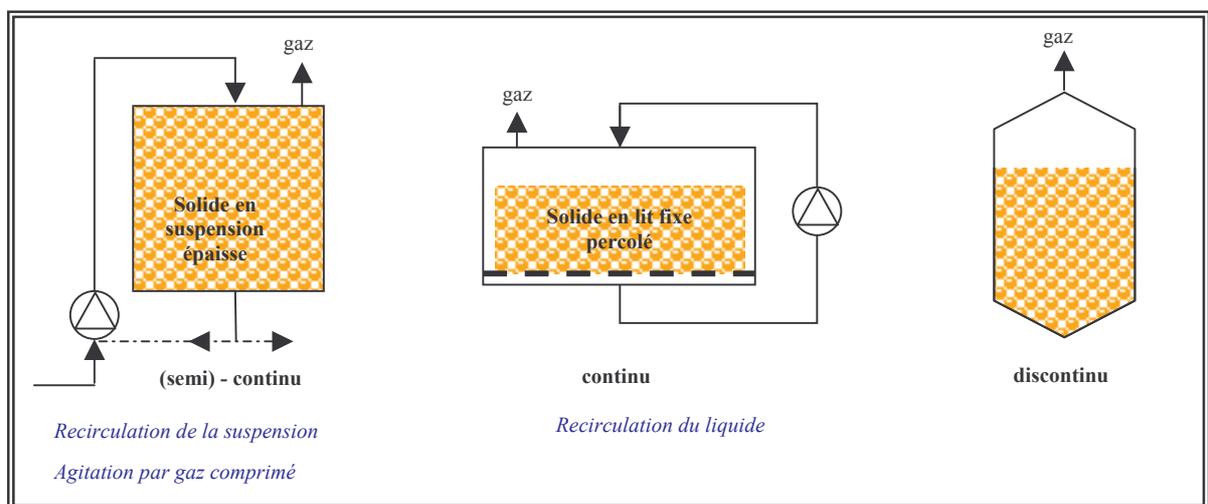


Fig. I.2.c : Types de digesteurs pour substrats solides

I.1.3.3. Classification des digesteurs suivant le nombre d'étapes

Cette classification met en évidence le fait que l'acidogénèse est séparée ou pas de la phase suivante de méthanogénèse (**Figure I.3**).

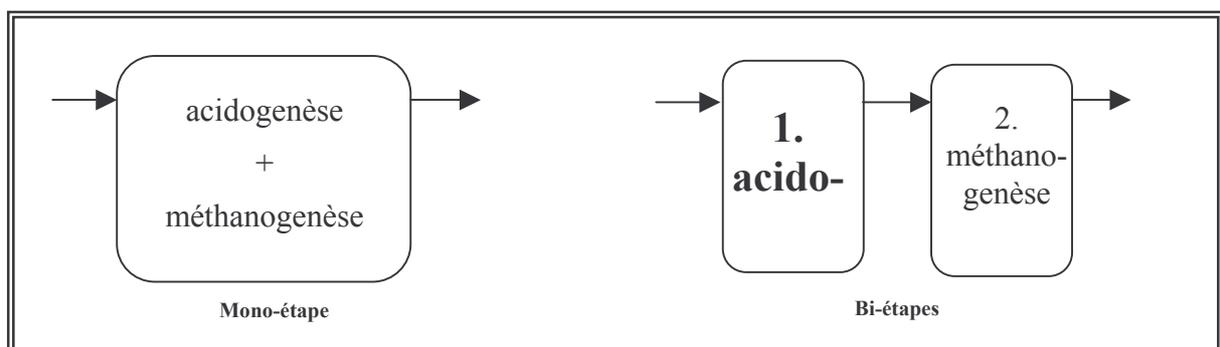


Fig. I.3 : Classification des digesteurs suivant que les étapes d'acidogénèse et de méthanogénèse soient séparée ou non

Dans les *procédés monoétapes*, toutes les étapes de la digestion ont lieu dans la même enceinte. Ils sont exploitables en continu ou en batch, et principalement appliqués pour des substrats allant jusqu'à 40% de MS.

Les **procédés biétapes** sont caractérisés par le fait que l'acidification est nettement séparée de la phase suivante de méthanisation. La recirculation de la phase liquide présente l'avantage de ne pas nécessiter constamment l'ajout d'eau réchauffée. L'avantage des procédés biétapes réside dans les courts temps de décomposition de la matière solide, de l'ordre de quelques jours. Cette séparation des phases réduit le risque d'intoxication des cellules méthanogènes liée à la présence d'acides gras volatils lorsque l'étape d'acidogénèse n'est pas complètement terminée car trop rapide par rapport à la capacité d'assimilation des micro-organismes méthanogènes.

Certains digesteurs sont dits **mixtes** ou **intégrés**. Plus exactement, c'est l'installation et non le digesteur qui est mixte. Le principe consiste à faire subir au substrat organique une digestion anaérobie et récupérer le sous-produit qui est ensuite stabilisé par l'étape de compostage. Ces procédés mixtes permettent la réduction des systèmes de traitement du liquide issu du digesteur anaérobie, ce dernier servant en grande partie pour l'humidification du compost. Le second avantage est la stabilisation quasi totale du substrat organique en raison de la complémentarité des deux systèmes.

I.1.4. Caractérisation du biogaz

Le biogaz se caractérise par sa composition chimique et les caractéristiques physiques qui en découlent. La quantité et la composition chimique du biogaz produit en fermenteur dépendent du substrat, de sa DCO, du débit d'alimentation du digesteur s'il s'agit d'une alimentation en continu, de la qualité de l'agitation, du temps de séjour dans le réacteur, de la température de fermentation, etc. Dans un digesteur clos, ces paramètres sont en général mieux contrôlés et plus constants de manière à limiter la variabilité du gaz dans la marge 1-5%. Le **tableau I.1** fournit quelques exemples de compositions pour les cas les plus classiques :

Tableau I.1 : Composition du biogaz selon ses origines [source : ADEME]

Composants	Décharge de déchets ménagères (MO 80%) <i>production naturelle sans aspiration</i>	Décharge de déchet ménagères (MO 80%) <i>production forcée avec aspiration</i>	Décharge de déchets ménagères (50%-50%) <i>production forcée avec aspiration</i>	Déchets ménagères triés (en digesteur)	Boues de stations d'épuration (en digesteur)	Lisier de bovins ou d'ovins (en digesteur)	Distillerie (en digesteur)
CH ₄ [% vol.]	50 - 58	30 - 55	25 - 45	50 - 60	60 - 75	60 - 75	68
CO ₂ [% vol.]	25 - 34	22 - 33	14 - 29	38 - 34	33 - 19	33 - 19	26
N ₂ [% vol.]	18 - 2	26 - 6	49 - 17	5 - 0	1 - 0	1 - 0	-
O ₂ [% vol.]	1 - 0	8 - 2	8 - 5	1 - 0	< 0,5	< 0,5	-
H ₂ O [% vol.]	4 (à 30°C)	4 (à 30°C)	4 (à 30°C)	6 (à 30°C)	6 (à 30°C)	6 (à 30°C)	6 (à 30°C)
Total [% vol.]	100	100	100	100	100	100	100
H ₂ S [mg.m ⁻³]	20 - 50	5 - 20	100 - 900	100 - 900	1000 - 4000	3000 - 10000	400
NH ₃ [mg.m ⁻³]	-	-	-	-	-	50 - 100	-
Aromatiques [mg.m ⁻³]	2	1	0 - 200	0 - 200	-	-	-
Organochlorés ou organofluorés [mg.m ⁻³]	0 - 100	0 - 100	100 - 800	100 - 800	-	-	

I.1.5. Cinétique de la croissance microbienne

I.1.5.1. Taux spécifique de croissance et taux de lyse microbienne

Au sens biologique du terme, la croissance est la variation de la quantitative ordonnée de tous les constituants d'un organisme. Chez les unicellulaires comme les bactéries ou les levures, elle se concrétise par une augmentation du nombre des individus et donc par une augmentation de la biomasse globale dans un volume donné [Demeyer & al., 82].

Pour décrire mathématiquement la cinétique des réactions biochimiques ayant lieu au sein d'un digesteur, presque tous les modèles incorporent la croissance et la lyse des bactéries. Ainsi, le taux népérien de croissance d'une population bactérienne de concentration X est donné par :

$$\mu = \frac{1}{X} \cdot \frac{dX}{dt} \quad (\text{I.1})$$

De manière analogue, le taux de lyse de cette même population bactéries s'écrit :

$$K_d = - \frac{1}{X} \frac{dX}{dt} \quad (\text{I.2})$$

L'intégration de la relation (I.1) entre l'instant initial de référence t_0 et l'instant t, permet d'obtenir l'expression de la concentration de la population bactérienne X(t) :

$$X = X_0 \cdot e^{\mu (t - t_0)} \quad (\text{I.3})$$

X_0 étant la concentration de cette biomasse à l'instant initial t_0 .

A l'aide d'une considération stœchiométrique, la disparition du substrat S et la croissance de la population bactérienne X qui le consomme, sont reliées de la manière suivante :

$$\frac{dX}{dt} = - \frac{1}{k} \frac{dS}{dt} \quad (\text{I.4})$$

k étant le coefficient de rendement de la production du métabolite résultant de cette transformation.

Il découle de l'élimination de X entre les relations (I.1), (I.3) et (I.4) qu'il existe une relation bi-univoque entre μ et S. Ainsi, μ qui a reçu l'appellation « *taux spécifique de croissance* » de X, est généralement exprimé en fonction de la concentration du substrat S.

Sur ce point, plusieurs modèles ont été proposés dans la littérature mais celui qui est le plus simple et le plus adopté est l'expression hyperbolique proposée par Monod [Monod, 42] [Monod, 49] :

$$\mu = \mu_{\max} \frac{S}{S + K_S} \quad (\text{I.5})$$

où μ_{\max} représente le taux spécifique maximum de croissance bactérienne tandis que K_S désigne la concentration en substrat permettant d'obtenir un taux de croissance $\mu = \mu_{\max}/2$.

Nous verrons plus loin d'autres modèles de cinétique de croissance microbienne.

I.1.5.2. Différentes phases de l'évolution de la croissance microbienne

De façon générale, l'évolution de la croissance microbienne peut se subdiviser en six phases telles que :

➤ *La phase de latence*

Elle suit immédiatement l'ensemencement du milieu de culture. Il s'agit d'une période d'adaptation au cours de laquelle la cellule synthétise, en particulier, les enzymes qui lui sont nécessaires pour métaboliser le substrat présent. Au cours de cette phase, la vitesse de croissance est nulle, il n'y a pas de reproduction cellulaire : $X = X_0 = \text{cste}$ où X_0 est la concentration cellulaire initiale ($t = 0$).

➤ *La phase de départ*

Lorsque la phase d'adaptation précédente est terminée, on assiste au démarrage de la croissance proprement dite. La concentration cellulaire ou concentration en biomasse X augmente, lentement tout d'abord, puis plus vite.

➤ *La phase exponentielle de croissance*

Cette phase correspond pour les bactéries, à un taux de croissance élevé, à un potentiel de multiplication et de synthèse considérable. Elle dure tant que le taux de croissance est constant. La durée de la phase exponentielle peut être évaluée par le temps de doublement de la population microbienne. Pour certaines bactéries, ce temps peut être court ; pour d'autres à développement plus lent, il est beaucoup plus long et peut atteindre plusieurs jours.

Pendant la phase exponentielle, le taux spécifique maximum de croissance μ_{\max} est atteint. Dans des conditions d'environnement bien définies, μ_{\max} est une constante.

➤ *La phase de ralentissement*

Cette phase correspond d'un point de vue biochimique à l'épuisement du milieu de culture du fait de la disparition d'un ou plusieurs composés nécessaires à la croissance. Dans beaucoup de cas, ce ralentissement provient de l'accumulation de produits inhibiteurs résultant du métabolisme microbien. La biomasse continue d'augmenter lentement mais le taux de croissance diminue.

➤ *La phase stationnaire*

Elle est atteinte lorsque la biomasse est à son niveau maximal. L'augmentation de la concentration cellulaire s'arrête.

➤ *La phase de déclin*

Le nombre de cellules viables diminue du fait de la mortalité dont le taux augmente progressivement. Parallèlement, la concentration en biomasse décroît par suite de l'autolyse des cellules sous l'action de leurs enzymes.

I.2. MODELE MATHEMATIQUE DE LA DIGESTION ANAEROBIE DES DECHETS ORGANIQUES PAR LE PROCEDE INFINIMENT MELANGE

Il s'agit du modèle proposé par Kiely et al. [Kiely, 97] et qui est basé sur les travaux de Hill et Barth [Hill & Barth, 77] et Moletta et al. [Moletta, 86]. Il prend en considération la production de méthane en deux étapes, à savoir :

- L'étape acidogénèse
- L'étape méthanogénèse

A l'origine, le modèle a été développé pour la simulation du processus de fermentation anaérobie des déchets organiques dans un réacteur continu infiniment mélangé et opérant à 36°C. Il permet aussi de suivre l'effet d'inhibition de l'ammoniac et du pH sur la méthanisation. Le modèle mathématique permet aussi de prédire la "performance" du digesteur à travers la production de méthane.

Il convient de noter que l'établissement de ce modèle a été effectué en mélangeant des lisiers porcins avec des boues des stations d'épuration. Il est alors prévu la présence significative de l'ammoniac dans le biogaz.

I.2.1 Modèles choisis pour la cinétique de croissance des biomasses

Le modèle choisi pour exprimer le taux spécifique de croissance de la communauté bactérienne *acidogène* se formule comme suit :

$$\mu_a = \frac{\mu_{a\max}}{1 + \frac{K_{\chi_a}}{S} + \frac{A_h}{K_{i_{xa}}}} \quad (I.5)$$

dans laquelle,

- $\mu_{a\max}$: Taux de croissance spécifique de la biomasse acidogène [j⁻¹]
- K_{χ_a} : Constante de saturation de la croissance des bactéries acidogènes [g.l⁻¹]
- S : Concentration du substrat en glucose équivalent [g.l⁻¹]
- $K_{i_{xa}}$: Constante d'inhibition de l'acide acétique sur la croissance des bactéries acidogènes [g.l⁻¹]
- A_h : Concentration d'acide acétique non-ionisé [g.l⁻¹] donnée par :

$$A_h = \frac{A \cdot H^+}{K_c} \quad (I.6)$$

où A représente la concentration totale d'acide acétique, H⁺ celle de l'ion d'hydrogène et K_c constante de dissociation pour l'acide acétique à 35°C, qui est égal à 1,728.10⁻⁵.

Quant à la population bactérienne *méthanogène*, son taux spécifique de croissance est gouverné par le modèle de Haldane :

$$\mu_m = \frac{\mu_{m\max}}{1 + \frac{K_{\chi_m}}{A_h} + \frac{A_h}{K_{i_{xm}}} + \frac{NH_3 \cdot M_{NH_3}}{K_{i_{am}}}} \quad (I.7)$$

avec :

- μ_{max} : Taux de croissance spécifique de la biomasse méthanogène [j^{-1}]
- K_{x_m} : Constante de saturation de la croissance des bactéries méthanogènes [g.l^{-1}]
- NH_3 : Concentration en ammoniac non ionisé [mol.l^{-1}]
- M_{NH_3} : Masse molaire de l'ammoniac [g.mol^{-1}]
- $K_{i_{am}}$: Constante d'inhibition de l'ammoniac sur la croissance des bactéries méthanogènes [g.l^{-1}]
- $K_{i_{xm}}$: Constante d'inhibition de l'acide acétique sur la croissance des bactéries méthanogènes [g.l^{-1}]

I.2.2. Bilan massique du système

I.2.2.1. Variation des biomasses acidogènes

La variation de la biomasse acidogène X_a au cours du temps est régie par l'équation suivante :

$$\frac{dX_a}{dt} = \mu_a \cdot X_a - K_{da} \cdot X_a \quad (I.8)$$

où K_{da} [j^{-1}] et μ_a [j^{-1}] désignent respectivement le taux de lyse et le taux spécifique de croissance de cette population productrice d'acide.

I.2.2.2. Variation des biomasses méthanogène

Pareillement, l'évolution de la population méthanogène X_m est régie par une équation de bilan massique de forme similaire à la précédente :

$$\frac{dX_m}{dt} = \mu_m \cdot X_m - K_{dm} \cdot X_m \quad (I.9)$$

K_{dm} [j^{-1}] et μ_m [j^{-1}] représentant respectivement le taux de lyse et le taux spécifique de croissance de cette communauté bactérienne.

I.2.2.3. Variation du substrat complexe de départ

Le présent modèle, considère que le substrat initial est composé de glucose. D'après Costello et al. [Costello, 91b], le glucose équivalent à une demande chimique en oxygène (DCO) de 192 mg est supposé être de m moles.

Ainsi, l'équation de bilan massique relative à l'évolution de la concentration en glucose équivalent du substrat s'écrit comme suit :

$$\frac{dS}{dt} = D \cdot (S_{\text{inf}} - S) - \frac{\mu_a X_a}{Y_a} + \frac{\mu_a X_a}{Y_{so}} \quad (I.10)$$

où

- S_{inf} : Concentration du substrat de l'influent en glucose équivalent [g.l^{-1}]
- Y_a : Coefficient de rendement lié à la dégradation du substrat complexe causée par les bactéries acidogènes X_a [g.g^{-1}]
- Y_{so} : Coefficient de rendement lié à la formation des matières organiques solubles [g.g^{-1}]

D : Taux de dilution [j^{-1}] qui, dans le cas d'un fonctionnement en continu du digesteur, est donné par la relation ci-après :

$$D = \frac{Q_v}{V_{liq}} \quad (I.11)$$

dans laquelle, Q_v désigne le débit volumique d'entrée et de sortie du substrat [$l.j^{-1}$] et V_{liq} est le volume de la phase liquide.

Dans le second membre de l'équation (I.10), le deuxième terme $\frac{\mu_a X_a}{Y_a}$ représente l'utilisation de glucose par les bactéries acidogènes dans leur métabolisme et le troisième terme $\frac{\mu_a X_a}{Y_{so}}$ représente la production de glucose à partir des matières volatiles.

I.2.2.4. Variation de l'acide acétique

Le second type de substrat est constitué principalement par l'acide acétique A servant de nourriture à la population bactérienne méthanogène X_m . L'évolution de la concentration totale de cet acide gras volatile est régie par l'équation suivante :

$$\frac{dA}{dt} = D \cdot (A_{inf} - A) + \frac{\mu_a X_a}{Y_{va}} - \frac{\mu_m X_m}{Y_m} \quad (I.12)$$

dans laquelle,

A_{inf} : Concentration de l'acide acétique dans l'influent [$g.l^{-1}$]

Y_{va} : Coefficient de rendement de la conversion du substrat en acide acétique par la biomasse acidogène [$g.g^{-1}$]

Y_m : Coefficient de rendement lié à la consommation de l'acide acétique par la biomasse méthanogène [$g.g^{-1}$]

I.2.2.5. Vitesse de production de méthane

La vitesse de production de méthane selon le modèle de Moletta et al (1986) est reliée à la concentration en acide non ionisé par la relation :

$$\frac{dCH_4}{dt} = V_{mmax} \cdot X_m \cdot \left(\frac{A_h}{A_h + K_m} \right) \cdot \left(\frac{K_{im}}{K_{im} + A_h} \right) \quad (I.13)$$

avec :

V_{mmax} : Taux maximal de production de CH_4 par les bactéries méthanogènes [$g.g^{-1}.j^{-1}$]

K_m : Constante de saturation de la production de méthane [$g.l^{-1}$]

K_{im} : Constante d'inhibition de l'acide acétique sur la production de CH_4 [$g.l^{-1}$]

I.2.2.6. Vitesse de production de gaz carbonique

L'établissement du bilan massique relatif à la concentration du dioxyde de carbone, nécessite la connaissance des différentes vitesses de production et de consommation de ce composant gazeux, nommément :

➤ *Vitesse de production de CO₂ par l'action des biomasses méthanogènes* : R_M

Cette vitesse est reliée directement à la vitesse de croissance des bactéries méthanogènes $\mu_m X_m$ comme suit :

$$R_M = \frac{\mu_m \cdot X_m \cdot Y_{CO_2m}}{M_x} \quad (I.14)$$

où Y_{CO_2m} [g.g⁻¹] représente le coefficient de rendement de la production de CO₂ par les biomasses méthanogènes dont la masse molaire M_x est supposée égale 113 g.mol⁻¹.

➤ *Vitesse de formation de CO₂ liée à la production d'acide acétique* : R_{AC}

Le dioxyde de carbone peut se former à partir des bicarbonates HCO₃⁻ lors de la production d'acide acétique. La variation de CO₂ provenant de cette transformation est donnée par :

$$R_{AC} = \frac{1}{M_a} \frac{dA}{dt} \quad (I.15)$$

M_a étant la fraction molaire de l'acide acétique [g.mol⁻¹].

➤ *Vitesse de formation de CO₂ par l'action des biomasses acidogènes* : R_{AF}

De manière analogue qu'au cas de R_M, cette vitesse de production de CO₂ est reliée à la vitesse de croissance de la communauté bactérienne acidogène $\mu_a X_a$ telle que

$$R_{AF} = \frac{\mu_a X_a Y_{CO_2a}}{M_x} \quad (I.16)$$

où Y_{CO_2a} [g.g⁻¹] est le coefficient de rendement de la formation de CO₂ due aux activités des biomasses acidogènes.

➤ *Vitesse de consommation de CO₂ due à la libération des cations autres que NH₄⁺ et H⁺* : R_Z

La dégradation du substrat primaire complexe pour former des bicarbonates HCO₃⁻, occasionne une libération des cations. En représentant par Z [l⁻¹] les cations autres que NH₄⁺ et H⁺, la vitesse de consommation de CO₂ relative aux réactions qui en découlent et la vitesse de variation de Z sont équivalentes :

$$R_Z = \frac{dZ}{dt} \quad (I.17)$$

Par ailleurs, le bilan de masse en Z s'écrit comme suit :

$$\frac{dZ}{dt} = D(Z_{inf} - Z) + \mu_a X_a Y_{cat} \quad (I.18)$$

où Z_{inf} désigne la concentration des cations (autres que NH₄⁺ et H⁺) dans l'influent [l⁻¹] et Y_{cat} symbolise le coefficient de rendement de la formation de ces cations due à l'action des bactéries acidogènes.

➤ *Vitesse de consommation de CO₂ due à la libération de NH₄⁺* : R_{NH4}

De manière analogue que précédemment, la vitesse de consommation de CO₂ suite à la libération d'ion ammonium NH₄⁺ lors de la formation des bicarbonates, s'exprime de la sorte :

$$R_{\text{NH}_4} = \frac{1}{M_{\text{NH}_4}} \cdot \frac{d\text{NH}_4}{dt} \quad (\text{I.19})$$

M_{NH_4} étant la masse molaire de NH_4^+ .

En outre, le bilan de masse en NH_4^+ se dresse comme suit :

$$\frac{d\text{NH}_4}{dt} = D(\text{NH}_{4\text{inf}} - \text{NH}_4) + \mu_a X_a Y_{\text{NH}_4} + R_{\text{NH}_3} \cdot M_{\text{NH}_4} \quad (\text{I.20})$$

$$\text{avec } R_{\text{NH}_3} = K_{\text{la}} \cdot (K_{\text{H}_{\text{NH}_3}} \cdot P_{\text{NH}_3} - \text{NH}_3) \quad (\text{I.21})$$

dans lesquelles,

- $\text{NH}_{4\text{inf}}$: concentration en NH_4^+ de l'influent [g.l^{-1}]
- Y_{NH_4} : coefficient de rendement lié à la formation de l'ion ammonium NH_4^+ à partir du déchet brut [g.g^{-1}]
- K_{la} : coefficient de transfert de gaz [j^{-1}]
- $K_{\text{H}_{\text{NH}_3}}$: constante de Henry relative à l'ammonium et est égal à $5,33 \times 10^{-6} \text{ mol/mmHg/l}$ à 35°C
- P_{NH_3} : la pression partielle de l'ammoniac dans la phase gazeuse [mmHg] et dont la variation au cours du temps s'exprime par l'équation suivante :

$$\frac{dP_{\text{NH}_3}}{dt} = - \frac{T_p \cdot S_v \cdot V_{\text{rec}} \cdot R_{\text{NH}_3}}{V_{\text{gsv}}} - \frac{P_{\text{NH}_3} \cdot Q}{V_{\text{gsv}}} \quad (\text{I.22})$$

où

- V_{gsv} : volume de l'enceinte de stockage du gaz [l]
- T_p : pression totale de CO_2 , CH_4 et NH_3 au sein de l'enceinte de stockage du gaz (supposé égal à 730mmHg).
- S_v : volume standard (égal à $25,4 \text{ l.mol}^{-1}$)
- V_{rec} : volume du digesteur [l]
- Q : débit volumique total de l'écoulement du mélange gazeux [l.j^{-1}]

➤ *Vitesse de transfert de CO_2 dans la phase gazeuse* : R_T

La vitesse de transfert de CO_2 dans la phase gazeuse est formulée comme suit :

$$R_T = K_{\text{la}} \cdot (K_{\text{H}_{\text{CO}_2}} \cdot P_{\text{CO}_2} - \text{CO}_2) \quad (\text{I.23})$$

où

- $K_{\text{H}_{\text{CO}_2}}$: constante de Henry pour le CO_2 (égale à $3,47 \times 10^{-5} \text{ mol/mmHg/l}$)
- P_{CO_2} : pression partielle de CO_2 dans la phase gazeuse [mmHg] et dont la variation au cours du temps est donnée par :

$$\frac{dP_{\text{CO}_2}}{dt} = - \frac{T_p \cdot S_v \cdot V_{\text{rec}} \cdot R_T}{V_{\text{gsv}}} - \frac{P_{\text{CO}_2} \cdot Q}{V_{\text{gsv}}} \quad (\text{I.24})$$

Ainsi, nous obtenons l'équation de bilan massique de la concentration du dioxyde de carbone :

$$\frac{dCO_2}{dt} = D \cdot [CO_{2inf} - CO_2 + HCO_{3inf} - HCO_3] + R_M + R_{AC} + R_{AF} - R_Z - R_{NH4} + R_T \quad (I.25)$$

dans laquelle,

CO_{2inf} :	Concentration en CO_2 dissous dans l'influent [$mol.l^{-1}$]
CO_2 :	Concentration en CO_2 dissous dans l'effluent [$mol.l^{-1}$]
HCO_{3inf} :	Concentration en bicarbonate de l'influent [$mol.l^{-1}$]
HCO_3 :	Concentration en bicarbonate de l'effluent [$mol.l^{-1}$]

I.2.3. Débits d'écoulement du biogaz et de ses composants

Le débit total Q [$l.j^{-1}$] d'écoulement du biogaz est la somme des débits de ses principaux composants pris séparément, à savoir : le méthane, le gaz carbonique et l'ammoniac. C'est-à-dire :

$$Q = Q_{NH3} + Q_{CH4} + Q_{CO2} \quad (I.26)$$

telle que

Q_{NH3} : débit d'ammoniac [$l.j^{-1}$] et donné par

$$Q_{NH3} = - S_v \cdot V_{rec} \cdot R_{NH3} \quad (I.27)$$

Q_{CO2} : débit de dioxyde de carbone [$l.j^{-1}$] et formulé par

$$Q_{CO2} = - S_v \cdot V_{rec} \cdot R_T \quad (I.28)$$

Q_{CH4} : débit de méthane [$l.j^{-1}$] calculé par

$$Q_{CH4} = (S_v \cdot V_{rec}) \left(\frac{1}{M_{CH4}} \right) (\mu_m \cdot X_m \cdot Y_{CH4}) \quad (I.29)$$

dans laquelle, Y_{CH4} représente le coefficient de rendement de la production de méthane et M_{CH4} désigne sa masse molaire.

I.2.4. Calcul du pH et des concentrations respectives des bicarbonates et de l'ammoniac

Pour un pH compris entre 5 et 8, la concentration du bicarbonate s'exprime comme suit :

$$HCO_3^- = Z^+ + \frac{NH_4^+}{M_{NH4}} - \frac{A_h}{M_a} \quad (I.30)$$

Quant à l'ion d'hydrogène H^+ , il est donné par :

$$H^+ = \frac{K_{CO2} \cdot CO_2}{HCO_3^-} \quad (I.31)$$

où K_{CO2} est la constante d'ionisation de CO_2 (égal à $4,72 \times 10^{-7}$ à $35^\circ C$).

Le pH peut s'obtenir ainsi :

$$pH = -\log(H^+) \quad (I.32)$$

Enfin, la concentration de l'ammoniac se calcule par :

$$NH_3 = \frac{NH_4 \cdot K_{NH4}}{M_{NH4} \cdot H^+} \quad (I.33)$$

où K_{NH4} est la constante d'ionisation de l'ammonium (égal à $5,3 \times 10^{-10}$ à $35^\circ C$).

I.2.5. Simulations du modèle

I.2.5.1. Code de calcul associé au modèle étudié

Nous avons mis au point un code de calcul associé au modèle précédemment présenté. La figure I.4 montre son schéma synoptique.

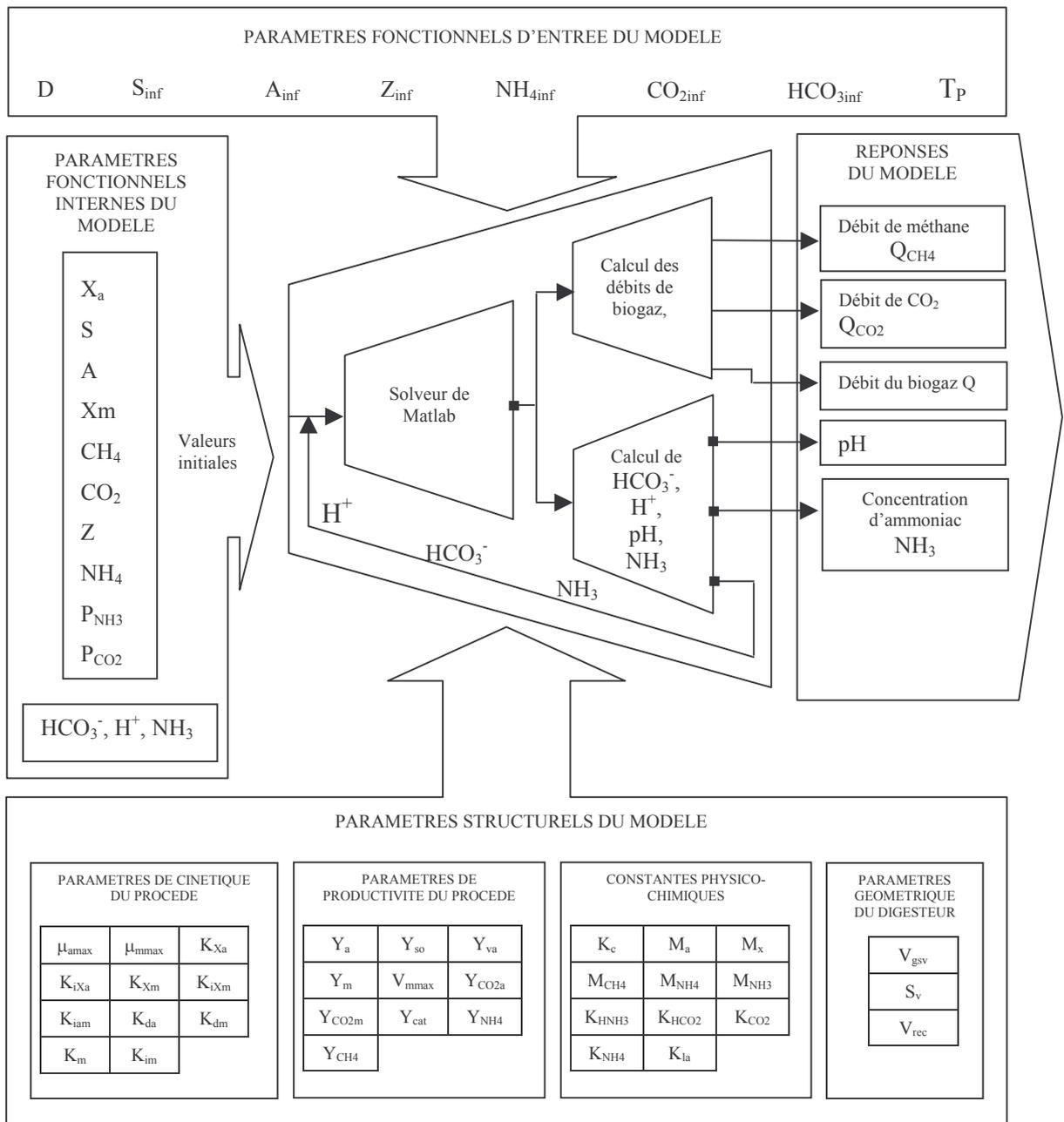


Fig. I.4 : Schéma synoptique de l'architecture de notre code de calcul associé au modèle de digestion anaérobie proposé par [Kiely, 97]

I.2.5.2. Présentation des résultats de simulation

Les figures I.5, I.6 et I.7 illustrent respectivement les variations du pH, de la concentration de l'ammoniac et du débit de méthane pendant 120 jours.

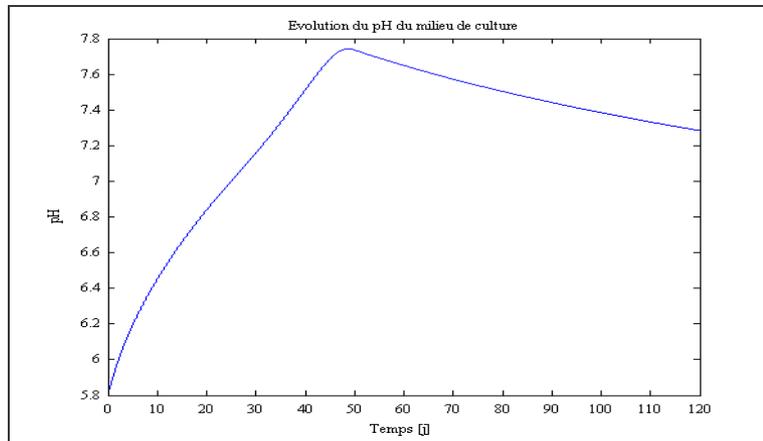


Fig. I.5 : Evolution du pH au sein du digesteur

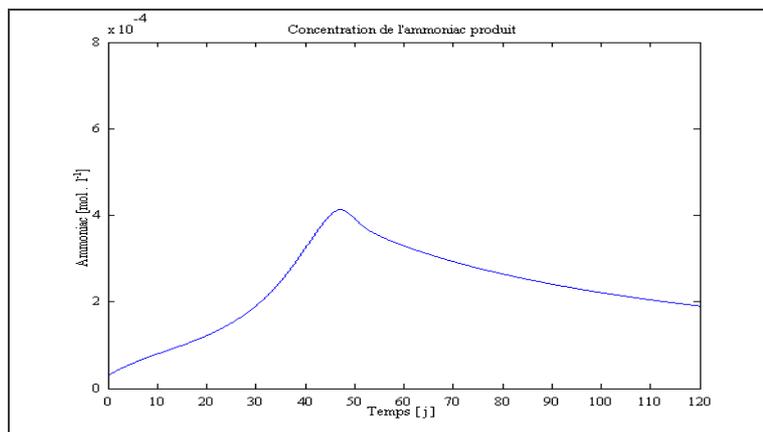


Fig. I.6 : Evolution de la concentration d'ammoniac

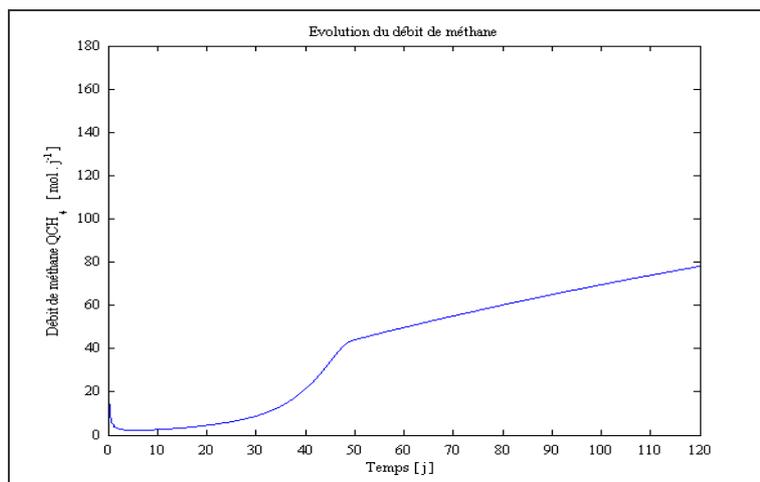


Fig. I.7 : Evolution du débit molaire de méthane

En guise d'interprétation de ces résultats, nous pouvons citer les suivantes :

- A partir du 15^{ème} jour, la production de CH₄ démarre et le pH du milieu de culture s'autorégule et demeure dans la gamme 6,5 à 7,8 favorable à la croissance de la population méthanogène.
- L'effet d'inhibition de l'ammoniac se fait remarquer à partir du 48^{ème} jour où l'accroissement du débit de CH₄ connaît une inflexion pour adopter une faible variation croissante linéaire avec le temps.

I.2.6 Analyse de sensibilité du modèle

Notre collègue Stéphane Synacouty [Synacouty, 01] a effectué une analyse de sensibilité du modèle de digestion anaérobie présentement discuté. A titre d'information, nous présentons ci-après les résultats qu'il a obtenu à cette occasion.

I.2.6.1. Paramétrage du modèle

Nous pouvons distinguer deux types de paramètres, à savoir (**figure I.4**) :

- Les *paramètres fonctionnels d'entrée* du modèle qui sont constitués par le taux de dilution D, la pression totale T_p au sein de l'enceinte de stockage de biogaz ainsi que les paramètres biochimiques caractérisant l'influent tels que S_{inf}, A_{inf}, Z_{inf}, NH_{4inf}, CO_{2inf} et HCO_{3inf} ;
- Les *paramètres structurels* du modèle qui sont formés par les paramètres de cinétique du procédé, les paramètres de productivité du procédé (coefficients de rendement) et les constantes physico-chimiques ainsi que les paramètres géométriques du digesteur.

[Synacouty, 01] s'est intéressé plus particulièrement à la sensibilité de ce modèle par rapport à un certain nombre de ses paramètres structurels. La plupart des constantes physico-chimiques a été mise à part (par exemple : les masses molaires). Les **tableaux I.2 à I.4** montrent les gammes de variation des paramètres ainsi considérés.

Tableaux I.(2,3,4) : Gammes de variation des paramètres structurels considérés pour l'analyse

Tableau I.2 : Paramètres de cinétique du procédé					
N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Valeur nominale	Unité
1	K _{da}	Taux de lyse de la biomasse acidogène	[0 ; 1]	0.15	[j ⁻¹]
2	μ _{amax}	Taux de croissance spécifique maximum de la biomasse acidogène	[0 ; 1]	0.30	[j ⁻¹]
3	K _{xa}	Constante de saturation de la croissance des bactéries acidogènes	[0 ; 1]	0.95	[g.l ⁻¹]
4	K _{ixa}	Constante d'inhibition de l'acide acétique sur la croissance des bactéries acidogènes	[0 ; 1]	0.01	[g.l ⁻¹]
5	K _{dm}	Taux de lyse de la biomasse méthanogène	[0 ; 1]	0.06	[j ⁻¹]
6	μ _{mmax}	Taux de croissance spécifique maximum de la biomasse méthanogène	[0 ; 1]	0.90	[j ⁻¹]
7	K _{xm}	Constante de saturation de la croissance des bactéries méthanogènes	[0 ; 1]	0.015	[g.l ⁻¹]
8	K _{iam}	Constante d'inhibition de l'ammoniac sur la croissance des bactéries méthanogènes	[0 ; 1]	0.12	[g.l ⁻¹]
9	K _{im}	Constante d'inhibition de l'acide acétique sur la production de méthane par les bactéries méthanogènes	[0 ; 1]	0.015	[g.l ⁻¹]
10	K _{ixm}	Constante d'inhibition de l'acide acétique sur la croissance des bactéries méthanogènes	[0 ; 1]	0.01	[g.l ⁻¹]
11	K _m	Constante de saturation de la production de méthane	[0 ; 1]	0.5	[g.l ⁻¹]

Tableau I.3 : Paramètres de productivité du procédé

N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Valeur nominale	Unité
12	Y_a	Taux de conversion du substrat en métabolites par la biomasse acidogène	[0 ; 1]	0.188	[g.g ⁻¹]
13	Y_{cat}	Taux de conversion du substrat en cations autres que NH_4^+ et H^+ par la biomasse acidogène	[0 ; 1]	0.01	[g.g ⁻¹]
14	Y_{CO2a}	Taux de conversion du substrat en dioxyde de carbone par la biomasse acidogène	[0 ; 1]	20	[mol.mol ⁻¹]
15	Y_{NH4}	Taux de conversion du substrat en ammonium par la biomasse acidogène	[0 ; 1]	0.50	[g.g ⁻¹]
16	Y_{so}	Taux de conversion des matières volatiles du substrat en glucose par la biomasse acidogène	[0 ; 1]	0.95	[g.g ⁻¹]
17	Y_{va}	Taux de conversion du substrat en acide acétique par la biomasse acidogène	[0 ; 1]	0.75	[g.g ⁻¹]
18	V_{mmax}	Taux de production maximale de méthane par les bactéries méthanogènes	[0 ; 1]	0.10	[g.g.j ⁻¹]
19	Y_{CH4}	Taux de conversion de l'acide acétique en méthane par la biomasse méthanogène	[0 ; 30]	6.31	[mol.mol ⁻¹]
20	Y_{CO2m}	Taux de conversion du substrat en dioxyde de carbone par la biomasse méthanogène	[0 ; 30]	12.31	[mol.mol ⁻¹]
21	Y_m	Taux de conversion du substrat en métabolites par la biomasse méthanogène	[0 ; 1]	0.08	[g.g ⁻¹]

Tableau I.4 : Paramètres digesteur

N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Valeur nominale	Unité
22	V_{rec}	Volume du digesteur	2	[0 ; 5]	[l]
23	V_{gsv}	Volume de gaz	1.5	[0 ; 5]	[l]
24	K_{la}	Coefficient de transfert de gaz	0.5	[0 ; 10]	[j.-1]

I.2.6.2. Résultats de l'analyse de sensibilité obtenus avec la méthode TMA

Afin de déterminer l'ordre d'interactions entre les paramètres, une analyse de structure du modèle a été effectuée dans un premier temps. Pour cela, les paramètres ont été regroupés en trois groupes de facteurs auxquels ont été affectés les fréquences suivantes {3,11,19}, telles que :

- Les paramètres “cinétique” ont été affectés de la fréquence 3,
- Les paramètres “productivité” ont été affectés de la fréquence 11,
- Les paramètres “digesteur” ont été affectés de la fréquence 19,

La sortie observée pour cette analyse de structure du modèle a été la variation du pH pendant 100jours. Compte tenu du théorème de Shannon, la fréquence d'échantillonnage f_e choisie a été égale à 78 (c'est-à-dire, $f_e = 4 \times 19 + 2$). Les paramètres ont tous été variés de $\pm 10\%$ par rapport à leur valeur nominale. Les résultats des 78 simulations ont formé une matrice de 78 lignes et 100 colonnes contenant les variations du pH du milieu par rapport au résultat nominal de base (Figures I.8.a et I.8.b).

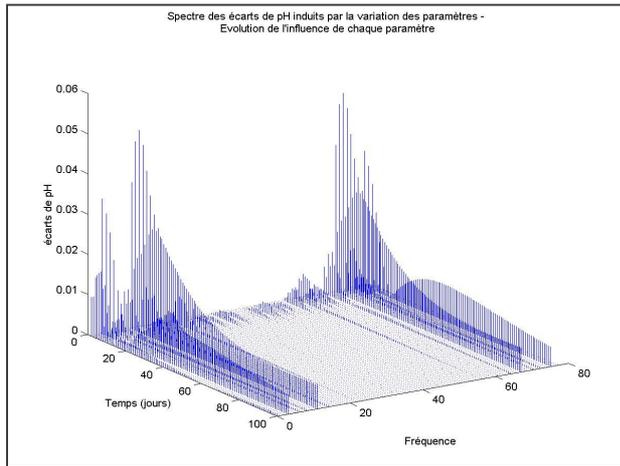


Figure 1.8.a : Maxima du spectre des écarts pour les fréquences allant jusqu'à $f_e/2$

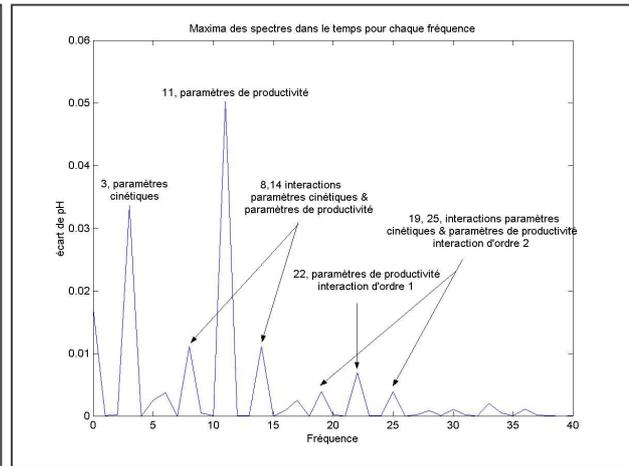


Fig. 1.8.b : Analyse de la structure du modèle par regroupement des paramètres

La **figure 1.8.b** montre que les paramètres qui semblent les plus importants sont les paramètres de productivité et cinétiques. Ces deux groupes de paramètres sont en effet les paramètres biochimiques du modèle. Les paramètres digesteurs quant à eux semblent peu influents sur la sortie observée. Il ressort de cette première phase d'analyse que les groupes de facteurs les plus importants sont ceux formés par les paramètres biologiques du modèle.

La deuxième étape de l'analyse a consisté à identifier les paramètres ayant la plus grande influence sur le pH qui conditionne, avons-vu, le bon déroulement de la production de méthane.

Pour cela, les fréquences impaires $\{5,7,9,\dots,49,51\}$ ont été affectées respectivement aux 24 paramètres structurels considérés dans cette analyse (**Tableaux I.2 à I.4**). De plus, la fréquence d'échantillonnage a été choisie suffisamment grande ($f_e = 512$) pour éviter le repliement du spectre dû aux interactions entre les paramètres. Les résultats obtenus après 51200 ($= 512 \times 100$) simulations, sont affichés sur les **figures I.9.a et I.9.b**.

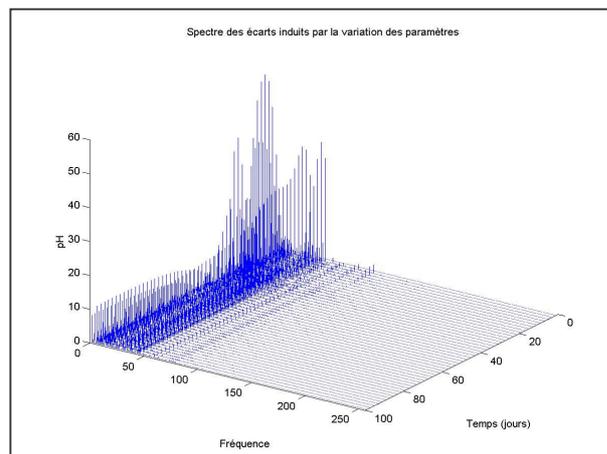


Fig. 1.9.a : Spectre des écarts induits par la variation des paramètres - Evolution de l'influence de chaque paramètre

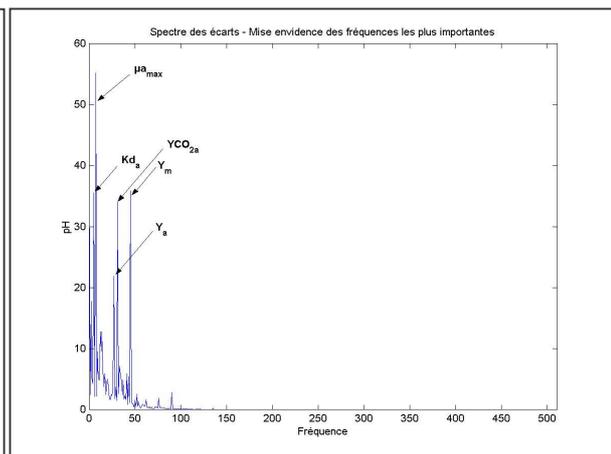


Fig. 1.9.b : Spectre des écarts - Mise en évidence des fréquences les plus importantes

La **figure 1.9.a** montre que les interactions entre les paramètres sont peu élevées (ordre 2). Les écarts induits par la variation des paramètres sur le pH sont très importants tout au long de la simulation.

Le **tableau I.5** présente les 5 paramètres les plus influents sur le pH. Leur identification a été basée sur la comparaison visuelle, à un instant donné, des modules des coefficients de Fourier correspondant aux signatures respectives des paramètres impliqués dans cette analyse.

Tableau I.5 : Paramètres les plus influents sur le pH et leurs fréquences associées

N	Symbole	Fréquences	Paramètres
2	μ_{\max}	7	Taux de croissance spécifique maximum de la biomasse acidogène
1	K_{da}	5	Taux de lyse de la biomasse acidogène
12	Y_a	27	Taux de conversion du substrat en métabolites par la biomasse acidogène
4	K_{ixa}	31	Constante d'inhibition de l'acide acétique sur la croissance des bactéries acidogènes
21	Y_m	45	Taux de conversion du substrat en métabolites par la biomasse méthanogène

Il est notoire que la majorité de ces paramètres sont relatifs à la biomasse acidogène. En effet, le pH du milieu est en majorité régi par la biomasse acidogène puisque c'est elle qui assure la conversion du substrat en acide acétique et par conséquent influe le plus sur le pH.

CONCLUSION

A travers ce premier chapitre, nous avons pu approcher ce processus complexe que représente la fermentation méthanique des boues des stations d'épuration.

De plus la modélisation proposée s'appuie sur le modèle de Kiely qui est déjà considéré comme étant un modèle élaboré avec un niveau de description très précis. Néanmoins, ce modèle n'a pas été validé par des données expérimentales car sa description demande des données qui ne peuvent être accessibles par la mesure.

Dans ce contexte, il s'impose à nous de chercher de nouveaux modèles avec un niveau de description plus simplifié.

CHAPITRE II

MODELE DYNAMIQUE POUR LE CONTROLE ET SUIVI DE LA DIGESTION

ANAEROBIE DES SUBSTRATS LIQUIDES AU SEIN D'UN DIGESTEUR

FONCTIONNANT EN ALIMENTATION CONTINUE

SOMMAIRE

MODELE DYNAMIQUE POUR LE CONTROLE ET SUIVI DE LA DIGESTION ANAEROBIE DES SUBSTRATS LIQUIDES AU SEIN D'UN DIGESTEUR FONCTIONNANT EN ALIMENTATION CONTINUE

NOMENCLATURE DU CHAPITRE II DE LA TROISIEME PARTIE.....	227
INTRODUCTION.....	229
II.1. PRESENTATION DU MODELE.....	230
II.1.1. Hypothèses simplificatrices	230
II.1.2. Réactions biologiques	230
II.1.3. Espèces chimiques	231
II.1.3.1. Carbone inorganique	231
II.1.3.2. Acides Gras Volatiles	231
II.1.3.3. Equilibre des charges ioniques	231
II.1.3.4. Phase gazeuse	232
II.1.3.5. Hydrodynamique du digesteur	233
II.1.5.1. Taux spécifique de croissance des bactéries acidogènes	234
II.1.5.2. Taux spécifique de croissance des bactéries méthanogènes	234
II.2. PROCEDURES D'IDENTIFICATION DES PARAMETRES DU MODELE.....	235
II.2.1. Détermination du modèle relatif au régime permanent.....	235
II.2.1.1. Valeurs relatives au régime permanent de l'AGV, du DCO et de l'alcalinité	235
II.2.1.2. Modèles calculant les concentrations des biomasses relatives au régime permanent.....	236
II.2.1.3. Modèles des débits gazeux relatifs au régime permanent.....	236
II.2.2. Procédures de mesures expérimentales de quelques grandeurs impliquées dans le modèle	237
II.2.2.1. Mesure de la Matière Totale en Suspension (MTS) et de la Matière Volatile en Suspension (MVS)	237
II.2.2.2. Mesure de la concentration des Acides Gras Volatiles (AGV)	238
II.2.2.3. Mesure de la Demande Chimique en Oxygène (DCO)	238
II.2.2.4. Mesure de l'alcalinité	238
II.2.2.5. Mesure des débits d'écoulement des fluides du réacteur	238
II.2.2.6. Mesure de pH	238
II.2.3. Détermination des paramètres du modèle	238
II.2.3.1. Procédure d'identification des paramètres de cinétique	238
II.2.3.2. Procédure d'identification K_{La}	239
II.2.3.3. Procédure d'identification des rapports des coefficients de rendement	239
II.2.3.4. Détermination des coefficients de rendement	240
II.2.4. Valeurs des paramètres du modèle	241
II.3. MISE AU POINT D'UN CODE DE CALCUL ASSOCIE A CE MODELE	242
II.4. ANALYSE DE SENSIBILITE PARAMETRIQUE DU MODELE	247
II.4.1. Paramétrage du modèle	247
II.4.2. Résultats de la méthode TMA sur le modèle de digestion anaérobie considéré	248
CONCLUSION	254

NOMENCLATURE DU CHAPITRE II DE LA TROISIEME PARTIE

AGV :	acronyme de « Acides Gras Volatiles »	
B :	concentration de bicarbonate	[mmole.l ⁻¹]
C :	concentration du carbone inorganique total	[mmole.l ⁻¹]
C _{in} :	concentration du carbone inorganique total de l'influent	[mmole.l ⁻¹]
D :	taux de dilution	[j ⁻¹]
DCO :	Acronyme de « Demande Chimique en Oxygène »	
$\frac{d}{dt}$:	dérivation par rapport au temps	[]
k ₁ :	coefficient de rendement lié à la dégradation du substrat	[]
k ₂ :	coefficient de rendement lié à la production des AGV	[mmole.g ⁻¹]
k ₃ :	coefficient de rendement lié à la consommation des AGV	[mmole.g ⁻¹]
k ₄ :	coefficient de rendement lié à la production de CO ₂ par les biomasses acidogènes	[mmole.g ⁻¹]
k ₅ :	coefficient de rendement lié à la production de CO ₂ par les biomasses méthanogènes	[mmole.g ⁻¹]
k ₆ :	coefficient de rendement lié à la production de CH ₄	[mmole.g ⁻¹]
K _a :	constante d'équilibre	[mole.l ⁻¹]
K _b :	constante d'affinité Bicarbonate/CO ₂	[mole.l ⁻¹]
K _H :	constante de Henry	[mmole.l ⁻¹ .atm ⁻¹]
K _{La} :	coefficient de transfert liquide-gaz	[j ⁻¹]
K _{I2} :	constante d'inhibition associée aux AGV (S ₂)	[mmole.l ⁻¹]
K _{S1} :	constante de demi-saturation associée au substrat S ₁	[g.l ⁻¹]
K _{S2} :	constante de demi-saturation associée aux AGV (S ₂)	[mmole.l ⁻¹]
MVS :	Acronyme de « Matière Volatile en Suspension »	
P _C :	pression partielle du CO ₂	[atm]
P _T :	pression totale	[atm]
q _C :	débit molaire du dioxyde de carbone (CO ₂)	[mmole.l ⁻¹ .j ⁻¹]
q _M :	débit molaire du méthane (CH ₄)	[mmole.l ⁻¹ .j ⁻¹]
S ₁ :	concentration du substrat organique	[g.l ⁻¹]
S _{1in} :	concentration du substrat organique de l'influent	[g.l ⁻¹]
S ₂ :	concentration des Acide Gras Volatile (AGV)	[mmole.l ⁻¹]
S _{2in} :	concentration des AGV de l'influent	[mmole.l ⁻¹]
X ₁ :	concentration des bactéries acidogènes	[g.l ⁻¹]
X ₂ :	concentration des bactéries méthanogènes	[g.l ⁻¹]
Z :	alcalinité totale	[mmole.l ⁻¹]
Z _{in} :	alcalinité totale de l'influent	[mmole.l ⁻¹]
Z _o :	concentration des anions	[mmole.l ⁻¹]

α :	fraction de bactérie dans la phase liquide	[]
λ :	fraction moyenne des bactéries acidogènes	[]
μ_1 :	taux spécifique de croissance des bactéries acidogènes	[j ⁻¹]
μ_{1max} :	taux spécifique maximum de croissance des bactéries acidogènes	[j ⁻¹]
μ_2 :	taux spécifique de croissance des bactéries méthanogènes	[j ⁻¹]
μ_{2max} :	taux spécifique maximum de croissance des bactéries méthanogènes	[j ⁻¹]
ε^* :	Un des équilibres relatifs au régime permanent du procédé	
ε^\wedge :	Equilibre correspondant au régime permanent de la phase d'inhibition de la méthanogenèse du procédé	

INTRODUCTION

Le procédé du traitement en anaérobie des eaux usées présente des avantages intéressants par rapport au procédé aérobie classique. En effet, il possède une forte capacité de traiter des substrats difficilement dégradables, produit une petite quantité de boues, requiert moins de consommation énergétique, et dans certains cas, il permet même de produire de l'énergie de substitution par le biais de la combustion du méthane récolté à la sortie du système. Pourtant, en dépit de ces avantages, la mise en œuvre du traitement en anaérobie demeure encore très rare à l'échelle industrielle du fait probablement qu'il est connu pour être facilement instable sous certaines circonstances liées aux conditions opératoires du processus [Fripjat, 84]. Néanmoins, cet inconvénient peut être surmonté en implantant un système de recirculation des boues auquel est associé un code numérique de suivi et contrôle de la procédure, ce qui permet d'améliorer la stabilité de la performance de l'opération de traitement des eaux usées [Perrier & Dochain, 93] [Steyer, 99]. En conséquence, il est nécessaire de disposer un modèle dynamique fiable du procédé dans le but de développer de tels algorithmes de contrôle et suivi de stabilité du procédé.

La modélisation dynamique de la digestion anaérobie faisait l'objet d'un actif domaine de travaux de recherche durant ces dernières trois décennies. Andrews [Andrews, 68] a introduit le modèle de Haldane pour caractériser l'inhibition de croissance qui peut favoriser l'instabilité du procédé, c'est-à-dire, l'étouffement des biomasses dû à l'accumulation d'acides. Un modèle basé sur une seule population bactérienne a ainsi été proposé par [Graef & Andrews, 74].

La représentation du procédé a subséquentement été amendée en considérant trois étapes, à savoir : la solubilisation des matières organiques, l'acidogenèse et la méthanogenèse [Hill & Barth, 77]. Mosey [Mosey, 83] a introduit un modèle impliquant quatre populations bactériennes avec deux réactions acidogenèses et deux réactions méthanogenèses, accentuant ainsi le rôle de l'hydrogène.

Ces principales études de modélisation ont ensuite été approfondies, étendues et détaillées par d'autres auteurs afin de mieux approcher la complexité du procédé. Il s'agit des travaux de [Moletta, 86], de [Costello, 91a, 91b], de [Fernandes, 93], de [Kiely, 97], et de [Batstone, 97]. Les modèles ainsi proposés incluent plusieurs populations bactériennes et autant de substrats. Il en résulte que ces modèles font intervenir un important nombre de paramètres dont certains sont difficilement accessibles à la mesure expérimentale.

Comme cité précédemment, il existe plusieurs types de modèles liés à la digestion anaérobie. Toutefois, les modèles décrivant en détail tous les processus responsables de la digestion anaérobie sont généralement difficiles à utiliser pour effectuer le contrôle et suivi du procédé [Bastin, 90]. De plus, la question d'identification et de validation de modèle est rarement réalisée avec une gamme suffisamment grande de conditions opératoires (notamment, les taux de dilution et les temps de rétention). Par ailleurs, dans tous ces modèles, le processus est souvent supposé ayant lieu au sein d'un réacteur infiniment mélangé.

En pratique, les technologies visent couramment à accroître la surface de contact entre la phase biologique et la matière organique afin d'améliorer la performance du procédé. En conséquence, la technologie basée sur des réacteurs à lit fixe ou à lit fluidisé génèrent un milieu triphasique (solide-liquide-gaz) où les bactéries ne sont plus uniquement dans la phase liquide. Il en découle que le principe lié à l'hypothèse de milieu liquide homogène ne serait plus valide pour modéliser la digestion anaérobie se produisant au sein de ces réacteurs.

Cependant, le manque de connaissance phénoménologique, la complexité du procédé, sa nature non-linéaire et l'insuffisance de dispositifs de mesure expliquent pourquoi la plupart des modèles existants sont généralement des approximations qui n'ont pas été validées avec des données expérimentales suffisantes. Dans ce contexte, il serait intéressant de développer des modèles qui sont autant que possible insensibles au manque de la connaissance phénoménologique.

Il convient de rappeler qu'un modèle dynamique peut être utilisé pour différents buts. Un objectif peut être la simulation numérique du déroulement du processus ; par exemple, pour prédire son comportement dynamique ou encore pour identifier et mieux comprendre les principaux mécanismes gouvernant son dynamisme. Un autre objectif est la mise au point des algorithmes permettant le suivi et contrôle de la stabilité du procédé. Le modèle de Bernard [Bernard, 01] décrit ici s'inscrit dans ce dernier contexte.

II.1. PRESENTATION DU MODELE

II.1.1. Hypothèses simplificatrices

Le choix du nombre de populations bactériennes impliquées dans le procédé de digestion anaérobie est directement lié à la complexité du modèle. Dans le but d'obtenir un modèle qui serait non seulement identifiable mais aussi capable de représenter le phénomène de déstabilisation, les populations bactériennes sont supposées comme étant composées de deux principaux groupes à caractéristiques homogènes. Le procédé de la digestion anaérobie serait alors décrit par deux étapes. Lors de la première étape (acidogénèse), les bactéries acidogènes (X_1) consomment le substrat organique (S_1) pour produire du dioxyde de carbone (CO_2) et des acides gras volatiles (S_2). Dans la seconde étape, la population des bactéries méthanogènes (X_2) utilise les acides gras volatiles comme substrat nécessaire à sa croissance et produit du CO_2 et du méthane (CH_4).

De plus, sur la base des tests hydrodynamiques, le digesteur est supposé parfaitement mélangé de manière à ce que la biomasse soit uniformément distribuée en son sein.

II.1.2. Réactions biologiques

Les bactéries acidogènes et méthanogènes interviennent au niveau des réactions biologiques suivantes :

- Acidogénèse (avec une vitesse de réaction : $r_1 = \mu_1.X_1$)



- Méthanogénèse (avec une vitesse de réaction : $r_2 = \mu_2.X_2$)



S_1 représente le substrat organique (et sa concentration) caractérisé par sa Demande Chimique en Oxygène (DCO) [$g.l^{-1}$]. La concentration totale des Acides Gras Volatiles (AGV) est dénotée S_2 [$mmole.l^{-1}$]. Par la suite, S_2 qui est essentiellement composé d'acétate, de propionate et de butyrate, est supposé se comporter comme un acétate pur. Il convient de noter que la DCO totale est constituée par S_1 et S_2 . Quant à μ_1 et μ_2 [j^{-1}], ils représentent respectivement les taux spécifiques de croissance des bactéries acidogènes et méthanogènes.

II.1.3. Espèces chimiques

II.1.3.1. Carbone inorganique

Le carbone inorganique est principalement composé de CO₂ dissout, de bicarbonate (B) et de carbonate [Bernard, 01]. Dans les conditions opératoires normales où le pH varie entre 6 et 8 et la température, entre 35°C et 38°C, la constante d'affinité carbonate/bicarbonate ($K_c = 4,7 \cdot 10^{-11} \text{ mole.l}^{-1}$) indique que la concentration du carbonate demeurera négligeable devant celle du bicarbonate. Ainsi, le carbone inorganique total C relatif à la gamme de variation du pH est approximativement donné par :

$$C = \text{CO}_2 + B \quad (\text{II.3})$$

tel que les concentrations respectives du bicarbonate et du CO₂ dissout sont déterminées suivant la réaction chimique ci-après :



dont la constante d'affinité

$$K_b = \frac{[\text{H}^+].B}{\text{CO}_2} \quad (\text{II.5})$$

est égale à $6,5 \cdot 10^{-7} \text{ mol.l}^{-1}$

II.1.3.2. Acides Gras Volatiles

La concentration totale de l'AGV est composée de celles des ions S⁻ (principalement, de l'acétate) et des acides non ionisés SH (essentiellement, des acides acétiques) :

$$S_2 = [\text{SH}] + [\text{S}^-] \quad (\text{II.6})$$

La constante d'affinité correspondant à cela s'écrit :

$$K_a = \frac{[\text{H}^+].[\text{S}^-]}{[\text{SH}]} \quad (\text{II.7})$$

La valeur numérique de K_a dans la gamme de variation de pH citée plus haut, est de l'ordre de $1,5 \cdot 10^{-5} \text{ mol.l}^{-1}$, ce qui montre que [SH] est négligeable et par suite :

$$S_2 \cong [\text{S}^-] \quad (\text{II.8})$$

II.1.3.3. Equilibre des charges ioniques

L'alcalinité totale Z est définie comme la somme des concentrations des acides dissociés dans le milieu :

$$Z = B + [\text{S}^-] \quad (\text{II.9})$$

Compte de tenu de la relation (II.8), il vient :

$$Z = B + S_2 \quad (\text{II.10})$$

Il est à noter que cette supposition n'est pas valide dans le cas des influents où le pH peut être très faible et n'appartient pas à la gamme de variation considérée ici.

Le présent modèle suppose également que tous les autres anions (de concentration notée Z₀) qui ont une influence significative sur la concentration totale des anions dans le milieu

(c'est-à-dire, $Z + Z_0$) ne sont pas affectés par le procédé de digestion anaérobie. Il en résulte que Z_0 demeure invariant que ce soit au niveau de l'influent que ce soit au sein du digesteur : $\frac{dZ_0}{dt} = 0$. C'est généralement le cas, étant donné que $[\text{OH}^-]$, $[\text{HCO}_3^-]$, $[\text{CO}_3^{2-}]$ sont négligeables devant B et S_2 , cela permet de prendre $Z_0 \cong 0$. Dans certains cas particuliers, les chlorures peuvent être de concentrations élevées et contribuent énormément à la concentration totale des anions, ce qui implique $Z_0 \cong [\text{Cl}^-]$. L'hypothèse précédente signifie alors que les chlorures ne sont pas modifiées en arrivant au sein du réacteur.

L'équilibre des charges électriques découle que $Z + Z_0$ représente aussi la concentration totale des cations.

II.1.3.4. Phase gazeuse

Ce modèle suppose que le biogaz produit est principalement composé de CO_2 et de CH_4 . Ce dernier étant peu soluble, la concentration du méthane dissout est négligée de telle sorte que le méthane produit soit supposé sortir directement hors du réacteur avec un débit molaire d'écoulement q_M proportionnel à la vitesse de réaction régissant la méthanogenèse :

$$q_M = k_6 \cdot \mu_2 \cdot X_2 \quad (\text{II.11})$$

Pour le débit du CO_2 , son stockage dans le compartiment du carbone inorganique total doit être pris en compte. Ainsi, le débit molaire q_C de CO_2 est calculé à l'aide de la loi de Henry :

$$q_C = K_{La} \cdot (\text{CO}_2 - K_H \cdot P_C) \quad (\text{II.12})$$

En supposant que l'équilibre des pressions des gaz s'établit rapidement, la loi du gaz parfait permet d'obtenir une relation entre les pressions partielles et les débits, telle que :

$$\frac{P_T - P_C}{q_M} = \frac{P_C}{q_C} \quad (\text{II.13})$$

dans laquelle, P_T désigne totale régnant au sein du digesteur et est supposée égale la pression atmosphérique [atm].

A partir des équations (II.12) et (II.13), il vient :

$$K_H \cdot P_C^2 - \varphi \cdot P_C + P_T \cdot \text{CO}_2 = 0 \quad (\text{II.14})$$

avec

$$\varphi = \text{CO}_2 + K_H \cdot P_T + \frac{q_M}{K_{La}} \quad (\text{II.15})$$

La relation (II.14) est un trinôme du second degré de la forme $\pi(P_C) = 0$. K_H étant une constante positive, la courbe représentative de $\pi(P_C)$ est alors une parabole à minimum. Par ailleurs, il est à noter que :

$$\pi(P_T) = -\frac{P_T \cdot q_M}{K_{La}} < 0 \quad (\text{II.16})$$

Il s'en suit que P_T est compris entre les deux racines de l'équation (II.14). Autrement dit, la plus grande de ces deux racines est supérieure à la pression totale P_T , et par conséquent, ne constitue pas une solution physiquement admissible. Il en découle que la pression partielle P_C de CO_2 est donnée par la plus petite racine de l'équation (II.14), c'est-à-dire :

$$P_C = \frac{\varphi - \sqrt{\varphi^2 - 4.K_H.P_T.CO_2}}{2.K_H} \quad (II.17)$$

Enfin, la concentration de CO₂ est obtenue en éliminant B dans les équations (II.3) et (II.10) :

$$CO_2 = C + S_2 - Z \quad (II.18)$$

II.1.3.5. Hydrodynamique du digesteur

Des expérimentations ont montré que si le taux de recirculation est suffisamment élevé, le réacteur peut être maintenu sous des conditions homogènes [Bernard, 01]. En conséquence, les dynamismes des espèces chimiques sont directement influencés par le taux de dilution D du digesteur (D est défini comme étant le rapport du débit des influents sur le volume du réacteur).

Pour un réacteur à lit fixe, la biomasse est attachée sur un support. De ce fait, elle n'est pas affectée par l'effet de dilution, contrairement au cas des digesteurs fonctionnant en alimentation discontinue. Néanmoins, certaines bactéries ne se fixent pas sur leur support ou encore elles sont détachées suite à l'écoulement des liquides. Il y a lieu alors d'incorporer cet effet dans la modélisation hydrodynamique de la biomasse. En vue de garder une description mathématique simple du procédé, il suffit de considérer tout simplement que seulement une fraction α de la biomasse est dans la phase liquide. Le paramètre α ($0 \leq \alpha \leq 1$) reflète ainsi l'hétérogénéité de ce procédé : $\alpha = 0$ correspond au cas d'un parfait réacteur à lit fixe, tandis que $\alpha = 1$ correspond au cas d'un digesteur discontinu.

II.1.4. Equations de bilan massique formant le modèle

Compte tenu des réactions (II.1), (II.2) et (II.4), les équations de bilan massique du modèle s'écrivent comme suit :

$$\frac{dX_1}{dt} = (\mu_1 - \alpha.D).X_1 \quad (II.19)$$

$$\frac{dX_2}{dt} = (\mu_2 - \alpha.D).X_2 \quad (II.20)$$

$$\frac{dZ}{dt} = D.(Z_{in} - Z) \quad (II.21)$$

$$\frac{dS_1}{dt} = D.(S_{1in} - S_1) - k_1.\mu_1.X_1 \quad (II.22)$$

$$\frac{dS_2}{dt} = D.(S_{2in} - S_2) + k_2.\mu_1.X_1 - k_3.\mu_2.X_2 \quad (II.23)$$

$$\frac{dC}{dt} = D.(C_{in} - C) - q_C + k_4.\mu_1.X_1 + k_5.\mu_2.X_2 \quad (II.24)$$

avec

$$q_C = K_{La}.(C + S_2 - Z - K_H.P_C) \quad (II.25)$$

où P_C est calculé à partir des équations (II.11), (II.15), (II.17) et (II.18) de la manière suivante :

$$P_C = \frac{\varphi - \sqrt{\varphi^2 - 4.K_H.P_T.(C + S_2 - Z)}}{2.K_H} \quad (II.26)$$

tel que

$$\varphi = C + S_2 - Z + K_H \cdot P_T + \frac{k_6}{K_{La}} \cdot \mu_2 \cdot X_2 \quad (\text{II.27})$$

S_{1in} [gDCO.l⁻¹], S_{2in} [mmole.l⁻¹], C_{in} [mmole.l⁻¹] et Z_{in} [mmole.l⁻¹] sont respectivement les concentrations en S_1 , en S_2 , en C et en Z de l'influent.

A ces équations s'ajoutent l'expression (II.11) donnant le débit molaire du méthane, que nous réécrivons ci-dessous :

$$q_M = k_6 \cdot \mu_2 \cdot X_2 \quad (\text{II.28})$$

ainsi que celle formulant le pH au sein du digesteur à partir des relations (II.5), (II.10) et (II.18) comme suit :

$$\text{pH} = -\log_{10} \left(K_b \frac{C - Z + S_2}{Z - S_2} \right) \quad (\text{II.29})$$

Afin de pouvoir mener des simulations numériques à l'aide de ce modèle, il s'impose de connaître également les expressions analytiques des taux spécifiques des croissances bactériennes μ_1 et μ_2 . Cela constitue l'objet du sous paragraphe suivant.

II.1.5. Modèles de cinétique de croissance bactérienne

La modélisation des cinétiques biologiques est une tâche laborieuse pour laquelle aucune méthodologie systématique n'est encore trouvée. En vue de garder la simplicité du modèle et de rester en accord avec les autres travaux effectués sur la modélisation de la digestion anaérobie, les modèles de cinétique de croissance bactérienne ci-après ont été adoptés.

II.1.5.1. Taux spécifique de croissance des bactéries acidogènes

Le modèle de Monod a été sélectionné pour la cinétique de croissance des bactéries acidogènes :

$$\mu_1(S_1) = \mu_{1max} \cdot \frac{S_1}{S_1 + K_{S1}} \quad (\text{II.30})$$

où μ_{1max} [j⁻¹] désigne le taux spécifique maximum de croissance des bactéries acidogènes et K_{S1} [g.l⁻¹] est la constante de demi-saturation associée au substrat S_1 .

II.1.5.2. Taux spécifique de croissance des bactéries méthanogènes

Afin de considérer la possible accumulation d'AGV, le modèle de Haldane a été choisi pour la cinétique de croissance des bactéries méthanogènes :

$$\mu_2(S_2) = \mu_{2max} \cdot \frac{S_2}{S_2 + K_{S2} + \left(\frac{S_2}{K_{I2}} \right)^2} \quad (\text{II.31})$$

dans laquelle, μ_{2max} [j⁻¹] représente le taux spécifique maximum de croissance des bactéries méthanogènes sans inhibition, tandis que K_{S2} [g.l⁻¹] et K_{I2} [g.l⁻¹] désignent respectivement les constantes de demi-saturation et d'inhibition associées au substrat S_2 .

II.2. PROCEDURES D'IDENTIFICATION DES PARAMETRES DU MODELE

En vue de la préparation d'une campagne de mesure axée sur l'étude de la méthanisation des déchets organiques notamment les boues des stations d'épuration, nous décrivons ci-après la méthode qui a été utilisée par Bernard et al. [Bernard, 01] pour déterminer les paramètres du modèle présenté ici. En effet, il est primordial de maîtriser la méthode choisie pour établir un modèle gouvernant la digestion anaérobie du déchet fermentescible étudié, avant de se lancer à toute campagne de mesure. Cela permet de prévoir les types de dispositifs expérimentaux à pourvoir pour cette campagne. De plus, il est toujours humainement frustrant d'avoir entrepris des mesures expérimentales sans pouvoir en exploiter les résultats à cause de la méconnaissance de certaines grandeurs qui auraient dû également être mesurées lors de ces expérimentations.

Pour déterminer les paramètres d'un modèle donné, il est souhaitable de disposer des mesures de ses variables physiques autant que possible. De plus, il est avantageux d'effectuer les mesures pendant le régime permanent. En effet, avant d'étudier le cas du régime transitoire du procédé, il est judicieux de montrer que le modèle régissant le régime permanent est en adéquation avec les expérimentations. Afin de contraindre le modèle à reproduire le régime permanent, il y a lieu de baser l'algorithme d'identification sur les mesures liées à l'équilibre obtenu pour des caractéristiques constantes de l'influent et pour un taux de dilution constant.

Ainsi, la procédure d'identification consiste à déterminer par la méthode de régression linéaire les valeurs des paramètres, en se concentrant sur le régime permanent dont le modèle a été décrit en paragraphe II.1. Cela a pour but d'imposer que le modèle original présenté ici prédise correctement l'équilibre atteint par le procédé.

Ce modèle proposé comporte 13 paramètres, à savoir : μ_{1max} , K_{S1} , μ_{2max} , K_{S2} , α , K_{La} , k_1 , k_2 , k_3 , k_4 , k_5 et k_6 qui doivent être déterminées avec les données expérimentales.

Les auteurs cités précédemment ont avancé qu'il est plus commode de découpler l'estimation de ces paramètres en trois groupes tels que les paramètres cinétiques (μ_{1max} , K_{S1} , μ_{2max} , K_{S2} , α), le coefficient de transfert (K_{La}) et les coefficients de rendement (k_i , $i = 1$ à 6). Ce découplage est motivé par le fait que la modélisation de la cinétique de croissance bactérienne est une tâche difficile et génère couramment une grande incertitude au niveau des modèles dynamiques du bioprocédé [Bastin, 90].

II.2.1. Détermination du modèle relatif au régime permanent

II.2.1.1. Valeurs relatives au régime permanent de l'AGV, du DCO et de l'alcalinité

En régime permanent, en écartant le cas où $X_1 = 0$ ou $X_2 = 0$, les relations (II.19) et (II.20) conduisent à :

$$\mu_1(S_1) = \alpha.D \quad (\text{II.32})$$

$$\mu_2(S_2) = \alpha.D \quad (\text{II.33})$$

Si $\mu_{1max} > \alpha.D$, la relation (II.32) implique que la valeur S_1^* relative au régime permanent de S_1 peut être obtenue à l'aide de la relation (II.30) telle que :

$$S_1^* = K_{S1} \cdot \frac{\alpha \cdot D}{\mu_{1\max} - \alpha \cdot D} \quad (\text{II.34})$$

Les valeurs possibles en régime permanent de S_2 devraient être solutions de l'équation (II.33). La fonction $\mu_2(S_2)$ croît à partir de 0, atteint un unique maximum et puis décroît à nouveau vers 0. En conséquence, l'équation (II.33) admet deux solutions (qui peuvent être réduites en une racine double) si et seulement si :

$$\alpha \cdot D \leq \max(\mu_2(S_2)) \quad (\text{II.35})$$

ce qui implique, compte tenu de l'expression (II.31) que

$$D \leq \frac{\mu_{2\max}}{\alpha} \cdot \frac{K_{I2}}{K_{I2} + 2\sqrt{K_{S2}}} \quad (\text{II.36})$$

Il s'en suit que les valeurs possibles de S_2 relatives au régime permanent constituent les racines du trinôme déduit des relations (II.33) et (II.31) tel que :

$$\left(\frac{S_2}{K_{I2}}\right)^2 + \left(1 - \frac{\mu_{2\max}}{\alpha \cdot D}\right) \cdot S_2 + K_{S2} = 0 \quad (\text{II.37})$$

La plus petite valeur des deux racines de cette équation est notée par S_2^* tandis que l'autre racine plus grande est notée par S_2^\wedge . Les équilibres correspondant à ces valeurs sont respectivement dénotés ε^* et ε^\wedge . Il est à noter que ε^\wedge correspond au régime permanent de la phase d'inhibition de la méthanogenèse.

La valeur de Z relative à l'équilibre est directement calculée à partir de l'équation (II.21) :

$$Z^* = Z_{in} \quad (\text{II.38})$$

II.2.1.2. Modèles calculant les concentrations des biomasses relatives au régime permanent

Des relations (II.22) et (II.32), il vient

$$X_1^* = \frac{1}{\alpha \cdot k_1} (S_{1in} - S_1^*) \quad (\text{II.39})$$

A partir des équations (II.23), (II.32), (II.33) et (II.39), deux valeurs possibles de X_2 sont obtenues :

$$X_2^* = \frac{1}{\alpha \cdot k_3} \left(S_{2in} + S_2^* + \frac{k_2}{k_1} (S_{1in} - S_1^*) \right) \quad (\text{II.40})$$

$$X_2^\wedge = \frac{1}{\alpha \cdot k_3} \left(S_{2in} + S_2^\wedge + \frac{k_2}{k_1} (S_{1in} - S_1^\wedge) \right) \quad (\text{II.41})$$

II.2.1.3. Modèles des débits gazeux relatifs au régime permanent

La valeur du débit molaire du méthane en régime permanent dans une phase non inhibitoire est directement déduite des équations (II.11) et (II.33) :

$$q_M^* = k_6 \cdot \alpha \cdot D \cdot X_2^* \quad (\text{II.42})$$

Le calcul du débit du gaz carbonique est un peu plus compliqué. Pour cela, une des méthodes de calcul consiste à combiner la relation (II.12) avec l'équation (II.24) qui est réduite à sa forme relative au régime permanent, pour obtenir l'équation suivante :

$$q_C^* = K_{La} \cdot (CO_2^* - K_H \cdot P_C^*) = D \cdot (C_{in} - C^*) + k_4 \cdot \alpha \cdot D \cdot X_1^* + k_5 \cdot \alpha \cdot D \cdot X_2^* \quad (II.43)$$

En produisant membre à membre l'équation (II.18) par D et en éliminant (D.C*) entre l'équation ainsi obtenue et celle de (II.43), il arrive :

$$CO_2^* = \frac{1}{K_{La} + D} (K_{La} \cdot K_H \cdot P_C^* + D \cdot \psi^*) \quad (II.44)$$

avec $\psi^* = C_{in} - Z^* + S_2^* + k_4 \cdot \alpha \cdot X_1^* + k_5 \cdot \alpha \cdot X_2^*$

En portant cette expression de CO₂* dans la relation (II.12), le débit de CO₂ en régime permanent est donné par :

$$q_C^* = \frac{K_{La} \cdot D}{(K_{La} + D)} (\psi^* - K_H \cdot P_C^*) \quad (II.45)$$

Cette relation (II.45) liant q_C* et P_C* peut ensuite être injectée dans l'équation (II.13) pour aboutir à l'équation suivante :

$$K_H \cdot P_C^{*2} - w^* \cdot P_C^* + P_T \cdot \psi^* = 0 \quad (II.46)$$

où $w^* = K_H \cdot P_T + \psi^* + \frac{(K_{La} + D)}{K_{La}} k_6 \cdot \alpha \cdot X_2^*$.

Il est connu selon (II.16) que seulement la plus petite des deux racines de ce trinôme est physiquement admissible. D'où

$$P_C^* = \frac{w^* - \sqrt{w^{*2} - 4 \cdot K_H \cdot P_T \cdot \psi^*}}{2 \cdot K_H} \quad (II.47)$$

Sachant P_C*, la concentration CO₂* et le débit q_C* en régime permanent peuvent donc être respectivement calculés à l'aide des équations (II.44) et (II.45).

Les valeurs associées à l'équilibre $\hat{\varepsilon}$ sont déterminées de manière analogue en remplaçant les symboles * par $\hat{}$ dans les équations (II.42) à (II.47).

II.2.2. Procédures de mesures expérimentales de quelques grandeurs impliquées dans le modèle

Les échantillons utilisés pour déterminer les concentrations relatives à l'influent sont prélevés juste à l'entrée du digesteur tandis que le prélèvement de ceux destinés à caractériser l'effluent de ce réacteur est effectué juste à sa sortie. Les échantillons sont stockés à 4°C. La partie dissoute est obtenue après centrifugation à une vitesse de 15000 tr/mn pendant 15 minutes.

II.2.2.1. Mesure de la Matière Totale en Suspension (MTS) et de la Matière Volatile en Suspension (MVS)

Le résidu de la centrifugation est mis dans un pot céramique et est séché au sein d'une étuve à 75°C. Après 48 heures, le pot est pesé avec précision pour obtenir la Matière Totale en Suspension (MTS). Ensuite, ce pot est calciné dans un four de 550°C pendant 2 heures. Le

pot est de nouveau pesé et la différence entre les deux pesées donne la Matière Volatile en Suspension (MVS). Leur concentration est égale au rapport de leur masse sur le volume initial de l'échantillon centrifugé.

II.2.2.2. Mesure de la concentration des Acides Gras Volatiles (AGV)

La chromatographie est une des meilleures méthodes pour mesurer les AGV. A titre d'exemple, Bernard et al. [Bernard, 01] se sont servis d'un chromatographe (FISONS INSTRUMENTS GC8000) équipé d'une colonne ECONOCAP FFAP (Alltech).

II.2.2.3. Mesure de la Demande Chimique en Oxygène (DCO)

Il existe plusieurs dispositifs de mesure de DCO disponibles commercialement. A titre indicatif, pour l'instrument (NF T 90-101), le principe de mesure consiste à l'oxydation de la matière organique par un bichromate de potassium en excès, au sein d'un milieu acide (H_2SO_4) à la température d'ébullition. L'oxydant en excès est titré à l'aide d'une solution réductrice du sel de Mohr.

II.2.2.4. Mesure de l'alcalinité

De l'acide (HCl) est ajouté à l'échantillon afin d'atteindre un $pH = 5,75$ (le volume ainsi titré correspond à l'alcalinité partielle). Ensuite, de l'acide est à nouveau ajouté jusqu'à ce que le pH atteigne la valeur de 4,3 et le volume total de l'acide additionné constitue l'alcalinité totale. Il est à noter que la concentration de l'acétate et du bicarbonate peut être déterminée à partir des alcalinités partielle et totale [Ripley, 86].

II.2.2.5. Mesure des débits d'écoulement des fluides du réacteur

Etant donné que le réacteur fonctionne en alimentation continue et que la connaissance du taux de dilution est primordiale, il y a lieu de mesurer le débit d'écoulement de l'influent. A titre d'exemple, cela peut se faire à l'aide d'un capteur électromagnétique (KHRONE).

Quant au biogaz produit, son débit est mesuré par le biais d'un débitmètre à gaz en amont duquel devrait se trouver un dispositif d'analyse de sa composition en vue de connaître le pourcentage CO_2/CH_4 (par exemple : un capteur ULTRAMAT 22P de SIEMENS).

II.2.2.6. Mesure de pH

La mesure du pH devrait être aisément réalisable grâce aux nombreux types de pH-mètres de haute précision et faciles d'usage, disponibles actuellement sur le marché des dispositifs de laboratoire. Il suffit de plonger la sonde dans le milieu où le pH est à mesurer.

II.2.3. Détermination des paramètres du modèle

L'identification des paramètres se base sur les données expérimentales composées par les valeurs moyennes des grandeurs suivantes : \bar{S}_1 , \bar{S}_2 , \bar{Z} , \bar{C} , \bar{pH} , \bar{q}_C et \bar{q}_M . Il convient de noter que ces valeurs sont mesurées durant une période du régime permanent et qu'elles correspondent à l'un des deux équilibres ε^* ou $\hat{\varepsilon}$ cités en paragraphe (II.2.1.1).

II.2.3.1. Procédure d'identification des paramètres de cinétique

A partir de l'équation (II.32), la relation suivante se dégage :

$$\frac{1}{D} = \frac{\alpha}{\mu_{1max}} + K_{S1} \frac{\alpha}{\mu_{1max}} \frac{1}{\bar{S}_1} \quad (II.48)$$

Cette équation peut être utilisée avec les mesures des valeurs d'équilibre de S_1 , dénoté \bar{S}_1 , pour estimer les paramètres $\frac{\alpha}{\mu_{1\max}}$ et K_{S1} à l'aide d'une régression linéaire. Par contre, elle ne permet pas de distinguer les paramètres α et $\mu_{1\max}$. Pour palier cette difficulté, une démarche serait de choisir la valeur de $\mu_{1\max}$ parmi les résultats bibliographiques classiques. A titre indicatif, Ghosh et al. [Ghosh, 74] ont avancé la valeur de $\mu_{1\max}$ égale à 1,2 [j^{-1}].

L'équation (II.33) conduit à la relation ci-après :

$$\frac{1}{D} = \frac{\alpha}{\mu_{2\max}} + K_{S2} \frac{\alpha}{\mu_{2\max}} \frac{1}{\bar{S}_2} + \frac{1}{K_{I2}^2 \mu_{2\max}} \bar{S}_2 \quad (\text{II.49})$$

La méthode de régression permet alors d'obtenir les paramètres suivants : $\frac{\alpha}{\mu_{2\max}}$, K_{S2} et K_{I2} . Ensuite, la valeur de $\mu_{2\max}$ peut être déduite en utilisant la valeur de α obtenue lors de l'étape précédente.

II.2.3.2. Procédure d'identification K_{La}

L'estimation de la valeur du coefficient de transfert liquide-gaz K_{La} , se fait en utilisant l'expression (II.12). Dans ce cas, il y a lieu de connaître la valeur de la concentration de CO_2 dissous qui pourra être déterminée en éliminant B entre les équations (II.3) et (II.5) :

$$CO_2 = \frac{C}{1 + \frac{K_b}{[H^+]}} \quad (\text{II.50})$$

qui est encore équivalente à

$$CO_2 = C.f(pK_b, pH) \quad (\text{II.51})$$

où $pK_b = -\log_{10}(K_b)$ et f est une fonction définie par :

$$f(pK_b, pH) = \frac{1}{1 + 10^{pH - pK_b}} \quad (\text{II.52})$$

Ainsi en combinant (II.12) et (II.51), il vient

$$q_C = K_{La} \cdot C \cdot f(pK_b, pH) - K_{La} \cdot K_H \cdot P_C \quad (\text{II.53})$$

A partir des mesures du pH et de la concentration du carbone inorganique total C ainsi que du débit molaire et de la pression partielle du CO_2 à l'équilibre, K_{La} sera estimé en procédant à la régression ci-après :

$$\bar{q}_C = K_{La} \cdot \left(\bar{C} \cdot f(pK_b, \bar{pH}) - K_H \cdot \bar{P}_C \right) \quad (\text{II.54})$$

avec $K_H = 16$ [$mmol.l^{-1}.atm^{-1}$].

II.2.3.3. Procédure d'identification des rapports des coefficients de rendement

L'identification des coefficients de rendement est réalisée en deux étapes. La première étape consiste à déterminer 4 rapports des coefficients de rendement, à savoir :

$$\frac{k_6}{k_3}, \frac{k_2}{k_1}, \frac{k_5}{k_3}, \frac{k_4}{k_1} \quad (\text{II.55})$$

Ensuite, les mesures de la Matière Volatile en Suspension (MVS) seront utilisées, dans la deuxième étape, pour obtenir une approximation de chaque coefficient de rendement.

Dans le cadre de la première étape, l'injection de l'équation (II.40) dans (II.42) mène à la relation suivante :

$$\bar{q}_M = D \cdot \frac{k_6}{k_3} \cdot \left(S_{2in} - \bar{S}_2 + \frac{k_2}{k_1} (S_{1in} - \bar{S}_1) \right) \quad (II.56)$$

Cette régression permet d'avoir les rapports des coefficients de rendement $\frac{k_6}{k_3}$ et $\frac{k_2}{k_1}$.

Similairement, en injectant les équations (II.39) et (II.40) dans la relation (II.43) exprimant le débit molaire de CO₂, il arrive

$$\bar{q}_C = D \left[C_{in} - \bar{C} + \left(\frac{k_4}{k_1} + \frac{k_5 \cdot k_2}{k_3 \cdot k_1} \right) (S_{1in} - \bar{S}_1) + \frac{k_5}{k_3} (S_{2in} - \bar{S}_2) \right] \quad (II.57)$$

qui, compte tenu de l'équation (II.56), peut s'écrire encore comme suit :

$$\frac{\bar{q}_C}{D} - (C_{in} - \bar{C}) = \frac{k_4}{k_1} (S_{1in} - \bar{S}_1) + \frac{k_5}{k_6} \cdot \frac{\bar{q}_M}{D} \quad (II.58)$$

A l'issue de cette régression, les valeurs des rapports $\frac{k_4}{k_1}$ et $\frac{k_5}{k_6}$ seront obtenues.

II.2.3.4. Détermination des coefficients de rendement

Ce paragraphe constitue donc la deuxième étape de la détermination des coefficients de rendement du modèle étudié. Il s'avère que les coefficients de rendement eux-mêmes ne sont pas identifiables sans mesurer la concentration des biomasses. En effet, il peut être vérifié que si les concentrations X_1 et X_2 des deux familles de biomasse sont respectivement remplacées par X_1' et X_2' qui sont reliées aux premières par des facteurs de proportionnalité λ_1 et λ_2 tels que :

$$X_1' = \lambda_1 \cdot X_1 \quad (II.59)$$

$$X_2' = \lambda_2 \cdot X_2 \quad (II.60)$$

alors cela résultera au niveau des coefficients les relations ci-après :

$$k_1' = \frac{k_1}{\lambda_1}, \quad k_2' = \frac{k_2}{\lambda_1}, \quad k_4' = \frac{k_4}{\lambda_1} \quad (II.61)$$

$$k_3' = \frac{k_3}{\lambda_2}, \quad k_5' = \frac{k_5}{\lambda_2}, \quad k_6' = \frac{k_6}{\lambda_2} \quad (II.62)$$

Les simulations numériques du modèle avec les coefficients de rendement k_i et k_i' ($i = 1$ à 6) donneront les mêmes valeurs de toutes les variables de ce modèle à l'exception de X_1 et X_2 qui ne sont pas mesurés.

Les coefficients de rendement ne sont pas identifiables si aucune mesure sur les biomasses n'est disponible, ce qui est conforme avec les travaux de Chappell et al. [Chappell, 92] qui ont prouvé des résultats similaires lorsque les biomasses sont les seules variables mesurées.

Cela signifie que toutes les variables, autres que les biomasses, dépendent uniquement du rapport des coefficients de rendement. Les valeurs des coefficients de rendement eux-mêmes (et non leur rapport) sont donc nécessaires uniquement si nous souhaitons avoir une estimation des biomasses au sein du digesteur. Pour cela, des informations et mesures supplémentaires relatives aux biomasses sont nécessaires. A cet effet, Bernard et al. [Bernard, 01] ont proposé d'utiliser le rapport λ des bactéries acidogènes et méthanogènes. Cette information est tout à fait qualitative et peut être déterminée en dépit de l'hétérogénéité entre les phases liquide et solide. Ces auteurs ont également suggéré de prendre la concentration de la Matière Volatile en Suspension comme un indicateur de la biomasse totale $X_1 + X_2$.

L'équation (II.39) donne :

$$\lambda = \frac{\bar{X}_1}{\bar{X}_1 + \bar{X}_2} \cong \frac{1}{\alpha \cdot k_1} \frac{S_{1in} - \bar{S}_1}{MVS} \quad (II.63)$$

En supposant que λ demeure quasiment constant, il en découle une estimation de k_1 :

$$k_1 = \frac{1}{\alpha \cdot \lambda} \cdot \frac{S_{1in} - \bar{S}_1}{MVS} \quad (II.64)$$

Sanchez et al. [Sanchez, 94] ont avancé la valeur $\lambda = 0,2$.

De même, en combinant les équations (II.39) et (II.40), il vient :

$$\lambda = \frac{\bar{X}_1}{\bar{X}_1 + \bar{X}_2} = \frac{k_3}{k_1} \cdot \frac{S_{1in} - \bar{S}_1}{(S_{2in} - \bar{S}_2) + \left(\frac{k_2}{k_1} + \frac{k_3}{k_1}\right) \cdot (S_{1in} - \bar{S}_1)} \quad (II.65)$$

à partir de laquelle s'obtient une estimation de k_3

$$k_3 = k_1 \cdot \frac{\lambda}{1 - \lambda} \cdot \left(\frac{S_{2in} - \bar{S}_2}{S_{1in} - \bar{S}_1} + \frac{k_2}{k_1} \right) \quad (II.66)$$

Ensuite, les rapports des coefficients identifiés lors de la première étape peuvent être employés afin de dégager les valeurs de k_2 , k_4 , k_5 et k_6 .

Il convient de noter que ces valeurs des coefficients de rendement sont à considérer avec prudence en raison de l'incertitude sur les mesures de la MVS, de l'incertitude du rapport de bactéries méthanogènes et acidogènes, et enfin, de l'incertitude de la corrélation entre la biomasse totale et la MVS.

II.2.4. Valeurs des paramètres du modèle

A titre indicatif, nous donnons ci-après quelques valeurs des paramètres du modèle dans le cas de la digestion anaérobie en alimentation continue des vinasses provenant des distilleries de vin.

Tableau II. 1 : Valeurs des paramètres de cinétique du procédé

Paramètre	Description	Valeur	Unité
μ_{1max}	Taux spécifique maximum de croissance des bactéries acidogènes	1,2	[j ⁻¹]
K_{S1}	Constante de demi-saturation associée au substrat S_1	7,1	[g.l ⁻¹]
μ_{2max}	Taux spécifique maximum de croissance des bactéries méthanogènes	0,74	[j ⁻¹]
K_{S2}	Constante de demi-saturation associée aux AGV (S_2)	9,28	[mmole.l ⁻¹]
K_{I2}	Constante d'inhibition associée aux AGV (S_2)	16	[mmole.l ⁻¹]
α	Fraction de bactérie dans la phase liquide	0,5	[]
K_{La}	Coefficient de transfert liquide-gaz	19,8	[j ⁻¹]

Ainsi, le **tableau (II.1)** montre les valeurs estimées des paramètres de cinétique du procédé tandis que le **tableau (II.2)** présente celles des coefficients de rendement [Bernard, 01].

Tableau II. 2 : Valeurs des divers coefficients de rendement

Paramètre	Description	Valeur	Unité
k_1	Coefficient de rendement lié à la dégradation de la DCO (S_1)	42,14	[g _{DCO} .g _{X1} ⁻¹]
k_2	Coefficient de rendement lié à la production des AGV (S_2)	116,5	[mmole _{VFA} .g _{X1} ⁻¹]
k_3	Coefficient de rendement lié à la consommation des AGV (S_2)	268	[mmole _{VFA} .g _{X2} ⁻¹]
k_4	Coefficient de rendement lié à la production de CO ₂ par les X_1	50,6	[mmole _{CO2} .g _{X1} ⁻¹]
k_5	Coefficient de rendement lié à la production de CO ₂ par les X_2	343,6	[mmole _{CO2} .g _{X2} ⁻¹]
k_6	Coefficient de rendement lié à la production de CH ₄	453,0	[mmole _{CH4} .g _{X2} ⁻¹]

II.3. MISE AU POINT D'UN CODE DE CALCUL ASSOCIE A CE MODELE

Etant donné que le modèle que nous avons retenu couvre plusieurs types de déchets liquides fermentescibles, nous avons mis au point un code de calcul associé.

La **figure II.1** présente le schéma synoptique de l'architecture de notre code de calcul.

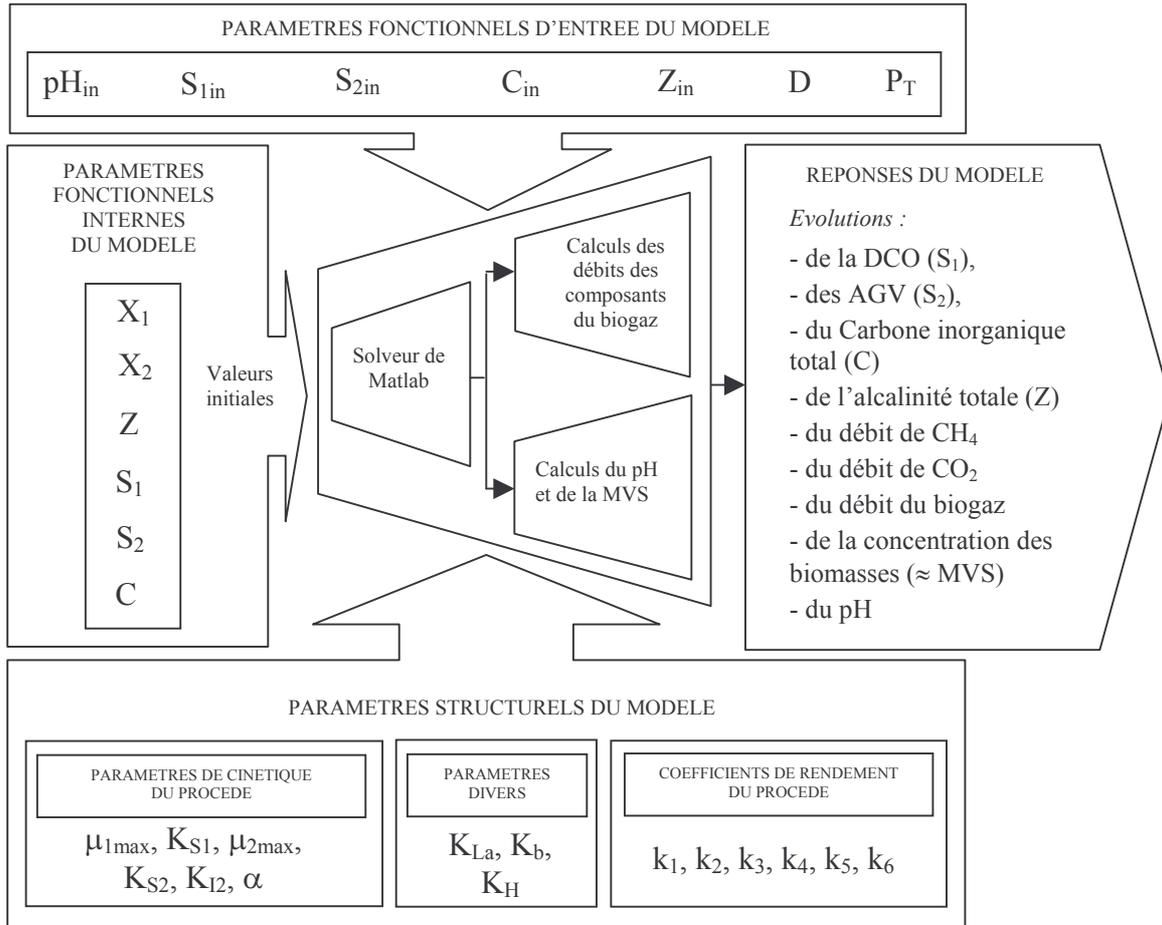


Fig.II.1 : Schéma synoptique de l'architecture de notre code de calcul associé au modèle proposé par [Bernard, 01]

Afin de mettre en évidence la performance de ce code, nous avons effectué quelques simulations visant à reproduire, autant que faire ce peut, les résultats obtenus par Bernard et al. [Bernard, 01] lors de la validation de ce modèle.

Ainsi, la comparaison entre nos résultats de simulations avec les leurs, a été faite sur :

- Les courbes représentatives des évolutions respectives du pH, du débit de CO₂, du débit de CH₄ et du débit total du biogaz (**figures II.2.a et II.2.b**) ;
- Les courbes de variations respectives de la DCO, des AGV, de l'alcalinité totale Z et de la concentration du carbone inorganique total C (**figures II.3.a et II.3.b**) ;
- La courbe de variation de la concentration totale des biomasses (X₁+X₂) (**figures II.4.a et II.4.b**).

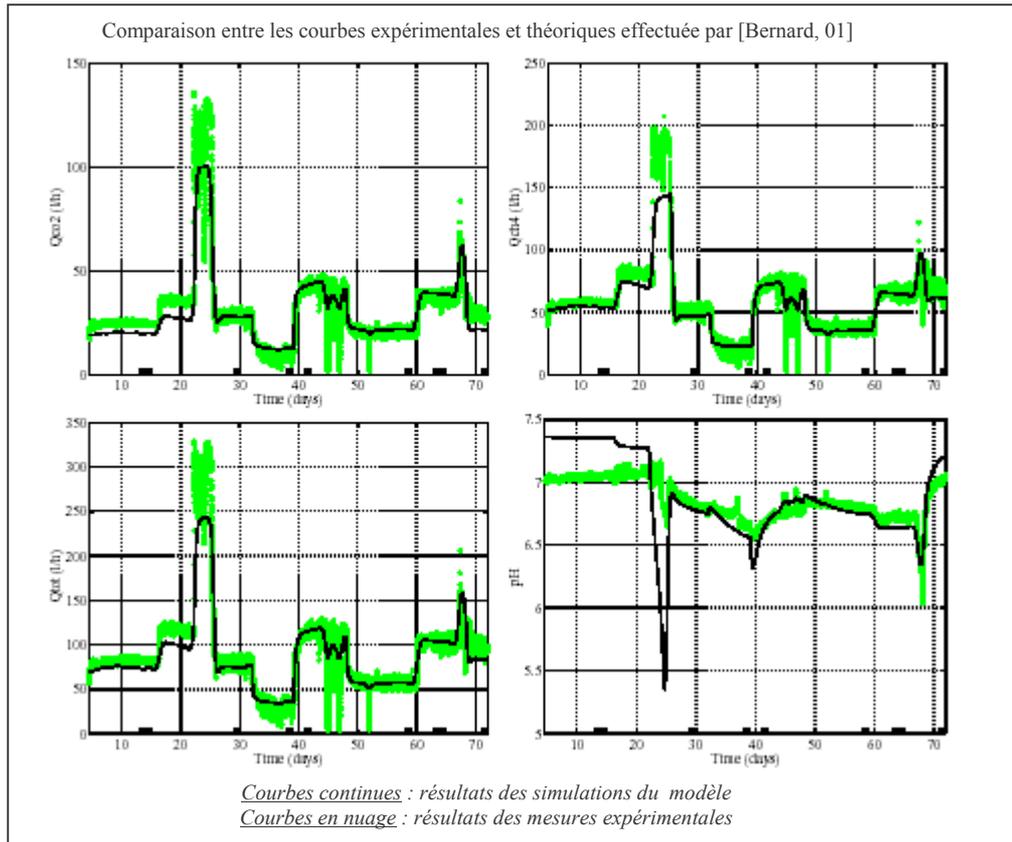


Fig. II.2.a : Courbes expérimentales et théoriques obtenues par [Bernard, 01] relatives à la variation du pH et à celles des débits du biogaz, du CO_2 et du CH_4

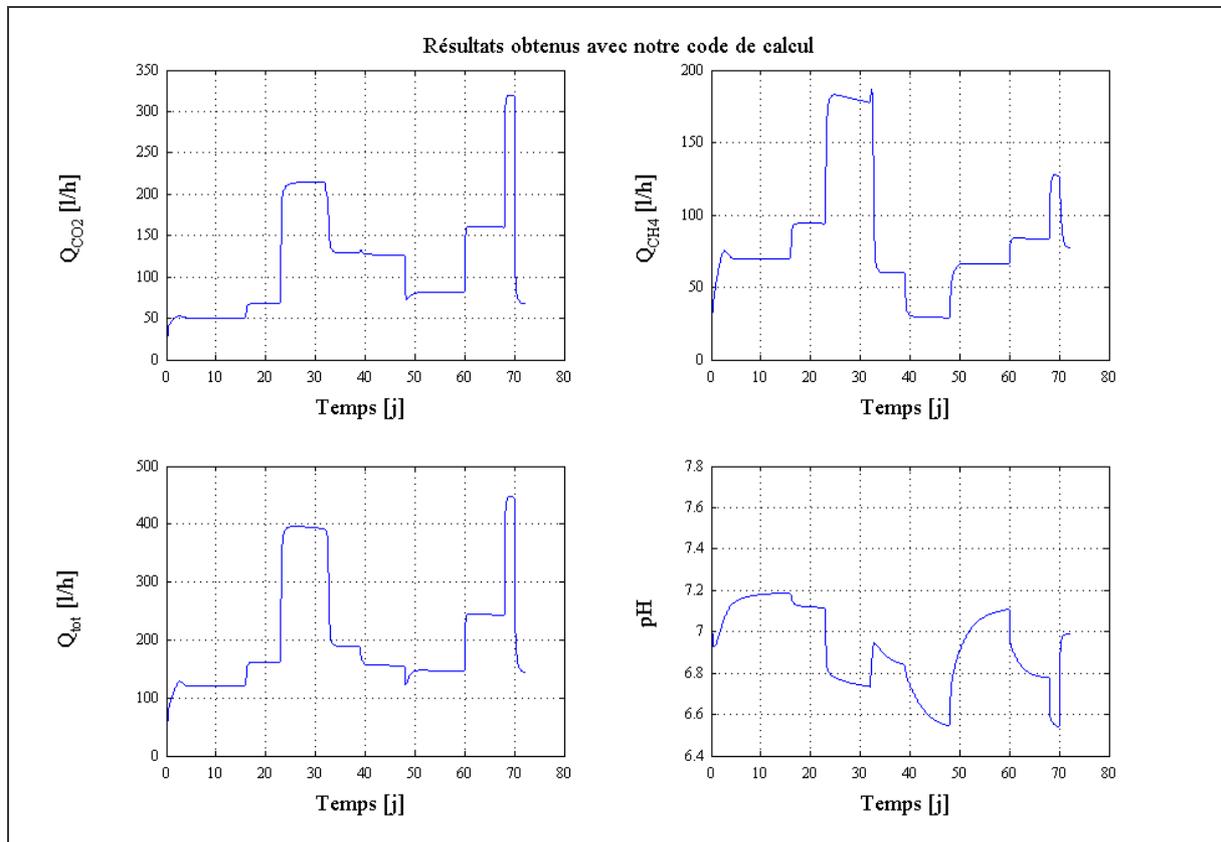


Fig. II.2.b : Variations du pH et des débits du biogaz, du CO_2 et du CH_4 obtenues avec notre code

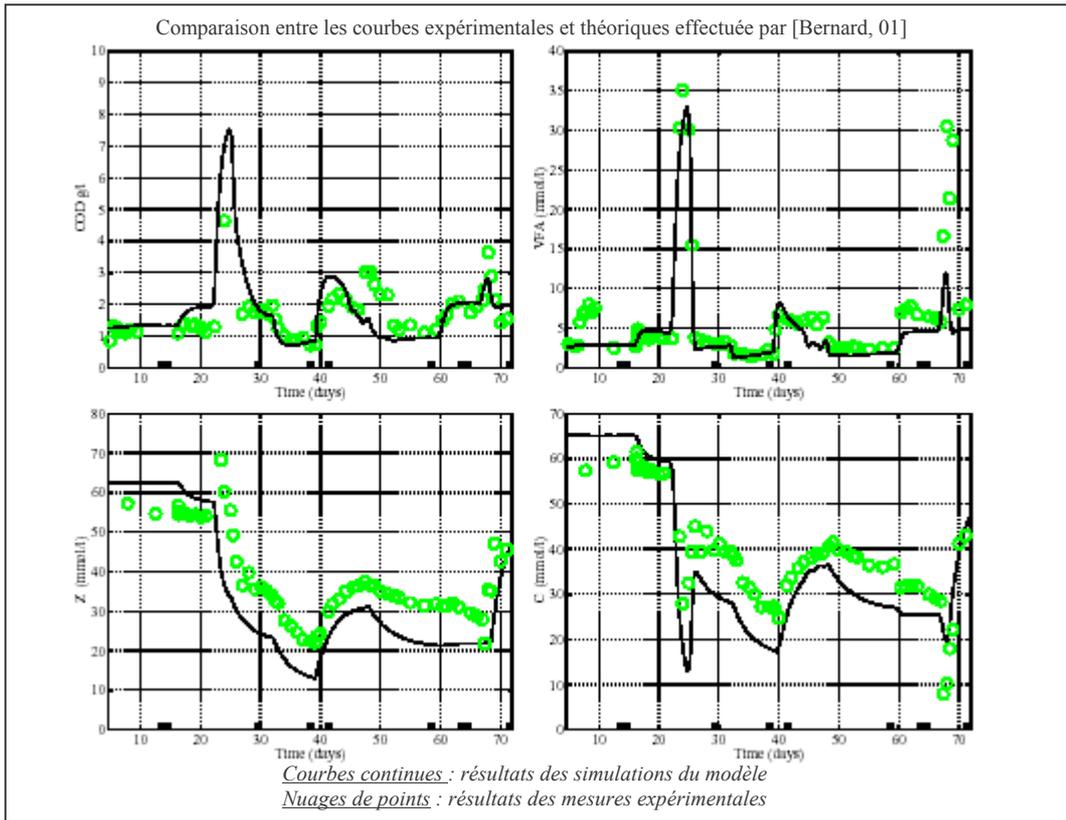


Fig. II.3.a : Courbes expérimentales et théoriques obtenues par [Bernard, 01] relatives aux variations respectives de la DCO (COD), des AGV (VFA), de l'alcalinité Z et du carbone inorganique C

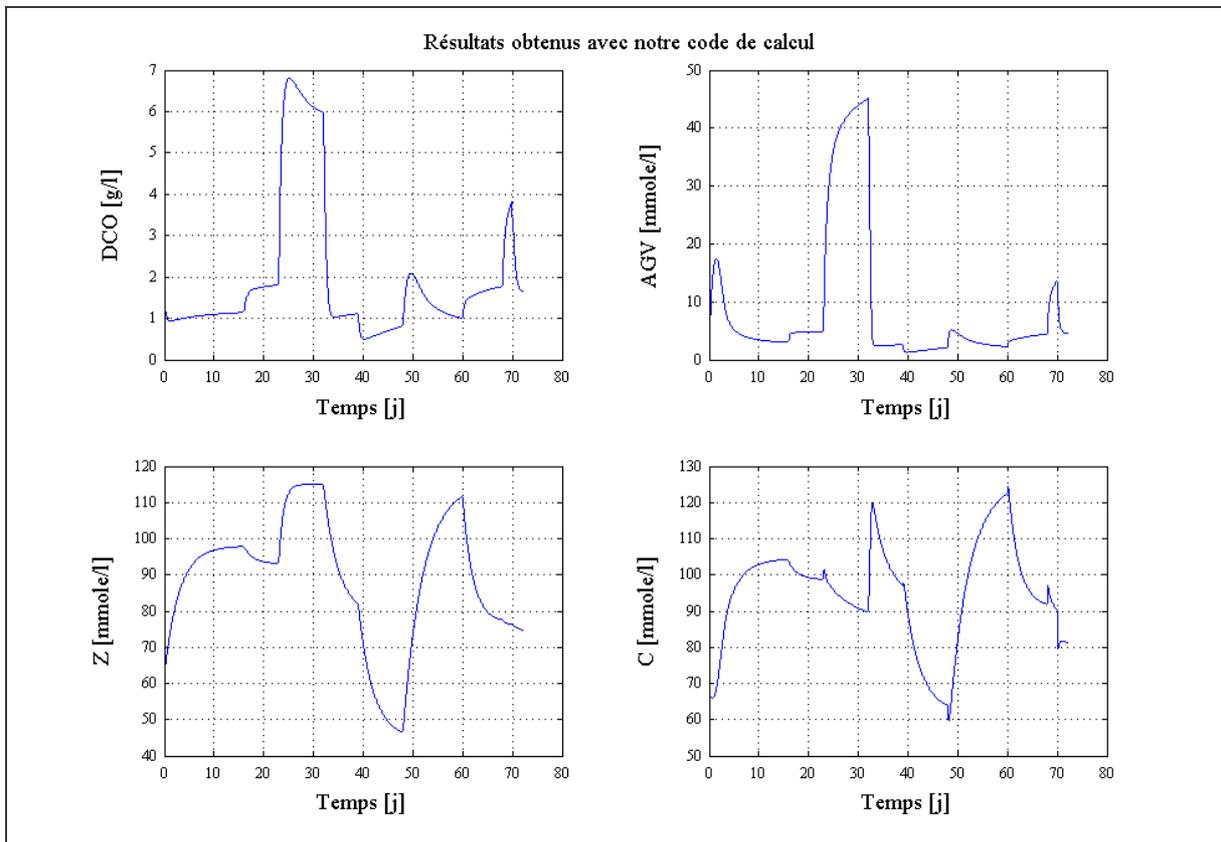


Fig. II.3.b : Variations de la DCO, des AGV, de l'alcalinité totale Z et de la concentration du carbone inorganique totale C obtenues à l'aide de notre code de calcul

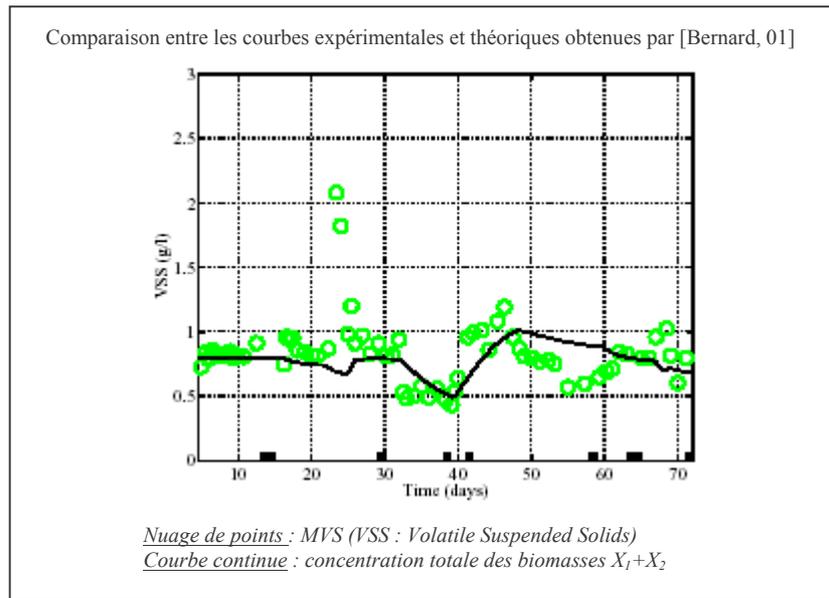


Fig. II.4.a : Comparaison entre la Matière Volatile en Suspension (MVS ou VSS) mesurée et la concentration totale des biomasses (X_1+X_2) simulée [Bernard, 01]

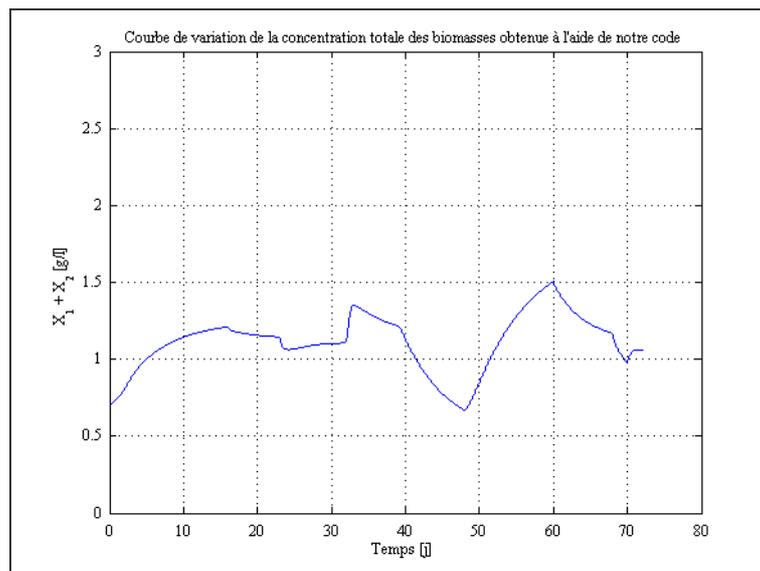


Fig. II.4.b : Variation de la concentration totale des biomasses (X_1+X_2) obtenues à l'aide de notre code de calcul

L'observation de ces figures comparatives nous permet de dégager les commentaires suivants :

- L'allure des courbes de variation des AGV, de la DCO et du débit du méthane QCH_4 , obtenues à l'aide de notre code de calcul concorde bien avec les résultats présentés par [Bernard, 01] ;
- Il en est de même pour la comparaison des résultats concernant la concentration totale des biomasses (X_1+X_2) ;

- Du fait de la méconnaissance de certaines valeurs des paramètres de l'influent, plus précisément celles de Z_{in} et de C_{in} , utilisées par [Bernard, 01] pour la validation du modèle, nous avons utilisé des valeurs de notre propre choix pour ces deux paramètres ; ce qui résulte une légère différence d'allure des courbes de variation des paramètres de sortie du modèle directement influencés par eux. Il s'agit de la variation du pH, de l'alcalinité totale Z et de la concentration du carbone inorganique total C ainsi que de la variation du débit du CO_2 , et par suite, de celle du débit du biogaz.
- Il y est notoire également que si les courbes de variation respective de Z et de C sont identiques dans la représentation donnée par [Bernard, 01], celles obtenues avec notre code concordent également.

II.4. ANALYSE DE SENSIBILITE PARAMETRIQUE DU MODELE

Compte tenu du petit nombre des paramètres impliqués dans le modèle de digestion anaérobie discuté dans cette section, nous nous sommes passés de l'analyse de Morris et avons directement employé la méthode TMA pour l'analyse de sensibilité paramétrique de ce modèle.

II.4.1. Paramétrage du modèle

Nous avons classifié les paramètres du modèle en deux catégories dont :

- **Paramètres fonctionnels d'entrée** du modèle qui représentent les sollicitations externes du système. Il s'agit essentiellement des caractéristiques biochimiques de l'influent du digesteur ainsi que le taux de dilution. Les descriptions et les plages de variation de ces paramètres sont données sur le **tableau II.3**.
- **Paramètres structurels** du modèle qui sont constitués des paramètres relatifs à la cinétique de croissance bactérienne des biomasses, des coefficients de rendement du procédé et quelques paramètres divers (**Tableau II.4 à II.6**).

Tableau II.3 : Paramètres fonctionnels d'entrée du modèle

Tableau II.3 : Paramètres relatifs aux sollicitations externes du système (Entrées du modèle)					
N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Valeur	Unité
8	P_T	Pression totale	[0,999 ; 1,001]	1	[atm]
17	D	Taux de dilution	[0,1 ; 0,8]	0,36	[j ⁻¹]
18	S_{1in}	Concentration du substrat organique de l'influent	[7,5 ; 11,5]	9,5	[g.l ⁻¹]
19	S_{2in}	Concentration des Acide Gras Volatile (AGV)	[60 ; 100]	80	[mmole.l ⁻¹]
20	Z_{in}	Alcalinité totale de l'influent	[65 ; 75]	70	[mmole.l ⁻¹]
21	C_{in}	Concentration du carbone inorganique total de l'influent	[75 ; 85]	80	[mmole.l ⁻¹]

Tableau II.(4,5,6) : Paramètres structurels du modèle

Tableau II.4 : Paramètres de cinétique de croissance bactérienne des biomasses					
N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Valeur	Unité
1	μ_{1max}	Taux spécifique maximum de croissance des bactéries acidogènes	[0,1 ; 2]	1,2	[j ⁻¹]
2	K_{S1}	Constante de demi-saturation associée au substrat S_1	[3 ; 11]	7,1	[g.l ⁻¹]
3	μ_{2max}	Taux spécifique de croissance des bactéries méthanogènes	[0,05 ; 1,5]	0,74	[j ⁻¹]
4	K_{S2}	Constante de demi-saturation associée aux AGV (S_2)	[1 ; 20]	9,28	[mmole.l ⁻¹]
5	K_{I2}	Constante d'inhibition associée aux AGV (S_2)	[10 ; 20]	16	[mmole.l ⁻¹]
6	α	Fraction de bactérie dans la phase liquide	[0 ; 1]	0,5	[]

Tableau II. 5 : Coefficients de rendement des différentes transformations dans le procédé

N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Valeur	Unité
11	k_1	Coefficient de rendement lié à la dégradation du substrat S_1	[38 ; 46]	42,14	[]
12	k_2	Coefficient de rendement lié à la production des AGV	[110 ; 120]	116,5	[mmole.g ⁻¹]
13	k_3	Coefficient de rendement lié à la consommation des AGV	[265 ; 275]	268	[mmole.g ⁻¹]
14	k_4	Coefficient de rendement lié à la production de CO ₂ par les biomasses acidogènes	[45 ; 55]	50,6	[mmole.g ⁻¹]
15	k_5	Coefficient de rendement lié à la production de CO ₂ par les biomasses méthanogènes	[333 ; 353]	343,6	[mmole.g ⁻¹]
16	k_6	Coefficient de rendement lié à la production de CH ₄	[440 ; 460]	453	[mmole.g ⁻¹]

Tableau II. 6 : Paramètres divers

N°	Symbole	Description	Gamme de variation	Valeur	Unité
7	K_{La}	Coefficient de transfert liquide-gaz	[17 ; 23]	19,8	[j ⁻¹]
9	K_b	Constante d'affinité Bicarbonate/CO ₂	[6,498 ; 6,502] 10 ⁻⁷	6,5 10 ⁻⁷	[mmole.l ⁻¹]
10	K_H	Constante de Henry	[12 ; 20]	16	[mmole.l ⁻¹ .atm ⁻¹]

II.4.2. Résultats de la méthode TMA sur le modèle de digestion anaérobie considéré

Nous avons opté d'utiliser la méthode TMA durant la période où le procédé adopte un régime permanent. Pour ce faire, nous avons fixé les valeurs des paramètres fonctionnels d'entrée à leurs valeurs nominales respectives que nous utiliserons avec cette méthode d'analyse. Ainsi, au bout d'un certain délai, chacune des sorties du modèle tendrait vers une valeur constante. A ce moment là, nous pouvons affirmer que le régime permanent est établi, c'est-à-dire, que le temps n'influe plus sur aucune des réponses du modèle.

Sur la **figure II.5**, nous pouvons constater que la plupart des réponses du modèle n'évoluent plus après le 20^{ème} jour. C'est ainsi que nous avons appliqué la méthode TMA au 25^{ème} jour.

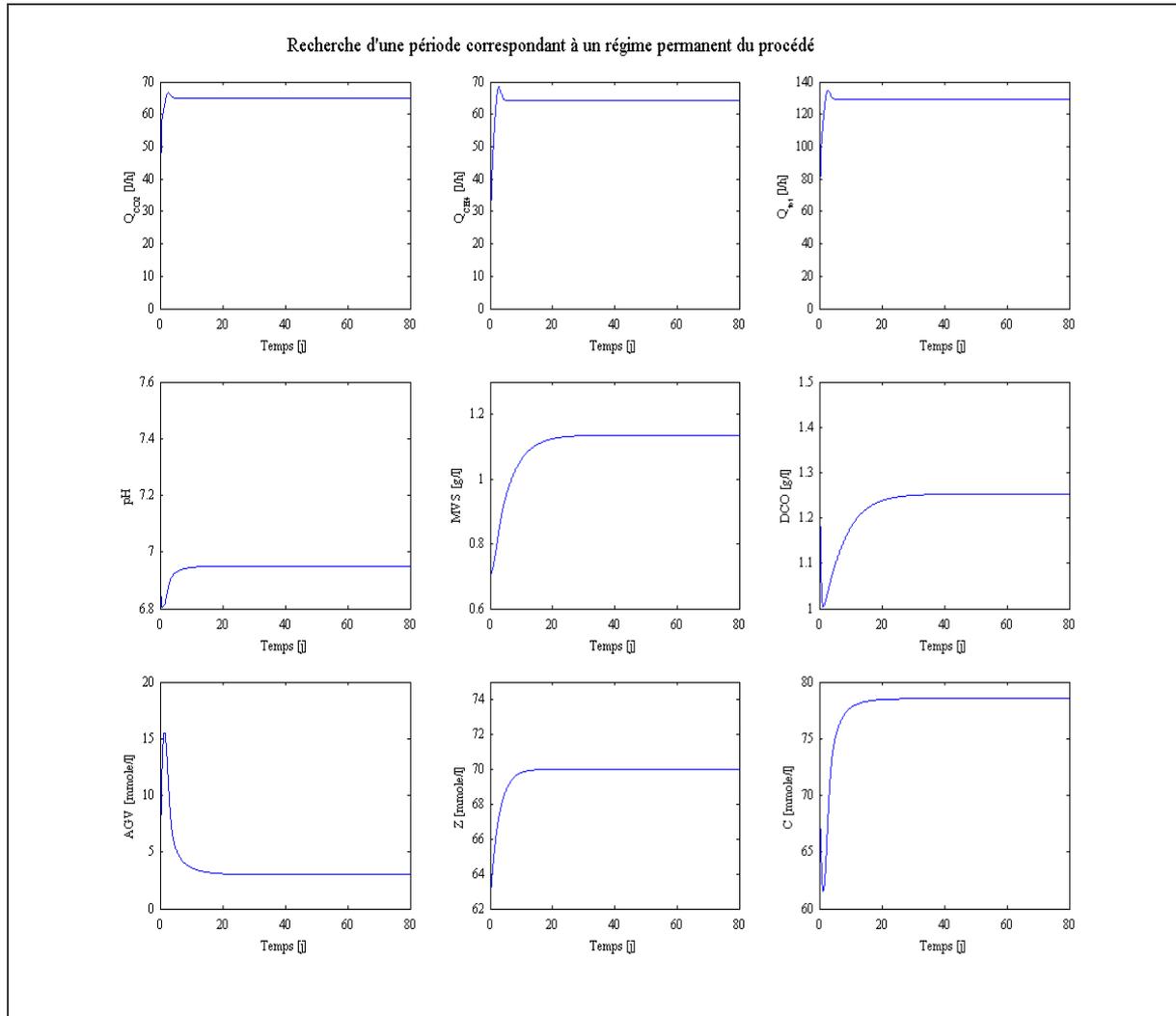


Fig.II.5 : Evolutions des divers paramètres fonctionnels internes et des réponses du modèle lorsque ses paramètres fonctionnels d'entrée sont maintenus constants

Les fréquences affectées à tous les paramètres sont des nombres premiers distincts et sont présentées sur le **tableau II.7**. Le paramètre de sortie que nous avons observé a été le débit du méthane produit.

Tableau II.7 : Paramètres du modèle de digestion anaérobie et fréquences associées

Paramètre N°	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Symbole	μ_{1max}	K_{S1}	μ_{2max}	K_{S2}	K_{I2}	α	K_{La}	P_T	K_b	K_H	k_1	k_2	k_3	k_4	k_5
Fréquence	5	7	13	19	29	37	43	59	67	79	83	97	101	107	127

Paramètre N°	16	17	18	19	20	21
Symbole	k_6	D	S_{1in}	S_{2in}	Z_{in}	C_{in}
Fréquence	131	139	151	163	167	179

En vertu du théorème de Shannon, nous avons adopté une fréquence d'échantillonnage égale à 717. Ainsi, l'application de la méthode TMA nous a permis d'obtenir les spectres illustrés sur les **figures II.6.a à II.6.d**.

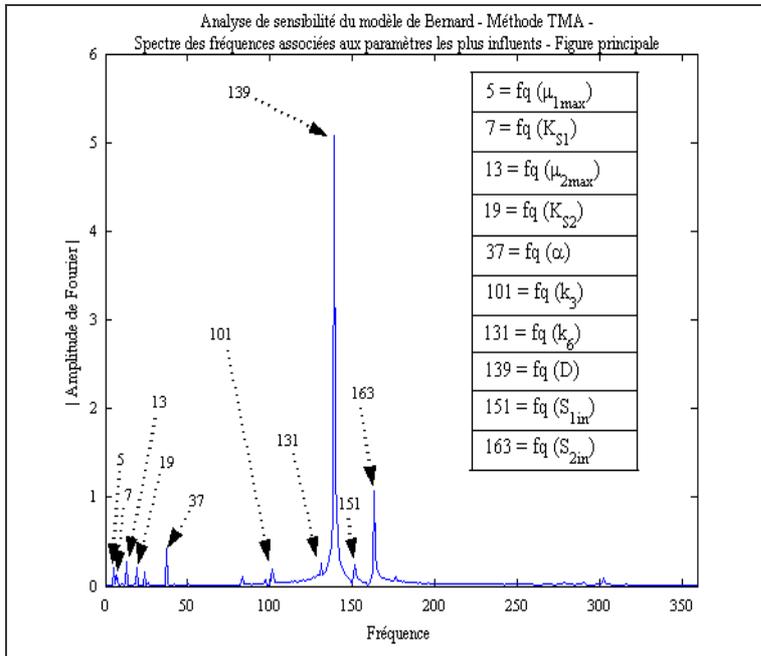


Fig.II.6.a : Identification de la forme du métamodèle approchant le débit du méthane produit en fonction des paramètres les plus influents du modèle –

(Figure principale)

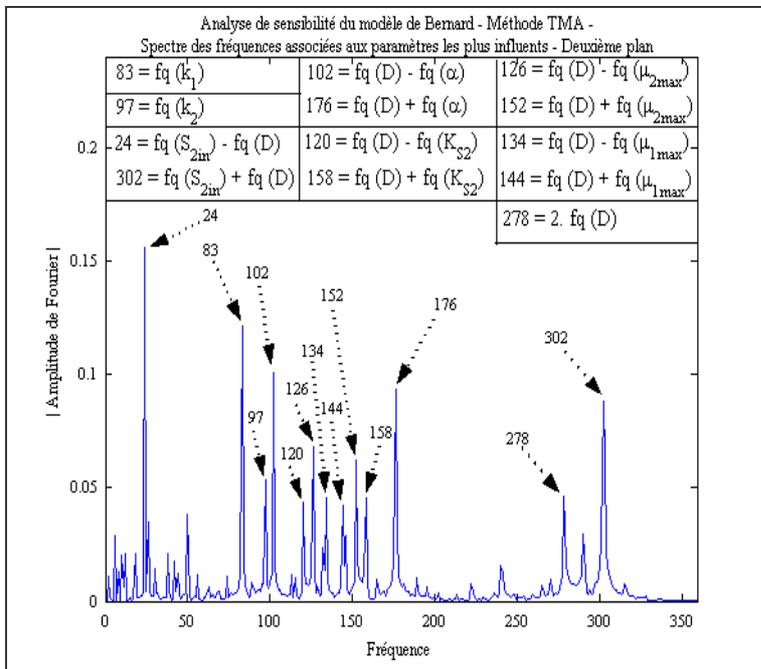


Fig. II.6.b : Deuxième Plan obtenu après élimination des spectres correspondant aux termes d'interaction identifiés sur la figure principale (II.6.a)

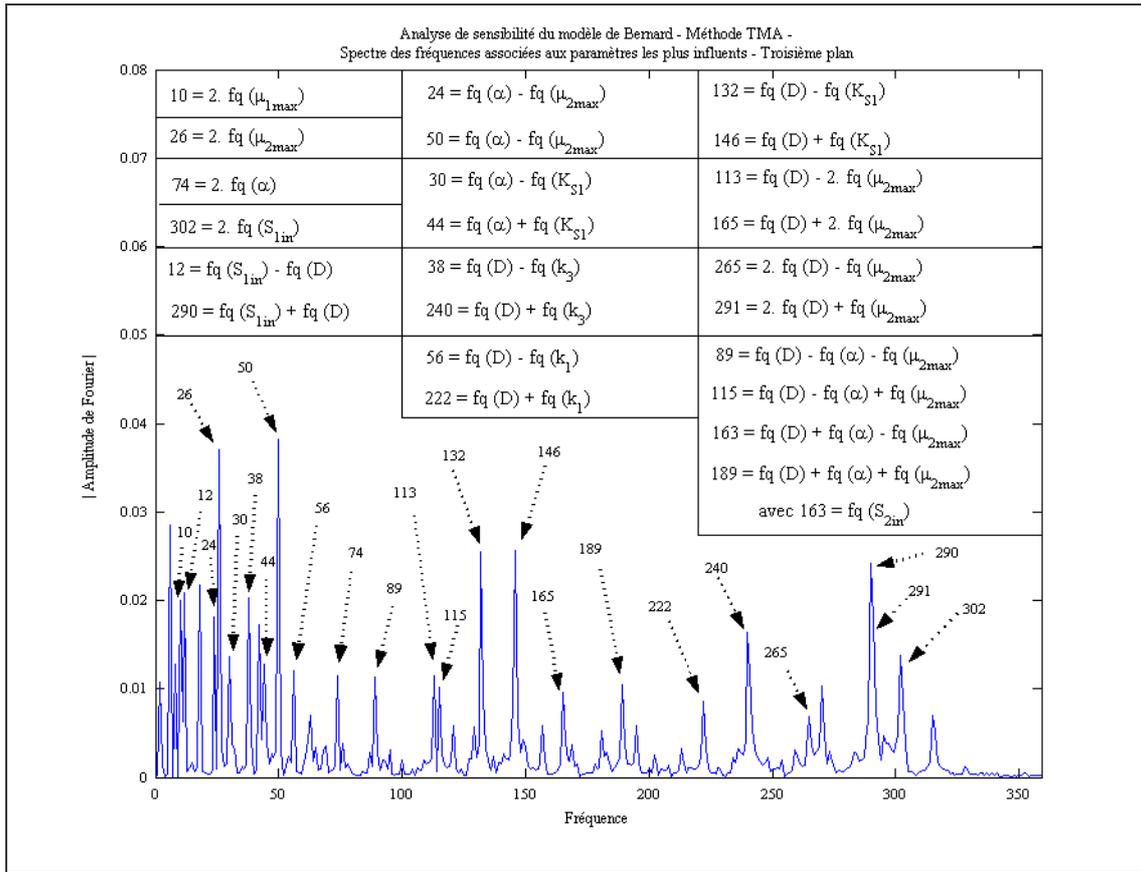


Fig. II.6.c : Troisième Plan obtenu après élimination des spectres correspondant aux termes d'interaction identifiés sur la figure principale et le 2ème Plan

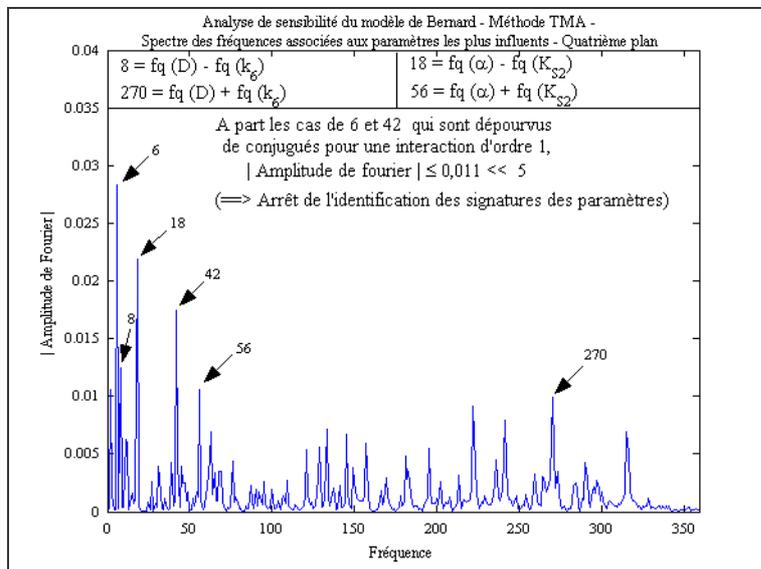


Fig.II.6.d : Quatrième et dernier Plan obtenu après élimination de tous les spectres correspondant aux termes d'interaction identifiés sur les 3 Plans précédents – Mise en évidence de la faible valeur du module des amplitudes de Fourier permettant l'arrêt de l'identification des signatures des paramètres

En nous basant sur ces plans de signatures des paramètres du modèle, nous pouvons écrire l'expression du métamodèle d'approximation du débit de méthane produit, en fonction des facteurs ayant une influence significative sur celui-ci, de la manière suivante :

$$\begin{aligned}
 q_M = & 60,74 + 0,41 \langle \mu_{1\max} \rangle - 0,26 \langle K_{S1} \rangle + 0,51 \langle \mu_{2\max} \rangle - 0,41 \langle K_{S2} \rangle - 0,84 \langle \alpha \rangle - 0,25 \langle k_1 \rangle + 0,11 \langle k_2 \rangle \\
 & - 0,45 \langle k_3 \rangle + 0,27 \langle k_6 \rangle + 10,82 \langle D \rangle + 0,67 \langle S_{1in} \rangle + 2,43 \langle S_{2in} \rangle \\
 & + \langle D \rangle \left[0,19 \langle \mu_{1\max} \rangle - 0,11 \langle K_{S1} \rangle + 0,28 \langle \mu_{2\max} \rangle - 0,19 \langle K_{S2} \rangle - 0,42 \langle \alpha \rangle - 0,04 \langle k_1 \rangle - 0,08 \langle k_3 \rangle \right. \\
 & \left. + 0,05 \langle k_6 \rangle + 0,11 \langle S_{1in} \rangle + 0,47 \langle S_{2in} \rangle \right] + \langle \alpha \rangle \left[- 0,05 \langle K_{S1} \rangle + 0,15 \langle \mu_{2\max} \rangle - 0,09 \langle K_{S2} \rangle \right] \\
 & - 0,08 \langle \mu_{1\max} \rangle^2 - 0,15 \langle \mu_{2\max} \rangle^2 - 0,05 \langle \alpha \rangle^2 - 0,25 \langle D \rangle^2 + 0,01 \langle S_{1in} \rangle^2 + 0,06 \langle \mu_{2\max} \rangle \langle D \rangle^2 \\
 & - 0,09 \langle D \rangle \langle \mu_{2\max} \rangle^2 + 0,09 \langle \mu_{2\max} \rangle \langle \alpha \rangle \langle D \rangle + \dots
 \end{aligned}$$

Afin de montrer que ce métamodèle approche de manière satisfaisante la sortie observée du modèle, nous avons comparé sur la **figure II.7.a** les prédictions du métamodèle avec celles du modèle original. Par ailleurs, l'erreur relative commise avec le métamodèle par rapport aux prédictions du modèle original est tracée sur la **figure (II.7.b)**.

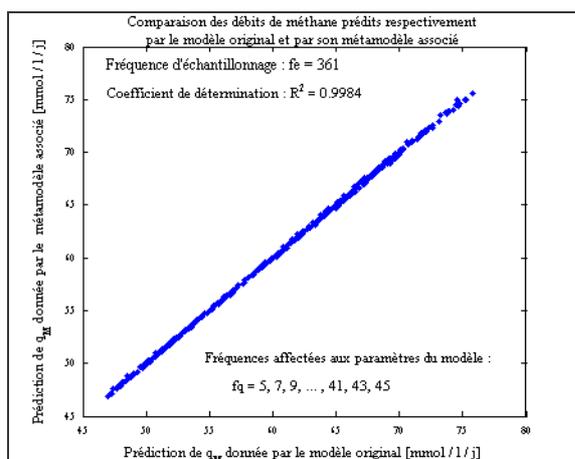


Fig.II.7.a: Comparaison des prédictions de débit du méthane produit respectivement données par le modèle original et son métamodèle associé

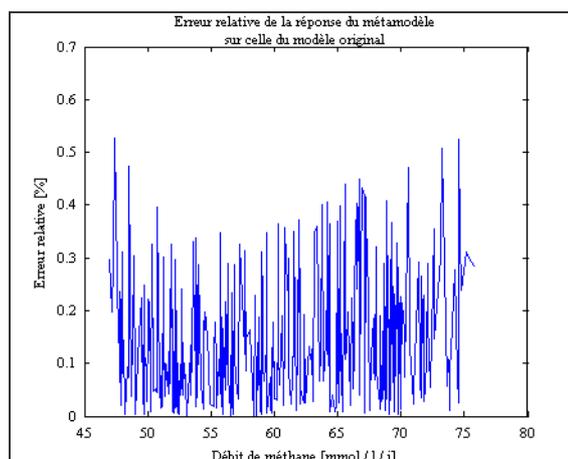


Fig.II.7.b : Mise en évidence de la précision de la prédiction de débit du méthane produit fournie par le métamodèle par rapport à celle donnée par le modèle original

Le métamodèle étant largement satisfaisant, nous pouvons alors enchaîner avec la comparaison des coefficients de régression des termes d'ordre 1 de ce métamodèle dans le but d'examiner l'ordre de prépondérance des paramètres les plus influents sur la sortie observée du modèle considéré. La **figure II.8** résume les résultats ainsi obtenus.

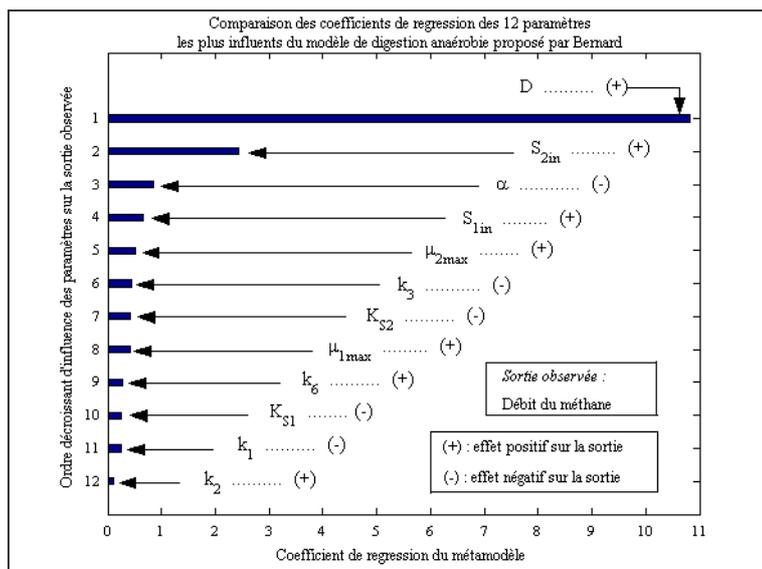


Fig. II.8: Ordre de prépondérance des paramètres les plus influents du modèle par rapport au débit du méthane produit

En guise de commentaires de ces résultats, nous pouvons citer les suivants :

- Le sens de l'effet linéaire de chacun des 12 paramètres les plus influents du modèle est cohérent avec le sens physique prévu par la littérature.
- Le taux de dilution D qui est un paramètre aisément contrôlable est le plus influent sur la production du méthane. Cependant, il convient de recommander la prudence quant à l'interprétation de son effet positif trouvé ici. En effet, il serait déraisonnable d'extrapoler ce résultat vers l'extrémité supérieure de la gamme de variation de ce paramètre et de renouveler quotidiennement la totalité de la charge du digesteur dans le but de maximiser la production de méthane. Il s'en suit que ce paramètre admet une certaine valeur optimale à déterminer.
- Plus la fraction de biomasses se détachant de leur support et se trouvant dans la phase liquide est grande, plus faible est la quantité de méthane produite.
- La présence d'une quantité importante d'acides gras volatiles dans l'influent est une qualité importante de celui-ci pour la production de méthane.
- Plus l'influent est riche en substrat facilement biodégradable, c'est-à-dire, riche en AGV, plus efficace est la méthanisation.
- Le coefficient de rendement k_3 lié à la consommation des AGV par les biomasses méthanogènes est beaucoup plus influent que le coefficient de rendement k_6 lié à la production de CH_4 .
- Les facteurs relatifs à l'inhibition sont moins influents par rapport à ceux liés à la production de méthane.
- Le degré de précision de la détermination des paramètres structurels figurant dans cette représentation graphique devrait tenir compte de l'ordre de prépondérance de leur influence qui y est affichée. Par ailleurs, la détermination de ceux qui n'y figurent pas requiert naturellement moins de précision.

CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous avons présenté un modèle mathématique permettant le suivi et le contrôle de la stabilité du procédé de digestion anaérobie des divers déchets liquides fermentescibles au sein d'un digesteur fonctionnant en alimentation continue.

Il s'agit du modèle dynamique proposé par Bernard et al. [**Bernard, 01**]. A l'instar des modèles antérieurement proposés par d'autres auteurs, le développement de ce modèle a eu pour but de simplifier l'abstraction mathématique du procédé de méthanisation. Cela vise à établir un modèle dont les paramètres sont non seulement peu nombreux mais aussi identifiables à partir des grandeurs actuellement accessibles expérimentalement sans trop de difficulté.

Aussi, établir un modèle analogue à celui discuté ici pour régir la digestion anaérobie en alimentation continue des boues des stations d'épuration, est possible si nous disposons des données sur la DCO, la concentration des AGV, l'alcalinité totale, la concentration du carbone inorganique total, le pH, le débit du biogaz produit ainsi que le pourcentage de ses composants. Nous avons cité également les protocoles expérimentaux adoptés par les auteurs suggérant ce modèle. De même, les méthodes d'identification du modèle, c'est-à-dire, les procédures de détermination de ses paramètres, sont aussi décrites dans le présent chapitre.

L'analyse de sensibilité paramétrique de ce modèle suivant la méthode TMA, nous a permis de distinguer les paramètres les plus influents pour la production de méthane. Les résultats de cette analyse serviront également de guide en ce qui concerne le degré de précision requise pour la détermination expérimentale des certains paramètres structurels de ce modèle.

Etant donné que ce modèle couvre plusieurs types de déchets liquides fermentescibles, nous avons mis au point un code de calcul qui lui est associé. La comparaison des résultats de simulations faites à l'aide de ce code avec ceux présentés par [**Bernard, 01**] s'avère satisfaisante.

En bref, nous avons présenté un modèle dynamique qui, de par la simplicité de son identification, peut servir de référence dans le cadre du développement d'un modèle mathématique gouvernant la digestion anaérobie des boues des stations d'épuration.

CHAPITRE III

**REALISATION D' UN PILOTE DE LABORATOIRE
D' ETUDE DE LA METHANISATION DES BOUES DES STEPS**

SOMMAIRE

REALISATION D' UN PILOTE DE LABORATOIRE D' ETUDE DE LA METHANISATION DES BOUES DES STEPS

INTRODUCTION.....	257
III.1. DESCRIPTION DE L' ENSEMBLE DU DISPOSITIF DE DIGESTION ANAEROBIE ETUDIE	257
III.1.1. Premier module : le digesteur.....	257
III.1.2. Second module : la chaudière.....	259
III.1.3. Troisième module : le gazomètre	259
III.1.4. Assemblage du dispositif pilote de digestion anaérobie des boues.....	260
III.1.5. localisation du dispositif de méthanisation	263
III.2. PROCEDURE EXPERIMENTALE	264
III.2.1 Présentation des grandeurs accessibles expérimentalement et de l'appareil de mesure utilisé	264
III.2.1.1. Le pH.....	264
III.2.1.2. La demande biochimique en oxygène (DBO ₅)	266
III.2.1.3. La demande chimique en oxygène (DCO).....	266
III.2.2. Préparation des échantillons de boue	267
III.2.3. Mise en route de la chaudière.....	267
III.2.4. Mise en marche du digesteur.....	268
III.2.5. Dilution journalière des boues.....	268
CONCLUSION	268

INTRODUCTION

Le dispositif expérimental de la méthanisation (fermentation anaérobie) des boues des STEP se conçoit sous la forme de trois modules qui sont réunis dans une même enceinte.

Nous avons donc dans cette dernière un module appelé : digesteur (enceinte dans laquelle se déroule la fermentation), un second module qui est le dispositif thermo-régulateur (cryostat) assurant le maintien de température à la valeur 35°C requise pour la digestion mésophile et un troisième module avec lequel le gaz produit est récolté et stocké.

Nous allons présenter séparément les trois modules puis voir leur disposition à l'intérieur du dispositif global. Nous verrons également dans ce chapitre la description des procédures expérimentales pour la mesure de quelques grandeurs biochimiques caractéristiques de la digestion anaérobie.

III.1. DESCRIPTION DE L' ENSEMBLE DU DISPOSITIF DE DIGESTION ANAEROBIE ETUDIE

III.1.1. Premier module : le digesteur

La figure III.1 présente le profil du digesteur.

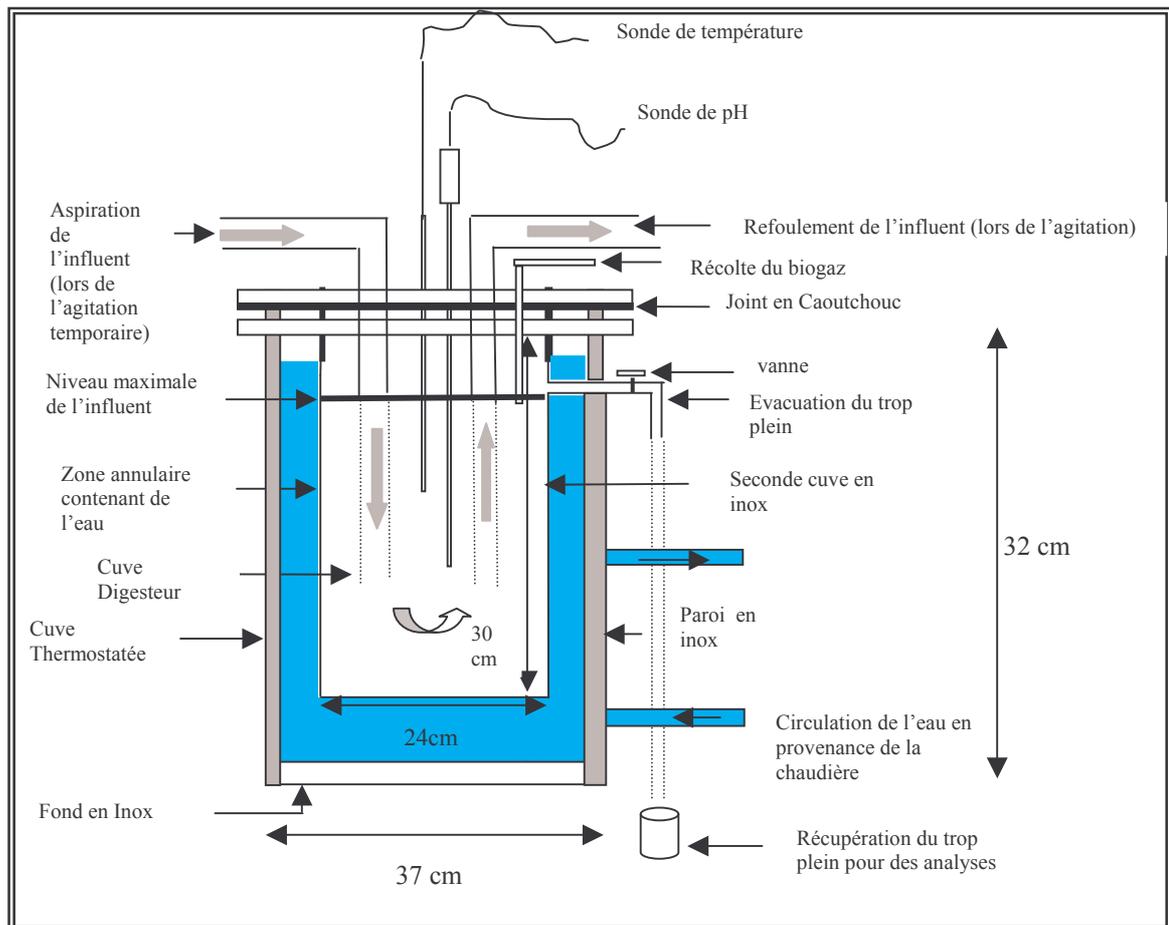


Fig. III.1 : Schéma descriptif du dispositif de digestion

Ce module doit être parfaitement étanche et isolé thermiquement pour assurer la condition d'anaérobie de la fermentation. Ce réacteur est dimensionné comme suit :

- Le compartiment de la cuve thermostatée fait 28 cm de diamètre et 30 cm de hauteur.
- Le compartiment du digesteur fait 24 cm de diamètre et 32 cm de hauteur soit un volume de 13,6 Litres.
- Le couvercle du digesteur doit pouvoir s'ouvrir aisément dans un but pratique qui est celui du nettoyage de la cuve.
- Le couvercle est en plexiglas. Ce dernier est schématisé sur la **figure III.2** :

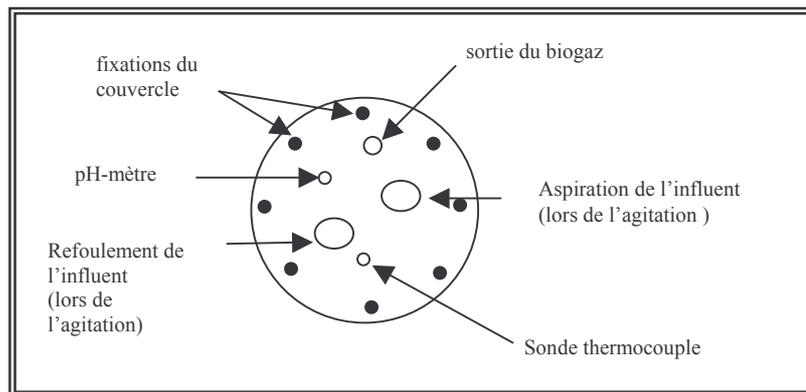


Fig. III.2 : Les différentes ouvertures pratiquées sur le couvercle

Le brassage des boues se fait par un mécanisme de refolement et d'aspiration occasionné par une pompe de circulation électrique et qui se met en route automatiquement pendant un quart d'heure toutes les heures.

Ce mécanisme engendre une agitation à l'intérieur du digesteur mais également homogénéise l'ensemble de la matière en fermentation et permet d'éviter ainsi la décantation, la stratification thermique et l'accumulation de matières surnageantes qui risqueraient de donner naissance à des poches acides qui sont des facteurs inhibiteurs de la croissance de la biomasse. Il s'agit en effet du procédé infiniment mélangé.

Nous devons également veiller à l'étanchéité des zones où sont introduites toutes les sondes et la tuyauterie assurant l'agitation à l'intérieur du digesteur par l'intermédiaire de joint siliconé au niveau du couvercle et des différents interstices occasionnés.

III.1.2. Second module : la chaudière

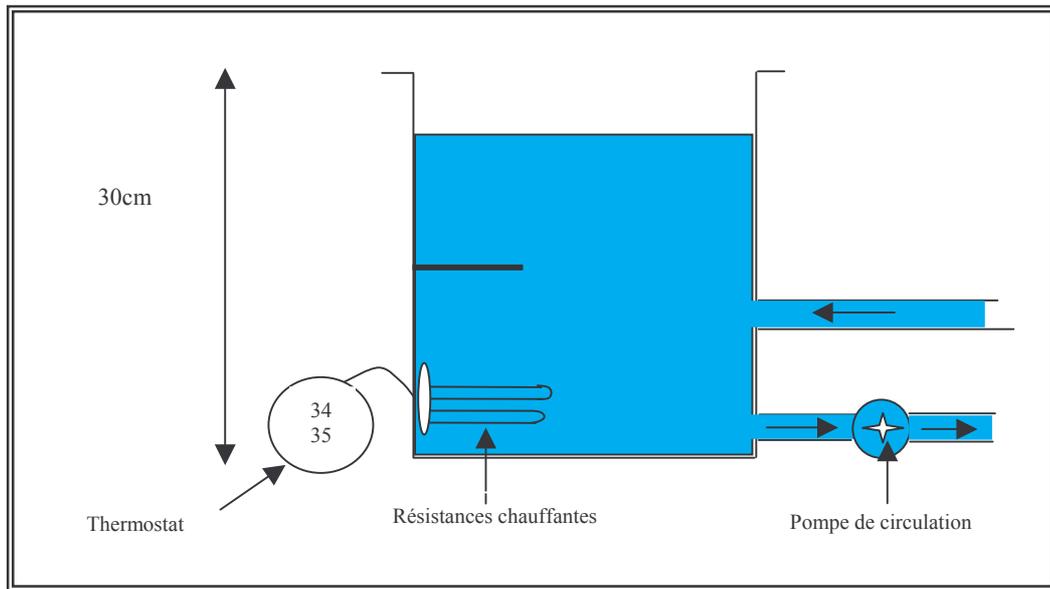


Fig.III.3 : Dispositif de chauffage de l'eau pour le maintien de la température de digestion à la valeur mésophile

La zone annulaire du premier module doit contenir 16 litres d'eau au maximum. Par conséquent, le volume que doit contenir la chaudière doit être au minimum de 10 litres. Nous proposons donc un volume de 10 litres .

Dans le dispositif global ce module se place en amont du digesteur. La chaudière fournit de l'eau à environ 35°C étant donné qu'on travaille en régime mésophile.

Un flux d'eau s'installe dans la zone annulaire du digesteur et permet donc de maintenir les effluents à une température de 35°C.

La mise en place de ce flux se fait grâce à la pompe de circulation. Ce dernier imposera par conséquent un sens de propagation à l'eau comme nous le montre la **figure III.3**.

III.1.3. Troisième module : le gazomètre

Il existe au moins deux types de dispositifs pour mesurer le volume de gaz produit à savoir :

- Compteurs à niveau liquide (colonne à déplacement de liquide)
- Compteurs de type volumétrique tels qu'un compteur à gaz ou un mini gazomètre à cloche dont voici le schéma descriptif :

Le dispositif caractérisant le gazomètre est constitué de deux cuves. La première cuve en inox, dont les dimensions sont 30 cm de hauteur et 22 cm de diamètre, contient de l'eau et la seconde, qui est en PVC de 5 mm et dont la hauteur et le rayon sont respectivement 29 cm et 18 cm, est utilisée en tant que cloche afin de récupérer le gaz. Quatre guides sont présents afin d'éviter le tangage de la cloche.

Au début de l'expérience, la cloche repose presque sur le fond de la cuve en inox. En effet elle n'est immergée qu'à 95 % de son volume. Le niveau correspondant à ce pourcentage correspond à notre niveau zéro (**Figures III.4 et III.5**).

Par conséquent, la cloche est graduée tous les millimètres dans le sens descendant à partir du niveau zéro car lors de la production de biogaz la cloche suit une direction ascendante.

La pression à l'intérieur du gazomètre, ou dans toute l'installation, est donnée au temps t par le poids de la cloche diminué de la poussée d'Archimède sur la partie immergée et le tout rapporté à la surface du fond de la cloche.

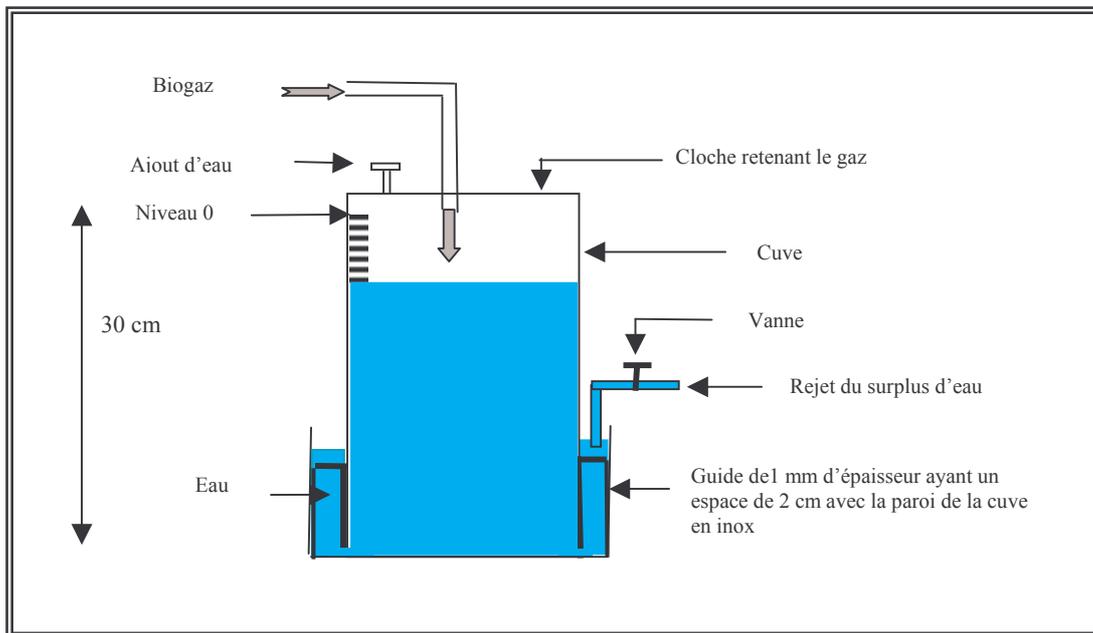


Fig. III.4: Dispositif de mesure du volume biogaz produit

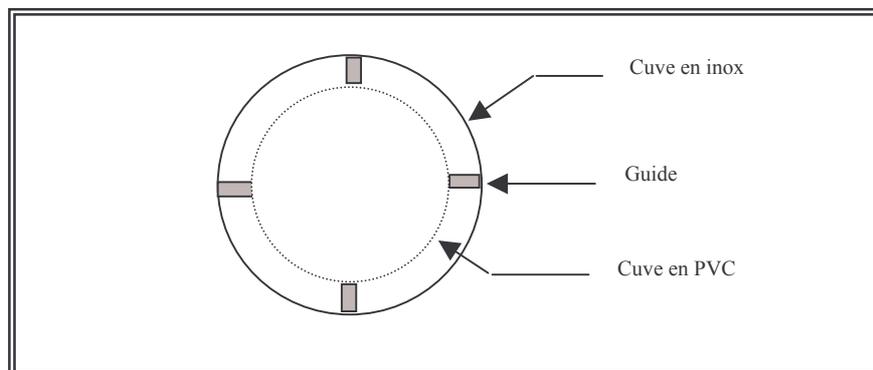


Fig. III.5: vue de dessus du gazomètre

III.1.4. Assemblage du dispositif pilote de digestion anaérobie des boues

Les étuves se positionnent dans un caisson de 110 cm de longueur, 57 cm de largeur et 60cm de hauteur comme indiqué sur les **figures III.6** et **III.7** :

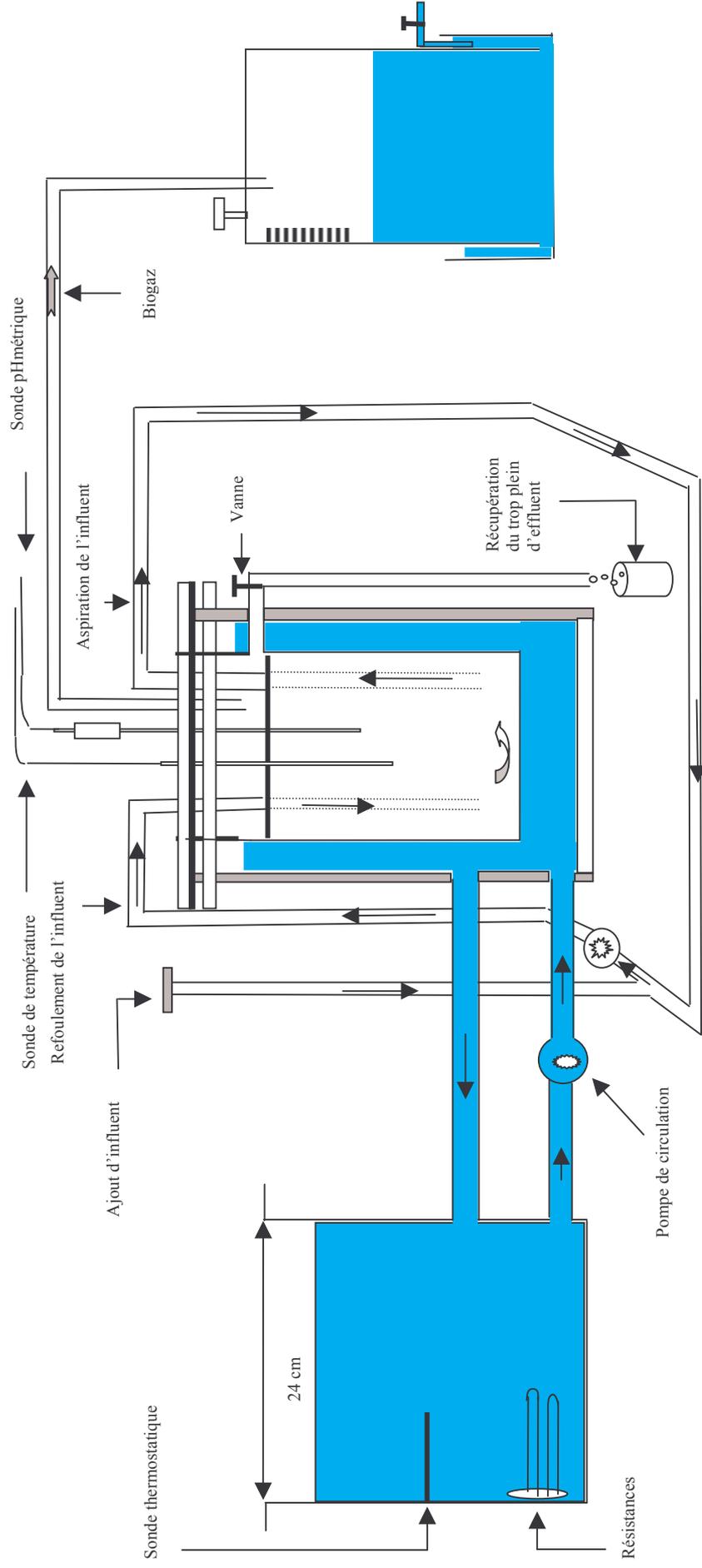


Fig. III.6 : Schéma précisant la disposition finale des modules dans le dispositif global

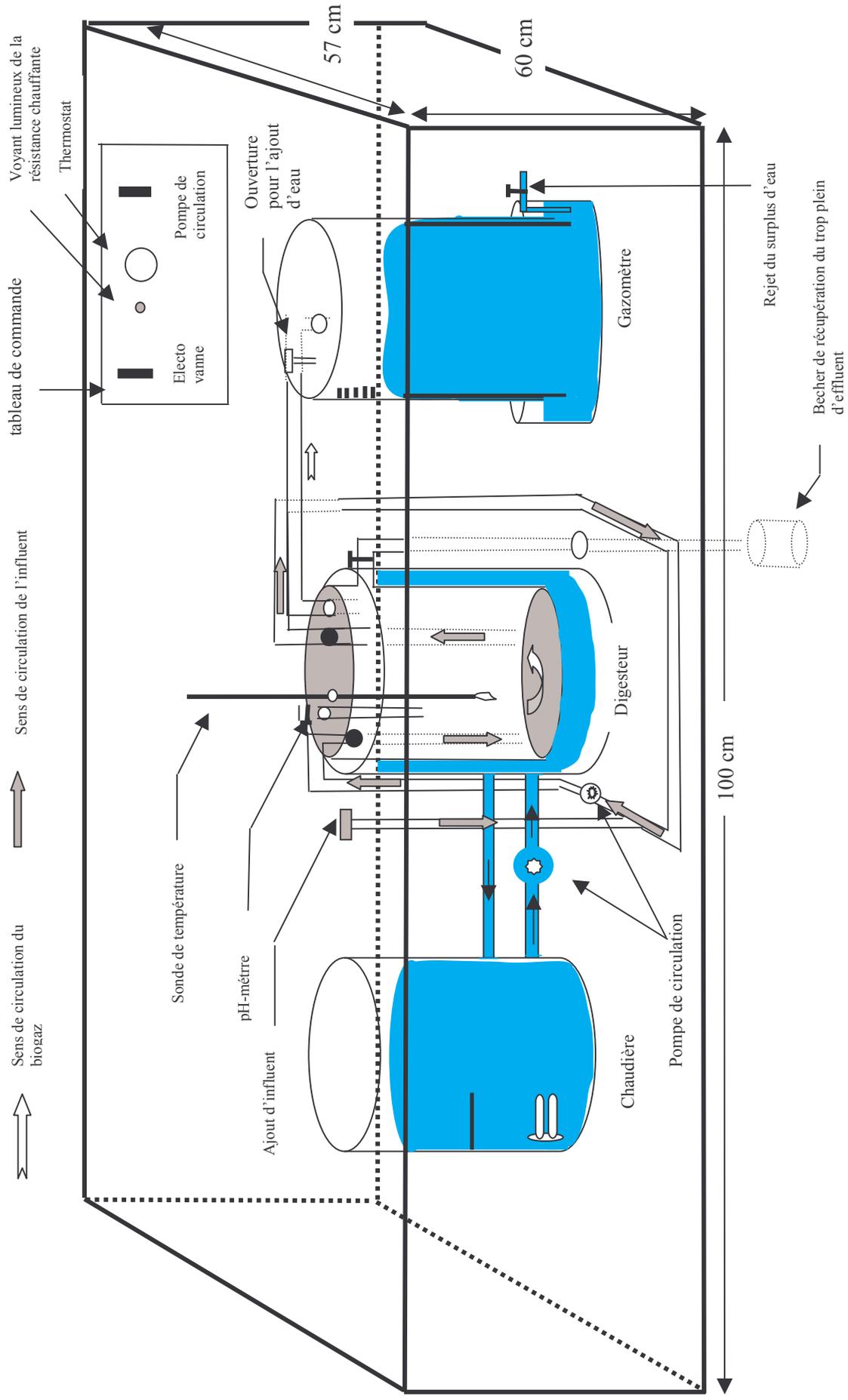


Fig. III.7 : Vue en perspective de l'ensemble du dispositif expérimental de digestion anaérobie

III.1.5. localisation du dispositif de méthanisation

Le dispositif de méthanisation se situe dans le compartiment intérieur de l'un des insolateurs (voir système de séchage solaire) à l'abri des intempéries puisque les façades sont fermées . Sa disposition est illustrée sur la **figure III.8** :

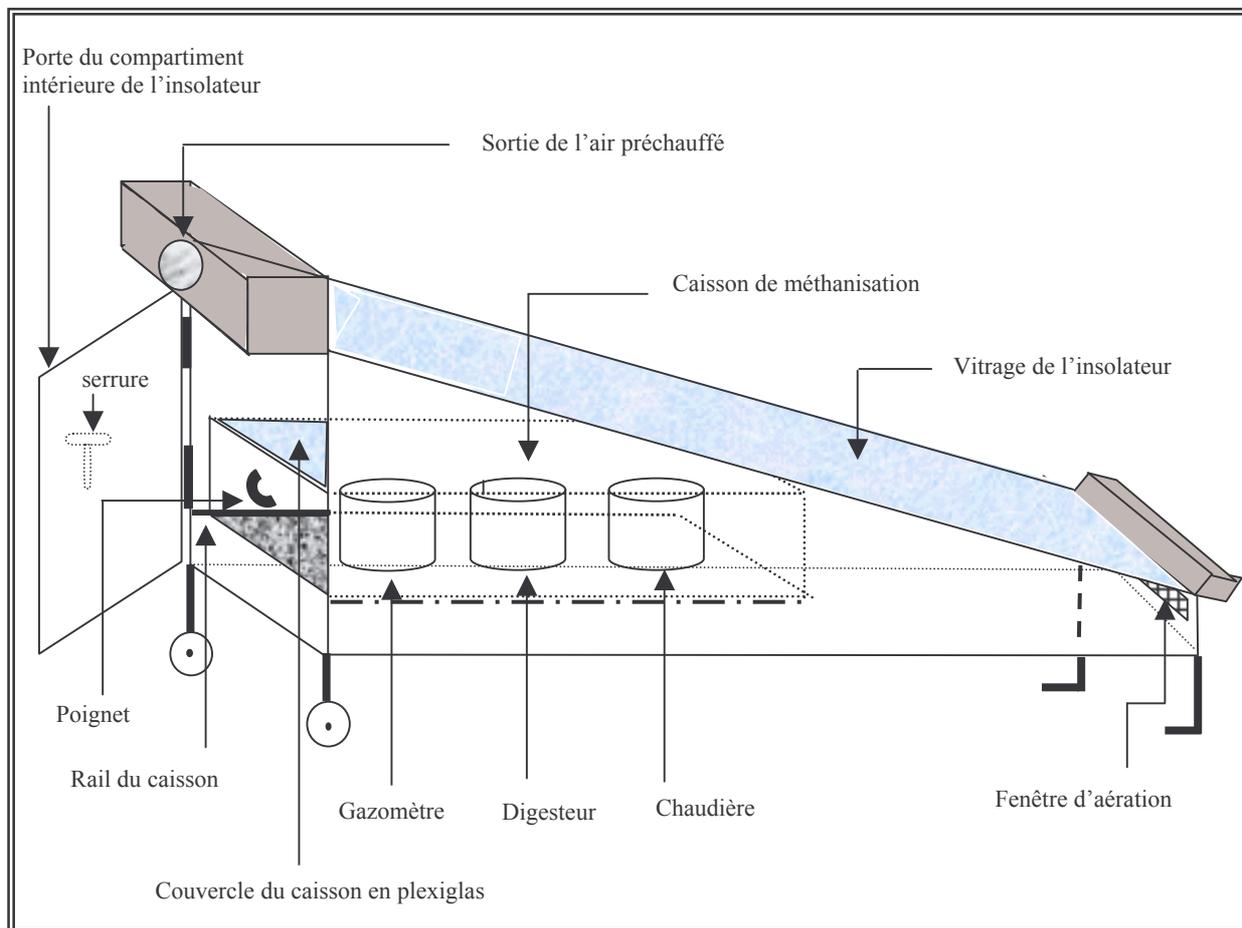


Fig. III.8 : Schéma du compartiment intérieur de l'insolateur

Du point de vue pratique le caisson contenant le dispositif de méthanisation est monté sur rail afin de pouvoir l'extraire du compartiment pour les manipulations de prélèvement et de contrôle.

Lors de sa sortie hors du compartiment de l'insolateur, une béquille est installée sous le caisson afin de soutenir la partie du dispositif qui est dans le vide comme nous le montre la **figure III.9** :

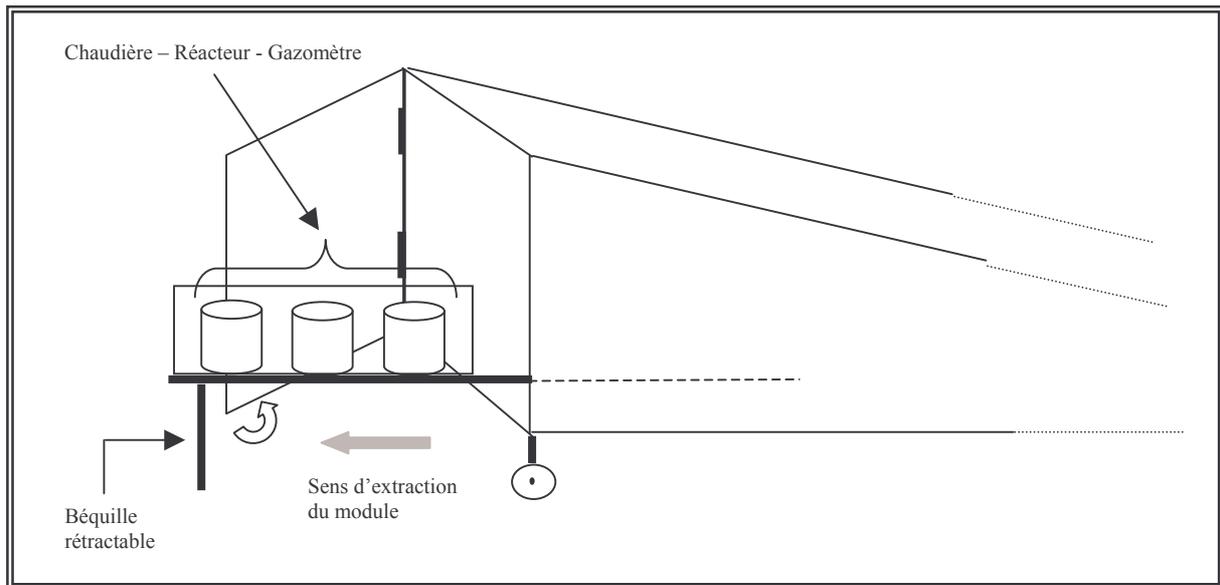


Fig. III.9 : Extraction du dispositif de méthanisation du compartiment interne de l'insolateur

III.2. PROCEDURE EXPERIMENTALE

III.2.1 Présentation des grandeurs accessibles expérimentalement et de l'appareil de mesure utilisé

Des analyses et des mesures de certains paramètres sont indispensables afin d'étudier le processus de méthanisation et de maximiser l'efficacité de ce dernier. Néanmoins, certains ne sont pas accessibles directement ; en effet, à travers notre dispositif, nous ne pouvons appréhender que très peu de grandeurs, plus précisément nous pouvons quantifier que trois grandes valeurs à savoir :

- Le pH
- La demande biochimique en oxygène (DBO₅)
- La demande chimique en oxygène (DCO)

III.2.1.1. Le pH

Le pH est la mesure de l'acidité ou de la basicité d'une solution. Il est défini comme le logarithme négatif de la concentration en ions hydronium et varie de 0 à 14 dans l'eau :

$$\text{pH} = -\log [\text{H}_3\text{O}^+]$$

Le pH est un facteur important à travers le processus de méthanisation. Il doit se situer dans un intervalle compris entre 6 et 8. Un pH ne se situant pas dans cette fourchette de valeurs entraînerait un déséquilibre d'ordre chimique mais également d'ordre biologique au sein de la population bactérienne et par conséquent un dysfonctionnement total au niveau du processus.

A titre d'information, une chute de pH peut être corrigée par un ajout d'une solution de soude de proportion bien précise qui dépend du volume d'influent de départ afin de ne pas dépasser la borne supérieure de l'intervalle.

De même un pH trop acide se voit corriger par un ajout d'une base de proportion bien précise.

La mesure précise du pH d'une solution nécessite l'utilisation d'un pH-mètre. Notre choix s'est porté sur le pH-mètre *HANNA* qui est un testeur avec l'électrode gélifiée à corps verre pouvant supporter une température maximale de 80°C et une pression de 3 bar. Ce dernier donne des valeurs à une précision de plus ou moins 0,2 unité de pH.

III.2.1.1.a. Principe du pH-mètre

Il s'agit d'un millivoltmètre électronique qui mesure une différence de potentiel entre deux électrodes : une électrode de référence dont le potentiel est constant et indépendant du pH de la solution (à température constante) et une électrode de mesure dont le potentiel est fonction du pH de la solution. On utilise habituellement une électrode combinée en verre qui contient à la fois les deux électrodes. L'appareil affiche les résultats en millivolts ou, après conversion, en unités pH.

III.2.1.1.b. Précaution d'emploi des électrodes

Une bonne conservation conditionne la validité des mesures de pH. C'est pourquoi, il faut:

- Manipuler avec précaution l'électrode de verre ;
- Rincer soigneusement l'électrode à l'eau distillée avant et après chaque utilisation ;
- Ne pas laisser l'électrode dans la solution d'effluents après une mesure de pH ;
- Remettre l'électrode dans la solution de conservation entre chaque période de repos de l'appareil ;
- Il faut éviter d'utiliser une électrode dans un milieu contenant un précipité ou en présence de concentrations très élevées en protéines, car cela risque de colmater le pont (fritté) qui met en communication l'intérieur de l'électrode avec la solution dont on veut mesurer le pH.

Malgré toutes ces précautions, un vieillissement et une légère contamination de l'électrode sont inévitables. C'est pourquoi il faut calibrer ou étalonner l'appareil avant emploi.

III.2.1.1.c. Etalonnage

La conversion en unités pH est basée sur l'équation de Nernst qui implique entre autres la température comme variable. Il est donc nécessaire d'afficher la température de l'échantillon sur l'appareil au moment du calibrage. L'étalonnage s'effectue à l'aide de 2 solutions de pH connu :

- Tampon pH 7,0 : réglage du point zéro de l'électrode,
- Tampon pH 4,0 ou pH 10,0 suivant la zone de pH de l'échantillon : mesure de la pente ou du gain de l'électrode.

III.2.1.1.d. Mesure

Lors d'une mesure, il faut attendre la stabilisation de l'affichage avant de noter le résultat. La rapidité avec laquelle le pH se stabilise reflète la qualité de l'électrode et de son état.

III.2.1.2. La demande biochimique en oxygène (DBO₅)

La demande biochimique en oxygène est la quantité d'oxygène consommée par l'eau à traiter par oxydation biologique des matières organiques et minérales qu'elle contient. (DBO₅: consommation en cinq jours).

La DBO est la consommation en oxygène des micro-organismes présents dans le milieu d'essai pour assimiler les substances organiques présentes dans ce même milieu. La durée de l'essai est de cinq jours d'où le nom de DBO₅.

Durant cette période, la consommation en oxygène provient de deux réactions. D'une part, il se produit une oxydation lente par voie chimique des composés organiques ou minéraux réducteurs en présence d'oxygène dissous. D'autre part, les micro-organismes présents dans le milieu consomment de l'oxygène pour métaboliser les matières organiques assimilables. La connaissance de cette valeur permet d'évaluer la charge polluante contenue dans l'eau usée.

III.2.1.2.a. Principe du DBO-mètre

Le DBO-mètre utilisé est celui de OXITOP, un système de mesure de la DBO sans mercure. C'est un manomètre électronique avec affichage numérique utilisant un détecteur de pression, en effet la consommation d'oxygène induit une production de CO₂ absorbée par un piège à potasse ou à soude, créant ainsi une dépression mesurée par un manomètre à visser sur flacon.

Cette dépression est liée par corrélation à la DBO₅ en fonction du volume d'échantillon.

III.2.1.2.b. Stratégie expérimentale

Afin d'avoir une bonne approche de la valeur de la DBO, la mesure de ce dernier se fera sur les échantillons quotidiens du trop plein. La mesure de la DBO se fait en prélevant un volume provenant du trop plein que nous mettons à l'intérieur du DBO-mètre. Nous laissons la mesure se faire en continu durant 5 jours à l'abri du soleil afin d'éviter toute réaction de photosynthèse.

III.2.1.3. La demande chimique en oxygène (DCO)

La DCO est la quantité d'oxygène consommée par les matières oxydables dans des conditions de l'essai. Contrairement à la DBO₅ où l'oxydation se fait lentement par l'activité des microorganismes, l'oxydation, pour la mesure de la DCO, est provoquée à l'aide d'un oxydant (bichromate de potassium) et des conditions données (ébullition, catalyseur, ...).

Alors que la DBO₅ ne mesure que la matière organique naturellement et rapidement dégradable, la DCO permet de mesurer la majeure partie de la matière organique biodégradable et peu dégradable. C'est pourquoi les valeurs de DCO sont nécessairement supérieures aux valeurs de DBO₅. Le rapport DCO-DBO₅ permet d'évaluer le caractère biodégradable de la matière organique.

III.2.1.3.a. Principe de mesure

La mesure de la DCO peut se faire de deux manières différentes. En effet, la première méthode consiste en un dosage de l'échantillon associé à divers réactifs. La concentration d'oxygène, en mg/l, équivalente à la quantité de dichromate consommée par la matière organique lors de l'oxydation à ébullition d'un échantillon liquide. La manipulation est effectuée en milieu acide concentré en présence de sulfate d'argent, qui joue le rôle de catalyseur, et de mercure, qui joue le rôle de complexant des chlorures. Le dosage final pour

déterminer l'excès de dichromate se fait avec une solution titrée de sulfate de fer et d'ammonium en présence de ferroïne qui est un indicateur coloré. Le calcul de la DCO est fonction de la quantité de dichromate de potassium réduite.

La seconde méthode est beaucoup plus pratique. En effet, elle consiste à utiliser un DCO-mètre qui est en fait un photomètre DCO Palintest. Nous utilisons des tubes DCO prêts à l'emploi c'est-à-dire que ces tubes contiennent déjà les réactifs cités précédemment il suffit de rajouter quelques ml d'échantillons. Nous insérons le tube dans le photomètre, un faisceau de lumière blanche traverse le tube et ce dernier nous donne le pourcentage de transmission et grâce à des tables nous pouvons avoir la correspondance en mg/l.

III.2.1.3.b. Mesure

Si le choix se porte sur la première méthode, la mesure de la DCO demande une certaine préparation. En effet, pour être en conformité avec la norme NF T90-101 l'addition de l'échantillon et des réactifs doit être effectuée avec précision. La procédure concernant cette préparation se déroule selon cet ordre :

- Prise d'échantillon de 2 ml
- Ajout de 5 ml de solution de dichromate de potassium (0.04 mol/l)
- Ajout de 15 ml de solution d'acide sulfurique(4 mol/l) – sulfate d'argent

Lorsque la solution est prête, le dosage pour déterminer l'excès de dichromate se fait avec une solution titrée de sulfate de fer et d'ammonium en présence de ferroïne.

III.2.2. Préparation des échantillons de boue

Les échantillons de boues, provenant de la station d'épuration de Pierrefonds, utilisés lors de la campagne de mesure sont tous issus du même stock, c'est-à-dire qu'au début de la campagne de mesure un certain volume de boues sera disposé dans un congélateur à une température de 4°C.

Cette attention particulière à la préparation de la boue s'intitule *une trempe* ; cette dernière permet de stopper toutes les réactions chimiques qui pourraient se dérouler et en particulier toutes les activités microbiennes.

Cette manipulation nous permet de disposer durant toute la campagne de mesure d'échantillons de boues avec des caractéristiques physiques et chimiques identiques.

Il convient de noter que la décongélation des boues ne doit pas se faire trop vite. En effet, nous risquons de détruire les macromolécules constituant la boue et par conséquent de modifier la composition chimique et physique de l'influent.

III.2.3. Mise en route de la chaudière

La mise en route du digesteur passe au préalable par la mise en route de la chaudière avec laquelle nous désirons avoir de l'eau à une température de 35°C.

L'eau est véhiculée grâce à la pompe de circulation. Sa mise en marche est instantanée mais à cet instant l'eau n'est pas à la température de 35°C.

Nous devons attendre que la température de l'eau soit bien aux environs de 35°C dans la zone annulaire du digesteur pour passer à l'étape suivante. Cela peut prendre quelques minutes mais elles sont indispensables pour la bonne marche de l'expérience.

En effet, un décalage trop important entre la température initiale et la température voulue pourrait éventuellement fausser les mesures.

III.2.4. Mise en marche du digesteur

Lorsque la température de l'eau est atteinte nous pouvons verser les 13 litres de boues à l'intérieur du digesteur et l'expérience peut commencer.

Il est vivement conseillé d'agiter le contenu du digesteur pendant 10 minutes, toutes les heures, afin d'éviter toute stratification et décantation, étant donné que l'on travaille dans une configuration de type infiniment mélangé.

Cela permet aussi d'éviter toute concentration de particules organiques qui accentuerait le phénomène de poche acide.

III.2.5. Dilution journalière des boues

Il est conseillé de faire une dilution journalière des boues à un taux de 10%. Pour un volume de 13 litres, il faudra rajouter 1,3 litres d'influents afin de compenser la partie transformée en gaz, mais aussi de travailler à volume constant. Cet ajout entraîne un trop plein que l'on récupère afin de mesurer les paramètres tels que la DCO, la DBO et le pH.

Notons qu'il est déconseillé d'effectuer l'agitation lors des dilutions. Cette manipulation est préconisée dans un deuxième temps.

La mise au point du dispositif a nécessité plus de temps que prévu, c'est pour cela que, pour le moment, les mesures n'ont pu être commencées.

CONCLUSION

Ce chapitre a permis d'étudier et de mettre au point un dispositif expérimental sur le processus de méthanisation. Ce dernier est maintenant prêt à être mis à profit pour les différentes campagnes de mesure à venir.

La suite logique de ce travail est donc dans un premier temps une longue phase d'expérimentation puis une phase de validation qui nous permettra d'obtenir les caractéristiques thermophysiques de la matière convectée.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES DE LA TROISIEME PARTIE

- [**Andrews, 68**] J. Andrews.
«A mathematical model for continuous culture of microorganisms utilizing inhibitory substrates ». *Biotechnology Bioengineering*, Vol. 10, pp 707-723, (1968).
- [**Bastin, 90**] G. Bastin, D. Dochain.
« On-line estimation and adaptive control of bioreactors ». *Elsevier*, Amsterdam. (1990).
- [**Batstone, 97**] D. Batstone, J. Kellerand, B. Newell & M. Newland.
«Model development and full scale validation for anaerobic treatment of protein and fat based wastewater ». *Water Science and Technology*, Vol. 36, pp 423-431, (1997).
- [**Bernard, 01**] O. Bernard, Z. Hadj-Sadok, D. Dochain, A. Genovesi, J-Ph. Steyer:
« Dynamical model development and parameter identification for anaerobic wastewater treatment process », *Biotechnology & Bioengineering*, Vol. 75, n°4, pp 424-439, (2001).
- [**Chappell, 92**] M. Chappell & K.R. Godfrey.
« Structural identifiability of the parameters of a nonlinear batch reactor model ». *Math. Biosci*, Vol. 108, pp 241-251, (1992).
- [**Costello, 91a**] D. Costello, P. Greenfield & P. Lee.
« Dynamic modelling of a single-stage high-rate anaerobic reactor – I. Model derivation ». *Water Research*, Vol. 25, pp 847-858, (1991).
- [**Costello, 91b**] D. Costello, P. Greenfield & P. Lee.
« Dynamic modelling of a single-stage high-rate anaerobic reactor – II. Model verification ». *Water Research*, Vol. 25, pp 895-871, (1991).
- [**Damien, 02**] A. Damien.
« Guide du traitement des déchets ». Chap. 6.2. DUNOD. France. (2002).
- [**Demeyer, 82**] A. Demeyer, F. Jacob, M. Jay, G. Menguy & J. Perrier
« La conversion bioénergétique du rayonnement solaire et les biotechnologies ». *Technique et Documentation - Lavoisier* – I.S.B.N.2-85206-090-6. (1982)
- [**Fernandes, 93**] L. Fernandes, K. Kennedy & Z. Ning.
« Dynamic modelling of substrate degradation in sequencing batch anaerobic reactors (SBAR). *Water Research*, Vol. 27, pp 1619-1628. (1993).

- [Fripiat, 84] J. T. Fripiat, R. Bol, H. N. Binot & E. Nyns.
« A strategy for the of methane production evaluation from different type of substrate biomass ». Roger Bowskill ltd, Exeter, UK. Pages 95-105. (1984).
- [Ghosh, 74] S. Ghosh & F. Pohland.
« Kinetics of substrate assimilation and product formation in anaerobic digestion ». *Journal of the Water Pollution Control Association*, Vol. 46, pp 748-759. (1974).
- [Graef, 74] S. Graef & J. Adrews.
« Mathematical modelling and control of anaerobic digestion ». *Water Research*, Vol. 8, pp 261-289. (1974).
- [Héteu, 03] P.T. Héteu, J. Martin.
« Conversion biochimique de la biomasse : Aspects technologiques et environnementaux ». *Working Paper n°3*. Université Catholique de Louvain. Belgique. (2003).
- [Hill, 77] D. Hill & C. Barth.
« A dynamic model for simulation of animal waste digestion ». *Journal of the Water Pollution Control Association*, Vol. 10, pp 2129-2143. (1977).
- [Kiely, 97] G. Kiely, G. Tayfur, C. Dolan & K. Tanji.
« Physical and mathematical modelling of anaerobic digestion of organic wastes ». *Water Research*, Vol. 31, pp 534-540. (1997).
- [Moletta, 86] R. Moletta, D. Verrier & G. Albagnac.
« Dynamic modelling of anaerobic digestion ». *Water Research*, Vol. 20, pp 427-434. (1986).
- [Monod, 42] J. Monod.
« Recherche sur la croissance des cultures bactériennes ». *Herm et Cie*. Paris, France. (1942).
- [Monod, 49] J. Monod.
« The growth of bacterial cultures ». *Ann. Rev. Microbiol.* Vol. 3, pp. 371-394. (1949).
- [Mosey, 83] F. Mosey.
« Mathematical modelling of anaerobic digestion process : regulatory mechanisms for the formation of short-chain volatile acids from glucose ». *Water Science and Technology*, Vol. 15, pp 209-232. (1983).
- [Perrier, 93] M. Perrier & D. Dochain.
« Evaluation of control strategies for anaerobic digestion process ». *Int. J. Adapt. Contr. Sign. Proc.*, Vol. 7, pp 309-321. (1993).

- [Ripley, 86] L. Ripley.
« Improved alkalimetric monitoring for anaerobic digestion of high-strength wastes ». *Journal of the Water Pollution Control Association*, Vol. 58, pp 408-441. (1986).
- [Sanchez, 94] J. Sanchez, S. Arijó, M. Muñoz, M. Morínigo & J. Borrego.
« Microbial colonization of different support materials used to enhance the methanogenic proces ». *Appl. Microbiol. Biotechnol.*, Vol. 41, pp 480-486. (1994).
- [Steyer, 99] J.-P. Steyer, P. Buffiere, D. Rolland & R. Moletta.
« Advanced control of anaerobic digestion processes through disturbances monitoring ». *Water Research*, Vol.9, pp 2059-2068. (1999).
- [Synacouty, 01] Stéphane Sinacouty,
« Etude du séchage thermique et de la méthanisation des boues des stations d'épuration ».
Mémoire de DEA, Mécanique-Energétique, Université de la Réunion. (2001)

CONCLUSION GENERALE

Dans ce travail, nous avons discuté en premier lieu les contextes socio-économiques liés à l'assainissement des eaux usées au niveau de l'île de La Réunion. Il a été mis en évidence la nécessité de développer les filières de valorisation des boues d'épuration autres que l'épandage agricole. Parmi les solutions alternatives a priori envisageables figurent le séchage thermique et la méthanisation. Le séchage permet non seulement de réduire le volume et donc le coût de transport des boues mais favorise aussi la filière incinération qui est en cours de mise en place dans l'île. Quant à la méthanisation, elle présente l'avantage de produire un digestat stable et d'offrir une autre source énergétique qui peut être utilisée pour le séchage thermique des boues.

Etant donné que les boues se comportent différemment, en terme de cinétique de séchage et de croissance bactérienne, selon les technologies utilisées dans les stations d'épuration, le développement de ces deux filières requiert une caractérisation au préalable de ce type de déchet fermentescible. Ainsi, l'objectif de notre travail a été de mettre au point des dispositifs pilotes expérimentaux pour l'étude du séchage et de la méthanisation des boues des stations d'épuration.

Afin de prévoir sur quels paramètres il faudra concentrer les efforts lors de futures campagnes de mesure, nous avons précédé la mise au point de ces dispositifs expérimentaux par quelques études théoriques.

La mesure expérimentale des paramètres de cinétique de séchage des boues s'effectue plutôt à l'aide d'un système de séchage à convection forcée. Aussi, avons-nous enchaîné avec l'étude théorique d'un séchoir à convection forcée à chauffage partiellement solaire. Cette étude a consisté : en la modélisation de ce système, en l'élaboration d'un code de calcul simulant le modèle ainsi obtenu, et enfin, en l'analyse de sensibilité paramétrique de ce modèle. Plusieurs cas de scénarios de mode de fonctionnement du système ont été considérés lors de cette analyse de sensibilité. Par ailleurs, nous avons saisi cette occasion pour décrire une nouvelle méthode d'analyse de sensibilité que nous estimons très intéressante et que nous avons utilisée dans notre étude. Il s'agit de la méthode TMA proposée par [Mara, 00].

Pour compléter ce travail analytique, nous avons mené une étude théorique d'un séchoir-serre dans lequel le mécanisme de dessiccation des boues est basé sur la convection naturelle ayant lieu en son sein suite au chauffage solaire, par effet de serre, de l'air y circulant par ventilation naturelle ; celle-ci étant assurée par deux ouvertures dénivelées pratiquées respectivement sur deux façades opposées et inclinées par rapport à l'horizontale. Pour cela, nous avons développé un modèle associé au système étudié. Ensuite, moyennant d'un code de calcul simulant ce modèle, nous avons effectué une exploration numérique du comportement de ce système vis-à-vis des boues. Les résultats ainsi obtenus ont justifié notre choix pour la configuration géométrique de ce séchoir-serre et ont montré qu'une optimisation technico-économique en vue de sa vulgarisation à grande échelle serait intéressante.

Parmi les résultats de l'analyse de sensibilité des modèles étudiés, nous nous sommes intéressés tout particulièrement à ceux relatifs au cas de configuration du séchoir à convection forcée et fonctionnant seul. En effet, ce cas de configuration est proche de la configuration du séchoir pilote que nous envisagions de mettre au point. Il ressort des résultats en question que les paramètres les plus influents sur la cinétique de séchage des boues d'épuration sont la température, le débit et l'humidité relative de l'air asséchant ainsi que la dimension de chaque échantillon du produit à sécher. Cela est en parfait accord avec les résultats de nombreux travaux antérieurs cités dans la littérature pour d'autres types de produit.

Nous avons alors instrumenté notre dispositif pilote en tenant compte des résultats d'analyse de sensibilité cités précédemment. Pour des raisons d'ordre pratique (expérimentation en laboratoire), nous n'avons pas pu mener des mesures sur les boues d'épuration au sein du Campus Universitaire où nous avons mis au point ce dispositif pilote. L'expérimentation sur site est projetée ultérieurement.

Néanmoins, nous avons effectué des essais de mise en œuvre d'expérimentation sur quelques produits agroalimentaires. Il découle de ces essais que le dispositif de mesure expérimentale des paramètres de cinétique de séchage présenté dans ce travail est totalement opérationnel et que les procédures expérimentales liées à son usage sont bien maîtrisées. En outre, l'expérimentation de séchage faite sur le riz cuit nous a permis de développer un modèle de cinétique de séchage de ce produit.

En ce qui concerne l'étude théorique de la méthanisation, nous avons présenté deux types de modèle de digestion anaérobie des déchets fermentescibles. Le premier modèle est celui proposé par [Kiely, 97] et est adapté au cas des digesteurs du type infiniment mélangé pour les déchets organiques. Un code de calcul élaboré par notre soin a été associé à ce modèle et l'analyse de sensibilité paramétrique de celui-ci suivant la méthode TMA a permis d'identifier ses paramètres les plus influents.

Le second type de modèle de digestion anaérobie étudié ici est celui avancé par [Bernard, 02]. Ce modèle correspond au digesteur fonctionnant en continu. La description de ce modèle nous a révélé qu'établir un modèle analogue pour régir la digestion anaérobie en alimentation continue des boues des stations d'épuration, est possible si nous disposons des données sur la DCO, la concentration des AGV, l'alcalinité totale, la concentration du carbone inorganique total, le pH, le débit du biogaz produit ainsi que le pourcentage de ses composants. L'analyse de sensibilité paramétrique de ce modèle suivant la méthode TMA, nous a permis de distinguer les paramètres les plus influents pour la production de méthane. Ainsi, nous avons présenté un modèle dynamique qui, de par la simplicité de son identification, peut servir de référence dans le cadre du développement d'un modèle mathématique gouvernant la digestion anaérobie des boues des stations d'épuration.

Sur le plan expérimental, un digesteur pilote a été mis au point. Nous avons mis en œuvre l'instrumentation de ce dispositif et la procédure expérimentale qui sera conduite pour établir une base de données expérimentales sur la méthanisation des boues des stations d'épuration. Les mesures seront menées directement sur site.

La suite logique de ce travail est très vaste du fait que nous avons tout juste fini l'étape de mise au point des dispositifs pilotes de mesure expérimentale. Que ce soit pour le séchage que ce soit pour la méthanisation, l'étape suivante consisterait directement à mener des campagnes de mesure in situ à l'aide de ces deux dispositifs pilotes. Cela permettra de caractériser l'ensemble des boues produites à La Réunion en matière de séchage et de méthanisation. Ensuite, nous pourrons enchaîner avec l'étude de faisabilité technico-économique de quelques systèmes de séchage et de méthanisation dont ceux, présentant les meilleurs profits, pourront par la suite être proposés aux collectivités locales.

RESUME

L'île de La Réunion fait partie des pays membres de la Commission de l'Océan Indien. Après avoir évoqué les problématiques et le contexte socio-économique liés à l'assainissement des eaux usées et à l'élimination des boues d'épuration produites dans cette île, l'auteur a effectué l'étude de prédiction théorique du comportement d'un séchoir-serre à convection naturelle vis-à-vis des boues. Puis, il a enchaîné avec l'étude théorique d'un séchoir solaire fonctionnant en convection forcée et qui est équipé d'un système d'appoint conventionnel de chauffage. Pour chacune de ces deux études théoriques, l'auteur a élaboré, sous environnement Matlab, un code de calcul simulant le modèle mathématique associé au système de séchage étudié et a mené une analyse de sensibilité paramétrique de ce modèle. Pour ce faire, il s'est servi de la méthode de screening de Morris ainsi que de la méthode TMA (Thiery Mara Analysis) qui est une variante de la méthode FAST (Fourier Amplitude Sensitivity Test). Ces analyses ont permis, entre autres, d'identifier les paramètres les plus influents sur la cinétique de séchage des boues. Ainsi, l'instrumentation du séchoir pilote de laboratoire que ce projet vise à mettre en place a été réalisée à la lumière de ces informations. L'expérimentation de séchage de boues étant projetée ultérieurement, des essais de mise en œuvre d'expérimentation avec ce dispositif ont été menés sur quelques produits organiques, à savoir : l'ananas et la banane ainsi que le riz cuit pour lequel un modèle de cinétique de séchage a été développé.

La dernière partie de cette dissertation est consacrée à la méthanisation des boues. Deux modèles de digestion anaérobie de déchets fermentescibles ont été présentés, approfondis et encodés sous Matlab. Le premier modèle, qui est proposé par Kiely et al., est adapté au cas des digesteurs du type infiniment mélangé traitant des déchets organiques supposés pâteux. Le second type de modèle de digestion anaérobie étudié ici, correspond au digesteur fonctionnant en continu et traitant des substrats liquides. Il s'agit du modèle avancé par Bernard et al.. L'analyse de sensibilité paramétrique de ces modèles à l'aide de la méthode TMA a également été faite et a permis de déceler les paramètres les plus influents. Cela a aidé l'auteur sur le choix de la forme du modèle à établir pour gouverner la digestion anaérobie des boues des stations d'épuration ainsi que sur le choix des appareils de mesure expérimentale à équiper le digesteur pilote qu'il a mis en place pour la future campagne de mesure.

Mots clés : *cinétique de séchage, séchoir solaire, digestion anaérobie, boues d'épuration, riz cuit, modélisation, optimisation, analyse de sensibilité, instrumentation expérimentale, revalorisation des déchets.*

ABSTRACT

Reunion Island is a member of the Indian Ocean Commission. After having evoked the problematic and the socio-economic context related to wastewater treatments and to the elimination of sewage sludge in this island, the author did a theoretical prediction survey of the behaviour of a natural convection functioning greenhouse-dryer towards sewage sludge. Then, he did a theoretical study of a forced convection functioning solar dryer that is equipped of an electrical balance system of heating. For each of these two theoretical studies, the author worked out a Matlab code that simulates the mathematical model related to the studied drying system and did a parametric sensitivity test of that model. For that purpose, he used the screening method of Morris as well as the TMA method (Thiery Mara Analysis) that is a variant of the FAST method (Fourier Amplitude Sensitivity Test). These analyses enabled, among others, to identify parameters which are the most influential on the drying kinetics of sewage sludge. Thus, the instrumentation of the pilot laboratory dryer that this project aims to put in place was achieved by taking this information in account. The sludge drying experimentation being projected to an ulterior date, some experimentation tests with this device were done on some organic products, namely : pineapple and banana as well as cooked rice for which a model of drying kinetics was developed.

The last part of this dissertation is devoted to biogas production from sludge. Two models of anaerobic digestion of fermentable wastes were presented, deepened and encoded on Matlab. The first model, that is proposed by Kiely and al., is adapted to the case of infinitely stirred digesters for pasty organic wastes. The second type of anaerobic digestion model studied here is proposed by Bernard and al. and corresponds to continuously fed digesters for liquid substrates. The analysis of parametric sensitivity of these models by means of the TMA method was also made and permitted to pinpoint their most influential parameters. That helped the author, first, on the choice of the shape of the mathematical model to be established for governing the anaerobic digestion of sewage sludge from wastewater plants, and second, on the choice of the experimental measurement devices to equip the pilot digester that he put in place for the future campaign of data collection.

Key words : *drying kinetics, solar dryer, anaerobic digestion, sewage sludge, cooked rice, modelling, optimisation, sensitivity test, experimental instrumentation, waste management.*