



HAL
open science

**Contribution à l'Etude des Parois Complexes en
Physique du Bâtiment : Modélisation, Expérimentation
et Validation Expérimentale de Complexes de Toitures
incluant des Produits Minces Réfléchissants en climat
tropical humide**

Frédéric Miranville

► **To cite this version:**

Frédéric Miranville. Contribution à l'Etude des Parois Complexes en Physique du Bâtiment : Modélisation, Expérimentation et Validation Expérimentale de Complexes de Toitures incluant des Produits Minces Réfléchissants en climat tropical humide. Sciences de l'ingénieur [physics]. Université de la Réunion, 2002. Français. NNT : . tel-00463069

HAL Id: tel-00463069

<https://theses.hal.science/tel-00463069>

Submitted on 11 Mar 2010

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.



THESE

présentée

devant l'**Université de La Réunion**

pour obtenir

Le Grade de **Docteur**

Spécialité : Génie Civil et Physique du bâtiment

par

Frédéric MIRANVILLE

**Contribution à l'Etude des Parois Complexes en
Physique du Bâtiment :**

Modélisation, Expérimentation et Validation Expérimentale de Complexes
de Toitures incluant des Produits Minces Réfléchissants
en climat tropical humide

A soutenir le 13 décembre 2002 devant la commission d'examen composée de

MM. P. HERVE	Président du jury	<i>Professeur Université de La Réunion</i>
G. ACHARD	Rapporteur externe	<i>Professeur E.S.I.G.E.C.</i>
O. SERO-GUILLAUME	Rapporteur externe	<i>Directeur de Recherches CNRS L.E.M.T.A.-I.N.P.L.</i>
J.C. GATINA	Examineur	<i>Professeur Université de La Réunion</i>
H. BOYER	Directeur de thèse	<i>Professeur Université de La Réunion</i>
F. GARDE	Rapporteur interne	<i>Maître de Conférence - HDR Université de La Réunion</i>



THESE

présentée

devant l'**Université de La Réunion**

pour obtenir

Le Grade de **Docteur**

Spécialité : Génie Civil et Physique du bâtiment

par

Frédéric MIRANVILLE

**Contribution à l'Etude des Parois Complexes en
Physique du Bâtiment :**

Modélisation, Expérimentation et Validation Expérimentale de Complexes
de Toitures incluant des Produits Minces Réfléchissants
en climat tropical humide

A soutenir le 13 décembre 2002 devant la commission d'examen composée de

MM. P. HERVE	Président du jury	<i>Professeur Université de La Réunion</i>
G. ACHARD	Rapporteur externe	<i>Professeur E.S.I.G.E.C.</i>
O. SERO-GUILLAUME	Rapporteur externe	<i>Directeur de Recherches CNRS L.E.M.T.A.-I.N.P.L.</i>
J.C. GATINA	Examineur	<i>Professeur Université de La Réunion</i>
H. BOYER	Directeur de thèse	<i>Professeur Université de La Réunion</i>
F. GARDE	Rapporteur interne	<i>Maître de Conférence - HDR Université de La Réunion</i>

A ma mère et à F lorence

Avant-Propos

Les travaux présentés dans ce manuscrit ont été réalisés au Laboratoire de Génie Industriel de l'Université de La Réunion, au sein de l'équipe Génie Civil et Thermique de l'Habitat. Ce cheminement a été jalonné d'expériences enrichissantes et de plaisirs variés, ponctués de discussions fructueuses. Il n'aurait pas été le même s'il n'y avait pas eu ces rencontres et ces échanges qui font naître les motivations et les initiatives. Il m'est donc agréable de présenter ici mes sincères remerciements aux personnes qui ont pris part à cette aventure.

Je tiens en premier lieu à adresser ma profonde reconnaissance à Harry Boyer, Professeur à l'Université de La Réunion, qui a encadré ces travaux et a su donner l'impulsion qui manquait parfois pour toujours aller de l'avant. Merci beaucoup Harry, pour ces longues discussions (pour les autres ...) et ces échanges passionnants que nous avons eu tout au long de ces trois années.

Je remercie également Jean-Claude Gatina, Professeur à l'Université de La Réunion, pour m'avoir fait confiance en D.E.A. et m'avoir fait partager au travers de nos collègues Malgaches, l'esprit d'ouverture et d'optimisme qui lui vont si bien.

J'adresse aussi ma sincère reconnaissance à François Garde, Maître de conférence habilité à diriger les recherches de l'Université de La Réunion. La vague de dynamisme qu'il fait déferler emporte tout sur son passage ; je n'y ai pas résisté. Merci beaucoup pour avoir impulsé ces travaux et fait en sorte qu'ils soient réalisés dans les meilleures conditions.

Je suis honoré que Patrick Hervé, Professeur à l'Université de La Réunion, ait accepté de participer et de présider ce jury.

Je suis également très heureux que MM. Oliver Séro-Guillaume, Directeur de recherches au CNRS, LEMTA - INPL, et Gilbert Achard, Professeur de l'Ecole Supérieure d'Ingénieurs de Chambéry, aient accepté de rapporter ce manuscrit et de participer à ce jury de thèse de Doctorat.

Ces travaux ont été réalisés au département Génie Civil de l'Institut Universitaire de Technologie de Saint-Pierre. J'y ai également fait mes premiers pas dans l'enseignement ; les expériences que j'y ai vécu ont été très formatrices et m'ont procuré beaucoup de plaisir. J'exprime donc ici ma profonde gratitude à l'équipe

pédagogique dirigée par Eric Sarret et composée de Laetitia Adélar, Frédéric Wintzérith, Franck Lucas, sans oublier Jérémie Lambin, Thierry Cadet et Jean-François Martin, pour m'avoir accompagné humainement et matériellement. Merci également à l'ensemble du personnel de l'I.U.T.

L'équipe Génie Civil et Thermique de l'Habitat est localisée sur deux sites, l'un nord et l'autre sud. La distance géographique n'est pas un obstacle à la recherche scientifique, nous l'avons montré ; j'adresse ici ma plus grande sympathie à mes collègues chercheurs, Thierry Mara, Philippe Lauret, Eric Fock, Ted Soubdhan (mon homologue en Guadeloupe), Anis Younes et Stéphanie Laporte qui ont contribué à un moment ou à un autre à l'avancement de ces travaux. Merci également à Alain Bastide, Mathieu David et aux collègues Malgaches Oni et Jeannot ; je leur souhaite de mener à bien leur travaux.

Enfin, je ne peux terminer sans mentionner ici ma mère et Florence ; leur soutien, leurs conseils et leurs encouragements n'ont eu de cesse de me motiver tout au long de ces trois années.

Résumé

La conception bioclimatique des enveloppes des bâtiments s'intègre dans une démarche de maîtrise de l'énergie et constitue de ce fait un enjeu primordial. Elle nécessite la connaissance des performances énergétiques des composants d'enveloppe et des systèmes associés et doit permettre d'éviter le recours à des dispositifs de chauffage ou de refroidissement, forts consommateurs d'énergie.

Dans ce cadre, les technologies passives sont tout à fait indiquées, dans la mesure où elles permettent de réguler les conditions d'ambiance en utilisant des moyens naturels, sans apport énergétique supplémentaire. Les parois complexes en sont un exemple, et se présentent sous la forme d'une juxtaposition de matériaux, séparés par une ou des lames d'air.

Nous nous intéressons dans ces travaux à un type particulier de paroi complexe, incluant un produit mince réfléchissant (PMR). Ces derniers sont utilisés en isolation thermique des bâtiments et se présentent sous la forme de minces membranes dont les faces sont recouvertes d'aluminium. Compte-tenu de leurs propriétés thermophysiques et de leur épaisseur, ces produits n'entrent pas tous dans la définition des isolants thermiques, selon la norme NF-P-75-101. La principale conséquence qui en découle est que leurs performances thermiques ne sont pas certifiées par les organismes de référence.

En outre, leur mise en œuvre dans une paroi nécessite la présence d'une ou plusieurs lames d'air, contiguës aux faces réfléchissantes. La paroi ainsi constituée est une paroi complexe, siège de transferts énergétiques couplés. Afin de cerner le comportement thermique d'une telle paroi, il est nécessaire de proposer une modélisation adaptée.

Les remarques précédentes illustrent la double problématique des PMR, l'une à caractère réglementaire, l'autre à caractère scientifique. Afin d'apporter des éléments de réponse, une méthodologie en deux volets est proposée. Le premier est expérimental et consiste en la détermination des caractéristiques thermiques de toitures complexes intégrant des PMR, au départ d'une plate-forme expérimentale en environnement naturel ; le second traite de la modélisation d'une toiture complexe au départ d'un prototype de code de calcul dédié, s'apparentant à un code de simulation du comportement énergétique des bâtiments. Les deux volets sont conciliés dans une démarche de validation expérimentale, menant à l'évaluation des prédictions du code de calcul relativement à des données issues d'expérimentations.

Abstract

Bio-climatic design of building envelopes is of great importance when dealing with energy savings and thereby constitutes an essential issue. It necessitates the energy performance knowledge of envelope and system components and aims at avoiding the need for heating or cooling devices, highly energy-consuming.

In this framework, passive technologies are entirely indicated, as they allow to regulate the thermal behaviour of buildings by using natural means, without supplementary energy contribution. Complex walls are an example, and can be defined as an assembly of materials, separated by one or several air layers.

We are interested in these works in a typical complex wall, including a radiant barrier (RB). RB are used in thermal building insulation and consist of a thin sheet or coating of a highly reflective material, usually aluminium, applied to one or both sides of a number of substrates materials. Because of their thermophysical properties and their thickness, these products are not all included in the thermal insulation definition, according to the French norm NF-P-75-101. The main consequence is that their thermal performances are not certified.

In addition, their placement in a wall requires the presence of one or several air layers, contiguous to the reflecting faces. The wall thus constituted is a complex wall, in which a coupled energy transfer occurs. In order to improve the knowledge of the thermal behaviour of a such wall, it is necessary to elaborate a convenient mathematical model.

Preceding remarks illustrate the French problematic around RB, with two aspects: the first one is related to their field performances and the second to research purposes. To point out elements of answer, a methodology in two parts is proposed. The first is experimental and consists in the determination of the thermal characteristics of a complex roof including a RB, from data obtained using an experimental platform in field conditions ; the second deals with the mathematical modelling of a complex roof with a dedicated prototype of building simulation code. The two parts are combined in an experimental validation step, leading to the evaluation of the predictions of the simulation code with respect to experimental data.

Nomenclature

C_p	Capacité thermique massique	(J.Kg ⁻¹ .K ⁻¹)
e	Epaisseur	(m)
E	Eclairement de grande longueur d'onde	(W.m ⁻²)
F	Facteur de forme	
Gr	Nombre de Grashof	
h	Coefficient d'échange	(W.m ⁻² .K ⁻¹)
J	Radiosité	(W.m ⁻²)
K	Conductance thermique	(W.m ⁻² .K ⁻¹)
M^0	Emittance totale du corps noir	(W.m ⁻²)
M_{air}	Masse volumique de l'air	(Kg.m ⁻³)
Nu	Nombre de Nusselt	
q	Densité de flux thermique	(W.m ⁻²)
Q	Flux thermique	°(W)
R_{app}	Résistance thermique apparente	(m ² .K.W ⁻¹)
R	Résistance thermique	(m ² .K.W ⁻¹)
Pr	Nombre de Prandlt	
S	Surface	(m ²)
t	Temps	(s)
T	Température	(°C)

Caractères grecs :

ε	Emissivité	
φ	Densité de flux	(W.m ⁻²)
Φ	Flux thermique	°(W)
Δ	Ecart, différence	
λ	Conductivité thermique	(W.m ⁻¹ .K ⁻¹)
ρ	Masse volumique	(Kg.m ⁻³)
σ	Constante de Stefan-Boltzmann	5,68.10 ⁻⁷ W.m ⁻² .K ⁻⁴

Table des matières générale

Avant-Propos	i
Résumé	iii
Abstract	v
Nomenclature	vii
Table des matières générale	ix
Introduction générale	1
Chapitre I : Cadre contextuel et méthodologie	5
1. INTRODUCTION	8
1.1. Présentation des PMR	8
1.2. Historique des PMR	9
1.3. Spécificités des PMR	10
2. SYNTHÈSE DES TRAVAUX INTERNATIONAUX	12
2.1. Introduction	12
2.2. Etudes expérimentales	14
2.3. Etudes théoriques	29
3. LE CONTEXTE NATIONAL	39
3.1. Introduction	39
3.2. Problématique des PMR	39
3.3. Problématique liée au Label ECODOM	40
3.4. Synthèse des travaux nationaux	42
4. METHODOLOGIE	45
4.1. Introduction	45
4.2. Volet réglementaire	46

4.3. Volet scientifique	47
5. SYNTHÈSE	48

Chapitre II : Modélisation du comportement énergétique des bâtiments

1. INTRODUCTION	55
1.1. Contexte général	55
1.2. Modélisation et bâtiment	56
2. FORMALISME DES PHÉNOMÈNES THERMIQUES	57
2.1. Les sollicitations radiatives extérieures	58
2.2. Les sollicitations radiatives intérieures	60
2.3. Les transferts convectifs	63
2.4. Les transferts conductifs	65
2.5. Résolution du problème thermique	68
3. FORMALISME DES TRANSFERTS AÉRAULIQUES	71
3.1. Introduction	71
3.2. Les effets moteurs	72
3.3. Les liens aérauliques et leur modélisation	74
3.4. Résolution du problème aéraulique	75
4. FORMALISME DES TRANSFERTS HYDRIQUES	76
4.1. Introduction	76
4.2. Le modèle de paroi	77
5. SYNTHÈSE	82

Chapitre III : Modélisation intégrée de parois complexes dans un prototype de code de simulation du comportement énergétique des bâtiments

1. LES PAROIS COMPLEXES	88
--------------------------------	-----------

1.1. Introduction	88
1.2. Description des parois complexes	89
1.3. Modélisation des parois complexes	90
2. DEVELOPPEMENT D'UN ENVIRONNEMENT DE MODELISATION DEDIE	92
2.1. Introduction	92
2.2. Le code de calcul ISOLAB	94
3. DEVELOPPEMENTS SPECIFIQUES AUX PAROIS COMPLEXES	97
3.1. Les transferts radiatifs de grande longueur d'onde	98
3.2. Les transferts convectifs	120
4. PRESENTATION ET MODELISATION D'UNE PAROI COMPLEXE INTEGRANT UN PMR	124
4.1. Introduction	124
4.2. Présentation d'une toiture standard intégrant un PMR	125
4.3. Modélisation de la paroi	126
5. SYNTHESE	129
Chapitre IV : Validation thermique globale	131
1. VALIDATION THERMIQUE GLOBALE DES CODES DE CALCUL	137
2. ELABORATION D'UNE METHODOLOGIE DE VALIDATION EXPERIMENTALE DEDIEE	140
2.1. Rappel de la démarche de l'équipe GCTH	140
2.2. Proposition d'une méthodologie	141
3. PRESENTATION DES OUTILS DE VALIDATION	144
3.1. La technique du forçage	144
3.2. L'analyse de sensibilité paramétrique	146
4. PRESENTATION DES SUPPORTS EXPERIMENTAUX	155
4.1. La plate-forme expérimentale	155
4.2. La Cellule LGI	158
5. VERIFICATION DU CODE DE CALCUL ISOLAB	162

5.1. Comparaison inter-logiciel avec le code de calcul CODYRUN	162
5.2. Le protocole BESTEST	165
6. VALIDATION EXPERIMENTALE DU MODELE DEVELOPPE	166
6.1. Préliminaires	167
6.2. Application de la méthodologie de validation expérimentale	177
7. SYNTHESE	208
Chapitre V : Applications relatives à la conception thermique des enveloppes	211
1. INTRODUCTION	214
2. METHODOLOGIE	214
3. LES CELLULES EXPERIMENTALES ISOTEST	216
3.1. Description	216
3.2. Instrumentation	217
4. ANALYSE ET EXPLOITATION DES MESURES	218
4.1. Démarche	218
4.2. Détermination de la protection solaire et de la performance thermique du complexe de toiture	223
4.3. Étude comparative à l'aide des supports à échelle réduite	230
5. CONCLUSIONS	238
Conclusion générale	241
Perspectives	243
Références bibliographiques	245
Annexes	255

Introduction générale

La conception bioclimatique des enveloppes des bâtiments s'intègre dans une démarche de maîtrise de l'énergie et constitue de ce fait un enjeu primordial. Elle nécessite la connaissance des performances énergétiques des composants d'enveloppe et des systèmes associés et doit permettre d'éviter le recours à des dispositifs de chauffage ou de refroidissement, forts consommateurs d'énergie. Elle permet alors de limiter l'impact de la production d'énergie sur l'environnement.

Dans ce cadre, il est nécessaire de recourir à des solutions dites passives, dont le principe d'action utilise les moyens naturels. Ainsi, au départ d'une connaissance approfondie des phénomènes physiques auxquels est soumise l'enveloppe du bâtiment, il est possible de déterminer des solutions techniques simples et efficaces. L'expérience montre en outre qu'elles sont souvent inspirées des pratiques anciennes, remises au goût du jour afin de répondre aux contraintes actuelles.

Les parois complexes font partie de ces solutions et peuvent être décrites comme un assemblage donné de matériaux, intégrant notamment la présence de lame(s) d'air. Elles sont le siège de phénomènes physiques couplés (thermique, aérodynamique et hydrique) et sont destinées à exploiter certains phénomènes physiques afin de réguler le comportement énergétique d'une ambiance donnée ; l'effet de thermosiphon est par exemple mis à profit dans le mur trombe.

De telles parois sont également susceptibles d'accueillir des matériaux isolants. L'offre proposée pour ces derniers fait apparaître des classes de produits, en fonction de leur principe d'action. Les produits minces réfléchissants (PMR) en particulier visent à réduire les transferts radiatifs de la paroi dans laquelle ils sont insérés, en utilisant les propriétés de leurs faces à très faible émissivité. Leur mise en œuvre dans les parois nécessitent la présence de lames d'air, ce qui leur confère naturellement le qualificatif « paroi complexe ».

Compte tenu de leur principe d'action, les PMR ont une constitution particulière, dont les propriétés thermiques ne sont pas toutes caractéristiques de matériaux isolants. En effet, afin de minimiser les transferts radiatifs, les faces des PMR sont recouvertes d'un dépôt d'aluminium, fort conducteur de chaleur. De plus, l'épaisseur de ces produits est généralement faible, de l'ordre du millimètre pour les

plus minces et de quelques centimètres pour les plus épais. En conséquence, ils n'entrent pas tous dans le cadre de la norme française NF-P-75-101, qui définit les matériaux isolants ainsi que les méthodes de certification associées. La conséquence immédiate de ce qui précède est une tendance croissante de l'utilisation de ces produits, sans certification de performances thermiques.

D'autre part, de telles parois complexes doivent pouvoir être intégrées dans les outils de simulation du comportement énergétique des bâtiments afin que leur impact sur le comportement thermique des bâtiments puisse être mis en évidence. Or les transferts énergétiques dont elles sont le siège nécessitent, pour être traduits convenablement, l'utilisation de modèles fins et variés. La tendance actuelle de l'évolution des codes de simulation du comportement énergétique des bâtiment est celle d'une approche globale et intégrée, qui rend possible la démarche précédente. Néanmoins, les logiciels de simulation ne comportent pas tous à l'heure actuelle les modèles permettant de prendre en compte les parois complexes incluant en particulier des PMR. Il semble alors important d'initier une démarche en ce sens.

Ainsi, compte tenu de cette double problématique, liée d'une part à des considérations d'ordre réglementaire et d'autre part à des préoccupations scientifiques, ces travaux sont exposés en cinq parties :

Le premier chapitre présente les études réalisées sur les PMR, au niveau international et national. Il illustre la large attention qui a été portée à ces produits, que ce soit lors d'études expérimentales ou théoriques. Il expose en outre la différence majeure entre les pratiques anglo-saxonnes, qui combinent les isolants thermiques classiques et les PMR, et celles nationales qui reposent sur une utilisation du PMR seul.

Le second chapitre intervient en préliminaire du chapitre 3, dédié au développement et à l'intégration de modèles dans un code de simulation du comportement énergétique des bâtiments. Nous avons tenu à situer le cadre de modélisation dans lequel nous nous plaçons. Nous rappelons ainsi dans le chapitre 2 le formalisme des phénomènes thermique, aéraulique et hydrique, utilisé dans les codes de simulation.

Le troisième chapitre présente les développements spécifiques qui ont été réalisés afin de rendre possible la description des parois complexes intégrant des PMR au départ d'un logiciel de simulation. L'accent est porté sur les modèles radiatifs et convectifs, en respectant une approche d'intégration multimodèle.

Le quatrième chapitre expose ensuite la procédure de validation globale, menée afin de vérifier les prédictions du code. Cette démarche est effectuée en deux phases :

une première phase de vérification de la bonne implémentation du code et une seconde phase, dite de validation expérimentale, destinée à confronter les prédictions du code à des données issues de l'expérimentation. Cette étape est fondamentale et s'appuie sur des outils dédiés afin d'apporter des éléments permettant de juger de la fiabilité des prédictions du code.

Enfin le cinquième chapitre constitue notre réponse aux considérations réglementaires et présente les études expérimentales que nous avons réalisées afin en particulier de déterminer des indicateurs simples et intuitifs de la performance thermique et de la protection solaire de complexes de toiture incluant des PMR.

Chapitre I



CADRE CONTEXTUEL ET METHODOLOGIE

L'objet du présent chapitre est dans un premier temps de présenter les produits minces réfléchissants (PMR). Nous décrivons ainsi leur constitution et leur principe d'action. Nous abordons de même les différentes dispositions de leur intégration en toiture. Ensuite, nous faisons une synthèse bibliographique des études menées sur le sujet, au niveau international et national. Nous mettons en évidence des différences entre les systèmes d'études exposés dans les publications internationales et ceux faisant l'objet de ces travaux. Enfin, nous formalisons la problématique des PMR au niveau national, en la décomposant en deux volets, l'un qualifié de « réglementaire », l'autre de « scientifique ». La méthodologie élaborée pour répondre aux interrogations soulevées est également présentée, les axes principaux s'articulant autour d'un environnement expérimental et d'un environnement de modélisation dédiés.

Sommaire

1. INTRODUCTION	8
1.1. Présentation des PMR	8
1.2. Historique des PMR	9
1.3. Spécificités des PMR	10
1.3.1. Principe d'action	10
1.3.2. Mise en oeuvre des PMR	11
2. SYNTHÈSE DES TRAVAUX INTERNATIONAUX	12
2.1. Introduction	12
2.2. Etudes expérimentales	14
2.2.1. Etudes en environnement naturel	14
2.2.2. Etudes en environnement contrôlé	25
2.3. Etudes théoriques	29
2.3.1. Introduction	29
2.3.2. Dispositifs de type mur	30
2.3.3. Dispositifs de type comble	32
2.3.4. Synthèse	38
3. LE CONTEXTE NATIONAL	39
3.1. Introduction	39
3.2. Problématique des PMR	39
3.3. Problématique liée au Label ECODOM	40
3.4. Synthèse des travaux nationaux	42
4. METHODOLOGIE	45
4.1. Introduction	45
4.2. Volet réglementaire	46
4.3. Volet scientifique	47
5. SYNTHÈSE	48

Liste des figures

Figure 1 : Rouleaux de PMR _____	9
Figure 2 : Comportement radiatif d'un PMR _____	10
Figure 3 : Les différents placements des PMR _____	12
Figure 4 : Influence de l'ajout d'un PMR sur les phénomènes thermiques d'un comble ____	13
Figure 5 : Dispositif d'étude de type "mur" _____	26
Figure 6 : Le "Large Scale Climate Simulator", simulateur de climat _____	29
Figure 7 : Dispositif de type mur _____	31
Figure 8 : Modélisation simplifiée d'un comble selon Fairey _____	32
Figure 9 : Prise en compte de l'effet radiatif des chevrons _____	34
Figure 10: Schéma de circulation de l'air dans le comble _____	35
Figure 11 : Dispositif de mesure - norme ASTM C1224 _____	42
Figure 12 : Schéma de modélisation _____	43
Figure 13 : Synoptique général de la méthodologie _____	46
Figure 14 : Intégration des PMR en toiture _____	47

1. INTRODUCTION

Sous les climats chauds, il est nécessaire de lutter contre les apports solaires pour obtenir des conditions de confort thermique dans les bâtiments, en évitant le recours à des dispositifs actifs de production de froid. Ces derniers sont en effet de forts consommateurs d'énergie électrique, et leur généralisation, en particulier en situation insulaire, engendre des contraintes de production importantes.

Les sollicitations solaires concernent l'ensemble du bâtiment, mais sont plus accentuées au niveau de la toiture, car c'est la surface la plus exposée. Ainsi, afin de diminuer l'apport énergétique par la toiture, il convient de choisir une solution adaptée parmi celles qui suivent :

- *Arrêter le rayonnement solaire avant qu'il n'atteigne la paroi*
- *Limiter l'absorption d'énergie par la paroi*
- *Limiter le transfert de l'énergie absorbée par la paroi*

Dans les deux premiers cas, il faut intervenir à l'extérieur de la toiture, en utilisant respectivement des surtoitures et des revêtements réfléchissants. Certaines contraintes matérielles tendent à limiter ces pratiques et il est d'usage de recourir à la troisième solution, en utilisant des isolants thermiques. Ces derniers sont installés sous la toiture et ont pour rôle de limiter les transferts de chaleur vers les pièces de vie du bâtiment.

Les isolants thermiques utilisés traditionnellement sont dits « de masse » et possèdent une conductivité thermique très faible, de l'ordre de $0,05 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$. Ils réduisent ainsi considérablement le transfert de chaleur par conduction, la part de réduction étant liée à leur épaisseur : plus l'épaisseur est élevée et plus la réduction du flux de chaleur conductif est importante. Les laines minérales et les mousses expansées (polyuréthane et polystyrène) en sont des exemples.

Cependant, ils n'agissent pas contre le rayonnement thermique, mode de transfert de chaleur dont l'importance est à ne pas négliger, surtout pour des couvertures à faible inertie, en tôle par exemple, fréquentes à La Réunion.

Il existe d'autres produits qui au contraire sont destinés à réduire la part de transfert de chaleur due au rayonnement ; ils sont regroupés sous le terme générique de Produits Minces Réfléchissants (PMR).

1.1. Présentation des PMR

Les PMR, produits minces réfléchissants, sont utilisés dans le domaine du bâtiment en isolation thermique de parois opaques, que ce soit pour les murs ou pour les toitures, et ce en raison de leurs propriétés relatives au rayonnement thermique. Ils se présentent sous la forme de membranes minces, constituées d'un certain nombre de

couches intermédiaires, mais surtout de faces à très faible émissivité, ce qui se traduit visuellement par un aspect poli et donc réfléchissant. De telles surfaces possèdent la propriété d'émettre très peu de rayonnement thermique en comparaison aux surfaces les plus courantes dans le domaine du bâtiment.

Ces produits sont en outre distribués en rouleaux de grandes dimensions comme le montre la *Figure 1*. Ils sont déclinés en plusieurs modèles, dont la différence se situe au niveau de l'interface (papier Kraft, polyéthylène, etc.), du nombre de feuilles d'aluminium internes (généralement 4 au maximum) et de l'épaisseur.



Figure 1 : Rouleaux de PMR

1.2. Historique des PMR

Le premier document d'application concernant ces produits date de 1872, quand Sir James DeWare découvrit qu'une surface réfléchissante au contact du vide pouvait améliorer de manière notable son aptitude à garder les objets chauds et les objets froids dans le même état d'équilibre thermique.

Depuis cette observation, les propriétés isolantes de ce type de matériaux ont largement été mises à profit, et ce dans de larges applications, allant de la bouteille Thermos aux combinaisons des astronautes. En 1945, le docteur Alexander Schwartz présenta une ingénieuse combinaison de multiples couches de feuilles d'aluminium séparées par des lames d'air, ouvrant ainsi la voie prometteuse des produits minces réfléchissants. S'inspirant de son aptitude à réfléchir les rayons infrarouges, ce dernier la nomma INFRA. Architectes et ingénieurs adhérèrent à cette nouvelle approche de leurs problèmes d'isolation thermique et au début des années 60, des millions de mètres carrés de ce produit avaient été installés. Cependant, la mort du docteur Schwartz couplée à une réglementation défavorable conduisirent à la faillite de son entreprise, et son produit fut par conséquent mis à l'écart.

Depuis, de nombreuses compagnies ont tenté de commercialiser des articles similaires, et ont en fait développé de multiples applications supplémentaires.

Néanmoins, le développement de ceux-ci n'allait pas rester inexploité et de nombreuses associations reconnurent le grand potentiel de ces systèmes. A la fin des années 70, les architectes et les constructeurs étudièrent les PMR et la technologie de

l'isolation réfléchissante et devinrent convaincus de leur efficacité ; il commencèrent alors à l'intégrer dans leurs projets et à obtenir des résultats satisfaisants.

De nos jours, ce produit est largement répandu aux Etats-Unis, en Australie et en Afrique du sud et connaît une forte expansion en France.

1.3. Spécificités des PMR

1.3.1. PRINCIPE D'ACTION

Les PMR sont des matériaux dont les faces ont une très faible émissivité (de l'ordre de 5.10^{-2}) ; en conséquence, une grande partie du rayonnement thermique incident sur ces faces est réfléchi et une faible partie est absorbée, comme l'illustrent les considérations suivantes :

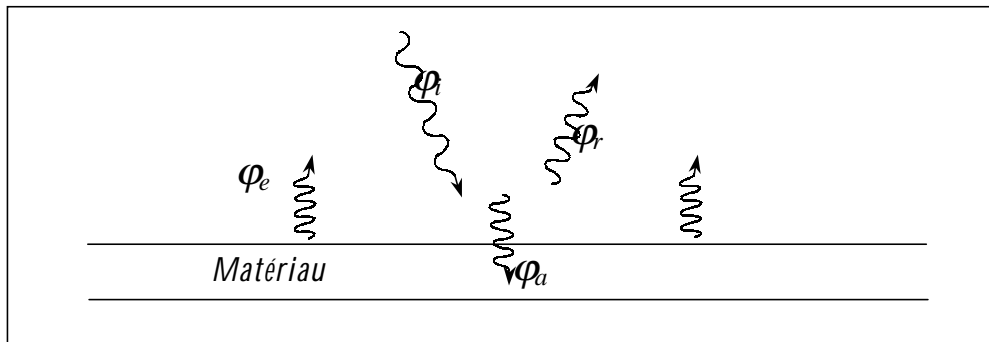


Figure 2 : Comportement radiatif d'un PMR

Si l'on considère le PMR de la figure 2, d'émissivité $\varepsilon=5.10^{-2}$, où

$$\left\{ \begin{array}{l} \varphi_i : \text{désigne la densité de flux incident } [W.m^{-2}] \\ \varphi_r : \text{désigne la densité de flux réfléchi } [W.m^{-2}] \\ \varphi_a : \text{désigne la densité de flux absorbé } [W.m^{-2}] \\ \varphi_e : \text{désigne la densité de flux émis } [W.m^{-2}] \end{array} \right.$$

on peut écrire :

- $\varphi_r = \rho.\varphi_i = (1-\varepsilon).\varphi_i$, ce qui signifie que 95% de l'énergie incidente est réfléchi (ρ coefficient de réflexion du PMR)
- $\varphi_a = \alpha.\varphi_i$, ce qui implique qu'en se plaçant dans l'approximation des corps gris ($\varepsilon=\alpha$), seulement 5% de l'énergie incidente est absorbée (α coefficient d'absorption du PMR)

- $\varphi_e = \varepsilon.M^0 = \varepsilon.\sigma.T^4$, M^0 désignant l'émittance d'un corps noir dans les mêmes conditions de température ; l'émittance du PMR considéré vaut ainsi 5% de celle qu'aurait un corps noir dans les mêmes conditions de température.

A ce stade il est bon de savoir que l'émissivité des matériaux courants du bâtiment vaut 0,9, ce qui est proche de la valeur du coefficient caractéristique du corps noir ($\varepsilon=1$). On constate alors que, dans les mêmes conditions de température, un PMR émettra 5,5% de l'énergie émise par un matériau d'émissivité 0,9.

Il ressort donc des deux paragraphes précédents que les PMR peuvent être considérés comme des barrières au rayonnement infrarouge dans la mesure où ils réfléchissent une grande partie du rayonnement qui leur parvient et qu'ils en émettent très peu. Intégrés en toitures, ils doivent (pour être efficaces) être soumis à des sollicitations radiatives. Il est en conséquence indispensable, et c'est là la principale caractéristique des techniques de pose de ce type de produit, que la (ou les) face(s) réfléchissante(s) soient contiguës à une (ou des) lame(s) d'air. En outre, les procédés de mise en oeuvre sont simples, les fixations étant réalisées par agrafage ou collage entre les pannes et les chevrons de la charpente¹.

1.3.2. MISE EN OEUVRE DES PMR

La faible épaisseur des PMR et leur flexibilité permet de concevoir plusieurs configurations pour leur installation. Celle-ci est toutefois conditionnée par la présence obligée d'une ou de deux lames d'air de quelques centimètres d'épaisseur dont le rôle a été explicité précédemment. Ainsi, cinq dispositions sont possibles, illustrées sur la *Figure 3*. Leur souplesse permet d'envisager l'isolant en position *tendu* ou *semi-tendu*. Ce choix est en général guidé par des considérations d'ordre pratique.

a. Cette disposition est obtenue en fixant directement l'isolant sur le support de la toiture ; celui-ci est tendu entre les pannes et il faut prendre garde à ce que la face réfléchissante soit orientée vers le bas.

b. Ici, il est proposé de placer le film semi-tendu entre les pannes de la charpente ; la lame d'air est constituée naturellement par l'affaissement du film réflecteur et celui-ci peut disposer de deux faces réfléchissantes. Cette disposition est pratique à réaliser dans le cas de l'équipement d'un bâtiment neuf.

¹ La charpente se présente sous la forme d'un assemblage de tiges de bois ou de métal, dans le sens longitudinal pour les pannes et transversal pour les chevrons

c. Le film est tendu entre les pannes et agrafé sur celles-ci. On peut réaliser cette opération indifféremment dans un bâtiment neuf ou lors d'une réhabilitation. Là encore, une lame d'air est présente entre le film et le toit.

d. Le film est dans ce cas agrafé sur la base inférieure des pannes de la charpente et il est conseillé de placer la face réfléchissante vers le bas.

e. cette disposition présente le PMR fixé tendu, directement sur le faux plafond ; la face à faible émissivité doit être orientée vers le bas pour que celle-ci s'avère efficace.

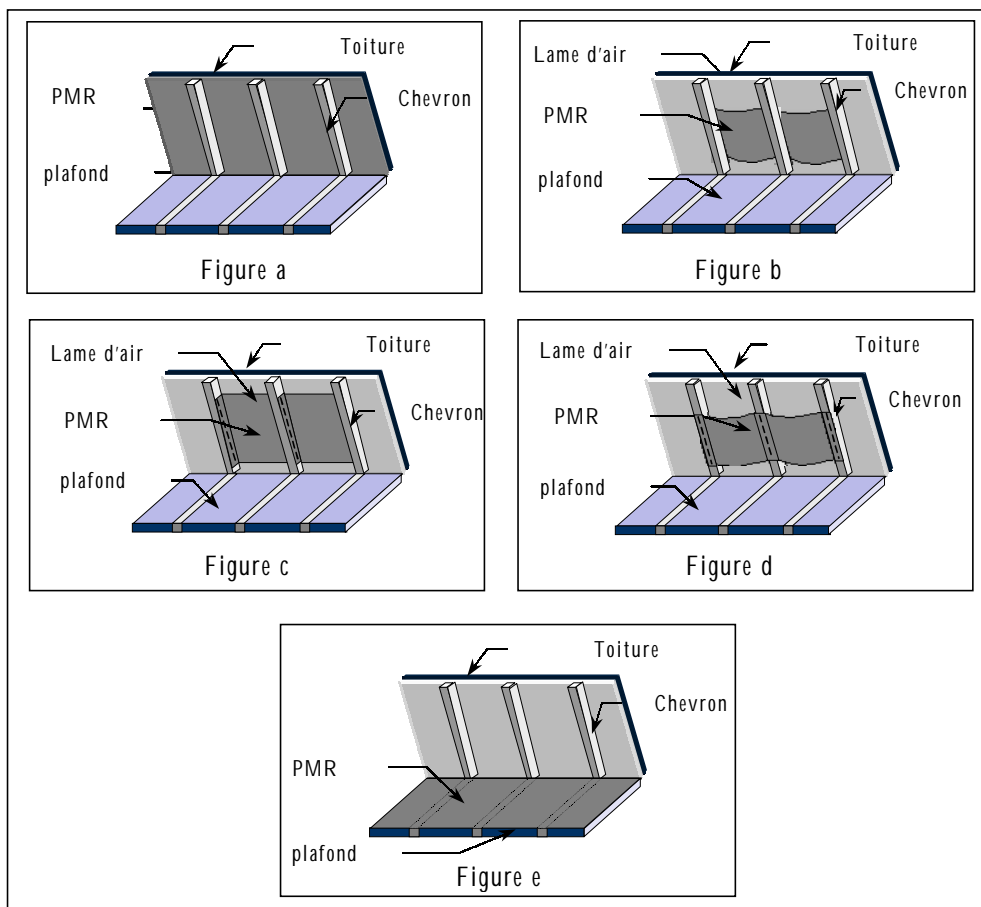


Figure 3 : Les différents placements des PMR

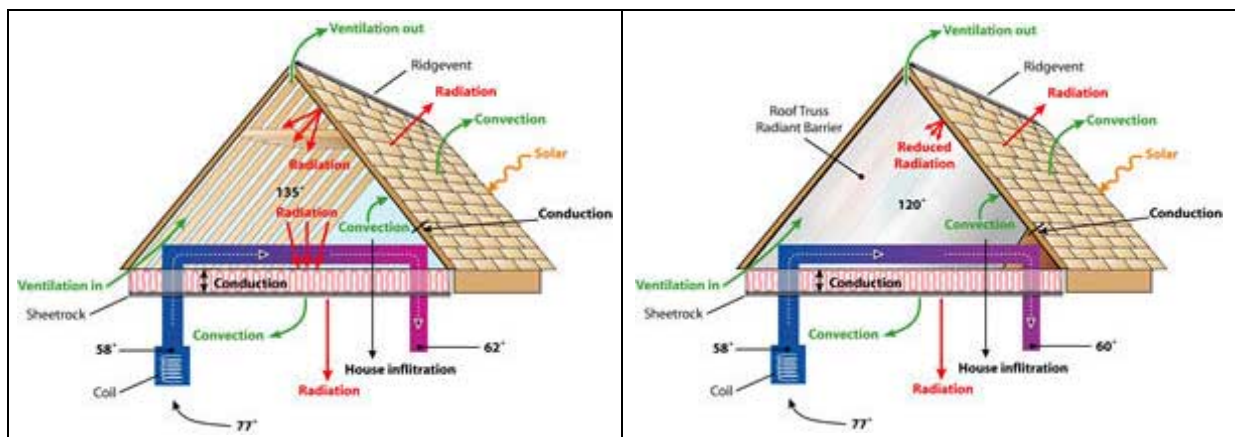
2. SYNTHÈSE DES TRAVAUX INTERNATIONAUX

2.1. Introduction

Les études internationales publiées sur les PMR sont relativement nombreuses et ont principalement pour objet l'un des thèmes suivants :

- *Evaluation de performances thermiques*
- *Influence du placement sur les performances*
- *Influence du taux et du type de ventilation sur les performances*
- *Influence de l'accumulation de poussière (augmentation de l'émissivité avec le temps) sur les performances*
- *Influence de l'humidité sur les performances*

Celles-ci proviennent en grande majorité des Etats-Unis, et considèrent dans la plupart des cas un support expérimental de type comble, ventilé ou non, doté d'une isolation thermique nominale, de type laine minérale, qualifiée par une résistance thermique R^2 . Les études visent ainsi à déterminer l'influence de l'ajout d'un PMR dans un tel support d'étude, en analysant les facteurs précédemment cités et les phénomènes thermiques mis en jeu. Ces derniers sont illustrés par les schémas de la Figure 4.



Des dispositifs ayant pour objet la détermination des performances thermiques des PMR utilisés en parois opaques verticales existent et font l'objet d'études théoriques. Néanmoins, ce type d'étude est plus rare et constitue un champ d'investigation scientifique moins exploré.

Nous faisons dans les paragraphes qui suivent une synthèse bibliographique des études internationales concernant les PMR. Ainsi sont successivement présentées les études expérimentales et les études théoriques.

2 La résistance thermique donnée par les anglo-saxons est exprimée en $\text{ft}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{F} \cdot \text{Btu}^{-1}$; la relation de conversion en unités du système international (SI) est la suivante : $1.R \cong 0,177R(SI)$

2.2. Etudes expérimentales

Ce paragraphe se propose de présenter les études expérimentales qui ont été effectuées sur les PMR, en environnement naturel dans un premier temps, puis en environnement contrôlé.

2.2.1. ETUDES EN ENVIRONNEMENT NATUREL

2.2.1.1. Introduction

Les études expérimentales en environnement naturel sont, pour celles de grande envergure, issues des grands centres de recherche ou laboratoires nationaux des Etats-Unis, comme le *Florida Solar Energy Center* ou le *Oak Ridge National Laboratory*, le plus souvent réalisées en collaboration avec les autorités associées (Le *Tennessee Valley Authority* par exemple) et les représentants associatifs des produits d'isolation thermique (Le *Reflective Insulation Manufacturers Association* par exemple). Ces études ont pour sujet l'un ou une combinaison des thèmes mentionnés en introduction. Nous nous proposons dans la suite de décrire les études les plus représentatives, en les classant par thème de recherche.

2.2.1.2. Etudes traitant des performances thermiques

Les études dans ce domaine ont été initiées par le *Florida Solar Energy Center (FSEC)*, qui dispose de moyens importants pour la mise en évidence des performances thermiques des PMR et de tout autre système ou matériau d'isolation thermique.

C'est ainsi que des tests ont été conduits pour déterminer l'influence des PMR sur l'enveloppe des bâtiments, notamment le toit, en 1982 [Fairey, 1982]. Deux types de tests en environnement naturel ont été réalisés : des tests au laboratoire du FSEC, le *Passive Cooling Laboratory (PCL)*, bâtiment de grandes dimensions dans lequel sont aménagées des cellules expérimentales, thermiquement isolées les unes des autres, et des tests dans des maisons occupées, réhabilités en utilisant des PMR.

Les mesures ont été effectuées en été et ont servi à la détermination d'une résistance effective du comble intégrant le PMR, placé en position de type c (cf. figure p. 12), selon la formule suivante :

$$R_{eff} = \frac{\sum \Delta T}{\sum Q}$$

avec

$$\left\{ \begin{array}{l} R_{eff} : \text{résistance effective [m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}] \\ \Delta T : \text{différence de température du complexe [K]} \\ Q : \text{flux mesuré vers le comble [W]} \end{array} \right.$$

R_{eff} doit être rapprochée de la résistance thermique déterminée à partir de valeurs théoriques représentatives d'un régime permanent ; la sommation cumulée permet la convergence de la résistance thermique effective déterminée par les mesures vers une valeur unique.

L'auteur souligne que des disparités sont survenues entre les résistances effectives théoriques (basées sur les données du *Ashrae Handbook of fundamentals* [Ashrae, 1983] et celles issues des mesures. Ces disparités sont supposées être dues au PMR qui sépare deux régimes de températures différents.

De plus, les mesures montrent que le transfert thermique dans un comble a lieu en grande majorité par rayonnement thermique, dans la mesure où un PMR simple face réfléchissante s'est avéré plus performant qu'une isolation de type laine de verre de 15,2cm d'épaisseur. Cette étude que l'on peut qualifier de « pionnière » dans ce domaine met en évidence le fort pouvoir isolant des PMR dans les combles ; de plus, elle souligne la difficulté de déterminer une résistance effective du complexe de toiture, mise en évidence par une influence non additive du PMR ; en effet, il ne suffit pas, pour tenir compte de la présence du PMR, d'ajouter une résistance thermique donnée à la résistance thermique des éléments déjà présents ; l'influence de l'ajout du PMR sur la résistance thermique effective semble, selon Fairey, être multiplicative.

En 1985, une autre étude expérimentale a eu lieu au PCL (FSEC), avec pour objet l'étude de l'influence des PMR sur la performance thermique d'un comble, ventilé ou non [Fairey, 1985]. Insistant en premier lieu sur le fait que les PMR sont des systèmes et non des matériaux et qu'en conséquence ils doivent être traités comme tels, une première campagne de mesure est présentée. Celle-ci a servi à la calibration des capteurs et des supports expérimentaux, afin de déterminer leurs sensibilités relatives.

Une série de tests en comble avec isolation nominale R-19 seule et ventilation (une cellule en ventilation naturelle, une cellule en ventilation forcée et une cellule sans ventilation) a ensuite été menée et a montré de grandes disparités avec les études antérieures, qui ont conclu que les conditions de ventilation n'avaient aucun effet sur les performances des combles. Celles-ci sont supposées être dues à l'herméticité du comble, qui pour l'étude présentée était parfaitement assurée, et a permis de mettre en évidence une amélioration, certes modérée, de la performance du comble dans le cas ventilé. Selon Fairey, les valeurs antérieures sont valables d'un point de vue pratique, dans la mesure où elles ont été déterminées dans les conditions se rapprochant le plus d'un comble réel (herméticité approximative).

Les résultats obtenus ont permis de mettre en évidence le comportement thermique d'un comble ; en effet, l'auteur souligne que l'on a longtemps cru que seule la température d'air motivait les échanges thermiques entre la couverture et le plafond. Or les mesures montrent que la température de surface supérieure du plafond est plus élevée que la température d'air ; on constate donc que la température d'air participe bien au transfert thermique du comble mais tend au contraire à diminuer les

apports vers le plafond. Il paraît alors clair que le transfert thermique par rayonnement prédomine dans ces apports énergétiques.

Une autre série de tests sans ventilation, en considérant une cellule avec PMR en position d (cf. fig4 p.9), face réfléchissante vers le bas, une cellule avec PMR en position e, face vers le haut et une cellule en position e, face vers le bas, a été effectuée et montre un pourcentage de réduction du flux à travers le plafond de l'ordre de 20%. Les résultats montrent qu'il n'y a pas de différence flagrante entre les performances mesurées dans les deux premiers cas ; de plus un comble a également été équipé avec un PMR double-face réfléchissantes en position e ; les mesures montrent que l'accumulation de poussière sur la face exposée au dépôt induit une performance identique à celle du PMR simple-face réfléchissante vers le bas. Le bénéfice du double-face est donc perdu dans ce cas.

Concernant les essais ventilés, Fairey insiste sur le fait que les performances sont nettement meilleures. Le pourcentage de réduction du flux thermique transmis par le plafond est d'environ 43% dans le cas d'un PMR simple-face ou double-face en position d. Une résistance apparente a de plus été calculée selon la formule (intégration cumulée) ci-dessous :

$$R_{app} = \frac{\int \Delta T . dt}{\int Q . dt}$$

Les calculs donnent pour le comble complet ventilé (ΔT calculé entre la température de surface supérieure de la toiture et la température de surface inférieure du plafond) R-68 avec PMR et R-38 sans PMR, soit une différence de 30 points. Dans le cas non ventilé, les résultats sont inférieurs, R-32 avec PMR et R-26 sans PMR.

L'auteur mentionne une *synergie* PMR/ventilation : en augmentant la ventilation dans un comble classique, R_{app} augmente ; en faisant de même dans un comble incluant un PMR, R_{app} augmente trois fois plus. Cet effet multiplicatif est confirmé par une autre campagne de mesures durant laquelle trois combles ont été comparés, l'un R-30 sans PMR, un deuxième R-19 avec PMR et le dernier R-11 avec PMR. Cette dernière étude a en outre montré que l'influence du PMR est d'autant plus marquée que la résistance de base du comble est importante, ce qui confirme l'effet multiplicatif évoqué précédemment.

De plus, Fairey constate que le PMR altère, comme dans l'étude présentée précédemment, le régime de températures du comble; en effet, la température de la face supérieure du plafond est bien plus élevée dans le cas du comble de contrôle que dans celui du comble avec PMR ; de plus, cette température est plus élevée que la température d'air dans le cas du comble de contrôle (référence, sans PMR).

On constate alors deux comportements thermiques distincts :

- *Dans le cas du comble de contrôle, il semble que le flux par rayonnement soit plus important que le flux net vers le plafond. En effet, la température de surface de l'isolation nominale (installée sur le plafond) étant supérieure à celle de l'air, un transfert par convection s'effectue et tend à diminuer les apports thermiques vers le plafond. Le transfert ayant lieu par convection et rayonnement uniquement (la conduction dans l'air étant négligée), le transfert radiatif est donc plus important.*
- *En insérant le PMR, les températures d'air et de surface de l'isolation nominale sont assez voisines ; le transfert thermique est donc faible vers le plafond.*

Suite à celle de Fairey, une autre étude expérimentale a été réalisée par le *Tennessee Valey Authority*, avec les objectifs suivants [Hall, 1985]:

- *Confirmer le gain énergétique lié aux PMR, en été et en hiver*
- *Evaluer trois placements différents : position e, position d et position a*
- *Evaluer les effets des PMR sur la température de la couverture du toit, car augmentée excessivement, celle-ci est supposée la détériorer*

La campagne de mesures (été et hiver 1985) a débuté par une procédure de calibration des capteurs et des cinq cellules à échelle réduite (2,5×1,9×2,7m). Selon Hall, deux sources d'erreurs sont possibles :

1. *Des comportements énergétiques différents des supports expérimentaux*
2. *Des sollicitations climatiques différentes*

La solution à ces deux problèmes est liée à la procédure de calibration, qui permet de vérifier le comportement des supports expérimentaux, et à la simultanéité des mesures sur les différents supports, qui garantit des conditions expérimentales identiques.

Les cellules expérimentales disposent d'un comble (de volume 7,730m³) ventilé naturellement, doté d'une isolation minérale R-19 posée sur le plancher du comble ; l'enceinte inférieure est quant à elle entièrement isolée, la résistance thermique valant R-30. La température de l'enceinte est maintenue grâce à un système de circulation d'eau et la séquence d'acquisition est de 15min. La toiture est réalisée en bardeaux noirs de fibre de verre.

Les mesures réalisées en été et en hiver, températures et flux (de précision $\pm 2,25\%$), permettent d'aboutir aux conclusions suivantes :

- *Les PMR permettent effectivement de diminuer la charge thermique à évacuer (16% à 40% de réduction en fonction de la position du PMR) ;*
- *La position e obtient les meilleures performances, jusqu'à 40% de réduction du flux vers le plafond ; l'auteur signale néanmoins que si le PMR en position d avait été ventilé, il aurait obtenu de meilleurs résultats.*
- *La température de la couverture du comble n'est pas augmentée de manière exagérée par la présence du PMR*
- *Les performances en hiver sont un peu moins bonnes ; cependant, on constate la encore une réduction du flux transmis par le plafond ; il est à noter à ce sujet, que les transferts thermiques pour cette saison n'ont plus la même proportion respective : en effet, alors qu'en été, le transfert thermique par convection vers le plafond peut-être négligé (la couverture de la toiture est plus chaude que l'air du comble), en hiver ce dernier devient plus important et a pour effet de diminuer la part de transfert par rayonnement. Le rôle du PMR est par conséquent moins marqué.*

En 1989, le FSEC a relancé une campagne de mesures au PCL en considérant cette fois, deux cellules expérimentales, l'une avec PMR collé en position a et l'autre sans PMR [Fairey, 1989]. Les résultats expérimentaux de cette étude ont été utilisés pour la détermination de corrélations simples, permettant de prédire la résistance thermique du comble en fonction de paramètres choisis.

2.2.1.3. Etudes traitant de l'influence des conditions de ventilation

En 1988, une étude financée conjointement par le *Department Of Energy* (DOE), le *Tennessee Valley Authority* (TVA), le *Electric Power Research Institute* et le *Reflective Insulation Manufacturers Association* (RIMA) a été menée par le *Oak Ridge National Laboratory* avec entre autres pour objectif l'étude des conditions³ et du taux de ventilation⁴ sur la performance thermique des PMR installés dans des combles (positions e et d) munis d'une isolation nominale R-19 [Levins, 1990a].

Les supports expérimentaux sont constitués de trois maisons individuelles disposant d'un comble ventilé et installées sur vide sanitaire. La dimension au sol est d'environ 12.2m×9.1m, soit une surface d'environ 111.48m². Les trois maisons ont été

³ Pignon/faîtière et rives/faîtière
⁴ AVR, Attic Ventilation Ratio

construites par la même entreprise et selon les normes en vigueur aux Etats-Unis. Chacune des maisons est équipée d'une pompe à chaleur individuelle, dont tous les conduits sont insérés dans le vide sanitaire. Le comble possède une isolation thermique de type laine de verre de résistance thermique $R=3,34 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$. Il est également ventilé de deux manières : d'une part grâce à des bouches de ventilation en pignons et d'autre part grâce à des bouches de ventilation de rives. Le AVR (taux de ventilation) effectif en conditions d'utilisation est de $0,3048 \text{ m}^2$ (1 ft^2) d'ouverture de ventilation pour $45,72 \text{ m}^2$ (150 ft^2) de plancher du comble, soit un AVR de 1/150.

Les trois maisons sont instrumentées de manière détaillée, avec leur propre centrale d'acquisition de mesures. Environ 53 capteurs sont scannés toutes les 30 secondes. Deux types de mesures sont effectués :

- *La charge thermique à évacuer (puissance fournie à la pompe à chaleur)*
- *Le flux transmis à travers le plafond (fluxmètres thermiques)*

Les maisons sont équipées avec deux types de PMR, l'un perforé ($\varepsilon=0.055$) l'autre non ($\varepsilon=0.035$), celui perforé étant placé en position e et l'autre en position d. La troisième maison constitue le support de contrôle et ne possède par conséquent qu'une isolation thermique nominale R-19, sans pare-vapeur. Les supports expérimentaux ont fait l'objet d'une procédure de calibration, ayant pour but de déterminer leur sensibilité relative aux conditions expérimentales. Ces sensibilités ont ainsi pu être quantifiées par le calcul des facteurs de calibration.

Après cette période de calibration, une campagne de mesures a pu débuter (2 semaines), les supports expérimentaux étant configurés comme suit :

- *Maison 1 : PMR non perforé en position d ; AVR de 1/300⁵*
- *Maison 2 : PMR perforé en position e ; AVR de 1/300*
- *Maison 3 : sans PMR ; AVR de 1/300*

A la suite de cette campagne de mesures, les AVR ont été ramenés à 1/150, en enlevant les panneaux insérés au niveau des surfaces de ventilation et une seconde campagne de mesures de 2 semaines a été menée. Les résultats montrent que l'influence de l'AVR sur la performance thermique globale du comble équipé d'un PMR est faible, les pourcentages de réduction de la charge thermique dans le cas 1/150 et 1/300 ne différant que de quelques unités.

L'auteur signale en outre l'importance de la phase de calibration, qui permet de statuer de manière plus précise sur l'influence d'une modification des supports expérimentaux. Concernant les flux transmis à travers le plafond, les mesures montrent qu'ils sont plus importants dans le cas d'une faible ventilation ; on constate donc que doubler le AVR améliore bien la performance thermique du comble, mais la proportion de réduction est la encore réduite et peu significative.

⁵ Obtenu en occultant la moitié de la surface dédiée à la ventilation

Concernant le type de ventilation, des tests en utilisant les types de ventilation faîtière/rive et faîtière/pignon ont montré que l'influence était faible. Ces tests ont été effectués avec un AVR de 1/150 seulement. L'auteur conclut que ni le type, ni le taux de ventilation ne sont des facteurs prépondérants dans la performance thermique globale du comble avec PMR.

Cependant, l'étude fait apparaître que la position e donne de meilleures performances que la position d. Se pose alors le problème de la longévité de ces performances, étant donné que la position e est celle qui est la plus propice à l'accumulation de poussière sur la face réfléchissante et donc à la détérioration des performances de la face à faible émissivité.

Une étude plus récente, réalisée par Médina [Médina, 1992], a eu pour objet l'influence du taux de ventilation sur le pourcentage de réduction du flux thermique à travers le plafond d'un comble équipé d'un PMR en position e et possédant d'ores et déjà une isolation thermique de type laine de verre R-19 ($3,35\text{m}^2\cdot\text{K}\cdot\text{W}^{-1}$).

Les supports expérimentaux sont constitués de deux maisons, dont l'une a été réhabilitée en utilisant un PMR placé sur l'isolation existante. Les combles des maisons sont instrumentés de manière détaillée (thermocouples, fluxmètres, hygromètres, débitmètres et station météorologique) et la campagne de mesures a été effectuée en 1990 (11/06 au 14/06 pour la première période de calibration, 18/07 au 22/07 pour la seconde et du 25/07 au mois d'octobre pour la campagne de mesure proprement dite). Cette dernière a débuté par une phase de calibration lors de laquelle la sensibilité des maisons a été quantifiée ; une première phase s'est déroulée avec les deux maisons sans PMR et une seconde avec les deux maisons équipées de PMR. La cohérence des comportements des maisons a été obtenue à 2,5% près. La campagne de mesures (2 mois) proprement dite a ensuite eu lieu et a permis de tester 5 débits d'air : 0, 0,6, 1,3, 2,5 et 5,1 l.s.m⁻² (contrôlés par ouverture variable des bouches d'aérations des pignons).

Les résultats montrent que le pourcentage de réduction connaît un seuil critique à 1,3 l.s.m⁻² au delà duquel la réduction n'est plus significative. Le pourcentage de réduction le plus couramment obtenu a été de l'ordre de 28%, calculé, selon la méthode suivante :

$$\% = \frac{\int_{\text{période de test}} q''_{\text{control}} \cdot dt - \int_{\text{période de test}} q''_{\text{PMR}} \cdot dt}{\int_{\text{période de test}} q''_{\text{control}} \cdot dt} \times 100$$

q'' représentant le flux thermique transmis à travers le plafond.

2.2.1.4. Etudes traitant de l'accumulation de poussière

Ce thème est important pour la pérennité des performances thermiques des PMR en conditions de service ; en effet, il ressort des paragraphes précédents que la position e semble donner de meilleurs résultats que les autres placements ; or c'est cette même position qui est la plus sensible aux dépôts de poussière et il paraît donc important de chercher à quantifier l'impact de l'empoussièrement sur la performance thermique du PMR. Trois points méritent d'être éclaircis :

- *Le taux d'accumulation de poussière dans les bâtiments*
- *L'effet de la poussière sur l'émissivité du PMR*
- *L'effet de la poussière sur la performance thermique réelle du PMR*

Là encore, les études de grande envergure proviennent des Etats-Unis. La méthodologie employée consiste généralement à réhabiliter des bâtiments en les équipant de PMR et d'insérer dans les combles un échantillon de PMR qui peut être retiré à souhait. Ainsi, des mesures d'accumulation de poussière⁶ et d'émissivités peuvent être effectuées régulièrement, ce qui permet de mieux cerner le problème.

Parmi les études les plus représentatives, on notera celle de Levins [Levins, 1990b], qui présente deux campagnes de mesures concernant l'influence de la poussière sur la performance thermique des PMR utilisés en complément d'une isolation thermique classique existante (position e). Levins insiste en premier lieu sur les avantages de placer le PMR en position e :

- *La moindre quantité de PMR nécessaire*
- *Les meilleures performances thermiques*
- *La facilité de mise en œuvre en cas de réhabilitation*

Cependant l'auteur souligne que cette position est aussi la plus sensible à la poussière et aux risques de condensation.

La première campagne de mesures a été réalisée en utilisant des cellules expérimentales à échelle réduite, pour lesquelles l'empoussièrement a été provoqué et mesuré. Quatre cellules expérimentales, de volume intérieur 7.8m³ ont été exposées aux conditions ambiantes. Instrumentées de manière détaillée avec des fluxmètres pour la mesure des flux thermiques, des thermocouples de type T pour la mesure des températures et des hygromètres pour la mesure de l'humidité relative des combles, elles disposent également d'un système de régulation de température des enceintes intérieures. Le gain énergétique peut alors être évalué en déterminant la puissance à fournir pour le maintien de la consigne.

⁶ masse du PMR empoussiéré-masse du PMR seul

Le PMR utilisé est un double-face renforcé par de la fibre de verre, d'émissivité 0,05. L'isolation thermique existante du comble a été réalisée à l'aide de laine de verre R-19 (résistance thermique de $3.35\text{m}^2\cdot\text{K}\cdot\text{W}^{-1}$).

L'empoussièrement a été provoqué de manière à obtenir les émissivités souhaitées, à savoir 0,43 et 0,51, menant respectivement à $1.27\text{mg}\cdot\text{cm}^{-2}$ et à $2.54\text{mg}\cdot\text{cm}^{-2}$ de taux d'empoussièrement. Les configurations des supports expérimentaux sont décrits dans le *Tableau 1*.

<i>Support expérimental</i>	<i>Configuration</i>
Cellule 1	PMR en position e / pas d'empoussièrement
Cellule 2	PMR en position e / taux d'empoussièrement de 1.57 mg/cm^2
Cellule 3	PMR en position e / taux d'empoussièrement de 2.54 mg/cm^2
Cellule 4	Pas de PMR

Tableau 1: Configurations des supports expérimentaux dans le cadre de l'étude sur l'influence de l'empoussièrement [Levins, 1990b]

Chaque comble est ventilé naturellement de deux façons : par des bouches de ventilation en pignon et par des bouches de ventilation de rives.

Les résultats montrent que l'empoussièrement dégrade les performances du PMR de manière notable, les pourcentages de réduction du flux transmis par le plafond passant respectivement de 40% en moyenne à 25% pour le cas $1.57\text{mg}\cdot\text{cm}^{-2}$ et à 19% pour le cas $2.54\text{mg}\cdot\text{cm}^{-2}$. Cependant, les pourcentages de réduction sont, malgré cela, encore d'environ 20%, ce qui montre que la dégradation des performances thermiques n'est pas critique. Ainsi, Levins conclut que l'accumulation de poussière n'est pas un facteur pénalisant fortement les performances des PMR, dans la mesure où les taux d'empoussièrement utilisés étaient volontairement excessivement élevés.

La seconde campagne de mesures a été réalisée sur des bâtiments réels (trois maisons individuelles), décrites dans le paragraphe 2.1.3. Après une phase de calibration des supports expérimentaux, deux taux d'empoussièrement, $0.74\text{mg}\cdot\text{cm}^{-2}$ (émissivité résultante de 0,185) et $0.34\text{mg}\cdot\text{cm}^{-2}$ (émissivité résultante de 0,125), ont été appliqués à deux maisons, la troisième servant de référence (pas d'empoussièrement).

Les résultats des tests concordent avec les précédents. En effet, malgré une dégradation des performances des PMR en service à cause de l'empoussièrement, les pourcentages de réduction de la charge thermique à évacuer et du flux thermique transmis au plafond sont encore nettement meilleurs que ceux obtenus sans PMR. Les mesures montrent, dans le cas des trois maisons étudiées, une réduction de la charge thermique d'environ 7% (taux d'empoussièrement de $0.74\text{mg}\cdot\text{cm}^{-2}$) comparé au cas sans PMR. De même la réduction du flux transmis par le plafond est d'environ 31,5% pour le cas $0.74\text{mg}\cdot\text{cm}^{-2}$, comparé à la configuration sans PMR. L'auteur conclut à la suite de ces tests que l'empoussièrement ne constitue pas un problème prohibitif pour l'utilisation des PMR en position e. Cependant, il précise que de plus amples expériences sont nécessaires afin de statuer plus précisément sur ce thème de recherche.

2.2.1.5. Etudes traitant des problèmes d'humidité

Les problèmes liés à l'accumulation d'humidité en sous face d'un PMR placé en position e dans un comble ont été abordés suite à l'observation de condensas lors d'études expérimentales. L'objectif des investigations menées a été de déterminer si le phénomène de condensation était prohibitif. En effet, si de tels problèmes surviennent, les dégâts suivants sont susceptibles d'être observés :

- *Détérioration du plafond et des solives (pourrissement du bois)*
- *Accumulation d'eau dans l'isolation existante, d'où une diminution de la résistance thermique*
- *Apparitions de tâches de moisissures sur le plafond*

Afin de déterminer si ces dégradations peuvent se produire, une étude expérimentale a été menée par le *Oak Ridge National Laboratory*, sponsorisée par les mêmes partenaires que ceux mentionnés dans le paragraphe 2.1.3. [Levins, 1989].

Les supports expérimentaux, trois maisons individuelles décrites précédemment, ont été équipés d'un PMR perforé (taux de perforation de 0,46%) en position e, i.e placé au dessus de l'isolation existante, elle-même sur le plancher du comble. L'instrumentation comprend, en plus des capteurs de température et de flux thermique, une série d'hygromètres pour la mesure de l'humidité relative des combles. De plus, afin de déterminer la quantité d'eau condensée entre le PMR et l'isolation existante (R-19), du papier buvard a été utilisé.

Une première phase de l'étude a eu pour objet de mieux cerner le comportement hydrique du comble en saison hivernale. Les résultats montrent que le pourcentage d'occurrence de condensas le plus important a été obtenu pour des humidités relatives inférieures à 45%. Les occurrences à 50% constituent 5% des observations et rares ont été les occurrences pour des humidités relatives supérieures. Ainsi, afin de se placer dans des conditions défavorables, 45% et 55% d'humidité relative ont été maintenues dans deux maisons, à l'aide d'humidificateurs. La troisième a été maintenue à 45% d'humidité relative pour des mesures sur des séquences plus longues.

Les résultats des mesures montrent avant tout que l'humidité du comble suit un cycle diurne. Il y a condensation en sous face du PMR dans la matinée, et dans l'après midi, l'eau se dissipe, laissant le PMR sec. De plus, des mesures de teneur en humidité du bois ont également été effectuées et montrent que le seuil critique des 20% n'est pas atteint. Les risques de pourrissement de la structure en bois sont par conséquent évités. De plus, les résultats mettent en évidence un mécanisme d'évacuation des condensas via les perforations du PMR, motivé par une pression partielle plus importante en sous face du PMR que dans le comble. Ce phénomène favorise donc la longévité de ses éléments structurels. Les condensas sont plus importants à 55% qu'à 45% d'humidité relative intérieure. La mesure du poids d'eau contenu dans les papiers buvard est, selon les auteurs, d'interprétation difficile. Il correspond probablement à

la quantité d'eau condensée qui s'égoutte sur l'isolation existante. L'augmentation de la ventilation du comble diminue sensiblement la quantité d'eau condensée. De même l'utilisation d'un pare-vapeur réduit les transferts d'humidité entre le comble et l'enceinte inférieure. Concernant l'influence des condensas sur l'émissivité du PMR, les mesures montrent qu'elle est très faible, et par conséquent peu significative.

Ainsi, les auteurs concluent que les problèmes liés à l'humidité évoqués précédemment ne sont pas susceptibles de survenir. Cependant, ils précisent que ces conclusions ne doivent être appliquées que dans des conditions similaires à celles régnant durant les quatre mois de campagne de mesures (en particulier au niveau du climat, qui dans ce cas est celui du Tennessee en hiver). Des mesures sur des périodes plus étendues sont nécessaires pour des résultats plus complets.

2.2.1.6. Synthèse

Il ressort des précédents paragraphes que de nombreuses études en environnement naturel sur l'effet des PMR insérés dans des combles ont été effectuées. Celles-ci amènent aux conclusions suivantes :

- *Il est difficile de déterminer une résistance thermique effective du comble (en régime permanent) quand un PMR est installé en supplément d'une isolation thermique de masse existante ; en effet, en fonction de la résistance thermique nominale du comble, la résistance thermique effective déterminée à l'aide des mesures double, voire triple.*

Les résultats concernant l'influence des conditions de ventilation sur la performance globale du comble avec PMR sont partagées. En effet, on constate que deux discours contradictoires sont tenus :

- *Le premier prétend que les conditions de ventilation du comble avec PMR jouent un rôle important sur sa performance thermique globale. On mentionne même une synergie PMR/ventilation pour traduire le fait que le couplage PMR/ventilation permet d'obtenir de très bonnes performances thermiques comparé au même comble ventilé sans PMR ; de plus, il est mentionné que l'augmentation des performances due aux conditions de ventilation connaît un seuil au delà duquel le gain n'est plus significatif*
- *Le second mentionne que ni les conditions, ni le type de ventilation ne sont des facteurs prépondérants sur la performance globale du comble, les écarts de performances observés étant très faibles.*

Concernant les placements des PMR, les études montrent toutes que la position de type e, i.e avec PMR placé au dessus de l'isolation thermique de masse existante, amène à la meilleure performance. Cependant, il est également unanimement reconnu

que cette même position est la plus sensible aux problèmes d'empoussièrement et aux dégradations de performances qui y sont liées. Ces dernières ne sont néanmoins pas fortement pénalisantes dans la mesure où les performances mesurées avec accumulation de poussière s'avèrent être encore nettement meilleures que celles obtenues sans PMR.

En dernier lieu, les études liées aux problèmes d'humidité montrent que pour des climats où l'humidité relative moyenne est de l'ordre de 50%, les combles avec PMR ne sont pas susceptibles de subir de dégradations. Cependant, des réserves sont émises et le cas par cas est conseillé afin de mieux prendre en compte les conditions climatiques particulières à chaque site.

2.2.2. ETUDES EN ENVIRONNEMENT CONTROLE

2.2.2.1. Introduction

Alors que les études expérimentales sont clairement destinées à mettre en évidence les performances thermiques des PMR en conditions de service, celles en environnement contrôlé ont une finalité plus partagée. Hollingsworth mentionne en effet que les études effectuées suivent deux lignes directrices bien distinctes [Hollingsworth, 1983]:

D'une part, les études expérimentales sont réalisées sur des systèmes se rapprochant le plus des configurations réelles, suivant les spécifications données par les distributeurs, ce afin de déterminer des performances thermiques en conditions d'utilisation. D'autre part, les méthodologies de type comparatives sont privilégiées, impliquant des systèmes d'études particuliers, qui diffèrent des configurations réelles.

Les résultats de ces derniers travaux sont en conséquence non représentatifs des performances thermiques des PMR en conditions réelles d'utilisation. Force est donc de constater qu'il existe au sein des expérimentateurs de laboratoire deux groupes, dont les philosophies divergent, ce qui illustre la position non unanime des chercheurs quant à la méthodologie commune à mettre en œuvre afin de déterminer les performances thermiques des systèmes à base de PMR.

Malgré cette controverse sur les détails méthodologiques, les chercheurs s'accordent sur le dispositif à utiliser (de type boîte chaude gardée) et sur le fait qu'il faut considérer trois orientations et directions du flux de chaleur (systèmes horizontaux avec flux de chaleur vers le haut ou vers le bas pour des configurations de type plancher ou plafond et systèmes verticaux avec flux transversal pour des configurations de type mur).

Ainsi le premier groupe étudie des dispositifs à échelle 1 de murs ou de combles, placés dans des ambiances climatiques contrôlées, tandis que le second utilise des dispositifs particuliers sans lien avec les recommandations standards de mise en œuvre des produits. La principale différence des deux pratiques se situe au niveau de la prise en compte ou non des éléments de structures des lames d'air (lites de bois par exemple). Des variantes de ces deux philosophies existent : certains, afin de

minimiser l'influence des éléments de structure des systèmes à base de PMR, réduisent leurs dimensions ou modifient les matériaux les constituant ; d'autres utilisent des méthodes analytiques pour déduire des systèmes réels les performances énergétiques des PMR seuls (en soustrayant la part de flux thermique attribuée aux éléments de structure) ; une dernière pratique consiste à étudier le système et ses éléments de structure dans un premier temps sans PMR, puis de l'installer et de lui attribuer la différence énergétique mise en évidence. Les études publiées font en outre ressortir les remarques suivantes :

- *Aucune méthode n'est communément admise pour l'étude des PMR en environnement contrôlé*
- *Les mesures sont souvent comparées aux données de l'Ashrae Handbook Of Fundamentals [Ashrae, 1983], et dans la plupart des cas, des différences entre les valeurs calculées et celles mesurées sont mises en évidence*
- *Le dispositif expérimental suit dans tous les cas le principe de la boîte chaude gardée ou calibrée, norme ASTM C976*
- *Dans le cas des configurations de type mur, les performances mesurées des PMR sont moins bonnes que celles de la laine de verre*
- *Des tests au cas par cas et suivant les conditions de service désirées sont recommandés pour la détermination précise des performances thermiques réelles des PMR*

2.2.2.2. Dispositifs de type mur

Dans ce type de configuration, plusieurs études ont été menées et aboutissent sensiblement aux mêmes conclusions. Parmi les plus représentatives, on note celle de Yarbrough qui présente un dispositif expérimental particulier [Yarbrough, 1982]. Il s'agit d'une cavité de grand rapport d'allongement, typiquement celui d'un mur standard, séparée par un élément chauffant et limitée par deux plaques de cuivre refroidies par eau, comme illustré sur la *Figure 5*.

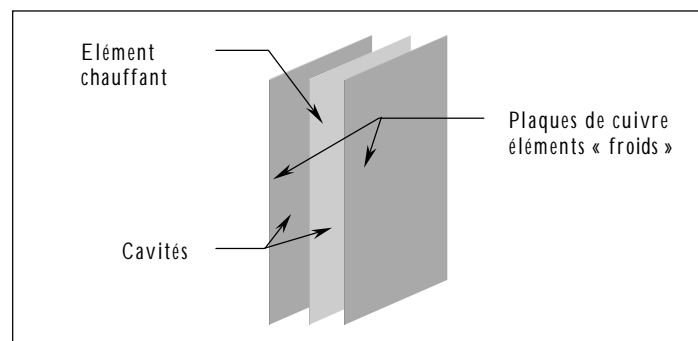


Figure 5 : Dispositif d'étude de type "mur"

Cet ensemble permet selon Yarbrough de déterminer de manière précise le comportement thermique d'un PMR relativement à un isolant de masse, typiquement de la laine de verre. Cette remarque est basée sur le fait que les PMR ne suivent pas le même principe d'action que les isolants thermiques de masse, qui réduisent le transfert conductif dans la cavité. Les PMR doivent selon l'auteur être traités comme des systèmes, étant donné que la résistance thermique qu'ils procurent n'est pas une propriété qui leur est intrinsèque. Il propose donc de déterminer les résistances thermiques de deux manières :

- Pour les isolants de masse :

$$R = \frac{e}{\lambda}$$

e , étant l'épaisseur de l'isolant thermique et λ sa conductivité thermique

- Pour les PMR :

$$R = \frac{\Delta T}{\varphi}$$

ΔT étant l'écart de température entre les deux faces de la cavité et φ le flux thermique la traversant

La détermination de la résistance thermique du PMR nécessite donc la donnée du flux thermique à travers la cavité, obtenue par mesure de la puissance électrique fournie à l'élément chauffant et de l'écart de température entre les deux faces, donné par un ensemble de thermocouples. Les résultats des mesures montrent que la résistance thermique du PMR, les effets des éléments structurels de l'assemblage ayant été retirés analytiquement, diminue de 20 à 40% pour une augmentation de l'écart de température de 6 à 28°C.

De plus, les résultats montrent une meilleure performance des PMR à 3 feuilles d'aluminium comparés à ceux n'en contenant que deux. Cependant, les mêmes mesures effectuées avec de la laine de verre conduisent à une résistance thermique supérieure.

Les résistances thermiques mesurées sont comparées à celles obtenues par le calcul à l'aide des données de l'*Ashrae Handbook Of Fundamentals* [Ashrae, 1981]. Des disparités sont constatées dans le cas de la cavité contenant les PMR, ce qui amène Yarbrough à conclure que les données bibliographiques sont à utiliser avec précautions pour ce type de système. En effet, elles ont été obtenues dans des conditions idéales et ne peuvent donc être reportées sans précautions à des configurations quelconques. Hollingsworth aboutit à la même conclusion lors d'une étude concernant un mur standard étudié en environnement contrôlé. Il note que la résistance thermique mesurée est parfois 2 fois et demi supérieure à celle calculée [Hollingsworth, 1983].

Ces conclusions sont également partagées par Miller [Miller, 1990], qui fait en outre les recommandations suivantes :

- *Les études expérimentales doivent être réalisées à échelle 1 pour respecter les rapports d'allongement des cavités (lames d'air)*
- *La méthode de la boîte chaude calibrée⁷ est appropriée pour les systèmes à base de PMR ; son utilisation est conseillée*
- *La détermination des performances thermiques des PMR en conditions de service doit inclure les effets des éléments structurels de la paroi complexe, notamment par la connaissance précise de leur conductivité thermique et leur émissivité*
- *La détermination des performances thermiques de la cavité seule doit précéder celle des performances incluant l'effet du PMR afin de mieux qualifier ce dernier*
- *Les données de l'Ashrae Handbook Of Fundamentals sont déconseillées pour le calcul de la résistance thermique des complexes à base de PMR*

2.2.2.3. Dispositifs de type comble

Dans ce cas, les systèmes étudiés se rapprochent le plus possible des conditions réelles d'utilisation des produits d'isolation. Cependant, la finalité rejoint celle des études en environnement naturel à savoir la quantification de l'ajout du PMR dans un comble contenant une isolation existante de type laine de verre. Ce type d'étude a été amorcé par Joy [Joy, 1958]. Ce dernier a testé en environnement contrôlé un comble standard pour des conditions de type estival. Ses résultats forment la base des tables de résistances thermiques des combles de l'*Ashrae Handbook Of Fundamentals*. Plus récemment, un projet a été lancé par l'Ashrae afin de constituer une base de données des performances des PMR installés dans les combles résidentiels pour des conditions climatiques caractéristiques d'un été extrême [Al-Asmar, 1996]. Une série de 12 tests a été conduite, en vue de déterminer l'influence :

- *De la disposition du PMR (sous le toit, position a, ou sur l'isolation existante, position e)*
- *Des conditions de ventilation (vitesse de vent variable)*
- *Du type de ventilation (rives/faîtière ou pignon/pignon)*

sur la performance thermique du comble. Les résultats des mesures amènent aux conclusions suivantes :

- *La disposition du PMR a une très faible influence sur le flux transmis par le plafond ; la position sur l'isolation existante obtient tout de même de meilleurs résultats, ce qui confirme les constatations des études en environnement naturel*

⁷ Norme ASTM C976

- La disposition du PMR entre les pannes permet de diminuer la température de l'air du comble, ce qui est intéressant dans le cas où des installations y sont placées
- Les conditions de ventilation ont une forte influence sur sa performance ; en outre, certaines remarques des études en environnement naturel sont confirmées
- Le type de ventilation, rive/faîtière ou pignon/pignon a peu d'importance

Les mesures montrent que l'ajout d'un PMR permet de diminuer, en fonction des conditions de ventilation, d'environ 20% (sans ventilation) à 40% (avec ventilation) le flux transmis par le plafond, ce quelque soit sa position.

Ces résultats sont représentatifs de conditions estivales. En conditions hivernales extrêmes, Wilkes montre, lors d'une étude expérimentale effectuée dans un simulateur de climat à grande échelle, le LSCS⁸ présenté sur la Figure 6, que l'ajout d'un PMR à un comble disposant d'une isolation existante R22 à R25 engendre une diminution du flux thermique à travers le plafond de 6 à 8% [Wilkes, 1993].

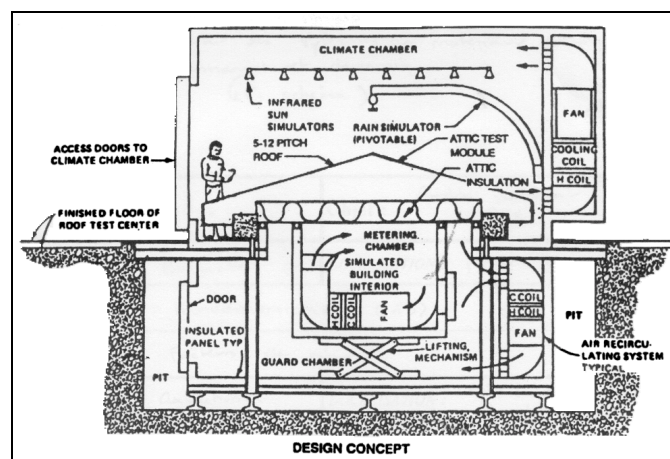


Figure 6 : Le "Large Scale Climate Simulator", simulateur de climat

2.3. Etudes théoriques

2.3.1. INTRODUCTION

Les études théoriques au sujet des PMR sont à ce jour relativement complètes et proviennent pour la plupart des laboratoires suivants :

- Department of Mechanical and Aerospace Engineering - Arizona State University
- Florida Solar Energy Center

⁸ Large Scale Climate Simulator, simulateur de climat à grande échelle

- *Mechanical Engineering Department - University of Las Vegas*
- *Oak Ridge National Laboratory - Tennessee*
- *Department of Mechanical Engineering, Texas A&M University*
- *Architectural Engineering Department, University of Kansas*

De manière similaire aux études expérimentales en environnement contrôlé, les systèmes étudiés sont soit de type mur complexe intégrant un PMR entre une ou plusieurs lames d'air [Nebecker, 1992], soit de type comble, pour une (ou un jeu de) configuration(s) donnée(s) [Fairey, 1988] [Fairey, 1989] [Wilkes, 1993] [Noboa, 1994] [Brickman, 1995] [Winiarski, 1996] [Fairey 1989] [Medina, 1998a] [Petrie, 1998] [Moujaes, 1998] [Medina, 2000]. Les études sur les systèmes du premier type sont néanmoins plus rares.

Les études théoriques ont pour objet la modélisation des systèmes étudiés, à des degrés de finesse divers. Les combles par exemple sont le siège de nombreux phénomènes physiques en interaction (thermiques, aérauliques, hydriques) et des choix sont par conséquent effectués quant à la mise en équations de tel ou tel phénomène. Selon les auteurs et leurs préoccupations, les modèles sont donc variés.

Néanmoins, la plupart des modèles de combles sont basés sur des bilans énergétiques nodaux et tiennent compte des conditions de ventilation, du type rives/faîtière. Les modèles sont développés en régime dynamique ou permanent et permettent d'accéder aux températures de surface des parois en présence et au flux à travers le plafond. Les résultats font également l'objet, dans la majeure partie des cas, d'une comparaison avec les mesures, ce afin de juger de la fiabilité du modèle.

2.3.2. DISPOSITIFS DE TYPE MUR

Par analogie avec les études expérimentales en environnement contrôlé, les modélisations ont pour objet la détermination de la résistance thermique effective de la cavité incluant le PMR, et sont de degré de finesse variable. Parmi les modèles les plus simples, on note celui de Yarbrought [Yarbrought, 1991], qui a mis au point une corrélation en vue de prédire la résistance thermique des cavités incluant des PMR. La corrélation exprime la résistance thermique R en fonction du nombre de lames d'air, de la direction du flux thermique, de l'émissivité effective de la lame d'air et de l'écart de température des faces extrêmes de la cavité :

	$R = f(N_a, d\varphi, \varepsilon_a, \Delta T)$
avec	$\left\{ \begin{array}{l} N_a : \text{nombre de lames d'air} \\ d\varphi : \text{direction du flux thermique} \\ \varepsilon_a : \text{émissivité effective de l'air} \\ \Delta T : \text{écart de température [K]} \end{array} \right.$

Ce modèle est basé sur des mesures issues d'une précédente étude expérimentale, réalisée au *Oak Ridge National Laboratory* et qui a consisté en l'application de la méthode de la boîte chaude gardée⁹ à 13 PMR différents. La prise en compte de la direction du flux thermique et de l'écart de température entre les extrémités de la cavité se fait par l'intermédiaire du coefficient d'échange par convection h_c . Le modèle a été testé dans plusieurs configurations, 1,2 ou 4 lames d'air. Il donne de bons résultats dans le cas d'une seule lame d'air mais de moins bons dans les autres cas. L'auteur émet l'hypothèse que la direction du flux dans ces cas n'est alors plus 1D au travers de la paroi complexe, ce qui explique les écarts mesures/modèle observés.

Nebecker propose un modèle plus élaboré, basé sur la physique des phénomènes [Nebecker, 1992]. Celui-ci, basé sur les équations de la mécanique des milieux continus discrétisées¹⁰ en 2D, est destiné à modéliser un PMR inclus dans une cavité de type mur, comme illustré sur la *Figure 7*. Le transfert radiatif est pris en compte selon la méthode des radiosités et l'ensemble des équations du système est résolu de manière itérative jusqu'à convergence à $0,01^\circ\text{C}$ près. Les résultats du modèle montrent que l'inclusion d'une face à très faible émissivité dans une cavité de type mur permet de diminuer le flux de chaleur jusqu'à 80%. Ces résultats ont en outre été comparés à des mesures effectuées lors d'une étude réalisée sur un dispositif du même type. La comparaison montre que le modèle sous-estime la mesure (écart maximum de $-20,6\%$) dans la plupart des cas. Plusieurs raisons sont données :

- *La non prise en compte par le modèle des éléments structurels des lames d'air*
- *La non uniformité des températures de surface des parois*
- *La présence de phénomènes (ponts thermiques) engendrant des effets 3D*

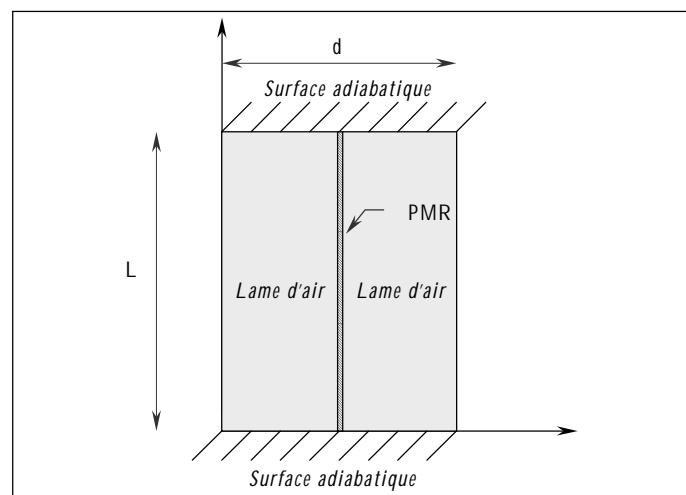


Figure 7 : Dispositif de type mur

⁹ ASTM C236-97

¹⁰ Selon la méthode des différences finies

Miller [Miller, 1990] présente également un modèle détaillé de cavité de type mur, utilisant la méthode des éléments finis en 3D. Les résultats du modèle sont de même comparés aux mesures effectuées sur un système du même type (cf. « Les études en environnement contrôlé ») et montrent que le modèle approche la mesure dans une fourchette d'erreur allant de 8 à 40%. Cependant, les plus larges erreurs sont obtenues pour un PMR incluant 6 feuilles d'aluminium, dont l'encombrement rend plus difficile l'uniformité de l'épaisseur des lames d'air. L'auteur attribue donc les disparités observées à la non uniformité des lames d'air, qui selon lui génère, dans le cas où les feuilles d'aluminium se touchent, des ponts thermiques non pris en compte par le modèle.

Parmi les modèles élaborés, aucun ne semble se dégager du lot comme le modèle le plus adapté. Nebecker souligne qu'il est préférable de choisir parmi ceux existants celui qui sera le plus utile en fonction du cadre que l'on s'est fixé [Nebecker, 1993]. Cependant, il mentionne à l'égard des corrélations qu'elles ne garantissent pas, contrairement aux modèles physiques, la cohérence des résultats si elles sont utilisées en dehors des conditions dans lesquelles elles ont été établies.

2.3.3. DISPOSITIFS DE TYPE COMBLE

Les premières études réalisées sur des systèmes de type comble sont celles du *Florida Solar Energy Center*, menées par Fairey. Celui-ci a élaboré un modèle simplifié de comble, en considérant la configuration suivante [Fairey, 1988]:

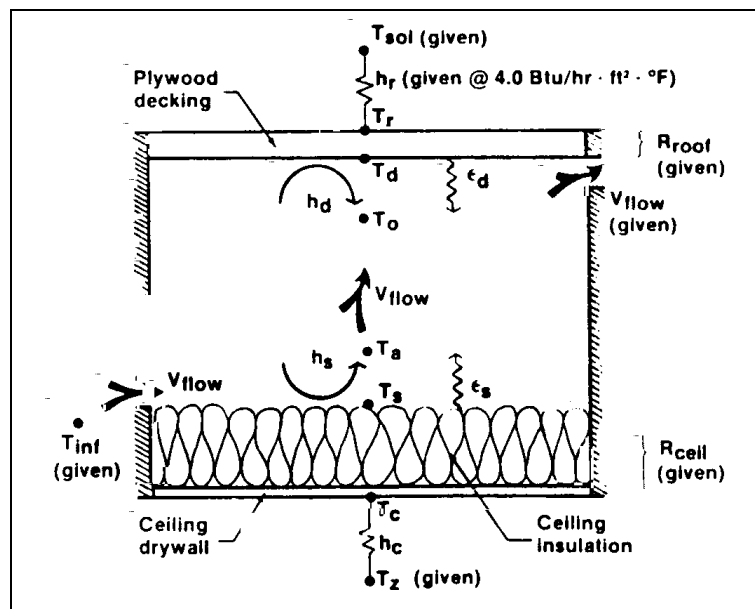


Figure 8 : Modélisation simplifiée d'un comble selon Fairey

Le modèle issu de cette vue simplifiée est basé sur un ensemble d'équations de bilan en régime permanent, aux différents nœuds représentés sur la *Figure 8*. Les divers coefficients d'échanges par convection sont issus des corrélations données dans le *Ashrae Handbook of Fundamentals*. Le modèle a été testé selon deux configurations :

- *Le cas où une seule zone est considérée pour l'air du comble*
- *Le cas où deux zones sont considérées, ce qui correspond physiquement à une situation de stratification de l'air*

Les mesures, effectuées lors de l'étude de Joy pour une configuration similaire [Joy, 1958], montrent que la deuxième hypothèse, hypothèse de stratification de l'air dans le comble, est la plus concluante. En effet, l'écart modèle/mesure dans ce cas est inférieur. De plus, grâce à une étude de sensibilité des paramètres¹¹, Fairey a montré que les facteurs prépondérants sont l'émissivité du PMR et la température d'entrée d'air. A la suite de ce modèle, Fairey présente *FEMALP*, code de calcul utilisant la méthode des éléments finis. Une modélisation fine du comble (considérant 7 zones thermiques) a été effectuée, incluant les transferts d'humidité, ainsi que la sorption/désorption des matériaux. Les résultats du modèle montrent que la prise en compte de l'humidité améliore nettement la concordance modèle/mesures.

Wilkes, du *Oak Ridge National Laboratory*, présente quant à lui un modèle de comble, utilisant des équations de bilans énergétiques écrites en chaque nœud des cinq parois constituant le comble : les sections de toit (2), les pignons (2) et le plafond [Wilkes, 1993]. A la différence de Fairey, la modélisation est ici effectuée en régime dynamique en considérant les phénomènes suivants :

- *Conduction dans les parois du comble : elle est supposée 1D et est modélisée selon la méthode des facteurs de réponse*
- *Convection : les coefficients d'échange sont déterminés selon des corrélations ; régimes laminaire et turbulent sont pris en compte*
- *Rayonnement : la méthode des radiosités est employée*
- *Ventilation au sein du comble : le débit d'air est imposé ; il s'agit en fait de la mesure*
- *Humidité : la sorption/désorption des matériaux est intégrée au code de calcul ; néanmoins, les résultats présentés n'en tiennent pas compte*

Lors des simulations et afin d'éviter des erreurs liées à des modèles élémentaires, les températures de surface extérieures des parois, ainsi que le débit

¹¹ Sélection des paramètres, puis visualisation de leur impact sur les sorties du modèle

d'air entrant dans le comble ont été imposés. Les températures des surfaces intérieures des parois ainsi que les flux thermiques ont été calculés. Il est à noter également que la stratification de l'air dans le comble n'est pas prise en compte. Les résultats du modèle sont comparés à des mesures obtenues sur un comble étudié en environnement contrôlé (cf. : paragraphe 2.2.) pour des conditions hivernales extrêmes. La comparaison modèle/mesure montre une bonne concordance, ce qui amène l'auteur à considérer son modèle validé pour les conditions de l'expérimentation.

A un degré de finesse supplémentaire, Winiarski propose un modèle de comble incluant les effets des chevrons sur les transferts radiatifs entre la toiture et le plafond [Winiarski, 1996]. Le transfert conductif est modélisé pour chaque paroi en régime permanent et est pris unidimensionnel. Les transferts convectifs sont pris en compte sous la forme de corrélations donnant les coefficients d'échange au niveau des diverses parois en convection mixte. Les transferts radiatifs utilisent là encore la méthode des radiosités.

L'originalité dans la modélisation de Winiarski est, comme mentionné précédemment, la prise en compte de l'effet des chevrons sur le transfert radiatif dans le comble (entre la toiture et le plafond). Celle-ci se fait par l'intermédiaire d'une émissivité effective de la face inférieure de la toiture, destinée à rendre compte de la résistance thermique supplémentaire due au blocage d'une partie du transfert radiatif par les chevrons. Une surface imaginaire intervient ainsi dans le modèle et possède une émissivité déduite de celles de la face inférieure de la toiture et des chevrons, éléments illustrés sur la *Figure 9*.

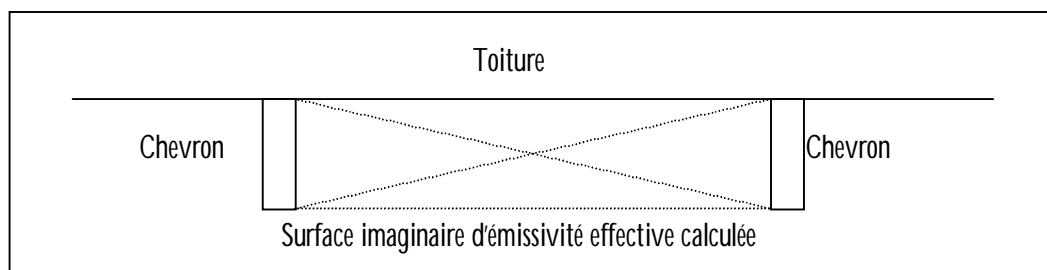


Figure 9 : Prise en compte de l'effet radiatif des chevrons

L'émissivité effective proposée vaut alors:

$$\varepsilon_{eff} = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_{toit}} + \frac{1}{1 - F_{12}} - 1}$$

F_{12} étant le facteur de forme entre la surface inférieure de la toiture et un chevron.

De plus, Winiarski tient compte de la stratification de l'air grâce à un modèle à deux zones, de manière similaire au modèle de Fairey. La circulation d'air au sein

du comble est supposée être du type rives/faîtière, selon le schéma illustré sur la Figure 10.

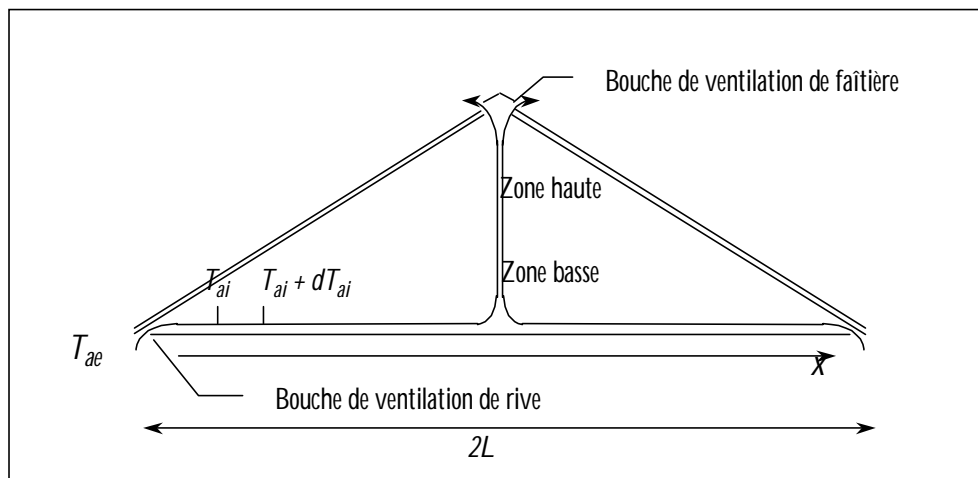


Figure 10: Schéma de circulation de l'air dans le comble

Ce phénomène est pris en compte dans les équations, contrairement au précédent modèle, suivant la méthode suivante :

La face supérieure du plafond étant supposée isotherme à température T_{floor} , on suppose, en accord avec les résultats bibliographiques, que l'air entrant par les rives s'écoule dans une fine couche près de la surface du plafond. On suppose également que la variation de la température d'air dans la zone basse selon la direction x est motivée uniquement par les échanges convectifs avec le plancher du comble. On peut alors écrire :

$$\int_{T_{ae}}^{T_{ai,L}} M_{air} \cdot C_p \cdot dT_{ai} = \int_0^L h_{conv} \cdot W \cdot x \cdot (T_{floor} - T_{ai}) \cdot dx$$

où $T_{ai,L}$ représente la température d'air à l'intérieur du comble à l'abscisse L et W représente la largeur de la couche d'air dans la direction perpendiculaire à l'écoulement (M_{air} et C_p sont respectivement la masse volumique de l'air et sa capacité thermique massique). En intégrant cette expression de 0 à L , on obtient alors la température d'air finale à la position L :

$$T_{air,L} = T_{floor} + (T_{amb} - T_{floor}) \cdot e^{\left[\frac{-h_{conv} \cdot W \cdot L}{M_{air} \cdot C_p} \right]}$$

La température de l'air dans la zone haute est obtenue en effectuant le bilan thermo-convectif de l'air avec les surfaces limites, à savoir les deux sections de toit et

les deux pignons, supposés échanger avec une moyenne de la température de sortie de la zone haute et de sa température d'entrée (la température de sortie de la zone basse calculée précédemment).

Les 3 placements classiques des PMR sont envisagés, collé sur la face intérieure de la toiture (position a), agrafé entre les chevrons (position d) et plaqué sur le plancher du comble (position e). Pour le premier et le dernier placement, il n'y a pas de réelles difficultés ; il suffit simplement d'imposer une faible émissivité aux parois considérées, ainsi qu'une faible résistance thermique supplémentaire. Cependant, le deuxième placement est plus délicat à prendre en compte dans la mesure ou la mise en place du PMR crée une lame d'air supplémentaire en sous face de la toiture. De plus cette lame d'air est séparée en plusieurs compartiments par la présence des chevrons. Winiarski propose alors de considérer que cette lame d'air est hermétiquement fermée et de la prendre en compte dans le modèle par un coefficient conducto-convectif, basé sur les données empiriques de Robinson [Robinson, 1954]. Ces données permettent d'accéder au coefficient conducto-convectif suivant :

$$R_{cond,conv} = \frac{e}{\lambda_{air} \cdot Nu}$$

avec $\left\{ \begin{array}{l} e : \text{épaisseur de la lame d'air [m]} \\ \lambda_{air} : \text{conductivité thermique de l'air [W.m}^{-1}\text{.K}^{-1}] \end{array} \right.$

Le nombre de Nusselt est donné en fonction du nombre de Grashof pour une inclinaison donnée et une interpolation linéaire a été effectuée afin de l'obtenir pour la pente considérée.

Le modèle a été confronté à des mesures ; les indicateurs de validité du modèle ont été la température de surface supérieure de la toiture (bardeaux) et le flux thermique horaire transmis à travers le plafond. Le premier indicateur est destiné à vérifier la bonne prise en compte de l'environnement extérieur et le second, la bonne reproduction du comportement thermique du comble. La comparaison des températures de surface supérieure de la toiture modélisée et mesurée montre une bonne concordance. Cependant les flux prédits par le modèle surestiment la mesure, de manière plus importante pour le placement entre les chevrons avec des écarts de l'ordre de 14% en moyenne.

La comparaison entre les positions d et e confirme les mesures effectuées par Hall [Hall, 1985]. En effet, les performances sont meilleures quand le PMR est plaqué sur le plancher du comble.

De manière analogue à Winiarski, Medina propose un modèle de comble incluant la présence de PMR [Medina, 1998a]. Le modèle développé par ce dernier intègre la stratification de l'air, traité de manière similaire à Winiarski, mais ne tient pas compte de l'effet des chevrons. De plus, les transferts conductifs dans les parois

sont modélisés en utilisant la méthode des facteurs de réponse et les transferts d'humidité sont pris en compte dans les équations. Ce modèle a fait l'objet de comparaisons modèle/mesures (cf. : paragraphe 2.1.3) et a montré une concordance à 10% près [Medina, 1998b]. Il a notamment permis de vérifier que la position e donnait bien de meilleurs résultats que la position d. A la suite des simulations, une analyse de sensibilité, de type simplifiée, a été réalisée. Elle montre que plus que tout autre paramètre (conditions de ventilation, pente et absorptivité de la toiture), l'émissivité du PMR joue un rôle primordial. De plus, le modèle a montré une diminution, par ajout d'un PMR, de 30 à 40% des apports énergétiques pour un comble disposant déjà d'une isolation de type laine de verre. L'auteur souligne en outre que le modèle peut-être intégré à un code de simulation du comportement thermique des bâtiments.

Un autre intérêt des chercheurs travaillant sur les PMR installés en comble, est leur impact sur les conduits de distribution d'air destinés à alimenter les pièces du bâtiment en air chaud ou froid, selon les saisons. C'est ainsi que plusieurs modèles ont été développés, dont notamment celui de Petrie, du *Oak Ridge National Laboratory* [Petrie, 1998]. Ce dernier propose un modèle de comble basé comme précédemment sur des équations de bilans aux différents nœuds des parois, mais intégrant la présence d'un conduit de distribution d'air. Le code de calcul, ATICSIM, prend en compte les transferts d'humidité dans le comble et permet le « forçage »¹² : les nœuds de chaque entité du modèle peuvent être imposés, soit en injectant la mesure, soit en injectant une valeur donnée. Cette fonctionnalité a été utilisée pour rapprocher les conditions aux limites au plus près du système étudié, ce afin d'éviter toute erreur liée à un modèle élémentaire n'intervenant pas directement au niveau du comportement thermique du comble.

Le conduit a été modélisé sous la forme de 15 segments, de longueurs variables, et les transferts thermiques entre les segments et les parois du comble ont été mis en équation (1 nœud de température par segment). Les débits d'air dans les conduits ont été imposés comme étant les valeurs mesurées, en les minimisant légèrement afin de simuler des fuites. Les sorties du modèle pour l'étude présentée ont été les températures de surface des deux sections de toit, des deux pignons et des différents segments du conduit d'aération, ainsi que les températures d'air de chaque segment. Des mesures ont été effectuées au LSCS¹³ en vue de valider le modèle. Les comparaisons montrent que le modèle, sous différents climats simulés (été très chaud, hiver, hiver extrême), est en mesure de prédire les températures d'air du conduit dans une fourchette de $\pm 6^\circ\text{C}$. Cette précision est jugée suffisante à des fins de conception.

Moujaes s'intéresse au même système et propose un modèle intégrant le conduit de manière plus simplifiée [Moujaes, 1998]. En effet, il modélise le conduit en ne considérant que le transfert thermique radial à travers lui. Il justifie cette hypothèse par le fait que le rapport d'allongement dans l'axe du conduit¹⁴ est très grand, ce qui rend la conduction suivant cette direction négligeable. De plus, il considère, compte

¹² Prise en compte de la mesure dans le modèle

¹³ Large Scale Climate Simulator

¹⁴ Rapport de la longueur du conduit et de son diamètre

tenu de la vitesse importante de circulation de l'air dans le conduit (de l'ordre de $3,88\text{m.s}^{-1}$), que les conditions à l'intérieur peuvent être considérées à chaque pas de temps (1 heure) comme stationnaires. La stratification de l'air dans le comble est en outre prise en compte (mais pas l'effet des chevrons) et le système global de 90 équations est résolu de manière itérative, les transferts radiatifs étant non linéarisés. Là encore, une comparaison modèle/mesures est effectuée et montre que le PMR peut permettre de réduire d'environ 14% la charge thermique à évacuer pour une journée. L'auteur souligne en outre que les méthodes de calcul de cette charge sont à revoir dans la mesure où elles ne la prédisent que de manière approximative, en particulier à cause de la non prise en compte des transferts radiatifs.

2.3.4. SYNTHESE

Comme nous avons pu le constater dans le précédent paragraphe, les tentatives de modélisation des combles incluant des PMR sont nombreuses ; néanmoins, les modèles restent dans leur philosophie à l'échelle de macro-volumes, utilisant des équations de bilan énergétique.

De manière synthétique, les différents degrés de finesse des modèles développés sont présentés dans le *Tableau 2*.

Modèles	Fairey	Wilkes	Winiraski	Medina	Petrie	Moujaes
<i>Conduction</i> : Régime permanent, donnée d'une résistance thermique	✓		✓		✓	
<i>Conduction</i> : Régime dynamique, facteurs de réponse ou différences finies		✓		✓		✓
<i>Convection</i> : Mixte, corrélations	✓	✓	✓	✓	✓	✓
<i>Rayonnement</i> : hypothèse des plans parallèles infinis	✓					
<i>Rayonnement</i> : Méthode des radiosités		✓	✓	✓	✓	✓
<i>Humidité</i> : Prise en compte de la sorption/désorption des matériaux		✓		✓	✓	
Prise en compte de l'effet radiatif des chevrons			✓			
Prise en compte de la stratification de l'air (deux zones)			✓	✓		✓
Prise en compte d'un conduit de distribution d'air					✓	✓

Tableau 2: Les divers degrés de finesse des modèles de comble

Les modèles plus élaborés à deux ou trois dimensions, de type éléments finis ou volumes finis, existent mais sont plus rares ; force est de constater que la majeure partie des efforts de modélisation est effectuée afin de mettre en œuvre des modèles de même type que ceux présentés précédemment.

3. LE CONTEXTE NATIONAL

3.1. Introduction

L'utilisation de la technologie de l'isolation réfléchissante est plus récente en France, l'arrivée des PMR datant d'un peu plus d'une vingtaine d'années. Cependant, leur intégration dans les bâtiments fait apparaître une différence majeure en terme de mise en oeuvre. En effet, les études internationales publiées montrent que l'intégration courante des PMR est en majorité effectuée en comble, en supplément d'une isolation classique courante. On montre de surcroît que la position la plus performante est celle du PMR placé sur le plancher du comble.

En France, la configuration usuelle est celle du PMR inséré entre la couverture de toiture et le faux-plafond rampant, sans utilisation d'une isolation classique. Cette situation contribue à mettre en concurrence les PMR et les isolants thermiques de masse et alimente une polémique sur leurs performances relatives. Ceci, couplé à une procédure de certification en partie applicable, laisse libre court aux distributeurs, dont les arguments souvent excessifs sont mis à profit pour doper leurs ventes. Compte-tenu de la dynamique croissante de ces dernières, les avantages d'une certification des performances thermiques des produits par des organismes normalisés leur paraissent moins significatifs.

3.2. Problématique des PMR

En conséquence des remarques précédentes, les PMR soulèvent de vives protestations, en particulier chez les producteurs d'isolants traditionnels. Ces mécontentements s'expliquent par le fait que ces produits ne bénéficient à ce jour d'aucune garantie de performances thermiques. Ceci est due à la définition même de ces produits, qui, selon la norme NF P 75-101, ne sont pas tous des isolants thermiques. Ils ne peuvent par conséquent faire l'objet d'une certification par les organismes responsables, certification ACERMI¹⁵, et la seule voie qui leur est ouverte, est celle de l'Avis Technique.

L'Avis Technique est une procédure par laquelle des produits font l'objet d'une expertise, ce afin de garantir, en fonction d'un certain nombre de paramètres (conditions de mise en oeuvre, conditions de stockage et de transport, climat) des performances données. Cependant, cette procédure est laissée à l'initiative des distributeurs et fabricants, qui, compte tenu des progrès des ventes ne la sollicitent pas.

Les performances annoncées sont réputées excellentes et il n'est pas rare de constater sur les brochures publicitaires de ces produits qu'ils sont équivalents à 20cm de laine de verre. De tels arguments ne laissent pas indifférents et force est de

15 Association pour la CERTification des Matériaux Isolants

constater que ces produits connaissent une expansion rapide (4 millions de m² vendus en 2000).

De plus, compte tenu de préoccupations environnementales de plus en plus fortes, les isolants thermiques sont pointés du doigt. Les récents constats concernant l'amiante ont amorcé une véritable quête des matériaux « propres », dans le cadre d'une politique de développement durable. Ainsi, on assiste à l'émergence de matériaux nouveaux, dont la constitution est réalisée avec des matières premières dont le traitement est peu polluant et dont les répercussions sur la qualité de l'air à long terme sont minimales.

Ce type de considération, loin des aspects liés à l'efficacité proprement dite du matériau, est à ne pas négliger lors du choix d'un isolant thermique ; en effet, sa durée d'utilisation est souvent importante et son influence sur le bâtiment doit être prise en compte ; à ce titre les PMR ont des avantages notables :

- *L'aluminium constituant leurs faces réfléchissantes est dans la majorité des cas recyclable*
- *Certains matériaux disposés à l'interface tels que le plastique peuvent également être recyclés*

Ces deux points mettent en exergue les trois avantages du recyclage liés à l'économie des ressources énergétiques que sont :

- *La moindre part des ressources naturelles requises pour leur fabrication*
- *La diminution du gaspillage des matières premières utilisées*
- *La moindre énergie nécessaire à leur réalisation*

En outre, vis à vis de la pollution engendrée lors de leur réalisation en usine et des implications qu'ils induisent sur la qualité de l'air ambiant du local isolé, les PMR se placent en bonne position par rapport aux isolants thermiques traditionnels. En effet, la laine de verre par exemple souffre de présenter des effets négatifs importants dont les conséquences sur la santé peuvent être très graves. Les PMR quant à eux, se montrent d'une longévité accrue et ne présentent pas de répercussions prohibitives sur la qualité de l'environnement dans lequel ils sont insérés.

3.3. Problématique liée au Label ECODOM

Dans les départements d'outremer, il n'existe pas à l'heure actuelle de réglementation thermique (elle est en cours de préparation). Des labels de qualité

existent et garantissent une conception convenable des bâtiments. Celui relatif aux performances énergétiques des bâtiments est le label *ECODOM*.

Etabli depuis 1995 pour les logements individuels ou collectifs neufs, c'est sous l'impulsion d'un vaste partenariat français qu'il a été constitué. De manière synthétique, il propose des prescriptions techniques à coût réduit, afin de favoriser une ambiance bioclimatique et faiblement énergivore. Compte tenu d'un climat extrême, de type tropical humide, les préconisations sont orientées vers une meilleure ventilation naturelle des logements, couplée à une protection solaire efficace. L'un des enjeux majeur est de favoriser le recours aux technologies passives afin de limiter les dépenses énergétiques qu'occasionneraient des systèmes de refroidissement d'air, forts consommateurs d'électricité [Garde, 1997] [Garde, 2000].

La problématique des PMR liée au label *ECODOM* est sensiblement la même que la problématique nationale, excepté que ces produits, compte tenu des toitures réunionnaises, bénéficient de conditions favorables à des performances thermiques intéressantes. En effet, les couvertures des toitures réunionnaises sont dans une large proportion faites de tôle. De plus, le climat, de type tropical humide, exerce des sollicitations solaires extrêmes sur la toiture, qui de fait atteint des températures élevées. Or l'énergie rayonnée par un matériau est d'autant plus importante que sa température est élevée, ce qui favorise le principe d'action des PMR.

Cependant les PMR sont plus récents à La Réunion, leur arrivée sur l'île datant du début des années 90. Compte-tenu de leurs avantages en termes de tenue à l'humidité et de facilité de pose, ils connaissent une expansion rapide.

Sur le marché réunionnais sont actuellement proposés quatre types de PMR : le Sisalation, dont l'épaisseur est faible (<0,5mm), le Stabithermo®, plus épais (quelques centimètres), le Vimireflex® et l'Actireflex®, dernier arrivé en date. Les performances annoncées par les distributeurs semblent la encore défier toute concurrence et ne sont pas certifiées, notamment pour une utilisation à La Réunion et plus généralement dans les DOM.

C'est pourquoi un premier rapport de recherche financé par l'ADEME [Garde, 1994] et visant à déterminer les performances thermiques d'un système de toiture bardeau/Sisalation a été réalisé. Cette étude, comprenant des mesures en environnement naturel et des simulations à l'aide du logiciel *CODYRUN*, conclut à la bonne protection solaire des PMR, en particulier insérés dans des complexes incluant des couvertures fortement rayonnantes telles que la tôle.

Néanmoins, cette étude préliminaire n'a pas permis de statuer de manière précise sur les performances thermiques des PMR, notamment en conditions de service. De plus, des études de longévité des performances n'ont pas encore été menées et aucune garantie de bonne performance thermique n'est donnée sur du long terme.

En vue d'une intégration à la future réglementation thermique spécifique aux DOM et dans le cadre plus actuel de la labélisation de l'opération expérimentale *ECODOM*, de telles données sont indispensables.

3.4. Synthèse des travaux nationaux

Afin d'apporter de premiers éléments de caractérisation des PMR dans diverses applications, plusieurs études ont vu le jour. Celles-ci précisent en premier lieu que les performances thermiques des PMR peuvent être mesurées en laboratoire et également simulées.

Des mesures, selon des méthodes normalisées et des résultats de modélisation sont présentés et conduisent à conclure que de tels produits possèdent des performances thermiques limitées, en désaccord total avec celles annoncées.

La méthode utilisée pour tester les performances thermiques des PMR est celle de la norme ASTM C1224, norme américaine de *l'American Society for Testing and Materials*, qui préconise l'utilisation du dispositif illustré sur la *Figure 11*.

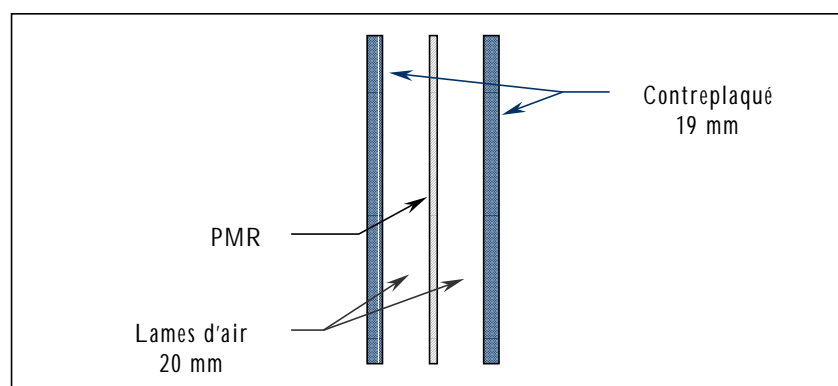


Figure 11 : Dispositif de mesure - norme ASTM C1224

Les performances mesurées sont présentées dans le *Tableau 3*, la conductance surfacique K_s mesurée étant donnée par la formule ci-dessous :

$$K_s = \left(\frac{1}{h_i} + \frac{1}{h_e} + \sum \frac{e}{\lambda} \right)^{-1}$$

où :

- $\frac{1}{h_e}$ représente la résistance superficielle extérieure $[m^2.K.W^{-1}]$
- $\frac{1}{h_i}$ représente la résistance superficielle intérieure $[m^2.K.W^{-1}]$
- $\sum \frac{e}{\lambda}$ représente la somme des différentes résistances thermiques par conduction

Produit réfléchissant de 14mm	$K_s=0,61 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$
Produit réfléchissant de 10mm	$K_s=0,52 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$

Tableau 3: Conductances mesurées de produits réfléchissants

Pour obtenir la résistance thermique du système intégrant les produits réfléchissants insérés entre deux lames d'air non ventilées, il faut alors enlever la résistance des parements de bois et les échanges superficiels, d'où :

Produit réfléchissant de 14mm	$R_{\text{système}}=1,05 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$
Produit réfléchissant de 10mm	$R_{\text{système}}=1,32 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$

Tableau 4: Résistance thermique de produits réfléchissants

Les simulations, réalisées par le bureau d'études PHYSIBEL [Physibel, 1997], sont basées sur la modélisation présentée sur la Figure 12, où sont illustrés les phénomènes thermiques pris en compte et les paramètres choisis. Il s'agit d'une paroi verticale, intégrant un isolant réfléchissant (Stabithermo®) au contact de deux lames d'air. Les trois modes de transfert de chaleur sont pris en compte.

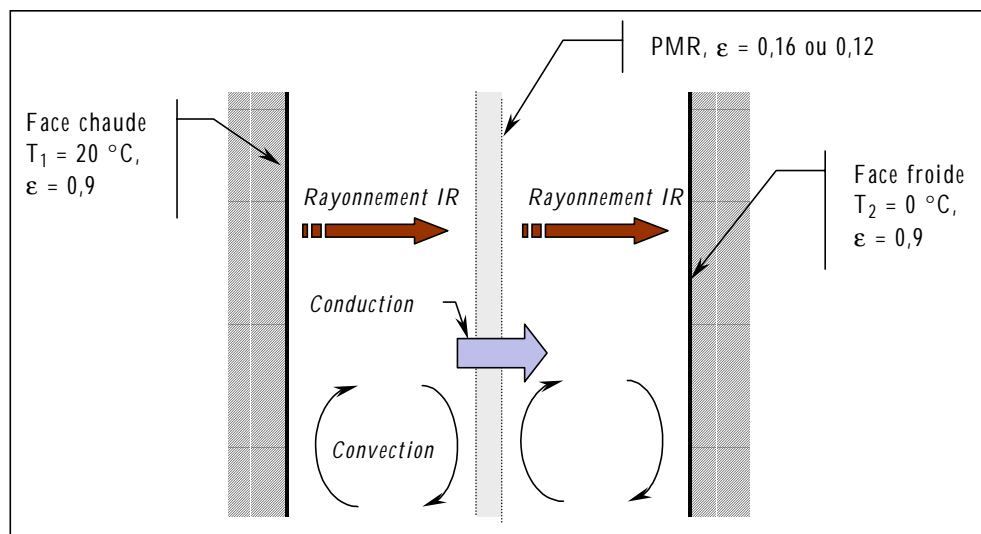


Figure 12 : Schéma de modélisation

Les résultats des calculs donnent alors, pour des lames d'air d'épaisseurs supérieures ou égales à 20mm non ventilées :

Produit réfléchissant de 7mm	$R_{\text{système}} = 1,04 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$
Produit réfléchissant de 14mm	$R_{\text{système}} = 1,25 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$

Tableau I-5: Résistance thermique de produits réfléchissants

Des mesures ont également été effectuées dans le cas de toitures incluant des produits réfléchissants au contact de deux lames d'air non ventilées d'épaisseurs respectives 25 et 30 mm. Les résultats montrent alors que les PMR se comportent moins bien qu'un isolant traditionnel de 80mm, les conductances mesurées des deux systèmes étant respectivement données dans le *Tableau 6*.

Produit réfléchissant de 14mm d'épaisseur	$K_s=0,83 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$
Isolant traditionnel de 80mm d'épaisseur ($R_{\text{certifiée}}=2,15 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$)	$K_s=0,48 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$
Produit réfléchissant de 30mm d'épaisseur	$K_s=0,59 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$
Isolant traditionnel de 80mm d'épaisseur ($R_{\text{certifiée}}=2,50 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$)	$K_s=0,42 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$

Tableau 6: Comparaison produit réfléchissant/isolant traditionnel

Plus récemment, des résultats de modélisation simplifiée (méthode réglementaire) et des mesures, réalisés par 5 laboratoires européens¹⁶ ont été publiés [CSTB, 2001]. Les résultats théoriques et les mesures concordent et indiquent que les PMR, dans les configurations standards de mise en œuvre dans les murs, n'offrent pas de performances compatibles avec les exigences de la réglementation thermique française 2000.

L'auteur souligne de plus, que les conditions d'obtention des résultats sont les plus favorables aux PMR dans la mesure où les paramètres tels que l'empoussièrement des faces réfléchissantes n'ont pas été pris en compte. Il mentionne en outre que la procédure d'avis technique est la plus appropriée pour ce type de produit dans la mesure où ils sortent du cadre des procédés traditionnels. Enfin, il réfute le fait que les PMR sont équivalents à 20cm de laine de verre, argument commercial maintes et maintes fois mis en avant.

Une étude théorique, réalisée en février 1999 [Abdesselam, 1999], concerne plus spécifiquement les départements français d'outremer (DOM) et a pour objet la caractérisation thermique de deux produits minces à faces réfléchissantes en climat tropical humide:

- ***Le produit Harvi-Foil, écran simple à basse émissivité***
- ***Le produit Actis, produit mince comprenant une ou deux faces à basse émissivité***

¹⁶ Suisse (EMPA), Allemagne (DIBT), Grande-Bretagne (BBA) et France (CSTB)

Le système considéré comprend une toiture tôle, l'un des produits ci-dessus au contact de lames d'air et un faux-plafond en bois. Les trois modes de transfert thermique sont pris en compte et les conditions climatiques appliquées sont représentatives de celles de La Réunion. La ventilation est un paramètre du modèle qui intègre également les échanges radiatifs non linéaires et un coefficient de convection constant.

Le critère de comparaison considéré est le flux transmis par la face inférieure du faux-plafond, compte tenu d'un rayonnement incident moyen de 230W.m^{-2} et d'une température extérieure de 26°C .

L'étude conclut favorablement quant à l'intérêt de l'utilisation de tels matériaux dans les DOM et insiste sur le fait que leur performance est étroitement liée aux conditions de ventilation de la lame d'air.

De plus, il est mentionné que toute comparaison d'un système à base de PMR à un système à base d'isolant traditionnel ne peut être faite que si les conditions de ventilation sont rigoureusement mentionnées.

4. METHODOLOGIE

4.1. Introduction

Compte-tenu de ce qui vient d'être présenté, il apparaît que les préoccupations liées aux PMR soient de deux types. Le premier, que l'on peut qualifier de « réglementaire », est principalement lié à la problématique nationale, dont l'origine est la méconnaissance des caractéristiques thermiques des PMR, en particulier en conditions de service et sous des sollicitations réelles. La seconde, que l'on peut qualifier de « scientifique », rejoint les préoccupations internationales, dont l'objet est le comportement thermique d'un système d'étude donné, incluant un PMR.

Il semble à première vue que ces deux problématiques soient déconnectées, dans la mesure où la première nécessite la mise en place de moyens de caractérisation expérimentale, tandis que la seconde requiert des développements de modèles théoriques, capables de représenter la physique des phénomènes.

Cependant, ces deux voies peuvent être conciliées au sein d'une démarche combinant études expérimentales et études théoriques, et menant à une caractérisation fiable du comportement physique d'une paroi complexe incluant un PMR et à la détermination de sa performance énergétique. En effet, l'environnement expérimental que requiert une caractérisation des performances thermiques peut également fournir, sous réserve de disposer de l'instrumentation adaptée, les données nécessaires à la vérification des hypothèses et des résultats théoriques issus de l'élaboration de modèles mathématiques. La démarche que nous proposons concilie ainsi l'expérimentation et la modélisation dans une phase de validation expérimentale, comme l'illustre la *Figure 13*.

Dans la suite sont exposés les deux volets de la méthodologie, l'un qualifié de « réglementaire » et l'autre de « scientifique » en rapport avec les deux types de problématiques.

4.2. Volet réglementaire

La problématique des produits minces réfléchissants, dans son aspect réglementaire, met en évidence l'absence de données permettant de caractériser le comportement thermique d'une paroi complexe intégrant un PMR. Ainsi, il nous semble approprié en particulier dans le cadre du label *ECODOM*, de mettre en place les moyens d'une caractérisation concrète et représentative de conditions réalistes de fonctionnement.

En conséquence, le volet réglementaire de notre méthodologie est essentiellement basé sur des études expérimentales en environnement réel, au départ d'une plate-forme expérimentale dédiée.

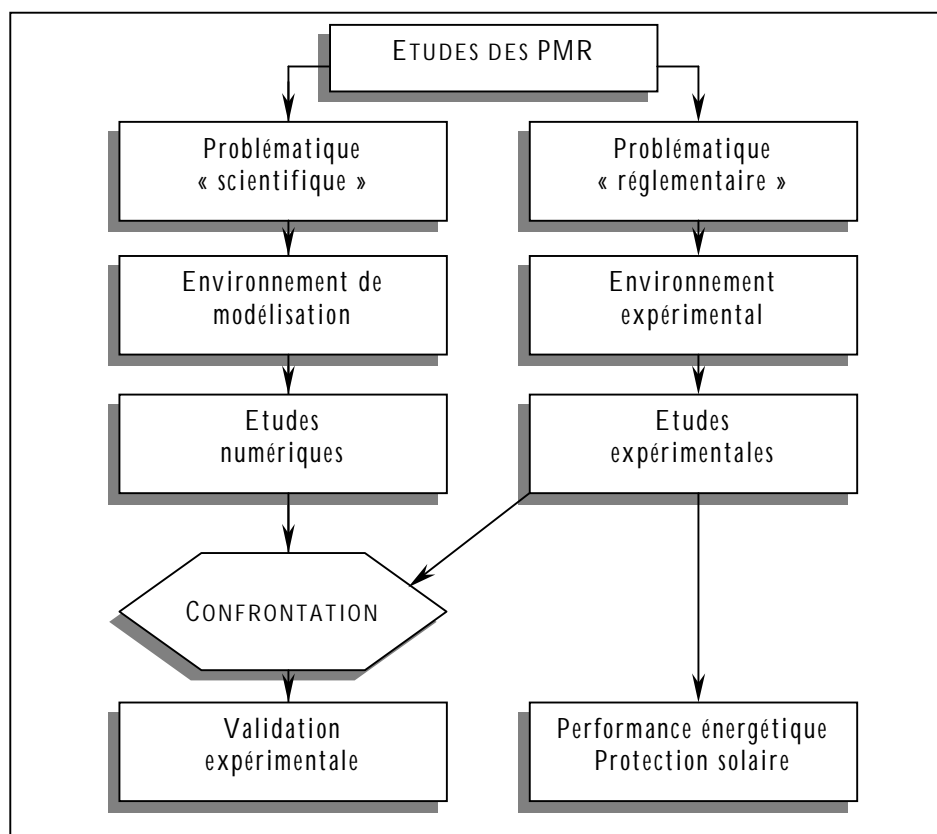


Figure 13 : Synoptique général de la méthodologie

La configuration usuelle d'intégration de ces produits en toiture à La Réunion est celle décrite sur la *Figure 14*, à savoir intercalés entre la couverture de la toiture et le plafond et délimitant deux lames d'air asymétriques.

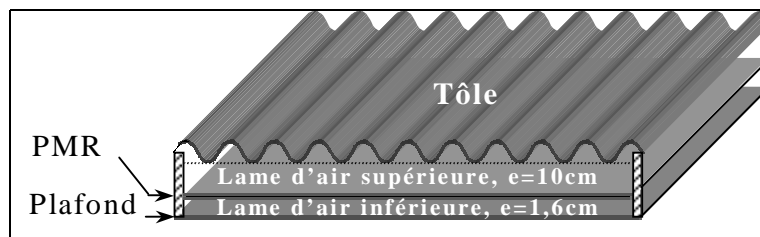


Figure 14 : Intégration des PMR en toiture

La détermination des caractéristiques des PMR insérés en toiture doit mener à des éléments de référence. Elle doit en particulier fournir des données relatives d'une part à la protection solaire du complexe de toiture formé de l'assemblage de la *Figure 14* (toiture tôle, PMR, plafond et lames d'air asymétriques) et d'autre part à sa performance thermique, afin de permettre la comparaison à des configurations de référence (configurations basées sur des isolants de masse par exemple ou configuration sans isolation thermique).

4.3. Volet scientifique

La problématique scientifique des PMR se pose en terme de comportement physique de la paroi complexe. En effet, l'insertion d'un PMR dans un complexe de toiture ou de paroi verticale, induit des phénomènes physiques (thermique, aérodynamique et hydrique) qu'il est nécessaire de retraduire convenablement afin de cerner l'influence de l'ajout d'un tel produit dans une paroi.

De manière analogue à la partie expérimentale, la réponse à ces préoccupations scientifiques est basée sur un code de calcul, constituant un environnement de modélisation dédié. Ainsi, des études numériques du comportement physique du système considéré peuvent être menées pour des configurations données.

Le code de calcul doit intégrer l'ensemble des phénomènes physiques se produisant pour une configuration représentative d'un complexe de toiture standard. Ainsi, cette étape de modélisation devra englober d'une part les relations formalisant les phénomènes physiques, mais également inclure les phénomènes liés à la mise en œuvre des PMR en toiture. En effet, les charpentes comprenant dans la majorité des cas des pannes constituées d'acier galvanisé, des effets de ponts thermiques importants sont générés, dont l'impact peut être non négligeable sur le comportement énergétique global du système.

En outre, une procédure de validation des modèles développés devra être engagée afin de démontrer la validité des hypothèses et des choix de modélisation effectués, conformément au synoptique de la *Figure 13*.

5. SYNTHÈSE

Nous avons abordé dans ce chapitre les diverses préoccupations qui concernent les PMR. Nous avons en premier lieu proposé une synthèse bibliographique des travaux de la communauté scientifique internationale, en dégagant les principaux thèmes traités. Nous avons ainsi pu constater que l'étude des PMR a fait l'objet de nombreuses attentions, portant notamment sur :

- *La caractérisation de leurs performances thermiques*
- *L'influence des conditions de ventilation des lames d'air*
- *L'influence de l'empoussièrément*
- *L'évaluation du risque de condensation sur les faces du PMR*

Ces thèmes ont de plus été abordés sous les angles théorique, à travers des modèles mathématiques, et expérimental, au travers de campagnes de mesures en environnement contrôlé ou réel.

Nous avons ensuite porté notre attention sur le contexte national, en précisant en premier lieu que la mise en œuvre des PMR est différente. En effet, les études internationales montrent que la configuration usuelle aux Etats-Unis par exemple est celle d'un comble, disposant au préalable d'une isolation de type laine de verre. Le PMR ne vient qu'en supplément afin de lutter spécifiquement contre les apports radiatifs. La configuration couramment utilisée au niveau national est celle du PMR intervenant seul et placé tendu entre les pannes de la toiture. Ce point important est à l'origine des tensions qui règnent entre les distributeurs de PMR et les distributeurs d'isolants thermiques classiques, car ces deux types de produits se retrouvent alors en concurrence.

De plus, la norme n'englobant pas tous les PMR compte tenu de leur faible épaisseur, le seul recours pour bénéficier d'une certification de qualité des PMR est l'Avis Technique, dont la demande est laissée à l'initiative des distributeurs. Ces derniers n'en voient pas l'utilité compte tenu de l'allure croissante des ventes de leur produit.

Face à ce constat, nous avons élaboré une méthodologie, dont l'ambition est double. D'une part, dans un cadre réglementaire, en particulier celui du label *ECODOM* (label de qualité des enveloppes applicable aux départements d'outremer), permettre la caractérisation thermique des performances thermiques des PMR ; d'autre part, afin de rejoindre les préoccupations scientifiques, réaliser une étude théorique des PMR, afin en particulier de mieux cerner leur comportement thermique associé à leur intégration en toiture.

Les moyens élaborés afin d'atteindre ces objectifs s'articulent autour d'une plate-forme expérimentale en environnement réel, disposant des éléments structurels

et fonctionnels appropriés, et d'un code de simulation, au travers duquel des études théoriques sont réalisables.

A l'issue de ce chapitre, nous présentons l'environnement de modélisation que nous avons élaboré ; c'est l'objet du chapitre 3. Au préalable, nous rappelons au chapitre 2 le cadre théorique dans lequel nous nous plaçons et qui est celui de la modélisation physique des bâtiments d'un point de vue macroscopique.

Chapitre II

$$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1+2\frac{\Delta t}{\tau_1} & -2\frac{\Delta t}{\tau_1} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\Delta t}{\tau_1} & \left(1+2\frac{\Delta t}{\tau_1}\right) & -\frac{\Delta t}{\tau_1} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{\Delta t}{\tau_1} & \left(1+2\frac{\Delta t}{\tau_1}\right) & -\frac{\Delta t}{\tau_1} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{k_1}{k_1+k_2} & 0 & \frac{k_2}{k_1+k_2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{\Delta t}{\tau_2} & \left(1+2\frac{\Delta t}{\tau_2}\right) & -\frac{\Delta t}{\tau_2} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -2\frac{\Delta t}{\tau_2} & 1+2\frac{\Delta t}{\tau_2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \end{bmatrix}^{n+1} + \begin{bmatrix} -2\frac{\Delta t}{C_1} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ -2\frac{\Delta t}{C_2} \end{bmatrix}$$

MODELISATION DU COMPORTEMENT ENERGETIQUE DES BATIMENTS

L'objet de ce second chapitre est de présenter les relations mathématiques associées à la modélisation des phénomènes physiques intervenant dans les bâtiments. Les domaines concernés sont la thermique, l'aéraulique et l'hydrique. Après une introduction à la modélisation énergétique des bâtiments et en particulier l'évolution des approches, nous présentons le formalisme des phénomènes. Nous exposons la mise en équation associée, en soulignant pour la partie thermique les particularités d'une description multizone du bâtiment. Enfin, lors d'une synthèse, nous abordons l'aspect implémentation des équations et les particularités du caractère générique des codes de simulation, en donnant des indications sur les stratégies de couplage des modèles.

Sommaire

1. INTRODUCTION	55
1.1. Contexte général	55
1.2. Modélisation et bâtiment	56
2. FORMALISME DES PHENOMENES THERMIQUES	57
2.1. Les sollicitations radiatives extérieures	58
2.1.1. Introduction	58
2.1.2. Les sollicitations CLO	58
2.1.3. Les sollicitations GLO	59
2.2. Les sollicitations radiatives intérieures	60
2.2.1. La méthode des radiosités ou méthode exacte	61
2.2.2. Une méthode simplifiée	63
2.3. Les transferts convectifs	63
2.3.1. Convection à l'extérieur du bâtiment	64
2.3.2. Convection à l'intérieur du bâtiment	64
2.4. Les transferts conductifs	65
2.4.1. Conduction dans une paroi	65
2.4.2. Bilan énergétique de surface des parois	68
2.5. Résolution du problème thermique	68
2.5.1. Introduction	68
2.5.2. Bilan thermo-convectif du nœud d'air	69
2.5.3. Cas monozone	70
2.5.4. Cas multizone	70
3. FORMALISME DES TRANSFERTS AERAIQUES	71
3.1. Introduction	71
3.2. Les effets moteurs	72
3.2.1. Les effets du vent	72

3.2.2. <i>Le tirage thermique</i>	73
3.3. Les liens aérauliques et leur modélisation	74
3.3.1. <i>Introduction</i>	74
3.3.2. <i>Les petites ouvertures</i>	74
3.4. Résolution du problème aéraulique	75
4. FORMALISME DES TRANSFERTS HYDRIQUES	76
4.1. Introduction	76
4.2. Le modèle de paroi	77
4.2.1. <i>Parois hygroscopiques</i>	78
4.2.2. <i>Parois non hygroscopiques</i>	81
4.2.3. <i>Couplage thermo-hydrique</i>	81
5. SYNTHÈSE	82

Liste des figures

Figure 1 : Calcul des sollicitations solaires sur une paroi d'orientation et d'inclinaison quelconques _____	59
Figure 2 : Conduction à travers un mur bicouche _____	66
Figure 3 : Bilan énergétique de surface _____	68
Figure 4 : Synoptique de la résolution du problème thermique global d'une zone _____	70
Figure 5 : Formalisme du modèle de paroi dans le cas hygroscopique _____	78
Figure 6 : Formalisme du modèle de paroi dans le cas non hygroscopique _____	81
Figure 7 : Les stratégies de couplage directe (à gauche) et itérative (à droite) _____	83

1. INTRODUCTION

1.1. Contexte général

Suites aux crises énergétiques des années soixante dix, dont la répercussion principale a été une prise de conscience générale du caractère limité des ressources, les critères de conception des enveloppes des bâtiments sont devenus de plus en plus exigeants. En conséquence, la démarche des concepteurs, dont les méthodes antérieures étaient basées sur des bilans énergétiques simples, réalisés pour des conditions de régime permanent, a dû faire face à ces nouvelles contraintes, en s'appuyant en particulier sur des outils plus performants, tels les codes de simulation du comportement énergétique des bâtiments. Ces derniers sont donc de plus en plus utilisés, afin de se rapprocher de conditions réalistes dans l'élaboration d'un projet architectural donné. Impulsée par la nécessité de trouver l'optimum confort thermique/dépenses énergétiques, la méthodologie actuelle fait intervenir la combinaison de l'outil informatique et de l'expérience [Garde, 2001].

Les réglementations énergétiques des bâtiments suivent également cette orientation. La réglementation thermique 2000 a ainsi été élaborée en partie sur la base de résultats de codes de simulation du comportement énergétique des bâtiments. Ces préoccupations ne sont pas sans conséquences sur les développements des codes de simulation ; on assiste en effet à une évolution des codes suivant l'orientation d'une approche globale et intégrée [Citherlet, 2001] [Ellis, 1999] ; ainsi, en plus des phénomènes énergétiques, des considérations liées aux différents phénomènes physiques intervenant au sein du bâtiment mènent à des critères globaux de qualité des enveloppes et des ambiances ; on parle ainsi des différents aspects du confort, comme par exemple le confort acoustique ou visuel, mais également de la qualité des ambiances, en particulier celle de l'air. Ces diverses considérations entrent dans le cadre d'un développement durable, et incluent de ce fait l'ensemble des étapes de la vie d'un bâtiment, de sa construction à son éventuelle destruction.

Les développements de l'informatique, en particulier la puissance de calcul des ordinateurs, ouvrent la voie vers l'utilisation courante d'outils encore plus détaillés, tels les codes CFD¹⁷. Les perspectives étant nombreuses et riches, on assiste actuellement à une démarche allant dans ce sens, le couplage multizone/CFD. Ainsi, les outils déjà complets de simulation du comportement énergétique des bâtiments peuvent être munis d'un module CFD afin de permettre par exemple les prévisions de la diffusion des polluants dans l'air ou encore la prédiction fine des conditions de confort thermique en fonction de conditions de ventilation données [Beausoleil-Morrison, 2000].

17 Computational Fluid Dynamics

1.2. Modélisation et bâtiment

La modélisation du comportement énergétique des bâtiments consiste en l'écriture de l'ensemble des relations traduisant les phénomènes physiques, pour des échelles de discrétisation spatiale et temporelle données. Elle combine donc une description du bâtiment selon le premier axe des phénomènes physiques (thermiques, aérauliques, hydriques, acoustiques, etc.) et une description selon le second axe des paramètres structurels. Ces deux visions sont naturellement couplées dans la mesure où les données structurelles matérialisent les supports physiques des phénomènes (parois et vitrages pour les phénomènes thermiques et acoustiques, bouches de ventilation et ouvertures pour les phénomènes aérauliques, etc.).

L'échelle de discrétisation conditionne de plus les différents niveaux de complexité des modélisations effectuées et définit le maillage du bâtiment. Une maille constituera donc une entité élémentaire dont les propriétés thermophysiques seront supposées homogènes.

Les considérations précédentes conduisent à définir différents types de modélisation du système bâtiment, parmi lesquels [Woloszyn, 1999] :

- *Les **codes de champ**, caractérisés par une discrétisation très fine de la géométrie du bâtiment (plusieurs dizaines ou centaines de milliers de mailles), qui permettent de suivre en détail l'évolution des mouvements d'air et des températures à l'intérieur d'un volume*
- *Les **modèles zonaux**, dont l'échelle élémentaire permet de prendre en compte les phénomènes liés à l'écoulement de l'air (stratification, panache, etc.) grâce à une discrétisation du bâtiment suivant un nombre de zones variables par pièce*
- *Les **modèles multizones**, pour lesquels la zone thermique correspond à une pièce ou à un ensemble de pièces et qui permet de tenir compte d'une répartition non uniforme des températures dans le bâtiment*
- *Les **modèles monozones**, très simples, où le bâtiment forme une seule zone thermique. Ces modèles, très avantageux au niveau du temps calcul, ne sont toutefois pas adaptés aux évaluations du confort thermique, car trop peu précis en terme de qualification des ambiances*

Le choix d'un type de modélisation est conditionné par la finalité du modèle [Boyer, 1993] ; en effet, les différents niveaux de complexité ci-dessus induisent des répercussions sur les conditions de simulation, que ce soit au niveau des hypothèses de

modélisation et du temps calcul, mais également sur les résultats de simulations en termes de quantité d'information et de possibilité d'exploitation. Les modèles très détaillés par exemple, issus des codes de champs sont généralement destinés à des analyses fines sur des systèmes d'études simples, dont les conditions aux limites sont connues avec précision. Les modèles plus simplifiés, tels ceux multizones, sont plus adaptés à des systèmes d'étude complexes, dont les conditions aux limites sont le plus souvent variables. L'évolution des consommations énergétiques annuelles des bâtiments est généralement étudiée sur la base de ce type de modélisation, à l'aide de codes de simulation du comportement énergétique des bâtiments. Ces derniers sont relativement nombreux et diffèrent par des particularités liées aux stratégies de couplage et aux méthodes de résolution des systèmes d'équations traduisant les phénomènes physiques. Citons à titre d'exemple les codes *TRNSYS* (*Transient System Simulation Program*), *ESP* (*Environmental systems performance*), *CLIM2000*, *COMIS* et *CODYRUN* [Boyer, 1993].

Compte tenu de nos préoccupations, liées en particulier au comportement physique de parois complexes, notre choix s'est porté sur une modélisation multizone, qui nous paraît constituer un bon compromis entre les codes de champ, très détaillés, et les codes monozones, très simplifiés. Elle est basée, pour la partie thermique, sur les équations de bilan énergétique des parois du bâtiment et sur celles du bilan thermo-convectif du volume d'air des zones qui le composent. L'écriture de ces bilans pour l'ensemble des zones mène à un système d'équations, qui une fois résolu, fournit les températures et les flux au travers de ses éléments constitutifs.

De plus, afin de retraduire les conditions aux limites auxquelles est soumis le bâtiment, il est nécessaire de formaliser les relations liées aux paramètres climatiques. Afin de mettre en évidence les types de relations que peut induire une telle approche, nous nous proposons dans la suite de détailler les relations mathématiques traduisant les différents phénomènes physiques intervenant dans la modélisation du bâtiment et de son environnement, en particulier celles que nous avons intégrées à notre environnement de modélisation.

2. FORMALISME DES PHENOMENES THERMIQUES

Dans cette partie, nous détaillons les différentes relations intervenant dans la modélisation thermique globale du bâtiment. Ces relations traduisent les phénomènes physiques qui conditionnent son comportement énergétique et concernent aussi bien la prise en compte de l'environnement extérieur que des conditions d'ambiance internes. Nous nous intéressons dans un premier temps aux sollicitations climatiques et nous présentons ensuite le formalisme des phénomènes thermiques au sein du bâtiment.

2.1. Les sollicitations radiatives extérieures

2.1.1. INTRODUCTION

L'environnement extérieur du bâtiment lui impose des sollicitations radiatives sur une grande plage de longueurs d'ondes. Il est usuel, dans le cas de la modélisation du bâtiment, de classer ces sollicitations radiatives en deux catégories [Perez-Sanchez, 1989]:

- *Les sollicitations de grandes longueurs d'ondes (GLO)*
- *Les sollicitations de courtes longueurs d'ondes (CLO)*

Ceci est dû aux propriétés thermophysiques des matériaux du bâtiment, qui prennent des valeurs bien distinctes en fonction de la gamme de longueur d'onde considérée et en conséquence au comportement radiatif différent des matériaux suivant cette classification. Les vitrages par exemple, sont presque totalement opaques au rayonnement de grande longueur d'onde alors qu'ils transmettent de manière importante le rayonnement de courte longueur d'onde.

2.1.2. LES SOLLICITATIONS CLO

2.1.2.1. Position du problème

Il s'agit de déterminer les flux solaires incidents sur une paroi d'inclinaison et d'orientation quelconque. La modélisation doit prendre en compte les données horizontales des rayonnements direct et diffus provenant du soleil. Les équations sont issues du calcul trigonométrique et nécessitent une importante attention concernant les unités des grandeurs mises en jeu. De plus, la course du soleil étant variable dans l'année, les flux incidents sur les parois le sont également ; il faut donc prendre en compte la course du soleil, par l'intermédiaire de ses coordonnées horizontales azimut a et hauteur h , pour évaluer correctement les flux intéressants une paroi donnée. Le caractère variable de ces coordonnées est lié au temps solaire vrai (TSV), dont l'écart par rapport à l'heure légale peut être déterminé.

2.1.2.2. Méthodologie

Le calcul des sollicitations solaires sur un plan d'inclinaison et d'orientation quelconques fait intervenir les coordonnées horizontales du soleil, azimut et inclinaison, donnés par des relations trigonométriques. Une fois ces valeurs déterminées, on procède alors à la détermination de l'angle d'incidence des rayons solaires, puis au calcul proprement dit de l'ensoleillement. Ce dernier est décomposé en deux composantes, le rayonnement direct et le rayonnement diffus, qui sont donnés pour la paroi considérée comme une fraction du rayonnement solaire sur un plan horizontal.

Cette méthodologie est présentée sur le synoptique de la *Figure 1*.

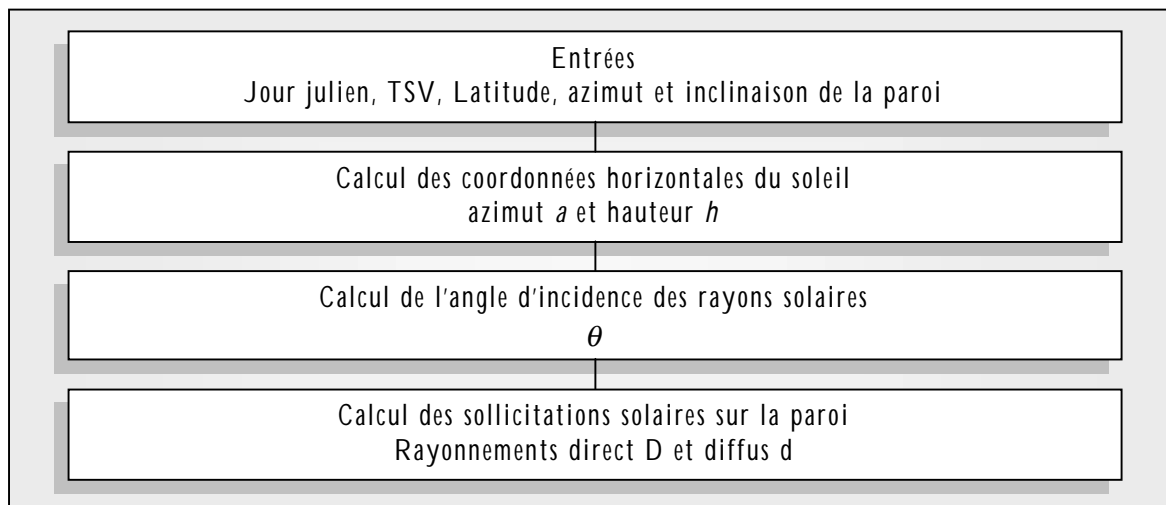


Figure 1 : Calcul des sollicitations solaires sur une paroi d'orientation et d'inclinaison quelconques

2.1.3. LES SOLLICITATIONS GLO

Ces sollicitations sont liées aux éléments de l'environnement proche du bâtiment, qui, du fait de leurs températures, émettent un rayonnement GLO. Les éléments de l'environnement du bâtiment sont aussi bien les bâtiments qui l'entourent que la voûte céleste. Le modèle mathématique de ces sollicitations fait intervenir une température de l'environnement T_{env} , et une température caractéristique de l'état thermique de la voûte céleste, la température de ciel T_c .

On a alors :

$$\Phi_{GLOe,p} = S_p \cdot \left[\varepsilon_p \sigma \left(\frac{1 + \cos \beta}{2} \right) \cdot (T_c^4 - T_{se,p}^4) + \varepsilon_p \sigma \left(\frac{1 - \cos \beta}{2} \right) \cdot (T_{env}^4 - T_{se,p}^4) \right]$$

avec

$$\left\{ \begin{array}{l} \Phi_{GLOe,p} : \text{flux GLO extérieur incident sur une paroi p [W]} \\ S_p : \text{surface de la paroi p [m}^2\text{]} \\ \varepsilon_p : \text{émissivité de la paroi p} \\ \sigma : \text{constante de Stefan-Boltzmann [W.m}^{-2}\text{.K}^{-4}\text{]} \\ \beta : \text{inclinaison de la paroi p [rad]} \\ T_{se,p} : \text{température de face extérieure de la paroi p [}^\circ\text{C]} \\ T_c : \text{température équivalente de ciel [}^\circ\text{C]} \\ T_{env} : \text{température équivalente de l'environnement [}^\circ\text{C]} \end{array} \right.$$

Les termes liés à l'inclinaison de la paroi représentent en fait les facteurs de forme F_{pc} entre la paroi et la voûte céleste et F_{ps} entre la paroi et le sol (à la température T_{env}). On a donc :

$$\Phi_{GLOe,p} = S_p \cdot \left[\varepsilon_p \sigma F_{pc} \cdot (T_{se,p}^4 - T_c^4) + \varepsilon_p \sigma F_{ps} \cdot (T_{se,p}^4 - T_{env}^4) \right]$$

La température de l'environnement T_{env} est souvent assimilée à la température de l'air extérieure T_{ae} . De plus, cette expression est couramment linéarisée, pour prendre la forme :

$$\Phi_{GLOe,p} = S_p \cdot \left[h_{pc} \cdot F_{pc} \cdot (T_{se,p} - T_c) + h_{pe} \cdot F_{pe} \cdot (T_{se,p} - T_{env}) \right]$$

avec

$$\begin{cases} h_{pc} = \varepsilon_p \sigma \cdot (T_c^2 + T_{se,p}^2) (T_c + T_{se,p}) \simeq 4 \cdot \varepsilon_p \cdot \sigma \cdot T_{mc}^3 \\ h_{pe} = \varepsilon_p \sigma \cdot (T_{env}^2 + T_{se,p}^2) (T_{env} + T_{se,p}) \simeq 4 \cdot \varepsilon_p \cdot \sigma \cdot T_{me}^3 \end{cases}$$

T_{mc} et T_{me} sont respectivement les températures moyennes de surface et de ciel d'une part et de surface et d'environnement d'autre part. En posant :

$$\begin{cases} H_{pc} = h_{pc} \cdot F_{pc} \\ H_{ps} = h_{ps} \cdot F_{ps} \end{cases}$$

il vient alors :

$$\Phi_{GLOe,p} = S_p \cdot \left[H_{pc} \cdot (T_{se,p} - T_c) + H_{pe} \cdot (T_{se,p} - T_{env}) \right]$$

h_{pc} et h_{ps} varient très peu dans la plage de température caractéristique des climats tempérés, [Cacavelli, 1988] propose de considérer :

$$\begin{cases} h_{pc} = 4,7 \mathcal{W} \cdot m^{-2} \cdot K^{-1} \\ h_{ps} = 5,7 \mathcal{W} \cdot m^{-2} \cdot K^{-1} \end{cases}$$

2.2. Les sollicitations radiatives intérieures

Les échanges radiatifs de grandes longueurs d'onde dans le bâtiment sont liés aux énergies émises et réfléchies par les composants de l'enveloppe. Différents modèles permettent de prendre en compte l'impact de ces sollicitations radiatives sur l'état thermique du bâtiment. Nous présentons dans ce paragraphe deux méthodes, l'une simplifiée et l'autre détaillée, la méthode des radiosités, qualifiée de méthode exacte. Cette dernière est décrite ici de manière sommaire ; un paragraphe plus important lui

sera consacré dans la suite, détaillant en particulier son implémentation dans notre environnement de modélisation (cf. : chapitre III).

2.2.1. LA METHODE DES RADIOSITES OU METHODE EXACTE

Cette méthode, présentée pour la première fois par [Hottel, 1954] et développée ultérieurement par [Poljak, 1935] et [Gebhart, 1957], permet la modélisation des échanges radiatifs GLO dans une enceinte composée d'un nombre quelconque n de parois. Elle fait intervenir la notion de radiosité J d'une surface, grandeur représentant la quantité d'énergie (flux) quittant cette surface par rayonnement émis et réfléchi.

Les hypothèses retenues pour la modélisation des transferts radiatifs GLO par cette méthode sont les suivantes :

1. Les surfaces sont grises, lambertiennes (réflexion diffuse) et opaques pour le rayonnement GLO
2. Les densités de flux et les températures de surface sont uniformes
3. Le milieu contenu dans l'enceinte est parfaitement transparent

Si l'enceinte se compose de n parois, la radiosité de la paroi p vaut alors :

$$J_p = \varepsilon_p \cdot M_p^0 + \rho_p \cdot \sum_{j=1}^n F_{pj} \cdot J_j = \varepsilon_p \cdot M_p^0 + (1 - \varepsilon_p) \cdot \sum_{j=1}^n F_{pj} \cdot J_j$$

avec

$$\left\{ \begin{array}{l} \varepsilon_p : \text{émissivité GLO de la paroi } p \\ M_p^0 : \text{émittance GLO de la paroi } p \text{ [W.m}^{-2}\text{]} \\ \rho_p : \text{réflectivité GLO de la paroi } p \\ F_{pj} : \text{facteur de forme entre les surfaces } p \text{ et } j \end{array} \right.$$

En écrivant cette expression pour chaque surface, on obtient un système d'équations en radiosités :

$$\sum_{j=1}^n [\delta_{pj} - (1 - \varepsilon_p) \cdot F_{pj}] \cdot J_j = \varepsilon_p \cdot \sigma \cdot T_{si,p}^4$$

avec

$$\left\{ \begin{array}{l} \delta_{pj} : \text{symbole de Kronecker} \\ T_{si,p} : \text{température de surface intérieure de la paroi } p \text{ [K]} \end{array} \right.$$

Les flux nets des parois (flux émis - flux absorbé) s'écrivent alors :

$$\Phi_{GLOnet,p} = S_p \left(\frac{\varepsilon_p}{1-\varepsilon_p} \right) (\sigma T_{si,p}^4 - J_p) \quad \text{ou} \quad \Phi_{GLOnet,p} = S_p \cdot \sum_{j=1}^n (\delta_{pj} - F_{pj}) J_j$$

Deux cas se présentent alors :

1. Températures de surfaces connues :

Le système en radiosités à résoudre est alors le suivant :

$$\begin{bmatrix} J_1 \\ J_2 \\ \vdots \\ J_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1-(1-\varepsilon_1).F_{11} & -(1-\varepsilon_2).F_{12} & \dots & -(1-\varepsilon_n).F_{1n} \\ -(1-\varepsilon_1).F_{21} & 1-(1-\varepsilon_2).F_{22} & \dots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ -(1-\varepsilon_1).F_{n1} & \vdots & \dots & 1-(1-\varepsilon_n).F_{nn} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \varepsilon_1.M_1^0 \\ \vdots \\ \varepsilon_n.M_n^0 \end{bmatrix}$$

on calcule ensuite les flux nets par :

$$\Phi_{GLOnet,p} = \frac{\varepsilon_p}{1-\varepsilon_p} (\sigma T_{si,p}^4 - J_p) S_p$$

2. Flux nets connus :

Le système en radiosités à résoudre est alors le suivant :

$$\begin{bmatrix} J_1 \\ J_2 \\ \vdots \\ J_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (1-F_{11}).S_1 & -F_{12}.S_2 & \dots & -F_{1n}.S_n \\ -F_{21}.S_1 & (1-F_{22}).S_2 & \dots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ -F_{n1}.S_1 & \vdots & \dots & (1-F_{nn}).S_n \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \Phi_{GLOnet,1} \\ \vdots \\ \Phi_{GLOnet,n} \end{bmatrix}$$

Les températures sont ensuite évaluées par :

$$T_{si,p}^4 = \frac{1}{\sigma} \left[\frac{1-\varepsilon_p}{\varepsilon_p} \Phi_{GLOnet,p} + J_p \right]$$

Ce formalisme permet d'évaluer la température radiante moyenne par l'expression :

$$T_{rm} = \sqrt[4]{\frac{\sum_{i=1}^n J_i F_{ci}}{\sigma}}$$

Les F_{ci} sont des facteurs de formes qui peuvent être évalués de manière simplifiée par [Allard, 1986]:

$$F_{ci} = \frac{S_i}{\sum_{j=1}^n S_j}$$

Cette méthode, qualifiée de détaillée dans le cadre de modélisation dans lequel nous nous plaçons, nécessite un couplage fin ; la mise en œuvre de ce dernier sera décrite en détail dans le chapitre III.

2.2.2. UNE METHODE SIMPLIFIEE

Les transferts radiatifs intérieurs peuvent également être approchés par les relations qui vont suivre et qui font intervenir la notion de température radiante moyenne ; Allard signale que cette formulation de la température radiante moyenne génère des erreurs de quelques dixièmes de degrés par rapport à celle issue de la méthode exacte [Allard, 1986].

La température radiante moyenne est obtenue au moyen de la moyenne pondérée par leurs surfaces respectives de chaque température de surface intérieure de la zone considérée

$$T_{rm} = \frac{\sum_{p=1}^n S_p \cdot T_{si,p}}{\sum_{p=1}^n S_p}$$

en posant $\sum_{p=1}^n S_p = S_{tot}$, il vient : $T_{rm} = \frac{\sum_{p=1}^n S_p \cdot T_{si,p}}{S_{tot}}$

Le flux radiatif GLO intérieur pour chaque paroi est alors évalué de la manière suivante :

$$\Phi_{GLOi,p} = h_{ri} \cdot S_p \cdot (T_{rm} - T_{si,p})$$

2.3. Les transferts convectifs

Les transferts par convection interviennent tant à l'extérieur qu'à l'intérieur ; à l'extérieur, la convection est de type forcée sous l'influence du vent ; à l'intérieur, dans le cas le plus simple, elle est naturelle. Les relations traduisant ces phénomènes sont le plus souvent des corrélations pour la convection extérieure, de type $h_{ce} = f(V)$, V étant la vitesse du vent; la convection intérieure fait l'objet de relations de types

différents, allant du plus simplifié, h_{ci} constant, aux corrélations adimensionnelles, en passant par les relations du type $h_{ci} = a.(\Delta T)^n + b$.

2.3.1. CONVECTION A L'EXTERIEUR DU BATIMENT

Le transfert convectif à l'extérieur du bâtiment fait intervenir un coefficient d'échange h_{ce} , utilisé dans la formulation générale du flux de chaleur échangé:

$$\Phi_{CVe,p} = h_{ce} \cdot S_p \cdot (T_{se,p} - T_{ae})$$

avec

$$\left\{ \begin{array}{l} \Phi_{CVe,p} : \text{flux convectif extérieur de la paroi p [W.m}^{-2}\text{]} \\ h_{ce} : \text{coefficient d'échange convectif extérieur [W.m}^{-2}\text{.K}^{-1}\text{]} \\ T_{se,p} : \text{température de surface extérieure de la paroi p [K]} \\ T_{ae} : \text{température d'air extérieure [K]} \end{array} \right.$$

Le problème convectif se ramène donc à la détermination du coefficient d'échange h_{ce} , pour lequel de nombreuses corrélations existent, tenant compte le plus souvent de l'influence de la vitesse du vent et de la situation de la paroi (au vent ou sous le vent). Leur forme générale est la suivante :

$$h_{ce} = a + b.(v + c)^d, \text{ où les coefficients } a, b, c, d \text{ sont constants.}$$

2.3.2. CONVECTION A L'INTERIEUR DU BATIMENT

A l'intérieur du bâtiment, la convection est le plus souvent naturelle, et les flux qu'elle génère se formalisent de la même manière que précédemment :

$$\Phi_{CVi,p} = h_{ci} \cdot S_p \cdot (T_{si,p} - T_{ai})$$

avec

$$\left\{ \begin{array}{l} \Phi_{CVi,p} : \text{flux convectif intérieur de la paroi p [W.m}^{-2}\text{]} \\ h_{ci} : \text{coef. d'échange convectif intérieur [W.m}^{-2}\text{.K}^{-1}\text{]} \\ T_{si,p} : \text{température de surface intérieure de la paroi p [K]} \\ T_{ai} : \text{température d'air intérieure [K]} \end{array} \right.$$

Le problème convectif se ramène la encore à la détermination d'un coefficient d'échange convectif, pour lequel plusieurs types de relations existent, de degré de finesse variable. Ces différentes approches sont consignées dans le *Tableau 1*.


<i>Niveau de finesse croissant</i> 	Coefficient d'échange h_{ci} constant pour toutes les parois de la zone
	Coefficient d'échange h_{ci} défini selon le type de paroi, par exemple [Brau, 1992]: $\left\{ \begin{array}{l} \text{Plancher, } h_{ci} = 1 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1} \\ \text{Plafond, } h_{ci} = 6.1 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1} \\ \text{Parois verticales, } h_{ci} = 4.09 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1} \end{array} \right.$
	Coefficient dépendant linéairement de l'écart de température paroi/air, $h_{ci} = a.(\Delta T) + b$
	Coefficient dépendant non linéairement de l'écart de température paroi/air, $h_{ci} = a.(\Delta T)^n + b$
	Coefficient h_{ci} donné par des corrélations adimensionnelles, du type $Nu = f(Gr, Pr) = f(Ra)$

Tableau 1 : Les différents niveaux de finesse de la modélisation des coefficients convectifs intérieurs

2.4. Les transferts conductifs

Les transferts conductifs sont les phénomènes qui régissent les températures des composants de l'enveloppe du bâtiment. Les autres modes de transfert de chaleur interviennent comme conditions aux limites et permettent ainsi d'assurer le couplage entre les différents modes de transfert (superficiels et internes).

Deux types de modèles existent : on distingue généralement les modèles dits de transfert et les modèles dits d'états [Berges, 1986]. Les premiers utilisent le principe de superposition et le calcul opérationnel et les seconds sont issus de la discrétisation spatio-temporelle de l'équation de la chaleur.

On utilise également souvent en thermique du bâtiment l'analogie thermo-électrique pour modéliser les transferts conductifs dans les parois ; le modèle ainsi constitué est alors composé d'un ensemble de résistances et de capacités ; ces modèles sont alors dénommés par le nombre de capacités et de résistances qu'ils contiennent ; on parlera ainsi de modèle R2C ou de modèle 2RC, etc.

2.4.1. CONDUCTION DANS UNE PAROI

Considérons un modèle d'état basé sur la discrétisation spatio-temporelle de l'équation de la chaleur selon la méthode des différences finies. Cette approche offre

l'avantage de garder toute la signification physique des termes intervenant dans les équations d'une part et de permettre une approche multimodèle. En effet, la discrétisation spatio-temporelle de l'équation de la chaleur, vue sous l'angle de l'analogie thermo-électrique, se ramène, en fonction du nombre n de nœuds de discrétisation, à un modèle de type $(n-1)R(n-2)C$. Ainsi, en imposant un nombre bien déterminé de nœuds, le modèle conductif de paroi peut-être modifié, ce qui met en évidence l'aspect multimodèle d'une telle approche.

De plus, en augmentant le nombre de nœuds de discrétisation, il devient possible d'augmenter la précision du modèle quant à la prédiction du champ de température dans la paroi.

Afin d'illustrer la méthode, prenons par exemple le mur bicouche suivant :

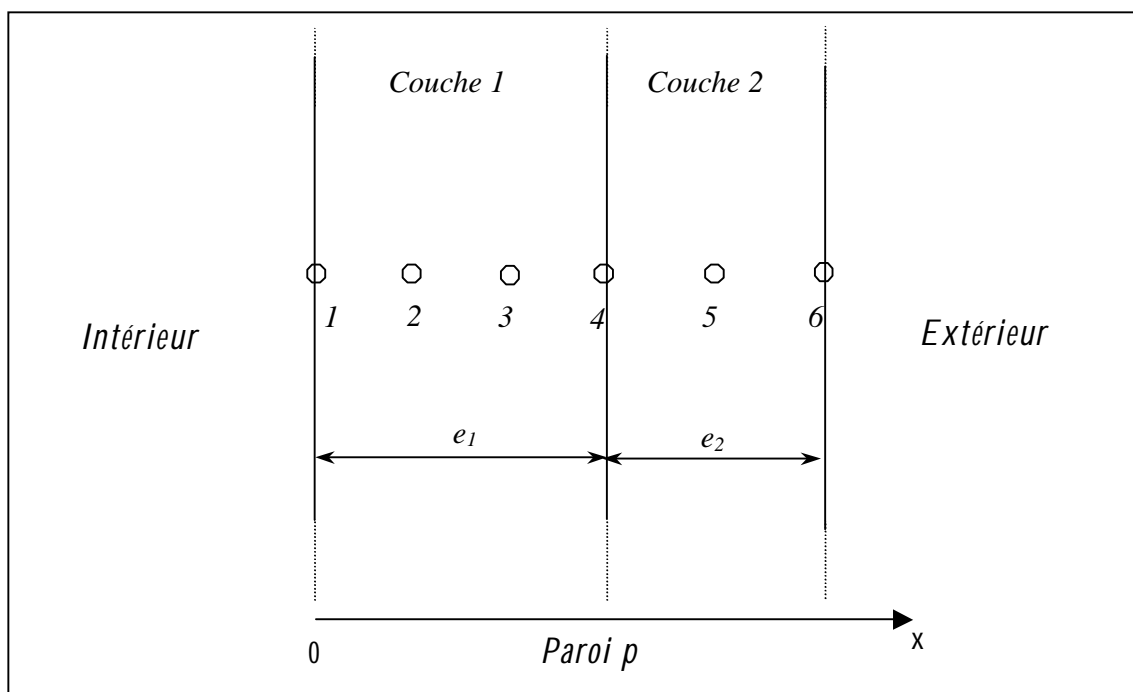


Figure 2 : Conduction à travers un mur bicouche

Le problème conductif, en supposant le transfert monodimensionnel selon l'axe (Ox) compte tenu du grand rapport d'allongement des parois des bâtiments, se pose pour chaque couche de la manière suivante :

$$\begin{cases} \frac{1}{a} \frac{\partial T(x,t)}{\partial t} = \frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial x^2} \\ a = \frac{\lambda}{\rho \cdot C_p}, \text{ diffusivité thermique de la couche} \end{cases}$$

Cette équation nécessite, compte tenu des dérivées partielles, du premier ordre en temps, du deuxième en espace, deux conditions aux limites spatiales et une condition aux limites temporelle.

Elles s'énoncent ainsi :

- *Couche 1 :*

$$\begin{cases} CL_1 : T(x,0) = T_1^0 \\ CL_1 : -\lambda_1 \cdot \frac{\partial T(0,t)}{\partial x} = \varphi_1 \\ CL_2 : -\lambda_1 \cdot \frac{\partial T(e_1,t)}{\partial x} = \varphi_2 \end{cases}$$

- *Couche 2 :*

$$\begin{cases} CL_1 : T(x,0) = T_2^0 \\ CL_1 : -\lambda_2 \cdot \frac{\partial T(e_1,t)}{\partial x} = \varphi_2 \\ CL_2 : -\lambda_2 \cdot \frac{\partial T(e_1+e_2,t)}{\partial x} = \varphi_3 \end{cases}$$

Nous pouvons de plus distinguer les types de nœud suivants :

- *Nœud de surface*
- *Nœud interne*
- *Nœud de liaison entre couches*

Les températures des nœuds de surface vont être régies par les relations décrivant les conditions aux limites sur les faces extérieures et intérieures de la paroi. Celles-ci sont conditionnées par les sollicitations des ambiances intérieure et de l'environnement extérieur.

La température du nœud de liaison est quant à elle donnée par l'écriture de la conservation du flux de chaleur entre les deux couches selon le principe de conservation de l'énergie.

Les températures des nœuds internes sont issues de la discrétisation spatio-temporelle de l'équation de la chaleur, selon un schéma numérique, le plus souvent aux différences finies.

Nous proposons en annexe 1 le détail de la discrétisation spatio-temporelle de l'équation de la chaleur, appliquée au mur bicouche précédent.

2.4.2. BILAN ENERGETIQUE DE SURFACE DES PAROIS

Le bilan énergétique au niveau des surfaces des parois, illustré sur la *Figure 3*, s'écrit de manière générale de la façon suivante :

$$\begin{cases} \varphi_{ext} = \varphi_{CVe} + \varphi_{CLOe} + \varphi_{GLOe} \\ \varphi_{int} = \varphi_{CVi} + \varphi_{CLOi} + \varphi_{GLOi} \end{cases}$$

Il fait intervenir les modes de transferts de chaleur par convection, au travers de la densité de flux φ_{CVe} et par rayonnement (φ_{GLOe} et φ_{CLO}) comme conditions aux limites du transfert conductif dans la paroi.

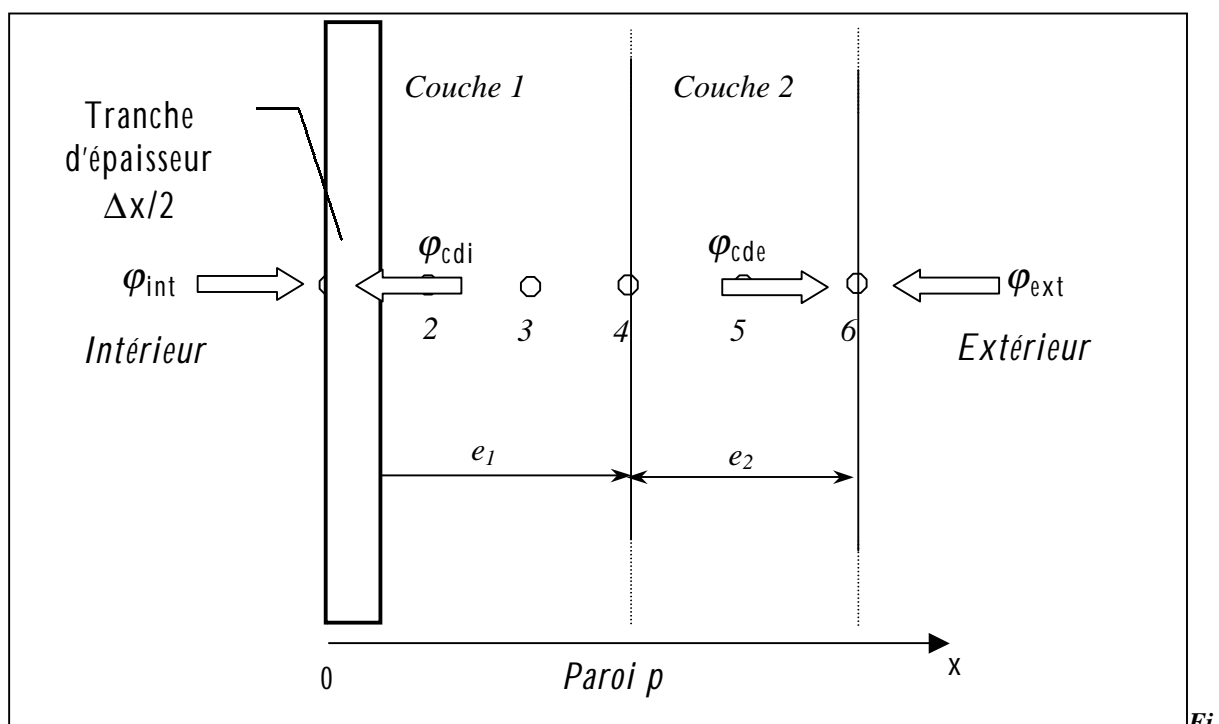


Figure 3 : Bilan énergétique de surface

2.5. Résolution du problème thermique

2.5.1. INTRODUCTION

Nous nous proposons dans la suite d'illustrer le mécanisme d'assemblage et de résolution de l'ensemble des équations nécessaires au calcul des températures d'un bâtiment monozone simplifié. Rappelons que l'entité élémentaire est la zone thermique, qui représente le volume d'air intérieur de la pièce, ou de l'ensemble de pièce considérés. Ce volume est caractérisé par un nœud de température d'air et un nœud de température radiante moyenne. Les frontières de la zone sont constituées des

parois, qui interviennent selon la description nodale de la *Figure 3*. Nous étendons ensuite l'approche à un cas multizone, en notant les implications d'une description plus fine du bâtiment.

2.5.2. BILAN THERMO-CONVECTIF DU NŒUD D'AIR

L'ensemble des équations des parois de la zone thermique considérée ne suffit pas à décrire son comportement thermique global. Il faut leur ajouter le bilan thermo-convectif de l'air, afin de permettre le calcul de la température sèche du nœud d'air. Cette dernière intervient en outre dans le calcul des conditions aux limites convectives des parois.

De manière générale, cette équation de bilan est formalisée de la manière suivante:

$$\sum_{p=1}^n h_{ci,p} \cdot S_p \cdot (T_{si,p} - T_{aj}) + \sum_{k=1}^{Nz} Q_{k,j} \cdot C_k \cdot T_{ak} - Q_{t,j} \cdot C \cdot T_{aj} + G_j + P_j = \rho_j \cdot C_j \cdot V_j \cdot \frac{dT_{aj}}{dt}$$

avec

$$\left\{ \begin{array}{l} T_{aj} : \text{température d'air de la zone } j \text{ [K]} \\ C_j : \text{chaleur massique de l'air de la zone } j \text{ [kJ.kg}^{-1}\text{]} \\ \rho_j : \text{masse volumique de la zone } j \text{ [kg.m}^{-3}\text{]} \\ V_j : \text{volume de la zone } j \text{ [m}^3\text{]} \\ G_j : \text{apports sensibles gratuits de la zone } j \text{ [W]} \\ P_j : \text{puissance de climatisation [W]} \\ Q_{k,j} : \text{débit massique d'air qui passe de la zone } k \text{ à a zone } j \text{ [m}^3 \cdot \text{s}^{-1}\text{]} \\ Q_{t,j} : \text{débit massique total sortant de la zone } j \text{ [m}^3 \cdot \text{s}^{-1}\text{]} \end{array} \right.$$

Elle traduit le fait que l'évolution de la température de l'air de la zone est conditionnée par les échanges convectifs avec les différentes parois et le cas échéant par les débits d'air entrant et sortant de la zone, par la puissance apportée par un système de climatisation et par les charges internes (occupants, appareils).

Dans le cas sans débit interzone, sans climatisation et sans charges internes, on aboutit à la relation simplifiée suivante:

$$\sum_{p=1}^n h_{ci,p} \cdot S_p \cdot (T_{si,p} - T_{aj}) = \rho_j \cdot C_j \cdot V_j \cdot \frac{dT_{aj}}{dt}$$

2.5.3. CAS MONOZONE

Les équations vues précédemment concernent les phénomènes entrant en jeu dans le problème thermique global d'un bâtiment donné ; la mise en équation de celui-ci est basée d'une part sur les bilans énergétiques des surfaces intérieures et extérieures de toutes les parois du bâtiment et d'autre part sur le bilan thermo-convectif du nœud d'air de la zone considérée, comme l'illustre le synoptique de la *Figure 4*.

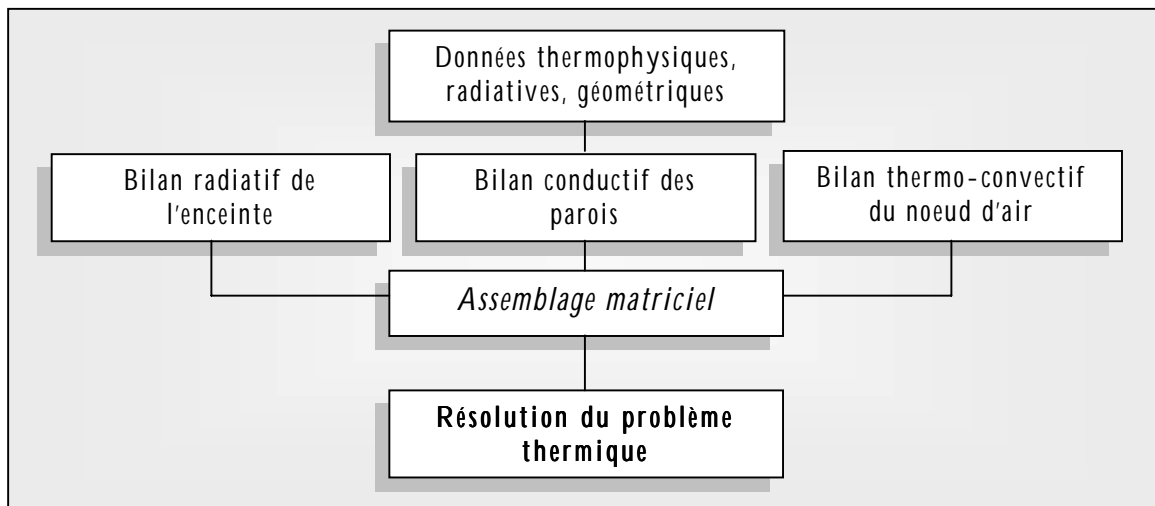


Figure 4 : Synoptique de la résolution du problème thermique global d'une zone

L'écriture de l'ensemble des relations mentionnées sur la figure 4 peut s'écrire comme un système matriciel d'évolution d'état, dont la forme générale est la suivante :

$$[\dot{T}] = [A].[T] + [B].[U]$$

2.5.4. CAS MULTIZONE

La prise en compte du caractère multizone amène à la définition d'un type particulier de paroi : **la paroi interzone**. Cette paroi, comme son nom l'indique constitue l'interface entre deux zones adjacentes et doit de fait prendre en compte les conditions aux limites données par les deux zones qu'elle sépare. Ainsi, à la différence d'une paroi de type extérieure, la condition aux limites extérieure, déduite de l'équation de bilan thermique de surface de la paroi, aura une expression similaire à celle de la condition de la face intérieure, exception faite des nœuds de température à prendre en compte. En effet, pour une telle paroi, il sera nécessaire de considérer pour le bilan thermique de la face extérieure, la température sèche d'air et la température radiante moyenne de la zone adjacente.

La description multizone nécessite donc le couplage thermique des différentes zones du bâtiment, plus ou moins fin en fonction de la stratégie adoptée. En effet, deux types de couplages sont généralement utilisés:

- *Le couplage "parfait", qui consiste en l'écriture de l'ensemble des relations pour le bâtiment entier, c'est à dire pour chacune des zones, sous la forme d'un seul système matriciel*
- *Le couplage "connecté" [Smith-Schneider, 1994], qui consiste en l'écriture de systèmes matriciels dont le couplage est assuré par un processus itératif, conditionné par un critère de précision arbitraire*

3. FORMALISME DES TRANSFERTS AÉRAULIQUES

3.1. Introduction

Les transferts aérauliques sont d'importance dans le domaine de la physique de l'habitat, car associés aux transferts de chaleur, ils conditionnent le couplage thermique entre les différentes zones et influencent de ce fait les sensations de confort thermique [Cacavelli, 1988][Roldan, 1985][Boyer, 1993].

De plus, un bâtiment bien conçu est un bâtiment dans lequel l'air circule correctement dans toutes les pièces, permettant alors un brassage de l'air convenable, et évitant de ce fait l'apparition de facteurs d'insalubrité. Il est donc important de connaître le comportement des écoulements d'air dans les bâtiments, de manière à pouvoir les intégrer dans une démarche globale visant à rendre les bâtiments performants et confortables.

Cependant, la prise en compte fine des écoulements d'air nécessite le recours à des modélisations à échelle microscopique et par la même à l'utilisation de codes CFD. Ces codes de calcul permettent de déterminer le champ de vitesse et de pression de l'écoulement en s'appuyant sur les équations de bilan de masse, de quantité de mouvement et d'énergie. Ils engendrent néanmoins des temps de calcul importants et fournissent une quantité d'information qu'il est difficile de valider expérimentalement à l'échelle d'un bâtiment. Les principales hypothèses considérées consistent en outre à négliger la viscosité de l'air et à appliquer l'approximation de Boussinesq.

En physique du bâtiment, l'approche précédente est utilisée dans le cas d'études fines d'écoulements d'air pour des géométries simples. Les codes de simulation du comportement énergétique des bâtiments ont recours à une modélisation plus simplifiée, reposant sur l'hypothèse d'un régime stationnaire [Smith-Schneider, 1994]. L'équation de quantité de mouvement revêt alors la forme de l'équation de Bernouilli :

$$\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot V^2 + P + \rho \cdot g \cdot z = \text{constante}$$

avec

$$\left\{ \begin{array}{l} V : \text{vitesse de l'écoulement [m.s}^{-1}\text{]} \\ P : \text{pression [Pa]} \\ \rho : \text{masse volumique [kg.m}^{-3}\text{]} \\ g : \text{accélération de la gravité [m.s}^{-2}\text{]} \\ z : \text{cote du point [m]} \end{array} \right.$$

Cette équation régit la conservation des pressions dynamiques, statiques et gravitationnelles le long d'une ligne de courant, sur laquelle la masse volumique est constante. Elle met en évidence les moteurs des transferts aérauliques :

- *Les effets du vent*
- *Les effets des systèmes mécaniques*
- *Les effets de tirage thermique*

Les paragraphes suivants ont pour objet de présenter le formalisme associé dans le cadre de la physique du bâtiment.

3.2. Les effets moteurs

3.2.1. LES EFFETS DU VENT

La pression aérodynamique exercée par le vent sur un obstacle a pour expression :

$$\bar{P}_{dyn} = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot \bar{V}^2$$

avec

$$\left\{ \begin{array}{l} \bar{P}_{dyn} : \text{pression dynamique moyenne du vent [Pa]} \\ \rho : \text{masse volumique de l'air [kg.m}^{-3}\text{]} \\ \bar{V} : \text{vitesse moyenne du vent [m.s}^{-1}\text{]} \end{array} \right.$$

De plus, afin de prendre en compte l'impact du vent sur la paroi, en fonction de son orientation, des coefficients de pression interviennent, dont la valeur va dépendre de la direction et de l'angle d'incidence du vent. Les valeurs de ces coefficients sont généralement données pour des configurations prédéfinies, mais elles restent néanmoins

rare. Il existe par ailleurs des modèles, donnant la valeur des coefficients en fonction de l'angle d'incidence du vent ; nous citerons à titre d'exemple le modèle de Walton [Krauss, 1989], qui propose les expressions suivantes :

$$\begin{cases} C_p = 0,75 - 1,05 \cdot \frac{\alpha}{90} & (0^\circ < \alpha < 90^\circ) \\ C_p = -0,45 + 0,15 \cdot \frac{\alpha}{90} & (90^\circ < \alpha < 180^\circ) \end{cases}$$

Ainsi, la pression du vent sur une paroi est donnée par la relation suivante :

$$P_v = C_p \cdot P_{dyn} = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot C_p \cdot \bar{V}^2$$

3.2.2. LE TIRAGE THERMIQUE

Le tirage thermique est dû à la variation de la masse volumique de l'air en fonction de la température ; ainsi, deux pièces à des températures différentes, séparées par une cloison comportant deux ouvertures, l'une haute et l'autre basse, sont le siège d'un mouvement d'air qui va se traduire par une aspiration en partie haute vers la pièce « froide » et une aspiration en partie basse vers la pièce « chaude ». Celle-ci est générée par les effets gravitationnels, dont l'influence sur la pression dans les pièces est régie par l'équation suivante :

$$\frac{dP}{dz} = -\rho(T) \cdot g, P \text{ étant la pression hydrostatique (Pa)}$$

Cette relation illustre d'une part l'effet de tirage thermique, par la dépendance de la masse volumique en fonction de la température, mais aussi la dépendance de la pression gravitationnelle en fonction de la différence de hauteur entre les extrémités de l'ouverture. Cette dernière remarque illustre le fait qu'il peut y avoir écoulement, même si les températures des zones connectées sont les mêmes [Smith-Schneider, 1994].

Un couplage entre les phénomènes thermiques et aérauliques s'effectue au travers de la dépendance de la masse volumique de l'air avec la température, selon la relation suivante :

$$\rho(T) = \rho(T_0) \cdot \frac{T_0}{T_0 + T}$$

La nécessité d'établir une cohérence entre les phénomènes thermiques et aérauliques va se traduire par un couplage thermo-aéraulique.

3.3. Les liens aérauliques et leur modélisation

3.3.1. INTRODUCTION

Le lien entre les effets moteurs et la répartition de l'air au sein du bâtiment est effectué par les ouvertures (liens aérauliques), qui vont canaliser l'écoulement fluide. En fonction de la taille des ouvertures, l'écoulement d'air, en particulier sa direction, peut être modifié ; en effet, dans le cas d'un lien de faibles dimensions, l'écoulement d'air ne peut avoir lieu que dans un sens ; par contre, si les dimensions sont plus importantes, l'écoulement peut simultanément être présent dans les deux sens.

L'effet précédent est pris en compte au travers d'une distinction particulière des liens aérauliques et de manière implicite des types de modélisation associés. On distingue à cet effet en physique du bâtiment :

- *Les grandes ouvertures*
- *Les petites ouvertures*

Les petites ouvertures font l'objet d'une modélisation relativement simple, basée sur l'équation de débit. Pour les grandes ouvertures en revanche, la modélisation est plus complexe et plusieurs approches sont proposées, dont l'objet est la prise en compte réaliste du sens fluctuant de l'écoulement au travers de l'ouverture [Walton, 1982]. Dans le paragraphe qui suit, nous ne nous intéressons qu'à la modélisation des petites ouvertures dans la mesure où seul ce type de lien est intégré à notre environnement de modélisation.

3.3.2. LES PETITES OUVERTURES

On regroupe sous cette appellation générique l'ensemble des liens aérauliques volontaires ou involontaires qui peuvent apparaître dans le bâtiment ; en effet, les fissures ou des défauts d'étanchéité (par exemple aux liaisons entre les jambages et les cadres des menuiseries) constituent des interstices qui vont être le siège d'un écoulement fluide involontaire.

Par ailleurs, les bouches de ventilation par exemple constituent des discontinuités volontaires dans l'enveloppe du bâtiment qui vont également générer un écoulement fluide. Le couplage énergétique fort du à ces liens entre les diverses zones du bâtiment ou entre les zones et l'extérieur, impose qu'ils soient convenablement pris en compte, notamment au travers du calcul du débit de l'écoulement fluide :

Le débit de fluide à travers une ouverture (petite), est lié à l'écart de pression entre ses deux extrémités ; des études expérimentales ont permis d'obtenir des lois du type :

$$\dot{Q} = K \cdot (\Delta P)^n$$

avec

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{Q} : \text{débit volumique à travers l'ouverture } [\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}] \\ \Delta P : \text{écart de pression de part et d'autre de l'ouverture } [\text{Pa}] \\ K : \text{perméabilité} \\ n : \text{exposant de l'écoulement} \end{array} \right.$$

L'exposant n permet de tenir compte du régime d'écoulement à travers l'ouverture:

$$\left\{ \begin{array}{l} n = 1, \text{ écoulement laminaire} \\ n = 0,5, \text{ écoulement turbulent} \\ n = 0,67, \text{ valeur courante} \end{array} \right.$$

La forme générale ci-dessus est très largement utilisée pour caractériser les écoulements dans de petites ouvertures ; néanmoins, d'autres types de lois existent, telles les relations polynomiales [Smith-Schneider, 1994].

L'écart de pression dépend, dans le cas d'une description multizone des bâtiments, de l'ouverture considérée. En effet, on distingue les *ouvertures extérieures*, qui relient une zone du bâtiment à l'extérieur, et les *ouvertures intérieures*, entre deux zones du bâtiment. L'écriture de la relation de Bernoulli pour chacun de ces deux types de liens aérauliques mène à la l'explicitation des relations donnant l'écart de pression ΔP .

3.4. Résolution du problème aéraulique

Pour une zone donnée, le lien entre les débits au travers de toutes les ouvertures est effectué en écrivant la conservation du débit massique :

$$\sum_{o=1}^{No} \dot{Q}_o + \dot{Q}_{VMC} = 0$$

avec

$$\left\{ \begin{array}{l} No : \text{nombre d'ouverture dans la zone} \\ \dot{Q}_{VMC} : \text{débit lié à une ventilation mécanique contrôlée} \end{array} \right.$$

Ainsi, le débit dû aux systèmes de ventilation mécanique vient s'ajouter en valeur algébrique aux débits à travers les petites ouvertures.

Dans le cas multizone, le bilan ci-dessus doit être écrit pour l'ensemble des zones, ce qui mène alors au système d'équations suivant :

$$\left\{ \begin{array}{l} \sum_{o=1}^{No,1} \dot{Q}_{o,1} + \dot{Q}_{VMC,1} = 0 \\ \sum_{o=1}^{No,2} \dot{Q}_{o,2} + \dot{Q}_{VMC,2} = 0 \\ \cdot \\ \cdot \\ \sum_{o=1}^{No,Nz} \dot{Q}_{o,Nz} + \dot{Q}_{VMC,Nz} = 0 \end{array} \right.$$

La réécriture de ce système en prenant pour inconnues les pressions, mène à un système non linéaire, qui une fois résolu, fournit les pressions de référence de chaque zone du bâtiment ; en réécrivant le système en débits cette fois-ci, et en injectant les valeurs trouvées pour les pressions, on peut ainsi déterminer les débits au travers de toutes les ouvertures du bâtiment.

4. FORMALISME DES TRANSFERTS HYDRIQUES

4.1. Introduction

Les transferts hydriques sont d'importance, en particulier en raison des répercussions qu'ils engendrent sur le confort thermique et plus généralement sur l'enveloppe des bâtiments. En effet, pour des climats à forte humidité, tel celui tropical humide de La Réunion, les spécificités liées au relief favorisent parfois des conditions extrêmes. Celles-ci conduisent, si l'enveloppe du bâtiment est inadaptée, à des situations d'inconfort et à des dégradations manifestes (moisissures, dégradations des revêtements, etc.). C'est pourquoi une démarche afin de modéliser plus finement et in fine élaborer des outils capables de prédire convenablement le comportement hydrique des enveloppes des bâtiments a été initiée.

Les modèles hydriques, à l'instar des modèles thermiques et aérauliques, sont de degré de finesse variable, en fonction des phénomènes pris en compte. On distingue ainsi les modèles intégrant l'effet des matériaux de l'enveloppe sur la teneur en eau de l'air et ceux ne considérant aucune interaction entre l'air et les matériaux. Dans ce dernier cas, les transferts hydriques sont supposés être uniquement dus à un transport convectif par les flux aérauliques. Dans le cas où les matériaux sont pris en compte,

plusieurs approches sont considérées ; on distingue les modèles dits détaillés, distinguant l'effet des parois et permettant l'évaluation du risque de condensation et les modèles plus simplifiés, globalisant l'ensemble des matériaux sous la forme d'un tampon ou « buffer », et donnant une indication de la quantité d'eau stockée [Lucas, 2001]. Ces derniers sont généralement des modèles dits à paramètres ajustés, et ont été élaborés sur la base d'expériences. Ils offrent une vision simplifiée du comportement hydrique des enveloppes, qui possède l'avantage de nécessiter peu de paramètres. Ils peuvent ainsi être mis à profit en phase d'avant-projet d'une opération.

Nous présentons dans la suite un modèle détaillé, développé par Lucas [Lucas, 2001]. Ce modèle, dit « modèle de paroi », distingue le comportement hydrique des parois de l'enveloppe et prend en compte l'interaction air/matériaux dont l'importance est non négligeable. En outre, ce modèle est implémenté dans l'environnement de modélisation que nous présenterons au chapitre 3.

4.2. Le modèle de paroi

Ce modèle, dit détaillé, offre les avantages suivants :

- *Prédiction des quantités d'eau condensées*
- *Prise en compte des quantités d'eau condensées dans le bilan thermo-convectif de l'air*
- *Prise en compte fine du couplage thermo-hydrique*

Le prise en compte des parois dans les transferts hydriques au sein d'une zone donnée, amène à distinguer les parois dites hygroscopiques, de celles non hygroscopiques. Les premières sont caractérisées par un faible diamètre de pore ($<0,1\mu\text{m}$), nécessitant de ce fait la prise en compte de la diffusion d'humidité (vapeur d'eau). Les secondes sont quant à elles caractérisées par un diamètre de pore plus élevé ($>0,1\mu\text{m}$) occasionnant un transfert d'humidité par capillarité. Dans ce dernier cas, le moteur du transfert est le gradient de pression capillaire, tandis que dans le premier cas, l'humidité se propage sous l'action combinée d'un gradient de température et de concentration.

De manière générale, le bilan hydrique de l'air d'une zone donnée s'exprime de la manière suivante :

$$\rho_{as} \cdot V_z \cdot \frac{dw_z}{dt} = \sum_{n=1}^{Nz+1} \dot{m}_{as,n} \cdot w_n - \sum_{n=1}^{Nz+1} \dot{m}_{as,z,n} \cdot w_z + \frac{\dot{Q}_{lat}}{L_v} + \frac{CI_{lat}}{L_v} + \phi_{tampon} + \underbrace{\phi_{parois_hygro} + \phi_{parois_non_hygro}}_{(1)}$$

Les termes (1) regroupent d'une part les flux échangés entre l'air et les parois hygroscopiques et d'autre part, entre l'air et les parois non hygroscopiques en présence de condensation.

4.2.1. PAROIS HYGROSCOPIQUES

Pour ce type de paroi, le modèle distingue le cas où la paroi est sèche (sans condensation superficielle) et celui où la paroi est humide (présence de condensas). Le formalisme utilisé est basé sur l'analogie thermo-électrique, dont l'illustration est proposée sur la *Figure 5*.

Le terme lié aux parois hygroscopiques dans l'expression générale du bilan hydrique de la zone d'écrit alors :

$$\phi_{\text{parois_hygro}} = \sum_{s=1}^{Np_s} \phi_{p,\text{sèche},s} + \sum_{h=1}^{Np_h} \phi_{p,\text{cond},h}$$

avec

$$\left\{ \begin{array}{l} Np_s : \text{nombre de parois sèches} \\ Np_h : \text{nombre de parois humides} \\ \phi_{p,\text{sèche}} : \text{flux massique de parois sèches [kg.s}^{-1} \text{]} \\ \phi_{p,\text{cond}} : \text{flux massique de parois humides [kg.s}^{-1} \text{]} \end{array} \right.$$

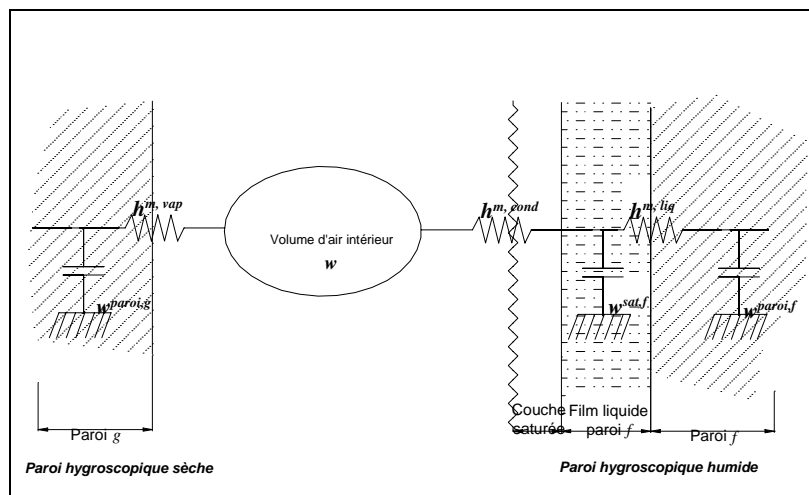


Figure 5 : Formalisme du modèle de paroi dans le cas hygroscopique

4.2.1.1. Cas d'une paroi sèche

Dans ce cas, le flux hydrique échangé par l'air s'exprime de la manière suivante :

$$\phi_{p,\text{sèche},g} = h_{m,\text{vap}} S_g (w_{p,g} - w)$$

La loi d'évolution de la teneur en eau d'une telle paroi est quant à elle donnée par une équation différentielle :

$$\rho_g V_g C_{h,g} \frac{dw_{p,g}}{dt} = -h_{m,vap} S_g (w_{p,g} - w)$$

avec les notations ci-dessous :

$$\left\{ \begin{array}{l} \rho_g : \text{masse volumique du matériau de la paroi } [kg \cdot m^{-3}] \\ V_g : \text{volume de la paroi concernée par les transferts } [m^3] \\ S_g : \text{surface de la paroi concernée par les transferts } [m^2] \\ C_{h,g} : \text{capacité hydrique de la paroi } \left[\frac{(kg_{eau} \cdot kg_{matériau}^{-1})}{(kg_{eau} \cdot kg_{air_sec}^{-1})} \right] \\ w_{p,g} : \text{teneur en eau de l'air dans la paroi } [kg_{eau} \cdot kg_{air_sec}^{-1}] \\ h_{m,vap} : \text{coefficient d'échange massique à la surface du matériau } [kg_{air_sec} \cdot m^2 \cdot s^{-1}] \\ w : \text{teneur en eau de l'air de la zone } [kg_{eau} \cdot kg_{air_sec}^{-1}] \end{array} \right.$$

4.2.1.2. Cas d'une paroi humide

Dans ce cas, il existe un film de condensas sur la paroi et il y a lieu de tenir compte des éléments suivants :

- *Echange en phase vapeur air/film*
- *Echange en phase liquide film/paroi*

Dans le premier cas, le flux s'exprime de manière analogue à celui d'une paroi sèche, selon la relation suivante :

$$\phi_{p,cond,f} = h_{m,vap} S_f (w_{p,f,sat} - w)$$

l'indice «sat» indiquant la surface saturée du film.

Le second échange, fonction de la pression capillaire P_{cap} , s'exprime sous la forme de la loi de Jurin :

$$dP_{cap} = \frac{2 \cdot \sigma \cdot \cos \theta}{r_p}$$

Le flux massique échangé par la couche liquide est alors donné par la relation :

$$\phi_{p,liq,f} = \varphi_{p,liq,f} \cdot S_f = -K_{m,p} \cdot \frac{\partial P_{cap}}{\partial x} \cdot S_f = -K_{m,p} \cdot S_f \frac{2 \cdot \sigma \cdot \cos \theta}{r_p \cdot e_{act}}$$

avec les notations suivantes :

$$\left\{ \begin{array}{l} \varphi_{p,liq,f} : \text{densité de flux massique échangée par la couche liquide [kg.m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}] \\ \sigma = 72 \cdot 10^{-3} : \text{tension superficielle de l'eau à } 20^\circ\text{C [N.m]} \\ \theta = 0 : \text{angle de mouillage ou angle d'accroche de l'eau [}^\circ\text{]} \\ r_p : \text{rayon des pores du matériau en surface de la paroi [m]} \\ e_{act} : \text{épaisseur active du matériau concerné par les transferts en phase liquide [m]} \\ K_{m,p} : \text{perméabilité à l'eau liquide du matériau de la paroi [kg.m}^{-1} \cdot \text{Pa}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}] \end{array} \right.$$

L'épaisseur active est également appelée profondeur effective de pénétration et correspond à la zone du matériau affectée par les échanges hydriques. Elle est de l'ordre de quelques millimètres et la valeur 4mm est généralement admise. En introduisant ces simplifications, la relation précédente devient :

$$\phi_{p,liq,f} = -0,144 \cdot \frac{K_{m,p} \cdot S_f}{r_p \cdot e_{act}} = -0,144 \cdot \frac{K'_{m,p} \cdot S_f}{e_{act}}$$

avec

$$\left\{ \begin{array}{l} \phi_{p,liq,f} : \text{flux massique [kg.s}^{-1}] \\ K'_{m,p} = \frac{K_{m,p}}{r} \text{ [kg.Pa}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}] \end{array} \right.$$

La masse liquide à la surface de la paroi est quant à elle donnée par la relation :

$$\frac{dm_{liq,p,f}}{dt} = -\phi_{p,cond,f} + \phi_{p,liq,f} = -h_{m,vap} S_f (w_{p,f,sat} - w) - 36 \cdot S_f \frac{K_{m,p}}{r_p}$$

et l'évolution de la teneur en eau de l'air de la paroi par:

$$\rho_f \cdot V_f \cdot C_{h,f} \cdot \frac{\partial w_{p,f}}{\partial t} = 36 \cdot S_f \cdot K'_{m,p}$$

4.2.2. PAROIS NON HYGROSCOPIQUES

Pour une telle paroi, il est intéressant de s'intéresser à la possibilité de condensation, auquel cas la prise en compte de l'échange hydrique entre l'air et la phase liquide ainsi formée doit avoir lieu. L'analogie électrique associée à cette configuration est illustrée sur la *Figure 6*.

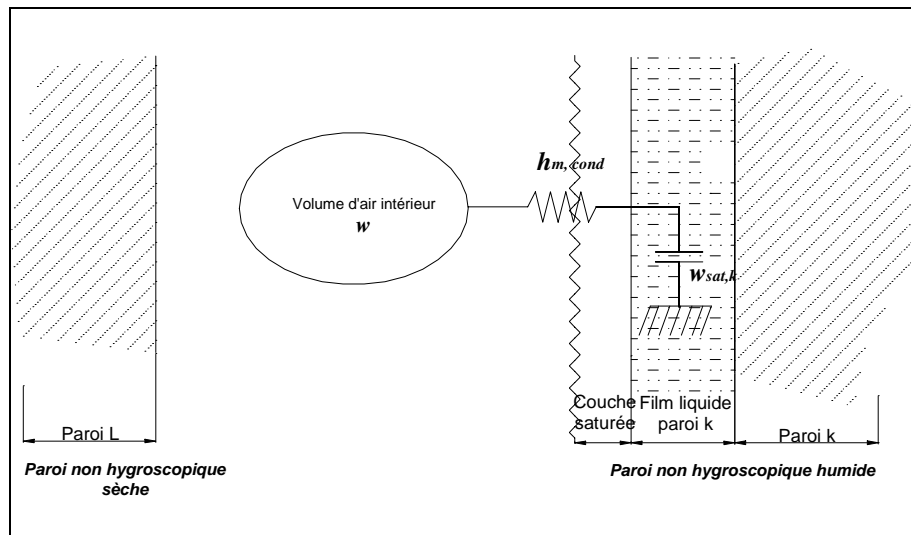


Figure 6 : Formalisme du modèle de paroi dans le cas non hygroscopique

Dans le cas où la condensation se produit en surface de la paroi, les transferts air/film sont analogues au cas de la paroi hygroscopique :

$$\phi_{p,cond,k} = h_{m,vap} S_k (w_{sat,k} - w)$$

Dans le cas contraire, on a :

$$\phi_{p,cond,k} = 0$$

la masse de liquide vaut quant à elle :

$$\frac{dm_{liq,k}}{dt} = -\phi_{cond,k}$$

4.2.3. COUPLAGE THERMO-HYDRIQUE

Les phénomènes thermiques et hydriques sont couplés au travers de l'équation de bilan sensible du nœud d'air de la zone concernée d'une part, et d'autre part au travers de l'énergie de changement de phase associée aux parois humides de la zone.

Les relations traduisant ce couplage sont les suivantes :

- *Couplage au niveau du bilan sensible du nœud d'air :*

$$\begin{aligned}
 \rho_{as} \cdot c_{p_{as}} \cdot V_z \cdot \frac{dT_{ai,z}}{dt} &= \sum_{j=1}^{Np(z)} h_{ci} \cdot S_j \cdot (T_{si,z} - T_{ai,z}) \\
 &+ \sum_{n=1}^{Nz+1} \dot{m}_{as(n,z)} \cdot c_{p_{as}} \cdot T_{ai,n} - \sum_{n=1}^{Nz+1} \dot{m}_{as(z,n)} \cdot c_{p_{as}} \cdot T_{ai,z} + \dot{Q}_{sens} + Cl_{sens} \\
 &+ \underbrace{\sum_{n=1}^{Nz+1} \dot{m}_{as(n,z)} \cdot c_{p_v} \cdot W_n \cdot T_n - \sum_{n=1}^{Nz+1} \dot{m}_{as(z,n)} \cdot c_{p_v} \cdot W_z \cdot T_z}_{\text{termes de couplages thermo-hydriques liés aux transferts aérauliques}} \\
 &+ \underbrace{\sum_{g=1}^{Nbre \text{ parois sèches}} \dot{m}_{vap,g} \cdot c_{p_v} \cdot [T_{s,g} - T_{ai,z}]}_{\text{échange entre l'air et les parois sèches}} \\
 &+ \underbrace{\sum_{f=1}^{Nbre \text{ parois humide}} \dot{m}_{liq,f} \cdot c_{p_v} \cdot [T_{s,f} - T_{ai,z}]}_{\text{échange entre l'air et les parois humides}}
 \end{aligned}$$

- *Couplage au niveau du bilan énergétique surfacique des parois :*

$$C_f \frac{dT}{dt} = \Phi_{conductif} + \Phi_{convectif} + \Phi_{Radiatif SW} + \Phi_{Radiatif LW} + \frac{\phi_{p,cond,f}}{S_f} l_v$$

5. SYNTHÈSE

Nous avons tenu lors de ce chapitre, à présenter l'ensemble des relations nécessaires à la modélisation thermo-hygro-aéraulique des bâtiments. Celles-ci sont en effet fondamentales lors de l'élaboration d'un outil de modélisation.

Outre les aspects équationnels proprement dits, le passage des équations manuscrites à l'implémentation ne se fait pas immédiatement ; il est en effet nécessaire d'avoir une réflexion préalable sur l'approche qu'il faut adopter lors de l'implémentation, car elle va conditionner l'évolutivité du code. Le caractère générique en particulier, nécessite une attention de tous les instants.

La mise en place des systèmes matriciels pour une configuration donnée, figée, est certes délicate, mais réalisable relativement rapidement. La génération automatique et non définie à l'avance de systèmes matriciels quant à elle, est plus exigeante et plus longue. Cependant, en fonction de l'environnement de

développement, les outils mis à disposition permettent d'accélérer la démarche et de vérifier plus rapidement d'éventuelles erreurs.

Néanmoins, les efforts fournis pour la mise en place d'un générateur de modèles sont gratifiants, dans la mesure où la possibilité est offerte de traduire les phénomènes intervenants dans une infinité de configurations possibles. Cette caractéristique permet ainsi une large utilisation.

Enfin, du point de vue algorithmique, les codes de simulation du comportement énergétique des bâtiments réalisent un couplage plus ou moins fin des modèles thermiques, hydrique et aérauliques ; les stratégies de couplage sont donc variées et l'on distingue celles dites « directes » de celles dites « itératives », illustrés sur la *Figure 7*. Les premières sont considérées comme parfaites, dans la mesure où l'ensemble des relations mathématiques traduisant les phénomènes physiques sont résolues en même temps. La simultanéité de la résolution par système matriciel global assure un couplage fin des phénomènes. La seconde méthode réalise un couplage plus approximatif, mais offre l'avantage de permettre une modulation de ce dernier par l'intermédiaire du critère de précision à prendre en compte.

Pour une revue détaillée des stratégies de couplage, se référer à [Smith-Schneider, 1994] et [Wolosyn, 1999].

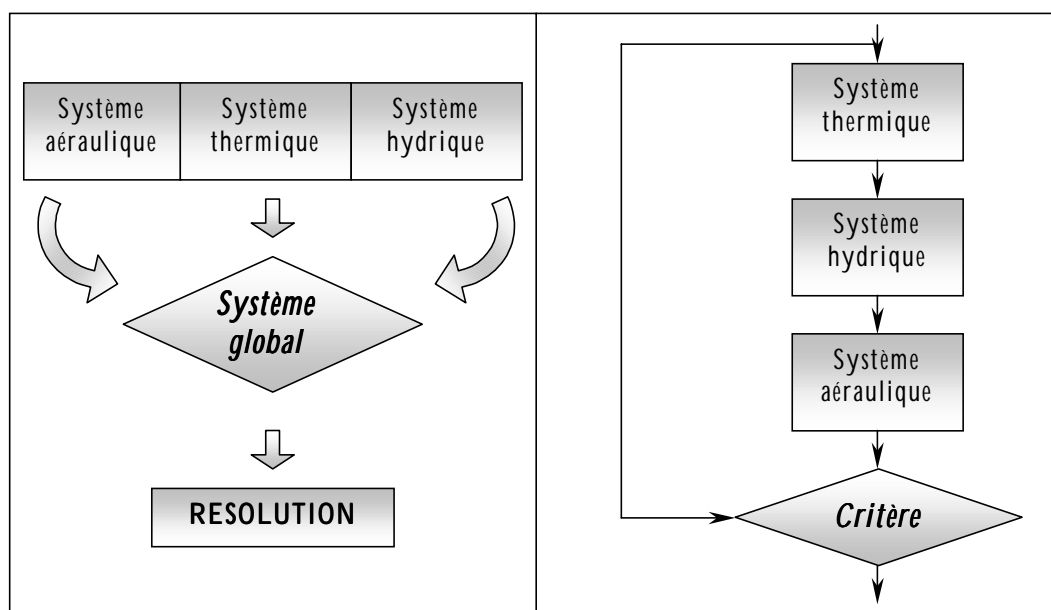
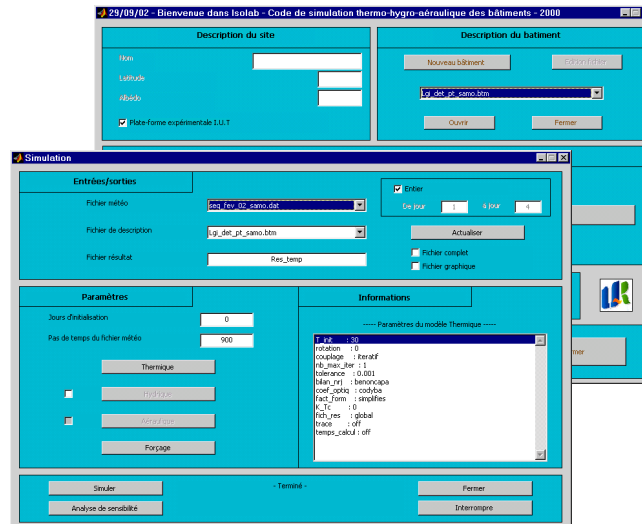


Figure 7 : Les stratégies de couplage directe (à gauche) et itérative (à droite)

Ce cadre de modélisation étant fixé, nous présentons dans le chapitre suivant l'environnement de modélisation qui fait l'objet de notre méthodologie, dans son volet scientifique. Ce dernier s'apparente à un code de simulation du comportement énergétique des bâtiments et a été développé dans le souci de permettre des études théoriques multiples, traitant notamment des diverses intégrations possibles des PMR dans le bâtiment.

Chapitre III



MODELISATION INTEGREE DE PAROIS COMPLEXES DANS UN PROTOTYPE DE CODE DE SIMULATION DU COMPORTEMENT ENERGETIQUE DES BATIMENTS

Ce chapitre présente la démarche théorique que nous avons adoptée afin de répondre à la problématique scientifique mentionnée dans le chapitre 1. A cet effet, il débute par une présentation générale de ce que l'on nomme parois complexes, en soulignant les différentes stratégies de modélisation référencées dans la bibliographie. Les éléments que nous exposons jettent les bases de l'outil de modélisation que nous avons développé dans le cadre de ces travaux, qui s'apparente à un prototype de code de simulation du comportement énergétique des bâtiments. Les développements spécifiques à la problématique des parois complexes sont ensuite abordés. En dernier lieu, nous nous intéressons au système d'étude dont nous disposons et qui constitue une toiture complexe intégrant un PMR. Après une description de cette dernière, nous proposons une modélisation dite détaillée, réalisée dans la philosophie des codes de simulation du comportement énergétique des bâtiments.

Sommaire

1. LES PAROIS COMPLEXES	88
1.1. Introduction	88
1.2. Description des parois complexes	89
1.3. Modélisation des parois complexes	90
1.3.1. <i>Eléments bibliographiques</i>	90
1.3.2. <i>Synthèse</i>	91
2. DEVELOPPEMENT D'UN ENVIRONNEMENT DE MODELISATION DEDIE	92
2.1. Introduction	92
2.2. Le code de calcul ISOLAB	94
2.2.1. <i>L'environnement MATLAB</i>	94
2.2.2. <i>Présentation structurelle</i>	94
2.2.3. <i>Présentation fonctionnelle</i>	96
2.2.4. <i>Principales hypothèses des modèles</i>	96
3. DEVELOPPEMENTS SPECIFIQUES AUX PAROIS COMPLEXES	97
3.1. Les transferts radiatifs de grande longueur d'onde	98
3.1.1. <i>La méthode des radiosités</i>	98
3.1.2. <i>La méthode du coefficient d'échange généralisé</i>	105
3.1.3. <i>Les facteurs de forme</i>	114
3.2. Les transferts convectifs	120
3.2.1. <i>Présentation des corrélations</i>	120
3.2.2. <i>Intégration au code de calcul</i>	123
4. PRESENTATION ET MODELISATION D'UNE PAROI COMPLEXE INTEGRANT UN PMR	124
4.1. Introduction	124
4.2. Présentation d'une toiture standard intégrant un PMR	125
4.3. Modélisation de la paroi	126
5. SYNTHÈSE	129

Liste des figures

Figure 1 : Méthodologie d'implémentation de modèles	93
Figure 2 : Fenêtre de description du bâtiment	95
Figure 3 : Fenêtre de simulation	95
Figure 4 : Synoptique fonctionnel du code ISOLAB	96
Figure 5 : Résolution du modèle thermique d'une zone	101
Figure 6: Synoptique de la méthode des radiosités couplée	102
Figure 7 : Synoptique de la méthode des radiosités découplée	103
Figure 8 : Synoptique de la méthode des radiosités décalée	103
Figure 9 : Interfaçage de la méthode des radiosités	105
Figure 10 : Illustration de la règle de Hottel	117
Figure 11 : Configurations de calcul des facteurs de forme	119
Figure 12 : Fenêtre de saisie des facteurs de forme	119
Figure 13 : Lamme d'air inclinée, chauffée par le haut	122
Figure 14 : Sélection des modèles convectifs	124
Figure 15 : Vue en coupe de la toiture	125
Figure 16 : Vue en perspective de la toiture	126
Figure 17 : Modélisation multizone du système complexe de toiture/enceinte	128
Figure 18 : Convergence des lignes de flux au droit des ponts thermiques	128

1. LES PAROIS COMPLEXES

Ce paragraphe se propose dans un premier temps de définir les parois complexes. Vient ensuite une description des différentes technologies sous-jacentes à cette appellation générique. En dernier lieu sont abordées les principales modélisations associées.

1.1. Introduction

La prise de conscience de la nécessité de réaliser des économies énergétiques a impulsé, dans le domaine du bâtiment, une réflexion globale sur des technologies utilisables afin d'aboutir à des conditions d'ambiance données en consommant le moins d'énergie possible. C'est ainsi qu'a débuté la quête des moyens d'une climatisation dite passive des bâtiments, dont le résultat s'est parfois traduit par un retour à des techniques anciennes de conception architecturales, tombées dans l'oubli dans la course au modernisme. En effet, comme le souligne Bansal [Bansal, 1994], un grand nombre de ces concepts anciens, éprouvés par l'expérience, sont aujourd'hui remis au goût du jour afin d'atteindre des conditions de confort dans les bâtiments.

A contrario des dispositifs de production actifs de chaleur ou de froid, les éléments passifs ne nécessitent aucun apport énergétique et font appel à des moyens naturels afin de moduler les conditions d'ambiance en fonction des sollicitations environnementales et climatiques (rayonnement solaire et dans certains cas ventilation naturelle).

Citons à titre illustratif concernant la problématique locale liée au couple ensoleillement/ventilation, les menuiseries de type « jalousies » qui permettent de moduler la ventilation naturelle dans le bâtiment tout en régulant la transmission des rayons solaires grâce à des lames opaques. Cet exemple n'illustre bien entendu que l'une des techniques de climatisation passive, mais a le mérite de montrer que des dispositifs simples et relativement peu onéreux permettent d'atteindre les objectifs escomptés.

Les principales cibles de la conception bioclimatique des bâtiments sont :

- *La sélection du site d'implantation du bâtiment*
- *L'orientation du bâtiment, par rapport à l'ensoleillement et au vent*
- *La détermination de la course du soleil, qui conditionne les dispositifs de masques ou au contraire ceux favorisant l'apport solaire*
- *L'agencement et la forme du bâtiment*
- *La position et la taille des ouvertures*
- *La sélection des matériaux constitutifs du bâtiment*

C'est au départ de cet ensemble de critères que vont être élaborées les solutions architecturales et technologiques passives, favorisant l'habitat bioclimatique et de haute qualité environnementale. Comme le souligne Garde [Garde, 2001], ces préoccupations font désormais partie intégrante du faisceau de critères que doit prendre en compte l'architecte dans l'élaboration d'un projet.

1.2. Description des parois complexes

Par définition, les parois complexes ou plus exactement parois à comportement complexe font apparaître dans leur composition un nombre donné de lames d'air, délimitées par des matériaux identiques ou non. Elles se distinguent ainsi des parois ordinaires, qui dans le cas le plus élaboré sont constituées d'un assemblage de matériaux différents, qui leur vaut alors le qualificatif de « multicouche ».

Les particularités liées à la présence de lames d'air s'expriment au travers de la nature des phénomènes physiques à prendre en compte d'une part, mais également de leur part respective dans le transfert énergétique global à travers la paroi. De plus, c'est la configuration considérée qui va conditionner le degré de couplage des phénomènes physiques mis en jeu.

Prenons le cas d'une paroi non complexe, constituée d'une juxtaposition de matériaux homogènes ; dans une telle configuration, seul le transfert thermique conductif intervient et conditionne la transmission globale d'énergie. Intercalons maintenant entre deux matériaux une lame d'air. Cette dernière va être le siège, dans le cas le plus simple, d'un ensemble de transferts thermiques couplés conduction/convection/rayonnement. La part respective de ces transferts est de plus conditionnée par l'orientation de la paroi : horizontale, le transfert conductif est prépondérant si la paroi est sollicitée en flux sur sa face supérieure, tandis que le transfert convectif prendra une part plus importante si la sollicitation est imposée sur la face inférieure. De plus, l'état de surface des matériaux joue également un rôle : si par exemple, les extrémités de la lame d'air sont réfléchissantes, la part radiative des transferts va être largement amoindrie. Supposons maintenant que nous ventilions la lame d'air ; le transfert énergétique global par la paroi fait là encore intervenir des transferts couplés, mais de nature différente, thermiques et aérauliques. La part respective des phénomènes va être là encore considérablement affectée.

Les considérations précédentes illustrent clairement la particularité des parois complexes, dont la constitution, l'orientation et la configuration jouent un rôle non seulement sur la nature des transferts énergétiques mis en jeu, mais également sur leur part respective et leur degré de couplage.

Nous nous sommes en outre cantonnés à des cas simples ; mentionnons que l'insertion de systèmes thermodynamiques supplémentaires, par exemple un système de refroidissement de l'une des extrémités de la paroi par un réseau de circulation d'eau interne, apporte la encore des modifications substantielles à la nature et à la part des transferts énergétiques. Ainsi, dans le cadre d'une modélisation de tels systèmes, il convient de tenir compte de cette spécificité.

Citons à titre d'exemple les parois complexes suivantes, dont l'efficacité est largement reconnue :

- *Le mur Trombe [Breton, 1986]*
- *Le principe du bardage thermique [Yerro, 1997]*
- *Les systèmes de surtoiture textiles [Duta, 1998]*

Ces exemples sont illustrés en annexe 1 de ce chapitre.

1.3. Modélisation des parois complexes

Compte tenu des éléments précédents, il est clair que les parois à comportement complexe font intervenir des phénomènes couplés, de natures diverses en fonction des configurations données. La modélisation de ces systèmes est donc plus délicate et constitue l'objet de plusieurs approches.

1.3.1. ELEMENTS BIBLIOGRAPHIQUES

Breton, dont les travaux ont concerné les parois complexes de type mur Trombe [Breton, 1986], propose deux approches de modélisation, qui diffèrent par le degré de finesse du couplage au bâtiment. Il procède dans une première étape à la modélisation fine de la paroi complexe seule, puis opère au couplage de la paroi au bâtiment. Ce dernier est dans un premier temps réalisé sommairement, le bâtiment étant représenté uniquement par une température d'air et une température radiante moyenne. L'auteur souligne que cette méthode de couplage est celle la plus fréquemment rencontrée dans la littérature ; tout l'effort de modélisation est consacré à la paroi complexe. Le second couplage qu'il effectue est selon lui plus réaliste, dans la mesure où le bâtiment est représenté cette fois par l'ensemble du champ des températures de surface, associé à la température d'air et à la température radiante moyenne, et que le couplage aérodynamique est pris en compte.

Les éléments remarquables de la modélisation de Breton sont les transferts conductifs traités de manière bidimensionnelle, les échanges radiatifs de courtes et grandes longueurs d'ondes déterminés selon la méthode des radiosités, les facteurs de forme étant évalués selon la méthode de Hottel et enfin les transferts convectifs

faisant l'objet d'une approche multimodèle, du plus simplifié, coefficient d'échange constant, au plus détaillé, coefficient d'échange donné selon des corrélations adimensionnelles.

Dans la lignée de Breton, Hoang s'intéresse également aux parois complexes de type mur Trombe, en se focalisant plus précisément sur les écoulements d'air dans la cavité de grand rapport d'allongement que constitue la lame d'air verticale [Hoang, 1990]. Il procède dans un premier temps à une modélisation analogue à celle de Breton, et effectue ensuite une étude expérimentale. Il se livre alors à la modélisation à l'échelle des milieux continus d'une cavité de grand rapport d'allongement.. Une confrontation modèle/mesures lui permet alors de fixer le régime de convection qui a lieu dans la paroi complexe, déterminé comme étant celui d'une convection *mixte*. Fort de ce constat, il couple alors le modèle de paroi initial à un bâtiment monozone, au travers du logiciel « Tony » [Roldan, 1985] (dérivé du logiciel américain *TRNSYS*). Ses conclusions vont dans le sens de la validité des hypothèses mises en évidence, en particulier liées au régime de convection mixte transitoire.

Plus récemment, Gan propose une étude paramétrique de parois de type mur Trombe, utilisées en climatisation passive des bâtiments [Gan, 1998]. Son approche est différente de celle des études précédentes dans la mesure où l'échelle de modélisation considérée est celle de la CFD. Une étude expérimentale est également menée et la comparaison modèle/mesures qui en découle semble conforter la modélisation choisie.

1.3.2. SYNTHESE

Aux vues des approches présentées dans le paragraphe précédent, il semble que les parois complexes aient fait l'objet d'investigations théoriques variées. En effet, on constate que plusieurs échelles de modélisation ont été considérées et que le couplage des modèles de paroi au bâtiment a également été pris en compte.

Cependant, on remarque de manière générale que l'étape de modélisation et celle de couplage du modèle de paroi complexe au bâtiment sont déconnectées. Une telle démarche, si elle semble donner des résultats convenables dans le cas de bâtiments monozones, nous paraît être difficilement applicable à des bâtiments quelconques, le plus souvent multizones. En effet, le modèle étant dissocié du code de calcul, il semble difficile de coupler à posteriori le modèle de paroi, le caractère générique de la modélisation globale étant mis en défaut. Seule une modélisation modulaire permet de pallier en partie à cet inconvénient.

De plus, l'une des finalités des études théoriques des parois à comportement complexe est leur intégration à des codes de calcul du comportement énergétique des bâtiments. Or comme le mentionne Breton [Breton, 1986], la plupart de ces outils ne permettent de traiter que de façon imparfaite de telles parois, dans la mesure où elles

nécessitent le traitement fin des transferts énergétiques. Cette lacune des codes de simulation, constatée il y a plus d'une dizaine d'années, tend à être comblée compte tenu des récents développements, qui évoluent vers une approche intégrée et multi-échelle des phénomènes et des systèmes.

Forts de ces constats, et compte tenu de nos objectifs de modélisation générique des parois complexes intégrant des PMR, nous nous sommes orientés vers une approche intégrée, directement inspirée de la philosophie des codes de simulation du comportement énergétique des bâtiments.

2. DEVELOPPEMENT D'UN ENVIRONNEMENT DE MODELISATION DEDIE

2.1. Introduction

Les codes de simulation du comportement énergétique des bâtiments sont de véritables générateurs de modèles. En effet, étant développés à l'origine dans l'optique de fournir les moyens d'une caractérisation énergétique d'un ensemble le plus large possible de configurations, le caractère générique fait partie intégrante de leur conception. Cette caractéristique, qui constitue la principale complexité liée au développement de tels outils, permet en retour une utilisation large, allant de l'étude du profil des températures dans une paroi multicouche à la détermination des consommations énergétiques et des conditions de confort d'immeubles.

Des systèmes passifs tels que les parois complexes peuvent de même être décrits et simulés, sous réserve cependant que les modèles implémentés conviennent. En effet, bien qu'en termes de faisabilité, la palette des bâtiments pouvant être simulés est large, en terme de traduction réaliste de comportements énergétiques, elle est tributaire de ce que les modèles implémentés soient ou non adaptés. Dans le cas de parois complexes en particulier, il est nécessaire que des modèles fins soient disponibles, en particulier pour les transferts convectifs et radiatifs [Breton, 1986].

Par ailleurs, afin de généraliser encore leur utilisation, les codes de simulation intègrent une approche multimodèle, dont les avantages sont liés d'une part à une meilleure souplesse du code en fonction des besoins utilisateur et d'autre part à des contraintes numériques, liées par exemple au temps de calcul. Une telle caractéristique étoffe là encore le panel des possibilités de modélisation offertes [Boyer, 1993].

Parmi les codes développés, la distinction peut être faite entre les codes autonomes, dits spécifiques, et les codes développés dans des environnements de modélisation.

L'un et l'autre possèdent ses avantages et ses inconvénients, mais combinés au sein d'une démarche d'implémentation progressive, effectuée en premier lieu sous une plate-forme de modélisation, puis transposée dans un code spécifique, une complémentarité certaine émerge. En effet, compte-tenu des remarques précédentes, il va sans dire que la somme d'information que doit gérer un code de simulation peut être très importante. L'imbrication de ces informations les unes dans les autres, au gré de la structuration des données de simulation, implique qu'une modification apportée par exemple à un modèle donné peut avoir des répercussions sur un ou plusieurs autres modèles ou modules du codes.

A cette difficulté liée à la maintenance et à l'évolutivité s'ajoutent les contraintes numériques, dont la répercussion sur le bon fonctionnement du code peut être fâcheuse. Ainsi, si lors de l'intégration d'un nouveau modèle une phase de test complète peut avoir lieu, afin en particulier de déterminer la meilleure stratégie d'implémentation et de mettre en évidence les éventuelles défaillances du modèle ou de son couplage, l'implémentation définitive au sein du code de calcul est rendue plus aisée.

Compte-tenu de ces éléments, nous nous sommes orientés vers le développement d'un prototype de code de simulation du comportement énergétique des bâtiments sous l'environnement MATLAB. Outre la possibilité de répondre à la problématique liée aux parois complexes intégrant les PMR, cette démarche s'intègre dans une méthodologie d'équipe, dans laquelle les phases de vérification de modèles sont partagées. Ainsi, en amont de l'intégration au code spécifique, le modèle est implémenté dans un prototype, subit des tests et d'éventuelles corrections. Une fois cette étape réalisée, l'implémentation définitive peut avoir lieu, comme illustré sur le synoptique de la *Figure 1*.

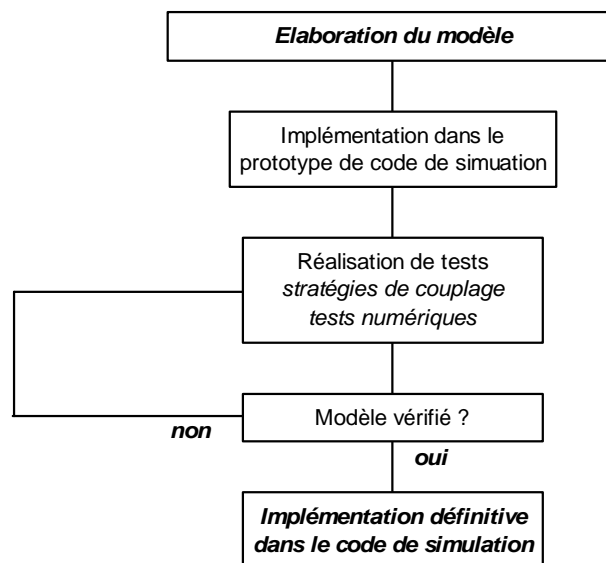


Figure 1 : Méthodologie d'implémentation de modèles

2.2. Le code de calcul *ISOLAB*

Ce paragraphe concerne le prototype de code de calcul que nous avons développé. Ce dernier s'apparente à un code de calcul du comportement énergétique des bâtiments. Il a de plus été développé sous la plate-forme de modélisation MATLAB, dont un bref descriptif est dans un premier temps effectué. Vient ensuite la description proprement dite du code de calcul, d'un point de vue structurel d'une part et fonctionnel ensuite.

2.2.1. L'ENVIRONNEMENT MATLAB

La plate-forme MATLAB¹⁸ est un outil puissant, qui se prête fort bien au calcul matriciel avancé ; le langage de programmation est qualifié de langage de haut niveau et présente de nombreux avantages en termes de syntaxe, gestion des variables et autres fichiers. De plus, le développement de logiciel dans cet environnement est tout à fait facilité, ce grâce notamment à des outils internes de dessin et de gestion de fenêtres, d'un moteur graphique performant et de nombreuses boîtes à outils, classées par thèmes et permettant à l'utilisateur de s'appuyer sur les travaux de la communauté. L'environnement est complètement intégré et suffit à lui seul au développement optimisé d'algorithmes numériques.

2.2.2. PRESENTATION STRUCTURELLE

Le code de calcul que nous avons développé dans l'environnement MATLAB a été baptisé *ISOLAB*. Ce dernier s'apparente à la classe des codes de simulation détaillée du comportement thermo-hygro-aéraulique des bâtiments et propose les modules suivants :

- *Description du bâtiment*
- *Simulation du bâtiment*
- *Tracé de graphiques*
- *Analyse de sensibilité paramétrique*
- *Calcul des indices de confort thermique*
- *Tracé des diagrammes de confort*

La gestion des modules est centralisée dans une fenêtre d'accueil, et l'ensemble des opérations exploite la convivialité du multifenêtrage. Nous présentons au travers des figures 2 et 3 de *description* du bâtiment et de *simulation*.

¹⁸ Matrix Laboratory

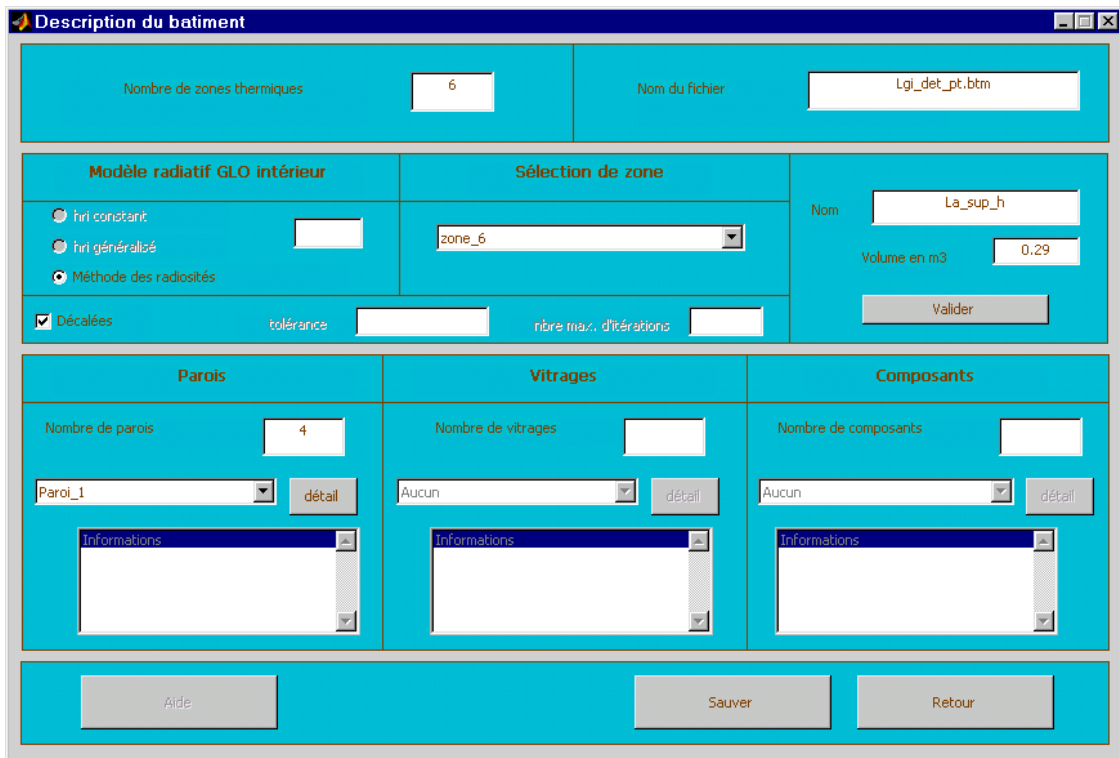


Figure 2 : Fenêtre de description du bâtiment

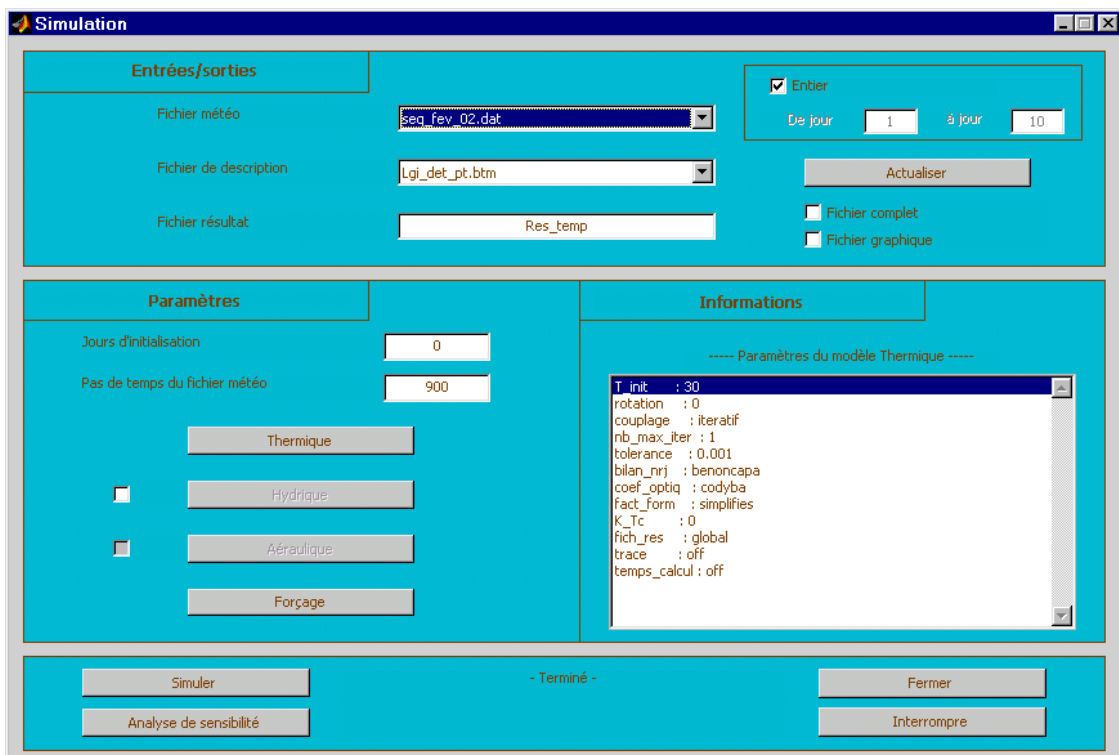


Figure 3 : Fenêtre de simulation

2.2.3. PRESENTATION FONCTIONNELLE

Le fonctionnement du code de calcul peut être résumé selon le synoptique de la *Figure 4*, commun à l'ensemble des codes de simulation du comportement énergétique des bâtiments.

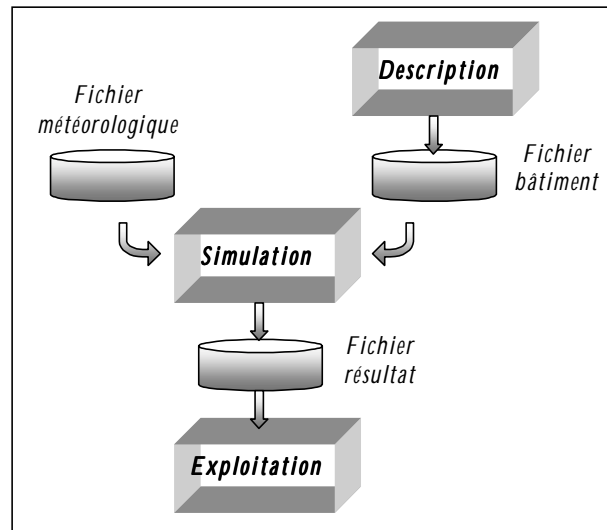


Figure 4 : Synoptique fonctionnel du code ISOLAB

Du point de vue architecture informatique, l'élément fondamental intervenant dans le fonctionnement du code est la structure de données ; plusieurs variables de ce type servent à gérer le stockage des informations liées à la description du bâtiment, à la résolution numérique du problème et aux résultats.

2.2.4. PRINCIPALES HYPOTHESES DES MODELES

Les relations implémentées dans le code de simulation sont celles qui ont été décrites dans le chapitre 2. Nous rappelons ici sommairement les principales hypothèses des modèles.

2.2.4.1. Le modèle thermique

Le modèle thermique est basé sur une description multizone du bâtiment, et ses principales hypothèses sont les suivantes :

- *Concernant la conduction*
 - Volumes de contrôle macroscopiques
 - Conduction unidimensionnelle dans les parois
 - Schéma numérique aux différences finies implicites (ordre 1)

- *Concernant la convection intérieure*
 - Coefficient d'échange convectif constant par paroi
 - Corrélation du type $h_{ci} = a.\Delta T^n + b$
 - Corrélations adimensionnelles du type $h_{ci} = f(Ra)$

- *Concernant le rayonnement*
 - Prise en compte multimodèle des échanges par rayonnement de grande longueur d'onde dans les zones
 - *Méthode des radiosités*
 - *Coefficient d'échange radiatif généralisé*
 - *Coefficient d'échange radiatif constant*

- *Concernant le volume d'air*
 - Milieu non participant (non absorbant)
 - Isothermie

2.2.4.2. Le modèle hydrique

Le modèle hydrique est implémenté selon les relations développées par Lucas [Lucas, 2001] et permet en outre :

- *La prise en compte de l'interaction avec les matériaux*
- *La prédiction des quantités d'eau condensées*

2.2.4.3. Le modèle aéraulique

Le modèle aéraulique est basé sur le modèle intégré au code de calcul *CODYRUN* [Boyer, 1993] et inclut :

- *Le calcul des pressions de référence dans les zones*
- *Le calcul des débits au travers de petites ouvertures*

3. DEVELOPPEMENTS SPECIFIQUES AUX PAROIS COMPLEXES

La modélisation détaillée des parois complexes nécessite la mise en oeuvre de modèles fins des transferts radiatifs et convectifs. Certaines des méthodes rappelées

dans le paragraphe précédent font partie des méthodes dites fines et ont fait l'objet de développements spécifiques au sein du code de calcul. Nous nous proposons donc dans la suite de détailler l'implémentation de ces relations. Elles concernent les transferts radiatifs de grande longueur d'onde et les transferts convectifs.

3.1. Les transferts radiatifs de grande longueur d'onde

3.1.1. LA METHODE DES RADIOSITES

3.1.1.1. Introduction

L'objet de la méthode est de traiter le problème des transferts radiatifs de grande longueur d'onde dans une enceinte fermée, sous les hypothèses couramment considérées en thermique du bâtiment et que nous avons rappelées au chapitre 2. Elle fait intervenir les concepts de radiosité, de flux net et de facteur de forme, au travers des relations mathématiques décrites au paragraphe 2.1.2. du chapitre 2. Mentionnons néanmoins que les facteurs de forme doivent pour une enceinte fermée satisfaire aux deux principes fondamentaux indiqués ci-dessous :

- La *complémentarité*, qui exprime que tout ce qui quitte une surface doit être interceptée par les autres en imposant que leur somme soit égale à 1 :

$$\sum_{j=1}^N F_{ij} = 1$$

- La *réciprocité*, permettant de lier les facteurs de forme des différentes parois :

$$S_i \cdot F_{ij} = S_j \cdot F_{ji}$$

L'intégration de cette méthode à un code de calcul du comportement énergétique des bâtiments nécessite une mise en équations suivant un formalisme matriciel. Ainsi, nous rappelons ce dernier dans le paragraphe suivant, avant d'aborder les différentes stratégies d'implémentation que nous avons considéré.

3.1.1.2. Mise en équations

Ce paragraphe expose l'ensemble des relations théoriques qui forment le système d'équation permettant de tenir compte des transferts radiatifs de grandes longueurs d'onde.

3.1.1.2.1. La matrice des facteurs de forme

Les facteurs de forme rendent compte de l'interaction radiative plus ou moins importante entre les parois d'une enceinte. Différentes méthodes de calcul existent et permettent de les déterminer plus ou moins finement ; nous verrons dans la suite certaines de ces méthodes, en particulier celles que nous avons implémentées.

L'écriture de l'ensemble des facteurs de forme d'une enceinte peut être organisée sous forme matricielle, pour plus de commodité. On aboutit ainsi à une matrice des facteurs de forme, donnée par :

$$F = \begin{bmatrix} F_{11} & F_{12} & \cdot & \cdot & F_{1p} \\ F_{21} & F_{22} & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ F_{p1} & \cdot & \cdot & \cdot & F_{pp} \end{bmatrix}$$

3.1.1.2.2. Le système d'équations en radiosités

La relation de définition des radiosités, écrite pour l'ensemble des parois d'une enceinte mène à un système d'équations de dimension N_p , N_p étant le nombre de parois; en effet, par définition, on a pour une paroi indiquée p:

$$J_p = \varepsilon_p \cdot M_p^\circ + (1 - \varepsilon_p) \cdot E_p$$

Or l'éclairement est donné par la somme des fractions des énergies quittant les autres parois et arrivant effectivement sur la paroi p, soit :

$$E_p = \frac{1}{S_p} \cdot \sum_{\rho'=1}^{N_p} S_{\rho'} \cdot F_{\rho'p} \cdot J_{\rho'} = \sum_{\rho'=1}^{N_p} F_{\rho p'} \cdot J_{\rho'}, \text{ compte tenu du principe de réciprocité}$$

d'où :

$$J_p = \varepsilon_p \cdot M_p^\circ + (1 - \varepsilon_p) \cdot \sum_{\rho'=1}^{N_p} F_{\rho p'} \cdot J_{\rho'}, \text{ ou encore } J_p - (1 - \varepsilon_p) \cdot \sum_{\rho'=1}^{N_p} F_{\rho p'} \cdot J_{\rho'} = \varepsilon_p \cdot M_p^\circ$$

Finalement, on aboutit au système en radiosités suivant :

$$\sum_{\rho'=1}^{N_p} \left[(\delta_{\rho\rho'} - (1 - \varepsilon_{\rho'}) \cdot F_{\rho\rho'}) \cdot J_{\rho'} \right] = \varepsilon_{\rho} \cdot M_{\rho}^\circ = \varepsilon_{\rho} \cdot \sigma \cdot T_{si,\rho}^4$$

Sous forme matricielle, ce système fait intervenir les matrices A et B définies par :

$$A = \{a_{ij} = \delta_{ij} - (1 - \varepsilon_i) \cdot F_{ij}, i = 1 \text{ à } N_p, j = 1 \text{ à } N_p\}$$

$$B = \{b_{ij} = \varepsilon_i \cdot \sigma \cdot T_{si,j}^4, i = 1 \text{ à } N_p, j = 1 \text{ à } N_p\}$$

le système à résoudre se formalise donc de la manière suivante :

$$\begin{bmatrix} 1 - (1 - \varepsilon_1) \cdot F_{11} & -(1 - \varepsilon_1) \cdot F_{12} & \dots & -(1 - \varepsilon_1) \cdot F_{1N} \\ -(1 - \varepsilon_2) \cdot F_{21} & 1 - (1 - \varepsilon_2) \cdot F_{22} & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ -(1 - \varepsilon_N) \cdot F_{N1} & \dots & \dots & 1 - (1 - \varepsilon_N) \cdot F_{NN} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} J_1 \\ J_2 \\ \dots \\ J_N \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \cdot \sigma \cdot T_{si,1}^4 \\ \varepsilon_2 \cdot \sigma \cdot T_{si,2}^4 \\ \dots \\ \varepsilon_N \cdot \sigma \cdot T_{si,N}^4 \end{bmatrix}$$

La résolution de ce système fournit le vecteur des radiosités J , contenant les valeurs des radiosités des différentes parois de l'enceinte.

3.1.1.2.3. Le système d'équations en flux nets

L'ensemble des flux nets des parois de l'enceinte est également obtenu en résolvant un système d'équations, de taille identique au précédent. En effet, par définition, on peut écrire :

$$\varphi_{net,p} = \varphi_{emis,p} - \varphi_{absorbé,p} = \varepsilon_p \cdot \sigma \cdot T_{si,p}^4 - \alpha_p \cdot E_p = \varepsilon_p \cdot \sigma \cdot T_{si,p}^4 - \varepsilon_p \cdot \left(\frac{J_p - \varepsilon_p \cdot \sigma \cdot T_{si,p}^4}{1 - \varepsilon_p} \right)$$

obtenue à partir de la relation de définition de la radiosité J_p

soit,

$$\varphi_{net,p} = \frac{\varepsilon_p}{1 - \varepsilon_p} \cdot (\sigma \cdot T_{si,p}^4 - J_p)$$

Une fois le vecteur des radiosités J obtenu, il est aisé d'accéder aux flux nets des parois, en utilisant les relations données par les équations ci-dessus.

Cependant, on remarque qu'elles font également intervenir les températures de surface intérieure des différentes parois de l'enceinte, et ce à la puissance quatre. L'ensemble des flux nets et des radiosités des parois est donc fortement couplé aux

températures de surface. La détermination de ces grandeurs est donc conditionnée par la connaissance des températures de surface intérieures des parois de l'enceinte.

3.1.1.3. Intégration au code de simulation

Nous abordons dans ce paragraphe l'implémentation de la méthode présentée au code de calcul *ISOLAB*. La principale difficulté réside dans l'algorithme numérique qui va traduire le couplage entre le modèle radiatif de l'enceinte et les autres modes de transferts thermiques. En effet, les relations liées à la méthode étant non linéaires, le couplage va s'effectuer de manière itérative et le choix de l'algorithme de résolution conditionnera la convergence de la méthode.

3.1.1.3.1. Rappel de la structure matricielle du modèle thermique

Les codes de simulation du comportement thermique des bâtiments permettent d'accéder au champ de températures d'un bâtiment donné. La résolution des différentes relations traduisant l'ensemble des phénomènes thermiques au sein d'une zone s'effectue au travers d'un système d'équations algèbro-différentielles, comme l'illustre la *Figure 5*, dont l'écriture matricielle sous forme discrétisée est la suivante:

$$[M_e].[T]^{t+1} = [M_i].[T]^t + [S]$$

Les matrices $[M_e]$, $[M_i]$ et le vecteur $[S]$ contiennent les éléments relatifs aux divers modes de transfert thermique. Le système est résolu à chaque pas de temps en inversant la matrice $[M_e]$, de sorte à obtenir le vecteur des températures $[T]$.

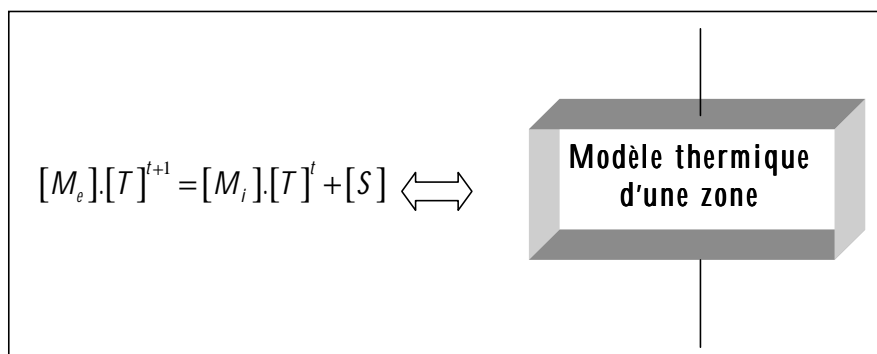


Figure 5 : Résolution du modèle thermique d'une zone

3.1.1.3.2. Intégration de la méthode des radiosités

L'insertion de la méthode des radiosités dans le principe de fonctionnement ci-dessus, va consister en la prise en compte à chaque pas de temps des sollicitations radiatives de grande longueur d'onde dans le système matriciel du modèle thermique

de la zone concernée. Or, compte tenu des relations décrites dans les paragraphes précédents, il apparaît que ces sollicitations sont fortement couplées aux températures de surface intérieures des parois de l'enceinte. Ainsi, il convient d'assurer de manière algorithmique le couplage des températures aux flux nets.

Ainsi, après analyse des différentes options possibles, il nous semblé intéressant de proposer trois approches du couplage de la méthode:

- *La méthode couplée, dans laquelle le calcul des flux nets à chaque pas de temps est intégré au vecteur des sollicitations de manière itérative, jusqu'à convergence du champ de température de la zone ; le synoptique associé est celui de la Figure 6*

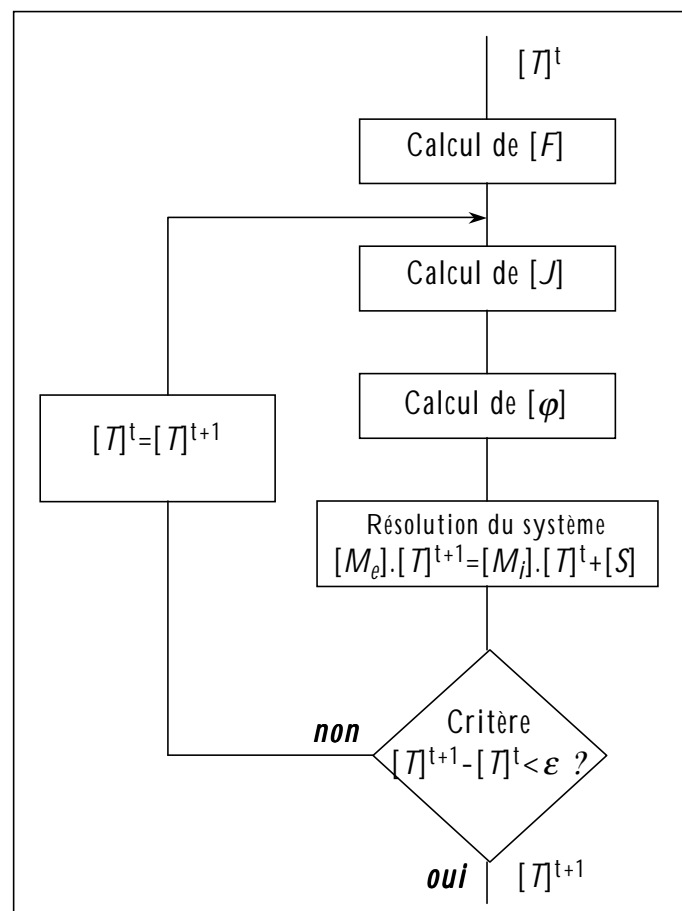


Figure 6: Synoptique de la méthode des radiosités couplée

- *La méthode découplée, dans laquelle les flux nets ne sont itérativement couplés qu'aux températures de surface intérieures des parois, et non au champ complet de température, comme illustré sur la Figure 7*

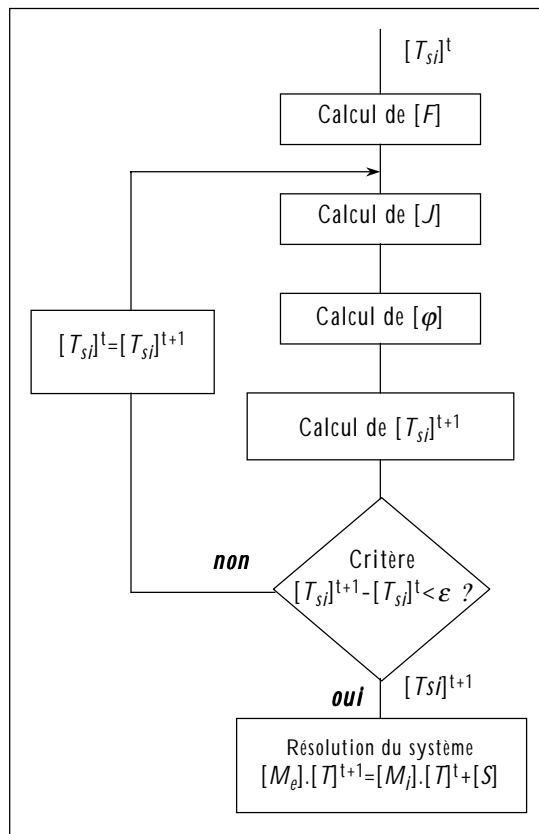


Figure 7 : Synoptique de la méthode des radiosités découplée

- La méthode décalée, dans laquelle les flux nets sont simplement calculés au départ des températures du pas de temps précédent et injecté dans le vecteur des sollicitations, selon le synoptique de la Figure 8

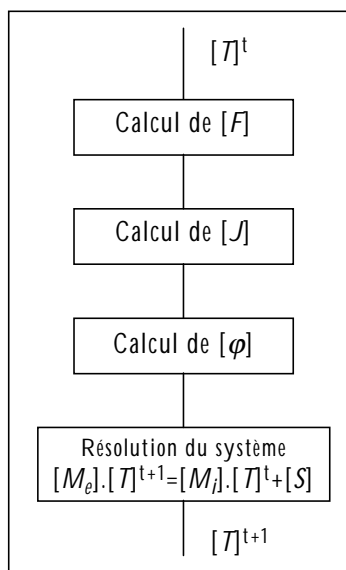


Figure 8 : Synoptique de la méthode des radiosités décalée

Ces trois intégrations de la méthode des radiosités ont été effectuées dans la philosophie de l'approche multimodèle ; par ailleurs, le temps de calcul nécessaire au couplage itératif peut rapidement devenir très important, ce qui nous a conforté dans cette voie ; en effet, les matériaux de constructions des bâtiments possèdent généralement une émissivité élevée ; or c'est ce paramètre qui conditionne le degré de couplage des transferts radiatifs. En conséquence, pour tenir compte finement de ces transferts lors de simulations, il est nécessaire d'utiliser le plus souvent la méthode couplée ; toutefois, en première approche, la méthode décalée peut convenir.

3.1.1.4. Synthèse

La méthode des radiosités permet de prendre en compte de manière détaillée les transferts radiatifs de grande longueur d'onde dans une enceinte. Elle fait intervenir les concepts de radiosité, de flux net et de facteur de forme et mène pour une zone donnée à un système d'équations non linéaires en températures et en flux.

La résolution d'un tel système peut être faite de manière globale ou de manière itérative. Notre choix s'est porté sur la seconde approche, nous permettant d'avoir une plus grande maîtrise de l'algorithme au travers du critère de convergence.

L'analyse des modalités d'implémentation de la méthode à notre code de calcul a fait apparaître trois possibilités, qui ne diffèrent que par le type de couplage effectué avec le système thermique global de la zone :

- *La méthode dite couplée, dans laquelle les flux nets calculés sont injectés dans le vecteur de sollicitation [S] du système matriciel de la zone concernée, le couplage ayant lieu de manière itérative sur l'ensemble du champ de température [T]*
- *La méthode dite découplée, basée un couplage itératif ne faisant intervenir que les températures de surface intérieures du système matriciel de zone, inspirée des travaux de Allard [Allard, 1986]*
- *La méthode dite décalée, dans laquelle les flux nets ne sont pas couplés itérativement, mais sont simplement calculés au départ des températures de surface intérieures du pas de temps précédent*

La première méthode est manifestement la plus fine, mais pose également le plus de contraintes ; de temps calcul d'une part, compte tenu du couplage fin flux/température à réaliser , et d'autre part d'ordre numérique :

La méthode s'apparente en effet à une méthode de point fixe multidimensionnelle, dont la convergence n'est pas toujours possible. En effet, l'algorithme de résolution peut s'écrire de la manière suivante :

$$\begin{cases} [T]^0 \text{ donné} \\ [T]^{k+1} = \bar{F}([T]^k) \end{cases}$$

Le champ de température initial $[T]^0$ correspond aux températures du pas de temps précédent et les fonctions \bar{F} sont les équations de bilan énergétique de surface intérieure de chaque parois.

Un tel processus est d'une part très sensible aux conditions initiales, le vecteur de départ devant appartenir au bassin d'attraction du point fixe et ne converge que si le point fixe $[T_{sol}]$ est attractif, ce qui se traduit mathématiquement par un rayon spectral de la matrice jacobienne de $\bar{F}([T_{sol}])$ strictement inférieur à 1 [Fortin, 2001].

En outre, les trois méthodes ci-dessus ont été intégrées au code de calcul et la sélection de l'une ou l'autre est réalisée au travers de l'interface, comme le montre la Figure 9.

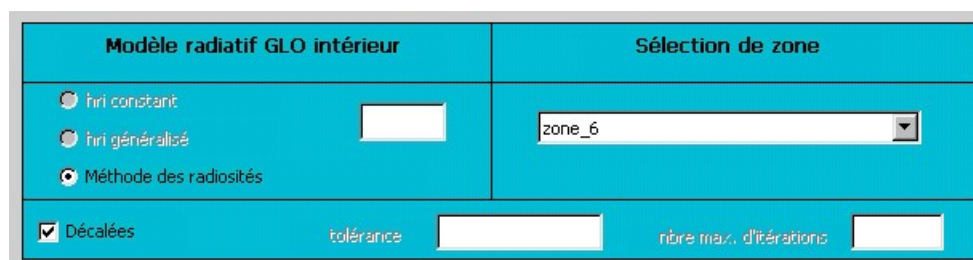


Figure 9 : Interfaçage de la méthode des radiosités

3.1.2. LA METHODE DU COEFFICIENT D'ECHANGE GENERALISE

3.1.2.1. Développement théorique

Compte tenu des remarques précédentes au sujet des contraintes liées à la méthode des radiosités et afin de rester dans l'optique d'une approche multimodèle, nous nous sommes intéressés à une méthode simplifiée de calcul des transferts radiatifs de grandes longueurs d'onde. Cette dernière est basé sur la notion de température radiante moyenne, que nous allons dans un premier temps rappeler. Nous verrons au cours du développement mathématique qu'il est possible de convenir d'un coefficient d'échange radiatif, permettant en outre de simplifier le formalisme des équations. Dans un deuxième temps, nous proposerons une extension des notions développées au cas où des parois faiblement émissives sont présentes dans l'enceinte, ce par une

généralisation évitant une prise en compte trop pénalisante des relations liées aux interrélaxions entre les diverses surfaces.

3.1.2.1.1. Préliminaire : la notion de température radiante moyenne

La notion de température radiante moyenne est largement reconnue et permet d'utiliser un formalisme identique pour les transferts thermiques radiatifs de grande longueur d'onde et les transferts convectifs. Elle est liée à la notion de coefficient d'échange radiatif intérieur d'une enceinte, généralement noté h_{ri} , analogue au coefficient d'échange par convection, généralement noté h_{ci} . Rappelons l'origine de cette notion [Cacavelli 88]:

Soit une enceinte fermée, composée de N_p parois ; on suppose que toutes les parois de cette enceinte sont noires, et connectées radiativement à un corps c , supposé noir, de faible dimensions, en équilibre radiatif. Ecrivons le bilan radiatif de ce corps :

Par définition, le flux net du corps c vaut :

$$\Phi_{net,c} = \Phi_{emis,c} - \Phi_{abs,c}$$

$$\text{avec } \begin{cases} \Phi_{emis,c} = S_c \cdot \epsilon_c \cdot M_c^0 = S_c \cdot \epsilon_c \cdot \sigma \cdot T_{rm}^4 = S_c \cdot \sigma \cdot T_{rm}^4, \text{ car } \epsilon_c = 1 \\ \Phi_{abs,c} = \alpha_c \cdot S_c \cdot E_c = \alpha_c \cdot S_c \cdot \frac{\sum_{p=1}^{N_p} S_p \cdot F_{pc} \cdot J_p}{S_c} = \alpha_c \cdot S_c \cdot \frac{\sum_{p=1}^{N_p} S_c \cdot F_{cp} \cdot J_p}{S_c} = S_c \cdot \sum_{p=1}^{N_p} F_{cp} \cdot J_p \end{cases}$$

l'équivalence des expressions du flux absorbé étant assurée compte tenu du principe de réciprocité :

$$S_p \cdot F_{pc} = S_c \cdot F_{cp}$$

soit,

$$\boxed{\Phi_{net,c} = S_c \cdot \left[\sigma \cdot T_{rm}^4 - \sum_{p=1}^{N_p} F_{cp} \cdot J_p \right]} \quad (1)$$

Hypothèse 1: Toutes les parois de l'enceinte sont des corps noirs, $\epsilon_p = 1$ et $\rho_p = 0, \forall p$ indice de paroi

La radiosité J_p des parois se résume alors à leur émittance propre ; en effet :

$$J_p = \varphi_{emis,p} + \varphi_{reflechi,p} = \epsilon_p \cdot M_p^0 + \rho_p \cdot E_p = \epsilon_p \cdot M_p^0 + (1 - \epsilon_p) \cdot E_p$$

en remplaçant les expressions de l'émittance M_p^0 et de l'éclairement E_p , il vient :

$$J_p = \varepsilon_p \cdot \sigma \cdot T_{si,p}^4 + \rho_p \cdot \sum_{q=1}^{N_p} F_{pq} \cdot J_q = \varepsilon_p \cdot \sigma \cdot T_{si,p}^4 + (1 - \varepsilon_p) \cdot \sum_{q=1}^{N_p} F_{pq} \cdot J_q$$

expression qui se résume à, compte tenu de l'hypothèse 1 :

$$\boxed{J_p = \sigma \cdot T_{si,p}^4} \quad (2)$$

En remplaçant (2) dans (1), on a alors :

$$\boxed{\Phi_{net,c} = S_c \cdot \sigma \cdot \left[T_{rm}^4 - \sum_{p=1}^{N_p} F_{cp} \cdot T_{si,p}^4 \right]} \quad (3)$$

Hypothèse 2: Les facteurs de forme sont approchés au prorata des surfaces,

$$\left\{ \begin{array}{l} F_{ij} = \frac{S_j}{\sum_{p=1}^{N_p} S_p} = \frac{S_j}{S_{tot}} \\ F_{ii} = 0, \text{ les surfaces étant considérées planes} \end{array} \right. \quad (4)$$

D'où,

$$\begin{aligned} \Phi_{net,c} &= S_c \cdot \left[T_{rm}^4 - \sum_{p=1}^{N_p} \frac{S_p}{S_{tot}} \cdot T_{si,p}^4 \right] \\ &= S_c \cdot \left[\sum_{p=1}^{N_p} \frac{S_p}{S_{tot}} \cdot T_{rm}^4 - \sum_{p=1}^{N_p} \frac{S_p}{S_{tot}} \cdot T_{si,p}^4 \right] \\ &= S_c \cdot \left[\sum_{p=1}^{N_p} \frac{S_p}{S_{tot}} \cdot (T_{rm}^4 - T_{si,p}^4) \right] \\ &= S_c \cdot \left[\sum_{p=1}^{N_p} \frac{S_p}{S_{tot}} \cdot h_{ri,p} \cdot (T_{rm} - T_{si,p}) \right] \end{aligned} \quad (5)$$

où $h_{ri,p}$ est le coefficient d'échange radiatif des surfaces, issu de la linéarisation des transferts radiatifs.

On peut en effet écrire [Taine 1995]:

$$\begin{aligned} (T_{rm}^4 - T_{si,p}^4) &= (T_{rm}^2 + T_{si,p}^2) \cdot (T_{rm}^2 - T_{si,p}^2) \\ &= (T_{rm}^2 + T_{si,p}^2) \cdot (T_{rm} + T_{si,p}) \cdot (T_{rm} - T_{si,p}) \\ &\cong 4 \cdot \left(\frac{T_{rm} + T_{si,p}}{2} \right)^3 \cdot (T_{rm} - T_{si,p}) \cong 4 \cdot T_{moy,p}^3 \cdot (T_{rm} - T_{si,p}) \end{aligned}$$

Ainsi, en posant $h_{ri,p} = 4 \cdot \sigma \cdot T_{moy,p}^3$, on retrouve l'expression (5). En outre, si tous ces coefficients sont égaux ($h_{ri,p} = h_{ri}, \forall p$), le corps c étant en équilibre radiatif, son flux net est nul, ce qui permet d'écrire :

$$\sum_{p=1}^{N_p} S_p \cdot (T_{rm} - T_{si,p}) = 0$$

Finalement,

$$T_{rm} = \frac{\sum_{p=1}^{N_p} S_p \cdot T_{si,p}}{\sum_{p=1}^{N_p} S_p} \quad (6)$$

Cette température radiante moyenne T_{rm} permet donc, dans le cadre que l'on s'est fixé, à savoir une enceinte fermée à parois noires dont les facteurs de formes sont estimés au prorata des surfaces, la prise en compte simplifiée de son état radiatif. On note en outre que la linéarisation des relations traduisant les transferts radiatifs font apparaître un coefficient d'échange radiatif h_{ri} , qui, s'il est supposé uniforme pour toutes les parois, mène à une température radiante moyenne d'expression très simple.

3.1.2.1.2. Extension au cas d'une enceinte fermée incluant des surfaces faiblement émissives

Ce paragraphe propose une extension originale de la démarche précédente au cas d'une enceinte incluant des surfaces à très faibles émissivités ; nous examinerons dans un premier temps le cas ou seule une surface à très faible émissivité est présente et nous proposerons une méthode de généralisation au cas d'une enceinte fermée possédant un nombre donné de surfaces faiblement émissives.

- Cas d'une enceinte fermée incluant une surface à faible émissivité

Considérons maintenant le cas où l'une des parois de l'enceinte est faiblement émissive, ce que nous traduirons mathématiquement par :

$$\varepsilon_f \ll 1, f \text{ étant l'indice de la paroi à très faible émissivité}$$

La principale répercussion sur les équations présentées dans le paragraphe précédent va se situer au niveau de la radiosité de cette paroi, pour laquelle nous ne pourrons plus considérer qu'elle est équivalente à celle d'un corps noir et que par conséquent elle se résume à son émittance propre. Reprenons la démarche précédente et écrivons le bilan radiatif d'un corps c , noir, de faibles dimensions, connecté radiativement aux autres parois de l'enceinte. On rappelle que l'indice associé à la paroi à très faible émissivité est f .

Le flux net du corps c vaut par définition : $\Phi_{net,c} = \Phi_{emis,c} - \Phi_{abs,c}$

soit, après un développement analogue au précédent :

$$\Phi_{net,c} = S_c \cdot \left[\sigma \cdot T_{rm}^4 - \sum_{p=1}^{N_p} F_{cp} \cdot J_p \right] \quad (1')$$

De même, la radiosité J_p , pour une paroi opaque quelconque, a pour expression :

$$J_p = \varphi_{emis,p} + \varphi_{réfléchi,p} = \varepsilon_p \cdot M_p^0 + \rho_p \cdot E_p = \varepsilon_p \cdot M_p^0 + (1 - \varepsilon_p) \cdot E_p$$

en remplaçant cette expression dans (1'), il vient alors :

$$\begin{aligned} \Phi_{net,c} &= S_c \cdot \left[\sigma \cdot T_{rm}^4 - \sum_{p=1}^{N_p} F_{cp} \cdot (\varepsilon_p \cdot \sigma \cdot T_{sj,p}^4 + (1 - \varepsilon_p) \cdot E_p) \right] \\ &= S_c \cdot \left[\sigma \cdot T_{rm}^4 - \sum_{p=1}^{N_p} \varepsilon_p F_{cp} \cdot \sigma \cdot T_{sj,p}^4 - \sum_{p=1}^{N_p} (1 - \varepsilon_p) \cdot F_{cp} \cdot E_p \right] \end{aligned} \quad (7)$$

Supposons maintenant que toutes les parois de l'enceinte fermée sont des corps noirs, sauf une, à très faible émissivité, indiquée f , comme mentionnée précédemment.

L'équation (7) s'écrit alors :

$$\Phi_{net,c} = S_c \cdot \left[\sigma \cdot T_{rm}^4 - \sum_{p=1}^{N_p} \varepsilon_p F_{cp} \cdot \sigma \cdot T_{si,p}^4 - (1 - \varepsilon_f) \cdot F_{cf} \cdot E_f \right] \quad (8)$$

Or, à ce stade, il est intéressant de constater que, compte tenu du fait qu'excepté la paroi à très faible émissivité, les autres parois de l'enceinte sont des corps noirs, l'éclairement E_f se simplifie de la manière suivante :

$$E_f = \frac{\sum_{p=1}^{N_p} S_p \cdot F_{pf} \cdot J_p}{S_f} = \frac{\sum_{p=1}^{N_p} S_f \cdot F_{fp} \cdot J_p}{S_f} = \sum_{p=1}^{N_p} F_{fp} \cdot J_p \quad (9)$$

La radiosité de la paroi p valant l'émittance propre de la paroi, étant donné qu'il n'y a pas réflexion :

$$J_p = \sigma \cdot T_{si,p}^4, \quad \forall p \neq f \quad (10)$$

En remplaçant (10) dans (9), puis dans (8), on a alors :

$$\Phi_{net,c} = S_c \cdot \left[\sigma \cdot T_{rm}^4 - \sum_{p=1}^{N_p} \varepsilon_p F_{cp} \cdot \sigma \cdot T_{si,p}^4 - (1 - \varepsilon_f) \cdot F_{cf} \cdot \sum_{p=1}^{N_p} F_{fp} \cdot \sigma \cdot T_{si,p}^4 \right] \quad (11)$$

Soit donc :

$$\Phi_{net,c} = S_c \cdot \sigma \cdot \left[T_{rm}^4 - \sum_{p=1}^{N_p} \left[\varepsilon_p F_{cp} + (1 - \varepsilon_f) \cdot F_{cf} F_{fp} \right] \cdot T_{si,p}^4 \right] \quad (12)$$

De plus,

$$\begin{aligned} \sum_{p=1}^{N_p} \left[\varepsilon_p \cdot F_{cp} + (1 - \varepsilon_f) \cdot F_{cf} \cdot F_{fp} \right] &= \sum_{p=1}^{N_p} \varepsilon_p \cdot F_{cp} + (1 - \varepsilon_f) \cdot F_{cf} \cdot \sum_{p=1}^{N_p} F_{fp} \\ &= \sum_{\substack{p=1 \\ p \neq f}}^{N_p} \varepsilon_p \cdot F_{cp} + \varepsilon_f \cdot F_{cf} + (1 - \varepsilon_f) \cdot F_{cf} \\ &= 1 - F_{cf} + \varepsilon_f \cdot F_{cf} + (1 - \varepsilon_f) \cdot F_{cf} = 1 \end{aligned} \quad (13)$$

On peut donc écrire, en incluant ce facteur dans l'expression du flux net du corps c :

$$\frac{\Phi_{net,c}}{S_c} = \sum_{p=1}^{N_p} \left(\varepsilon_p F_{cp} + (1 - \varepsilon_f) \cdot F_{cf} F_{fp} \right) \cdot \sigma \cdot \left(T_{rm}^4 - T_{si,p}^4 \right) \quad (14)$$

En linéarisant cette expression, et en introduisant le coefficient d'échange radiatif $h_{ri,p} = 4\sigma.T_{moy,p}^3$, il vient :

$$\frac{\Phi_{net,c}}{S_c} = \sum_{p=1}^{N_p} (\varepsilon_p F_{cp} + (1-\varepsilon_f) \cdot F_{cf} F_{fp}) \cdot h_{ri,p} (T_{rm} - T_{si,p}) \quad (15)$$

Or, le corps c étant en équilibre radiatif, son flux net est nul, ce qui permet d'écrire :

$$\sum_{p=1}^{N_p} (\varepsilon_p F_{cp} + (1-\varepsilon_f) \cdot F_{cf} F_{fp}) \cdot h_{ri,p} (T_{rm} - T_{si,p}) = 0 \quad (16)$$

Ce que l'on peut encore écrire, en distinguant les types de parois (à très faible émissivité ou non) :

$$\sum_{\substack{p=1 \\ p \neq f}}^{N_p} (\varepsilon_p F_{cp} + (1-\varepsilon_f) \cdot F_{cf} F_{fp}) \cdot h_{ri,p} (T_{rm} - T_{si,p}) + (\varepsilon_f F_{cf} + (1-\varepsilon_f) \cdot F_{cf} F_{ff}) \cdot h_{ri,f} (T_{rm} - T_{si,f}) = 0 \quad (17)$$

Soit :

$$\sum_{\substack{p=1 \\ p \neq f}}^{N_p} (\varepsilon_p F_{cp} + F_{cf} F_{fp}) \cdot h_{ri,p} (T_{rm} - T_{si,p}) + \varepsilon_f F_{cf} \cdot h_{ri,f} (T_{rm} - T_{si,f}) = 0 \quad (18)$$

En utilisant les simplifications :

$$\begin{cases} F_{ff} = 0; \text{ la paroi est plane, elle ne se "voit" pas} \\ (1-\varepsilon_f) \cong 1; \text{ l'émissivité étant très faible, de l'ordre de } 0,05 \end{cases} \quad (19)$$

Ainsi, en posant :

$$\begin{cases} H_{ri,f} = \varepsilon_f \cdot F_{cf} \cdot h_{ri,f}; \text{ coefficient d'échange radiatif de la paroi à faible émissivité} \\ H_{ri,p} = (\varepsilon_p \cdot F_{cp} + F_{cf} \cdot F_{fp}) \cdot h_{ri,p}; \text{ pour les parois considérées comme des corps noirs} \end{cases} \quad (20)$$

On obtient un formalisme analogue à celui utilisé couramment, faisant intervenir un coefficient d'échange radiatif ; cependant, ceux présentés ci-dessus permettent une prise en compte du comportement radiatif des parois, ce au travers de leurs émissivités. Le cas où une paroi à très faible émissivité est présente peut alors être traité de manière simplifié.

En intégrant les équations (20) dans l'expression (18), il vient :

$$\sum_{\substack{p=1 \\ p \neq f}}^{N_p} H_{ri,p} \cdot (T_{rm} - T_{si,p}) + H_{ri,f} (T_{rm} - T_{si,f}) = 0 \quad (21)$$

En poursuivant le calcul, on montre alors :

$$T_{rm} = \frac{\sum_{\substack{p=1 \\ p \neq f}}^{N_p} H_{ri,p} \cdot T_{si,p} + H_{ri,f} \cdot T_{si,f}}{\sum_{\substack{p=1 \\ p \neq f}}^{N_p} H_{ri,p} + H_{ri,f}} \quad (22)$$

L'expression (22) permet donc le calcul d'une température radiante moyenne, représentative de l'état radiatif d'une enceinte fermée incluant une paroi à très faible émissivité. Ainsi, sous réserve de connaître les facteurs de forme liant les diverses parois de l'enceinte, et en considérant le coefficient d'échange radiatif « classique » $h_{ri,p} = 6,1 W \cdot m^{-2}$, $\forall p$ ¹⁹, il est possible d'avoir une première approximation des échanges radiatifs dans une enceinte telle que celle considérée dans les paragraphes ci-dessus.

Introduisons maintenant la simplification des facteurs de forme au prorata des surfaces, formalisée par les relations (4). Les coefficients d'échanges radiatifs $H_{ri,p}$ et $H_{ri,f}$ deviennent alors :

$$\begin{cases} H_{ri,p} = (\epsilon_p \cdot F_{cp} + F_{cf} \cdot F_{fp}) \cdot h_{ri,p} = \left(\epsilon_p \cdot \frac{S_p}{S_{tot}} + \frac{S_f}{S_{tot}} \cdot \frac{S_p}{S_{tot}} \right) \cdot h_{ri,p} = \frac{S_p}{S_{tot}} \cdot \left(\epsilon_p + \frac{S_f}{S_{tot}} \right) \cdot h_{ri,p} \\ H_{ri,f} = \epsilon_f \cdot F_{cf} \cdot h_{ri,f} = \epsilon_f \cdot \frac{S_f}{S_{tot}} \cdot h_{ri,f} \end{cases} \quad (23)$$

En introduisant ces relations dans l'expression (21), on obtient alors :

$$\sum_{\substack{p=1 \\ p \neq f}}^{N_p} \left(\epsilon_p + \frac{S_p}{S_{tot}} \right) \cdot \frac{S_p}{S_{tot}} \cdot h_{ri,p} \cdot (T_{rm} - T_{si,p}) + \epsilon_f \cdot \frac{S_f}{S_{tot}} \cdot h_{ri,f} (T_{rm} - T_{si,f}) = 0 \quad (24)$$

On remarque alors, qu'en affectant une « émissivité fictive » aux parois, donnée par :

¹⁹ Cette valeur est obtenue en supposant que la température moyenne T_{moy} vaut 300K

$$\begin{cases} \epsilon_p^{fic} = \epsilon_p + \frac{S_f}{S_{tot}}, & \text{si } \epsilon_p \text{ proche de } 1 \\ \epsilon_p^{fic} = \epsilon_p, & \text{si } \epsilon_p \ll 1 \end{cases} \quad (25)$$

On obtient alors une expression globalisée, qui, en posant $H_{ri,p} = \epsilon_p^{fic} \cdot h_{ri,p}$, selon la même convention que dans le cas général, mène à :

$$\sum_{p=1}^{N_p} \frac{S_p}{S_{tot}} \cdot H_{ri,p} \cdot (T_{rm} - T_{si,p}) = 0 \quad (26)$$

Finalement, l'expression donnant la température radiante moyenne se simplifie encore et s'écrit :

$$T_{rm} = \frac{\sum_{p=1}^{N_p} S_p \cdot H_{ri,p} \cdot T_{si,p}}{\sum_{p=1}^{N_p} S_p \cdot H_{ri,p}} \quad (27)$$

- *Généralisation à une enceinte fermée incluant un nombre donné de surfaces à très faibles émissivités*

Il est intéressant de pouvoir mettre en évidence le comportement radiatif d'une enceinte fermée incluant plus d'une surface à très faible émissivité. Or, la démarche précédente, en particulier le formalisme lié aux transferts radiatifs, compliquent notablement les équations, et notre objectif de résultat simplifié s'en trouve par conséquent éloigné.

Cependant, en première approximation, nous pouvons proposer de généraliser ce qui a été développée précédemment en assimilant les diverses surfaces à très faibles émissivités à une seule, dont l'émissivité serait la moyenne des émissivités et de facteur de forme la moyenne des facteurs de forme des autres parois. Cette démarche est certes approximative et peut paraître contestable, mais compte tenu de la difficulté croissante du formalisme des transferts radiatifs dans l'enceinte fermée, traduisant en particulier les interrélflexions, elle offre un moyen simple de mise en œuvre, pouvant notamment être intégré aisément dans les codes de simulation du comportement énergétique des bâtiments. En outre, le cheminement est identique à celui de la méthode de l'enceinte fictive, donnant également une approximation des transferts radiatifs de grande longueur d'onde dans une enceinte fermée [Roldan 85].

3.1.2.2. Synthèse

Les développements théoriques précédents permettent de mettre en évidence un coefficient d'échange radiatif généralisé, dont l'intérêt est une prise en compte simplifiée de l'état radiatif d'une enceinte incluant une surface à très faible émissivité.

La généralisation à un nombre quelconque de surfaces à très faible émissivité n'est cependant pas immédiate, le formalisme des équations se compliquant beaucoup compte tenu des interréflections. Il est rare néanmoins d'avoir à considérer dans un bâtiment donné un grand nombre de surfaces à très faible émissivité ;

Par ailleurs, la méthode a été implémentée dans le code de simulation *ISOLAB* et a montré des résultats satisfaisants [Miranville, 2002] ; elle contribue de ce fait à étoffer le panel des modèles de calcul des échanges radiatifs de grand longueur d'onde. Nous pouvons ainsi nous livrer à une classification par degré de finesse de ces derniers, consignée dans le *Tableau 1*.


Degré de finesse croissant 	Méthode du coefficient d'échange global
	Méthode du coefficient d'échange généralisé
	Méthode de l'enceinte fictive
	Méthode des radiosités décalée
	Méthode des radiosités couplée

Tableau 1 : Classification des modèles radiatifs de grande longueur d'onde

3.1.3. LES FACTEURS DE FORME

3.1.3.1. Introduction

Les facteurs de forme sont des grandeurs qui permettent de tenir compte de l'interaction radiative plus ou moins importante entre les parois d'une zone. Ils sont liés à sa configuration géométrique qui va conditionner les angles solides à travers lesquels les parois vont se « voir » entre elles. Ainsi, afin de les déterminer de manière précise une description géométrique fine de l'enceinte s'impose.

De plus, le calcul rigoureux des facteurs de forme fait intervenir des intégrales multiples, dont la résolution mène à des formules analytiques complexes. Ces dernières, dans le cas de géométries irrégulières, ne permettent pas toujours de déterminer les valeurs convenables. Le recours aux techniques numériques est alors privilégié [Hu, 2001].

Dans le cadre de modélisation que nous nous sommes fixés, nous avons choisi de faire appel à plusieurs types de méthode. Une méthode simplifiée d'une part, qui fournit une approximation des facteurs de forme au prorata des surfaces, puis une méthode intermédiaire, ne nécessitant que peu de données géométriques et enfin des formules analytiques.

3.1.3.2. Une méthode simplifiée

En pratique, on préfère éviter une description exhaustive de l'enceinte, qui nécessite en outre un repérage fin des différentes parois. On est ainsi amené à adopter des simplifications, qui vont mener à la détermination de facteurs de forme approchés. L'une d'entre elles consiste à considérer que les facteurs de forme sont donnés au prorata des surfaces de l'enceinte :

Considérons une enceinte fermée composée de N_p parois planes, dont les surfaces sont notées S_j , $i=1$ à N_p . Le facteur de forme entre deux surfaces i et p va alors s'écrire :

$$F_{ip} = \frac{S_p}{S_{tot}} = \frac{S_p}{\sum_{p'=1}^{N_p} S_{p'}} \quad \text{et} \quad F_{ii} = 0$$

La deuxième condition exprimant que les surfaces, étant planes, ne se voient pas elles mêmes.

Cependant, il faut que les facteurs de forme vérifient les deux principes fondamentaux que sont le principe de réciprocité et celui de complémentarité. Or l'équation précédente vérifie bien la complémentarité, mais pas la réciprocité :

$$S_i \cdot F_{ip} = S_i \cdot \frac{S_p}{S_{tot}} = S_p \cdot \frac{S_i}{S_{tot}} = S_p \cdot F_{pi}, \quad \text{ce qui vérifie la réciprocité}$$

$$\sum_{p=1}^{N_p} F_{ip} = \sum_{\substack{p=1 \\ p \neq i}}^{N_p} F_{ip} + F_{ii} = \sum_{\substack{p=1 \\ p \neq i}}^{N_p} F_{ip} = \sum_{\substack{p=1 \\ p \neq i}}^{N_p} \frac{S_p}{S_{tot}} = \frac{1}{S_{tot}} \cdot \sum_{\substack{p=1 \\ p \neq i}}^{N_p} S_p = 1 - \frac{S_i}{S_{tot}}, \quad \text{ce qui ne vérifie}$$

pas la complémentarité

En effet, on constate que le fait de poser $F_{ii}=0$, i.e. de formaliser le fait que les parois planes ne se voient pas elles mêmes, pénalise le principe de complémentarité. Le bilan n'étant pas respecté, l'écart venant du terme S_i/S_{tot} , une pondération des facteurs de

forme est nécessaire de sorte que le principe de complémentarité soit vérifié. Cherchons donc les poids α_p , tels que :

$$\sum_{p=1}^{N_p} F_{ip}' = 1, \text{ avec } F_{ip}' = F_{ip} + \alpha_p \cdot \left(\frac{S_i}{S_{tot}} \right)$$

La condition de complémentarité appliquée aux facteurs de forme modifiés impose alors :

$$\sum_{p=1}^{N_p} \alpha_p = 1$$

De plus, on doit également vérifier le principe de réciprocité, soit : $S_p \cdot F_{ip}' = S_i \cdot F_{pi}'$; cette relation se traduit par la condition:

$$S_i \cdot \left(F_{ip} + \alpha_p \cdot \left(\frac{S_i}{S_{tot}} \right) \right) = \cancel{S_i \cdot F_{ip}} + S_i \cdot \alpha_p \cdot \left(\frac{S_i}{S_{tot}} \right) = \cancel{S_p \cdot F_{pi}} + S_p \cdot \alpha_j \cdot \left(\frac{S_p}{S_{tot}} \right) = S_p \cdot \left(F_{pi} + \alpha_j \cdot \left(\frac{S_j}{S_{tot}} \right) \right)$$

soit $\boxed{S_i^2 \cdot \alpha_p = S_p^2 \cdot \alpha_j}$

Afin d'utiliser la propriété de complémentarité, il faut effectuer une sommation sur l'ensemble des parois, soit :

$$\sum_{p=1}^{N_p} S_i^2 \cdot \alpha_p = \sum_{p=1}^{N_p} S_p^2 \cdot \alpha_j, \text{ soit } S_i^2 \cdot \underbrace{\sum_{p=1}^{N_p} \alpha_p}_{=1} = \alpha_j \cdot \sum_{p=1}^{N_p} S_p^2, \text{ et finalement : } \boxed{\alpha_j = \frac{S_i^2}{\sum_{p=1}^{N_p} S_p^2}}$$

Nous obtenons ainsi l'expression du facteur de forme corrigé, qui vérifie à la fois les principes de complémentarité et de réciprocité :

$$F_{ip}' = F_{ip} + \frac{S_p^2}{\sum_{p'=1}^{N_p} S_{p'}^2} \cdot \frac{S_i}{S_{tot}}$$

L'écriture de l'ensemble des facteurs de forme pour l'enceinte globale peut être faite de manière matricielle, pour plus de commodité. On aboutit ainsi à la matrice des facteurs de forme du paragraphe 3.1.1.3.1.

3.1.3.3. Une méthode intermédiaire, la méthode de Hottel

Cette méthode est dédiée au cas d'enceintes bidimensionnelles et s'applique donc de ce fait très bien aux cavités de type lame d'air. Elle permet le calcul des facteurs de forme entre deux surfaces quelconques de l'enceinte, même si éventuellement d'autres surfaces interceptent une certaine partie du rayonnement.

Le principe énoncé par Hottel constitue la règle des cordes croisées ; en considérant l'enceinte de la *Figure 10*, supposée infinie selon l'axe Oz, elle s'exprime de la manière suivante [De Vriendt, 1984]:

« le produit $A_i F_{ij}$ par unité de longueur normale au plan de la figure et relatif à tout couple (i,j) de surfaces dans une enceinte quelconque (mais infinie selon Oz) peut s'obtenir en tendant des cordes entre les extrémités des deux surfaces : le produit est égal à la demi-somme des segments croisés moins la demi-somme des segments non croisés. »

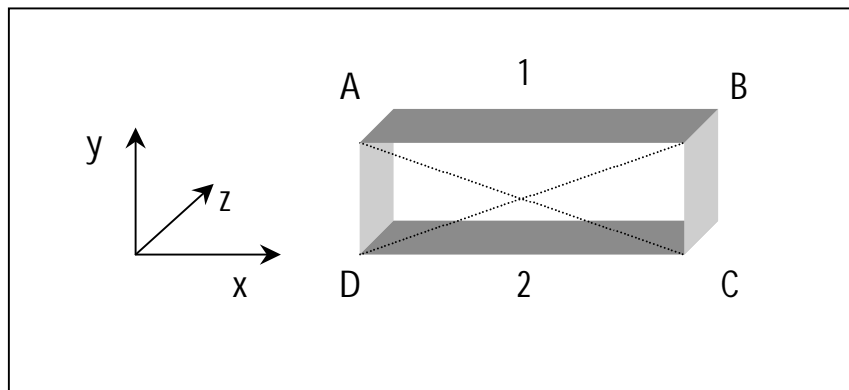


Figure 10 : Illustration de la règle de Hottel

Ainsi, on peut écrire :

$$A_1 F_{12} = \frac{AC + BD}{2} - \frac{AB + BC}{2}$$

On dispose donc d'un moyen simple de détermination des facteurs de forme dans une enceinte. De plus, dans les cas courants, les géométries internes des bâtiments sont simples, ce qui permet l'utilisation de cette méthode.

3.1.3.4. Les formules analytiques

Les facteurs de forme peuvent être déterminés de manière précise en utilisant les formules analytiques ; ces dernières sont toutefois d'expressions complexes et c'est pourquoi elles font l'objet d'abaques.

Dans le cas de géométries simples, elles sont utilisables directement, sous réserve de disposer des informations géométriques suffisantes.

Nous donnons ci-dessous les expressions qui ont été intégrées au code de calcul :

- *Surface élémentaire parallèle à un rectangle (figure 11-c) :*

$$\left\{ \begin{array}{l} X = \frac{a}{c}; Y = \frac{b}{c} \\ F_{12} = \frac{1}{\pi \cdot Y} \left[\sqrt{1+Y^2} \cdot \arctan\left(\frac{X}{\sqrt{1+Y^2}}\right) - \arctan(X) + \frac{X \cdot Y}{\sqrt{1+Y^2}} \cdot \arctan\left(\frac{Y}{\sqrt{1+Y^2}}\right) \right] \end{array} \right.$$

- *Surface élémentaire perpendiculaire à un rectangle (figure 11-d)*

$$\left\{ \begin{array}{l} X = \frac{a}{b}; Y = \frac{c}{b} \\ F_{12} = \frac{1}{\pi} \left[\arctan\left(\frac{1}{Y}\right) + \frac{Y}{2} \cdot \ln\left(\frac{Y^2 \cdot (X^2 + Y^2 + 1)}{(1+Y^2) \cdot (X^2 + Y^2)}\right) - \frac{Y}{\sqrt{X^2 + Y^2}} \cdot \arctan\left(\frac{1}{\sqrt{X^2 + Y^2}}\right) \right] \end{array} \right.$$

- *Rectangles parallèles opposés (figure 11-a)*

$$\left\{ \begin{array}{l} X = \frac{a}{c}; Y = \frac{b}{c} \\ F_{12} = \frac{2}{\pi \cdot X \cdot Y} \left[\ln\left(\sqrt{\frac{(1+Y^2)(1+X^2)}{1+X^2+Y^2}}\right) + X \cdot \sqrt{1+Y^2} \cdot \arctan\left(\frac{X}{\sqrt{1+Y^2}}\right) - X \cdot \arctan(X) - Y \cdot \arctan(Y) \right] \end{array} \right.$$

- *Rectangles perpendiculaires (figure 11-b)*

$$\left\{ \begin{array}{l} X = \frac{b}{a}; Y = \frac{c}{a} \\ F_{12} = \frac{1}{\pi \cdot Y} \cdot \left[Y \cdot \arctan\left(\frac{1}{Y}\right) + X \cdot \arctan\left(\frac{1}{X}\right) - \sqrt{X^2 + Y^2} \cdot \arctan\left(\frac{1}{\sqrt{X^2 + Y^2}}\right) \right] \\ + \frac{1}{4 \cdot \pi \cdot Y} \cdot \ln\left(\left[\frac{(1+Y^2)(1+X^2)}{1+X^2+Y^2} \right] \cdot \left[\frac{Y^2 \cdot (1+X^2+Y^2)}{(1+Y^2)(Y^2+X^2)} \right]^{Y^2} \cdot \left[\frac{X^2 \cdot (1+X^2+Y^2)}{(1+X^2)(Y^2+X^2)} \right]^{X^2} \right) \end{array} \right.$$

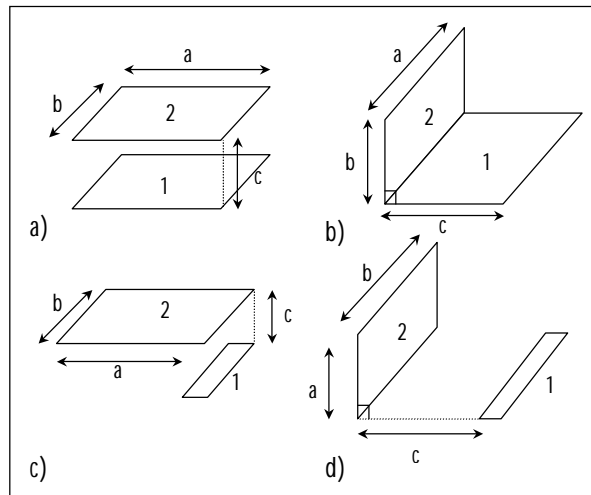


Figure 11 : Configurations de calcul des facteurs de forme

En utilisant ces formules, il est possible de déterminer les facteurs de forme de l'ensemble des parois d'une enceinte donnée, de géométrie simple.

3.1.3.5. Intégration au code de calcul

Les méthodes ci-dessus ont été intégrées au code de calcul ; elles permettent au travers de la fenêtre illustrée sur la Figure 12, la saisie de l'ensemble des facteurs de forme des zones du bâtiment. En d'autres termes, la matrice des facteurs de forme est directement remplie au niveau de l'interface du code. Cette méthode, si elle convient pour des bâtiments à géométrie simple peu devenir rébarbative sur des bâtiments plus complexes. Dans ce cas, le recours aux techniques numériques est incontournable.

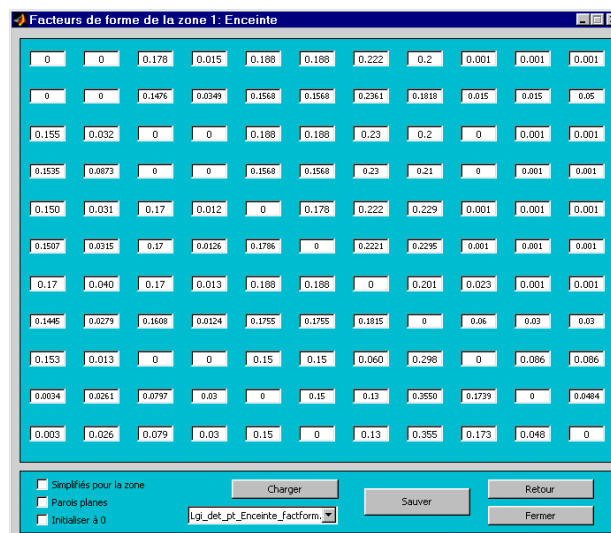


Figure 12 : Fenêtre de saisie des facteurs de forme

3.2. Les transferts convectifs

3.2.1. PRESENTATION DES CORRELATIONS

De manière synthétique, la résolution d'un problème de convection pour le thermicien du bâtiment va se résumer à choisir, en fonction de la configuration géométrique à laquelle il s'intéresse, du fluide qu'il considère et du type de convection, la corrélation adaptée menant au coefficient d'échange convectif h . L'annexe 2 de ce chapitre en détaille la démarche.

Les corrélations donnent pour la plupart le nombre de Nusselt en fonction de nombres adimensionnels dépendant du type de convection (naturelle ou forcée), mais d'autres types de corrélations existent. En particulier, celles donnant le coefficient d'échange par convection en fonction de l'écart de température air/paroi sont intéressantes. Nous présentons dans la suite les corrélations *en convection naturelle* que nous avons retenues pour les deux configurations suivantes: le cas des cavités à grand nombre de Rayleigh, typiquement les pièces d'habitation, et celui des cavités confinées telles que les lames d'air.

3.2.1.1. Corrélations retenues pour les cavités à grand nombre de Rayleigh

Pour de telles configurations, le coefficient d'échange convectif joue un grand rôle et d'importantes erreurs peuvent survenir dans le cas d'une mauvaise estimation [Awbi, 1999]. Plusieurs corrélations sont disponibles dans la littérature, obtenues sur la base de développements théoriques ou d'expérimentations. Pour une revue des principales corrélations proposées, se référer à [Khalifa, 2001].

De plus, en fonction des équipements (convecteurs, climatiseurs, etc.), les régimes de convection qui peuvent survenir sont nombreux ; Beausoleil-Morrison propose une classification de ces différents régimes en distinguant notamment les forces motrices générant les écoulements. Il propose également un algorithme permettant de prendre en compte la variation de ces régimes de convection lors de simulations numériques [Beausoleil-Morrison, 2001].

De plus, certaines des corrélations issues de la littérature ont été obtenues sur la base d'expérimentations sur des dispositifs dont la géométrie diffère de celle des enceintes de type pièce d'habitation. L'utilisation de telles corrélations pour des simulations du comportement thermique des bâtiments semble alors contestable. Awbi propose alors une série de coefficients d'échanges convectifs, déterminés au départ d'expérimentations dans un local à échelle 1 et prenant en compte les échanges radiatifs.

Les corrélations issues de ses travaux sont les suivantes :

- *Paroi verticale*

$$\begin{cases} D = \frac{4.S}{P} \\ h_{ci} = \frac{1,823}{D^{0,121}} \cdot (\Delta T)^{0,293} \end{cases}$$

D étant le diamètre hydraulique, donné en fonction de la surface de la paroi S et de son périmètre P et ΔT étant l'écart de température air/paroi.

- *Plancher*

$$h_{ci} = \frac{2,175}{D^{0,076}} \cdot (\Delta T)^{0,308}$$

- *Plafond*

$$h_{ci} = \frac{0,704}{D^{0,601}} \cdot (\Delta T)^{0,133}$$

Ces corrélations ont été implémentées au code de calcul *ISOLAB*. Ainsi, pour des cavités de type pièce d'habitation, le choix du coefficient d'échange en convection naturelle est possible au départ des corrélations ci-dessus ou de valeurs constantes par parois.

3.2.1.2. Corrélations retenues pour les cavités confinées

Pour les enceintes à faible rapport d'allongement, les corrélations données dans la littérature sont là encore nombreuses et dépendent de la configuration considérée. Notre intérêt se portant sur les corrélations permettant le calcul du coefficient d'échange convectif de lames d'air en convection naturelle, nous avons été amené à considérer dans un premier temps les études de Elsherbiny [Elsherbiny, 1996]. En effet, ce dernier propose des corrélations donnant le nombre de Nusselt global dans une lame d'air inclinée en fonction du nombre de Rayleigh et pour des rapports d'allongements (H/L) donnés (cf. *Figure 13*).

De plus, l'étude menée est expérimentale et traite d'une lame d'air chauffée en face supérieure pour deux rapports d'allongements différents et pour des conditions aux limites parfaitement conductrices. Sur ce dernier point, l'auteur mentionne que la majorité des études publiées considèrent que les extrémités de la lame d'air sont isolées, ce qui rend les résultats non applicables dans certains cas.

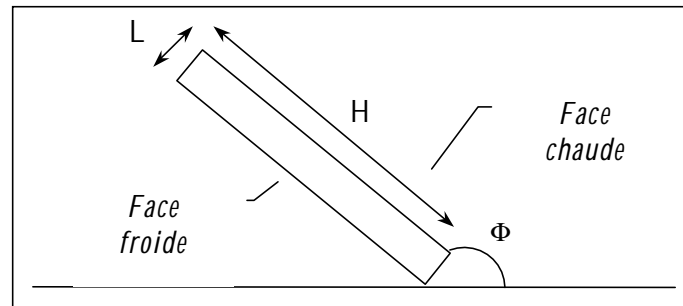


Figure 13 : Lame d'air inclinée, chauffée par le haut

Les corrélations obtenues pour un rapport d'allongement $H/L=20$ sont les suivantes :

- $\Phi=180^\circ$ (lame d'air horizontale)

$$Nu = \left[1 + (0,262.Ra^{0,136})^{11} \right]^{\frac{1}{11}}$$

- $\Phi=120^\circ$

$$Nu = \left[1 + (0,0566.Ra^{0,332})^{4,76} \right]^{\frac{1}{4,76}}$$

- $120^\circ \leq \Phi \leq 180^\circ$

$$Nu(\Phi) = Nu(180^\circ) + \frac{180 - \Phi}{60} \cdot (Nu(120^\circ) - Nu(180^\circ))$$

La seconde corrélation qui a retenu notre attention est celle de Arnold [Chapman, 1974]. Celui-ci considère la même configuration que Elsherbiny, à l'exception près que les extrémités de la lame d'air ne sont plus parfaitement conductrices, mais adiabatiques. Dans l'optique de pouvoir mettre en évidence l'influence de la prise en compte des conditions aux limites, il nous a semblé opportun d'intégrer également cette corrélation.

Les relations proposées pour $90^\circ \leq \Phi \leq 180^\circ$ sont les suivantes :

$$Nu = 1 + [Nu_{90} - 1] \cdot \sin \Phi$$

où Nu_{90} est le nombre de Nusselt évalué pour $\Phi=90^\circ$:

$$\left\{ \begin{array}{l} Nu_{90} = \max\{Nu_1, Nu_2, Nu_3\} \\ Nu_1 = 0,0605 \cdot Ra_L^{\frac{1}{3}} \\ Nu_2 = \left\{ 1 + \left[\frac{0,104 \cdot Ra_L^{0,293}}{1 + \left(\frac{6310}{Ra_L} \right)^{1,36}} \right]^3 \right\}^{\frac{1}{3}} \\ Nu_3 = 0,242 \cdot \left(\frac{Ra_L}{A} \right)^{0,272} \end{array} \right.$$

Ra_L est le nombre de Rayleigh évalué pour la hauteur L et A est le rapport d'allongement (H/L) ; cette corrélation est valable pour les conditions suivantes :

$$\left\{ \begin{array}{l} 5 < A < 110 \\ 10^2 < Ra_L < 2 \cdot 10^7 \end{array} \right.$$

En plus de ces corrélations, de type adimensionnelles, les relations donnant le coefficient d'échange en fonction de l'écart de température air/paroi pour des plaques planes sont également utilisées. Afin de compléter la variété des relations implémentées, nous avons considéré d'une part la corrélation intégrée au programme *HEAT* [Fauconnier, 1986] et ensuite celle donnée dans le guide « Ashrae Handbook of Fundamentals », dont les expressions, en fonction de l'écart de température air/paroi et de la longueur des plaques sont les suivantes :

- Corrélation « HEAT », valable pour une paroi horizontale, que le flux soit ascendant ou descendant :

$$h_{ci} = (\Delta T)^{0,425} + 1,7$$

- Corrélation « Ashrae », valable pour une plaque plane horizontale, chauffée par le haut :

$$h_{ci} = 0,59 \cdot \left(\frac{\Delta T}{L} \right)^{0,25}$$

3.2.2. INTEGRATION AU CODE DE CALCUL

Les relations ci-dessus ont été implémentées au code de calcul. Elles permettent ainsi, en fonction du bâtiment simulé, de disposer de modèles de coefficients d'échanges convectifs de degré de finesse variable, du plus simple, coefficient

d'échange constant, au plus détaillé, coefficient d'échange donné par des corrélations adimensionnelles.

La sélection de l'un ou l'autre de ces modèles se fait par l'intermédiaire de l'interface de description comme le montre la *Figure 14*, mais il est à souligner que les corrélations adimensionnelles nécessitent les détails de la géométrie considérée. D'un point de vue descriptif, l'une des difficultés majeures dans l'implémentation de telles relations est le repérage des frontières des lames d'air par exemple. Une lame d'air étant considérée comme une zone quelconque, il faut être capable d'indiquer au code les parois à considérer pour le calcul des coefficients d'échange à l'aide des corrélations.



Figure 14 : Sélection des modèles convectifs

4. PRESENTATION ET MODELISATION D'UNE PAROI COMPLEXE INTEGRANT UN PMR

4.1. Introduction

Le paragraphe 3 a présenté l'environnement de modélisation que nous avons élaboré afin de répondre à la problématique scientifique qui est la nôtre. Des développements spécifiques aux parois complexes ont été réalisés afin de permettre une étude théorique fine des transferts couplés au sein d'une telle structure. Le code de calcul est donc maintenant opérationnel et adapté à nos objectifs.

Comme nous avons pu le voir dans le premier chapitre, les PMR sont des produits dont l'utilisation est variée ; en effet, ils peuvent aussi bien être utilisés dans des parois de type mur, dans des planchers ou encore dans des toitures. C'est ce dernier cas qui va nous intéresser, dans la mesure où il constitue la configuration la plus couramment rencontrée localement.

Nous nous proposons donc dans la suite, avant d'aborder notre vision de la modélisation proprement dite, de présenter la structure d'une toiture standard intégrant un PMR.

4.2. Présentation d'une toiture standard intégrant un PMR

La paroi complexe que nous allons considérer est une toiture intégrant un PMR et posée selon les règles de l'art. La configuration qui nous concerne correspond donc à un système d'étude réaliste, intégrant en particulier les détails structurels tels que la charpente. De plus, l'insertion du PMR nécessite la présence de lames d'air ; celles-ci sont réalisées en pratique en intercalant des écarteurs, le plus souvent réalisés par les éléments de la charpente elle-même.

Sur la coupe proposée sur la *Figure 15*, nous présentons les détails géométriques de notre toiture. Elle se compose d'une couverture en tôle d'acier galvanisée (laquée en bleu foncé sur les deux faces) d'un PMR et d'un faux-plafond en placoplâtre. Les éléments structurels se composent de pannes en profilés C et d'écarteurs en acier galvanisé en face inférieure du PMR. Les parois latérales sont réalisées en tôle d'acier galvanisé de couleur sombre, sauf pour la partie basse de la toiture, pour laquelle la paroi de séparation extérieure est constituée d'une panne C non peinte. La toiture est inclinée d'un angle de 20° par rapport à l'horizontale, ce qui correspond à l'inclinaison la plus fréquemment rencontrée.

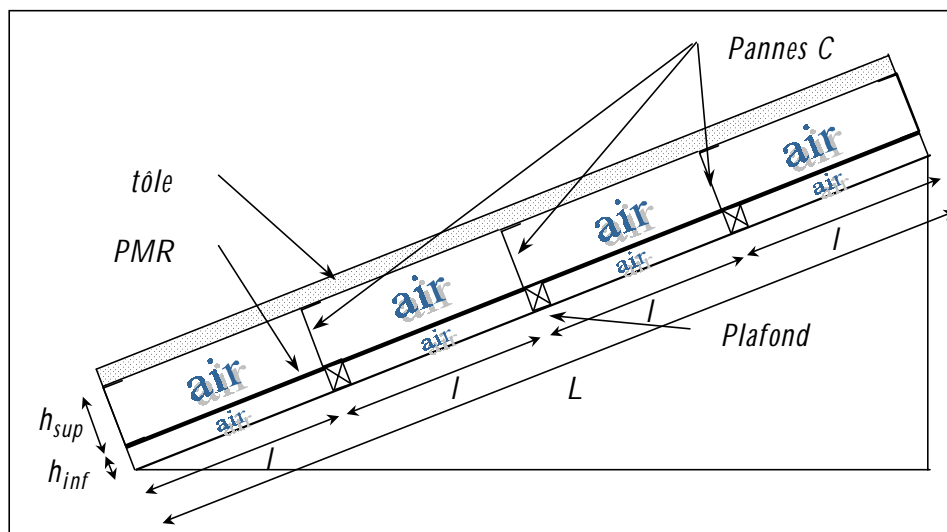


Figure 15 : Vue en coupe de la toiture

Les longueurs indiquées sur la *Figure 15* ont pour valeur :

$$\begin{cases} h_{sup} = 0,1m \\ h_{inf} = 0,016m \\ l = 0,85m \\ L = 3,4m \end{cases}$$

Une vue en perspective est proposée sur la *Figure 16* pour une vision globale de la configuration.

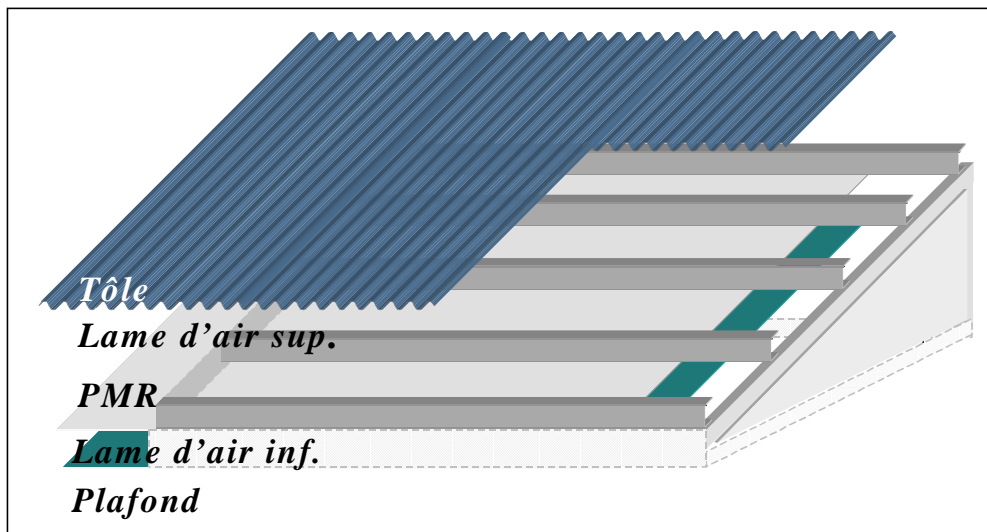


Figure 16 : Vue en perspective de la toiture

4.3. Modélisation de la paroi

La paroi ayant été présentée ci-dessus, notre vision de sa modélisation au sein de du code est maintenant proposée.

La modélisation que nous mettons en œuvre est destinée à nous permettre de cerner le comportement physique de la paroi. N'ayant à priori que peu d'informations, le modèle doit être le plus détaillé possible, afin que l'ensemble des phénomènes physiques soient pris en compte. Notons en premier lieu que le système présenté sur la *Figure 15* fait intervenir des transferts thermiques couplés, qu'il est nécessaire de retraduire.

De plus, nous nous situons dans le cadre d'une modélisation au départ d'un code de simulation du comportement énergétique des bâtiments. C'est pourquoi la description de la paroi doit être conforme à celle généralement effectuée au sein de tels codes. Or l'analyse systémique sous-jacente à la description des bâtiments fait intervenir le sous-système « zone » [Boyer, 1993], qui représente un volume d'air dont les propriétés sont supposées homogènes. Fort de ce constat, la description qui découle naturellement est celle d'un ensemble de zones, correspondant à chaque volume d'air.

En raisonnant de la sorte, nous aboutissons donc, pour la description de la paroi complexe seule, à 8 zones thermiques (4 lames d'air supérieures transversales et 4 lames d'air inférieures longitudinales, en respectant les caractéristiques de mise en œuvre standards).

Cependant, compte tenu d'une part des contraintes numériques, liées entre autres au temps calcul (associé aux couplages de la méthode des radiosités par exemple) et d'autre part à des considérations de validation du modèle, il est préférable d'optimiser le nombre de zones. Pour les zones thermiques supérieures en particulier, dont les parois latérales sont entre autres constituées des pannes de la charpente, le transfert couplé doit être retraduit, compte tenu de son importance sur le régime de température des zones inférieures.

Par ailleurs, les faibles dimensions des lames d'air inférieures, dont l'épaisseur vaut 1,6cm, laissent à penser que l'on puisse globaliser les quatre zones qu'elles constituent en une seule.

En effet, plusieurs raisons nous portent à cette conclusion :

- *La séparation des volumes d'air est réalisée par des écarteurs en acier galvanisé, bons conducteurs de chaleur ; en conséquence, les conditions thermiques de part et d'autre des parois de séparation des lames d'air sont vraisemblablement les mêmes*
- *L'élément supérieur des lames d'air inférieures est constitué en majorité d'aluminium, en particulier sur ses faces (PMR) ; or l'aluminium étant très bon conducteur de chaleur, la température en face inférieure est donc uniforme*
- *Compte tenu de la faible dimension des parois latérales de séparation des lames d'air inférieures avec l'extérieur, il est probable que les variations des sollicitations climatiques n'aient qu'un très faible impact sur les volumes d'air concernés*

De plus, l'analyse des phénomènes physiques plaident également en ce sens ; en effet, compte tenu du PMR, les transferts radiatifs dans les lames d'air inférieures vont être minimisés ; dans ce cas, seuls les transferts conductifs et convectifs vont régir le comportement des volumes d'air. De plus, les transferts convectifs, compte tenu de la configuration considérée (qui s'apparente à une lame d'air chauffée par le haut), risquent d'être faibles. Ainsi, si seule la convection laminaire est influente, on peut s'attendre à un comportement homogène.

Compte tenu de ce qui précède, nous avons arrêté notre choix à un modèle à six zones, illustré sur la *Figure 17* ; les remarques que nous avons énumérées nous semblent moins évidentes pour les lames d'air supérieures. De plus, pour ces dernières, il semble intéressant de pouvoir prendre en compte les phénomènes thermiques couplés. Les résultats de modélisation, au travers d'une procédure de validation expérimentale nous permettront d'apporter des éléments de réponse à ce choix.

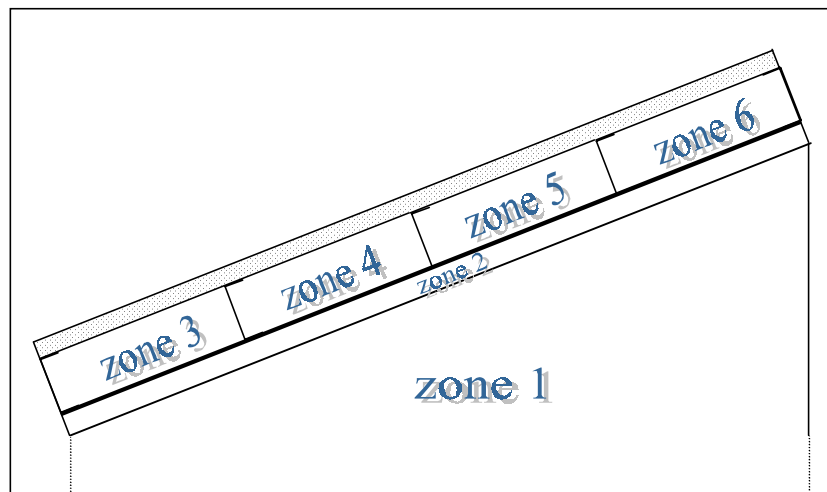


Figure 17 : Modélisation multizone du système complexe de toiture/enceinte

Par ailleurs, le fait de prendre en compte la structure métallique de la charpente nous amène à nous intéresser aux ponts thermiques ; en effet, ces phénomènes interviennent dès qu'il y a discontinuité des conductivités thermiques des matériaux en présence et engendrent des apports énergétiques supplémentaires. Au droit des pannes, en particulier, les lignes de flux convergent comme indiqué sur la *Figure 18*, le flux thermique « prenant le chemin de moindre résistance thermique » [Allard, 1978]. Ainsi, dans l'optique d'une modélisation fine, il semble important de traiter ce phénomène. Or ce dernier est généralement pris en compte de manière très simplifiée dans les codes de simulation, au travers de l'augmentation d'un pourcentage donné de la conductance des parois concernées [Brau, 1992]. L'étude de ces phénomènes fait en outre l'objet de l'élaboration de codes de calculs dédiés, dans lesquels les transferts conductifs sont traités de manière bidimensionnelle. De tels outils permettent alors de visualiser le champ de température, et plus particulièrement la convergence des lignes de flux pour les singularités étudiées.

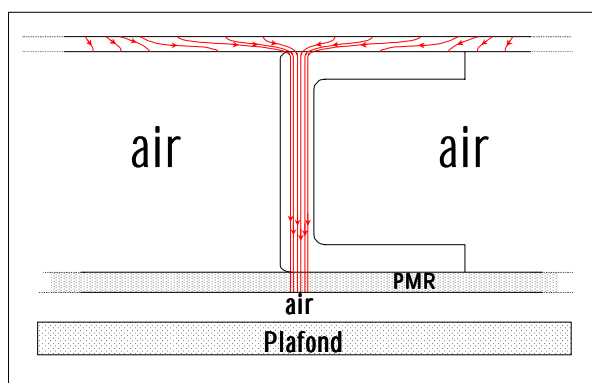


Figure 18 : Convergence des lignes de flux au droit des ponts thermiques

Cependant, les éléments remarquables de la présence des ponts thermiques sont les suivants :

- *L'effet est très localisé près des singularités*
- *Au droit des singularités, le transfert conductif est monodimensionnel*

Ces constatations nous orientent vers la prise en compte des ponts thermiques au travers de la description même de la paroi. En effet, les transferts conductifs étant unidimensionnels dans notre code de calcul, la seule possibilité, justifiée par les remarques précédentes, de prendre en compte des ponts thermiques est d'insérer une paroi supplémentaire, connectée entre le point de départ du pont thermique et son point d'arrivée. Or les ponts thermiques qui nous concernent sont ceux liés aux pannes C, qui relient l'extérieur (la tôle étant fortement conductrice de chaleur) à la lame d'air inférieure. La prise en compte de ces phénomènes selon notre approche va donc consister en l'ajout de trois parois supplémentaires (une pour chaque panne) dans la zone globalisant les lames d'air inférieures et reliant cette dernière à l'extérieur. De cette manière, le flux énergétique supplémentaire, dû aux pannes C est pris en compte, le transfert conductif étant modélisé.

En outre, compte tenu des remarques précédentes, il semble possible de proposer une modélisation simplifiée pour le complexe de toiture, en globalisant par exemple les quatre zones thermiques supérieures, nous menant à un modèle trizone. Cependant, notre démarche se voulant progressive, il semble important dans un premier temps d'obtenir, lors d'une phase de validation expérimentale, la validité de notre modélisation détaillée et de ne proposer qu'alors une vision simplifiée convenable. Cette étape fondamentale fait l'objet du chapitre 4.

5. SYNTHÈSE

Ce chapitre expose la démarche théorique que nous avons suivi afin de répondre à la problématique scientifique que soulève l'intégration des PMR dans les bâtiments. Celle-ci s'intègre dans une démarche plus générale de compréhension du comportement physique des parois complexes. Ainsi, nous avons dans un premier temps rappelé la notion de paroi complexe ou plus exactement de paroi à comportement complexe. Une revue des diverses stratégies mises en œuvre afin de modéliser de tels systèmes nous a alors guidé vers le choix de l'élaboration d'un prototype de code de simulation du comportement énergétique des bâtiments, par ailleurs inscrit dans une méthodologie d'équipe destinée à l'implémentation progressive de modèles dans un code de calcul spécifique.

Cependant, l'étude fine des parois à comportements complexes nécessitant des modèles dits détaillés, nous nous sommes livrés en premier lieu à des développements spécifiques, dans le but d'étoffer le panel des modèles des transferts radiatifs et convectifs. Cette démarche est en outre commune à l'évolution actuelle des codes de simulation.

Nous avons ainsi traité dans un premier temps les transferts radiatifs de grande longueur d'onde, en proposant plusieurs approches de la méthode des radiosités. Les contraintes soulevées par cette dernière, d'ordre à la fois numérique et de temps calcul, nous ont amenés à envisager une méthode plus simplifiée, tenant compte en particulier de la faible émissivité dans une enceinte fermée. Le traitement des facteurs de forme a ensuite été intégré au code de calcul, en proposant trois types de relations.

Nous nous sommes ensuite intéressés aux modèles convectifs, pour lesquels nous avons cherché à diversifier les relations traitant du coefficient d'échange convectif en convection naturelle. Des méthodes de degré de finesse variable ont en conséquence été implémentées, allant du coefficient d'échange constant aux corrélations adimensionnelles.

Une fois ces développements effectués, le système d'étude, qui s'apparente à une toiture complexe intégrant un PMR, a été présenté. La géométrie de la paroi et l'analyse des phénomènes mis en jeu nous ont amenés à proposer une modélisation dite détaillée, faisant intervenir six zones thermiques et dans laquelle le couplage système PMR/bâtiment est intégré. De plus, compte tenu de la prise en compte des éléments structurels de la toiture, dont l'agencement laisse apparaître des ponts thermiques non négligeables, il nous a semblé nécessaire de compléter le modèle en y ajoutant les éléments permettant de retraduire les conséquences de ces phénomènes. La méthode utilisée pour cela consiste en l'ajout de parois supplémentaires, connectées entre le point de départ et d'arrivée des ponts thermiques. L'apport énergétique supplémentaire peut ainsi être pris en compte et la modélisation globale du bâtiment plus conforme.

De plus, les considérations théoriques semblent indiquer qu'une modélisation simplifiée, un modèle trizone par exemple, est possible. Cependant, il semble important de vérifier au préalable les prédictions du code de calcul. Cette étape indispensable est généralement effectuée lors d'une validation globale de logiciel, synthétisant les phases de vérifications numériques et de validation expérimentale. Le chapitre 4 traite ainsi de l'application de cette méthodologie au code de calcul *ISOLAB*.

Chapitre IV



VALIDATION THERMIQUE GLOBALE

Nous nous intéressons maintenant aux prédictions du modèle d'enveloppe présenté dans le chapitre 3. Nous cherchons en particulier à déterminer la validité des résultats de simulation, en fonction de critères d'évaluation donnés. Nous verrons que cet objectif nécessite une méthodologie adaptée, basée sur les travaux de la communauté scientifique en matière de validation globale, i.e. du code de calcul et du modèle. A ce titre, nous présentons en premier lieu la méthodologie élaborée, adaptée des travaux existants. Vient ensuite une description des outils associés et de leur intégration au code de calcul ISOLAB. Les supports expérimentaux utilisés afin d'obtenir les mesures indispensables à une comparaison modèle/mesures sont alors détaillés et l'application de la démarche à notre modèle est enfin engagée.

Sommaire

1. VALIDATION THERMIQUE GLOBALE DES CODES DE CALCUL	137
2. ELABORATION D'UNE METHODOLOGIE DE VALIDATION EXPERIMENTALE DEDIEE	140
2.1. Rappel de la démarche de l'équipe GCTH	140
2.2. Proposition d'une méthodologie	141
3. PRESENTATION DES OUTILS DE VALIDATION	144
3.1. La technique du forçage	144
3.1.1. <i>Présentation</i>	144
3.1.2. <i>Intégration à Isolab</i>	145
3.2. L'analyse de sensibilité paramétrique	146
3.2.1. <i>Introduction</i>	147
3.2.2. <i>Préliminaire : les plans d'expérience</i>	148
3.2.3. <i>Présentation de la méthode</i>	149
3.2.4. <i>Intégration à Isolab</i>	152
4. PRESENTATION DES SUPPORTS EXPERIMENTAUX	155
4.1. La plate-forme expérimentale	155
4.1.1. <i>Introduction</i>	155
4.1.2. <i>Cahier des charges</i>	156
4.1.3. <i>Méthodologie de disposition des éléments de la plate-forme</i>	157
4.1.4. <i>Description fonctionnelle</i>	158
4.2. La Cellule LGI	158
4.2.1. <i>Description structurelle</i>	159
4.2.2. <i>Instrumentation associée et chaîne d'acquisition</i>	161
5. VERIFICATION DU CODE DE CALCUL ISOLAB	162
5.1. Comparaison inter-logiciel avec le code de calcul CODYRUN	162
5.1.1. <i>Comparaison sur un cas monozone</i>	163

5.1.2. Comparaison sur un cas multizone	163
5.2. Le protocole BESTEST	165
5.2.1. Introduction	165
5.2.2. Déroulement de la procédure	166
6. VALIDATION EXPERIMENTALE DU MODELE DEVELOPPE	166
6.1. Préliminaires	167
6.1.1. Rappel des objectifs	167
6.1.2. Présentation de la séquence expérimentale	167
6.1.3. Hypothèses de modélisation et description du modèle	169
6.1.4. Confrontation préliminaire à la mesure – choix du modèle convectif et définition des critères de validité	170
6.2. Application de la méthodologie de validation expérimentale	177
6.2.1. Prise en compte de l'environnement : mise en évidence d'une erreur de modèle	178
6.2.2. Analyse des couplages interzones : mise en évidence de l'effet du sol et des transferts convectifs dans la lame d'air inférieure	186
6.2.3. Analyse de sensibilité paramétrique du modèle	187
6.2.4. Calibration du modèle	200
6.2.5. Corroboration du modèle	206
7. SYNTHÈSE	208

Liste des figures

Figure 1 : Etapes de la validation expérimentale	141
Figure 2 : Vue en coupe des zones thermiques considérées dans la modélisation proposée	142
Figure 3 : Méthodologie de validation expérimentale	143
Figure 4 : La fenêtre de forçage	146
Figure 5 : Principe de la méthode: les paramètres évoluent à chaque simulation de sorte à décrire une sinusoïde	150
Figure 6 : Fenêtre de paramétrage de la méthode d'analyse de sensibilité	153
Figure 7 : Synoptique du traitement de l'analyse de sensibilité dans ISOLAB	154
Figure 8 : Fenêtre de post-traitement associée à la méthode d'analyse de sensibilité	155
Figure 9 : Disposition des cellules expérimentales (vue en plan)	157
Figure 10 : Synoptique des chaînes d'acquisition associées aux cellules expérimentales ISOTEST et LGI	158
Figure 11 : La cellule LGI initiale (à gauche) et après modification dans le cadre de ces travaux (à droite)	160
Figure 12 : Configuration de la cellule LGI pour la phase de validation expérimentale ; les vitrages de la porte et de la jalousie sont occultés afin que le rayonnement solaire ne pénètre pas dans la cellule	160
Figure 13 : Emplacements et types des capteurs du complexe de toiture de la cellule LGI	162
Figure 14 : Comparaison des températures d'air obtenues au départ de Codyrun et de Isolab sur un cas monozone; les écarts observés sont dus au calcul de l'ensoleillement sur les parois et à la procédure de calcul numérique	163
Figure 15 : Comparaison des températures d'air de la zone haute obtenue au départ des codes Codyrun et Isolab	164
Figure 16 : Comparaison des températures d'air de la zone basse obtenue au départ des codes Codyrun et Isolab	164
Figure 17 : Ensoleillement direct et diffus sur un plan horizontal pour la séquence de février 2002	168
Figure 18 : Couple température d'air extérieure/humidité relative pour la séquence de février 2002	168
Figure 19 : Couple vitesse/direction du vent pour la séquence de février 2002	169
Figure 20: Comparaison des températures prédites et mesurées pour la zone haute (zone 6)	171
Figure 21 : Comparaison des températures prédites et mesurées pour la zone mi-haute (zone 5)	172
Figure 22 : Comparaison des températures prédites et mesurées pour la zone mi-basse (zone 4)	172
Figure 23 : Comparaison des températures prédites et mesurées pour la zone basse (zone 3)	173
Figure 24: Comparaison des températures prédites et mesurées pour la zone inférieure (zone 2)	173
Figure 25 : Comparaison des températures prédites et mesurées pour la zone enceinte (zone 1)	174
Figure 26 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone enceinte (zone 6 - Heat)	175

Figure 27 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone inférieure (zone 5 - Heat)	175
Figure 28 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone basse (zone 4 - Heat)	175
Figure 29 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone mi-basse (zone 3 - Heat)	176
Figure 30 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone mi-haute (zone 2 - Heat)	176
Figure 31 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone haute (zone 1 - Heat)	176
Figure 32 : Confrontation de la température de tôle prédite à celle mesurée pour la zone mi-haute (zone 5)	178
Figure 33 : Résidu (mesure - modèle) de la température de tôle de la zone 5	179
Figure 34 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone enceinte (zone 1 - T_tole forcée)	179
Figure 35 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone inférieure (zone 2 - T_tole forcée)	180
Figure 36 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone basse (zone 3 - T_tole forcée)	180
Figure 37 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone mi-basse (zone 4 - T_tole forcée)	180
Figure 38 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone mi-haute (zone 5 - T_tole forcée)	181
Figure 39 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone haute (zone 6 - T_tole forcée)	181
Figure 40 : Résidu (modèle - mesure) de la température de tôle obtenue au départ d'un support expérimental à échelle réduite (cellule ISOTEST)	182
Figure 41 : Station météorologique; le mat de mesure de vitesse du vent est placé à environ 2m de hauteur	182
Figure 42 : Coefficient d'échange par convection à l'extérieur obtenu par minimisation du résidu de la température de tôle	183
Figure 43 : Corrélation linéaire donnant le coefficient d'échange convectif à l'extérieur en fonction de la vitesse du vent pour les jours de résidu fort	184
Figure 44 : Corrélation linéaire donnant le coefficient d'échange convectif à l'extérieur en fonction de la vitesse du vent pour les jours de résidu faible	184
Figure 45 : Nuage de points issus de la relation donnant la vitesse du vent en fonction de la valeur absolue du résidu - les cercles correspondent aux points sur lesquels la corrélation obtenue pour les résidus élevés est appliquée, i.e ceux pour lesquels l'azimut du vent est compris entre 150° et 300°	185
Figure 46 : Superposition du résidu de température de tôle initial et de celui obtenu après modification du coefficient d'échange h_{ce}	185
Figure 47 : Spectre des écarts centrés de l'enceinte (zone 1)	188
Figure 48 : Spectre des écarts centrés de la lame d'air inférieure (zone 2)	189
Figure 49 : Spectre des écarts centrés de la lame d'air supérieure (zone 5)	189
Figure 50 : Effets principaux des paramètres sur la température d'air de la zone 1	192
Figure 51 : Illustration de la modification de la situation de la paroi ouest; à gauche, la paroi est sous le vent, à droite elle est au vent – ce dernier cas est celui observé le troisième jour de l'analyse et mis en évidence par les effets principaux	193
Figure 52 : Effets principaux des paramètres sur la température d'air de la zone 2	194
Figure 53 : Effets principaux des paramètres sur la température d'air de la zone 5	195
Figure 54 : Effets secondaires des paramètres sur la température d'air de la zone 1	196
Figure 55 : Effets secondaires des paramètres sur la température d'air de la zone 2	197

Figure 56 : Effets secondaires des paramètres sur la température d'air de la zone 5	197
Figure 57 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone enceinte (zone 1)	198
Figure 58 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone inférieure (zone 2)	199
Figure 59 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone basse (zone 3)	199
Figure 60 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone mi-basse (zone 4)	199
Figure 61 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone haute (zone 5)	200
Figure 62 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone haute (zone 6)	200
Figure 63 : Mise en évidence d'une corrélation linéaire entre l'effet du coefficient d'échange convectif de la face supérieure du plafond et du résidu de température d'air de la lame d'air inférieure	201
Figure 64 : Valeurs des coefficients d'échange obtenus lors de la phase de calibration	202
Figure 65 : Résidus (mesure - modèle) de la température d'air de la zone 1 après modification des coefficients d'échange convectifs	203
Figure 66 : Résidus (mesure - modèle) de la température d'air de la zone 2 après modification des coefficients d'échange convectifs	203
Figure 67 : Résidu (mesure - modèle) de la température d'air de la zone 1, la température du sol n'étant pas imposée et le modèle de température du ciel étant $T_c=T_{ae}-6$	205
Figure 68 : Résidu (mesure - modèle) de la température d'air de la zone 1, la température du sol étant imposée et le modèle de température du ciel étant $T_c=T_{ae}-10$	205
Figure 69 : Résidu (mesure - modèle) de la température d'air de la zone 2, la température du sol n'étant pas imposée et le modèle de température du ciel étant $T_c=T_{ae}-6$	205
Figure 70 : Résidu (mesure - modèle) de la température d'air de la zone 2, la température du sol étant imposée et le modèle de température du ciel étant $T_c=T_{ae}-10$	206
Figure 71 : Résidu (mesure - modèle) de la température d'air de la température de l'enceinte (zone 1)	207
Figure 72 : Résidu (mesure - modèle) de la température d'air de la lame d'air inférieure (zone 2)	207
Figure 73 : Résidu (mesure - modèle) de la température d'air de la lame d'air supérieure (zone 5)	207
Figure 74 : Résidus (mesure - modèle) de la température d'air de l'enceinte (zone 1) pour la séquence du mois d'août 2002 (12 jours)	210
Figure 75 : Résidus (mesure - modèle) de la température d'air de la lame d'air inférieure (zone 2) pour la séquence du mois d'août 2002 (12 jours)	210

1. VALIDATION THERMIQUE GLOBALE DES CODES DE CALCUL

Les codes de simulation permettent de retraduire le comportement énergétique d'un bâtiment en fonction de sollicitations données. La démarche menant à ce résultat repose sur une description du bâtiment dans l'environnement du code, ce qui revient à définir un modèle mathématique. Ce dernier fait intervenir plusieurs modèles dits élémentaires (conductifs, convectifs, radiatifs, etc.) et constitue de ce fait un modèle global. Ainsi, la démarche de validation va consister en la vérification des modèles élémentaires, mais également de leur couplage, le modèle de bâtiment pouvant être vu comme le couplage d'une combinaison donnée de modèles élémentaires.

Dans ce cadre, et compte tenu des hypothèses plus ou moins simplificatrices des modèles implémentés, le modèle global ne peut fournir une représentation exacte de la réalité, mais seulement une approximation avec un certain degré de précision. Il convient alors de chercher à déterminer si ce degré de précision est compatible avec des critères de validation donnés, définis en fonction de l'objectif du modèle global et relativement au degré de finesse des modèles élémentaires.

Compte tenu de cette définition, la démarche de validation des codes de calcul est une approche globale dans le sens où elle intègre non seulement la vérification de l'implémentation au niveau du code, mais également l'évaluation de la cohérence des prédictions du modèle global, en fonction de critères prédéfinis et par comparaison à des données issues d'expérimentations. Cette approche est le point de convergence de méthodes de validation élaborées par des équipes de recherches diverses et constitue de ce fait une thématique internationale.

On assiste en effet depuis quelques années à une méthodologie commune de validation au niveau international. Cette dernière est issue de deux approches, l'une menée aux Etats-Unis par le N.R.E.L. (*National Renewable Energy Laboratory*, ancien *Solar Energy Research Institute*), l'autre européenne, sous l'impulsion de plusieurs universités britanniques, appliquée au programme P.A.S.S.Y.S. (*PAssive Solar SYstem Simulation*). La méthodologie du N.E.R.L. propose trois parties :

- *Vérification analytique*
- *Comparaison inter-logiciels*
- *Validation expérimentale*

Celle du programme P.A.S.S.Y.S. s'en inspire et fait entre autres intervenir une tierce personne pour éliminer tout problème de subjectivité :

- *Vérification de la théorie de base des modèles élémentaires par un contrôle extérieur au concepteur du modèle*
- *Vérification des algorithmes numériques*
- *Vérification analytique des modèles élémentaires*
- *Comparaison inter-logiciels*
- *Analyse de sensibilité paramétrique du modèle, en s'intéressant à l'influence des incertitudes des paramètres sur les résultats de simulation*
- *Validation expérimentale en deux parties :*
 - *Une analyse de sensibilité non paramétrique qui s'intéresse à l'influence des erreurs des mesures des excitations du modèle*
 - *Une comparaison modèle/mesures*
- *Détermination des intervalles de confiance pour la sortie du modèle*
- *Recommandations et améliorations à apporter au modèle compte tenu des problèmes exhibés par les tests précédents*

Ces deux approches ont inspiré un partenariat franco-anglais, intégrant entre autres E.D.F. (*Electricité De France*), dont la concrétisation s'est traduite par l'élaboration d'une méthodologie de validation commune :

- *Vérification de la théorie de base*
 - *Vérification du bon fonctionnement numérique*
 - *Comparaison inter-logiciels*
 - *Vérification analytique des modèles élémentaires*
 - *Analyse de sensibilité paramétrique*
 - *Validation expérimentale*
- Tests à priori**
- Tests à posteriori**

Cette procédure comprend deux parties bien distinctes ; la première, généralement dénommée phase de tests à priori, consiste en une vérification du code de calcul, depuis la théorie sous-jacente aux modèles élémentaires jusqu'à la vérification analytique, en passant par des comparaisons inter-logiciel. Elle a pour objet de s'assurer de l'implémentation correcte des modèles élémentaires et du bon fonctionnement de leur couplage dans le cadre d'un modèle global. Cet aspect de la validation est important et justifie l'élaboration d'outils dédiés, tels la procédure *BESTEST*²⁰ [Judkoff, 1995]. Cette dernière est essentiellement basée sur la confrontation des prédictions du code de calcul aux résultats de logiciels dits de références, pour un panel de configurations différentes. Elle englobe en conséquence les aspects de vérification du bon fonctionnement numérique et celui de comparaison inter-logiciel et permet de situer le code par rapport à des outils analogues. Si les résultats sont comparables à ceux fournis dans le cadre de la procédure, le code de calcul est alors jugé conforme.

²⁰ *Building Energy Simulation Test*

La seconde partie de la méthodologie de validation ou phase de tests à posteriori comporte deux points essentiels, l'analyse de sensibilité paramétrique et surtout la validation expérimentale. Cette dernière est fondamentale, dans la mesure où elle s'attache à confronter les prédictions du code de calcul à la réalité physique des phénomènes, au travers de mesures. En effet, les étapes de vérification précédentes n'ont porté que sur une approche théorique, nécessaire bien entendu, mais non suffisante pour évaluer la validité d'un logiciel. Il ne faut pas perdre de vue que l'action de modéliser est intrinsèquement liée à une réalité physique et il convient en conséquence de s'assurer que cette dernière est bien retraduite. Ce lien est effectué lors de la phase de validation expérimentale, qui est en outre la plus coûteuse, que ce soit en temps ou financièrement. Elle requiert en effet la mise en place d'une expérimentation, dont l'objectif est l'obtention de mesures dites de *haute qualité*. Elles peuvent alors être utilisées dans le cadre d'une validation expérimentale.

L'analyse de sensibilité de modèle consiste à déterminer l'ensemble des paramètres les plus influents sur une sortie considérée; à ce titre, elle permet de mettre l'accent lors de la mise en place de l'instrumentation des supports expérimentaux sur les paramètres à mesurer avec précision afin de s'assurer d'une comparaison modèle/mesure fiable. Il est à noter cependant concernant ce point spécifique, que ce n'est pas toujours possible; en effet, la mesure de propriétés thermophysiques de matériaux est réalisable de manière précise; de même des propriétés radiatives peuvent être déterminées avec une précision satisfaisante; par contre, dans le cas de coefficients d'échanges convectifs notamment, qui interviennent comme des paramètres de modèles thermiques, il semble difficile de déterminer leurs valeurs par la mesure. En effet, de telles grandeurs sont fortement dépendantes des régimes d'écoulements et des configurations géométriques, ce qui rend la détermination précise d'une valeur non généralisable. En conséquence, pour ce type de paramètre, il convient de se fier aux éléments théoriques et au sens physique, afin de déterminer les valeurs à considérer lors de simulations. Par ailleurs, l'analyse de sensibilité intervient également lors de la recherche de l'origine d'un écart modèle/mesure, et permet de focaliser les recherches vers un ensemble de paramètres restreint, qui gouvernent la sortie considérée.

En outre, la méthodologie de validation expérimentale est fonction de l'objectif de la procédure et du type de sortie considérée; dans notre cas, la validation expérimentale doit permettre de mettre en évidence le bon comportement thermique du modèle d'enveloppe, en particulier au niveau du complexe de toiture. Cet objectif nous a amené à proposer une méthodologie particulière, exposée dans le paragraphe suivant.

2. ELABORATION D'UNE METHODOLOGIE DE VALIDATION EXPERIMENTALE DEDIEE

Cette étape est fondamentale pour l'évaluation de la validité de notre modèle. Au sein de l'équipe Génie Civil et Thermique de l'Habitat du Laboratoire de Génie Industriel, des travaux ont été effectués dans ce domaine et ont mené à la mise en place d'une méthodologie [Garde, 1997] [Mara, 2000]. Ainsi, nous rappelons dans un premier temps l'essentiel de cette démarche, puis nous la complétons en tenant compte des spécificités de notre modèle.

2.1. Rappel de la démarche de l'équipe GCTH

Garde [Garde, 1997] et Mara [Mara, 1996] ont mis en place une démarche de validation expérimentale s'appuyant notamment sur des mesures de qualité et sur l'utilisation d'outils mathématiques pour la comparaison mesure/modèle. L'analyse de sensibilité paramétrique a été réalisée en utilisant l'analyse différentielle approchée, dont l'inconvénient majeur est la non prise en compte des effets non linéaires entre les paramètres. La recherche de l'origine de l'erreur a été menée en privilégiant la recherche de corrélations entre le résidu et les entrées du modèle, ce dernier étant linéaire par rapport aux sollicitations climatiques.

Leurs travaux ont porté de manière générale sur l'évaluation de la validité d'un modèle d'enveloppe *monozone*, en s'attachant à analyser l'écart modèle/mesures de la température sèche d'air intérieure. Le support expérimental utilisé à cet effet est une cellule d'essai à échelle 1, baptisée cellule *LGI*, composée de parois constituées d'un assemblage fibrociment/mousse polyuréthane/fibrociment et d'une toiture réalisée en fibrociment/mousse polyuréthane/tôle nervurée. Pour une description précise des modèles et des propriétés thermophysiques des matériaux, se reporter à [Garde, 1997].

Les travaux de Garde [Garde, 1997] ont permis de mettre en évidence la nécessité de disposer d'un modèle fin de température du ciel, grandeur intervenant en outre comme entrée et qui devrait en conséquence être mesurée. Le modèle utilisé lors de ses travaux est simple, la température du ciel étant donnée comme étant la température d'air à une constante près. L'effet de la modification de la constante a été identifié comme une translation de l'ordre du degré de la température sèche d'air. Sur ce point spécifique, les travaux consécutifs de Garde et de Mara ont mis en évidence un couple de modèle de température du ciel et de coefficient d'échange convectif : la température de ciel est diminuée de 6°C par rapport à la température de l'air et le coefficient d'échange convectif extérieur est donné par la corrélation de Sturrock.

Mara [Mara, 2000] s'est ensuite intéressé à la validation expérimentale de la cellule *LGI*. Ayant développé une méthode originale d'analyse de sensibilité

paramétrique, il la fait intervenir comme outil de recherche de l'origine de l'erreur en cas de méconnaissance de la valeur d'un ou plusieurs paramètres. Il mentionne en outre que l'enchaînement proposé ne s'applique en toute rigueur qu'à des bâtiments monozones. Ses travaux identifient la conductivité thermique du polyuréthane des parois et de la toiture comme étant le paramètre à l'origine des écarts mesure/modèle observés. Lors d'une procédure de calibration de modèle, qui consiste en la recherche de la valeur appropriée du paramètre en cause, il obtient la valeur $0,023\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$, confortée par la bibliographie. Il poursuit ensuite par une phase de corroboration du modèle amélioré en reprenant la démarche de validation expérimentale pour une séquence climatique et des conditions environnementales différentes. Il propose à l'issue de ses investigations scientifiques les valeurs des propriétés thermophysiques des matériaux de la cellule qu'il a identifiées lors de la phase de calibration. Ces dernières sont proposées en annexe 1.

2.2. Proposition d'une méthodologie

Compte tenu de ce qui précède, il semble qu'une méthodologie ait émergé suite aux travaux de Garde et de Mara. Cette dernière repose d'une part sur un ensemble de mesures de haute qualité et d'autre part sur des méthodes fines d'analyse et de recherche des origines de l'écart mesure/modèle (résidu). La validation expérimentale comprend en outre une phase de calibration et de corroboration, comme le montre la *Figure 1*. Cependant, les modèles considérés sont monozones et le critère de validité porte sur la seule température sèche d'air intérieure, les modèles étant jugés valides pour un résidu restant dans la zone d'incertitude sur la mesure, i.e. compris entre $+0,5^{\circ}\text{C}$ et $-0,5^{\circ}\text{C}$.

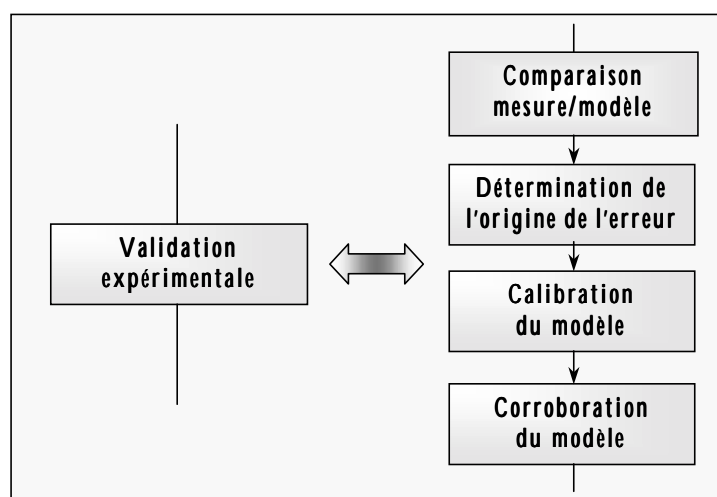


Figure 1 : Etapes de la validation expérimentale

Dans notre cas, le fait de s'intéresser à un composant d'enveloppe décrit de manière intégrée au code de calcul comme un modèle multizone génère une spécificité

qu'il faut prendre en compte dans la démarche de validation expérimentale. En effet, imposer un critère de validité sur la seule température d'air intérieure n'est plus satisfaisant, dans la mesure où ce critère ne garantit pas à lui seul le bon comportement thermique du modèle global.

De plus, l'aspect multizone soulève la question du couplage interzone. En effet, le modèle que nous proposons inclut six zones thermiques (cf. *Figure 2*) et il semble donc intéressant de déterminer une classification des zones en terme d'influence sur le régime de température global du modèle. Intuitivement, il semble naturel de penser que les zones supérieures vont imposer le régime des températures des zones inférieures, étant donné que ce sont celles qui subissent directement les sollicitations climatiques.

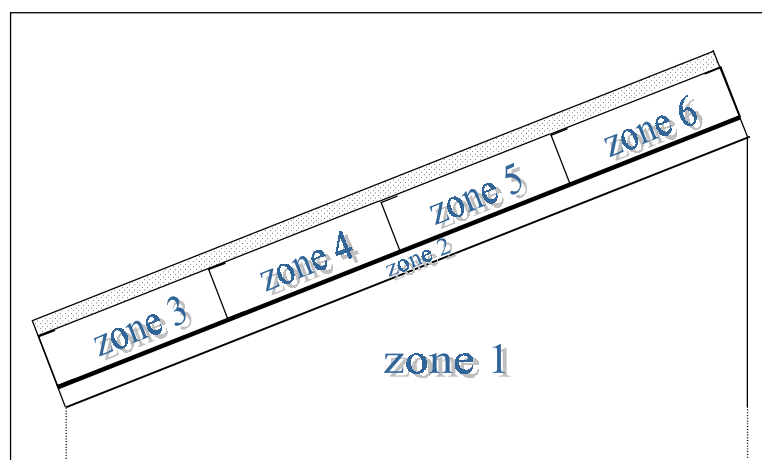


Figure 2 : Vue en coupe des zones thermiques considérées dans la modélisation proposée

Le critère de validité de notre modèle doit donc englober cette spécificité et la méthodologie que nous devons mettre en œuvre doit inclure une étape de détermination des couplages interzones. Pour cette dernière, il nous semble intéressant d'utiliser une méthode que nous avons baptisé au sein de l'équipe « forçage » et qui consiste simplement en la possibilité d'imposer pour des nœuds de température donnés une série de valeurs, une par pas de temps, qui peuvent en particulier être issues d'expérimentations [Boyer, 2001]. La possibilité est donc offerte, de rapprocher les conditions aux limites d'un modèle global au plus près des modèles élémentaires à tester afin de mettre en évidence d'éventuelles erreurs de modélisation. Le forçage est également intéressant pour la détermination qui nous intéresse des couplages interzones. En effet, il suffit pour cela d'imposer pour les parois interzones les mesures effectuées sur les supports expérimentaux. Nous sommes ainsi en mesure d'anticiper sur la classification des zones précédemment mentionnée.

En conséquence des éléments qui précèdent, nous proposons la méthodologie de validation expérimentale de la *Figure 3*, issue de celle de Mara [Mara, 2000] et

incluant pour la spécificité multizone une étape de validation des couplages interzones.

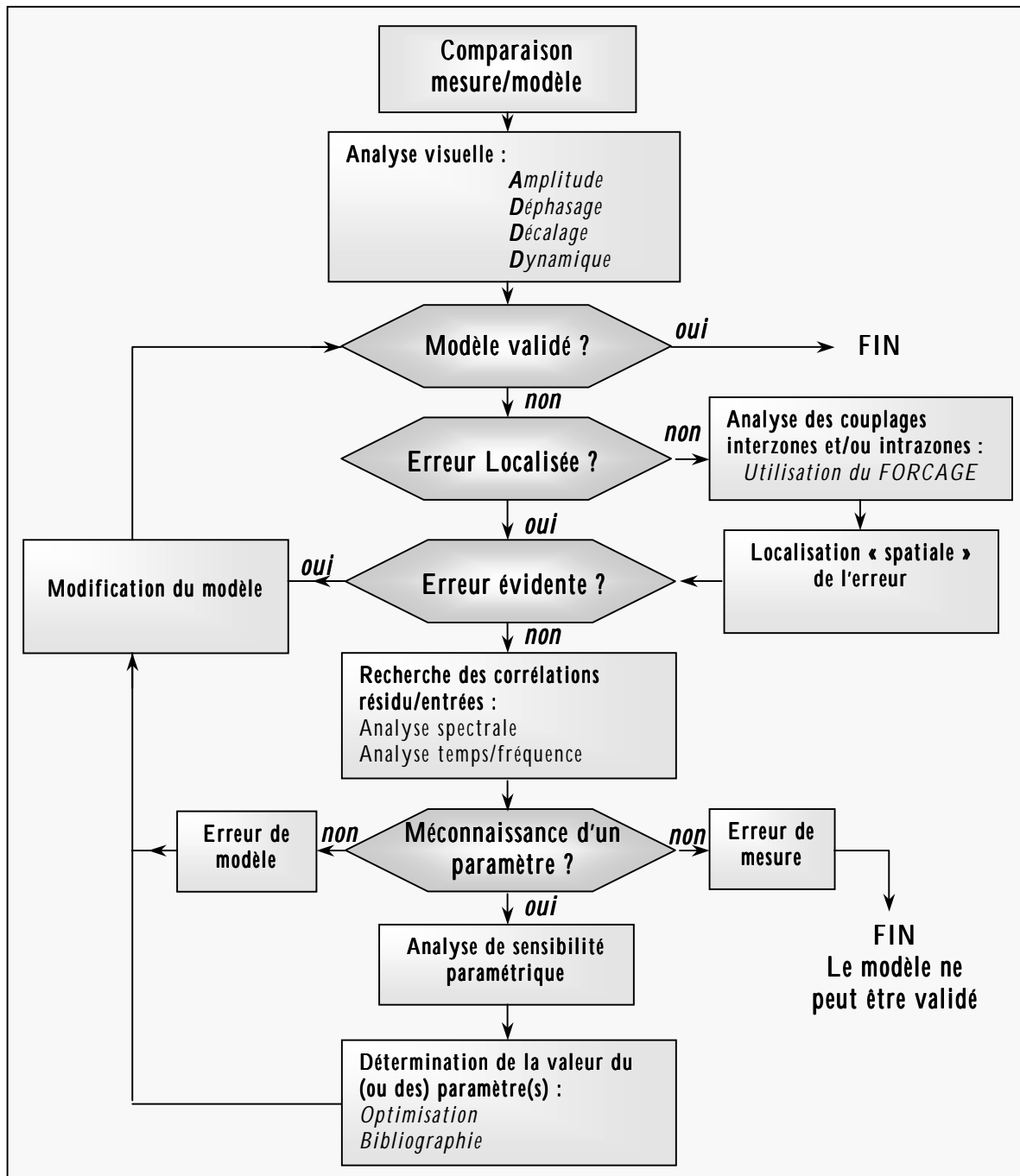


Figure 3 : Méthodologie de validation expérimentale

Dans les cas monozone et multizone, la détermination des couplages intrazones peut également être intéressante ; en effet, sous réserve de disposer des mesures appropriées, il est possible de mettre en évidence une classification des couplages entre les parois. Il est ainsi possible par exemple de mettre en évidence les effets importants du sol ou encore de déterminer l'importance des couplages convectifs et radiatifs.

La méthodologie présentée ci-dessus fait intervenir, en termes d'outils d'aide au diagnostic, les techniques d'analyse de sensibilité paramétrique et de forçage, qui font l'objet du paragraphe suivant.

3. PRESENTATION DES OUTILS DE VALIDATION

La méthodologie que nous avons élaborée fait intervenir des outils dont une description est proposée dans ce paragraphe. Nous présentons ainsi dans un premier temps la technique dite du « forçage », puis une méthode originale d'analyse de sensibilité paramétrique.

3.1. La technique du forçage

3.1.1. PRESENTATION

Les modèles issus des codes de simulation du comportement énergétique des bâtiments sont des modèles dits globaux, constitués d'un assemblage de modèles élémentaires. En cas de mise en évidence du mauvais comportement du modèle par rapport à des mesures ou à des solutions analytiques, la recherche de l'origine de l'erreur peut se faire en utilisant des techniques indirectes, basées sur le traitement du signal par exemple. Celles-ci permettent au travers de l'analyse de l'écart avec la référence de fournir des éléments d'aide à la détection du sous-modèle ou du paramètre défaillant.

Cependant, une autre alternative est d'effectuer un diagnostic des modèles élémentaires en rapprochant les conditions aux limites au plus près possible. Ceci peut-être réalisé en imposant à des variables judicieusement choisies une série de valeurs donnée, des mesures ou autres, afin que le modèle puisse être vérifié comme s'il intervenait seul.

La phase de validation expérimentale d'un modèle global est très importante dans la mesure où elle va permettre de mettre en évidence la pertinence de la modélisation adoptée. Ceci étant, la démarche peut être fastidieuse dans le cas d'un modèle détaillé, la quantité d'information en sortie du modèle étant importante. Dans ce cadre, il est intéressant de pouvoir s'affranchir dans un premier temps d'investigations lourdes en utilisant la technique du forçage, i.e. en vérifiant des modèles élémentaires en leur imposant les valeurs mesurées comme conditions aux limites. La recherche de l'origine de l'écart mesure/modèle peut ainsi être effectuée soit de manière intuitive ou en adoptant une méthodologie appropriée, par l'exemple l'utilisation d'algorithmes génétiques pour la détermination des nœuds à forcer [Lauret, 2001a].

Il semble que l'idée d'insérer une mesure dans un modèle ait longtemps été laissée de côté, le modèle étant par défaut considéré comme une référence. Or ceci peut sembler raisonnable, voire même intuitif, si l'on considère la mesure, non pas entachée d'une erreur importante, mais approchant la réalité à une précision près (qui a en outre tendance à augmenter du fait de capteurs de plus en plus précis); en effet, étant certes une approximation de la réalité, la mesure n'en demeure pas moins un indicateur fiable, sous réserve de précautions élémentaires et renseigne sur le comportement de la grandeur concernée. Par ailleurs, cette méthode possède un cadre théorique tout à fait rigoureux, qui est celui de l'automatique des systèmes d'états, comme le mentionne Boyer [Boyer, 2001].

3.1.2. INTEGRATION A ISOLAB

3.1.2.1. Aspect équationnel

Le système thermique global d'un bâtiment se ramène au calcul d'un système d'état, de la forme :

$$[\dot{T}] = [A].[T] + [B].[U]$$

Après discrétisation spatiale et temporelle, selon la méthode des différences finies par exemple, ce système devient un système d'équations algèbro-différentielles résolu simplement par inversion matricielle. Sous forme discrétisée, ce système est écrit dans *ISOLAB* de la manière suivante :

$$[M]_e.[T]^{t+1} = [M]_i.[T]^t + [B]$$

avec :

$$\begin{cases} [M]_e : \text{Matrice évolution} \\ [M]_i : \text{Matrice instantanée} \\ [B] : \text{Vecteur des sollicitations} \end{cases}$$

Or en regardant de plus près l'effet du forçage, il est aisé de s'apercevoir que l'équation générée est très simple et de la forme :

$$T = \text{donnée}, \text{ pour le ou les nœud(s) considéré(s).}$$

Dès lors, la répercussion de ce type d'équation sur le système matriciel issu de l'équation d'évolution précédente se traduit par l'insertion d'un « 1 » dans la matrice évolution au droit du nœud considéré et de la valeur connue dans le vecteur des sollicitations. L'implémentation de la technique du forçage est en conséquence aisée, ne nécessitant qu'un repérage fin des divers nœuds d'un modèle.

3.1.2.2. Aspect lié à l'interface

Le forçage se fait dans *ISOLAB* par l'intermédiaire d'une fenêtre de saisie, dans laquelle sont stockées toutes les informations nécessaires pour la génération automatique des « 1 » dans la matrice évolution et des valeurs connues dans le vecteur des sollicitations. Ces informations sont les suivantes :

1. Le numéro du ou des nœud(s) à forcer
2. Le numéro de colonne du fichier dans lequel sont stockées les valeurs des températures à forcer

Ayant choisi que les valeurs à forcer soient stockées au niveau du fichier météorologique, le principe de l'interface associé au forçage est simple : il s'agit simplement de spécifier au travers de la fenêtre indiquée sur la *Figure 4*, le numéro de colonne du fichier météorologique contenant la série de valeurs associée au nœud à forcer.

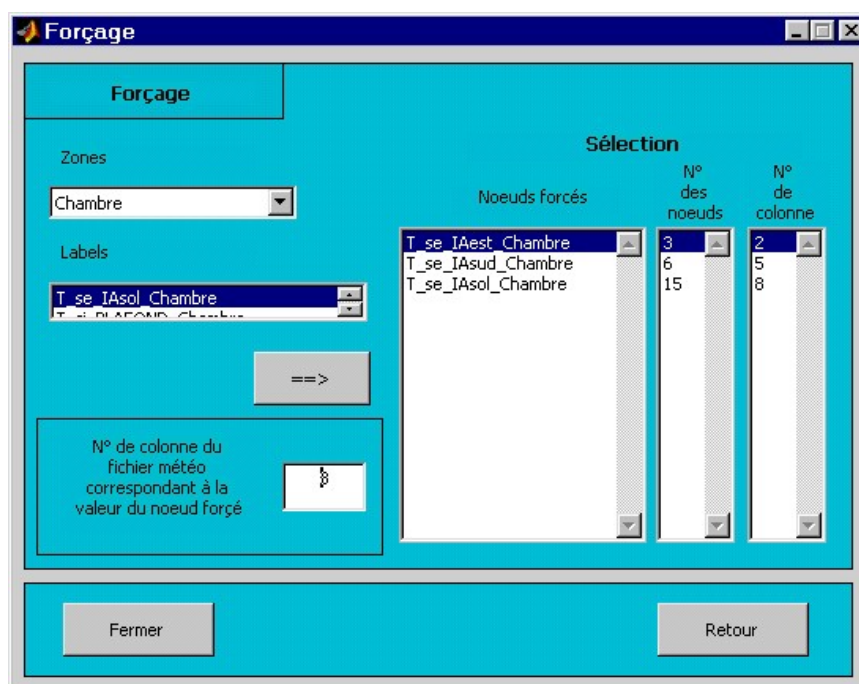


Figure 4 : La fenêtre de forçage

3.2. L'analyse de sensibilité paramétrique

La méthode d'analyse de sensibilité paramétrique implémentée dans *ISOLAB* a été développée par Mara [Mara, 2000]. Nous exposons, après avoir défini l'analyse de sensibilité, le principe de la méthode et nous poursuivons sur les aspects importants de son implémentation au code de calcul.

3.2.1. INTRODUCTION

L'analyse de sensibilité d'un modèle est par définition l'étude de l'influence de ses facteurs sur une ou des sorties considérées. La notion de facteur englobe les sollicitations ou entrées du modèle et ses paramètres. Une telle démarche peut être effectuée pour les raisons suivantes :

- Déterminer les paramètres les plus influents d'un modèle, afin par exemple de mesurer avec soin ces derniers dans le cadre d'une comparaison modèle/mesures
- Déterminer les interactions entre les facteurs, qui illustrent par la même les mécanismes du modèle
- La recherche des relations sorties/facteurs
- La réduction du nombre d'entrée de modèles
- La vérification d'un modèle

Dans notre cas, la méthode intervient dans une démarche de validation expérimentale et nous verrons par la suite comment elle peut mener à l'identification des phénomènes physiques prépondérants.

L'ensemble des valeurs prises par la sortie d'un modèle en fonction de ses facteurs décrit sa surface de réponse. Cette dernière peut être approchée à l'aide de différentes relations mathématiques, la plus explicite étant l'approximation polynomiale ou polynôme de régression. Ainsi, si l'on considère un modèle à p facteurs, de la forme $Y=F(X_1, X_2, \dots, X_p)$, on peut alors écrire :

$$y = y_0 + \sum_{i=1}^p \beta_i \cdot X_i + \sum_{\substack{i=1 \\ j=1}}^p \beta_{ij} \cdot X_i \cdot X_j + \sum_{\substack{i=1 \\ j=1 \\ k=1}}^p \beta_{ijk} \cdot X_i \cdot X_j \cdot X_k + \dots$$

avec

$$\begin{cases} y_0 : \text{valeur prise par } y \text{ pour un jeu de valeur de base des facteurs} \\ \beta_i : \text{coefficient de régression du premier ordre} \\ \beta_{ij} : \text{coefficient de régression du second ordre} \end{cases}$$

Les valeurs β_i traduisent les effets linéaires du facteur X_i et les β_{ij} mettent en évidence les effets d'interaction du premier ordre entre les paramètres X_i et X_j si $i \neq j$ et quadratiques si $i=j$. Les variables de l'expression ci-dessus sont standardisées, selon les relations suivantes :

$$x_i = \frac{(X_i - b_i)}{a_i}, \text{ où } b_i = \frac{(u_i + l_i)}{2} \text{ et } a_i = \frac{(u_i - l_i)}{2}, \text{ sachant que } X_i \in [u_i, l_i]$$

ce qui conduit à $x_i \in [-1;+1]$.

Différentes méthodes permettent de déterminer la sensibilité d'une sortie d'un modèle en fonction de ses facteurs, la distinction étant effectuée au niveau du type d'information que l'on souhaite avoir : dans le cas d'une information purement qualitative, les méthodes dites de *screening* sont utilisées, tandis que pour une quantification de l'influence des paramètres, on a recours à l'analyse différentielle, à la méthodologie de la recherche expérimentale, à l'analyse de Monte Carlo ou encore à la méthode FAST²¹. On distingue de plus parmi ces dernières méthodes celles dites locales, qui fournissent une information pour des valeurs données des facteurs, de celles dites globales, qui s'intéressent à l'influence des facteurs pour une plage de variation donnée. En conséquence, ces dernières sont plus coûteuses en terme de temps calcul et de mise en œuvre.

3.2.2. PRELIMINAIRE : LES PLANS D'EXPERIENCE

Lors de la mise en place d'expérimentations, il est important compte tenu des contraintes d'ordre financier ou liées à la manutention de faire en sorte de limiter au mieux les différents scénarii. En particulier, afin de déterminer en un nombre optimal de tests l'influence de paramètres donnés sur les résultats d'une expérience, il est fait appel à ce que l'on nomme les plans d'expérience. Ces derniers permettent de visualiser à chaque essai les valeurs prises par les différents facteurs. Il traduisent en conséquence un échantillonnage donné. Dans le cas de plans complets, toutes les valeurs possibles sont prises en compte :

Prenons l'exemple d'un modèle à trois paramètres $y=f(x_1, x_2, x_3)$; si l'on suppose que les facteurs x_1 , x_2 et x_3 ne peuvent prendre que deux valeurs (-1 et 1), ce que l'on traduit en disant qu'ils sont à deux niveaux, le plan complet à réaliser pour obtenir l'ensemble des sorties issues de toutes les combinaisons possibles de ces facteurs est celui du *Tableau 1*. Il faut donc huit essais (2³). En généralisant, on montre qu'un modèle à p paramètres pouvant prendre n niveaux nécessite n^p essais. Compte tenu de cette augmentation importante en fonction du nombre de facteurs et de leurs niveaux, il existe des plans dits fractionnaires, qui permettent de limiter le nombre d'essais à réaliser. Ils sont basés sur un échantillonnage particulier et fournissent les effets à un ordre donné, généralement deux, des paramètres.

Il est possible d'approcher la surface de réponse, i.e. l'ensemble des y_i , à l'aide d'un polynôme de régression appelé méta-modèle, de la forme (dans notre cas, p=3) :

²¹ Fourier Amplitude Sensitivity Technique

$$y(x_1, x_2, \dots, x_p) = y_0 + \sum_{i=1}^p \beta_i \cdot x_i + \sum_{\substack{i=1 \\ j=1}}^p \beta_{ij} \cdot x_i \cdot x_j + \varepsilon$$

L'effet des paramètres est alors donné comme une combinaison linéaire des différentes sorties obtenues, soit par exemple pour β_1 :

$$\beta_1 = y_1 - y_2 + y_3 + y_4 - y_5 - y_6 + y_7 - y_8$$

Numéro d'essai	Valeur de x_1	Valeur de x_2	Valeur de x_3	Valeur de y
1	1	1	1	y_1
2	-1	1	-1	y_2
3	1	-1	1	y_3
4	1	1	-1	y_4
5	-1	-1	1	y_5
6	-1	1	-1	y_6
7	1	-1	-1	y_7
8	-1	-1	-1	y_8

Tableau 1 : Plan d'expérience complet à trois facteurs et deux niveaux

Les intérêts du méta-modèle sont multiples :

- Les coefficients du polynôme renseignent sur l'importance des facteurs
- Le signe des coefficients indiquent le sens de variation de la sortie pour une augmentation du paramètre
- Les valeurs des coefficients sont en fait la dérivée de la sortie par rapport aux paramètres.
- Le polynôme peut être substitué à des modèles plus complexes dans le cadre de l'estimation de l'intervalle d'incertitude

En outre, l'approche des plans d'expérience est mise à profit dans la méthode d'analyse de sensibilité que nous avons utilisée et qui fait l'objet du paragraphe suivant.

3.2.3. PRESENTATION DE LA METHODE

La méthode que nous allons exposer est dérivée de la méthode *FAST*, développée à l'origine pour l'étude des modèles de réactions chimiques. Elle permet de déterminer simultanément l'incertitude sur une sortie ainsi que les paramètres qui en sont à

l'origine. Le principe de base de la méthode est un échantillonnage judicieux des facteurs, paramétré de telle sorte qu'ils décrivent tous une fonction périodique de pulsation ω_h . Le choix de la fonction périodique conditionne l'exploration de l'espace des facteurs.

La méthode proposée utilise un échantillonnage sinusoïdal des facteurs autour de leur valeur de base, chaque facteur ayant sa propre fréquence, la variation étant appliquée d'une simulation sur l'autre comme l'illustre la *Figure 5*. Ainsi, le processus est analogue à l'utilisation d'un plan d'expérience où les facteurs sont à chaque essai variés selon un schéma prédéterminé, de sorte à balayer au mieux la surface de réponse du modèle. Le lien entre les deux approches est ici mis en évidence.

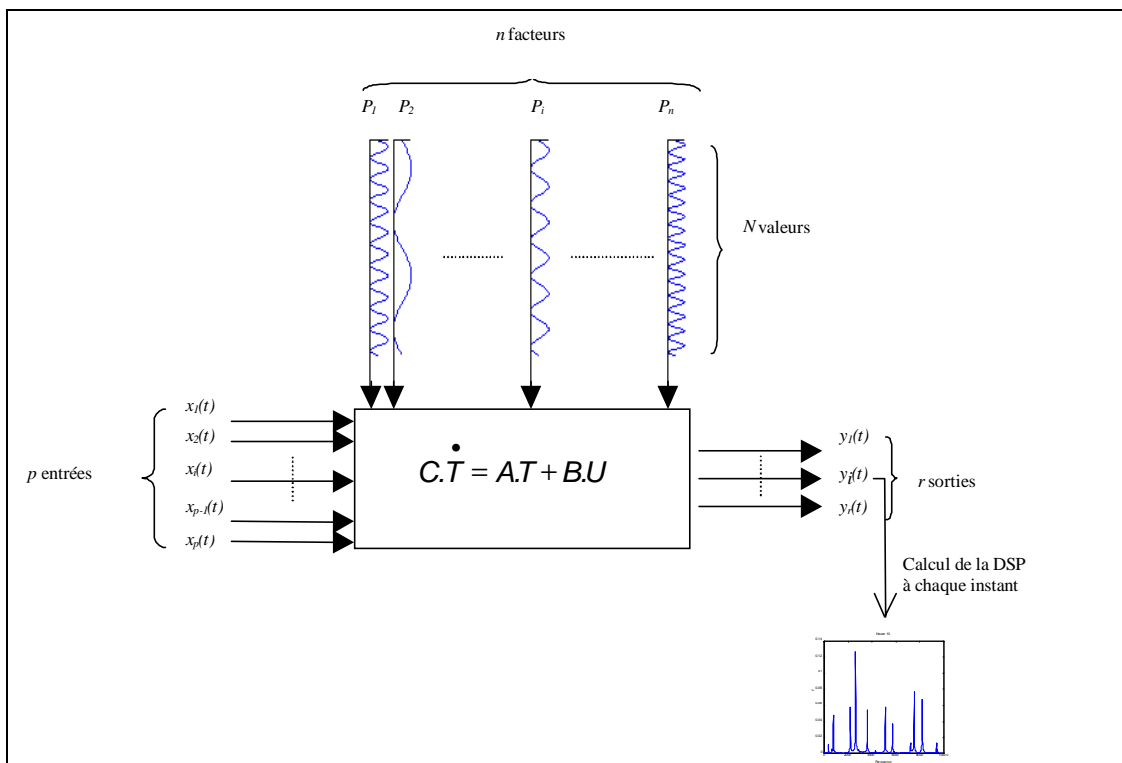


Figure 5 : Principe de la méthode: les paramètres évoluent à chaque simulation de sorte à décrire une sinusoïde

Revenons donc au modèle $Y=F(X_1, X_2, \dots, X_p)$ et à l'approximation polynomiale de sa surface de réponse :

$$y(x_1, x_2, \dots, x_p) = y_0 + \sum_{i=1}^p \beta_i \cdot x_i + \sum_{\substack{i=1 \\ j=1}}^p \beta_{ij} \cdot x_i \cdot x_j + \varepsilon$$

Faisons varier les facteurs sinusoïdalement autour de leur valeur de base :

$$X_h^k = X_h^0 + a_h \cdot \sin(\omega_h \cdot s_k)$$

$$\text{avec } \begin{cases} s_k = \frac{k}{N} \\ \omega_h = 2\pi \cdot f_h : \text{ pulsation associée au facteur h} \\ f_h : \text{ fréquence associée au facteur h} \\ N : \text{ nombre total de simulations} \\ k : \text{ numéro de simulation} \end{cases}$$

On a donc bien $X_h \in [X_h^0 - a_h, X_h^0 + a_h]$

En remarquant que la standardisation donne $x_h^k = \sin(\omega_h \cdot s_k)$, $x_h^k \in [-1,+1]$, et en remplaçant dans le polynôme de régression, il vient :

$$y(s_k) = y_0 + \sum_{h=1}^p \beta_h \cdot \sin(\omega_h \cdot s_k) + \sum_{\substack{h=1 \\ h'=1}}^p \beta_{hh'} \cdot \sin(\omega_h \cdot s_k) \cdot \sin(\omega_{h'} \cdot s_k) + \varepsilon$$

soit, en négligeant le terme d'erreur et en considérant L'écart par rapport à la valeur de base $\Delta y = y - y_0$:

$$\Delta y = \underbrace{\sum_{h=1}^p \beta_h \cdot \sin(\omega_h \cdot s_k)}_{(1)} + \underbrace{\sum_{\substack{h=1 \\ h'=1}}^p \frac{\beta_{hh'}}{2} \cdot (\cos((\omega_h - \omega_{h'}) \cdot s_k) - \cos((\omega_h + \omega_{h'}) \cdot s_k))}_{(2)}$$

Δy est la variation de la réponse du modèle ; (1) représente les effets linéaires et (2) les effets d'interaction d'ordre 1 ou quadratiques.

Les coefficients du polynôme de régression obtenu, analogue à un développement en série de Fourier, sont proportionnels aux coefficients de Fourier ; on peut alors écrire :

$$\begin{cases} \beta_h = \frac{2}{N} \cdot \sum_{k=0}^N \Delta y \cdot \sin\left(2\pi \cdot f_h \cdot \frac{k}{N}\right) \\ \beta_{hh'} = -\frac{4}{N} \cdot \sum_{k=0}^N \Delta y \cdot \cos\left(2\pi \cdot (f_h + f_{h'}) \cdot \frac{k}{N}\right) \\ = \frac{4}{N} \cdot \sum_{k=0}^N \Delta y \cdot \cos\left(2\pi \cdot (f_h - f_{h'}) \cdot \frac{k}{N}\right) \end{cases}$$

Ainsi, au départ d'un nombre N de simulations, il est possible de déterminer les effets linéaire et d'interaction des paramètres en utilisant les relations ci-dessus.

Il est également possible d'extraire du polynôme de régression une information visuelle de l'influence des paramètres, au travers de son spectre. En effet, la transformée de Fourier associée s'écrit :

$$\left\{ \begin{array}{l} \forall f_h \geq 0, \\ TF_{\Delta y}(f) = \sum_{h=1}^k \frac{\beta_h}{2} \cdot \delta(f - f_h) + \sum_{h=1}^k \sum_{h'=1}^k \frac{\beta_{hh'}}{2} \cdot \left[\frac{1}{2} \delta(f - (|f_h - f_{h'}|)) + \frac{1}{2} \delta(f - (f_h + f_{h'})) \right] + \sigma_\varepsilon \cdot U(f) \\ U : \text{fonction de Heaviside} \\ \sigma_\varepsilon^2 : \text{variance de l'erreur } \varepsilon \end{array} \right.$$

Le spectre obtenu a le mérite d'être aisément exploitable, dans la mesure où il est constitué d'une succession de pics aux fréquences des paramètres ; de plus l'amplitude des pics est directement liée à l'effet des paramètres au travers des coefficients β , ce qui permet de déterminer visuellement les paramètres dont l'influence est prépondérante sur le modèle. Cette dernière remarque doit cependant être nuancée, le spectre comportant des fréquences « virtuelles » ; en effet, son expression montre que les effets d'interaction d'ordre un engendrent d'autres fréquences, qui peuvent se confondre avec celles des paramètres. Ainsi, dans le cas d'une interaction entre les paramètres de fréquences respectives f_h et $f_{h'}$, les fréquences données par $|f_h - f_{h'}|$ et $f_h + f_{h'}$ sont engendrées. Cependant, leur présence dans le spectre ne signifie pas forcément que les paramètres associées soit linéairement influents.

Pour une description détaillée de la méthode, le lecteur intéressé pourra se référer à [Mara, 2000].

3.2.4. INTEGRATION A ISOLAB

Nous abordons maintenant l'implémentation de la méthode au code de calcul *ISOLAB*. Cette dernière peut être décomposée en trois étapes : la première est une étape de paramétrage, la seconde le traitement proprement dit et la dernière le post-traitement. Ces trois étapes sont proposées dans les paragraphes qui suivent.

3.2.4.1. L'étape de paramétrage de la méthode

Cette étape consiste en l'affectation des fréquences aux paramètres à prendre en compte dans l'analyse de sensibilité. Cependant, compte tenu de l'aspect générique du code, il faut être en mesure, au départ de la donnée d'un modèle, de réaliser le paramétrage convenable. Pour cela, il est nécessaire de rappeler l'élément de base du fonctionnement du code de calcul : la structure de donnée « **zones** ».

Comme mentionné dans le chapitre 3, *ISOLAB* nécessite comme l'ensemble des codes de simulation du comportement énergétique des bâtiments, la donnée des paramètres géométriques, thermophysiques, radiatifs, convectifs, hydriques et aérauliques, en fonction du modèle élaboré. L'ensemble de ces informations fondamentales est stockée dans une structure de donnée, la structure « zones ». Au départ de cette dernière, il est possible de déterminer les paramètres qui seront effectivement pris en compte lors des simulations. Ainsi, c'est au travers de l'analyse de cette variable, que le module traitant de l'analyse de sensibilité va être à même de réaliser automatiquement l'affectation convenable des fréquences. Il est à noter toutefois, que bien que la simulation requière un certain nombre de paramètres, l'analyse de sensibilité peut concerner seulement un sous-ensemble donné. Ceci est réalisé au moyen de la fenêtre de la *Figure 6*.

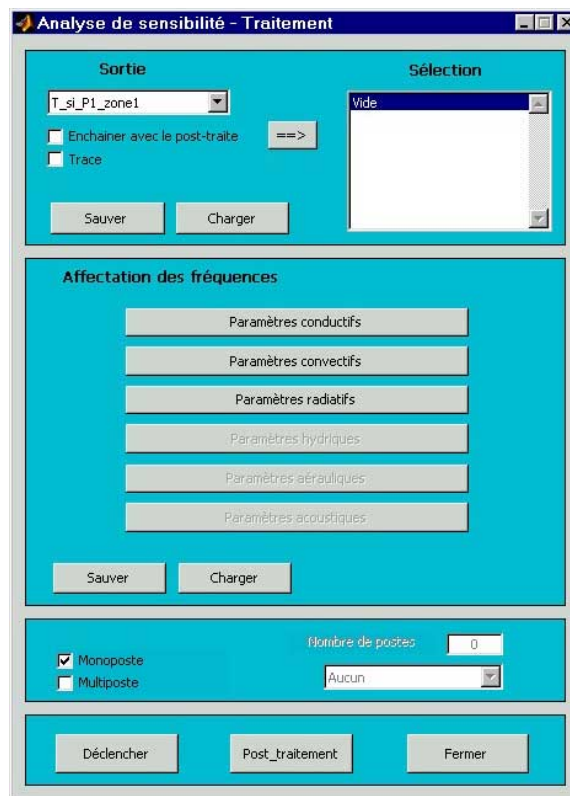


Figure 6 : Fenêtre de paramétrage de la méthode d'analyse de sensibilité

3.2.4.2. L'étape de traitement

Cette seconde étape est réalisée en interne ; elle consiste en la modification automatisée des valeurs des paramètres, d'une simulation sur l'autre, selon un échantillonnage sinusoïdal. La démarche peut être synthétisée comme le montre le synoptique de la *Figure 7*, où N est le nombre total de simulations.

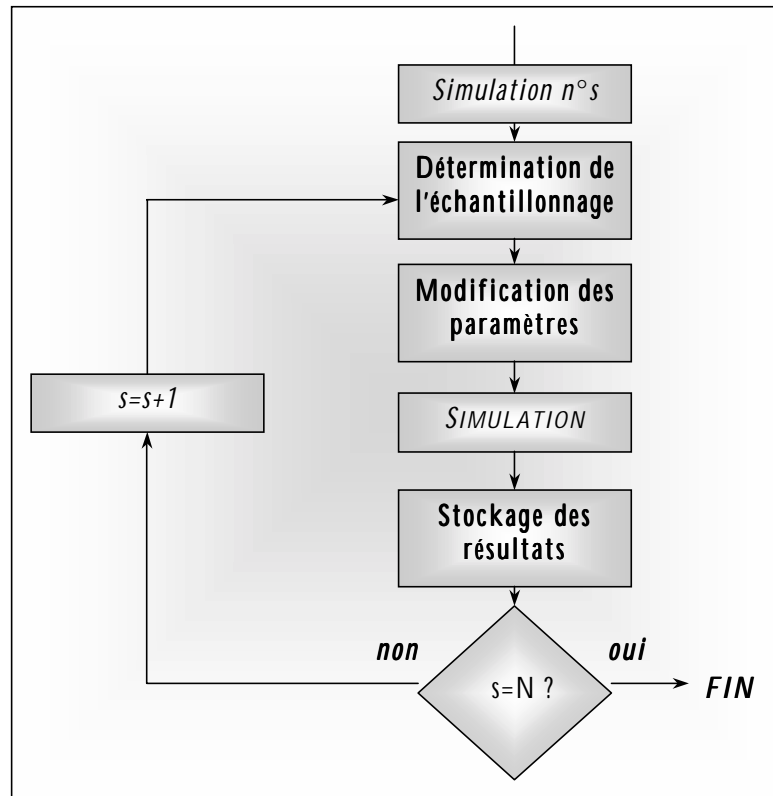


Figure 7 : Synoptique du traitement de l'analyse de sensibilité dans ISOLAB

3.2.4.3. L'étape de post-traitement

Une fois l'ensemble des simulations réalisées, les résultats sont accessibles sous la forme d'un fichier contenant en ligne les différents pas de temps de la simulation et en colonne les différentes valeurs prises par la sortie pour l'échantillonnage considéré. Le post-traitement permet, au départ de ce fichier, le calcul des différents indicateurs nécessaires à l'exploitation des résultats, le spectre de l'ensemble des sorties d'une part et les effets des paramètres d'autre part.

Le spectre constitue un indicateur visuel comme nous l'avons mentionné. Cependant, à chaque pas de temps de simulation correspond un spectre donné et c'est la superposition de l'ensemble des spectres pour tous les pas de temps qui constitue la représentation visuelle la plus aisément exploitable.

Le post-traitement est également automatisé, l'ensemble des indicateurs précédents pouvant être visualisé au moyen d'une fenêtre spécifique, celle de la *Figure 8*.

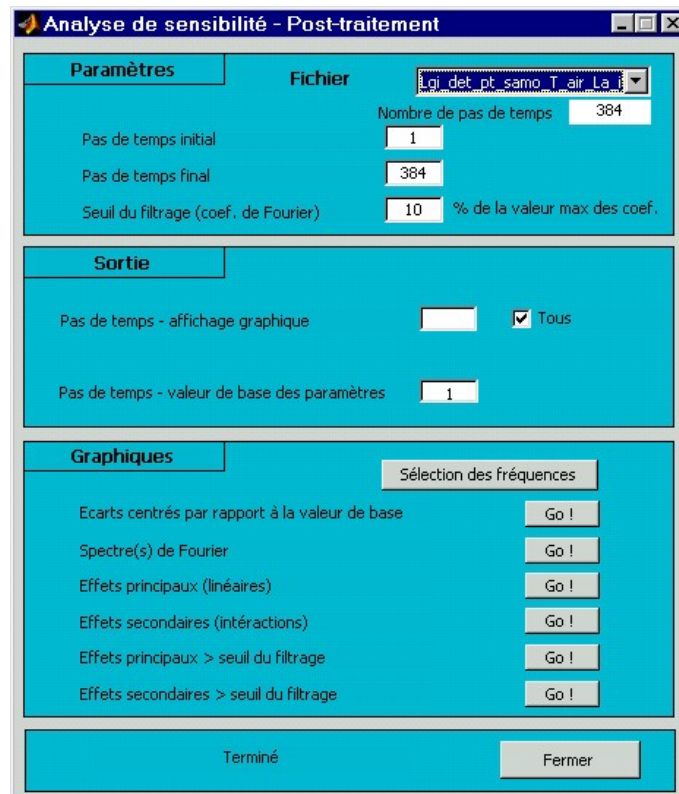


Figure 8 : Fenêtre de post-traitement associée à la méthode d'analyse de sensibilité

4. PRESENTATION DES SUPPORTS EXPERIMENTAUX

Nous abordons dans ce paragraphe l'une des phases essentielles permettant la confrontation modèle/mesure : la mise en place d'une expérimentation spécifique. Nous abordons dans un premier temps notre plate-forme expérimentale, en passant en revue les aspects structurels et fonctionnels ; nous enchaînons par la description détaillée de notre support expérimental, la cellule d'essai *LGI*, pour laquelle nous présentons également l'instrumentation associée.

4.1. La plate-forme expérimentale

4.1.1. INTRODUCTION

L'un des objectifs de ces travaux, dans une phase préalable, était de mettre en place un environnement de recherche expérimentale, doté des éléments nécessaires à une caractérisation in situ des performances thermiques de composants d'enveloppe et de systèmes. Disposant d'un emplacement alloué par l'Institut Universitaire de Technologie de l'Université de La Réunion, nous avons eu l'opportunité de concevoir et de faire réaliser une plate-forme expérimentale en environnement naturel, dont la

particularité réside dans l'association de supports expérimentaux à échelle réduite, les cellules *ISOTEST* et d'un support à échelle unité, la cellule *LGI*.

Dès la phase de conception, nous avons pris soin de faire en sorte de définir le placement des divers éléments de la plate-forme de manière à ce qu'ils nous permettent de réaliser des campagnes de mesures fiables et objectives. Nous avons donc tenu compte des sollicitations climatiques, en particulier l'ensoleillement et le vent, afin de déterminer une disposition qui interdise toute influence d'un support expérimental donné sur un autre. Cette étape a été réalisée en utilisant une méthodologie simple, rappelée dans le paragraphe 4.1.3. ; nous rappelons au préalable le cahier des charges.

4.1.2. CAHIER DES CHARGES

Avant la réalisation proprement dite de la plate-forme expérimentale, une phase de conception était nécessaire en vue de respecter un cahier des charges comportant les points suivants :

1. *En premier lieu, la plate-forme devait être implantée de telle sorte que l'influence des éléments environnants existants soit limitée, mais également que les éléments internes n'interagissent pas les uns avec les autres.*
2. *Ensuite, elle devait inclure les moyens d'une caractérisation des performances thermiques de composants de toiture d'une part et de parois verticales d'autre part. Il était convenu que les supports physiques des éléments à tester soient de deux natures : d'une part des cellules à échelle réduite, au nombre de cinq, pour les composants de toiture et d'autre part une cellule à échelle unité pour les composants de parois verticales et d'ambiance.*
3. *En outre, la plate-forme devait disposer des moyens fonctionnels nécessaires à des campagnes de mesure à court et long terme, incluant une station météorologique, nécessaire à la détermination des données climatiques du site.*
4. *En dernier lieu, les coûts d'une telle opération devaient être optimisés.*

En terme de surface disponible, compte tenu des éléments existants à l'Institut Universitaire de Technologie de Saint-Pierre, seule une zone d'environ 250 m² a pu convenir. De plus, en vue de disposer les cellules expérimentales dans les mêmes conditions d'étude et de limiter leur influence mutuelle, une méthodologie a été utilisée, tenant compte en priorité des conditions d'ensoleillement et de vent. Ces deux derniers paramètres sont en effet ceux qui déterminent la disposition des éléments sur la plate-forme, étant entendu que la prise en compte des autres données

climatiques, la température d'air, l'hygrométrie extérieure et la direction du vent l'affectent peu.

4.1.3. METHODOLOGIE DE DISPOSITION DES ELEMENTS DE LA PLATE-FORME

Pour pouvoir disposer les cellules dans les mêmes conditions d'ensoleillement, nous nous sommes intéressés à la disposition des éléments de la plate-forme par rapport à la course du soleil. Dans notre cas, nous nous sommes fixés pour objectif de limiter autant que possible les ombres portées d'une cellule à l'autre tout au long de l'année, connaissant approximativement leurs dimensions, soit 1m^3 ($1\text{m}\times 1\text{m}\times 1\text{m}$) pour les cellules à échelle réduite et 27m^3 ($3\text{m}\times 3\text{m}\times 3\text{m}$) pour la cellule *LGI* à échelle 1, et en tenant compte d'une marge de sécurité.

Dans notre cas, compte tenu du facteur important que représente l'ensoleillement, la période quotidienne au cours de laquelle il ne doit pas y avoir d'ombre portée se devait d'être la plus étendue possible tout en étant réaliste ; la période choisie en se basant sur le diagramme solaire de l'île de La Réunion [Gatina, 1984] s'étend de 8h à 16h.

Il est alors relativement aisé, en fonction des critères retenus, de trouver une disposition adéquate. Il est cependant à noter, compte tenu de ce qui précède, que la meilleure disposition est celle où les cellules sont alignées dans l'axe nord-sud géographique et suffisamment distantes.

Dans le cas de ce projet, il fallait prendre en compte la surface qui nous était allouée et optimiser son utilisation. En se plaçant dans le cas le plus défavorable, soit en hiver à 8h, nous avons opté pour la disposition représentée par la *Figure 9*.

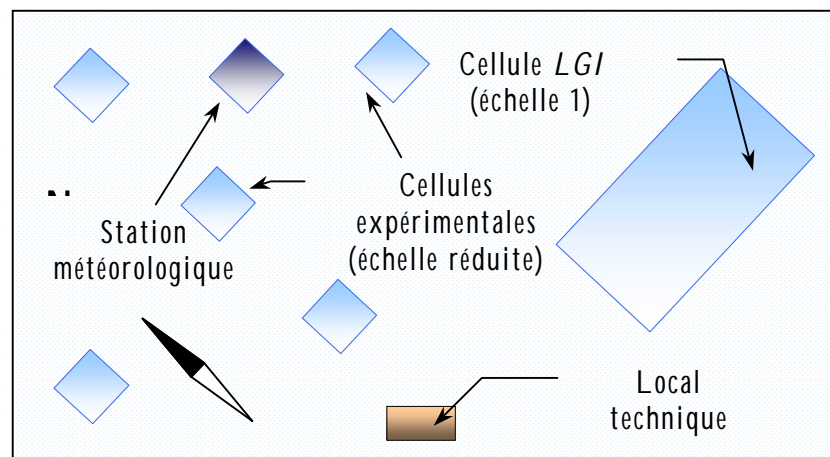


Figure 9 : Disposition des cellules expérimentales (vue en plan)

Pour les besoins fonctionnels de la plate-forme, un local technique a été aménagé, permettant de centraliser les dispositifs d'alimentation du matériel et d'acquisition des mesures.

4.1.4. DESCRIPTION FONCTIONNELLE

Les supports expérimentaux de la plate-forme sont pourvus d'appareils pour l'acquisition de mesures. Elle est à ce titre conçue pour faciliter le transfert des données de chaque cellule expérimentale, via un réseau souterrain de communication. Ce réseau comprend les câbles d'acheminement des signaux de mesures issus de chaque cellule expérimentale vers le local technique et les câbles d'alimentation électrique de tous les dispositifs concernés. Le local technique joue ainsi le rôle de poste de contrôle et centralise l'alimentation générale des systèmes et l'acquisition des données. Cette dernière opération est réalisée par un micro-ordinateur, dédié au pilotage des centrales d'acquisition de mesures. En outre la chaîne d'acquisition se compose pour les cellules *ISOTEST*, d'une centrale d'acquisition située dans le local technique et de multiplexeurs situés dans les cellules ; la centrale d'acquisition relative à la cellule *LGI* est quant à elle située dans la cellule même, pilotée à distance par le micro-ordinateur de contrôle. La *Figure 10* illustre ce fonctionnement.

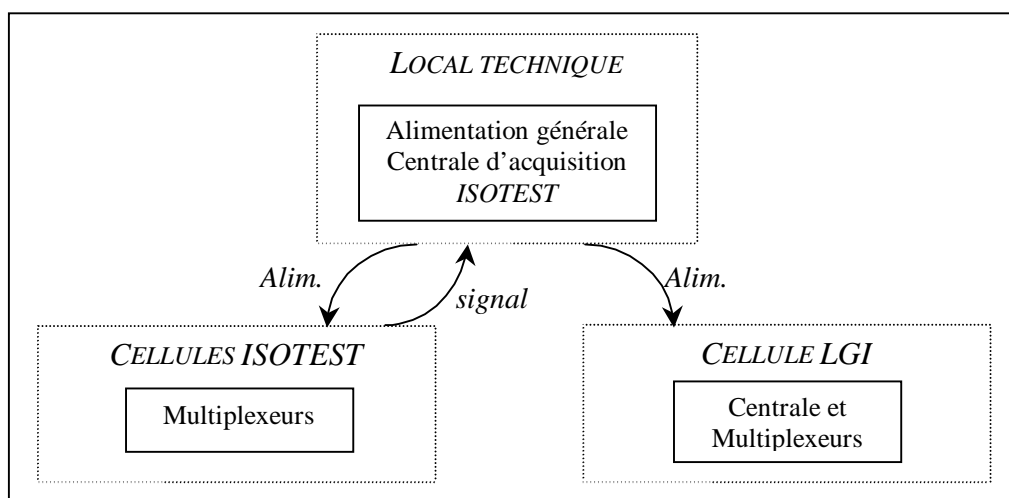


Figure 10 : Synoptique des chaînes d'acquisition associées aux cellules expérimentales *ISOTEST* et *LGI*

Les données météorologiques du site sont relevées grâce à une station de mesure des paramètres climatiques ; comme précédemment, l'ensemble de ces mesures fait l'objet d'une acquisition par une centrale d'acquisition de mesures, située dans un abri météorologique, les données étant transmises au local technique par le réseau de communication souterrain.

4.2. La Cellule *LGI*

Nous présentons dans cette partie la cellule *LGI* ; cette dernière étant le support expérimental au départ duquel nous avons effectué notre validation expérimentale,

nous procéderons à une description de sa constitution et de l'instrumentation qui lui est associée. Les cellules *ISOTEST* seront quant à elles décrites dans le chapitre cinq, lors de la présentation de l'exploitation des mesures.

4.2.1. DESCRIPTION STRUCTURELLE

La cellule expérimentale *LGI* dispose d'un volume intérieur d'environ 29,8m³ et s'apparente de ce fait à une pièce classique de type chambre à coucher ou bureau. Elle est conçue suivant une structure modulable, ce qui permet au départ du même bâti de pouvoir étudier différentes configurations et différents phénomènes. Les parois sont à cet effet interchangeables. Représentative d'un bâtiment de faibles dimensions, elle se compose de parois opaques verticales, d'un vitrage de type jalousies, d'une porte vitrée, et d'un complexe de toiture intégrant un PMR. Le détail de la constitution des ces éléments est reportée dans le *Tableau 2*.

<i>Elément</i>	<i>Constitution</i>	<i>Remarque(s)</i>
Parois opaques verticales	Panneau sandwich 80mm fibrociment/polyuréthane/fibrociment	
Vitrage	Bâti aluminium, verre 8 mm clair	De type jalousies 0,8x0,8m
Porte vitrée	Bâti aluminium, verre 8 mm clair	Vitrage en partie haute et basse, 0.7x2.2m
Complexe de toiture	tôle ondulée en acier galvanisé/lame d'air 100mm/PMR de 8mm d'épaisseur/lame d'air 16mm/placoplâtre de 8mm	PMR constitué de faces en aluminium et d'une interface en polyéthylène
Plancher	Dallettes béton de 80mm d'épaisseur sur polystyrène de 60mm	

Tableau 2: Détails de la constitution de la cellule LGI

Ce support expérimental a subi dans le cadre de ces travaux des modifications importantes ; en effet, afin de pouvoir étudier le comportement thermique des PMR en environnement naturel, nous avons décidé d'équiper la cellule d'un complexe d'une toiture standard, intégrant un PMR, placé en respectant les conditions de mise en œuvre des distributeurs. Ainsi, nous avons fait retirer la toiture horizontale initiale de la cellule et nous l'avons fait remplacer par une toiture complexe inclinée d'un angle de 20° par rapport à l'horizontale, en conformité avec les mises en œuvre classiques. En outre, afin d'améliorer les conditions d'herméticité de la cellule la porte et le vitrage existant, la première réalisée en bois et le second étant constitué d'un verre fixe, ont été remplacé par une porte vitrée (vitrage haut et bas) et une jalousie en aluminium. Nous illustrons sur la *Figure 11* les modifications apportées.



Figure 11 : La cellule LGI initiale (à gauche) et après modification dans le cadre de ces travaux (à droite)

La cellule est orientée selon le nord géographique. La couverture de type tôle est de couleur sombre, ce qui permet l'établissement de sollicitations extrêmes sur la toiture. La cellule est en outre équipée d'une ventilation mécanique contrôlée et d'un système de traitement d'air, de type « split-system ». Pour l'étape de validation expérimentale, les vitrages de la porte ont été occultés, de même que celui de la jalousie, comme illustré sur la *Figure 12*.



Figure 12 : Configuration de la cellule LGI pour la phase de validation expérimentale ; les vitrages de la porte et de la jalousie sont occultés afin que le rayonnement solaire ne pénètre pas dans la cellule

En outre, ses objectifs sont doubles :

1. *Réaliser des tests de composants actifs (systèmes de traitement d'air) et passifs du bâtiment afin de mesurer leur performance thermique in-situ. En ce qui concerne les systèmes, il est possible d'apprécier les performances énergétiques de l'appareil et les couplages enveloppe/système [Garde, 2001].*

2. Contribuer à la validation expérimentale de modèles et de codes de calculs en thermique du bâtiment. Des bases de données peuvent alors être constituées et utilisées par l'ensemble des acteurs de la validation.

4.2.2. INSTRUMENTATION ASSOCIEE ET CHAINE D'ACQUISITION

La cellule *LGI* est équipée d'environ une cinquantaine de capteurs, si l'on ne considère que ceux relatifs au comportement passif. Ces capteurs sont répartis sur l'ensemble du support expérimental, dans l'enceinte d'une part et également dans le complexe de toiture.

4.2.2.1. Instrumentation de l'enceinte de la cellule

L'enceinte de la cellule comporte des capteurs de température de surface sur chacune des faces (nord, sud, est et ouest, à l'intérieur comme à l'extérieur) et le volume d'air intérieur dispose de la mesure à trois niveaux différents des températures d'air et de globe noir, afin d'être en mesure d'apprécier la stratification de l'air.

De plus, des capteurs de température sont scellés dans la dalle de béton supportant la cellule, ce qui donne des informations sur les conditions aux limites provenant du sol, informations par ailleurs exploitées dans [Lauret, 2001b].

L'ensemble des températures est mesuré par des thermocouples de type T, plaqués sur les surfaces dans le cas d'une mesure de température de surface, insérés dans un cylindre en aluminium pour la mesure des températures d'air et insérés dans un globe noir pour la température de globe noir. Pour plus de détails sur la mise en œuvre des capteurs et les erreurs associées, se référer à [Miranville, 1999].

4.2.2.2. Instrumentation du complexe de toiture

Le complexe de toiture fait l'objet d'une instrumentation détaillée, intégrant les dispositifs de mesure des températures de surface de la tôle, du PMR et du plafond, ainsi que celles des pannes constituant la charpente. Les températures d'air et de globe noir des lames d'air sont également mesurées et des fluxmètres permettent d'obtenir les flux thermiques à travers la toiture. Les emplacements et types de capteurs utilisés sont reportés sur la *Figure 13*.

L'ensemble des thermocouples a fait l'objet d'un étalonnage sur site ; les autres capteurs ont été étalonnés en usine. De plus, l'erreur absolue des thermocouples est estimée à $\pm 0,5^{\circ}\text{C}$. Les fluxmètres quant à eux fournissent des mesures entachée d'une erreur relative de 5%, selon les données constructeur.

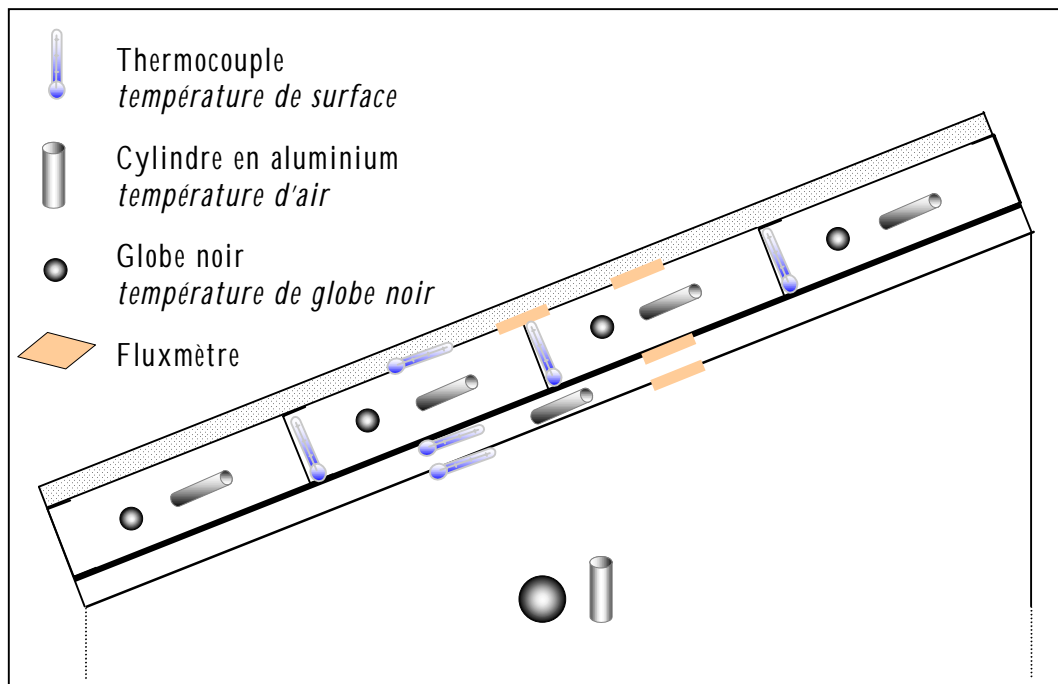


Figure 13 : Emplacements et types des capteurs du complexe de toiture de la cellule LGI

L'ensemble des capteurs est connecté à une centrale d'acquisition de données, disposée dans l'enceinte de la cellule. Les mesures font l'objet d'une acquisition automatisée tous les quarts d'heure et sont rapatriées selon une période journalière vers le micro-ordinateur de contrôle situé dans le local technique. Ce dernier étant connecté au réseau intranet de l'I.U.T., il est possible d'accéder aux mesures à distance.

5. VERIFICATION DU CODE DE CALCUL ISOLAB

Nous présentons dans ce paragraphe les vérifications qui ont été réalisées pour notre code de calcul *ISOLAB*. Cette étape constitue de plus la première phase de la procédure de validation globale. Ainsi, nous aborderons dans un premier temps la comparaison inter-logiciel avec le code de calcul *CODYRUN* [Boyer, 1993] et ensuite le protocole de comparaison inter-logiciels *BESTEST* (*Building Energy Simulation Test*).

5.1. Comparaison inter-logiciel avec le code de calcul *CODYRUN*

De nombreuses comparaisons ont été faites au cours des différentes étapes du développement d'*ISOLAB*. Elles ont eu pour objet de vérifier les prédictions du code par rapport au code de calcul thermo-hygro-aéraulique *CODYRUN*. Ce dernier a en effet subi de nombreuses phases de tests et a fait l'objet de la procédure *BESTEST*, que nous présenterons dans la suite.

5.1.1. COMPARAISON SUR UN CAS MONOZONE

Nous avons pour cette comparaison décrit un bâtiment monozone, de dimensions réduites et ne comportant aucun vitrage. Nous présentons sur la *Figure 14* la comparaison des températures d'air de la zone sur une séquence expérimentale de 5 jours. Le résidu est également présenté et atteint au maximum $0,6^{\circ}\text{C}$, ce qui illustre des résultats comparables.

Les différences observées sont dues au calcul de l'ensoleillement sur les parois du bâtiments, les modèles implémentés dans les deux codes étant différents. Par ailleurs, une part de cet écart peut être imputé à la procédure numérique de calcul.

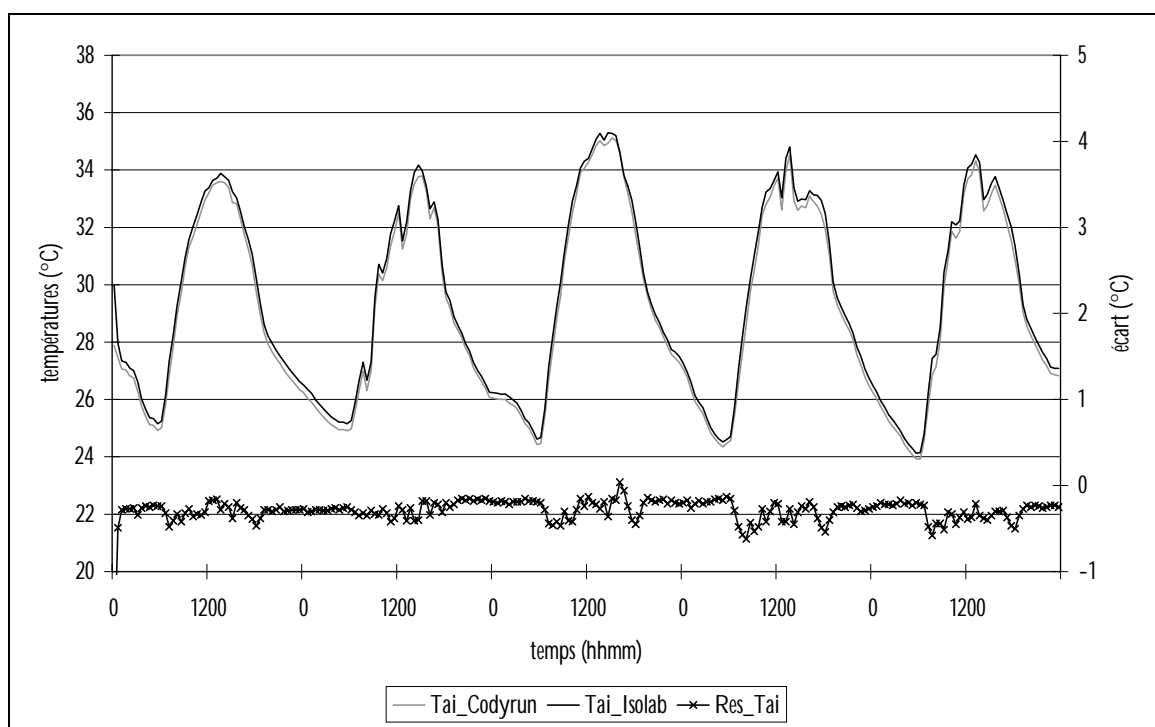


Figure 14 : Comparaison des températures d'air obtenues au départ de Codyrun et de Isolab sur un cas monozone; les écarts observés sont dus au calcul de l'ensoleillement sur les parois et à la procédure de calcul numérique

5.1.2. COMPARAISON SUR UN CAS MULTIZONE

De la même manière que précédemment, nous présentons sur les figures 15 et 16 la comparaison des températures d'air d'un bâtiment bizona simplifié (sans vitrage), comprenant deux zones l'une au dessus de l'autre (zone basse et zone haute). Là encore les résidus sont présentés et n'excèdent pas $0,5^{\circ}\text{C}$.

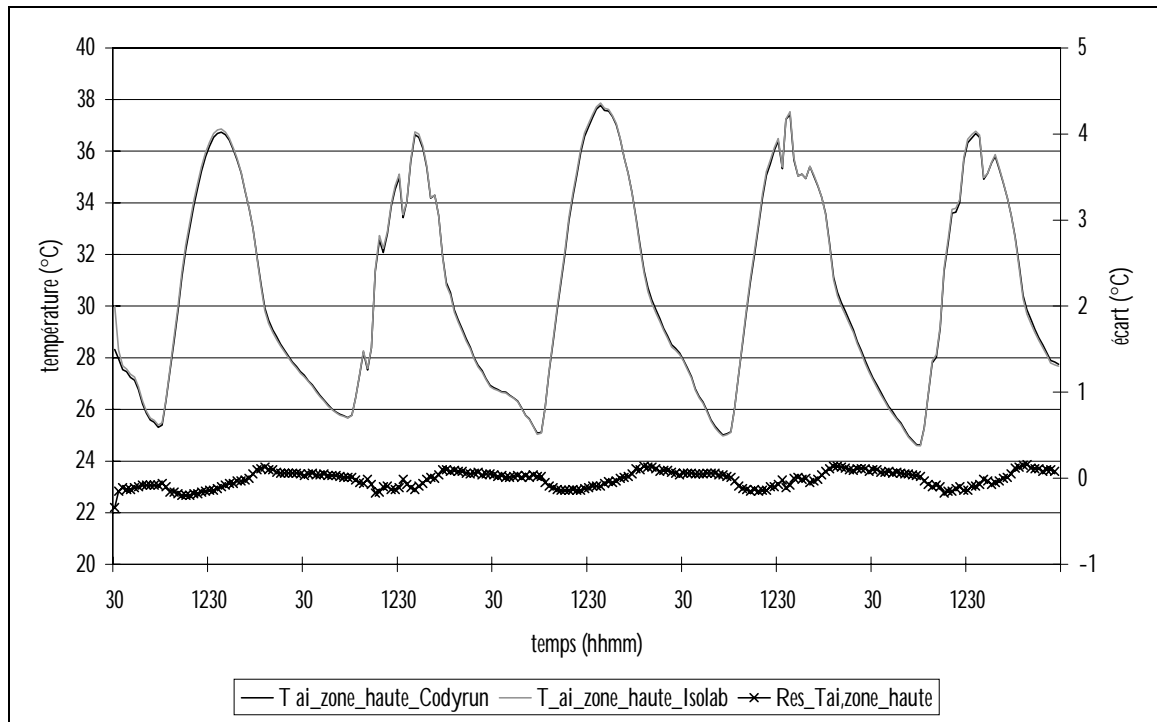


Figure 15 : Comparaison des températures d'air de la zone haute obtenue au départ des codes Codyrun et Isolab

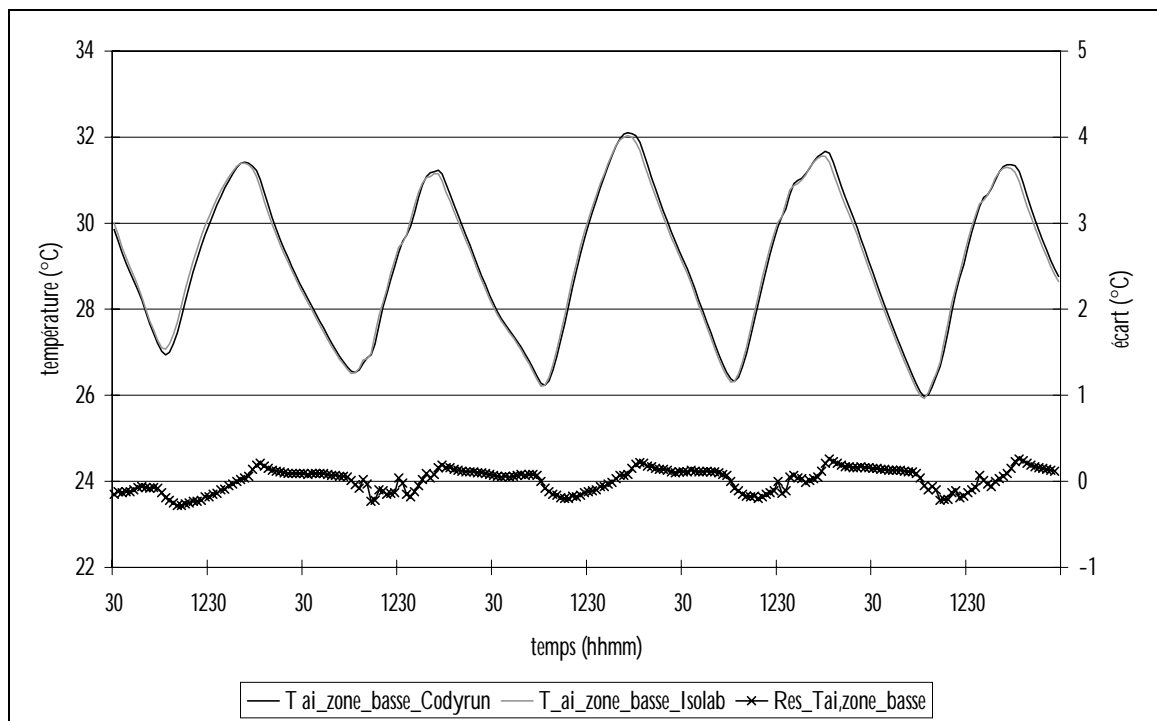


Figure 16 : Comparaison des températures d'air de la zone basse obtenue au départ des codes Codyrun et Isolab

5.2. Le protocole BESTEST

5.2.1. INTRODUCTION

L'Agence Internationale de l'Energie a mis en place un groupe de travail, le groupe *Model Evaluation and Improvement*, composé d'experts en thermique du bâtiment, afin de proposer des outils et des données pour la validation globale de logiciels. Leur méthodologie de validation est basée sur :

- *la comparaison inter-logiciels*
- *la vérification analytique*
- *la validation expérimentale*

Le *National Renewable Energy Laboratory* (NREL, USA) travaillant sur le thème de la comparaison inter-logiciels, a développé une méthode, dénommée IEA BESTEST (pour *Building Energy Simulation Test*), afin de tester les codes de simulation énergétique du bâtiment [Judkoff, 1995]. Cette procédure a été développée dans le cadre de l'annexe 21 Task 12 du programme *Solar Heating and Cooling* (SHC) par l'International Energy Agency (IEA). La procédure IEA BESTEST permet de tester les logiciels de simulation du comportement thermique du bâtiment en simulant différents bâtiments dont la complexité croît progressivement et en comparant les résultats obtenus avec ceux d'autres codes de simulation (*ESP, DOE2, SERI-RES, CLIM2000, TRNSYS*, etc.).

Celle-ci a été développée à l'aide d'un certain nombre de programmes de simulation numérique en thermique du bâtiment, considérés comme étant l'état de l'art en la matière aux Etats Unis et en Europe. Les pays qui pendant cinq ans ont participé à cette recherche ainsi que leurs programmes respectifs utilisés sont :

- *SERIRES 1.2 (Building Research Establishment, UK)*
- *ESP-RVB (De Monfort University, UK)*
- *CLIM2000 (Electricité de France, France)*
- *DEROB-LTH (Lund Institute of Technology, Suède)*
- *BLAST 3.0, DOE-2.1D, SERIRES/SUNCODE 5.7 (NREL, USA)*
- *BLAST 3.0 (Politecnico Torino, Italie)*
- *TASE (Tampere University, Finlande)*
- *S3PAS (University of Sevilla, Espagne)*
- *TRNSYS 13.1 (Vrije Univeriteit, Belgique)*

Les principales conclusions du groupe de travail de l'IEA BESTEST sont les suivantes :

- *La méthode IEA BESTEST permet d'identifier les bogues des algorithmes mis en défaut pour tous les programmes testés*

- *Les experts de la Task12/21 recommandent à l'unanimité de ne pas utiliser un code de simulation si celui-ci n'a pas passé IEA BESTEST avec succès*
- *IEA BESTEST est un moyen économique de tester en quelques jours un code de simulation qui peut avoir été développé en plusieurs années*

5.2.2. DEROULEMENT DE LA PROCEDURE

La procédure consiste en une série de bâtiments minutieusement modélisés, allant progressivement du cas le plus dépouillé au cas le plus réaliste. Les résultats des simulations numériques, tels que les énergies consommées sur l'année, les températures annuelles minimales et maximales, les pics de puissance appelée et quelques données horaires, obtenus à partir des programmes de références, constituent un intervalle de tolérance dans lequel le logiciel à tester doit se trouver. ,

Chaque étude permet de vérifier l'aptitude du code à représenter un aspect bien particulier du comportement thermique du bâtiment (apport du vitrage, protection solaire des vitrages, prise en compte de la ventilation, etc.). Deux types de bâtiments (lourds et légers) et deux séries de tests sont proposés: les tests de qualification et de diagnostic. L'ensemble des tests conduit à un total de 38 études comparatives.

Les différents tests suivent une progression bien définie. Si les résultats sont en accord avec les programmes de référence, autrement dit, si les résultats restent compris dans l'intervalle délimité par ces derniers, alors on passe au cas (i.e au modèle de bâtiment) suivant toujours dans la série de qualifications. Par contre, si le code échoue, cela peut signifier que le logiciel n'est pas en mesure de modéliser le bâtiment considéré.

Afin d'aider les développeurs à déterminer l'origine de l'erreur, une série de diagnostics est proposée. Ainsi, à chaque cas de qualification correspond une série de tests. Par exemple, si le logiciel à vérifier n'arrive pas à modéliser un cas de bâtiment alors l'expert doit réaliser les tests dits de diagnostics jusqu'à ce que l'algorithme défaillant soit identifié. Le retour à la série de qualifications n'est conseillé que si l'erreur responsable des écarts observés est corrigée.

Dans notre cas, la procédure a été appliquée avec succès au code de calcul *ISOLAB* pour la partie des tests correspondant aux *bâtiments légers*. Nous nous sommes cantonnés à ces tests car notre support expérimental constitue une structure légère. Nous sommes ainsi assurés que le code ne comporte pas de bogue lié à d'implémentation des modèles.

6. VALIDATION EXPERIMENTALE DU MODELE DEVELOPPE

Nous abordons dans cette partie l'application de la méthode présentée précédemment au modèle d'enveloppe que nous avons développé dans le cadre de ces travaux. Nous rappellerons ainsi en préliminaire les objectifs de la démarche de

validation, nous présenterons ensuite la campagne de mesure effectuée et nous engagerons enfin la procédure de validation expérimentale proprement dite.

6.1. Préliminaires

6.1.1. RAPPEL DES OBJECTIFS

Dans le chapitre 1, nous avons mentionné la problématique scientifique que soulève l'insertion des PMR dans les parois de bâtiments. En effet, la paroi étant alors composée d'une juxtaposition de matériaux et de lames d'air, le transfert énergétique ne se fait plus par simple conduction thermique, mais dans le cas le plus simple ou seuls les effets thermiques sont considérés, par transferts couplés conduction/convection/rayonnement. Ainsi, les critères de validité du modèle doivent être relatifs à la capacité du modèle à retraduire le couplage des phénomènes physiques de la paroi complexe.

De plus, nous avons également mentionné notre souci de nous placer en conditions réalistes. C'est pourquoi la séquence de mesures que nous allons utiliser est issue d'une campagne expérimentale en environnement naturel, réalisée sur la cellule *LGI*, décrite précédemment.

Ainsi, compte tenu des contraintes importantes liées à de telles conditions (solllicitations climatiques non contrôlables), nous nous proposons d'établir nos critères de validité au départ d'une confrontation préliminaire aux mesures. En effet, nous avons à évaluer un modèle d'enveloppe, subissant directement les variations climatiques ; notre modélisation est de plus effectuée à l'échelle de celle des codes de simulation du comportement énergétique des bâtiments, dont les hypothèses simplificatrices sont relativement fortes, comme nous l'avons vu au chapitre 2.

En outre, notre modèle étant composé de six zones thermiques (cf. : chapitre 3), notre critère de validité va concerner les températures sèches d'air, notées respectivement $T_{ai,1}$, $T_{ai,2}$, ..., $T_{ai,6}$ pour les zones 1 à 6. Ces dernières globalisent en effet les transferts convectifs dans les zones et compte tenu du cas qui est le notre de lames d'air dans lesquelles les transferts radiatifs sont minimisés, constituent des indicateurs de validité cohérents.

6.1.2. PRESENTATION DE LA SEQUENCE EXPERIMENTALE

Le rôle joué par la protection solaire étant prépondérant en climat tropical humide pour des conditions estivales, nous avons choisi une séquence expérimentale caractéristique d'une saison chaude. Il s'agit d'une dizaine de jours du mois de février 2002, au cours desquels les solllicitations climatiques ont été très représentatives. Nous présentons au travers des figures 17 à 19 les solllicitations climatiques, à savoir les ensoleillements direct et diffus, le couple température d'air extérieure/humidité relative et le couple vitesse/direction du vent.

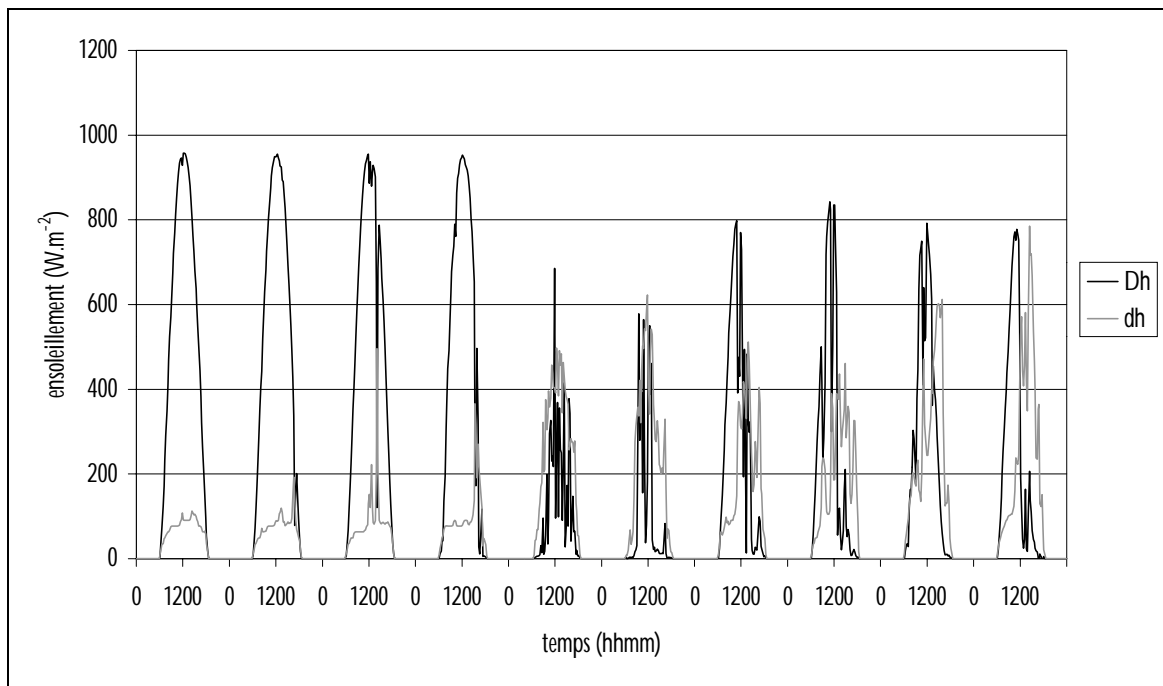


Figure 17 : Ensoleillement direct et diffus sur un plan horizontal pour la séquence de février 2002

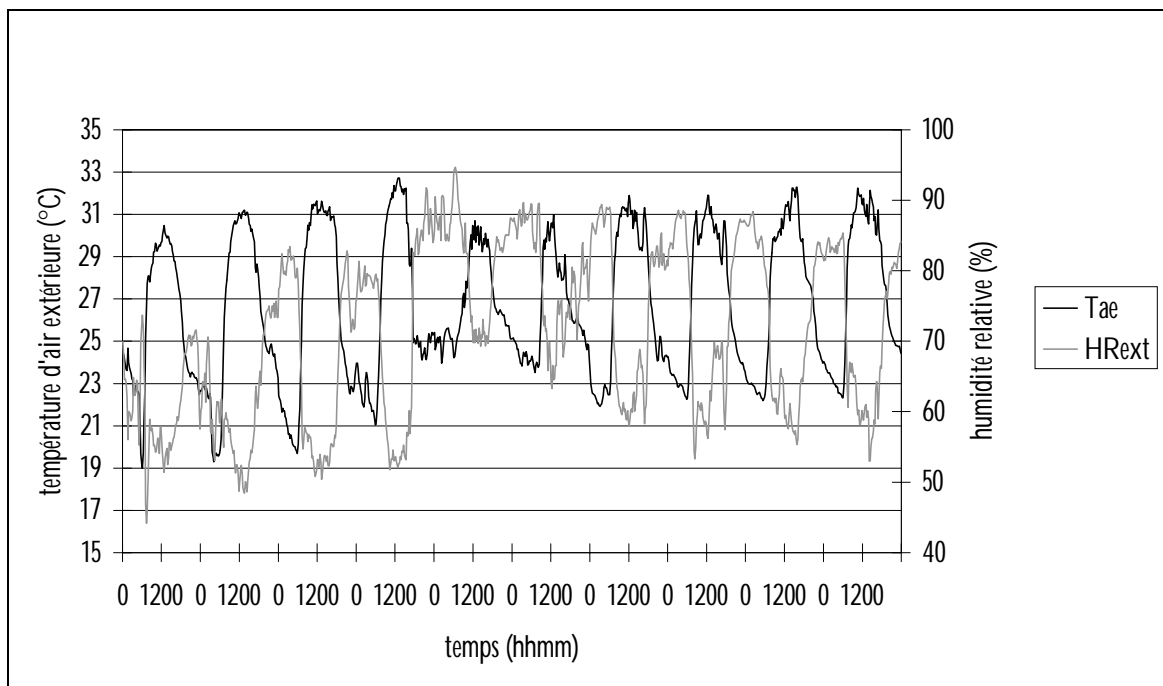


Figure 18 : Couple température d'air extérieure/humidité relative pour la séquence de février 2002

La séquence débute par quatre journées ensoleillées, caractérisées par un rayonnement solaire important, culminant à environ 950W/m^2 ; suivent ensuite deux jours très couverts, avec un ensoleillement direct faible de l'ordre de 400W/m^2 au maximum et enfin quatre jours de temps mi-couvert, avec rayonnement direct fort le

matin et faible l'après-midi. Cet enchaînement est intéressant dans la mesure où il permet de dissocier les effets de l'ensoleillement direct et diffus ; en effet, les quatre premiers jours, c'est le rayonnement direct qui prime, les deux jours suivant, c'est le rayonnement diffus et enfin les quatre dernières journées, les deux types d'ensoleillement sont proches.

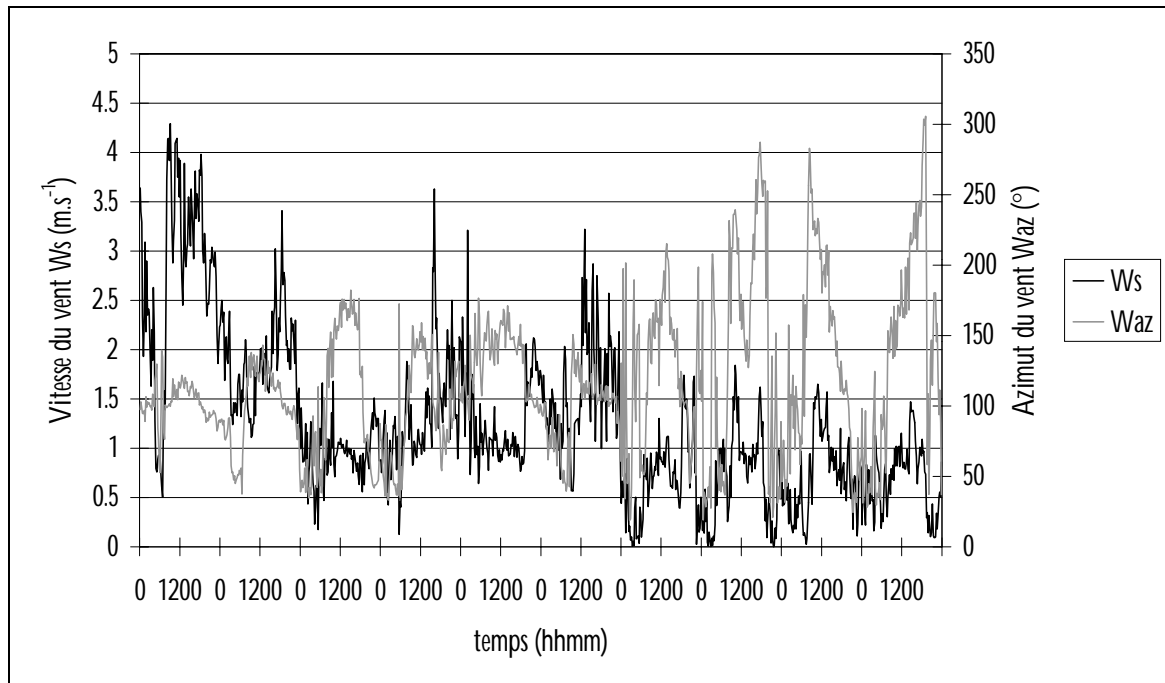


Figure 19 : Couple vitesse/direction du vent pour la séquence de février 2002

Concernant la température d'air extérieure, elle oscille entre 29 et 33°C pour l'ensemble de la séquence expérimentale. L'humidité relative suit une évolution bien marquée, avec une période relativement peu humide les quatre premiers jours et une humidité plus importante les jours suivants. La corrélation entre la température d'air extérieure et l'humidité relative est très nette, cette dernière étant élevée quand la température est la plus faible et inversement.

Les conditions de vent sont également très variables, avec un vent de vitesse modérée le premier jour, environ 4m.s^{-1} au maximum, puis cinq jours de vent moyen, de l'ordre de $1,5\text{m.s}^{-1}$ en moyenne et enfin quatre jours de vent très faible, aux alentours de $0,5\text{m.s}^{-1}$ en moyenne. On note également une corrélation entre la vitesse et la direction du vent (la référence, 0° , est prise pour un vent de secteur nord), cette dernière étant de secteur est/sud-est (régime d'alizé) pour des vitesses de vent moyennes et de secteur ouest/sud-ouest (régime de brise) pour les vitesses faibles.

6.1.3. HYPOTHESES DE MODELISATION ET DESCRIPTION DU MODELE

Le modèle mathématique auquel nous faisons référence intègre les hypothèses de modélisation relatives aux codes de simulation du comportement énergétique des

bâtiments que nous avons rappelées au chapitre 2 ; ainsi, la conduction est monodimensionnelle dans les parois et les volumes d'air ont des propriétés thermophysiques homogènes (elles ne dépendent pas en particulier de la température). Les modèles élémentaires retenus pour la confrontation modèle/mesures sont consignés dans le *Tableau 3*.

Conduction			Justification
Modèle <i>couche par couche</i> à trois nœuds pour l'ensemble des parois			Modèle conductif détaillé
Convection			
<i>Int.</i>	Enceinte	Modèle de Awbi (cf. chapitre 3)	Modèle issu de l'expérimentation sur modules à échelle 1
	Lames d'air	Au choix, modèle de <i>Elsherbiny</i> , modèle de <i>Arnold</i> et modèle de <i>Heat</i> (cf. chapitre 3)	Choix autorisant l'analyse du type de corrélation convenable pour une expérimentation en environnement naturel
<i>Ext.</i>	Modèle de <i>Sturrock</i>		Modèle validé par des travaux précédents
Rayonnement GLO			
<i>Int.</i>		Méthode des radiosités	Modèle détaillé
<i>Ext.</i>		Modèle de température du ciel $T_c = T_{ae} - \delta$	Issu des travaux de Garde [Garde, 1997] et de Mara [Mara, 2000]

Tableau 3 : Modèles élémentaires utilisés et leur justification

6.1.4. CONFRONTATION PRELIMINAIRE A LA MESURE - CHOIX DU MODELE CONVECTIF ET DEFINITION DES CRITERES DE VALIDITE

Usuellement, un modèle est jugé valide si l'indicateur considéré, pour nous la température d'air sèche, est prédite à l'incertitude sur la mesure près ($\pm 0,5^\circ\text{C}$). Cependant, un tel critère n'est raisonnablement applicable que pour des volumes d'air relativement grands, dans lesquels les gradients de températures sont faibles. La configuration à laquelle nous nous intéressons est quelque peu différente dans la mesure où les lames d'air sont représentées par des volumes d'air de dimensions réduites. A l'aide d'une première confrontation à la mesure, nous allons déterminer s'il est possible de retraduire aussi finement que mentionné précédemment leur comportement thermique.

De plus, les modèles implémentés pour les transferts convectifs dans les lames d'air sont de types différents. Ne connaissant pas a priori lequel est le plus adapté pour retraduire des conditions réelles, nous nous proposons également de déterminer au départ de cette confrontation modèle/mesures la corrélation adéquate. En toute rigueur, les corrélations adimensionnelles constituent les modèles les plus fins ; elles

sont toutefois établies dans des conditions expérimentales particulières, ne se rapprochant pas nécessairement de conditions réelles. Il semble donc plus raisonnable de s'orienter vers un choix guidé par une première comparaison.

Nous présentons au travers des figures 20 à 25 les courbes donnant les températures d'air dans les différentes zones pour chacun des modèles convectifs, la typologie utilisée dans les légendes étant celle donnée dans le *Tableau 4*.

Typologie	Correspondance
T_ah	Température d'air mesurée de la zone haute (zone 6)
T_amh	Température d'air mesurée de la zone mi-haute (zone 5)
T_amb	Température d'air mesurée de la zone mi-basse (zone 4)
T_ab	Température d'air mesurée de la zone basse (zone 3)
T_aimh	Température d'air mesurée de la zone inférieure (zone 2)
T_eam	Température d'air mesurée de la zone enceinte (zone 1)
T_air_La_sup_h	Température d'air modélisée de la zone haute (zone 6)
T_air_La_sup_mh	Température d'air modélisée de la zone mi-haute (zone 5)
T_air_La_sup_mb	Température d'air modélisée de la zone mi-basse (zone 4)
T_air_La_sup_b	Température d'air modélisée de la zone basse (zone 3)
T_air_La_inf	Température d'air modélisée de la zone inférieure (zone 2)
T_air_enceinte	Température d'air modélisée de la zone enceinte (zone 1)
Suffixe "Elsh"	Relatif au modèle convectif de Elsherbiny
Suffixe "Arnold"	Relatif au modèle convectif de Arnold
Suffixe "Heat"	Relatif au modèle convectif de Heat

Tableau 4 : Typologie utilisée pour représenter les températures d'air les différentes zones thermiques du modèle

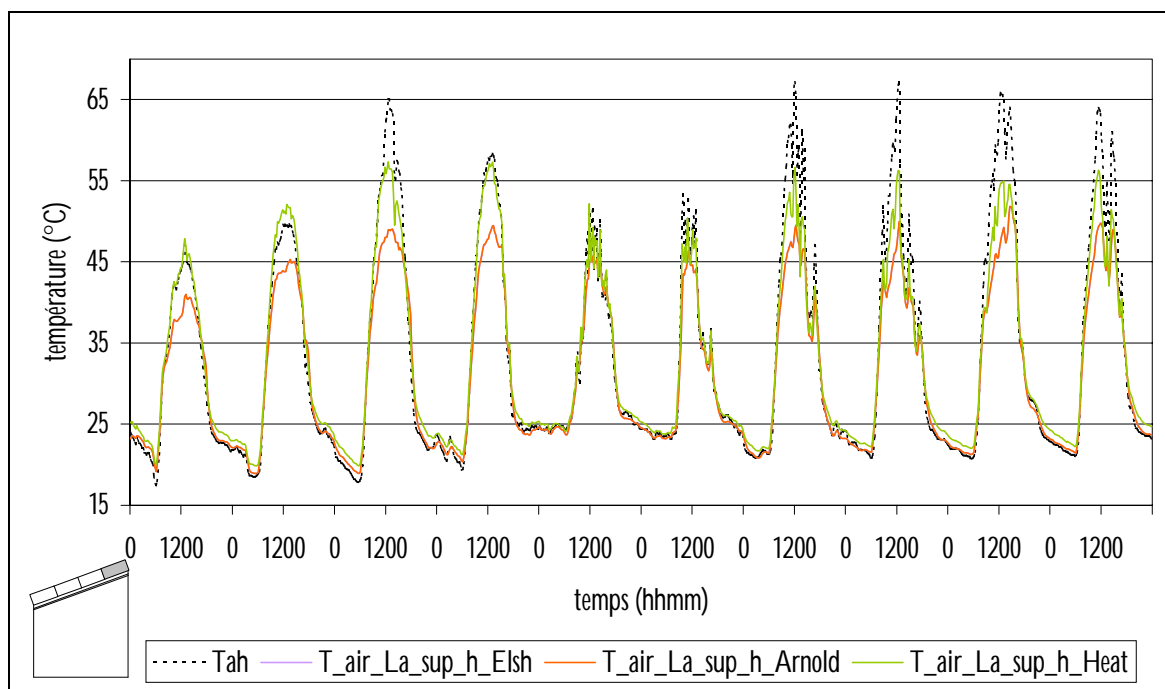


Figure 20: Comparaison des températures prédites et mesurées pour la zone haute (zone 6)

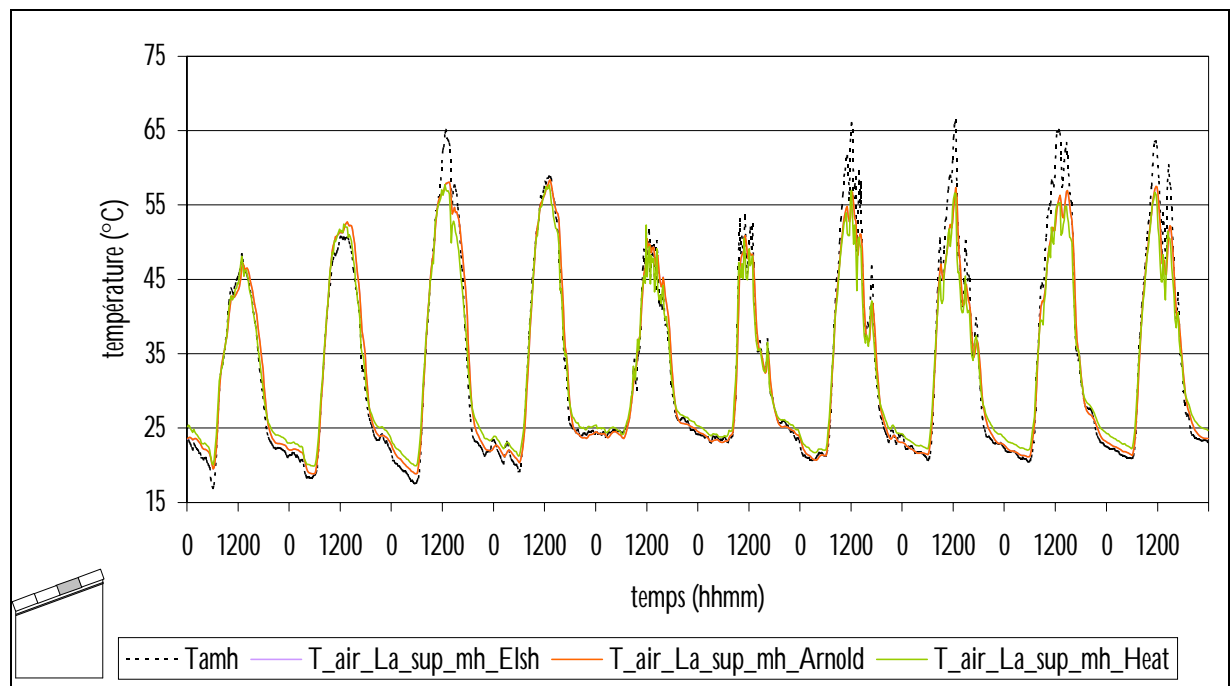


Figure 21 : Comparaison des températures prédites et mesurées pour la zone mi-haute (zone 5)

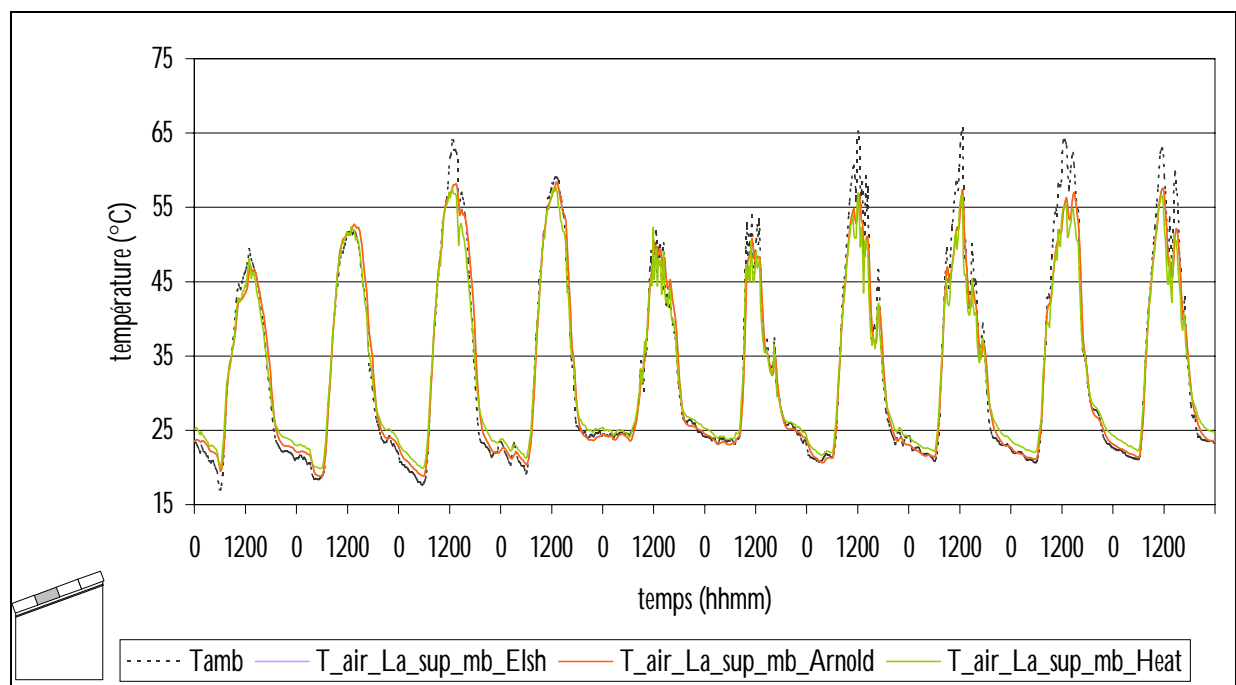


Figure 22 : Comparaison des températures prédites et mesurées pour la zone mi-basse (zone 4)

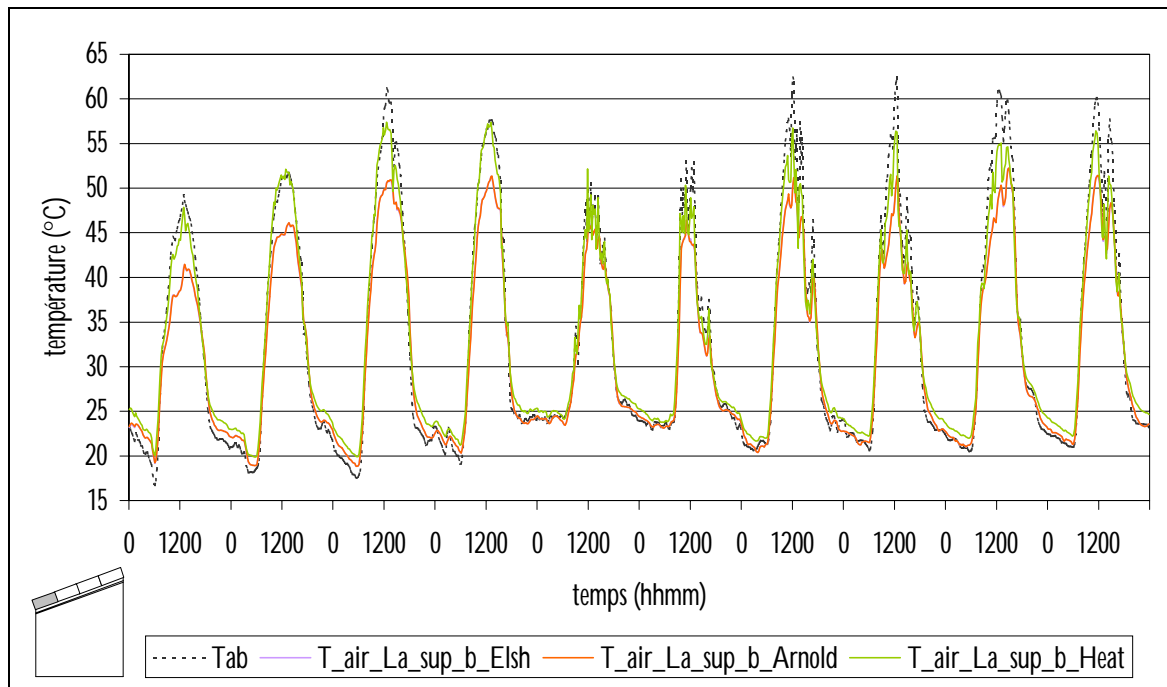


Figure 23 : Comparaison des températures prédites et mesurées pour la zone basse (zone 3)

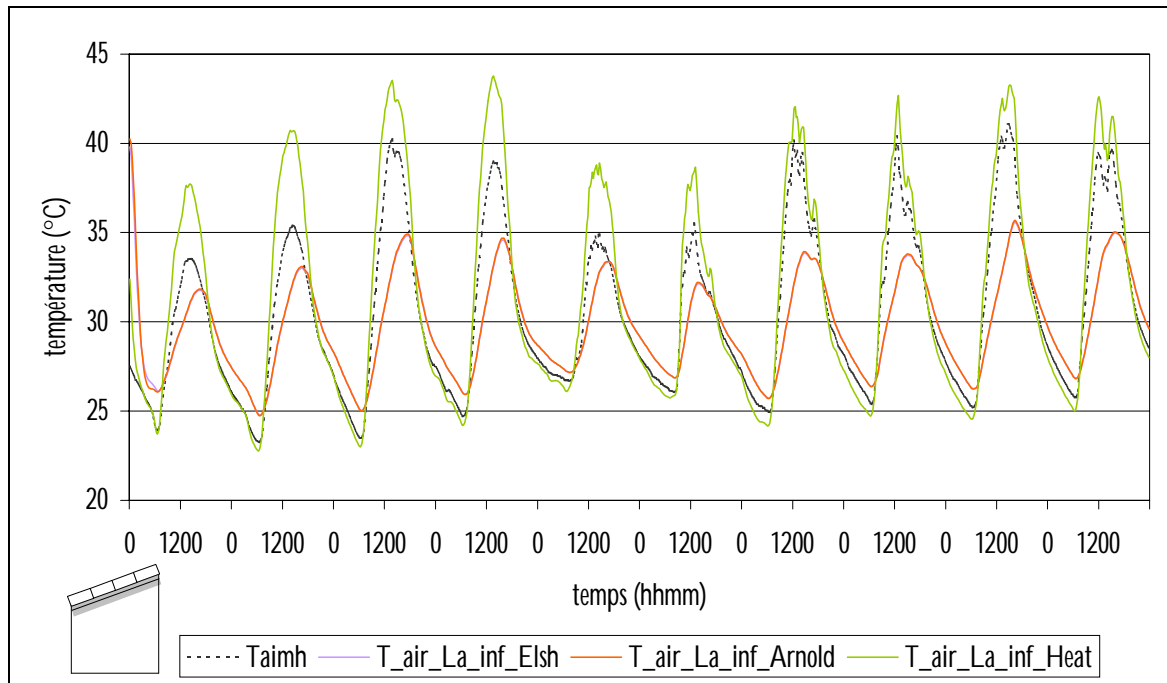


Figure 24: Comparaison des températures prédites et mesurées pour la zone inférieure (zone 2)

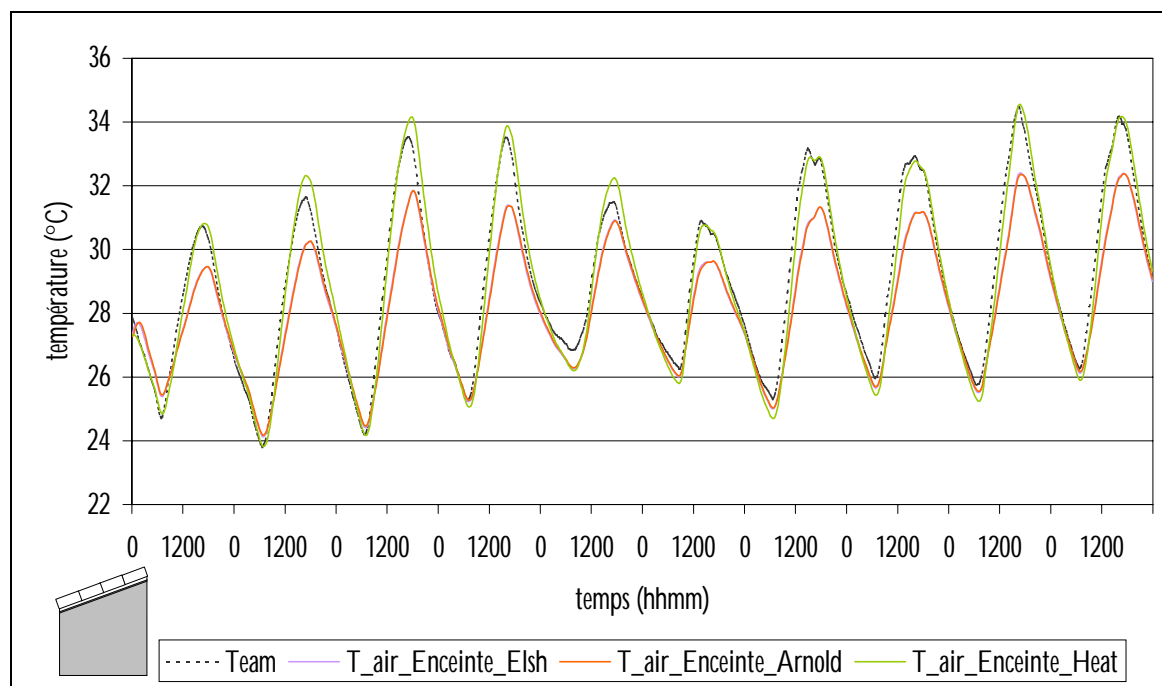


Figure 25 : Comparaison des températures prédites et mesurées pour la zone enceinte (zone 1)

Bien qu'il y ait des écarts en amplitude entre les températures prédites et celles mesurées, on constate que le modèle convectif de Heat traduit un comportement thermique plus fidèle à la réalité ; en effet, la dynamique des courbes modélisées et mesurées est très similaire, notamment pour les températures d'air de la lame d'air inférieure et de l'enceinte. Les modèles issus de corrélations adimensionnelles par contre semblent « lisser » les effets des sollicitations climatiques et fournissent en conséquence des variations moins conformes aux mesures, en particulier pour les températures d'air de la lame d'air inférieure et de l'enceinte.

Si nous nous intéressons de plus près aux expressions des corrélations donnant le coefficient d'échange par convection intérieure, nous constatons que dans le cas des corrélations adimensionnelles, les exposants de l'écart de température air/paroi (intervenant dans le nombre de Rayleigh) sont plus faibles que celui indiqué dans la corrélation de Heat. Ainsi, les variations de l'écart de température sont moins influentes dans le cas de corrélations adimensionnelles, ce qui justifie les observations précédentes. Ces dernières tendent ainsi à nous orienter vers le choix du modèle de Heat pour la suite de la démarche.

De plus, les résidus de cette première confrontation pour la corrélation de Heat, proposés sur les figures 26 à 31, mettent en évidence un comportement incorrect du modèle, en particulier pour les lames d'air supérieures; en effet, les résidus sont élevés, leurs caractéristiques principales étant consignées dans le *Tableau 5*.

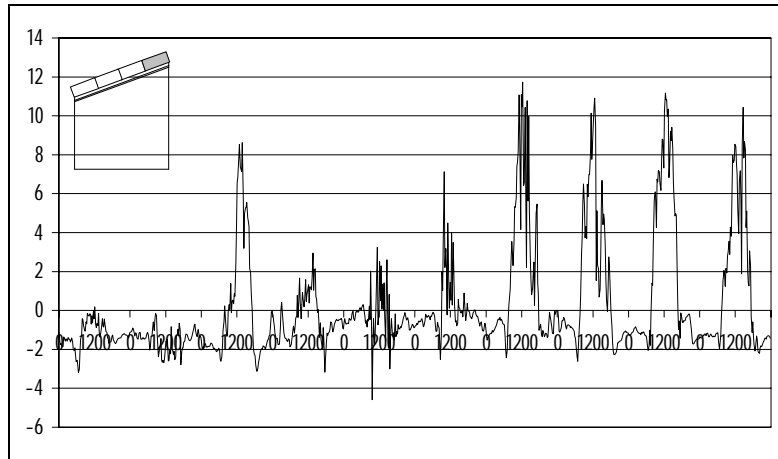


Figure 26 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone enceinte (zone 6 - Heat)

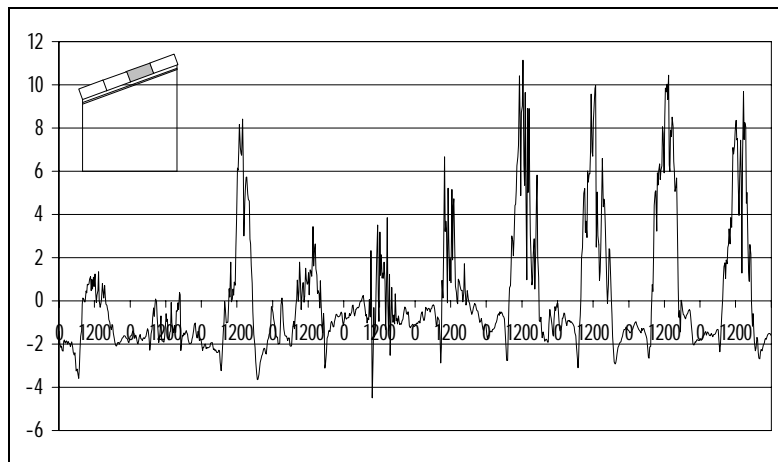


Figure 27 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone inférieure (zone 5 - Heat)

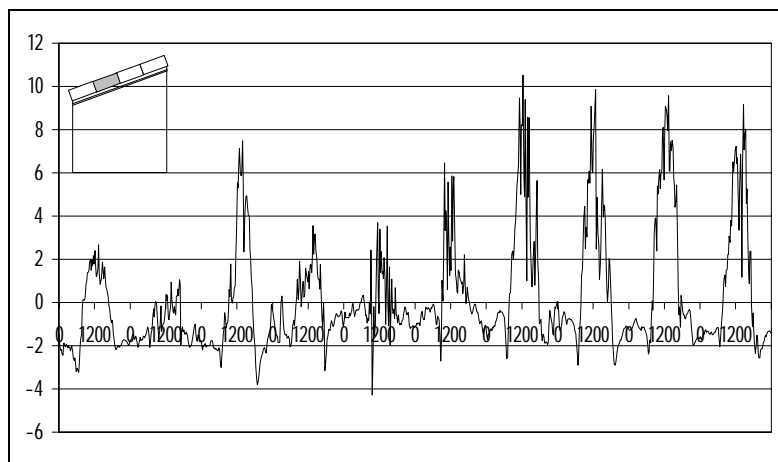


Figure 28 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone basse (zone 4 - Heat)

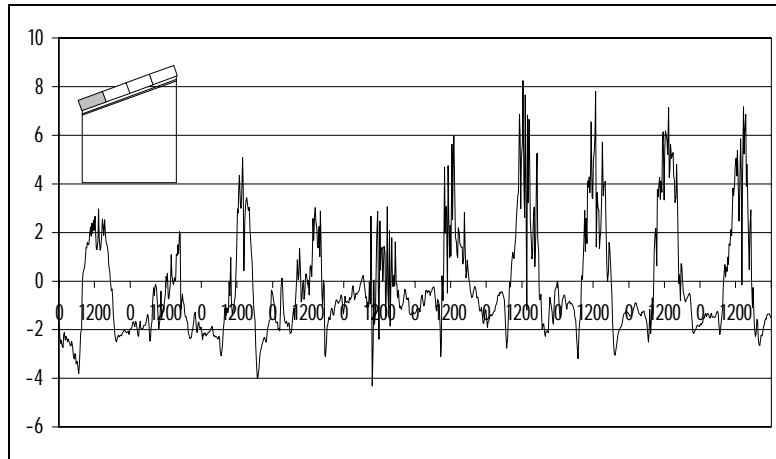


Figure 29 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone mi-basse (zone 3 - Heat)

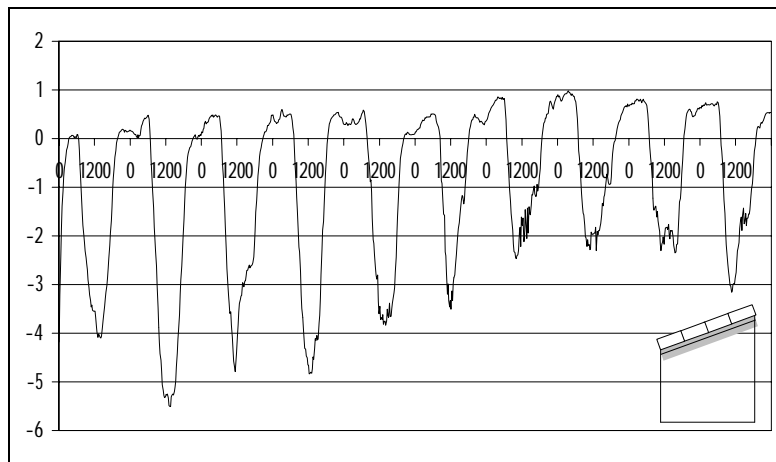


Figure 30 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone mi-haute (zone 2 - Heat)

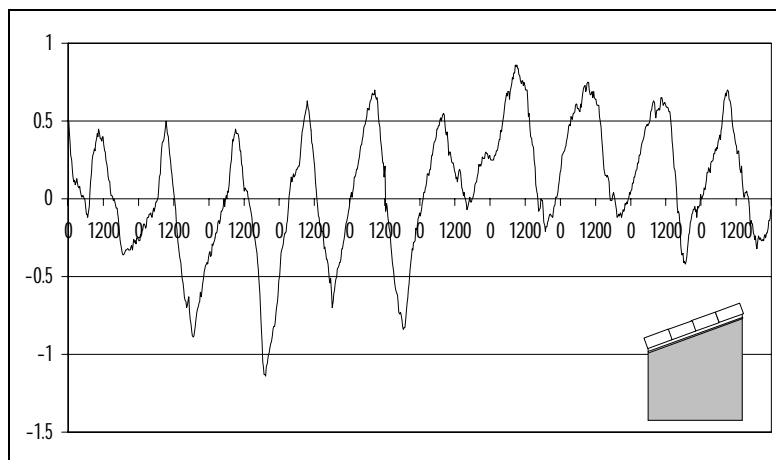


Figure 31 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone haute (zone 1 - Heat)

Résidu sur	Moyenne (°C)	Ecart-type (°C)	Variance (°C)	Min (°C)	Max (°C)
$T_{ai,1}$ (zone 1)	0,07	0,40	0,16	-1,14	0,86
$T_{ai,2}$ (zone 2)	-0,94	1,65	2,74	-5,51	0,98
$T_{ai,3}$ (zone 3)	-0,18	2,18	4,75	-4,32	8,25
$T_{ai,4}$ (zone 4)	0,20	2,62	6,85	-4,28	10,52
$T_{ai,5}$ (zone 5)	0,13	2,78	7,75	-4,49	11,15
$T_{ai,6}$ (zone 6)	0,24	2,89	8,33	-4,58	11,73

Tableau 5 : Caractéristiques des résidus des températures d'air sèches des zones 1 à 6

Les lames d'air supérieures subissant directement l'influence des sollicitations climatiques, il semble donc que le comportement de ces dernières ne soit pas correctement traduit.

Le résidu de la lame d'air inférieure est lui aussi important et montre que le modèle surestime la mesure sur l'ensemble de la séquence expérimentale.

Notons enfin que le résidu de la température d'air est raisonnable, illustrant que dans notre cas, se baser sur ce seul indicateur pour valider le complexe de toiture n'est pas adapté.

Afin de corroborer l'hypothèse d'une mauvaise prise en compte des paramètres climatiques par notre modèle, nous enchaînons conformément à la méthodologie proposée par la localisation de l'erreur responsable de ces écarts.

En outre, compte tenu des résidus présentés, nous proposons de définir les critères de validité en fonction de l'amplitude maximale des températures d'air des différentes zones ; plus précisément, le modèle sera jugé valide si la valeur absolue des résidus est inférieure à 10% de l'amplitude maximale des températures d'air. Cette procédure nous mène aux critères du Tableau 6.

Zone	10% de l'Amplitude des températures d'air	Critère de validité
Zone 1 : enceinte	1,079°C	$-1^{\circ}\text{C} \leq T_{ai,1} \leq +1^{\circ}\text{C}$
Zone 2 : lame d'air inférieure	2,077°C	$-2^{\circ}\text{C} \leq T_{ai,2} \leq +2^{\circ}\text{C}$
Zone 3 : lame d'air supérieure basse	3,754°C	$-4^{\circ}\text{C} \leq T_{ai,3} \leq +4^{\circ}\text{C}$
Zone 4 : lame d'air supérieure mi-basse	3,783°C	$-4^{\circ}\text{C} \leq T_{ai,4} \leq +4^{\circ}\text{C}$
Zone 5 : lame d'air supérieure mi-haute	3,783°C	$-4^{\circ}\text{C} \leq T_{ai,5} \leq +4^{\circ}\text{C}$
Zone 6 : lame d'air supérieure haute	3,744°C	$-4^{\circ}\text{C} \leq T_{ai,6} \leq +4^{\circ}\text{C}$

Tableau 6 : Critères de validité du modèle pour les différentes zones

6.2. Application de la méthodologie de validation expérimentale

Fort des constats précédents, nous appliquons dans les paragraphes qui suivent la méthodologie de validation exposée dans le paragraphe 2.2.

6.2.1. PRISE EN COMPTE DE L'ENVIRONNEMENT : MISE EN EVIDENCE D'UNE ERREUR DE MODELE

Les résidus des figures 26 à 31 sont issus de la première confrontation du modèle à la mesure. Ces derniers exhibent clairement des écarts importants en particulier pour les températures des lames d'air supérieures. Il faut donc mettre en évidence l'origine de ces écarts, en se basant sur l'étape de localisation de l'erreur en utilisant la technique du forçage. Or les lames d'air subissant les variations climatiques au travers de la température de tôle, il semble naturel de s'y intéresser en premier lieu.

Sur la courbe de la *Figure 32*, donnant l'évolution de la température de tôle pour la zone 5 (nous ne représentons que l'une des températures car les autres sont presque confondues), on constate aisément que certains jours, le modèle sous-estime largement la mesure.

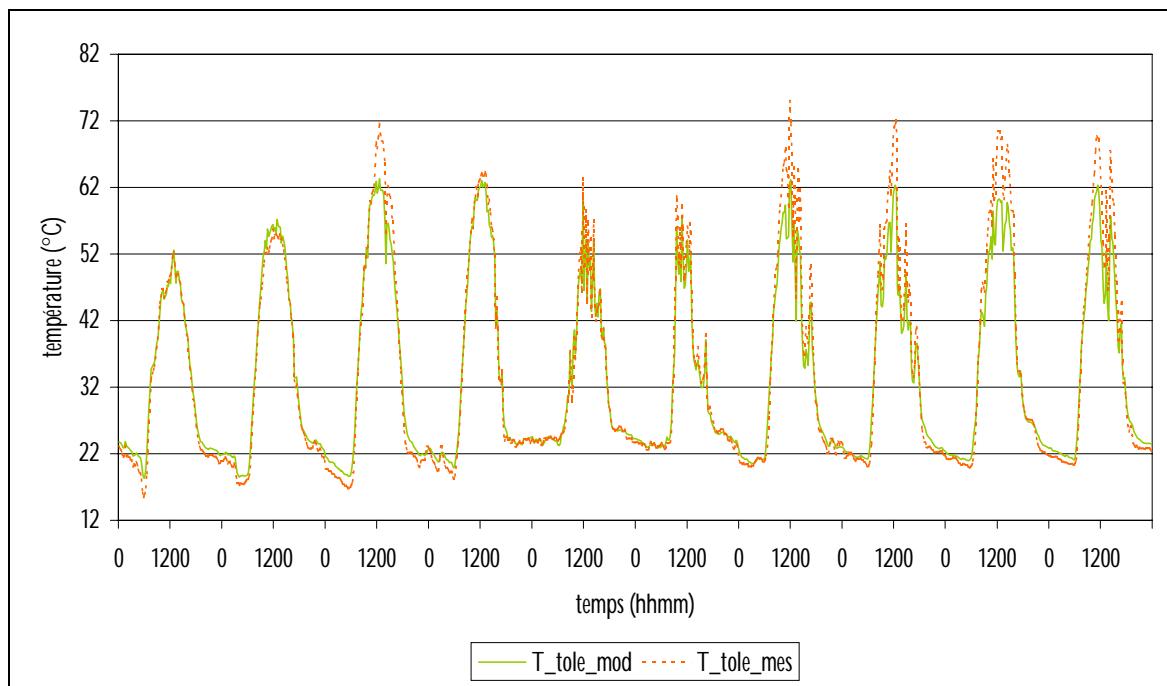


Figure 32 : Confrontation de la température de tôle prédite à celle mesurée pour la zone mi-haute (zone 5)

Cette remarque est confirmée par le résidu de la *Figure 33*, dont les caractéristiques sont consignées dans le *Tableau 7*. Afin de s'assurer que ces écarts sont bien à l'origine de ceux observés pour les températures des lames d'air supérieures, nous indiquons sur les figures 34 à 39 les résidus obtenus suite au forçage des températures de tôle. Les résultats sont très nets et montrent que l'erreur sur les températures de tôle se répercute comme attendu sur les températures des lames d'air supérieures.

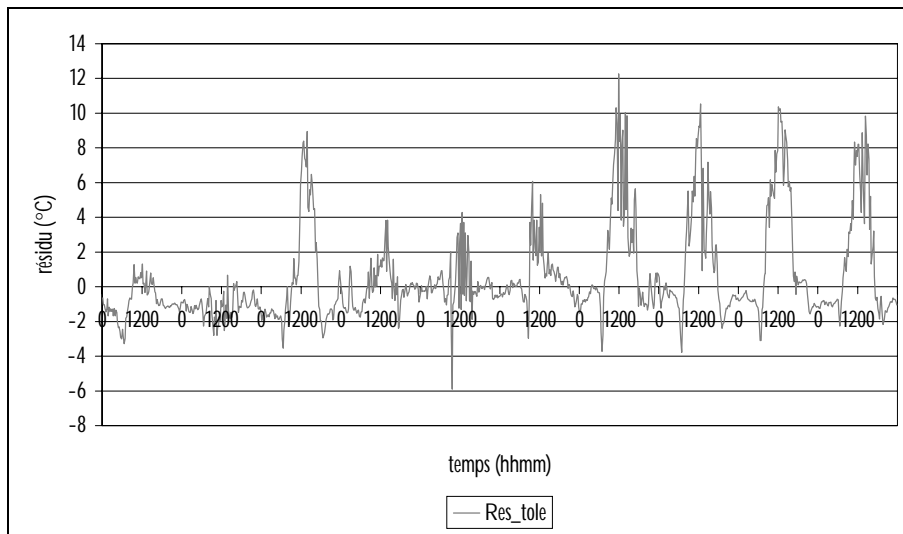


Figure 33 : Résidu (mesure - modèle) de la température de tôle de la zone 5

Résidu sur	Moyenne (°C)	Ecart-type (°C)	Variance (°C)	Min (°C)	Max (°C)
T_tole	0,51	2,71	7,36	-5,89	12,28

Tableau 7 : Caractéristiques du résidu de la température de tôle de la zone mi-haute (zone 5)

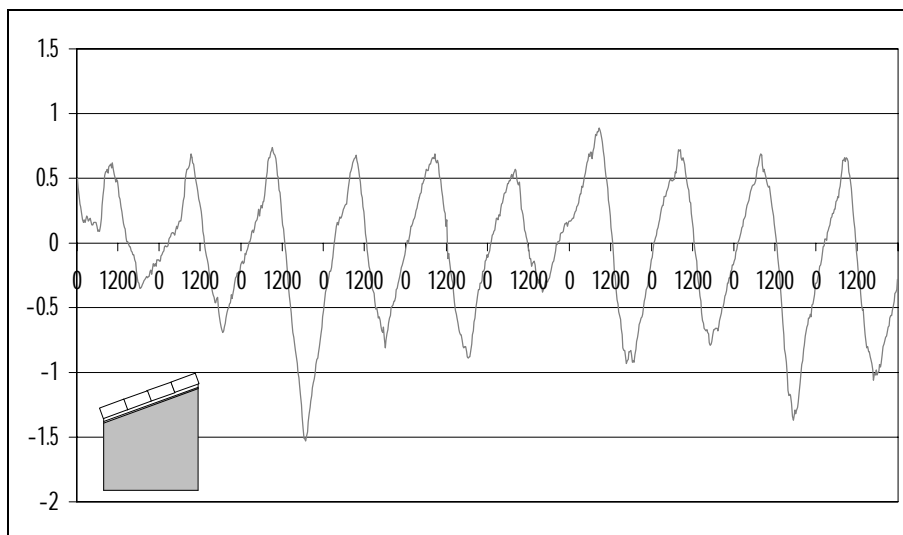


Figure 34 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone enceinte (zone 1- T_tole forcée)

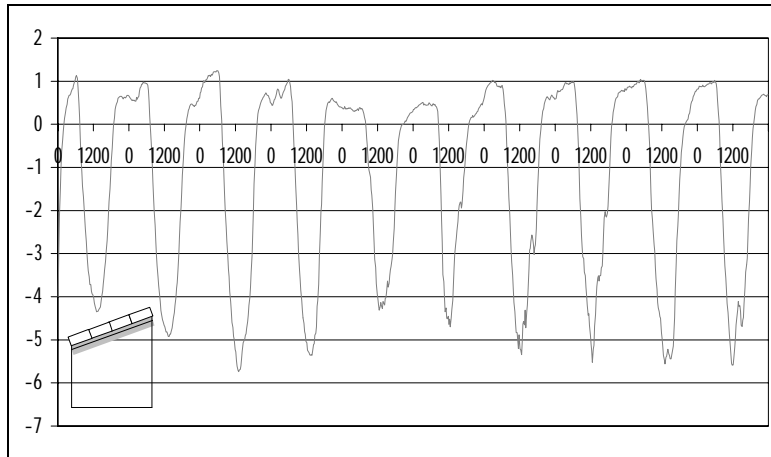


Figure 35 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone inférieure (zone 2 - T_{tole} forcée)

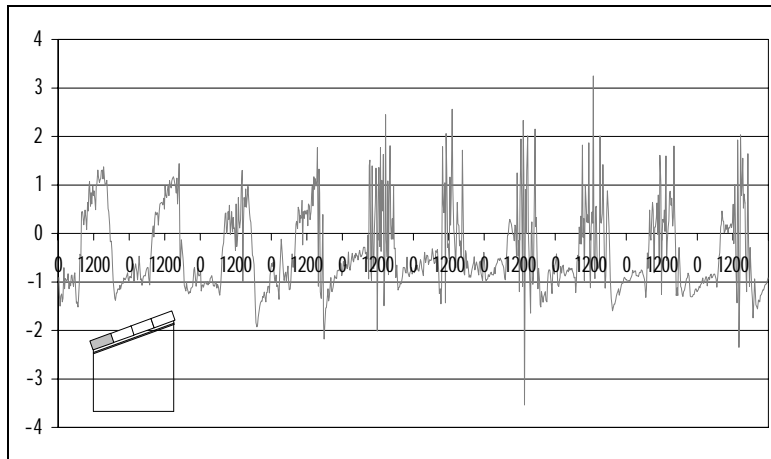


Figure 36 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone basse (zone 3 - T_{tole} forcée)

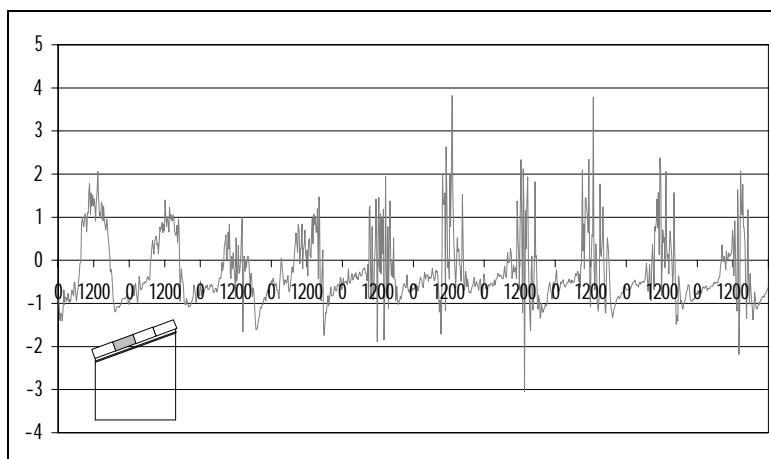


Figure 37 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone mi-basse (zone 4 - T_{tole} forcée)

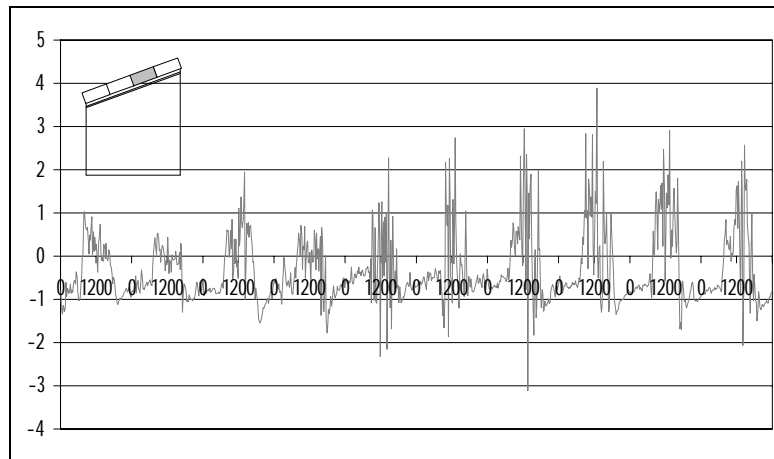


Figure 38 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone mi-haute (zone 5 - T_{toile} forcée)

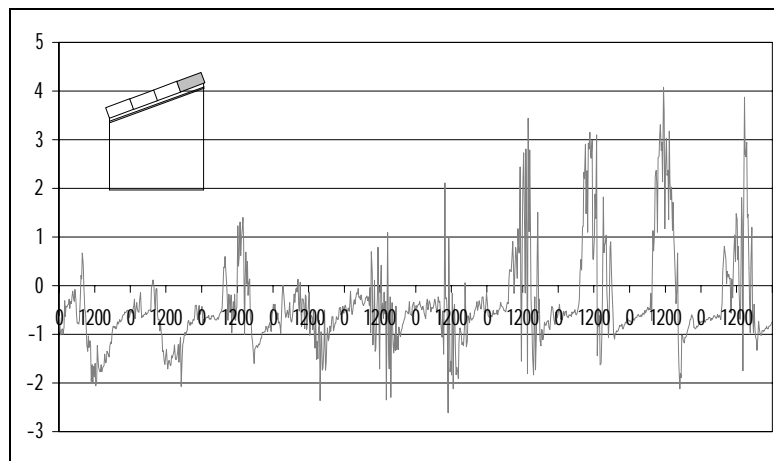


Figure 39 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone haute (zone 6 - T_{toile} forcée)

Il semble donc que la température de tôle soit à l'origine d'écart importants ; or cette température est l'indicateur principal de la prise en compte de l'environnement par le modèle ; il est donc manifeste que ce dernier ne retraduit pas correctement les effets des paramètres climatiques. Or la température de tôle est liée à deux sollicitations climatiques, l'ensoleillement d'une part, au travers du coefficient d'absorption au rayonnement de courte longueur d'onde ($\alpha = 0,7$ dans notre cas), au vent d'autre part, par l'intermédiaire du coefficient d'échange par convection à l'extérieur. Compte-tenu de l'écart observé, qui n'est très important que certains jours, il semble que ce soit le coefficient d'échange convectif qui induise l'erreur, l'effet du coefficient d'absorption au rayonnement solaire devant avoir une influence constante sur tous les jours de la campagne de mesures. De plus, ce dernier a été sélectionné au départ d'une étude bibliographique, ce qui rend difficile une erreur importante sur ce paramètre.

Afin de corroborer l'hypothèse d'une mauvaise prise en compte de l'environnement au travers du coefficient d'échange convectif extérieur, nous

présentons sur la *Figure 40* le résidu issu de la confrontation modèle/mesure au départ d'un autre support expérimental. Rappelons que notre plate-forme expérimentale dispose d'autres supports expérimentaux, les cellules *ISOTEST*, dont la particularité est leur faible encombrement, compte tenu de dimensions réduites (approximativement 1m x 1m x 1m).

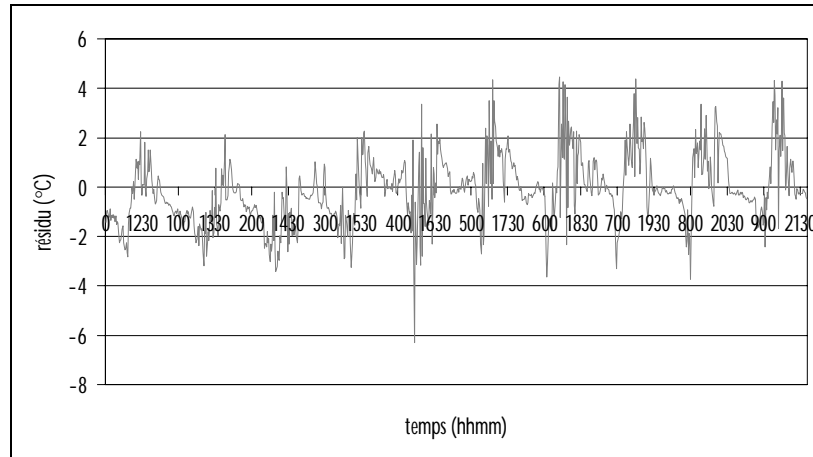


Figure 40 : Résidu (modèle - mesure) de la température de tôle obtenue au départ d'un support expérimental à échelle réduite (cellule ISOTEST)

Ce qui a attiré notre attention vers ce test est l'emplacement de la station météorologique (cf. paragraphe 4.1.3., figure 10). En effet, cette dernière est disposée près de l'un des modules à échelle réduite ; de plus, le mat sur lequel est monté l'anémomètre destiné à la mesure des vitesses de vent est d'une hauteur d'environ deux mètres. La mesure effectuée est donc plus adaptée à une comparaison sur les supports réduits, comme le montre la *Figure 41*.



Figure 41 : Station météorologique; le mat de mesure de vitesse du vent est placé à environ 2m de hauteur

Les résultats sont la encore très nets, dans la mesure où le résidu reste dans la majorité des cas dans l'intervalle $[-4^{\circ}\text{C} ; +4^{\circ}\text{C}]$. Il semble donc que ce soit une erreur de modèle qui soit mise en évidence, dont l'origine est une prise de mesure non adaptée. En effet, ce n'est pas la corrélation utilisée (corrélation de *Sturrock*) qui est

mise en défaut, mais bien la mesure de la vitesse du vent. La corrélation n'est en conséquence plus adaptée à notre comparaison modèle/mesure.

Face à cela, nous avons trois possibilités :

1. *Recréer une corrélation donnant le coefficient d'échange h_{ce} en fonction de la vitesse du vent, ce au départ des mesures effectuées sur la cellule LGI*
2. *Recréer artificiellement une corrélation donnant le coefficient d'échange en fonction de la vitesse du vent, au départ de la comparaison des prédictions du code à la mesure*
3. *Continuer la démarche de validation expérimentale en imposant à la température de tôle la valeur mesurée*

Nous avons exclu d'emblée la troisième solution dans la mesure où bien qu'elle soit satisfaisante pour l'évaluation de la validité « interne » du modèle de toiture complexe, cette méthode n'est pas ensuite généralisable, car ne prend pas en compte l'influence de l'environnement. La première solution ne semble également pas convenir compte tenu de la mesure non représentative des vitesses de vent pour la toiture de la cellule LGI. Nous nous sommes donc orientés vers la deuxième solution.

Afin de déterminer une corrélation adéquate pour notre phase de validation expérimentale, nous avons modifié le code de calcul, afin qu'il calcule à chaque pas de temps le coefficient h_{ce} qui minimise le résidu. Nous avons fixé la plage de coefficient d'échange h_{ce} à [1 ; 30], ce qui semble raisonnable compte tenu des vitesses de vent mesurées sur le site. Nous présentons sur la *Figure 42* les résultats obtenus.

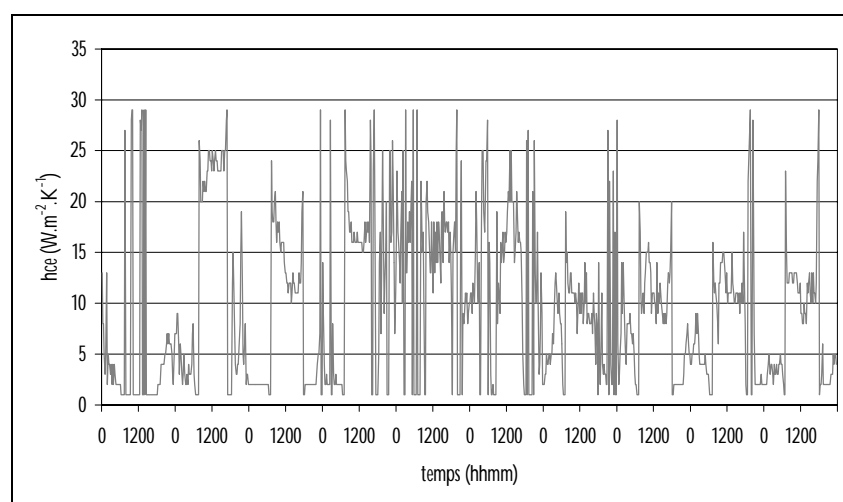


Figure 42 : Coefficient d'échange par convection à l'extérieur obtenu par minimisation du résidu de la température de tôle

Compte tenu des variations importantes du coefficient calculé, nous avons jugé bon de recréer non pas une corrélation donnant la valeur calculée en fonction de la vitesse du vent pour l'ensemble de la séquence expérimentale, mais deux corrélations, l'une pour les jours où le résidu est relativement correct (inférieur à deux en valeur absolue), l'autre pour les jours où le résidu est le plus élevé. Les corrélations obtenues sont présentées sur les courbes 43 et 44. Il est intéressant de constater que la corrélation recréée artificiellement pour les jours où le résidu est faible est très proche de celle de *Sturrock*, donnée par $h_{e}=5,7.V+11,4$ (pour une paroi au vent).

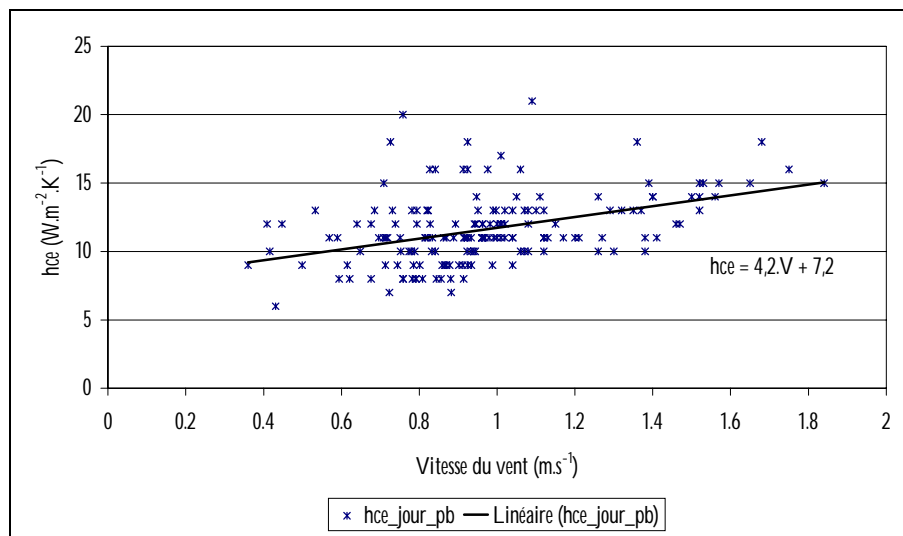


Figure 43 : Corrélation linéaire donnant le coefficient d'échange convectif à l'extérieur en fonction de la vitesse du vent pour les jours de résidu fort

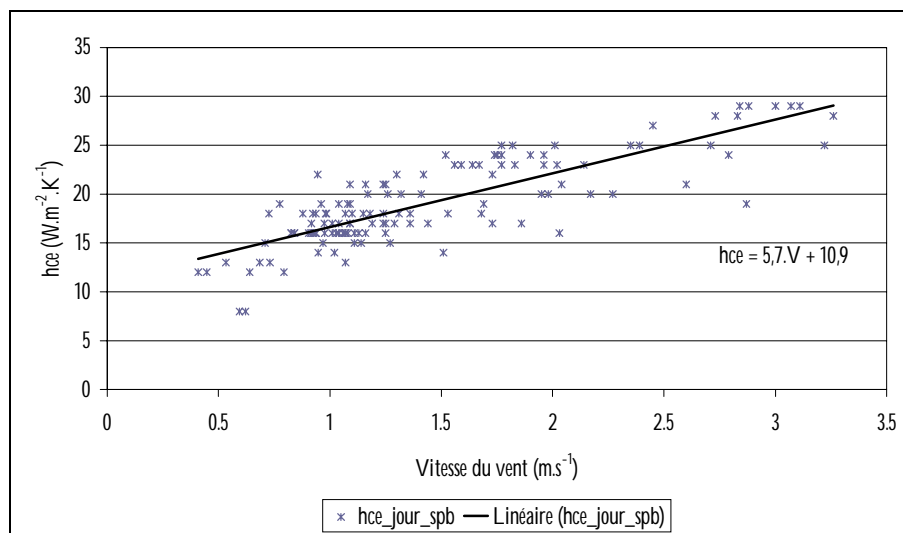


Figure 44 : Corrélation linéaire donnant le coefficient d'échange convectif à l'extérieur en fonction de la vitesse du vent pour les jours de résidu faible

L'application de ces corrélations doit de plus être effectuée selon un critère donné. Or l'analyse de la vitesse et de la direction du vent sur la séquence expérimentale montre que les résidus les plus forts sont obtenus pour des vitesses faibles et des directions de vent approximativement comprises entre 150° et 300° . Nous présentons sur la *Figure 45* le nuage de points donné par le tracé de la vitesse du vent en fonction du résidu.

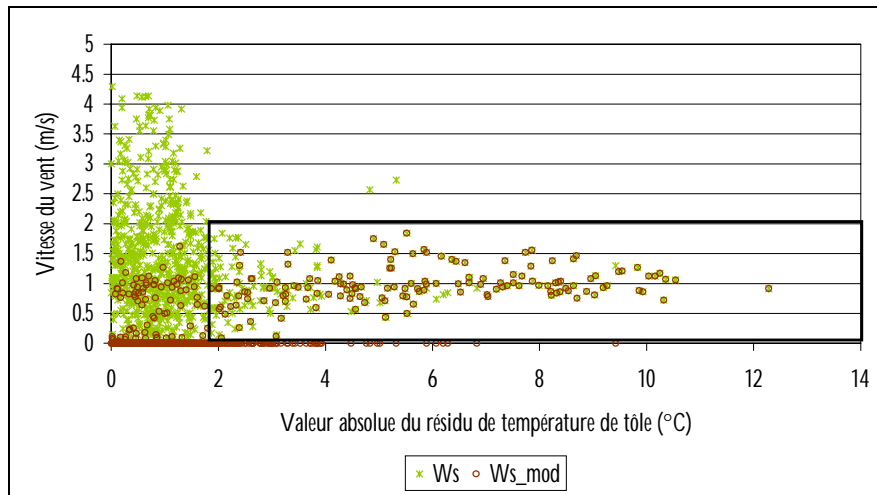


Figure 45 : Nuage de points issu de la relation donnant la vitesse du vent en fonction de la valeur absolue du résidu - les cercles correspondent aux points sur lesquels la corrélation obtenue pour les résidus élevés est appliquée, i.e ceux pour lesquels l'azimut du vent est compris entre 150° et 300°

Nous y avons également fait apparaître les points sur lesquels nous appliquons la corrélation obtenue pour les résidus élevés (Ws_mod , pour l'azimut du vent compris entre 150° et 300°). Nous constatons qu'une grande majorité des points menant à des résidus supérieurs en valeur absolue à deux degrés sont affectés, conformément à ce que nous avons remarqué. La superposition du résidu initial et celui après modification est proposé sur la *Figure 46*.

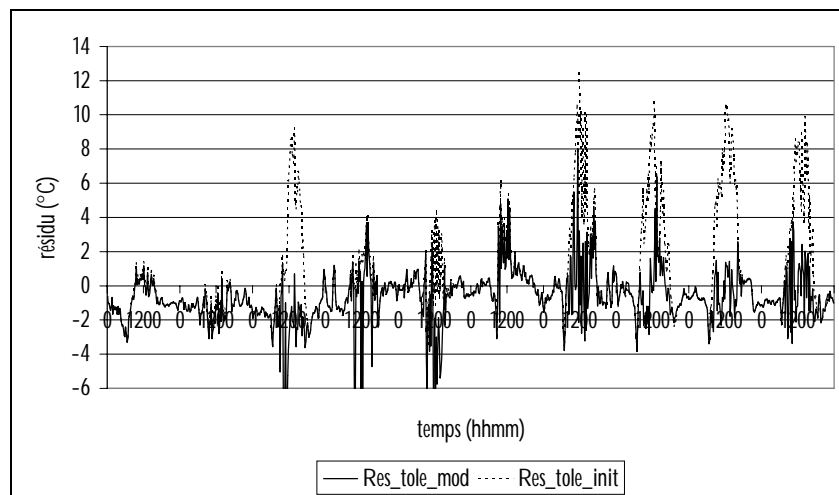


Figure 46 : Superposition du résidu de température de tôle initial et de celui obtenu après modification du coefficient d'échange h_{ce}

On constate une nette amélioration, mais il subsiste encore quelques erreurs. En toute état de cause, la relation est satisfaisante pour la suite de notre démarche, mais il semble nécessaire de disposer de la mesure de la vitesse de vent au plus près de la toiture de la cellule *LGI* de sorte à éviter à l'avenir ce type d'erreur.

6.2.2. ANALYSE DES COUPLAGES INTERZONES : MISE EN EVIDENCE DE L'EFFET DU SOL ET DES TRANSFERTS CONVECTIFS DANS LA LAME D'AIR INFÉRIEURE

Nous ne présentons pas ici les courbes obtenues suite à l'étape de détermination des couplages interzones, afin de ne pas alourdir l'exposé. Mentionnons simplement que nous avons procédé à deux étapes de forçage successives :

- 1. Forçage de la température de face inférieure du plafond, ayant pour but de déterminer ce qui régit les températures de l'enceinte de la cellule (zone 1) ; la modification allant dans le sens d'une dégradation du résidu, nous avons alors entrepris d'imposer également la température du sol, conformément aux remarques de Mara [Mara, 2000] ; le résidu obtenu montre une évolution tout à fait convenable, l'amplitude de variation étant de l'ordre du degré.*
- 2. Forçage de la température de face inférieure du PMR, ayant pour but, de manière analogue à ce qui précède, de déterminer ce qui régit les températures de la lame d'air inférieure ; cette modification n'ayant aucun impact sur la température d'air de la lame d'air, nous avons alors imposé simultanément les températures de face inférieure du PMR et de face supérieure du plafond. Paradoxalement, aucun impact n'a été observé sur la température d'air de la lame d'air inférieure.*

Ces deux constatations mettent en évidence l'effet important du sol et la nécessité de mieux cerner les transferts au niveau de la lame d'air inférieure. Cette dernière étant le siège de transferts en grande partie convectifs, le PMR minimisant la part de radiatif, il semble alors nécessaire de mieux les retraduire.

Afin de corroborer ces hypothèses, il nous apparaît alors qu'une analyse de sensibilité s'impose. En effet, compte tenu des premiers éléments présentés, nous pensons que le code ne comporte pas d'erreurs d'implémentation. Des tests ont par ailleurs été effectués pour s'en assurer, en particulier la procédure de comparaison inter-logiciels *BESTEST*.

De plus, compte tenu de notre phase expérimentale, lors de laquelle un soin particulier a été apporté au bon fonctionnement (étalonnage) et à la mise en place des capteurs, il nous paraît peu probable qu'il existe des erreurs de mesure. En conséquence, les écarts observés relèvent donc d'une méconnaissance des paramètres, ce

qui nous conduit, conformément à notre méthodologie, à l'analyse de sensibilité paramétrique du modèle.

6.2.3. ANALYSE DE SENSIBILITE PARAMETRIQUE DU MODELE

Nous procédons dans ce paragraphe à l'analyse de sensibilité de notre modèle, en tenant compte des remarques qui précèdent, en particulier à propos de l'incertitude que nous avons sur les transferts convectifs dans les lames d'air.

En premier lieu, il convient de définir les intervalles de variation des différents paramètres, généralement donnés sous la forme d'un pourcentage de variation autour d'une valeur de base. Les phénomènes prépondérants du complexe de toiture étant les transferts convectifs dans les lames d'air en raison de la minimisation des transferts radiatifs par le PMR, il nous a semblé cohérent d'associer aux coefficients d'échanges par convection intérieurs h_{ci} des lames d'air et aux émissivités du PMR des variations de 50% autour de leur valeur de base (les autres paramètres ayant un pourcentage de variation de 10%).

De plus, la procédure d'analyse de sensibilité nécessitant que les modèles convectifs sélectionnés soient ceux pour lesquels les coefficients sont donnés par une valeur constante, nous avons dans un premier temps effectué une simulation au cours de laquelle tous les coefficients d'échange convectifs des lames d'air ont été stockés. Ainsi, en faisant la moyenne sur l'ensemble des pas de temps, nous avons abouti au jeu de valeurs de base indiqué dans le *Tableau 8*.

<i>Localisation</i>	<i>Valeur de base : $h_{cl,base}$ ($W.m^{-2}.K^{-1}$)/ϵ_{base}</i>
Faces inférieures des toitures	3 / 0,9
Faces latérales des lames d'air supérieures	3 / 0,3 (sauf nord : 0,9)
Faces supérieures du PMR	3 / 0,1
Faces latérales des lames d'air inférieures	0,5 / 0,9
Faces inférieures du PMR	1 / 0,1
Face supérieure du plafond	1 / 0,9
Face inférieure du plafond	1 / 0,9
Parois de l'enceinte	3,5 / 0,9

Tableau 8 : Valeurs de base des coefficients d'échanges convectifs intérieurs et des émissivités utilisés lors de l'analyse de sensibilité paramétrique

En outre, toutes les propriétés thermophysiques, radiatives, géométriques et convectives des parois sont dissociées pour l'analyse, ce qui conduit à un total de 687 paramètres. La méthode nécessitant un nombre de simulation de plus de deux fois le nombre de paramètres (condition de Shannon), 1375 simulations sont nécessaires. En terme de temps de calcul, la méthode nécessite, à l'aide de deux postes informatiques de fréquences de processeur supérieures au gigahertz, environ 24 heures de simulations. Nous avons donc limité l'analyse aux quatre premiers jours de la séquence de mesures.

Ce choix est également lié à notre souci de mettre en évidence le comportement thermique du complexe de toiture pour des sollicitations extrêmes. Cependant, notons qu'en conséquence, les conclusions de l'étude ne seront relatives qu'à la période considérée.

L'exploitation des résultats est effectuée selon les étapes suivantes :

1. *Analyse des spectres des écarts centrés*
2. *Analyse des effets principaux et d'interaction*
3. *Mise en évidence des paramètres les plus influents*

6.2.3.1. Analyse des spectres des écarts centrés

Nous présentons au travers des figures 47 à 49 les différents spectres obtenus pour les sorties considérées, à savoir les températures d'air sèches des zones 1 à 6.

Rappelons qu'à chaque paramètre pris en compte dans l'analyse est affectée une fréquence distincte, qui conditionne son évolution (sinusoïdale autour d'une valeur de base) d'une simulation sur l'autre.

La transformée de Fourier des écarts à la valeur de base de chaque simulation permet d'identifier les fréquences influentes. Ainsi, de manière imagée, tout se passe comme si le paramètre était marqué d'un signe distinctif unique, de sorte qu'on puisse reconnaître sa participation plus ou moins importante dans l'évolution de la sortie considérée.

Notons que les pics des figures sont issus de la superposition des spectres correspondant aux différents pas de temps de simulation. Concernant les lames d'air supérieures, nous ne présentons que le spectre de la zone 5, les autres étant similaires.

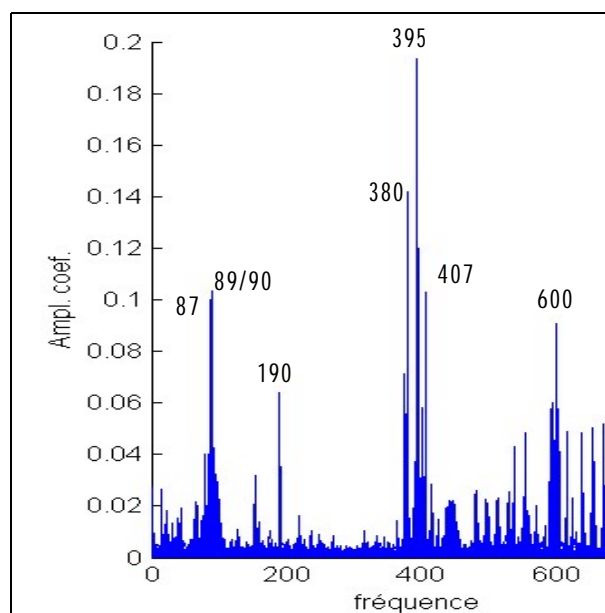


Figure 47 : Spectre des écarts centrés de l'enceinte (zone 1)

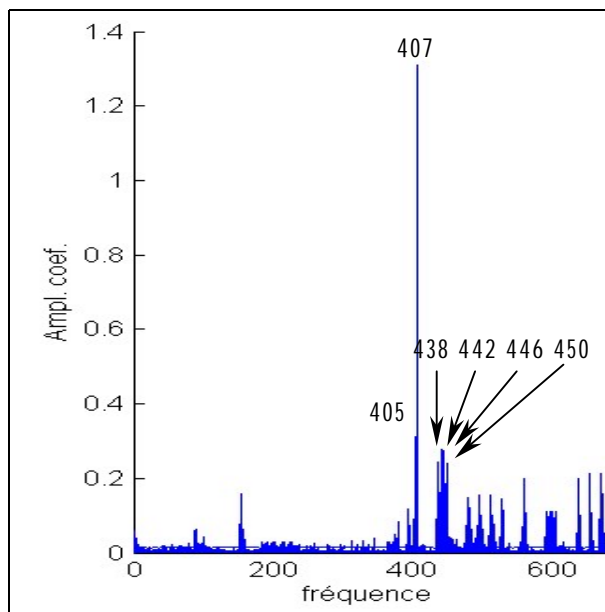


Figure 48 : Spectre des écarts centrés de la lame d'air inférieure (zone 2)

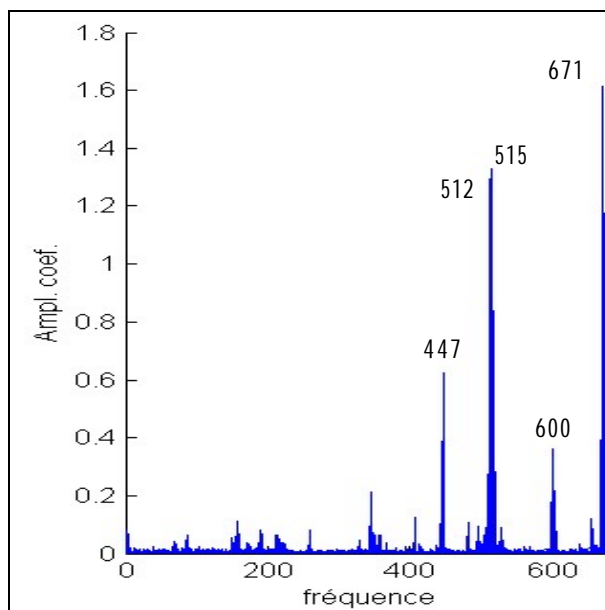


Figure 49 : Spectre des écarts centrés de la lame d'air supérieure (zone 5)

Les fréquences prépondérantes étant traduites par les pics les plus élevés, nous proposons au travers des tableaux 9 à 11 l'identification des paramètres associés, classés par catégories et non par ordre d'importance (amplitude de leurs coefficients de Fourier).

Mentionnons toutefois une remarque importante : les spectres mettent en évidence l'ensemble des fréquences correspondant aux paramètres qui gouvernent la sortie considérée ; tous les effets sont présents, que ce soit les effets principaux (linéaires et quadratiques) ou secondaires (interactions) ; or nous avons souligné lors de la description de la méthode d'analyse de sensibilité utilisée que l'interaction entre deux paramètres (donc entre deux fréquences) engendrait des fréquences supplémentaires. Il ne faut donc pas s'inquiéter dans un premier temps de constater, lors de l'analyse visuelle des spectres, la présence de fréquences associées à des paramètres non cohérents avec le sens physique.

Seule l'analyse des effets principaux et secondaires permet de discerner les fréquences réelles (correspondant effectivement à des paramètres) de celles engendrées par interactions fréquentielles.

<i>Fréquences</i>	<i>Paramètres</i>
600 / 596 / 592 / 604	Emissivités inférieures du PMR (zones 3 à 6)
87 / 89 / 90 / 401	Masse volumique/capacité thermique/épaisseur/surface du sol (zone 1)
671 / 655 / 639 / 687	Absorptivités du toit des zones 3 à 6
528 / 512 / 496 / 480	Azimut du toit des zones 3 à 6
531 / 515 / 499 / 483	Coefficient d'échange convectif inférieur du toit des zones 3 à 6
395 / 416	Azimut paroi ouest/pignon ouest de l'enceinte
380 / 376	Inclinaison porte/paroi nord de l'enceinte
555 / 539 / 551 / 535	Absorptivités paroi ouest/porte/paroi est/paroi nord de l'enceinte
407	Coefficient d'échange convectif supérieur du plafond de la zone 1
617 / 625	Emissivités extérieures panne haute zone 2/paroi sud zone 3
154	Masse volumique du fibrociment de la paroi sud de l'enceinte
95 / 99	Epaisseur de la dalle/du placoplâtre du plafond de l'enceinte

Tableau 9 : Identification des paramètres associés aux fréquences prépondérantes du spectre des écarts de la température d'air de l'enceinte

<i>Fréquences</i>	<i>Paramètres</i>
442 / 446 / 438 / 450	Coefficient d'échange convectif inférieur du PMR (zones 3 à 6)
87 / 89 / 90	Masse volumique/capacité thermique/épaisseur du sol (zone 1)
671 / 655 / 639 / 687	Absorptivités du toit des zones 3 à 6
528 / 512 / 496 / 480	Azimut du toit des zones 3 à 6
531 / 515 / 499 / 483	Coefficient d'échange convectif inférieur du toit des zones 3 à 6
395	Azimut paroi ouest de l'enceinte
380 / 379	Inclinaison / azimuth de la porte de l'enceinte
593 / 597 / 601 / 605	Emissivités inférieures du PMR (zone 2)
405 / 407 / 561	Surface/Coefficient d'échange convectif supérieur/émissivité supérieure du plafond de la zone 1
154	Masse volumique du fibrociment de la paroi sud de l'enceinte

Tableau 10 : Identification des paramètres associés aux fréquences prépondérantes du spectre des écarts de la température d'air de la lame d'air inférieure

Fréquences	Paramètres
671 / 655 / 687	Absorptivités du toit des zones 4 à 6
667 / 663	Absorptivités paroi ouest/paroi est de la zone 5
515 / 531 / 499	Coefficient d'échange convectif inférieur du toit (zones 4 à 6)
512 / 528 / 496	Azimut du toit (zones 4 à 6)
447 / 407	Coefficient d'échange convectif supérieur du PMR (zone 5) / du plafond (zone 1)
508 / 504	Azimut des parois ouest et est de la zone 5
505	Inclinaison de la paroi est de la zone 5
481	Inclinaison du toit de la zone 3
380	Inclinaison de la porte de la zone 1
368 / 351	Conductivité thermique/épaisseur de l'acier galvanisé de la paroi ouest de la zone 5
355 / 357 / 358	Épaisseur/capacité thermique/masse volumique du toit en tôle ondulée de la zone 5
348 / 350	Masse volumique/conductivité thermique de l'acier galvanisé de la paroi est de la zone 5
259	Épaisseur de l'aluminium de la panne haute
156	Conductivité thermique du polyuréthane de la paroi sud de l'enceinte
600	Emissivité inférieure du PMR de la zone 5
601	Emissivité supérieure du PMR de la zone 5
345	Capacité thermique de l'acier galvanisé de la paroi sud de la zone 5

Tableau 11 : Identification des paramètres associés aux fréquences prépondérantes du spectre des écarts de la température d'air de la lame d'air supérieure (zone 5)

6.2.3.2. Analyse des effets principaux et secondaires

Les effets principaux et secondaires correspondants aux paramètres identifiés à l'aide des spectres ci-dessus sont illustrés sur les figures 50, 52, 53 et à 56.

Compte tenu des courbes présentées, donnant l'effet, i.e. l'écart obtenu par rapport à la simulation avec la valeur de base si le paramètre considéré est augmenté du pourcentage de variation maximum, il est clair que seuls certains paramètres influencent la sortie observée si l'on considère un seuil de variation donné. Il est donc possible de déterminer les paramètres les plus influents intervenant seuls (effets principaux) ou en interaction (effets secondaires).

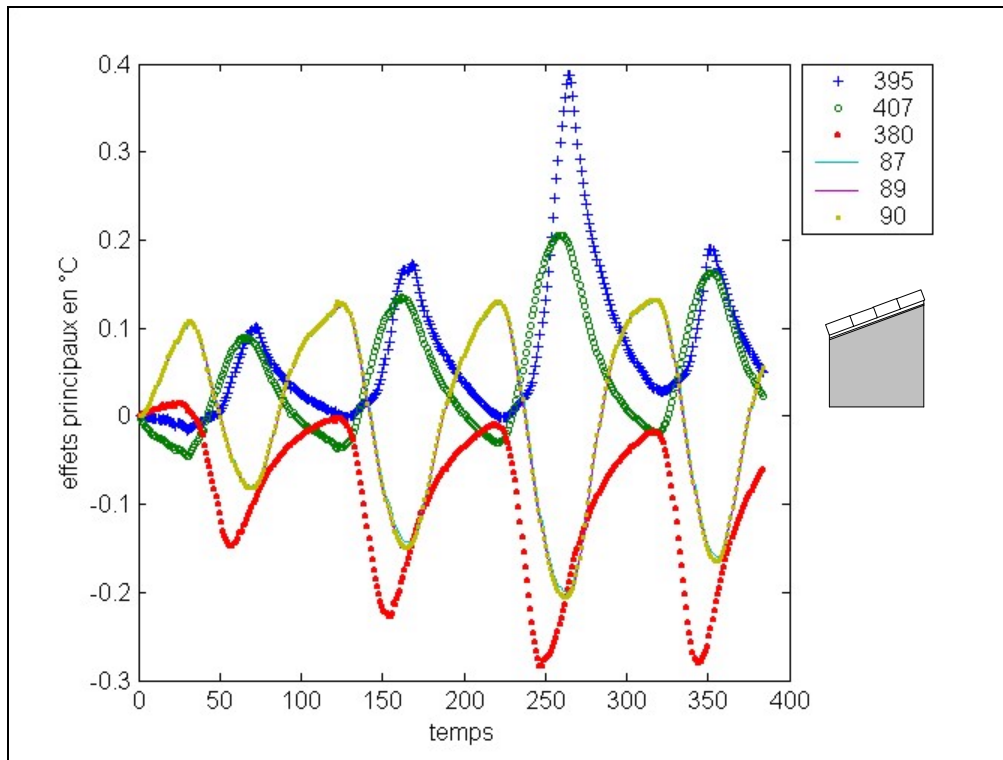


Figure 50 : Effets principaux des paramètres sur la température d'air de la zone 1

Pour la température d'air de la zone 1, soit l'enceinte de la cellule, nous déterminons au départ de la Figure 50 les paramètres indiqués dans le Tableau 12. Nous les avons classé par ordre d'importance sur l'ensemble des quatre jours de l'analyse (par valeur maximale de l'amplitude de l'effet maximale).

Fréquence	Paramètre (par ordre d'importance)
395	Azimut de la paroi ouest
380	Inclinaison de la porte
407	Coefficient d'échange convectif de face supérieure du plafond
87 / 89 / 90	Epaisseur/masse volumique/capacité thermique du sol

Tableau 12 : Paramètres les plus influents sur la température d'air de la zone 1 classés par ordre d'importance

Il semble donc que seuls ces quelques facteurs influencent la température d'air de l'enceinte. L'identification soulève quelques remarques ; on peut en effet s'interroger sur la présence de l'azimut de la paroi ouest et de l'inclinaison de la porte.

Pour le premier, cela semble être dû à l'influence de la vitesse du vent sur le calcul du coefficient d'échange convectif extérieur. En effet le code calculant automatiquement la situation de la paroi (au vent ou sous le vent) à chaque pas de temps, une simple modification de l'azimut peut affecter sa situation et en conséquence la corrélation utilisée pour le calcul de ce coefficient. Or ces corrélations

sont généralement différentes quand la paroi est au vent ou sous le vent ; la corrélation utilisée pour la paroi ouest est celle de *Sturrock*, donnée par les expressions ci-dessous :

$$\begin{cases} h_{ce} = 5,7.V + 11,4 & \text{pour une paroi au vent} \\ h_{ce} = 5,7.V & \text{pour une paroi sous le vent} \end{cases}$$

Ainsi, au gré de la variation de l'azimut de la paroi, selon l'échantillonnage affecté à ce paramètre, la valeur du coefficient d'échange est susceptible de changer, engendrant des modifications significatives de la sortie considérée (ici la température d'air intérieure de l'enceinte).

Cette information est visible au travers de la courbe donnant son effet principal ; en effet, sur la *Figure 50*, on constate que le premier jour par exemple, l'azimut de la paroi ouest n'est pas le paramètre prépondérant, c'est l'inclinaison de la porte. Par contre, le troisième jour, son effet est nettement supérieur, ce qui s'explique par les remarques précédentes.

En particulier, la direction du vent étant différente pour cette journée ($>150^\circ$ dans la journée), la configuration de la cellule est celle donnée sur la droite de la *Figure 51*, alors que les autres jours, c'est celle de la gauche de la figure.

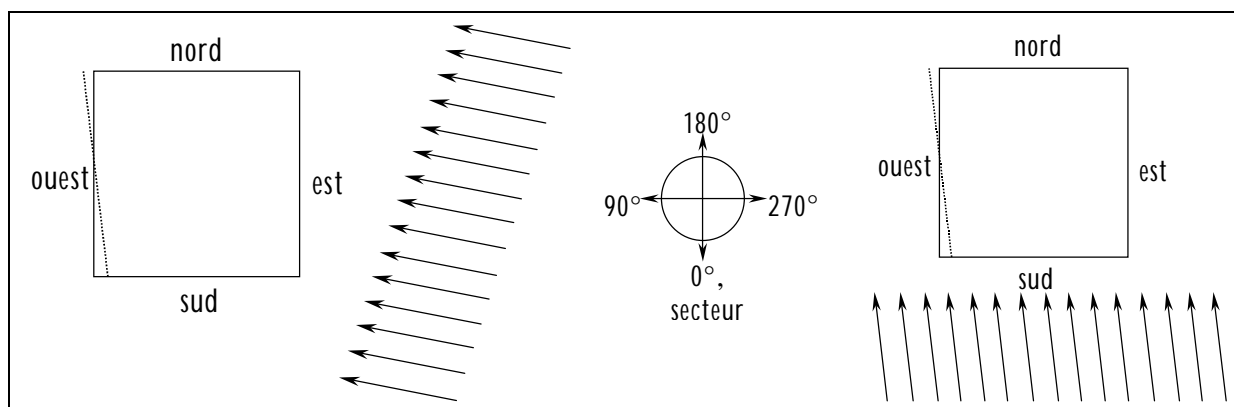


Figure 51 : Illustration de la modification de la situation de la paroi ouest; à gauche, la paroi est sous le vent, à droite elle est au vent – ce dernier cas est celui observé le troisième jour de l'analyse et mis en évidence par les effets principaux

L'apparition de l'inclinaison de la porte peut s'expliquer par le fait que la porte est l'élément le moins isolé de l'enceinte de la cellule (l'enceinte est constituée d'un assemblage de fibrociment et de polyuréthane, alors que la porte dispose de vitrages, occultés par du contre-plaqué). En conséquence, la modification de son inclinaison peut avoir de fortes répercussions sur la température d'air, les conditions étant de type estivales avec un ensoleillement en grande partie au nord. En effet, la diminution de 10% de l'inclinaison de la porte (dont l'inclinaison de base est 90° , soit verticale) a pour conséquence une diminution des apports solaires par cet élément, ce qui engendre l'effet constaté.

Il est intéressant alors de s'apercevoir que les paramètres restant sont liés d'une part au sol de l'enceinte (le sol représentant la principale inertie de la cellule) et plus précisément à sa capacité thermique ($\rho.e.C_p$) et au transfert convectif dans la lame d'air inférieure conformément aux conclusions de notre étape de détermination des couplages interzones.

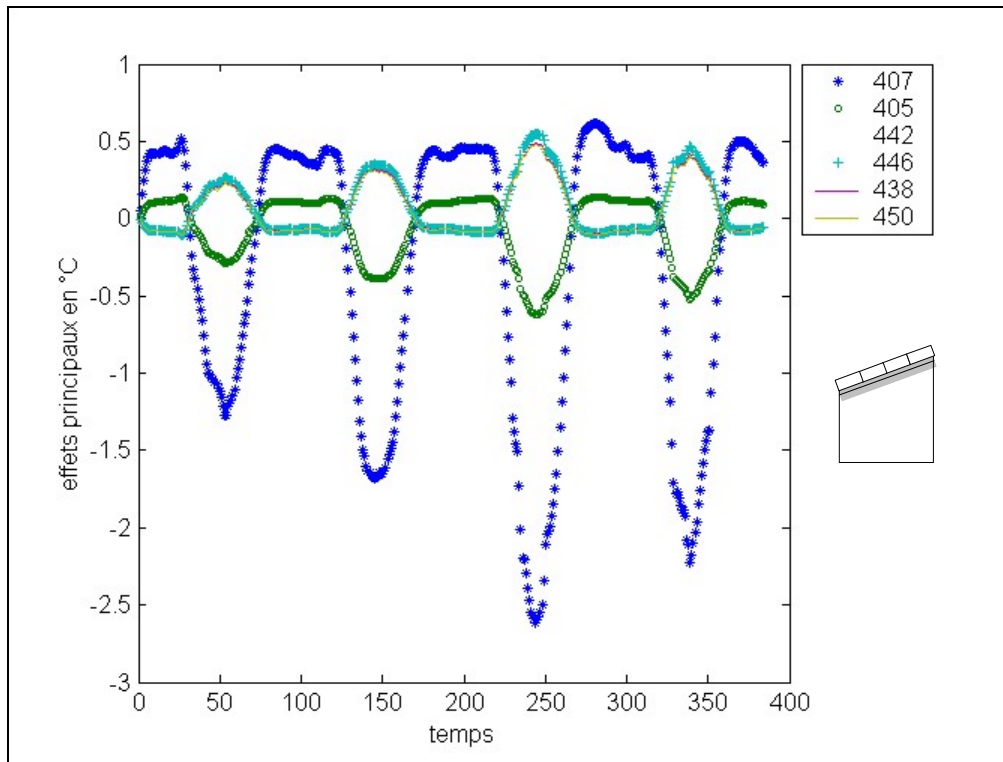


Figure 52 : Effets principaux des paramètres sur la température d'air de la zone 2

Pour la température d'air de la lame d'air inférieure, les paramètres que nous pouvons mettre en évidence au départ de la Figure 52 sont consignés dans le Tableau 13

Fréquence	Paramètre
407	Coefficient d'échange convectif supérieur du plafond
405	Surface du plafond
442/446	Coefficients d'échange inférieur du PMR, zones 4/5
438/450	Coefficients d'échange inférieur du PMR, zones 3/6
655/671	Absorptivités du toit, zones 4/5
639/687	Absorptivités du toit, zones 3/6

Tableau 13 : Paramètres les plus influents sur la température d'air de la zone 2

Les résultats confirment les remarques précédentes. Pour cette sortie, nous constatons que le paramètre le plus influent est le coefficient d'échange convectif

supérieur du plafond, mais également sa surface. Ainsi, il semble que ce soit le flux convectif à travers le plafond qui soit ici mis en évidence par la méthode. De plus les coefficients d'échanges convectifs des faces inférieures du PMR apparaissent également mais leur influence est moindre.

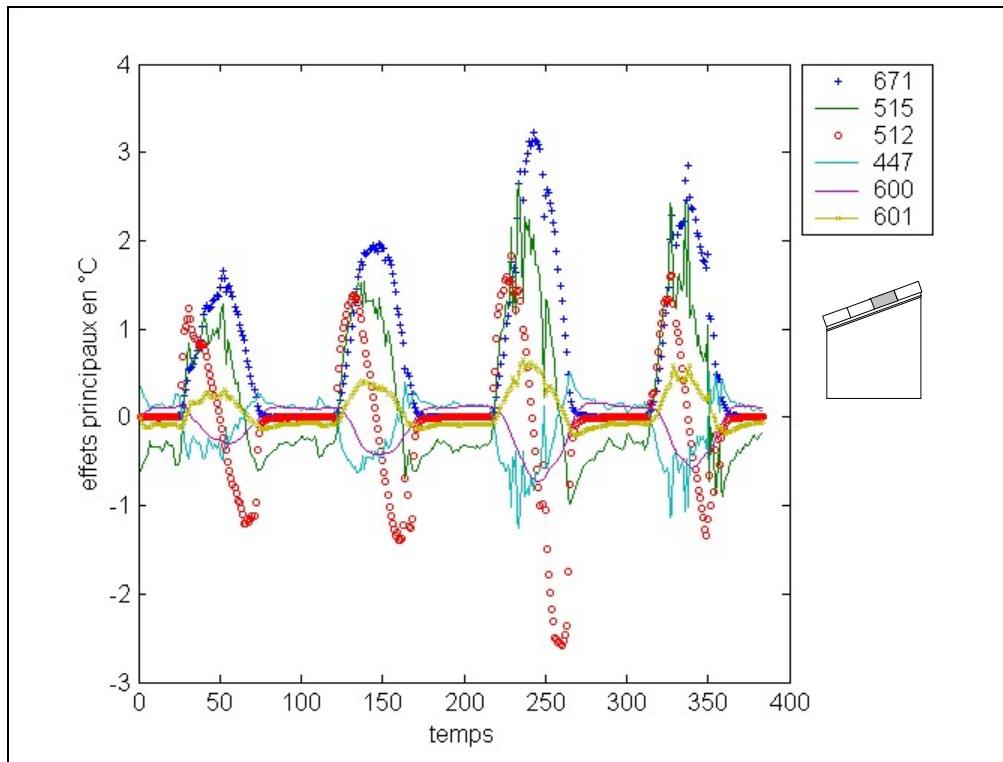


Figure 53 : Effets principaux des paramètres sur la température d'air de la zone 5

Pour la température de la lame d'air supérieure (zone 5), les paramètres identifiés sont consignés dans le *Tableau 14*.

Fréquence	Paramètre
671	Absorptivité du toit
515	Coefficient d'échange inférieur du toit
512	Azimut du toit
447	Coefficient d'échange supérieur du PMR
600	Emissivité inférieure du PMR
601	Emissivité supérieure du PMR

Tableau 14 : Paramètres les plus influents sur la température d'air de la zone 5

Dans ce cas, le paramètre le plus influent est naturellement le coefficient d'absorption au rayonnement solaire, dont l'influence (l'effet) est important le jour. Vient ensuite le coefficient d'échange en face inférieure du toit, son azimut et le coefficient d'échange en face supérieure du PMR. Les émissivités du PMR

interviennent également, mais de manière moins prépondérante que les transferts convectifs. Notons encore l'influence positive de l'azimut de la toiture le matin et négative dans l'après-midi, si une variation de 10% lui est appliquée ; cet effet se comprend, car augmentée de 10%, la toiture va être orientée davantage vers l'est ; or le soleil est à l'est dans la matinée, les apports solaires sont donc plus importants ; il poursuit sa course vers l'ouest, les apports solaires sont donc moindres dans l'après-midi ; il y a donc diminution de la température d'air de l'enceinte.

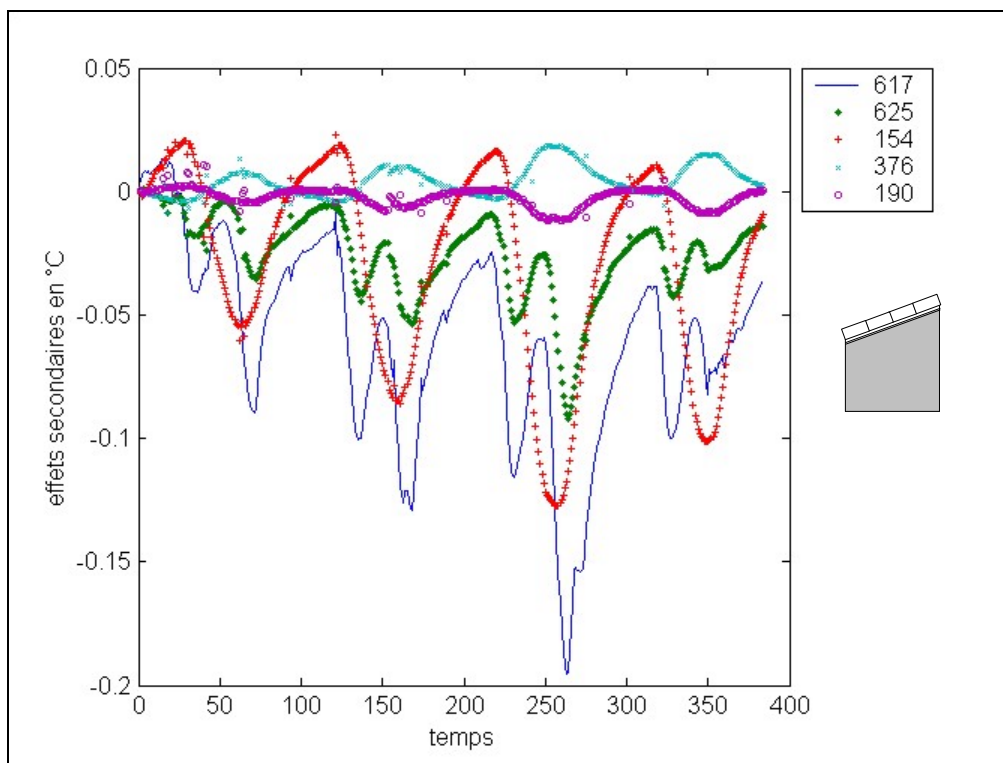


Figure 54 : Effets secondaires des paramètres sur la température d'air de la zone 1

Les effets d'interaction sont proposés pour la température d'air de l'enceinte sur la Figure 54. elle montre clairement la présence de trois fréquences, 617, 154 et 625. Nous avons vérifié que l'amplitude des effets principaux associés à ces fréquences est très faible, ce qui montre qu'elles sont engendrées par des interactions entre des paramètres. Toutefois l'amplitude des effets d'interaction étant faible par rapport aux effets principaux, nous n'avons pas jugé utile de les déterminer.

De même, la Figure 55 permet de déterminer quatre fréquences dont l'allure se démarque de celle des autres. Il s'agit des fréquences 561, 154, 483 et 499. Nous avons encore vérifié que les fréquences 561 et 154 provenaient d'interactions de paramètres. Par contre, les fréquences 483 et 499 montrent des effets principaux, certes faibles, mais non négligeables. Ceci illustre que la présence d'une fréquence sur le spectre ne signifie pas forcément que le paramètre associé est influent car les effets des interactions viennent se superposer aux effets principaux.

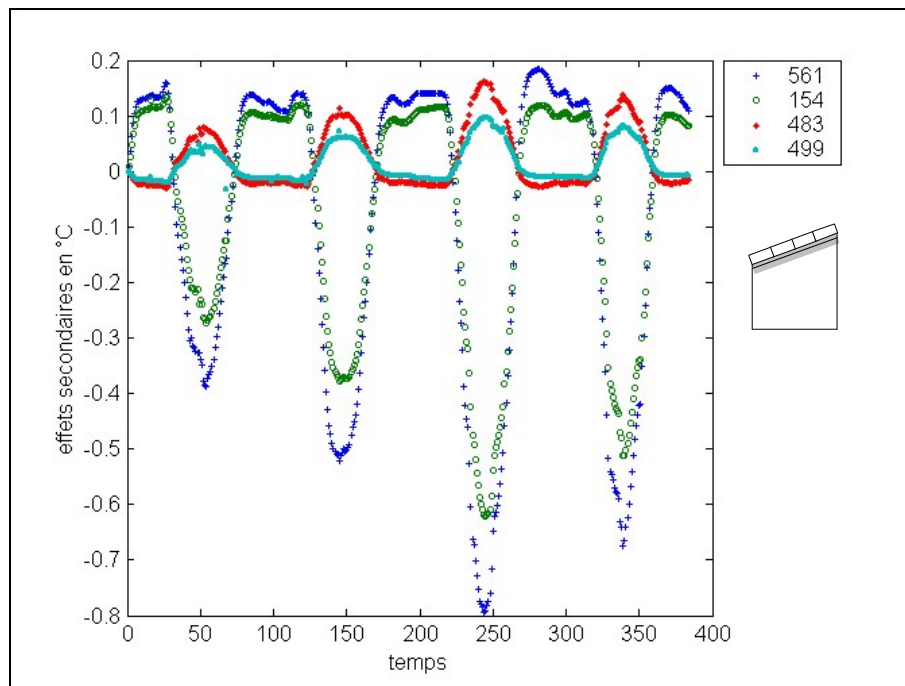


Figure 55 : Effets secondaires des paramètres sur la température d'air de la zone 2

Concernant la température d'air de la lame d'air supérieure, les fréquences identifiées sur la *Figure 56* sont 345, 156, 259, 481, 348 et 350. Les effets principaux associés à ces fréquences étant la encore très faibles, elles sont donc générées par des interactions d'autres fréquences. Néanmoins, les amplitudes sont moins importantes par rapport à celles des effets principaux.

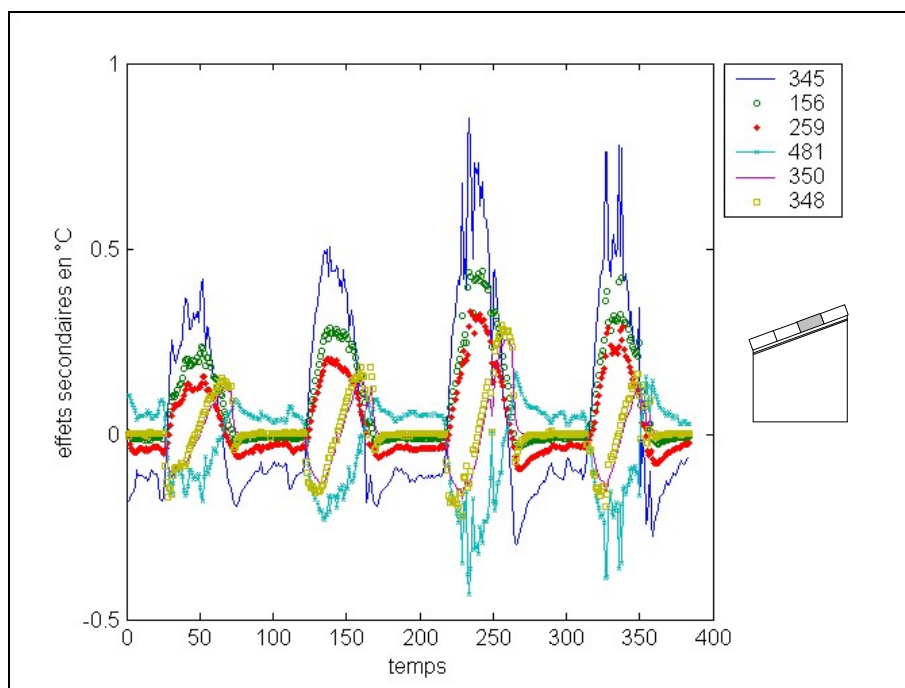


Figure 56 : Effets secondaires des paramètres sur la température d'air de la zone 5

6.2.3.3. Synthèse

Les étapes précédentes, issues de notre méthodologie de validation expérimentale, ont permis d'identifier les paramètres les plus influents sur les sorties considérées. Elles montrent en particulier la prépondérance des effets du sol au travers de l'inertie thermique et des transferts convectifs à travers le complexe de toiture, par l'intermédiaire du flux convectif à travers le plafond. Des interactions entre paramètres ont de plus été mis en évidence, des fréquences supplémentaires étant générées. Toutefois, leur influence étant faible par rapport aux effets principaux, nous n'en avons pas tenu compte pour la suite de notre démarche.

La phase importante d'identification des paramètres les plus influents étant effectuée, nous pouvons nous livrer à la calibration de notre modèle. Cependant, notons que ce dernier a été modifié par rapport au modèle initial, compte tenu de la nécessité (afin de réaliser l'analyse de sensibilité) d'imposer les modèles convectifs les plus simples, à coefficients constants. Nous présentons sur les figures 57 à 62 les résidus obtenus pour les différentes températures d'air sèches avec le modèle modifié. Soulignons que la température du sol compte tenu des résultats précédents est maintenant imposée à la valeur *mesurée*.

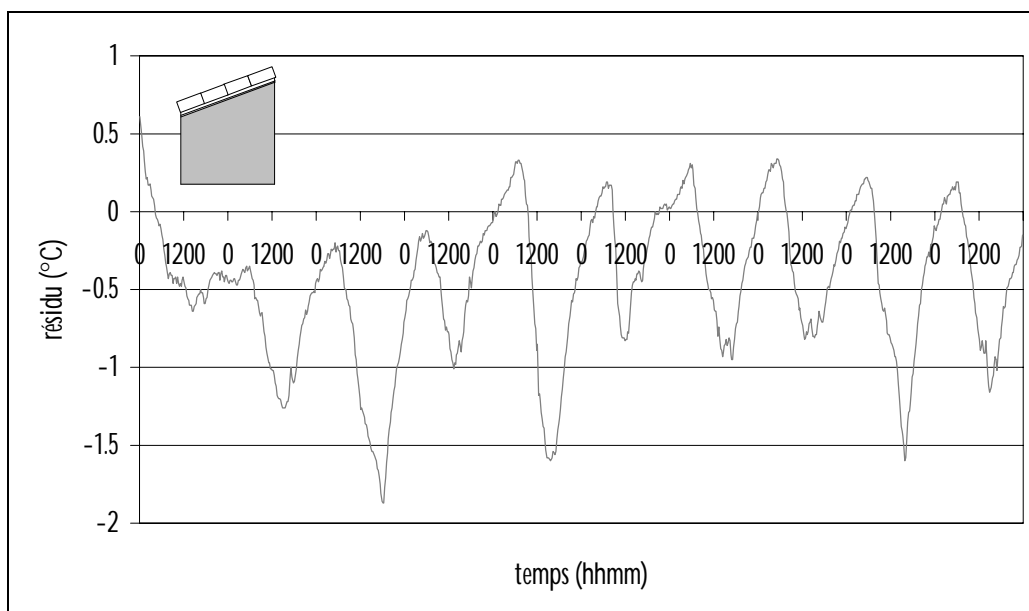


Figure 57 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone enceinte (zone 1)

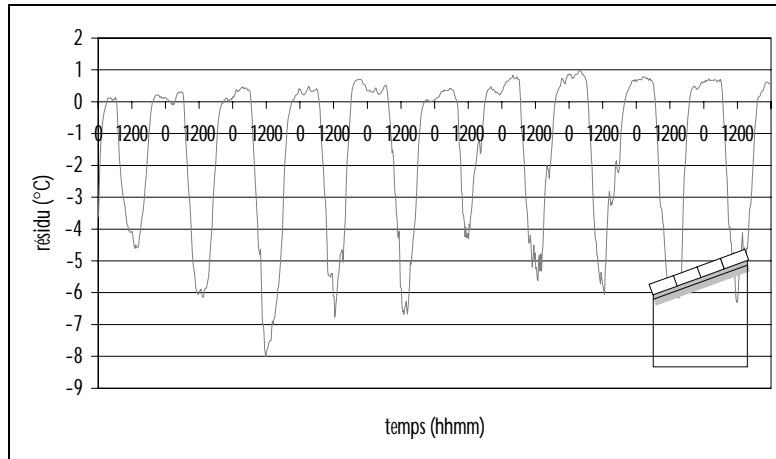


Figure 58 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone inférieure (zone 2)

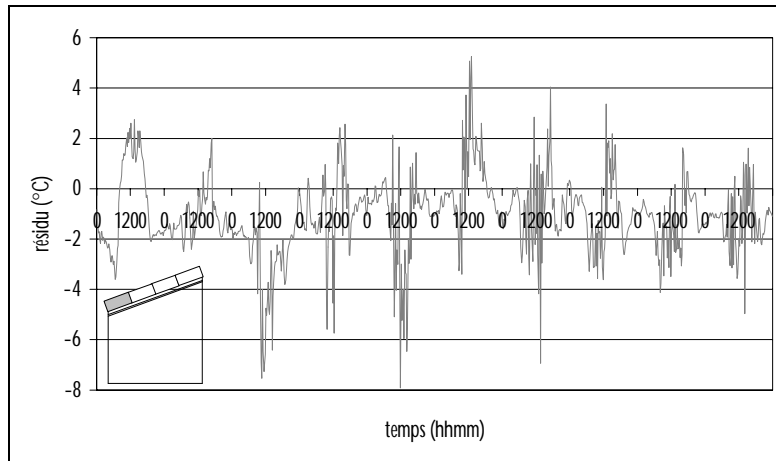


Figure 59 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone basse (zone 3)

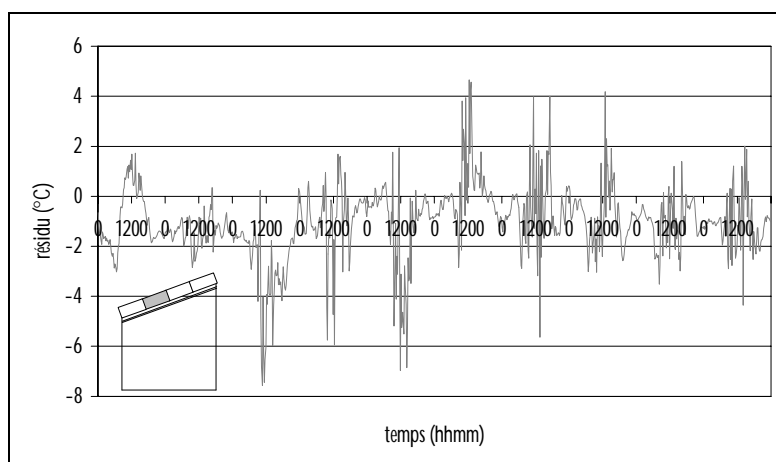


Figure 60 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone mi-basse (zone 4)

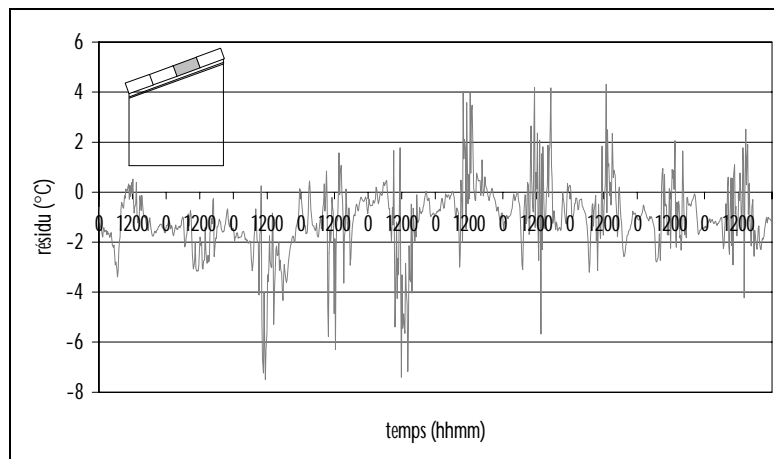


Figure 61 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone haute (zone 5)

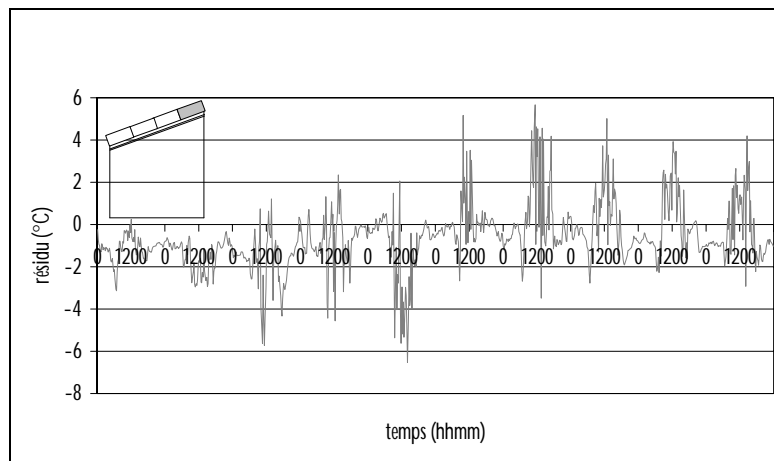


Figure 62 : Résidus (mesure-modèle) de la température d'air de la zone haute (zone 6)

6.2.4. CALIBRATION DU MODELE

La phase de calibration de modèle a pour objet la détermination de la valeur du (ou des) paramètre(s) mis en évidence par l'analyse de sensibilité paramétrique et supposé(s) à l'origine des erreurs.

Dans notre cas, nous allons focaliser notre attention sur la lame d'air inférieure, en tentant d'améliorer en particulier le coefficient d'échange convectif de la face supérieure du plafond. Nous avons en effet mis en évidence au travers des résultats de l'analyse de sensibilité paramétrique son influence prépondérante sur la température d'air de la lame d'air inférieure, qui présente en outre le résidu le plus élevé.

6.2.4.1. Mise en évidence de l'origine de l'erreur

Afin de corroborer l'influence forte du coefficient d'échange convectif supérieur du plafond sur le résidu de la température d'air de la lame d'air inférieure, nous

présentons sur la *Figure 63* le nuage de points obtenu en considérant l'effet de ce paramètre en fonction du résidu. Les résultats sont très nets et montrent une importante corrélation linéaire entre les deux grandeurs. Il semble donc qu'une modification de ce paramètre puisse mener à une amélioration significative du résidu.

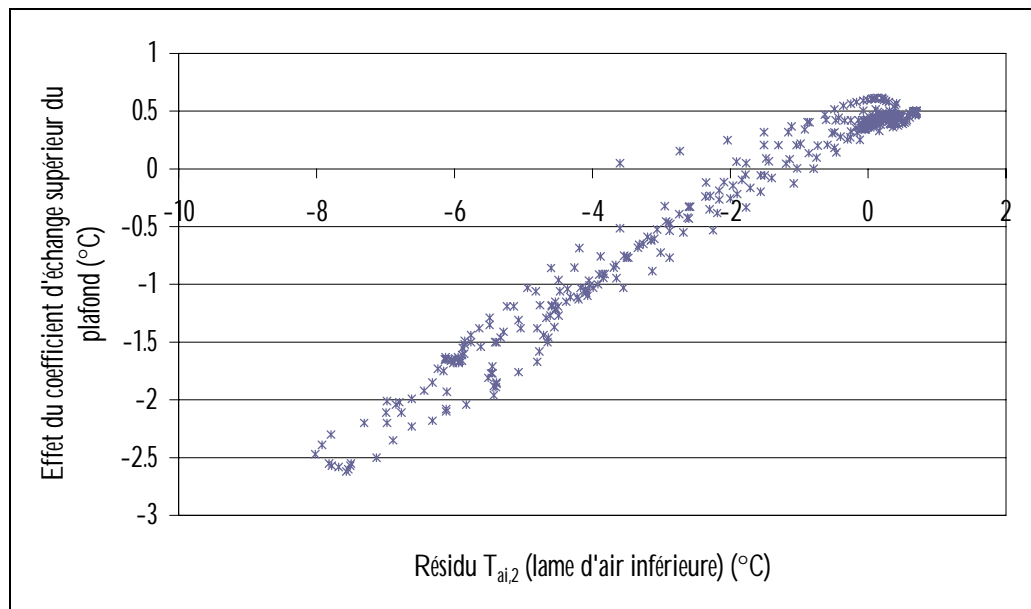


Figure 63 : Mise en évidence d'une corrélation linéaire entre l'effet du coefficient d'échange convectif de la face supérieure du plafond et du résidu de température d'air de la lame d'air inférieure

6.2.4.2. Amélioration du modèle

Afin de mieux prendre en compte les transferts convectifs dans la lame d'air inférieure, au travers des coefficients d'échanges convectifs, nous proposons de déterminer un jeu de valeurs convenables. Pour cela, plutôt que d'utiliser une procédure d'optimisation, dont le temps de mise en œuvre était dans notre cas prohibitif²², nous avons procédé en deux étapes :

1. *Réalisation d'un plan d'expériences*

Nous avons suivi un plan factoriel complet à cinq paramètres (les quatre coefficients d'échange convectifs des faces inférieures du PMR et celui de la face supérieure du plafond) en considérant les niveaux suivants :

- *Coefficients d'échanges des faces inférieures du PMR : {0,2 ; 0,6 ; 1}*
- *Coefficient d'échange de la face supérieure du plafond : {1 ; 1,4 ; 1,8 ; 2,2 ; 2,6 ; 3}*

²² Il faut approximativement un mois de calcul pour une procédure à l'aide d'algorithmes génétiques.

Compte tenu de ces données, il est nécessaire d'effectuer 486 simulations afin de tester l'ensemble des combinaisons possibles de ces valeurs.

L'évolution des niveaux ci-dessus (valeurs) sont issus de l'analyse des effets principaux concernant la température de lame d'air inférieure. En effet, on constate que pour améliorer le résidu, il est nécessaire de diminuer les coefficients d'échanges convectifs des faces inférieures du PMR et d'augmenter celui de la face supérieure du plafond, en conformité avec le sens physique. De plus, une étude bibliographique réalisée par Duta [Duta, 1998] montre que les études en convection naturelle sur les lames d'air inclinées et les plaques inclinées mènent à des coefficients d'échange très variables, les valeurs variant dans l'intervalle $[0,22 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1} ; 6,18 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}]$ pour un régime laminaire.

A l'issue de cette procédure, nous obtenons la meilleure (en terme de minimisation du résidu) combinaison suivante :

$$\{h_{ci,h}; h_{ci,mh}; h_{ci,mb}; h_{ci,b}; h_{ci,plafond}\} = \{0,6 ; 0,6 ; 0,6 ; 0,6 ; 3\}$$

2. Mise en œuvre d'un procédure d'optimisation pour le seul coefficient d'échange convectif de face supérieure du plafond

A la suite des résultats précédents, nous avons procédé à une optimisation de la valeur du coefficient d'échange convectif de face supérieure du plafond, en utilisant une méthode basée sur un algorithme d'interpolation parabolique (intégré au code *Matlab*). Au terme de la procédure, nous avons obtenu la valeur :

$$h_{ci,plafond} = 2,88 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$$

Une vue en coupe avec indication de ces valeurs finales est proposée sur la *Figure 64*.

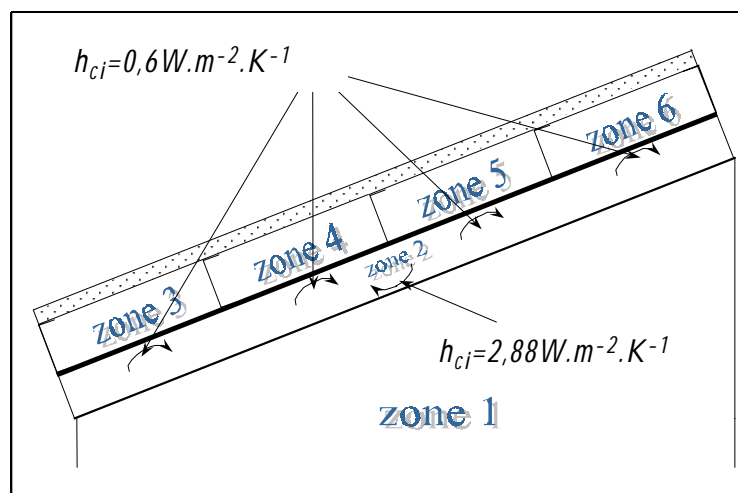


Figure 64 : Valeurs des coefficients d'échange obtenus lors de la phase de calibration

Les résidus obtenus en insérant ces nouvelles valeurs dans le modèle sont bien meilleurs, en particulier au niveau de la température d'air des zones 1 et 2. Pour les zones 3, 4, 5 et 6, il n'y a pas de changement significatif. Nous présentons ainsi sur les figures 65 et 66 uniquement les résidus des zones 1 et 2. Les caractéristiques associées sont consignées dans le *Tableau 15*

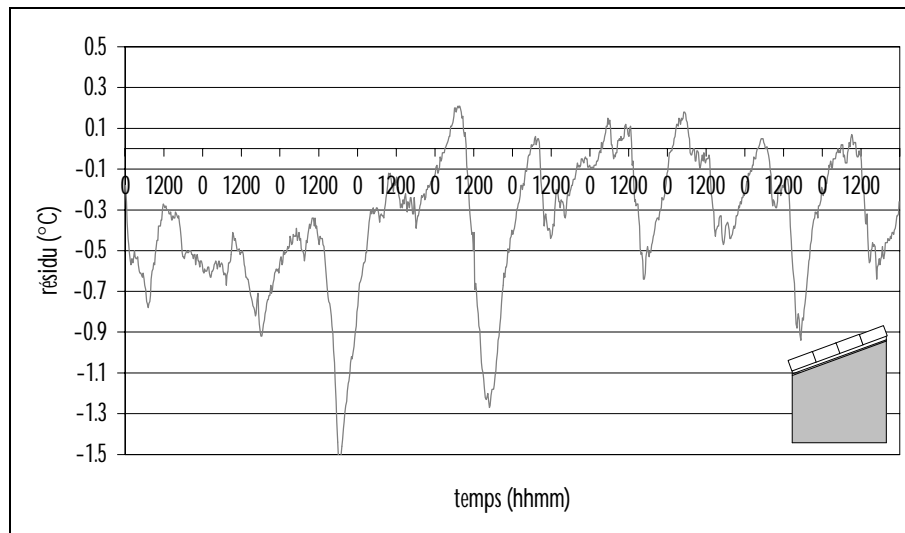


Figure 65 : Résidus (mesure - modèle) de la température d'air de la zone 1 après modification des coefficients d'échange convectifs

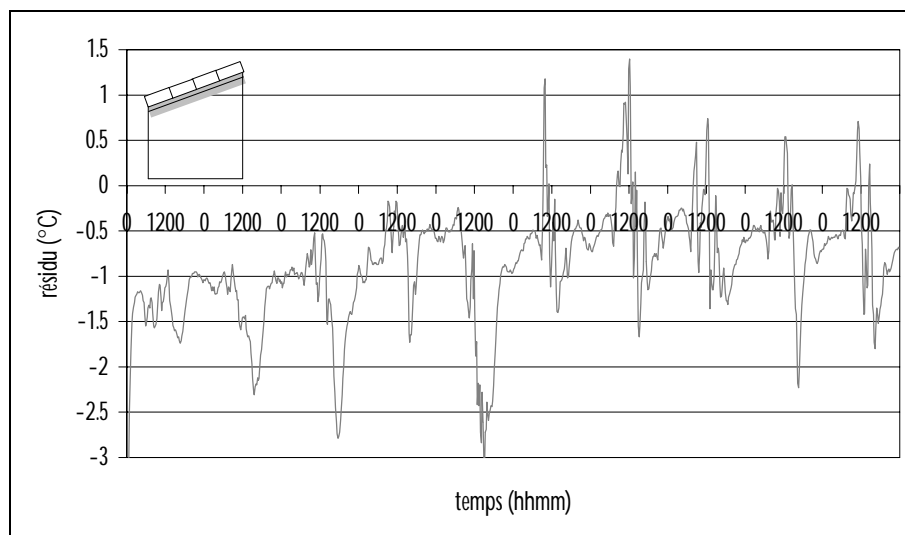


Figure 66 : Résidus (mesure - modèle) de la température d'air de la zone 2 après modification des coefficients d'échange convectifs

Cependant, nous pouvons remarquer sur ces figures et à l'aide des caractéristiques présentées que les résidus ne sont pas de moyenne proche de la valeur nulle. Cette remarque étant valable non pas pour un seul, mais pour l'ensemble des

résidus, il semble que cet effet, si tant est qu'il soit lié à la méconnaissance d'un paramètre, soit dû à un paramètre influent commun. Or, après analyse des effets principaux, il semble qu'il n'y ait pas de paramètre commun dont l'effet soit en particulier de diminuer à la fois l'écart pour la température d'air de la zone 1 (enceinte) et celle de la zone 2 (lame d'air inférieure).

	<i>Résidu Tai,1</i>	<i>Résidu Tai,2</i>
Moyenne	-0,35	-0,85
Ecart-Type	0,32	0,56
Variance	0,11	0,31
Minimum	-1,45	-2,79
Maximum	0,46	1,17

Tableau 15 : Caractéristiques des résidus obtenus après modification des coefficients d'échange convectifs

Notre attention se porte alors vers un modèle qui affecte à la fois les deux températures et produit un effet de translation, le modèle de température du ciel. Garde [Garde, 1997], lors de la validation expérimentale d'un modèle d'enveloppe en environnement naturel a constaté l'effet de translation que produisait le choix de la constante affectée à un modèle simple, donnant la température du ciel comme étant la température d'air à une constante près ($T_c = T_{ae} - K$). A l'issue d'une analyse de sensibilité (un facteur à la fois) sur la valeur de la constante ($K=0$, $K=6$ et $K=10$), il a adopté le modèle $T_c = T_{ae} - 6$ pour sa phase de validation expérimentale. Les résidus obtenus ont alors été significativement améliorés.

Nous nous proposons d'avoir la même approche, notre hypothèse étant que le choix de la constante est conditionné par les effets du sol. En effet, suite à la mise en évidence de son effet important, les simulations effectuées en imposant la valeur mesurée ont semblé avoir un effet de translation sur les températures considérées. Pour vérifier cette hypothèse, nous avons effectué trois simulations :

1. *Une simulation lors de laquelle la température du sol n'est pas imposée, le modèle de température du ciel étant $T_c = T_{ae} - 6$*
2. *Une simulation lors de laquelle la température du sol est imposée, le modèle de température du ciel étant $T_c = T_{ae} - 6$*
3. *Une simulation lors de laquelle la température du sol est imposée, le modèle de température du ciel étant $T_c = T_{ae} - 10$*

Les résidus obtenus pour les températures d'air des zones 1 et 2 pour la deuxième simulation sont proposés sur les figures 65 et 66 précédentes ; les résidus des deux autres simulations sont illustrés au travers des figures 67 à 70.

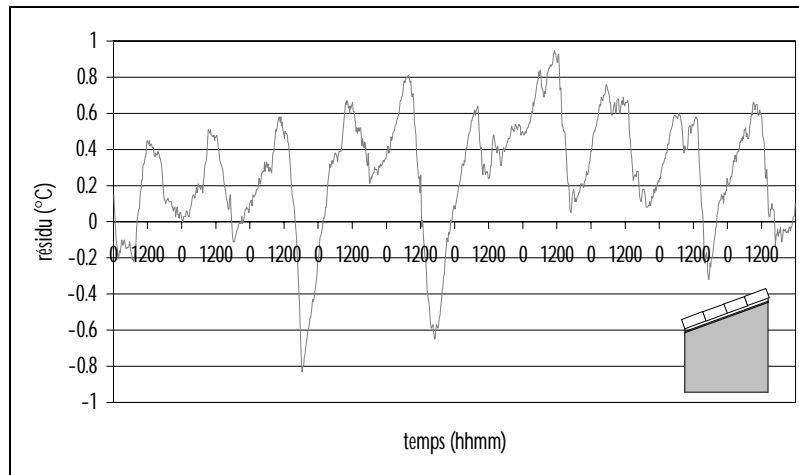


Figure 67 : Résidu (mesure - modèle) de la température d'air de la zone 1, la température du sol n'étant pas imposée et le modèle de température du ciel étant $T_c=T_{ae}-6$

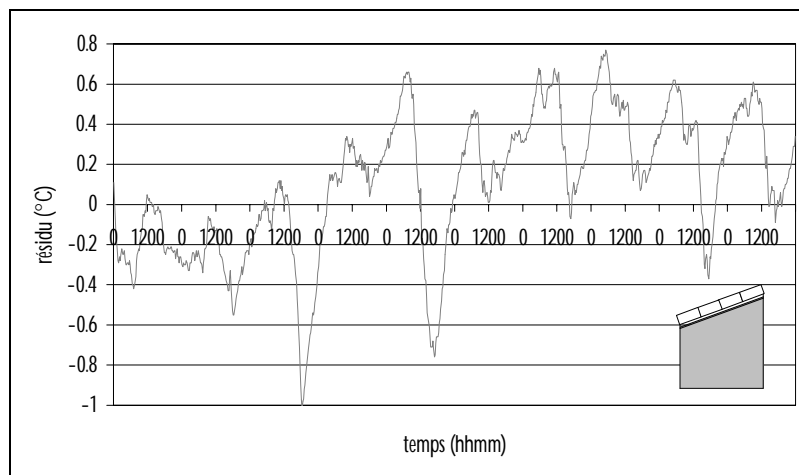


Figure 68 : Résidu (mesure - modèle) de la température d'air de la zone 1, la température du sol étant imposée et le modèle de température du ciel étant $T_c=T_{ae}-10$

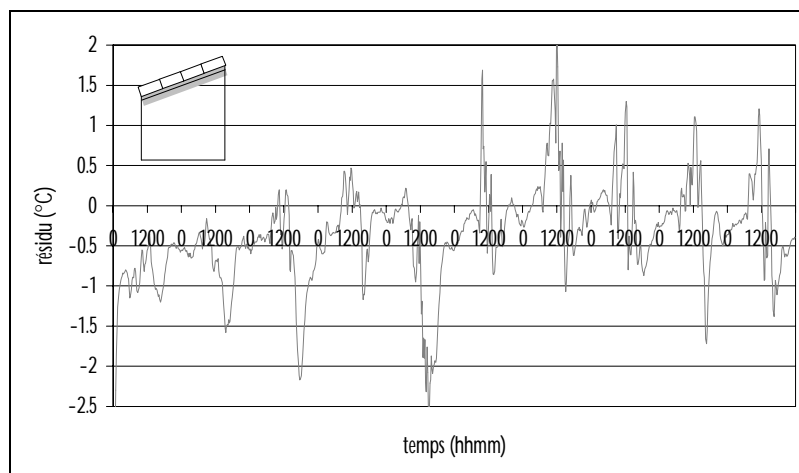


Figure 69 : Résidu (mesure - modèle) de la température d'air de la zone 2, la température du sol n'étant pas imposée et le modèle de température du ciel étant $T_c=T_{ae}-6$

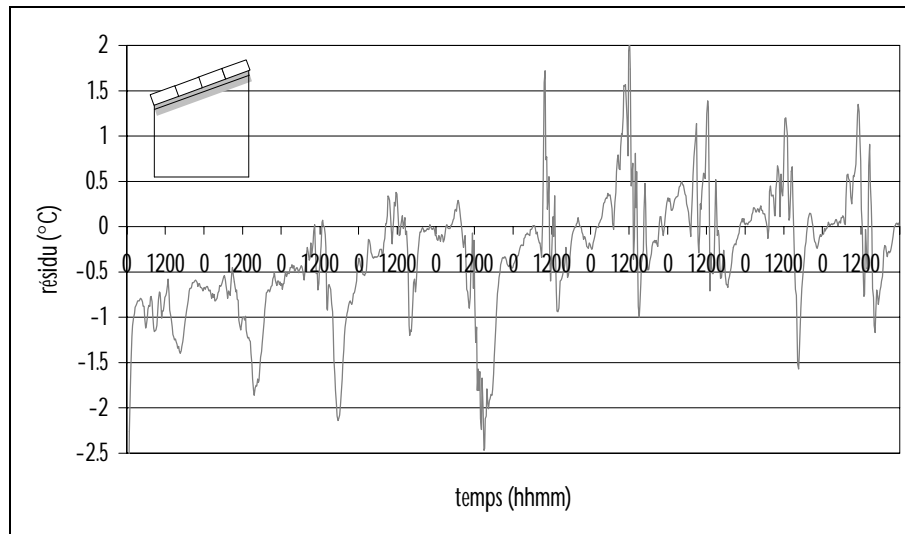


Figure 70 : Résidu (mesure - modèle) de la température d'air de la zone 2, la température du sol étant imposée et le modèle de température du ciel étant $T_c = T_{ae} - 10$

Comme le montrent les figures, les résidus sont très similaires, ce qui tend à corroborer notre hypothèse. De plus, les résidus obtenus dans les deux cas précédents sont très convenables, ce qui illustre le caractère très relatif à un modèle donné de l'analyse des résidus. Seule une visualisation de l'ensemble des comparaisons modèle/mesures (températures d'air et de surfaces) pour le bâtiment donné permet de mettre en évidence une telle erreur. Lors de la mise en place d'une expérimentation, il faut en conséquence démultiplier les points de mesure, au maximum des possibilités.

6.2.5. CORROBORATION DU MODELE

Le modèle que nous venons d'obtenir fournit des résultats convenables sur la séquence de mesures considérée. Il nous faut cependant vérifier que les prédictions sont encore valables pour une autre séquence climatique, afin de juger de sa fiabilité.

Pour cela, nous avons effectué une simulation sur une séquence de neuf jours du mois d'avril 2002, dont les conditions climatiques sont reportées en annexe 2. Une nouvelle confrontation des prédictions du code à la mesure est alors effectuée ; les résidus observés pour les températures des zones 1, 2 et 5 (ceux des zones 3,4 et 6 sont très similaires) sont proposés sur les figures 71 à 73. Les données statistiques des résidus des températures des zones 1 et 2 sont consignées dans le *Tableau 16*.

	<i>Moyenne (°C)</i>	<i>Ecart-type (°C)</i>	<i>Variance (°C)</i>	<i>Minimum (°C)</i>	<i>Maximum (°C)</i>
Résidu Tai,1	-0,03	0,29	0,08	-0,75	0,55
Résidu Tai,2	-0,4	0,53	0,28	-1,97	1,78

Tableau 16 : Données statistiques des résidus des températures d'air des zones 1 et 2 obtenues lors de la phase de corroboration du modèle

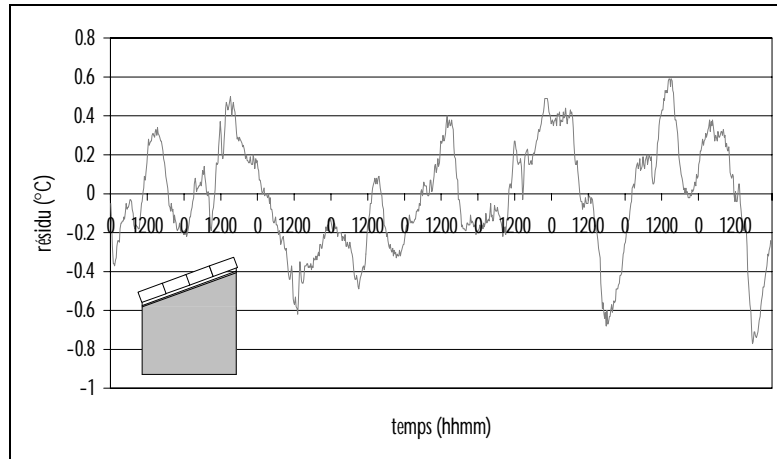


Figure 71 : Résidu (mesure - modèle) de la température d'air de la température de l'enceinte (zone 1)

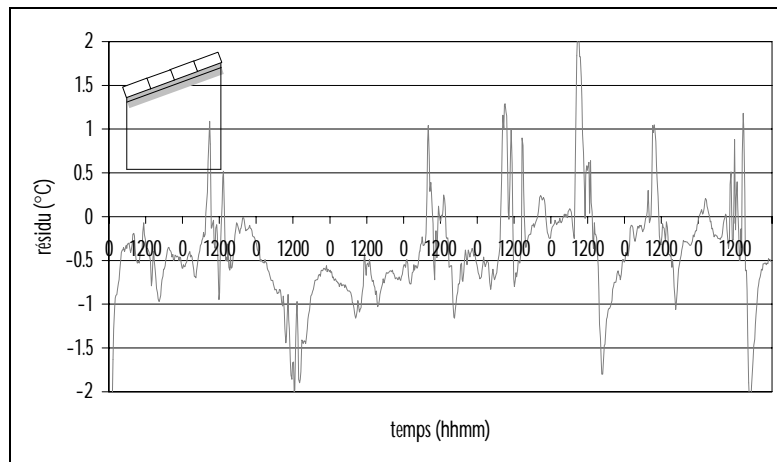


Figure 72 : Résidu (mesure - modèle) de la température d'air de la lame d'air inférieure (zone 2)

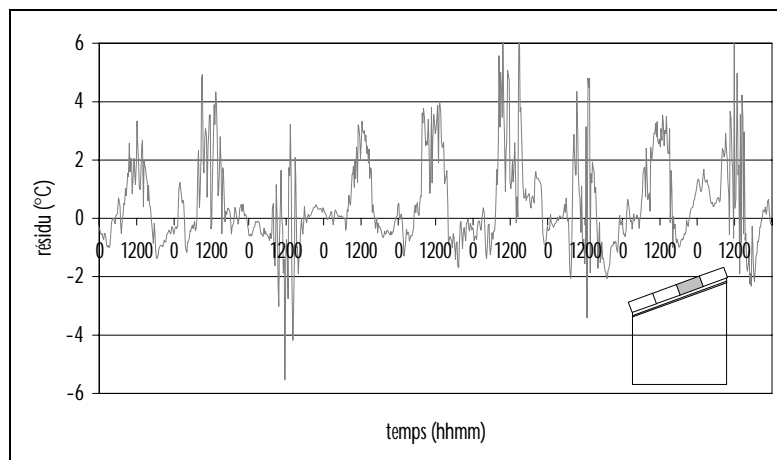


Figure 73 : Résidu (mesure - modèle) de la température d'air de la lame d'air supérieure (zone 5)

Nous constatons que les prédictions du code (la température du sol étant imposée) sont encore conformes à nos critères de validité. En conséquence, nous pouvons juger notre modèle valide à l'issue de notre démarche.

7. SYNTHÈSE

Nous avons abordé dans ce chapitre l'évaluation des prédictions du modèle que nous avons développé. Cette étape fondamentale constitue la validation globale de logiciels, dans la mesure où elle englobe une phase de vérification du code de calcul et une phase de validation expérimentale, dans laquelle intervient plus spécifiquement le modèle.

L'équipe Génie Civil et Thermique de l'Habitat du Laboratoire de Génie Industriel auquel j'appartiens a une forte expérience de la validation des codes de calcul et s'est impliquée dans la mise en place d'une méthodologie de validation expérimentale. L'ayant utilisée pour valider des modèles d'enveloppes le plus souvent monozones, elle s'est illustrée par la validité des résultats qu'elle a permis d'obtenir.

Compte tenu de notre modélisation multizone, nous avons adapté cette méthodologie en proposant l'intégration d'une étape de forçage, dans laquelle il est possible de déterminer en particulier les couplages interzones du modèle. Il est ainsi possible d'avoir une première approche de la manière dont sont régies les températures des différentes zones du bâtiment. Cette technique peut également être utilisée pour diagnostiquer un modèle élémentaire, en rapprochant au plus près les conditions aux limites expérimentales.

A l'issue de la mise en place de cette méthodologie, nous avons effectué une simulation préliminaire lors de laquelle nous avons sélectionné le modèle le plus adapté pour les transferts convectifs dans les lames d'air et également les critères de validité de notre modèle. Compte tenu des conditions expérimentales en environnement naturel, le modèle convectif de Heat a semblé le plus satisfaisant en terme de dynamique des températures. Les critères de validité du modèle ont également été définis, en particulier en tenant compte des grandes variations des températures des lames d'air supérieures observées.

L'application de la méthodologie a fait ressortir les éléments essentiels suivants :

1. Erreur de modèle lié au coefficient d'échange extérieur par convection :

Suite à l'observation de l'incohérence des prédictions du code sur deux de nos supports expérimentaux en environnement naturel, nous avons mis en évidence une prise de mesure incorrecte de la vitesse du vent sur site. Inévitablement, cette incorrection s'est répercutée sur le modèle en engendrant une erreur de modèle.

Cependant, ce n'est pas la corrélation utilisée initialement qui est remise en cause, mais bien la prise de mesure du paramètre climatique « vitesse de vent ».

Suite à cette constatation, nous avons recréé une corrélation donnant le coefficient d'échange par convection à l'extérieur en fonction de la vitesse du vent. Les résultats sont relativement corrects, mais il subsiste des erreurs, dues en particulier à la mesure de la vitesse du vent (difficulté de l'obtention d'une corrélation linéaire).

2. Mise en évidence de l'importance de l'effet du sol et des transferts convectifs dans la lame d'air inférieure

L'analyse de sensibilité paramétrique a conforté les éléments préliminaires donnés par l'étape de détermination des couplages interzones en utilisant la technique du forçage. Elle a en particulier orienté notre attention vers l'effet du sol, au travers de sa capacité thermique et des transferts convectifs en lame d'air inférieure, au travers du flux convectif à travers le plafond.

Suite à ces remarques, nous avons proposé d'une part d'imposer la température du sol à la valeur mesurée et d'autre part de déterminer les coefficients d'échange convectifs intérieurs de la lame d'air inférieure en utilisant dans un premier temps un plan d'expériences et ensuite une procédure d'optimisation classique. Au terme de 486 simulations, une combinaison de ces paramètres a été déterminée, dont l'élément le plus marquant est la valeur du coefficient d'échange convectif de la face supérieure du plafond. En effet, ce dernier est relativement élevé, $2.88\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$, ce qui est conforme aux données de la littérature.

3. Mise en évidence d'une relation entre l'effet du sol et le modèle de température du ciel

Les paramètres déterminés dans l'étape précédente ont permis d'améliorer significativement les résidus des températures d'air des différentes lames d'air et de l'enceinte. Cependant, nous avons constaté que la moyenne de ces résidus n'était pas proche de la valeur nulle. Nous avons donc cherché, au travers des résultats de l'analyse de sensibilité paramétrique, si un paramètre avait une influence simultanée sur les températures d'air de l'enceinte et de la lame d'air inférieure permettant d'expliquer ce phénomène. La recherche au niveau des effets principaux n'ayant rien donné, nous avons été amené à reconsidérer le modèle donnant la température du ciel comme étant la température d'air à une constante près, dont l'effet a été identifié comme une translation des températures d'air. Nous avons en particulier remarqué que la valeur de la constante est liée à la prise en compte de l'effet du sol. Nous avons en conséquence modifié la constante (valeur initiale 6 et valeur modifiée 10) et obtenu des résidus plus convenables.

La modification du modèle en tenant compte des éléments ci-dessus a permis de mettre en évidence, lors d'une étape de corroboration, la validité (selon nos critères de

jugement) des prédictions du modèle. Ainsi, au départ d'une autre séquence expérimentale (avril 2002), nous avons déterminé des résidus satisfaisants.

Afin d'illustrer, en terme de conclusion à ce chapitre, la validité des prédictions de notre modèle, nous proposons sur les figures 74 et 75 les résidus de la température d'air de la lame d'air inférieure et de l'enceinte sur une séquence de douze jours du mois d'août 2002, dont les conditions climatiques sont reportées en annexe 2. Cette séquence est intéressante, dans la mesure où elle est représentative de conditions hivernales à La Réunion, le mois de février étant de saison estivale et le mois d'avril correspondant à l'intersaison. La encore, les prédictions sont conformes à nos critères de jugement, ce qui conforte la fiabilité du modèle développé.

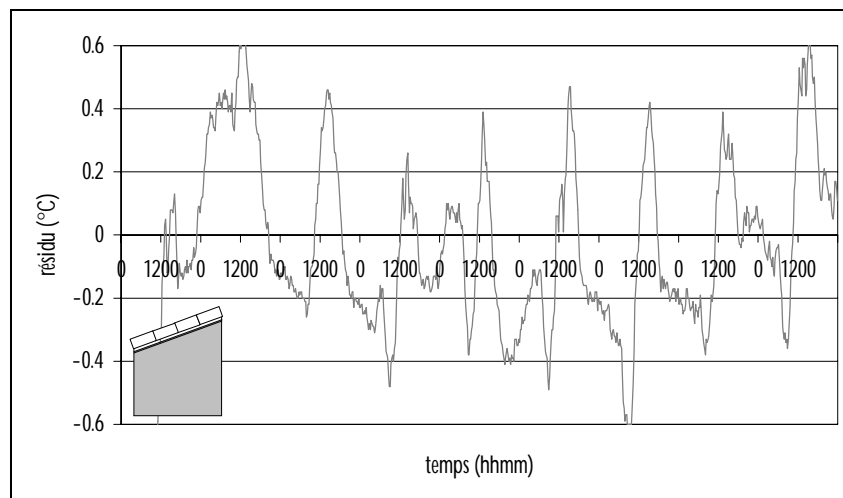


Figure 74 : Résidus (mesure - modèle) de la température d'air de l'enceinte (zone 1) pour la séquence du mois d'août 2002 (12 jours)

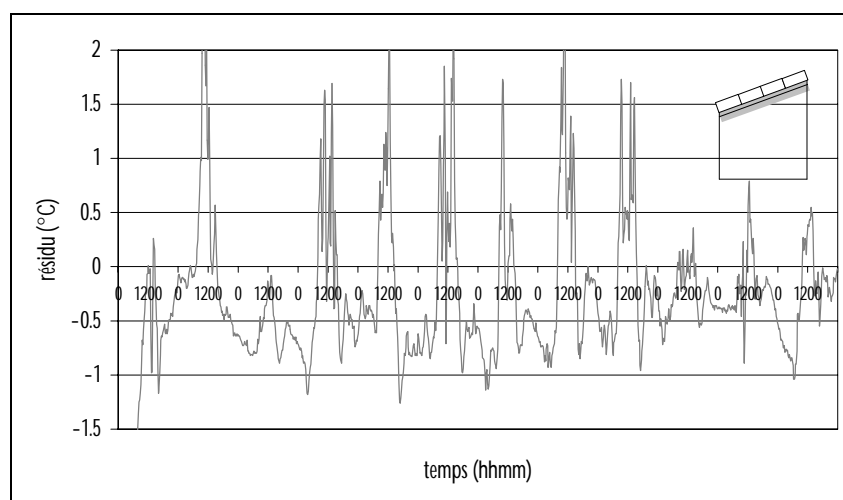
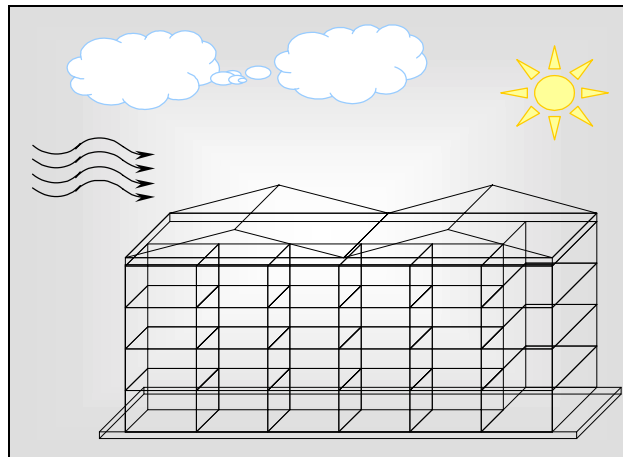


Figure 75 : Résidus (mesure - modèle) de la température d'air de la lame d'air inférieure (zone 2) pour la séquence du mois d'août 2002 (12 jours)

Chapitre V



APPLICATIONS RELATIVES A LA CONCEPTION THERMIQUE DES ENVELOPPES

Nous appliquons dans ce dernier chapitre les outils que nous avons mis en place à des considérations liées à la conception thermique des bâtiments. Cette dernière est en effet importante dans les régions à climat tropical humide tel que celui de La Réunion et plus généralement des Départements d'Outremer. Dans ce cadre, un label de qualité des enveloppes a été élaboré, dont l'ambition est de fournir des règles expertes destinées à améliorer la conception bioclimatique des bâtiments : le label ECODOM. Les prescriptions de ce label sont consignées dans un document de référence, d'utilisation simple, et permettent d'améliorer la ventilation naturelle et la protection solaire des bâtiments. Sur ce dernier point, il nous semble important d'apporter des éléments tendant à combler la lacune manifeste qui concerne l'utilisation des PMR en climat tropical humide. C'est la raison pour laquelle ce chapitre traite des performances thermiques de complexes de toitures incluant des produits minces réfléchissants, obtenues au départ de données expérimentales.

Sommaire

1. INTRODUCTION	214
2. METHODOLOGIE	214
3. LES CELLULES EXPERIMENTALES ISOTEST	216
3.1. Description	216
3.2. Instrumentation	217
4. ANALYSE ET EXPLOITATION DES MESURES	218
4.1. Démarche	218
4.2. Détermination de la protection solaire et de la performance thermique du complexe de toiture	223
4.2.1. Profil des températures et des flux thermiques du complexe de toiture	223
4.2.2. Facteur de transmission solaire du complexe de toiture	227
4.2.3. Conductance apparente du complexe de toiture	229
4.3. Étude comparative à l'aide des supports à échelle réduite	230
4.3.1. Calibration des supports expérimentaux	230
4.3.2. Caractéristiques thermiques comparatives	232
5. CONCLUSIONS	238

Liste des figures

Figure 1 : Synoptique de la méthodologie	216
Figure 2 : Les cellules ISOTEST sur la plate-forme expérimentale	217
Figure 3 : Emplacements et types des capteurs des complexes de toiture des cellules ISOTEST	218
Figure 4 : Ensoleillement direct et diffus pour la journée-type J1	220
Figure 5 : Vitesse et direction du vent pour la journée-type J1	220
Figure 6 : Ensoleillement direct et diffus pour la journée-type J2	220
Figure 7 : Vitesse et direction du vent pour la journée-type J2	221
Figure 8 : Ensoleillement direct et diffus pour la journée-type J3	221
Figure 9 : Vitesse et direction du vent pour la journée-type J3	221
Figure 10 : Démarche d'exploitation des mesures	222
Figure 11 : Allure des flux thermiques à travers le complexe de toiture pour le jour J1 – cellule LGI	223
Figure 12 : Comparaison des flux thermiques transmis à travers la tôle ; un capteur placé au droit d'une panne en acier galvanisé permet de visualiser l'effet de pont thermique	224
Figure 13 : Ecart de température de surface de la tôle généré par l'effet de pont thermique ; l'écart est positif ce qui signifie que la température de surface au droit du pont thermique est moins élevée	225
Figure 14 : Températures des éléments constitutifs du complexe de toiture de la cellule LGI	225
Figure 15 : Allure des flux thermiques dans le complexe de toiture pour des conditions hivernales (J2)	226
Figure 16 : Profil des températures dans le complexe de toiture en conditions hivernales (J2)	227
Figure 17 : Facteur de transmission solaire pour la journée-type estivale (J1)	227
Figure 18 : Facteur de transmission solaire pour la journée-type hivernale (J2)	228
Figure 19 : Facteur de transmission solaire pour la journée-type hivernale non ventée (J3)	228
Figure 20 : Comparaison des flux thermiques transmis par le plafond pour les journées-type J1 et J3	229
Figure 21 : Conductances apparentes horaires pour les journées-type J1, J2 et J3	229
Figure 22 : Vérification de la concordance des flux thermiques	231
Figure 23 : Vérification de la concordance des températures	231
Figure 24 : Allure des flux thermiques à travers les complexes de toiture pour la journée-type J1	232
Figure 25 : Allure des flux thermiques à travers les complexes de toiture pour la journée-type J2	233
Figure 26 : Allure des températures des complexes de toiture pour la journée-type J1	234
Figure 27 : Allure des températures des complexes de toiture pour la journée-type J2	234
Figure 28 : Facteurs de transmission solaire horaires pour la journée-type J1	235
Figure 29 : Facteurs de transmission solaire horaires pour la journée-type J2	235
Figure 30 : Conductances apparentes horaires pour la journée-type J1	236
Figure 31 : Conductances apparentes horaires pour la journée-type J2	236

1. INTRODUCTION

La conception thermique des bâtiments est importante et découle de la nécessité de maîtriser l'énergie, afin de préserver les ressources énergétiques. En région insulaire, en particulier à l'île de La Réunion, cette nécessité se fait sentir d'autant que les moyens de production d'énergie sont limités.

Ceci étant, concevoir une enveloppe bioclimatique nécessite la connaissance d'une part des caractéristiques du climat et d'autre part des caractéristiques énergétiques des éléments constitutifs de l'enveloppe. Bien que de nombreux éléments soient d'ores et déjà répertoriés dans les documents à vocation réglementaire, il subsiste des situations dans lesquelles les caractéristiques recherchées sont indisponibles. C'est le cas en particulier des PMR dont nous avons rappelé les problématiques nationale et locale dans le chapitre 1.

En conséquence, il semble naturel de se donner les moyens d'une caractérisation fiable et objective ; c'est ce que nous exposons dans ce chapitre. En effet, nos éléments de réponses à la problématique des PMR incluent un environnement expérimental dédié, lequel permet la validation expérimentale de modèles (cf. chapitre 4) mais également la détermination de caractéristiques liées à la conception thermique des enveloppes. Ces dernières sont en effet importantes lors de la phase de conception d'un bâtiment et sont largement utilisées par les professionnels du domaine. Nous chercherons ainsi à proposer des indicateurs simples, choisis dans le souci de satisfaire des préoccupations immédiates. Cette démarche s'intègre dans un processus de transfert des connaissances de la recherche vers les pratiques professionnelles [Garde, 2001b].

Nous proposons ainsi deux études expérimentales complémentaires, qui exploitent les données issues de notre plate-forme expérimentale et permettent de mieux cerner les performances des PMR, en conditions de service. Nous traitons dans un premier temps des caractéristiques thermiques obtenues au départ de la cellule *LGI* et nous enchaînons avec une étude comparative sur les supports à échelle réduite, les cellules *ISOTEST*.

2. METHODOLOGIE

La problématique des produits minces réfléchissants, présentée dans le chapitre 1, met en évidence les constats suivants, à caractère réglementaire :

- *Méconnaissance de leurs performances en raison de leur faible résistance thermique*
- *Nécessité dans le contexte local de l'opération expérimentale ECODOM de connaître leurs caractéristiques thermiques*
- *Proposer une méthode d'évaluation des performances thermiques simples*
- *Nécessité d'évaluer la dégradation dans le temps des indices de performance*

A l'instar des préconisations *ECODOM*, la détermination des caractéristiques des PMR insérés en toiture doit mener à des données de référence et apporter des éléments de réponse aux questions ci-dessus. Elle doit en particulier quantifier la protection solaire et la performance thermique d'un complexe de toiture standard, afin de permettre la comparaison à une configuration de référence.

C'est dans cette optique que notre méthodologie, dans son volet expérimental, est basée sur notre plate-forme d'essais en environnement naturel, dont l'originalité est liée, comme nous l'avons mentionné, à la combinaison de supports expérimentaux à échelle réduite (environ 1/3) et d'un support à échelle 1. En effet, multiplier les tests sur un bâtiment réel pose des problèmes à la fois d'ordre pécuniaire et liés à la manutention. Il semble donc que l'association précédente soit un bon compromis.

L'utilisation de ces deux types de supports expérimentaux permet par ailleurs de déterminer les caractéristiques souhaitées en conditions réalistes d'utilisation, grâce au support à échelle 1, mais également une comparaison objective, à l'aide des supports à échelle réduite.

En outre, deux grandeurs sont intéressantes pour qualifier les performances du complexe de toiture selon les critères précédents ; il s'agit du facteur de transmission solaire (FTS) [Millet, 1988], qui donne une information simple et intuitive de la protection solaire du complexe de toiture et de sa conductance apparente globale K_{app} , qui quantifie sa performance thermique. Par ailleurs, ces deux grandeurs constituent des critères connus de performance de parois. Ainsi, dans le cadre d'*ECODOM* par exemple, un FTS est jugé satisfaisant s'il est strictement inférieur à **0,014** et une conductance apparente si elle avoisine **0,5W.m⁻¹.K⁻¹**.

La méthodologie utilisée est donc basée sur des mesures en environnement réel, lesquelles vont mener à la détermination du FTS et de la conductance apparente du complexe de toiture (cf. : *Figure 1*). De plus, les supports expérimentaux offrent la possibilité d'études comparatives et permettent notamment la comparaison des grandeurs précédentes à celles obtenues pour une configuration de référence. Cette dernière consiste en un complexe de toiture tôle/lame d'air/plafond, dépourvu de toute

isolation thermique. Cette dernière est courante à La Réunion et engendre des sensations d'inconfort manifeste.

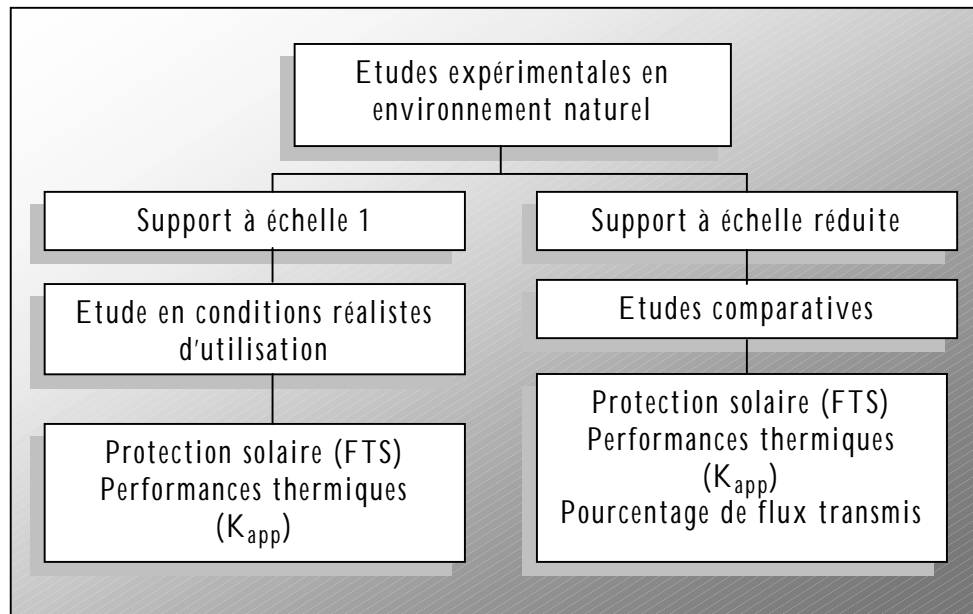


Figure 1 : Synoptique de la méthodologie

3. LES CELLULES EXPERIMENTALES ISOTEST

3.1. Description

Les cellules expérimentales *ISOTEST* constituent des bancs d'essais permettant de tester les complexes de toiture incluant des isolants thermiques ou des procédés d'isolation thermique.

De faibles dimensions (volume intérieur d'environ $0,3m^3$), elles sont conçues de manière à placer le complexe de toiture à caractériser dans les conditions les plus défavorables pour une évaluation en conditions extrêmes de ses performances. Elles sont en effet dotées d'une toiture de couleur noire, pour une absorption maximale du rayonnement solaire, couplée à l'absence de ventilation de leur partie inférieure. Cette dernière est également thermiquement isolée au moyen de mousse polyuréthane d'une épaisseur de 4cm.

De plus, l'herméticité des cellules a été effectuée avec soin, ce qui assure qu'elles ne subissent que l'influence de phénomènes thermiques. Sur ce point spécifique, il est à noter que les cellules ont été réalisées sur une base d'enceinte de chambres froides, dont l'étanchéité doit être irréprochable.

Au nombre de quatre, elles autorisent des études comparatives entre différents procédés d'isolation thermique, ce qui permet d'évaluer la valeur relative des composants testés.

Une vue d'ensemble des cellules implantées sur la plate-forme est proposée sur la Figure 2.

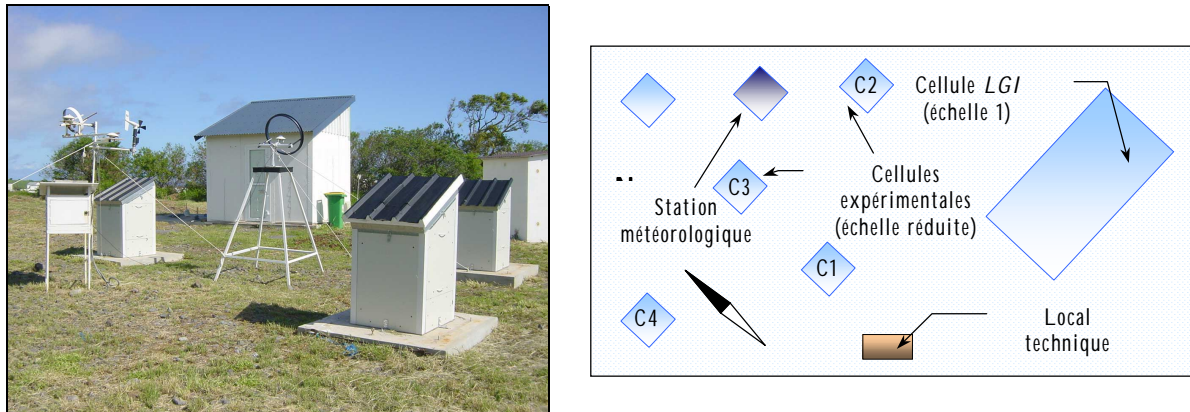


Figure 2 : Les cellules ISOTEST sur la plate-forme expérimentale

Les cellules ont été référencées de C1 à C4 ; elles sont bien entendu toutes identiques pour leur partie inférieure et ne diffèrent donc que par leur complexe de toiture. Le détail de ces derniers est reporté dans le Tableau 1.

	Cellule	Constitution
Enceinte	C1 à C4	Panneaux multicouches tôle 1mm / mousse polyuréthane 40mm / tôle 1mm
	C1	tôle 1mm / lame d'air 116mm/placoplâtre 8mm
toiture	C2	tôle 1mm /PMR épais 8mm/placoplâtre 8mm
	C3	tôle 1mm /mousse polyuréthane 40mm/tôle 1mm
	C4	tôle 1mm /PMR mince <1mm/placoplâtre 8mm

Tableau 1 : Constitution des cellules ISOTEST

3.2. Instrumentation

De même que la cellule LGI, les cellules ISOTEST font l'objet d'une instrumentation détaillée, que ce soit au niveau de l'enceinte que du complexe de toiture. Un soin particulier a été apporté au fait que les capteurs doivent être localisés de manière identique pour toutes les cellules. Nous sommes ainsi assurés de pouvoir comparer objectivement les valeurs issues de capteurs analogues dans des cellules différentes. L'instrumentation de l'enceinte des cellules est semblable à celle de la cellule LGI, à savoir, capteurs de mesure de l'ensemble des températures de surface des différentes parois et des températures d'air et radiante moyenne de l'enceinte.

Le complexe de toiture est quant à lui légèrement différent dans la mesure où la charpente est réduite compte tenu des faibles dimensions. Le détail de sa constitution est reporté en annexe 1. De même, l'emplacement et les types de capteurs insérés dans la toiture sont illustrés sur la *Figure 3*. Il est à rappeler que ces dispositions sont identiques pour l'ensemble des cellules, y compris celles dépourvues d'isolation thermique de toiture.

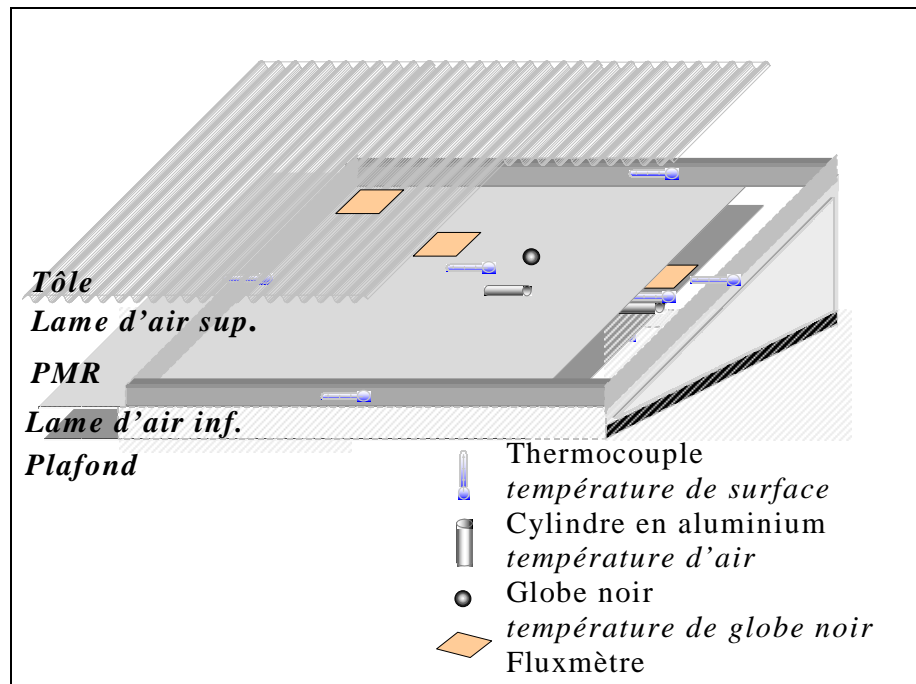


Figure 3 : Emplacements et types des capteurs des complexes de toiture des cellules ISOTEST

4. ANALYSE ET EXPLOITATION DES MESURES

4.1. Démarche

Deux étapes sont nécessaires pour atteindre nos objectifs :

- *Exploitation des mesures issues de la cellule LGI afin de déterminer le facteur de transmission solaire et la conductance apparente du complexe de toiture d'un bâtiment réaliste*
- *Exploitation des mesures issues des cellules ISOTEST en vue de déterminer les performances thermiques comparatives d'un complexe de toiture incluant un PMR et d'une toiture de référence, constituée dans notre cas d'un complexe tôle/lame d'air/plafond (C1).*

Au préalable, il est nécessaire de définir des journées-type, dont les critères de sélection sont liés au climat. La Réunion est située par 21° de latitude Sud et 55° de longitude Est. Son climat général est de type tropical humide. On distingue une saison sèche (Mai à Octobre), où prédomine un courant d'alizés plutôt froid et sec et une saison des pluies (Novembre à Avril) plus chaude et plus humide avec des vents d'intensité moindre et de direction plus fluctuante. L'île peut alors subir l'influence de perturbations cycloniques.

Fort de ces considérations, trois journées-type sont retenues :

- *La première (J1) est une journée estivale, caractérisée par un fort ensoleillement, pouvant atteindre 1000W.m⁻² et un vent faible*
- *La seconde (J2) est une journée hivernale ventée, combinant un faible ensoleillement et un vent de vitesse soutenue*
- *La troisième (J3) est une journée hivernale non ventée, avec un ensoleillement moins intense et une faible vitesse de vent*

Un récapitulatif de ces journées-type est présenté dans le *Tableau 2*.

Afin d'illustrer les conditions climatiques de ces journées-type, nous présentons au travers des figures 4 à 9 les courbes d'ensoleillement et de vitesse et direction du vent²³.

<i>Journée-type</i>	<i>Conditions climatiques</i>	<i>Données climatiques</i>
<i>J1 jour julien n°49 (février 02)</i>	Fort ensoleillement et vent faible	Ensoleillement moyen : 332 W.m ⁻² Vitesse moyenne de vent : 0.94 m.s ⁻¹
<i>J2 jour julien n°159 (juin 02)</i>	Faible ensoleillement et vent fort	Ensoleillement moyen : 188,6 W.m ⁻² Vitesse moyenne de vent : 3,6 m.s ⁻¹
<i>J3 jour julien n°135 (mai 02)</i>	Faible ensoleillement et vent faible	Ensoleillement moyen : 198,4 W.m ⁻² Vitesse moyenne de vent : 0,7 m.s ⁻¹

Tableau 2 : Sélection des journées-type

²³ La référence (0°) est prise pour un vent de secteur nord

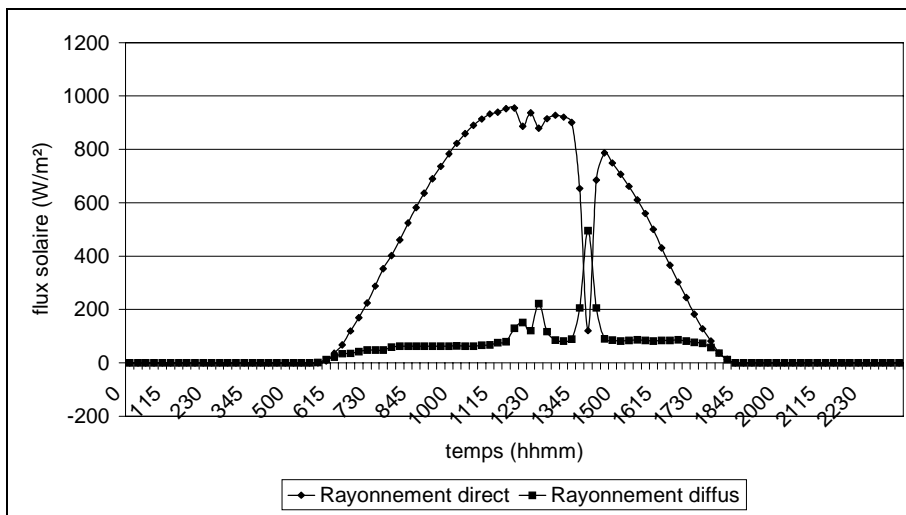


Figure 4 : Ensoleillement direct et diffus pour la journée-type J1

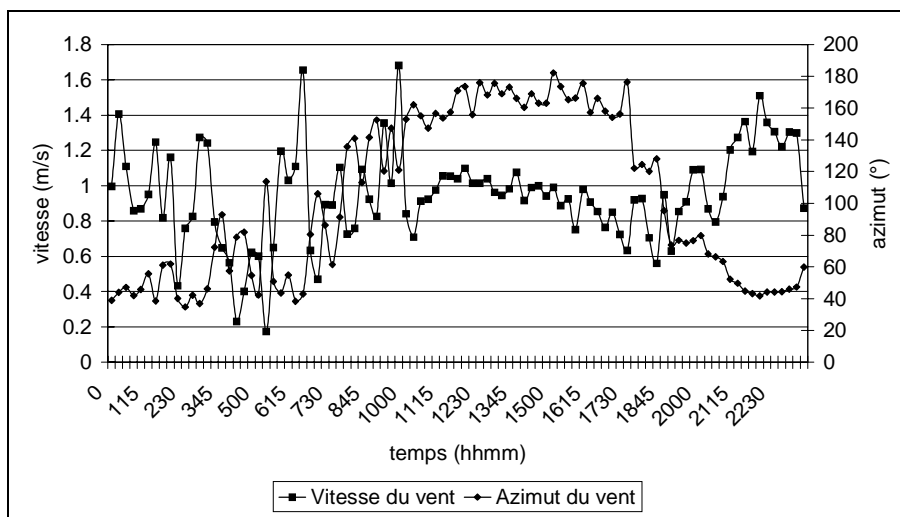


Figure 5 : Vitesse et direction du vent pour la journée-type J1

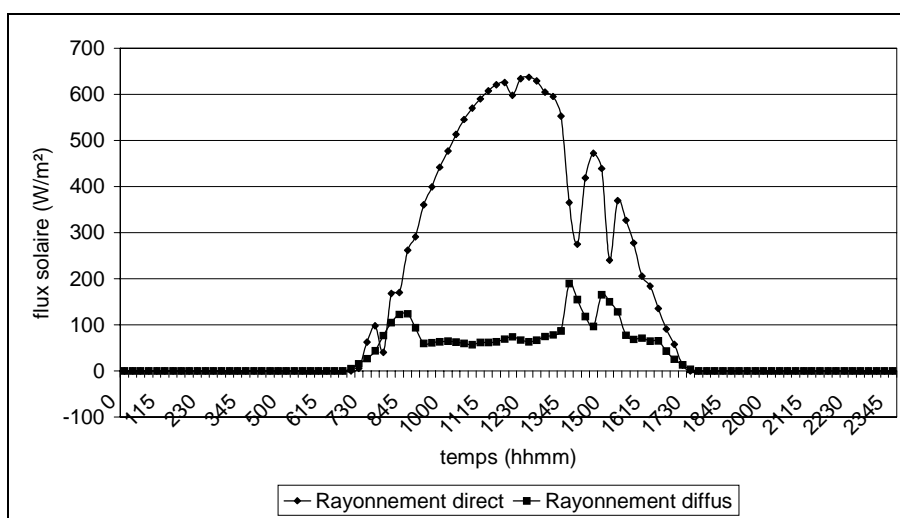


Figure 6 : Ensoleillement direct et diffus pour la journée-type J2

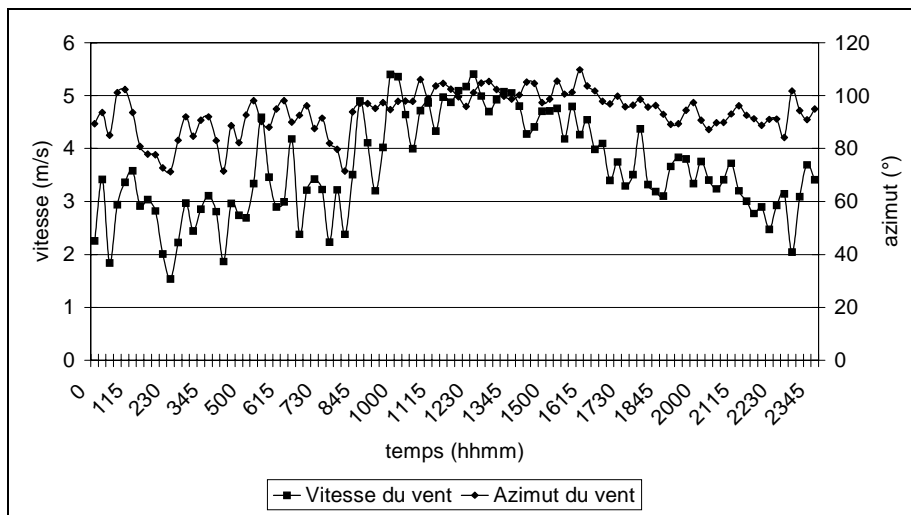


Figure 7 : Vitesse et direction du vent pour la journée-type J2

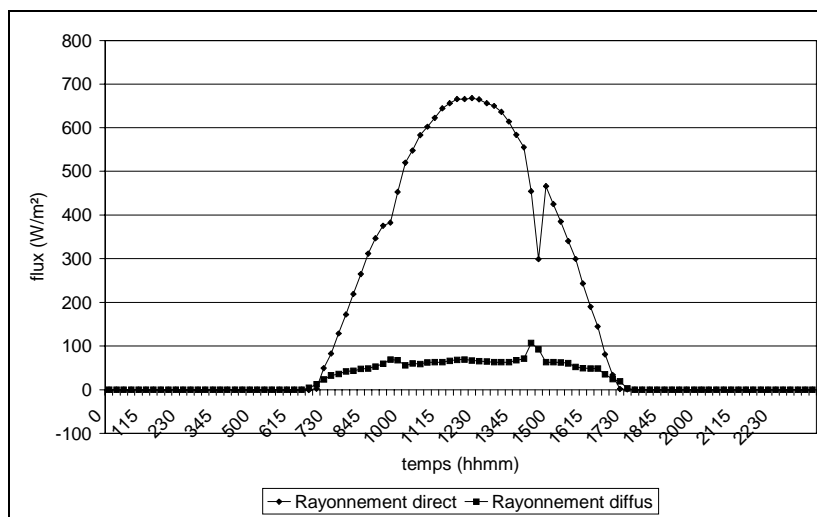


Figure 8 : Ensoleillement direct et diffus pour la journée-type J3

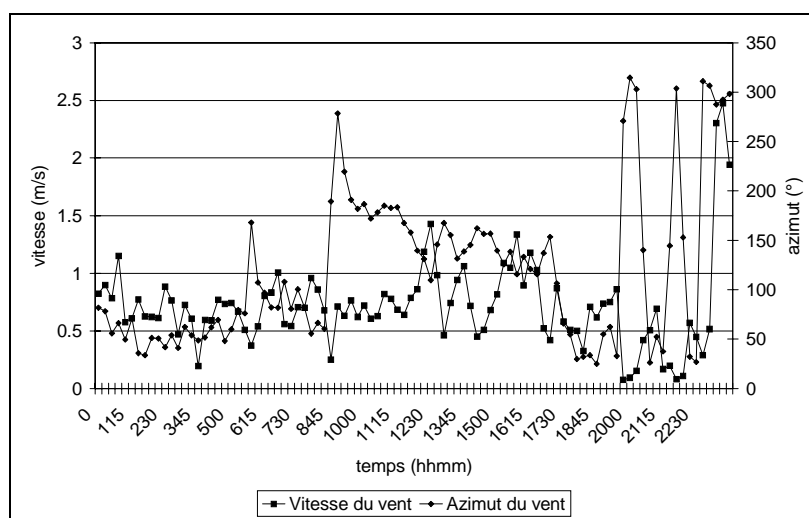


Figure 9 : Vitesse et direction du vent pour la journée-type J3

Sur la *Figure 7*, il est intéressant de remarquer que la direction du vent est approximativement constante, avec une valeur de l'ordre de 100°. Ceci est caractéristique d'un régime d'alizé soutenu de secteur est/sud-est, avec une vitesse de vent de l'ordre de 5m/s en milieu de journée.

Afin de quantifier les performances du complexe de toiture testé, deux grandeurs sont calculées : le facteur de transmission solaire (FTS), directement lié à l'ensoleillement incident sur la toiture selon la relation suivante :

$$FTS = \frac{\varphi_{transmis}}{\varphi_{incident}}$$

avec

$$\begin{cases} \varphi_{transmis} : \text{densité de flux thermique transmise par le complexe de toiture} \\ \varphi_{incident} : \text{densité de flux solaire incidente sur la couverture de la toiture} \end{cases}$$

Le *FTS* fournit une évaluation de la protection solaire du complexe de toiture. En complément de cette information, une conductance apparente est également déterminée, selon la relation :

$$K_{app} = \frac{\varphi_{transmis}}{\Delta T_c}$$

avec

$$\begin{cases} K_{app} : \text{conductance apparente du complexe de toiture} \\ \varphi_{transmis} : \text{densité de flux thermique transmise par le plafond} \\ \Delta T_c : \text{différence de température de part et d'autre du complexe de toiture} \end{cases}$$

Cette dernière grandeur quantifie la performance thermique du complexe de toiture. Par contre, les mesures étant séquencées tous les quarts d'heure, ces grandeurs seront évaluées heure par heure pour former un facteur de transmission solaire horaire (*FTSh*) et une conductance apparente horaire (*Kapph*). Cette procédure est illustrée sur la *Figure 10*.

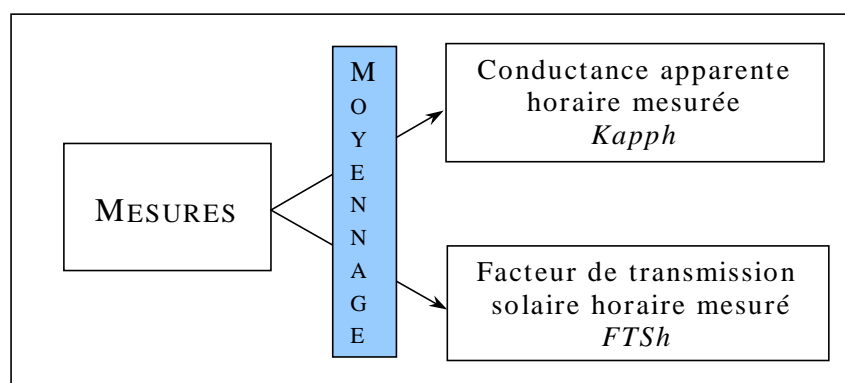


Figure 10 : Démarche d'exploitation des mesures

En toute rigueur, le calcul d'une conductance apparente selon la relation proposée n'est valable qu'en régime stationnaire ; L'information associée au caractère non stationnaire serait mis en évidence en calculant non pas une résistance thermique (inverse de la conductance), mais une impédance thermique, capable de retraduire les effets de déphasage éventuellement générés au travers du complexe de toiture. Cependant, la conductance calculée ne devant être exploitée qu'au travers de sa valeur moyenne sur une journée, il semble qu'en première approche, la méthode proposée soit satisfaisante.

4.2. Détermination de la protection solaire et de la performance thermique du complexe de toiture

Les journées-type étant définies, le calcul du facteur de transmission solaire et de la conductance apparente du complexe de toiture pour les saisons estivale et hivernale peut être effectué. En préliminaire, il est toutefois intéressant de visualiser les courbes donnant les flux thermiques à travers la toiture et les températures de chaque élément.

4.2.1. PROFIL DES TEMPERATURES ET DES FLUX THERMIQUES DU COMPLEXE DE TOITURE

Pour le jour J1, l'évolution des flux thermiques est présentée sur la *Figure 11*.

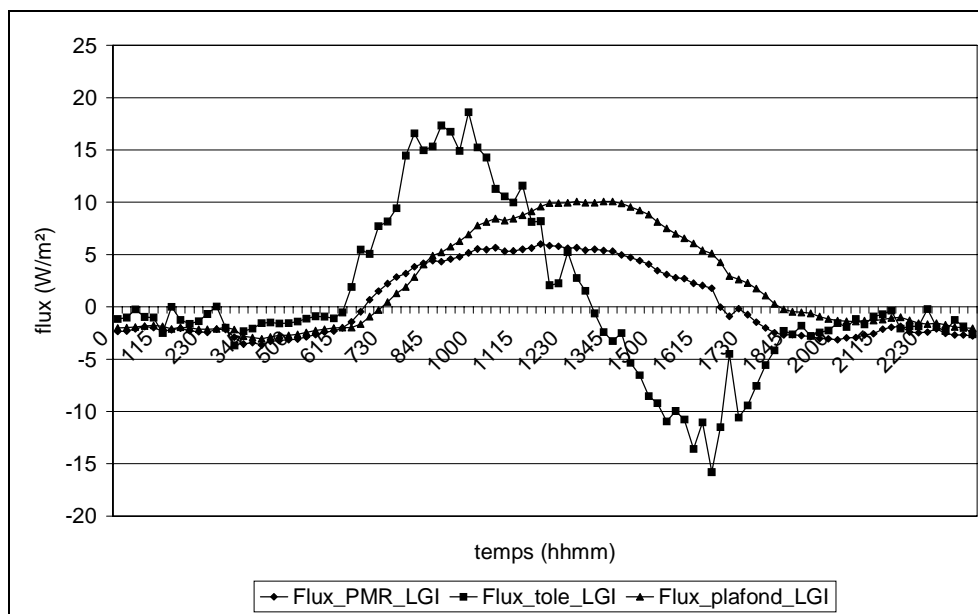


Figure 11 : Allure des flux thermiques à travers le complexe de toiture pour le jour J1 – cellule LGI

On constate en premier lieu une différence majeure au niveau de la dynamique du flux thermique à travers la tôle ; en effet, elle est beaucoup moins régulière et surtout, on assiste à une inversion du flux qui débute vers 13h00. Le premier point peut se comprendre car la tôle est l'élément qui va subir directement les variations climatiques, compte tenu de sa faible inertie. En revanche, la seconde remarque est plus délicate à interpréter.

De plus, si l'on s'intéresse à l'amplitude relative des courbes, on remarque que le flux à travers la tôle atteint la valeur la plus élevée, de l'ordre de $18\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$, vient ensuite le plafond, avec environ $10\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$ et enfin le PMR avec $6\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$. Ainsi les mesures montrent paradoxalement que le flux thermique à travers le complexe de toiture ne se conserve pas et qu'il est plus important à travers le plafond qu'à travers le PMR.

Cependant, ces remarques sont à nuancer dans la mesure où la charpente de la toiture est constituée de pannes en acier galvanisé, générant des ponts thermiques. Lors de la séquence expérimentale proposée, l'emplacement des capteurs ne permettait pas d'observer ces effets.

A la suite de ces constatations, un capteur a été spécifiquement dédié à l'observation des ponts thermiques et a montré des effets très nets, générés au droit des pannes. Les figures 12 et 13 illustrent ce phénomène et permettent de visualiser les caractéristiques principales des ponts thermiques, à savoir un flux transmis plus élevé et de ce fait une température de surface inférieure.

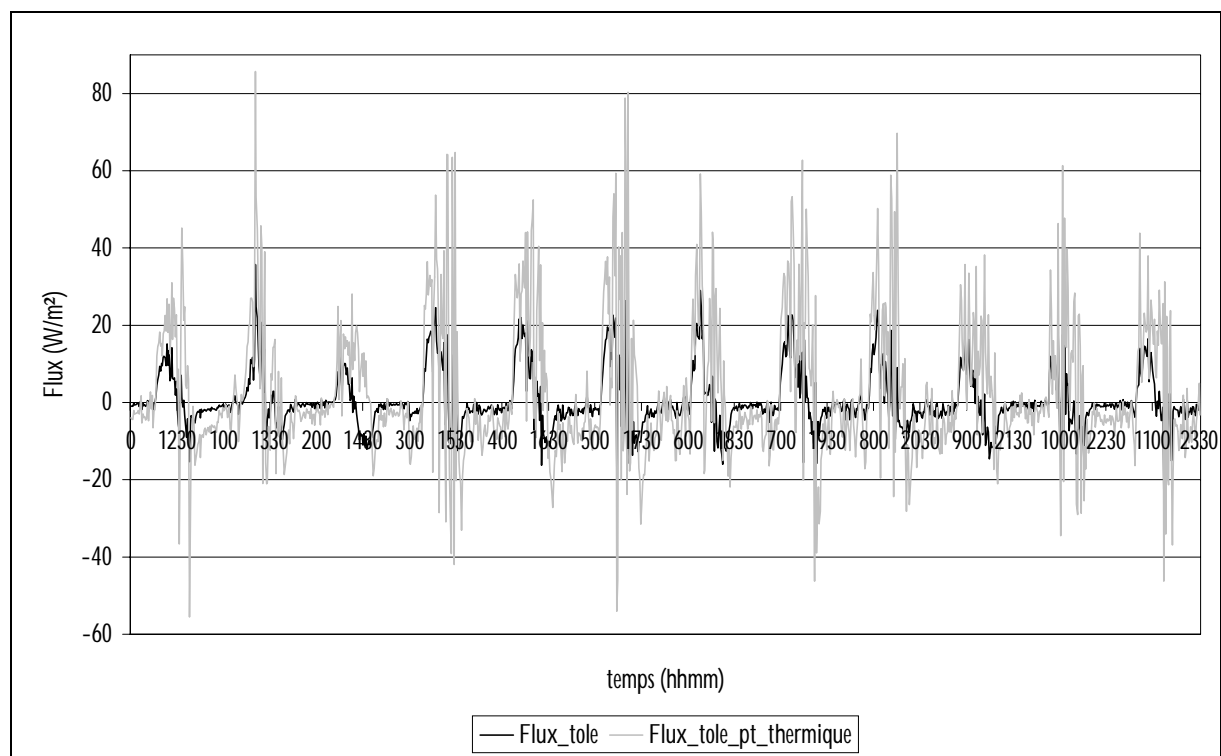


Figure 12 : Comparaison des flux thermiques transmis à travers la tôle ; un capteur placé au droit d'une panne en acier galvanisé permet de visualiser l'effet de pont thermique

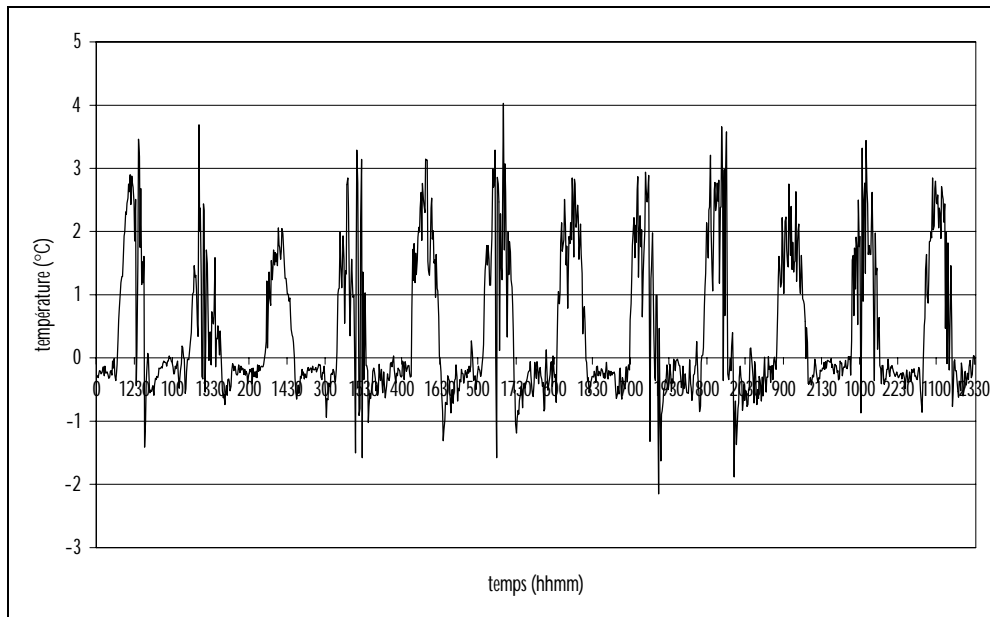


Figure 13 : Ecart de température de surface de la tôle généré par l'effet de pont thermique ; l'écart est positif ce qui signifie que la température de surface au droit du pont thermique est moins élevée

En tout état de cause, le flux thermique à travers le plafond n'excède pas $10\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$ pour la journée-type J1.

En outre, notons que le déphasage entre le flux thermique à travers la tôle et celui à travers le plafond est de l'ordre de quatre heures.

Sur la Figure 14 sont présentées les courbes donnant la température à travers la tôle, les lames d'air, le PMR et le plafond.

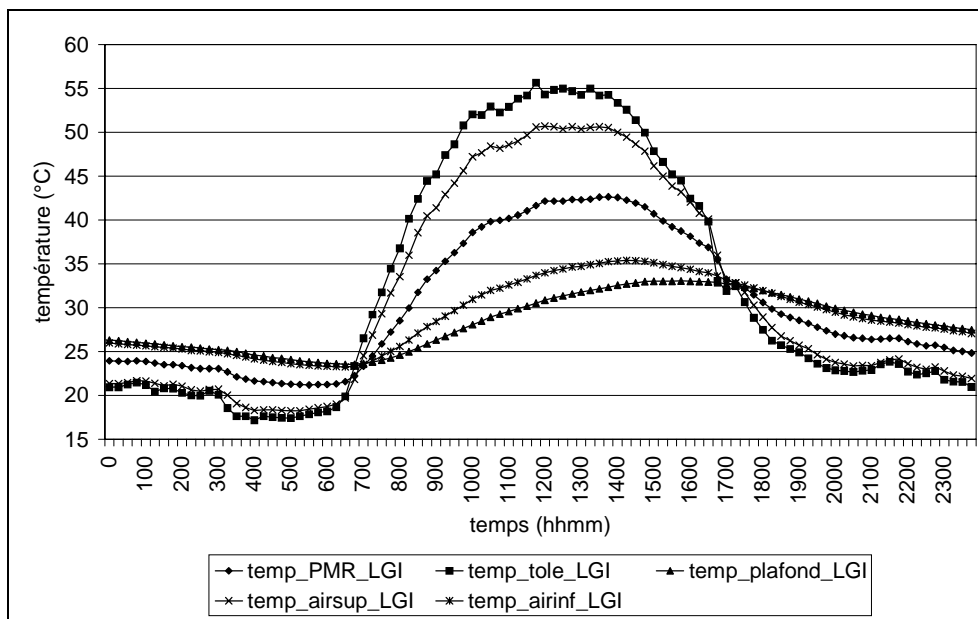


Figure 14 : Températures des éléments constitutifs du complexe de toiture de la cellule LGI

Il est notable que les températures décroissent au départ de la tôle, avec un maximum de 55°C environ, pour être les moins élevées au niveau du plafond, qui atteint 33°C.

De plus, le PMR semble séparer nettement deux régimes de températures, l'un de dynamique proche des variations climatiques, l'autre de dynamique plus atténuée. En outre, le déphasage entre la température de tôle et celle du plafond est la encore d'environ quatre heures, en accord avec celui des flux thermiques.

Les températures des lames d'air se rapprochent de celles des éléments extrêmes du complexe de toiture (la tôle pour la lame d'air supérieure et le plafond pour la lame d'air inférieure). L'écart de température entre les deux lames d'air vaut au maximum une quinzaine de degrés, pour un espacement géométrique d'environ cinq centimètres.

Pour des conditions climatiques hivernales, les flux thermiques sont moins élevés, comme l'illustre la *Figure 15*. En effet, celui traversant la tôle avoisine les 10W.m⁻², tandis que les deux autres restent inférieurs à 5W.m⁻². Dans ce cas par contre, on constate que le flux à travers le plafond est moins important que celui à travers le PMR, ce qui semble plus conforme. La dynamique est sensiblement la même.

Les températures quant à elles sont également moins élevées, comme on peut le voir sur la *Figure 16*. La température de la tôle atteint une quarantaine de degrés et celle du plafond approche les 25°C.

Le déphasage entre la température de tôle et celle du plafond est de nouveau d'environ quatre heures et le profil des températures dans le complexe de toiture garde la même répartition.

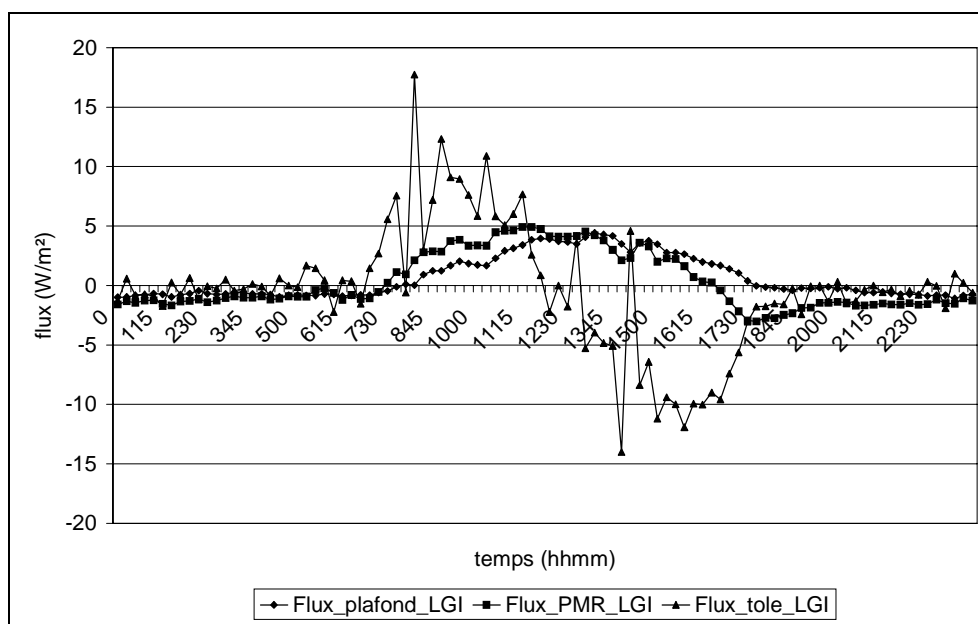


Figure 15 : Allure des flux thermiques dans le complexe de toiture pour des conditions hivernales (J2)

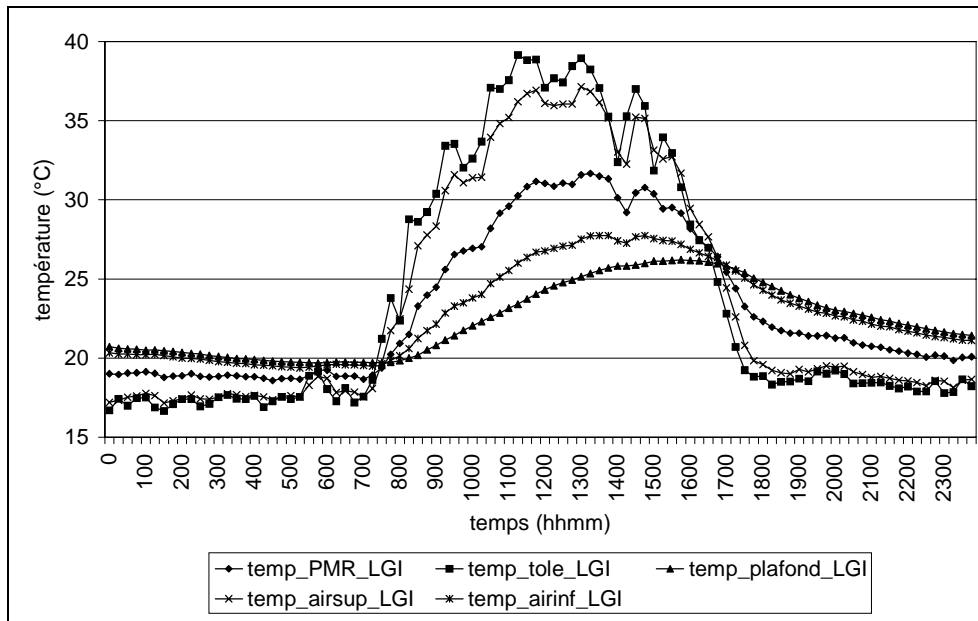


Figure 16 : Profil des températures dans le complexe de toiture en conditions hivernales (J2)

4.2.2. FACTEUR DE TRANSMISSION SOLAIRE DU COMPLEXE DE TOITURE

Le *FTSh* du complexe de toiture pour la journée-type estivale est présenté sur la Figure 17.

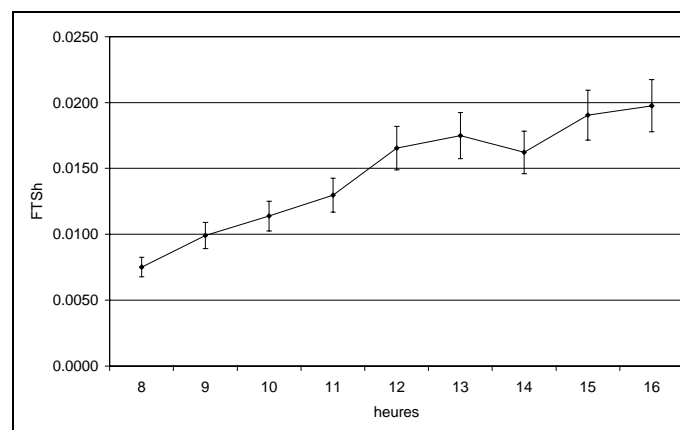


Figure 17 : Facteur de transmission solaire pour la journée-type estivale (J1)

Sur la courbe, seule figure la période allant de 8h à 16h, qui constitue la période la plus sensible.

On remarque que le *FTSh* suit une allure croissante tout au long de la journée, pour atteindre en fin d'après-midi 0,019. Cette valeur maximale est à rapprocher des données consignées dans le document de référence du label *ECODOM* [Célaire, 1997], qui donne comme limite de facteur de transmission solaire pour une protection solaire

efficace la valeur **0,014**. En tenant compte de l'incertitude sur la mesure, répercutée sur le calcul du facteur de transmission solaire, le complexe de toiture n'est pas « conforme », pour les points de mesure de l'après-midi.

En conditions hivernales, le *FTSh* est plus faible, comme on peut le voir sur la *Figure 18*.

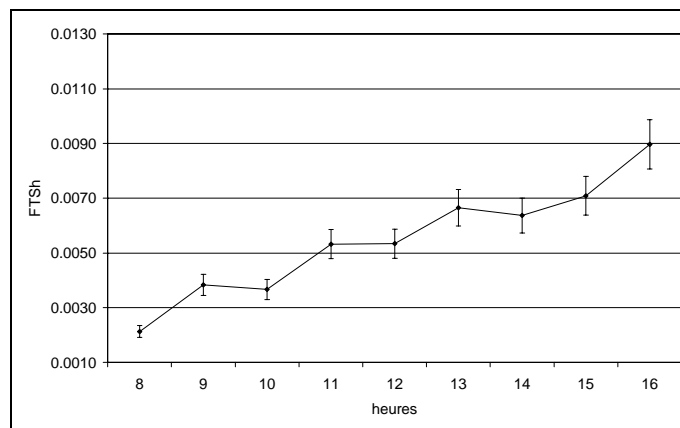


Figure 18 : Facteur de transmission solaire pour la journée-type hivernale (J2)

Le maximum, atteint de nouveau en fin d'après-midi, est proche de 0,009. La tendance croissante est également présente, mais semble plus fluctuante, du fait des vitesses de vent plus élevées. Ces dernières subissent des variations dont la répercussion est directe sur les flux thermiques du complexe de toiture.

En hiver, le régime d'alizé est parfois très faible. La journée-type J3 est représentative de telles conditions climatiques. Le facteur de transmission solaire pour la journée J3 est présenté sur la *Figure 19*.

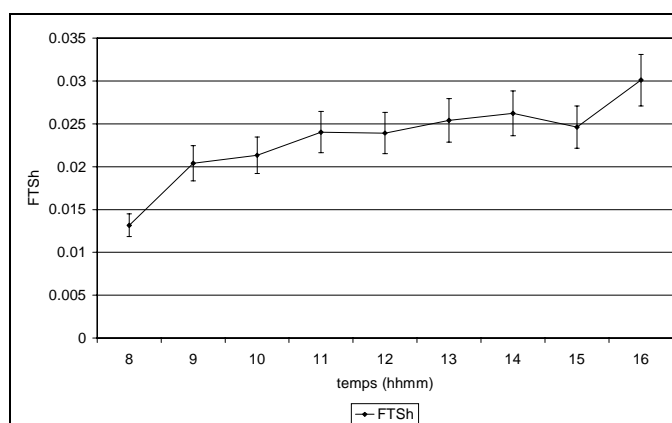


Figure 19 : Facteur de transmission solaire pour la journée-type hivernale non ventée (J3)

La période de la journée la plus critique est celle allant de 10h à 14h. Il est donc plus objectif de caractériser la protection solaire du complexe de toiture en moyennant le *FTS* horaire sur cette période [Miranville, 2000b]. Dans ces conditions, les valeurs obtenues sont consignées dans le *Tableau 3*.

Journée-type	FTSh moyenné (10h à 14h)
J1	0,015
J2	0,0055
J3	0,024

Tableau 3 : Moyenne sur la période allant de 10h à 14h du facteur de transmission solaire horaire

Au regard de ces valeurs, on note que le *FTS* moyenné le plus élevé est obtenu pour la journée-type J3 ; bien que l'ensoleillement soit plus faible qu'en période estivale, la *Figure 20* montre que le flux transmis à travers le plafond est aussi élevé que celui transmis lors de J1 ; ceci explique que le *FTS* soit plus élevé.

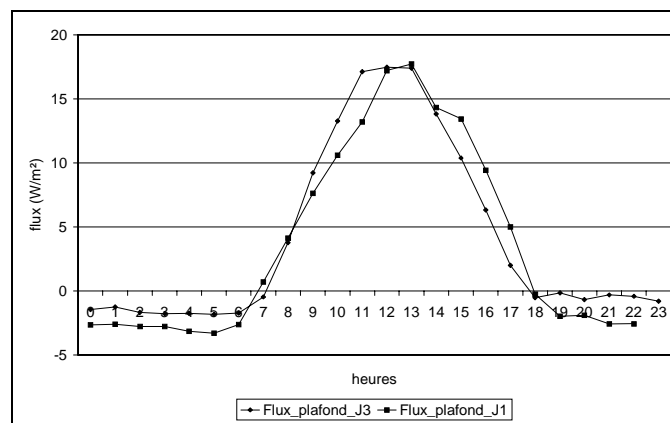


Figure 20 : Comparaison des flux thermiques transmis par le plafond pour les journées-type J1 et J3

4.2.3. CONDUCTANCE APPARENTE DU COMPLEXE DE TOITURE

La conductance apparente du complexe de toiture est une donnée permettant de comparer sa performance thermique à des complexes de constitution différente. De la même manière que dans le cas du facteur de transmission solaire, les courbes sont présentées pour les trois journées types J1, J2 et J3 sur la *Figure 21*.

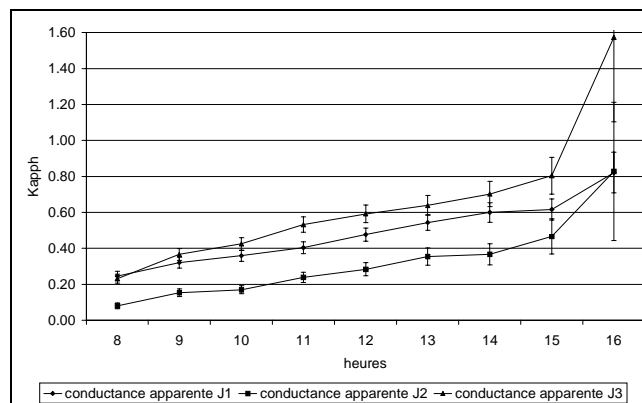


Figure 21 : Conductances apparentes horaires pour les journées-type J1, J2 et J3

L'allure des courbes obtenues est croissante et suivant approximativement la même pente. Les valeurs élevées obtenues pour la fin de journée sont dues à des écarts de températures faibles. Ces mêmes valeurs sont entachées d'une incertitude plus élevée que les autres.

La conductance la plus élevée est obtenue en conditions hivernales non ventées. Viennent ensuite respectivement celles obtenues pour les journées-type J1 et J2. On constate donc la encore de moins bons résultats pour la journée-type J3.

Comme précédemment, nous présentons dans le *Tableau 4*, les valeurs moyennées pour la période de fortes sollicitations.

<i>Journée-type</i>	<i>Conductance apparente moyennée</i>
<i>J1</i>	<i>0,48 W.m⁻².K⁻¹</i>
<i>J2</i>	<i>0,28 W.m⁻².K⁻¹</i>
<i>J3</i>	<i>0,58 W.m⁻².K⁻¹</i>

Tableau 4 : Conductances apparentes moyennées sur la période allant de 10h à 14h

A titre de comparaison, un calcul théorique de la conductance apparente obtenue pour un complexe de toiture tôle 1mm / laine de verre 50mm / placoplâtre 8mm donne une valeur de 0,76 W.m⁻².K⁻¹. Cependant, compte tenu de notre méthode de calcul, la comparaison n'est pas immédiate. Pour l'être, il faut disposer des mêmes supports expérimentaux et de la même procédure de détermination des caractéristiques. C'est dans ce but que les cellules à échelle réduite ont été mises en place.

4.3. Étude comparative à l'aide des supports à échelle réduite

4.3.1. CALIBRATION DES SUPPORTS EXPERIMENTAUX

Ce paragraphe se propose de confronter, à l'aide de la même démarche, des caractéristiques thermiques de complexes de toitures différents, calculées au départ des mesures issues des cellules *ISOTEST*. Ainsi seront considérés un complexe de toiture identique au précédent, tôle/PMR/plafond et un complexe de référence, tôle/lame d'air/plafond.

Cependant, il faut au préalable s'assurer de la validité de la comparaison, en effectuant une calibration des supports expérimentaux. Cette étape indispensable consiste en une campagne de mesure durant laquelle les supports expérimentaux à comparer sont configurés de manière identique. Ainsi, il est possible de visualiser et de quantifier les erreurs pouvant provenir des capteurs ou des supports expérimentaux [Hall, 1985]. Il faut donc s'assurer que dans des configurations identiques, les mesures donnent les mêmes résultats, à la précision des capteurs près.

La procédure de calibration des cellules *ISOTEST* a duré deux mois, février 2002 et mars 2002, les deux toitures étant de type tôle/lame d'air/plafond.

Sur la *Figure 22*, on note que les données relatives aux flux thermiques concordent, à la précision des capteurs près, que ce soit au niveau de la tôle ou du plafond. On remarque tout de même une moins bonne concordance des flux à travers la tôle, probablement dus à la grande variabilité des conditions climatiques.

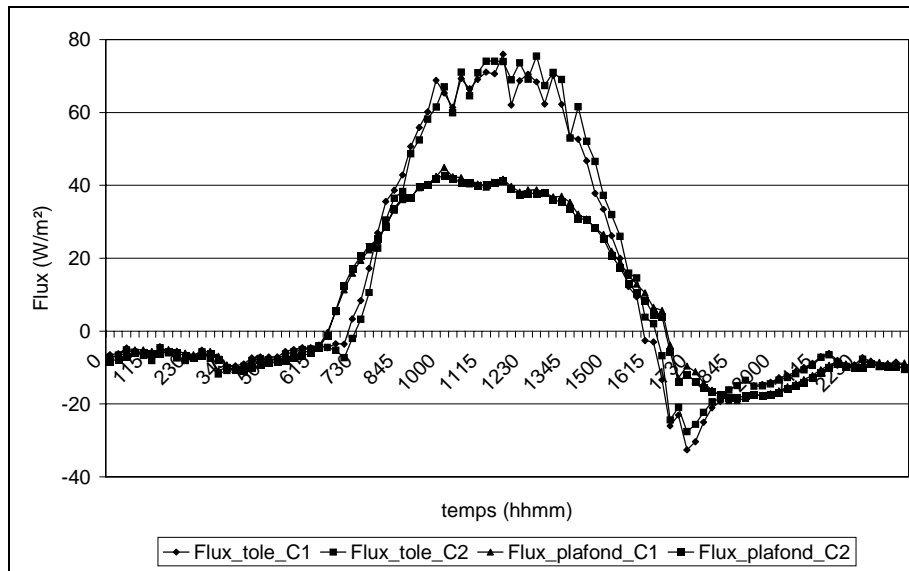


Figure 22 : Vérification de la concordance des flux thermiques

De même, les températures de tôle et de plafond sont représentées sur la *Figure 23* qui montre que là encore, la concordance est satisfaisante.

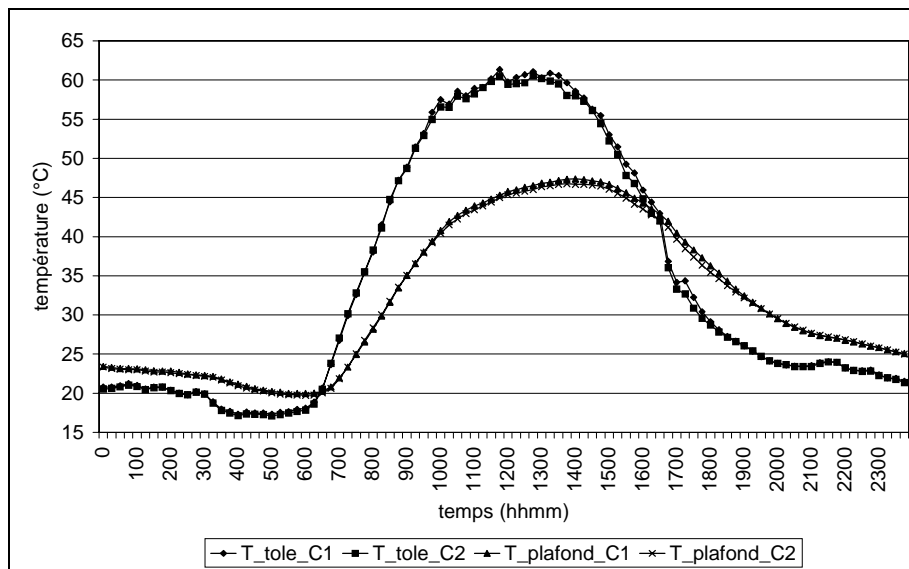


Figure 23 : Vérification de la concordance des températures

L'étape de calibration donnant des résultats corrects, nous sommes donc assurés d'effectuer une comparaison objective des complexes de toiture.

4.3.2. CARACTERISTIQUES THERMIQUES COMPARATIVES

Suite à la procédure de calibration, une journée aux conditions climatiques analogues à la journée-type J1 a été sélectionnée au cours du mois d'avril 2002, dont les caractéristiques sont rappelées dans le *Tableau 5*. Ce dernier rappelle également les caractéristiques de la journée-type J2.

<i>Journée-type</i>	<i>Conditions climatiques</i>	<i>Données climatiques</i>
J1 <i>jour julien n°91 (avril 02)</i>	Fort ensoleillement et vent faible	Ensoleillement moyen : 279,5 W.m ⁻² Vitesse moyenne de vent : 0,99 m.s ⁻¹
J2 <i>jour julien n°159 (juin 02)</i>	Faible ensoleillement et vent fort	Ensoleillement moyen : 188,6 W.m ⁻² Vitesse moyenne de vent : 3,6 m.s ⁻¹

Tableau 5 : Journées-type de l'étude comparative

Pour ces deux types de conditions climatiques, les allures des flux thermiques pour les cellules C1 et C2 sont proposées dans les figures 24 et 25.

Pour la journée-type J1, on remarque que les flux à travers la tôle sont importants pour les deux toitures. Ils atteignent en effet 80W.m⁻² au maximum. Par contre, les flux thermiques à travers les plafonds sont très différents. L'amplitude du flux à travers le plafond du complexe de toiture de référence est en effet beaucoup plus importante, ce qui traduit une plus grande transmission d'énergie. La valeur maximale atteinte est d'environ 50W.m⁻², tandis que celle du complexe de toiture avec PMR est d'environ 10W.m⁻².

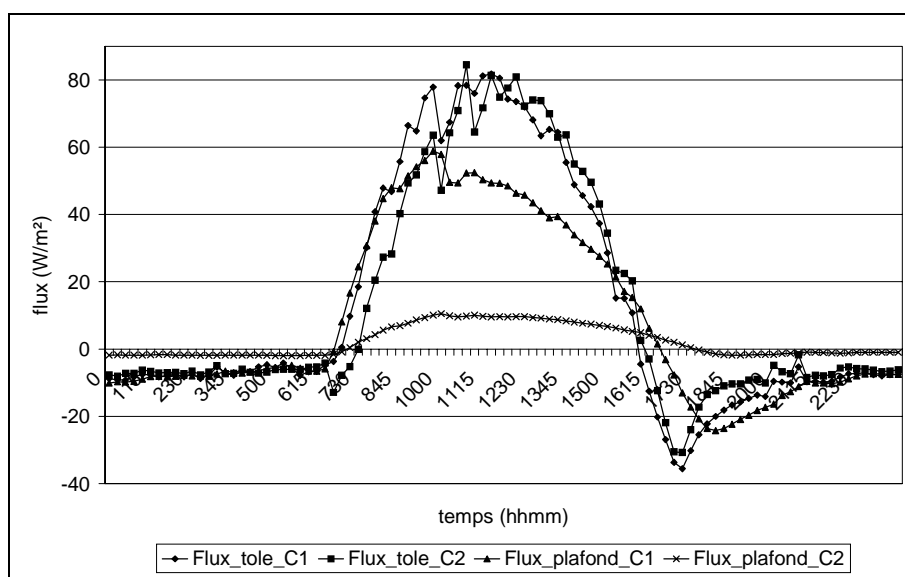


Figure 24 : Allure des flux thermiques à travers les complexes de toiture pour la journée-type J1

Pour la journée type J2, l'allure des flux à travers la tôle est plus distincte. La transmission est moins importante dans le cas de la toiture avec PMR, valant au maximum 40W.m^{-2} . Pour la toiture de référence, on atteint environ 50W.m^{-2} . De plus, les flux à travers les plafonds sont ici encore bien différenciés, avec une valeur maximale très faible pour la toiture avec PMR, de l'ordre de 4W.m^{-2} , tandis que la référence approche de 30W.m^{-2} .

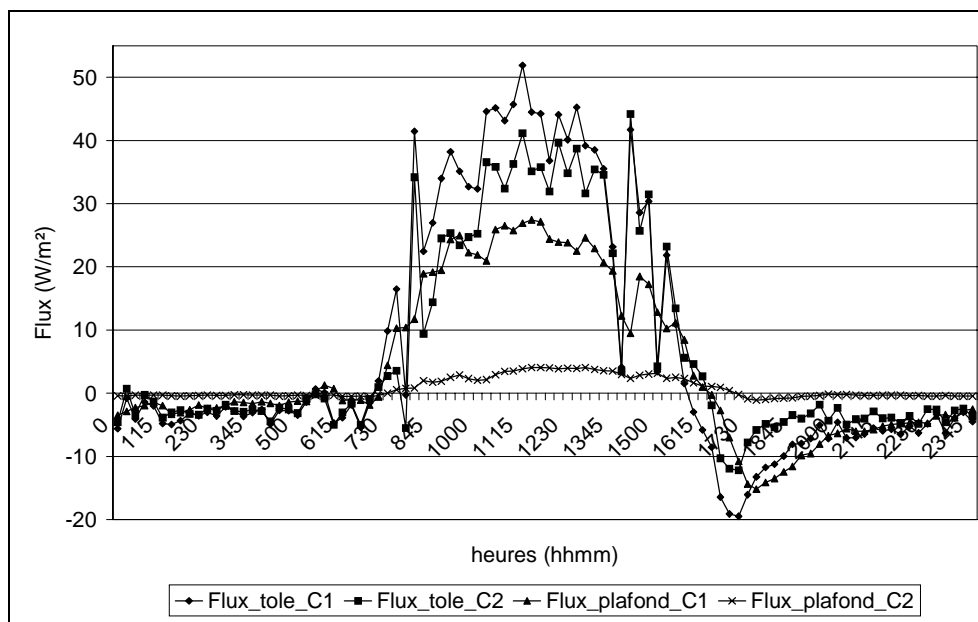


Figure 25 : Allure des flux thermiques à travers les complexes de toiture pour la journée-type J2

D'une manière générale, on note là encore l'effet de « lissage » que génère la présence du PMR sur le flux à travers le plafond. Ce dernier, dans le cas de la cellule de référence, montre une dynamique analogue à celle du flux thermique à travers la tôle.

Les températures sont quant à elles présentées sur les figures 26 et 27. Les courbes possèdent les mêmes caractéristiques générales en amplitude que celles des flux thermiques.

En revanche, le déphasage entre la température de tôle et celle du plafond est nettement plus marqué et vaut respectivement 1h et 2h30 pour la toiture de référence et celle avec PMR. Ceci s'explique par le principe d'action du PMR, dont les faces réfléchissantes diminuent considérablement le transfert thermique radiatif. Or ce mode de transfert est instantané et contribue à ce que les courbes soient en phase. En minimisant sa part, les autres modes de transfert de chaleur deviennent prépondérants et mènent à un équilibrage graduel dans le temps des températures.

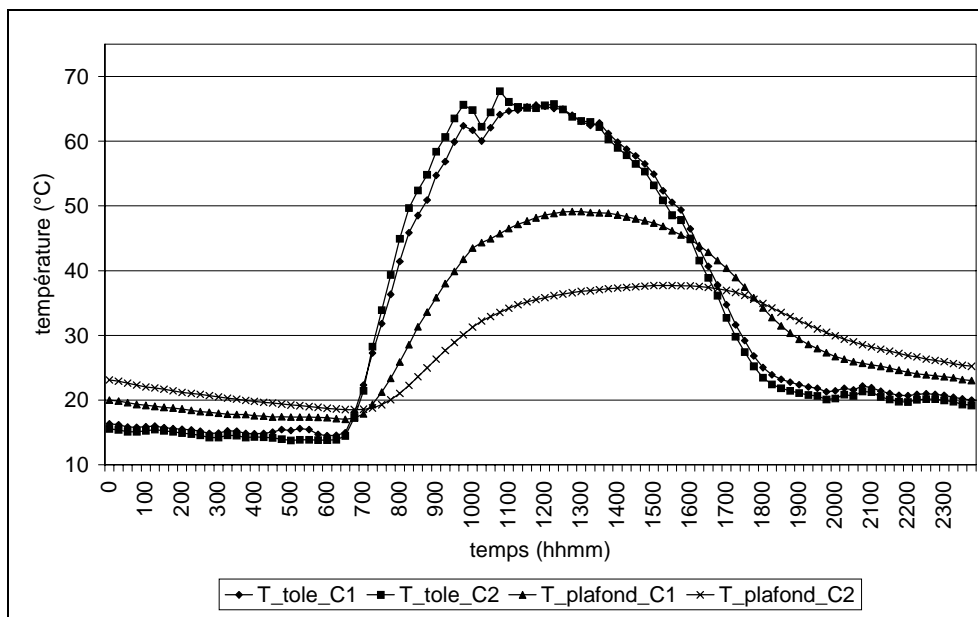


Figure 26 : Allure des températures des complexes de toiture pour la journée-type J1

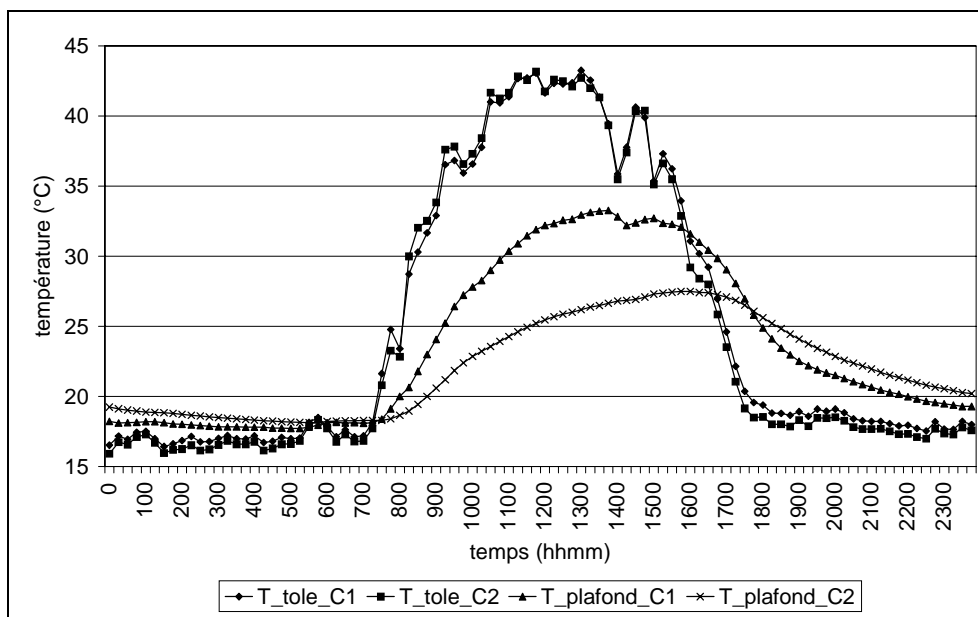


Figure 27 : Allure des températures des complexes de toiture pour la journée-type J2

Les facteurs de transmission solaire sont représentés sur la *Figure 28* pour la journée-type J1. La tendance des deux courbes est identique, les *FTSh* décroissent dans la journée, mais la pente est beaucoup plus importante dans le cas de la toiture de référence.

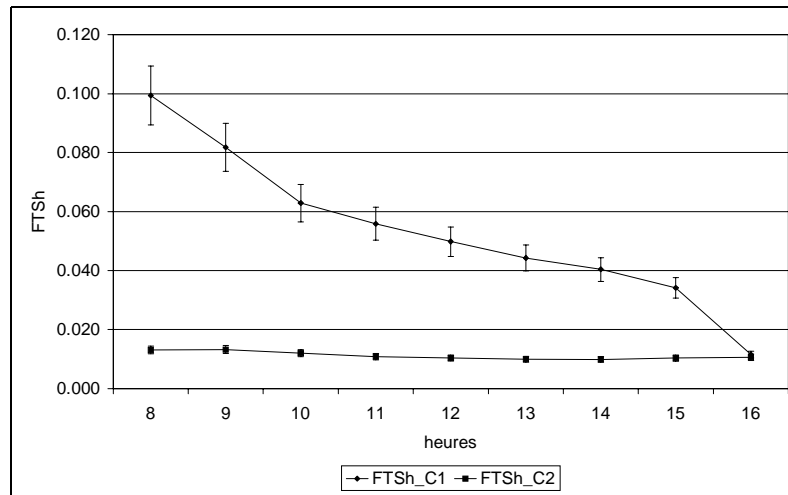


Figure 28 : Facteurs de transmission solaire horaires pour la journée-type J1

La valeur maximale atteinte par la toiture de référence vaut 0,1, tandis que celle incluant le PMR est de l'ordre de 0,010. Les valeurs moyennées sont consignées dans le *Tableau 6*, qui montre en outre que le *FTS* moyenné dans le cas de la toiture avec PMR vaut 21,6% de celui de la toiture de référence.

Cellule	FTSh moyenné
C1	0,051
C2	0,011

Tableau 6 : Valeurs moyennes du facteur de transmission solaire horaire pour la période allant de 10h à 14h (J1)

Pour la journée type J2, la tendance du *FTSh* de la toiture de référence est la même, bien que les valeurs atteintes soient moins élevées, tandis que celle de la toiture avec PMR s'inverse, comme illustré sur la *Figure 29*.

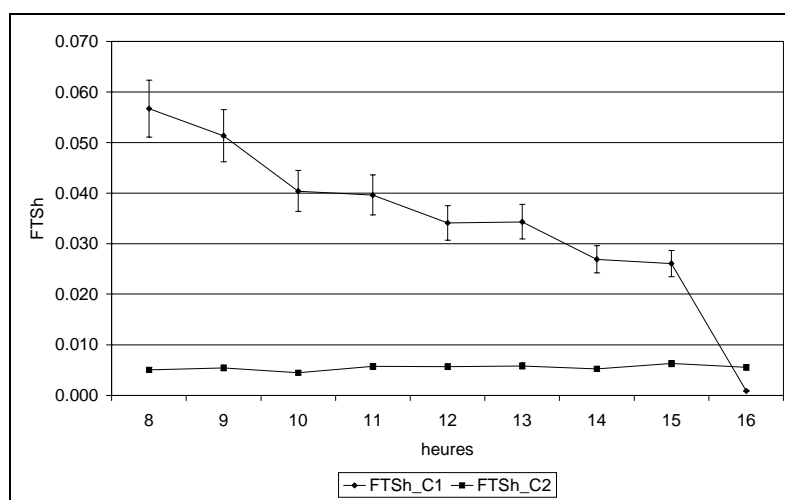


Figure 29 : Facteurs de transmission solaire horaires pour la journée-type J2

De même les données moyennées sont incluses dans le *Tableau 7*, qui montre également que le *FTSh* de la toiture avec PMR vaut 14,3% de celui de la toiture de référence.

<i>Cellule</i>	<i>FTSh moyenné</i>
<i>C1</i>	<i>0,035</i>
<i>C2</i>	<i>0,005</i>

Tableau 7 : Valeurs moyennes du facteur de transmission solaire horaire pour la période allant de 10h à 14h (J2)

Les conductances apparentes horaires présentent pour les deux journées-types des allures similaires. En effet, comme on peut le voir sur les figures 30 et 31, les conductances ont une tendance croissante tout au long de la journée, pour les deux types de toitures. En fin de journée, on note encore les valeurs extrêmes dus au faible écart de température aux extrémités du complexe de toiture.

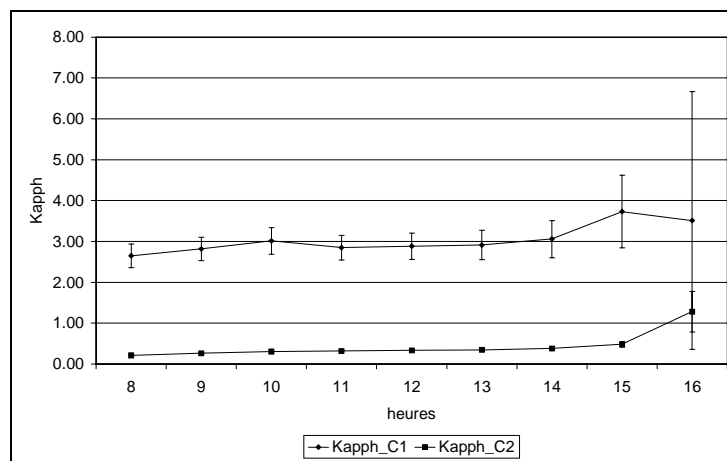


Figure 30 : Conductances apparentes horaires pour la journée-type J1

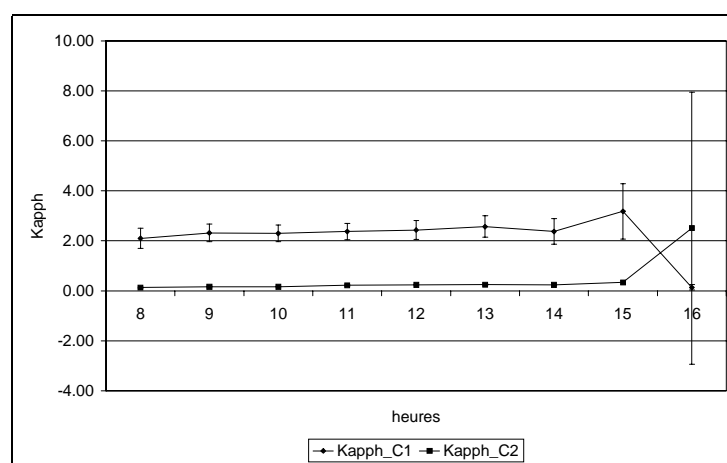


Figure 31 : Conductances apparentes horaires pour la journée-type J2

De manière analogue aux facteurs de transmission solaire, le *Tableau 8* contient les valeurs moyennées sur la période de 10h à 14h, pour la journée-type J1. La conductance apparente du complexe de toiture avec PMR vaut donc 11,56% de celle de la toiture de référence.

<i>Cellule</i>	<i>Kapph moyenné</i>
<i>C1</i>	<i>2,94 W.m⁻².K⁻¹</i>
<i>C2</i>	<i>0,34 W.m⁻².K⁻¹</i>

Tableau 8 : Valeurs moyennes de la conductance apparente horaire pour la période allant de 10h à 14h (J1)

De même, les données du *Tableau 9* concernent la conductance apparente pour la journée-type J2. On constate alors que cette dernière, dans le cas du complexe avec PMR, vaut 9,13% de celle de la toiture de référence.

<i>Cellule</i>	<i>Kapph moyenné</i>
<i>C1</i>	<i>2,41 W.m⁻².K⁻¹</i>
<i>C2</i>	<i>0,22 W.m⁻².K⁻¹</i>

Tableau 9 : Valeurs moyennes de la conductance apparente horaire pour la période allant de 10h à 14h (J2)

Enfin, il est courant d'exprimer les performances comparatives de systèmes de toiture en terme de pourcentage de réduction du flux traversant le plafond. Le *Tableau 10* contient les moyennes journalières (période de 10h à 14h) des flux transmis par les plafonds des cellules C1 et C2 et également le pourcentage de réduction du flux transmis, dû à l'ajout du PMR.

<i>Journée</i>	<i>Cellule</i>	<i>Moyenne du flux transmis</i>	<i>Pourcentage de réduction du flux transmis</i>
J1	<i>C1</i>	<i>43,70 W.m⁻².K⁻¹</i>	79,2%
	<i>C2</i>	<i>9,1 W.m⁻².K⁻¹</i>	
J2	<i>C1</i>	<i>22,1 W.m⁻².K⁻¹</i>	84,6%
	<i>C2</i>	<i>3,4 W.m⁻².K⁻¹</i>	

Tableau 10 : Valeurs du pourcentage de réduction du flux thermique transmis, dû à l'ajout du PMR

Les résultats montrent que le pourcentage de réduction du flux est le plus élevé dans le cas de la journée-type J2, qui correspond à des conditions hivernales. Néanmoins les valeurs étant relativement proches, on peut considérer que le pourcentage de réduction du flux thermique à travers le plafond est de l'ordre de 80%.

5. CONCLUSIONS

Dans le cadre du label *ECODOM*, destiné aux départements d'Outre-Mer, la connaissance des performances thermiques des produits disponibles sur le marché est indispensable. De même, des données relatives à la valeur du produit par rapport à une configuration courante de référence favorisent un choix efficace pour la conception bioclimatique et faiblement consommatrice d'énergie.

Fort de ces constats, la plate-forme expérimentale mise en place à l'Institut Universitaire de technologie de Saint-Pierre (La Réunion) fournit les moyens d'éléments de réponse concrets. Ainsi, la performance thermique et la protection solaire d'un complexe de toiture incluant un PMR ont pu être caractérisées. Le facteur de transmission solaire déterminé vaut 0,015 en conditions estivales, ce qui se rapproche de la valeur admise par le label *ECODOM*, de 0,014. La valeur moyenne obtenue est réaliste, mais reflète des conditions extrêmes d'utilisation, en particulier, l'absence de ventilation naturelle. De plus, la conductance apparente calculée sur la base des mesures, valant $0,48 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$, montre que le complexe de toiture peut être rapproché de ceux incluant des isolants thermiques courants, sans pour autant que ses performances ne soient excessivement supérieures.

Enfin, les modules à échelle réduite de la plate-forme expérimentale ont permis une étude comparative d'un complexe de toiture avec PMR et d'un complexe de toiture de référence tôle/lame d'air/plafond, courant à La Réunion et réputé pour son inconfort. Ainsi, outre les grandeurs caractéristiques précédentes, largement améliorées par l'ajout du PMR, le pourcentage de réduction du flux thermique à travers le plafond a pu être calculé. On a ainsi pu montrer que l'ajout du PMR engendre une réduction de l'ordre de 80% par rapport à la configuration de référence.

Les études menées montrent donc que les PMR fournissent des résultats convenables en climat tropical humide. Ils illustrent l'apport radiatif important par les toitures réunionnaises, dans lesquelles leur utilisation est appropriée. En outre, ils offrent des avantages intéressants en terme de tenue à l'humidité ou à l'attaque des rongeurs. Leur constitution est également entièrement recyclable et n'engendre aucun impact sur la qualité de l'air.

En outre, le rapprochement des mesures de flux thermiques sur les deux types de supports expérimentaux (à échelle réduite et à échelle unité) soulèvent des questions ; on peut en particulier se demander ce qui génère les différences des évolutions des flux thermiques pour la cellule *LGI* et les cellules *ISOTEST* (cf. *Figure 11/ Figure 24*). En effet, pour la cellule *LGI*, le déphasage entre le flux thermique à travers la tôle et celui à travers le plafond est plus marqué que pour les cellules *ISOTEST*. Or ce qui diffère les deux complexes de toiture est la présence des pannes en acier galvanisé

pour la cellule *LGI*. De plus, le plancher des cellules ne sont pas les mêmes, celui de la cellule *LGI* disposant de dalles de béton. Nous pouvons donc d'ores et déjà mentionner les hypothèses suivantes:

- *Influence des éléments structurels du complexe de toiture*
- *Influence de l'effet du sol*

En tout état de cause, la recherche de l'origine de ces observations constitue l'une des perspectives de ces travaux, au même titre que l'étude comparative à l'aide des cellules *ISOTEST* des performances thermiques d'une toiture équipée d'un isolant classique et d'un complexe de toiture intégrant un PMR.

Conclusion générale

Ces travaux ont eu pour objet l'étude de parois complexes intégrant des produits minces réfléchissants en climat tropical humide. Au départ d'une synthèse bibliographique préliminaire, nous avons présenté les différentes études expérimentales et théoriques réalisées au sujet des PMR, ce qui nous a permis dans un premier temps de constater des différences majeures entre les pratiques anglo-saxonnes et celles nationales. Nous avons également montré la double-problématique de ces produits, avec un aspect réglementaire d'une part, qui se pose en terme de caractérisation des performances thermiques des PMR et d'autre part un aspect scientifique dont l'objet est la modélisation des phénomènes intervenant dans les parois complexes intégrant des PMR et dont la finalité est l'intégration à un code de calcul du comportement énergétique des bâtiments.

Ces éléments nous ont permis de proposer une méthodologie en deux volets :

- *Le premier à caractère réglementaire, dont le but était de déterminer des indicateurs simples, permettant de caractériser les performances thermiques et la protection solaire de complexes de toiture. La démarche que nous avons proposée est basée sur des études expérimentales au départ d'un environnement de recherche dédié à ces travaux*
- *Le second à caractère scientifique, dont l'objet était la meilleure connaissance du comportement thermique d'un complexe de toiture incluant un PMR. La méthode utilisée est basée sur un prototype de code de simulation énergétique des bâtiments, pour lequel des développements spécifiques ont été entrepris.*

Afin de répondre au volet scientifique de la méthodologie, nous avons dans un premier temps élaboré un modèle détaillé de notre système d'étude (la cellule *LGI*), au départ du prototype de code de simulation énergétique des bâtiments *ISOLAB*. Cette dernière a été modifiée dans le cadre de ces travaux et a été équipée d'un complexe de toiture standard incluant un PMR, posé selon les règles de l'art. Le modèle inclut l'ensemble des transferts thermiques que nous avons identifiés ainsi que les phénomènes issus du détail de mise en œuvre de la toiture. Ainsi, les ponts thermiques dus aux éléments structurels de la charpente ont été pris en compte au travers de la description même du modèle.

Dans une seconde étape, nous avons procédé à la validation globale du code *ISOLAB* en appliquant une méthodologie communément admise. Cette dernière comprend deux étapes, l'une dite de vérification (tests à priori) et la seconde dite de validation expérimentale (tests à posteriori). Au terme de cette dernière, nous avons identifié les modèles et les phénomènes physiques à l'origine des écarts modèle/mesures observés lors de la simulation initiale :

- *Le coefficient d'échange convectif extérieur de la toiture, pour lequel nous avons été amené à recréer une corrélation*
- *Le flux thermique à travers le plafond de la cellule LGI, que nous avons mieux pris en compte au travers du coefficient d'échange par convection de face supérieure du plafond du complexe de toiture*
- *L'inertie du sol de la cellule, pour laquelle la solution temporaire proposée a été d'imposer la valeur mesurée*
- *La température du ciel, pour laquelle nous avons été amené à modifier le modèle, compte tenu d'une relation avec l'effet du sol*

Ces observations ont été confirmées lors d'une phase de corroboration sur deux séquences expérimentales différentes.

Pour apporter des éléments de réponses au volet réglementaire de la méthodologie, nous avons, au départ d'un environnement expérimental dédié à ces travaux, déterminé des indicateurs simples et intuitifs des performances thermiques des PMR, issus de campagnes expérimentales en environnement naturel. Nous avons ainsi montré que les PMR mettent évidence des performances convenables en climat tropical humide, les indicateurs ayant été comparés à des données de référence :

- *Celle du facteur de transmission solaire, donnée dans le cadre du label ECODOM, la valeur maximale admissible étant 0,014*
- *Celle de la conductance apparente, issue de données bibliographiques, jugée convenable pour une valeur proche de $0,5\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$.*

Dans les deux cas, les complexes de toiture testés ont semblé convenir, avec des valeurs déterminées en conditions extrêmes (toiture de couleur noir mat et absence de ventilation naturelle) de 0,015 pour le facteur de transmission solaire et de $0,48\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ pour la conductance thermique apparente. Nous avons également mis en évidence un pourcentage de réduction du flux transmis dû à l'ajout du PMR de l'ordre de 80%.

Perspectives

En termes de perspectives à ces travaux, nous pouvons citer d'une part pour le volet scientifique :

- *Le développement d'un modèle simplifié du complexe de toiture*

En effet, notre modèle détaillé étant validé, il nous est alors possible de l'exploiter afin d'en retirer une modélisation simplifiée. En effet, si l'on se réfère à la procédure de validation, nous avons constaté un comportement très similaire des lames d'air supérieures, au travers des résidus observés. Par ailleurs, les résultats de l'analyse de sensibilité paramétrique n'ont pas fait ressortir l'influence des ponts thermiques de manière prépondérante. Il semble alors possible de globaliser les zones supérieures en une seule, ce qui ramène le modèle global à trois zones thermiques. De plus, compte tenu de la configuration du complexe de toiture, il semble possible d'aller plus loin en proposant une simplification du complexe de toiture en une paroi multicouche.

- *L'analyse fine des transferts thermiques dans les lames d'air par couplage multizone/CFD*

Les écarts les plus importants ayant été observés pour les lames d'air supérieures, il nous semble intéressant de les modéliser plus finement afin de visualiser les régimes d'écoulement. Cette approche est accessible à l'aide d'un code CFD ; or l'une des principale précaution lors de leur utilisation est la prise en compte des conditions aux limites. Il nous semble alors intéressant, au départ du code que nous avons développé de fournir les conditions aux limites pour une modélisation fine, localisée au niveau des lames d'air.

- *L'optimisation des paramètres du modèle à l'aide d'algorithmes génétiques*

La procédure de calibration nécessitant la détermination des valeurs optimales des paramètres mis en évidence par l'analyse de sensibilité, nous souhaitons réaliser une optimisation de paramètres à l'aide d'algorithmes génétiques. Ces derniers sont en effet très efficaces pour ce genre de problème et possèdent l'avantage de ne nécessiter que peu d'informations sur la fonction concernée. Nous avons d'ores et déjà effectué l'implémentation de la procédure au code de calcul. Son lancement sera effectué une fois les vérifications de l'algorithme effectuées.

- *L'amélioration de la plate-forme expérimentale*

Il nous semble important en particulier de disposer de la mesure de la vitesse du vent au plus près de la toiture de la cellule *LGI*. Il nous sera alors possible de corroborer notre hypothèse de mesure de vitesse de vent inadaptée avec le capteur actuel.

Concernant les préoccupations d'ordre réglementaire, les perspectives sont les suivantes :

- *Evaluation des performances comparatives d'un PMR et d'un isolant thermique classique*

Cette étape permettra de comparer objectivement les deux procédés d'isolation thermique, en conditions réelles d'utilisation. Cette étape a été initiée dans le cadre de ces travaux, mais une défaillance matérielle n'a pas permis d'obtenir les résultats escomptés.

- *Evaluation des risques de condensation sur les faces du PMR*

C'est en effet l'un des thèmes importants pour la caractérisation des performances thermiques des PMR en climat d'altitude de La Réunion. En effet, le relief de l'île engendre des micro-climats, qui peuvent favoriser les risques de condensation, en particulier en zone d'altitude. Compte tenu d'une part des dégradations importantes que ce phénomène peut occasionner et d'autre part de la répercussion sur les performances thermiques des PMR (dus à l'état de surface de leur faces réfléchissantes), il semble important de fournir des éléments de réponse. Cette démarche est là encore d'ores et déjà initiée, le code *ISOLAB* comportant un modèle détaillé de transferts hydriques, capable de prédire les quantités d'eau condensées.

Références bibliographiques

- [Allard, 1978] Allard, F. *Etude des ponts thermiques des parois de bâtiment en régime variable des températures*. Thèse : Sci. : Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1978. 241 p.
- [Allard, 1986] Allard, F., Inard, C., Roldan, A. *Etude comparative de différentes méthodes de modélisation des échanges radiatifs de courtes et grandes longueurs d'onde dans une cellule d'habitation*. Annales de l' I.T.B.T.P. 1986, n°442. 60 p.
- [Al-Asmar, 1996] Al-Asmar, H. R., Jones, B., W., Matteson, D., K. *Experimental Evaluation of Attic Radiant Barriers (RP-577)*. ASHRAE transactions, ASHRAE Inc, Faxon Finder, ISSN: 0001-2505, Volume 102, Issue 1, pages: 297 - 306, 1996.
- [Awbi, 1999] Awbi, H.B., Hatton, A. *Natural convection from heated room surfaces*. Energy and Buildings. 30 (1999) 233-244
- [Bansal, 1994] Bansal, N.K., Hauser, G., Minke, G. *Passive Building design - a handbook of natural climatic control*. Amsterdam: Elsevier Science B.V., 1994. 336 p. ISBN: 0-444-81745-X
- [Beausoleil-Morrison, 2000] Beausoleil-Morrison, I. *The adaptive coupling of heat and airflow modelling within dynamic whole-building simulation*. Ph.D. Thesis : University of Strathclyde, 2000.
- [Beausoleil, 2002] Beausoleil-Morrison, I. *The adaptive simulation of convective heat transfer at internal building surfaces*. Building and Environment. 37 (2002) 791-806
- [Berges, 1986] Berges, B. *Analyse du comportement conductif de l'enveloppe d'un bâtiment : recherche de modèles de transfert pour un flux monodimensionnel au travers des parois opaques*. Thèse : Sci. : Université de Nice. 1986. 296 p.
- [Boyer, 1993] Boyer, H. *Conception thermo-aéraulique de bâtiments multizones. Proposition d'un outil à choix multiple des modèles*. Thèse Sci. : Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1993.
- [Boyer, 1998] Boyer H., Garde F., Gatina J.C., Brau J., 1998. *A multi model approach of thermal building simulation for design and research purposes*. Energy and Buildings 28(1) : 71-79

- [Boyer, 1999] Boyer H., Lauret A.P., Adelard L., Mara T.A., 1999. ***Building ventilation : a pressure airflow model computer generation and elements of validation.*** Energy and Buildings, 29, 283-292
- [Boyer, 2001] Boyer, H., Lauret, P., Younes, A., Bastide, A., Mara, T. ***D'un code de simulation thermique du bâtiment à l'observation d'état : présentation de deux applications.*** V^{ème} Colloque Inter-Universitaire Franco-québécois, Lyon, mai 2001
- [Brau, 1992] Brau, J., Roux, J.J., Krauss G. ***Cahier des algorithmes du logiciel CODYBA.*** Paris : AFME, 1992. p. 59.
- [Breton, 1986] Breton, J. ***Modélisation thermique et simulation numérique en régime variable de parois à lames d'air insolée et/ou ventilée - intégration dans un code de calcul de charges thermiques de bâtiments.*** Thèse : Sci. : Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1986. 362 p.
- [Brickman, 1995] Brickman, R. A., Moujaes, S. F. ***Numerical Modeling of Heat Transfer in a Residential Room Space Configured with Reflective Insulation and Coatings.*** ASHRAE transactions, ASHRAE Inc, Faxon Finder, Volume 101 Issue 2, pp. 32 - 42, ISSN: 0001-2505, 1995.
- [Caccavelli, 1988] Caccavelli, D. ***Modélisation du comportement thermique des bâtiments multizones : adaptation à un processus de conception.*** Thèse : Sci. : Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1988. 477 p.
- [Célaire, 1997] Célaire, R., ***Opération expérimentale ECODOM. Prescriptions techniques.*** Document de référence. 32p.
- [Chapman, 1974] Chapman, A. J., ***Heat transfer.*** 4e éd. New York : Macmillan Publishing Compagny, 1974. 608 p. ISBN 0-02-321470-8
- [Citherlet, 2001] Citherlet, J.A., Clarke, J.A., Hand, J. ***Integration in building physics simulation,*** Energy and Buildings, 33 (2001), pp. 451-461.
- [Desjarlais, 1991] Desjarlais, A. O., Yarbrough, D. W. ***Prediction of the thermal performance of single and multi-air-space reflective insulation materials,*** Insulation Materials: Testing and applications, 2nd volume, ASTM STP 116, R. S. Graves and D. C. Wysocki, eds, Philadelphia, American society of testing materials, pp. 24-43, 1991.

- De Vriendt, 1984] De Vriendt, A. B., *La transmission de la chaleur - Volume 2*. Québec: Gaëtan Morin, 1984. 372 p. ISBN: 2-89105-083-5.
- [Duta, 1998] Duta, A. *Etudes thermiques et aérauliques des structures légères double-paroi avec effet pariétodynamique*. Thèse : Sci. : Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1998. 172 p.
- [Ellis, 2000] Ellis, M.W., Mathews, E.H. *A new simplified thermal design tool for architects*, Building and Environment, 36 (2001), pp. 1009-1021.
- [Elsherbiny, 1996] Elsherbiny, S. M., *Free convection in inclined air layer heated from above*. International Journal of Heat and Mass Transfer. 39 (1996) 3925-3930
- [Fairey, 1982] Fairey, P. *Effects of infrared radiation barriers on the effective thermal resistance of building envelopes*. ASHRAE/DOE Conference of thermal performance of the exterior envelopes of buildings II, Las Vegas, pp. 859-875. Atlanta: American Society of Heating, Refrigering and Air-Conditioning Engineers, Inc. 1982.
- [Fairey, 1985] Fairey, P. *The measured side-by-side performance of attic radiant barrier systems in hot and humid climates*. Nineteenth International Thermal Conductivity Conference, Cookeville, Tenn., pp. 481-496. 1985.
- [Fairey, 1988] Fairey, P. W., Swami, M. *Analysis of attic radiant barrier systems using mathematical models*. Proceedings of the Fifth annual symposium Improving building energy efficiency in hot and humid climates, 1988, Texas A&M University, pp. 186-193
- [Fairey, 1990] Fairey, P. *Seasonal Prediction of Roof-Mounted Attic Radiant Barrier System Performance from measured Test Data*. Florida Solar Energy Center. FSEC-PF-237-90. 1990
- [Fauconnier, 1981] Fauconnier, R., Grelat, A., *Thermique de l'habitat : bases de la modélisation thermique*. Annales de l' I.T.B.T.P., 1981, n°395. p. 123-138.
- [Fortin, 2001] Fortin, A. *Analyse numérique pour ingénieurs*. 2^e éd. Montréal : Presses internationales Polytechnique, 2001. 487 p. ISBN 2-553-00936-4

- [Gan, 1998] Gan, G., *A parametric study of Trombe walls for passive cooling of buildings*, Energy and Buildings, 27 (1998), pp. 37-43.
- [Garde, 1997] Garde, F. *Validation et développement d'un modèle thermo-aéraulique de bâtiments en climatisation passive et active. Intégration multimodèle de systèmes*. Thèse : Sci. : Université de La Réunion, 1997. 260 p.
- [Garde, 2000] Garde F., Boyer H., Célaire R., 2000. *Elaboration d'un label de conception thermique des bâtiments dans les départements d'outremers français*. Annales du BTP 2 (Avril 2000) : 27-40 ISSN 1270-9840
- [Garde, 2001] Garde, F. *Validation de codes de simulation thermo-aéraulique du complexe bâtiment/systèmes de climatisation. Application à la conception thermique des bâtiments*. Habilitation à Diriger des Recherches, Université de La Réunion : 2001, 214 p.
- [Garde, 2001] Garde, F., Lucas, F., Boyer, H., Brau, J. *Multiple model approach of a residential heat pump for integration in building thermal simulation code and comparison with experimental results*. ASHRAE Transactions, Atlanta, janvier 2001.
- [Garde, 2001b] Garde-Bentaleb, F., Boyer, H., Miranville, F., Depecker, P., 2001. *Bringing scientific knowledge from research to the professional fields: the case of the thermal and airflow design of buildings under tropical climates*. Energy and Buildings. 34 (5) 511-521
- [Gatina, 1982] Gatina, J. C., Hervé, P., Leveau, J. *Habitat et climat à La Réunion*. Séminaire du mois de juin 1982. La Réunion : 1982. 84 p.
- [Gatina, 1984] Gatina, J. C., Hervé, P., Auffret, P.Y., *Habitat et climat à La Réunion. Construire en climat tropical humide*. Documents et recherche n°11. Saint-Denis de La Réunion : Fondation pour la Recherche et le Développement dans l'Océan Indien, 1984. 159 p.
- [Gebhart, 1957] Gebhart, B. *Unified treatment for thermal radiation transfer processes - Gray, diffuse, radiators and absorbers*. ASME, 57-A-34. 1957.

- [Hall, 1985] Hall, J. A. *Performance testing of radiant barriers*. Third Annual Symposium on Improving Building Energy efficiency in hot and humid climates, Arlington Texas, 1985, pp 55-77.
- [Hoang, 1990] Hoang, T. H. *Etudes dynamiques et thermique d'écoulements d'air dans une cavité de grand rapport d'allongement en régime instationnaire - Application à une paroi à lames d'air ventilées*. Thèse : Sci. : Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1990. 133 p.
- [Hollingsworth, 1983] Hollingsworth, Jr., M. *Experimental Determination of the thermal resistance of reflective insulations*. ASHRAE transactions, Vol. 89-1B: 568-578, 1983.
- [Hottel, 1954] Hottel, H.C. *Radiant heat transmission*. 3^{ème} éd. New York: Mc Graw-Hill Book Compagny, 1954.
- [Hu, 2001] Hu, W. *Contribution à l'étude du couplage du rayonnement thermique avec la technique CFD dans le contexte du bâtiment*. Thèse : Sci. : Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2001. 233 p.
- [Incropera, 1996] Incropera, F. P., Dewitt, D. P. *Introduction to heat transfer*. 3^{ème} éd. New York: Wiley, 1996. 801 p. ISBN: 0-471-30458-1.
- [Iqbal, 1983] Iqbal, M. *A introduction to solar radiation*. Academic Press, 1983. ISBN: 0-12373750-8
- [Judkoff, 1995] Judkoff, R.D., Neymark, J.S. *A Procedure for Testing the Ability of Whole Building Energy Simulation Programs to Thermally Model the Building Fabric*. Journal of Solar Energy Engineering, Transactions of ASME, Volume 117, pp. 7-15, 1995.
- [Khalifa, 2001] Khalifa, A-J. N., *Natural convection heat transfer coefficient - a review - II Surfaces in two and three dimensional enclosures*. Energy Conversion and Management. 42 (2001) 505-517
- [Krauss, 1989] Krauss, G. Cours polycopié : *Aéraulique et bilan thermique*. Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, Laboratoire Equipement de l'Habitat, 1989. 53 p.

- [Lauret, 2001a] Lauret, P., Boyer, H., Mara, T., Garde, F., Séro-Guillaume, O. ***Algorithmes génétiques appliqués à la validation en thermique des bâtiments.*** V^{ème} Colloque Inter-Universitaire Franco-québécois, Lyon, mai 2001
- [Lauret, 2001b] Lauret, A. J. P., Mara, T. A., Boyer, H., Adelard, L., Garde, F., ***Validation methodology aid for improving a thermal building model: how to account for diffuse radiation in a tropical climate.*** Energy and Buildings. Volume 30 (2001), 711-718
- [Lavigne, 1994] Lavigne, P. ***Architecture Climatique - tome 1 : Bases physiques.*** Aix en Provence : Edisud, 1994. 191 p.
- [Levins, 1989] Levins, W. P., Karnitz, M. A., Hall, J. A. ***Moisture measurements in residential attics containing radiant barriers - Final report.*** Oak Ridge National Lab., TN, Energy Div. EPRI-CU-6495, 1989.
- [Levins, 1990a] Levins, W. P., Hall, J. A. ***Measured Effects of Dust on the Performance of Radiant Barriers Installed on Top of Attic Insulation.*** ASHRAE transactions, ASHRAE Inc , Volume 96 issue 2, pp 253 - 260, Faxon Finder, ISSN: 0001-2505, 1990.
- [Levins, 1990b] Levins, W. P., Karnitz, M. A., Hall, J. A. ***Dust and ventilation effects on radiant barriers: cooling season energy measurements - Final report.*** Oak Ridge National Lab., TN. EPRI-CU-6817. 72 p., 1990.
- [Lomas, 1992] Lomas, K. J., Eppel, H. ***Sensitivity analysis techniques of building thermal simulation program.*** Energy and Buildings. Volume 9 (1992), 21-44
- [Lucas, 2001] Lucas, F. ***Développement et validation des échanges thermo-hydriques dans les bâtiments - Influence de la condensation et des systèmes de traitement d'air couplés au bâtiment.*** Thèse Sci. : Université de La Réunion, 2001. 236p.
- [Mara, 2000] Mara, T. ***Contribution à la validation globale d'un logiciel de simulation thermo-aéraulique du bâtiment : proposition de nouveaux outils d'aide à la validation.*** Thèse : Sci. : Université de La Réunion. 2000

- [Medina, 1992] Medina, M. A., O'Neal, D. L., Turner W. D. ***Effect of Attic Ventilation on the Performance of Radiant Barriers.*** American Society of Mechanical Engineers : Journal of solar energy engineering, Faxon Finder, 1992.
- [Medina, 1998a] Medina, M. A. ***A Transient Heat and Mass Transfer Model of Residential Attics Used to Simulate Radiant Barrier Retrofits,*** Part I. Journal of solar energy engineering, American Society of Mechanical Engineers, Faxon Finder, Volume 120 Issue 1, pp. 32 - 38, ISSN: 0199-6231, 1998
- [Medina, 1998b] Medina, M. A. ***A Transient Heat and Mass Transfer Model of Residential Attics Used to Simulate Radiant Barrier Retrofits,*** Part II. Journal of solar energy engineering, American Society of Mechanical Engineers, Faxon Finder, Volume 120 Issue 1, pp. 39 - 44, ISSN: 0199-6231, 1998
- [Medina, 2000] Medina, M.A. ***On the performance of radiant barriers in combination with different attic insulation levels.*** Energy and Buildings, Volume 33 Issue 1, ISSN : 0378-7788, pp. 31-40, 2000.
- [Miller, 1990] Miller, R. G., Oscar, Sciface, F., Goss, W. P. ***Methods for determining the thermal performance of reflective insulation systems.*** Insulation materials, Testing and applications, ASTM STP 1030, D. L. McElroy and J. F. Kimpflen, eds, Philadelphia, American society of testing materials, pp. 378-396, 1990.
- [Millet, 1988] Millet, J. R. ***Conception thermique des bâtiments en climatisation naturelle dans les D.O.M.*** Document d'application C.S.T.B n° 88.4343, 1988, 124 p.
- [Miranville, 1999] Miranville, F. ***Mise en place d'une plate-forme expérimentale - réalisation et instrumentation d'un dispositif de caractérisation d'isolants minces réfléchissants.*** Mémoire de D.E.A. : Université de La Réunion. 1999.
- [Miranville, 2000] Miranville, F., Garde, F., Adelard, L., Lucas, F., Mara, T., Boyer, H., 2000. ***Présentation d'une plate-forme expérimentale dédiée à la thermique du bâtiment.*** Journées de la recherche « Energie et Environnement », Saint-Denis de La Réunion, 15-18 septembre 2000.

- [Miranville, 2000b] Miranville, F., Fock, E., Garde, F., Adelard, L., *Etude expérimentale d'une toiture composite incluant un isolant mince réfléchissant en climat tropical humide*. Congrès SFT 2000 (Société Française des Thermiciens) Lyon mai 2000, 273-278
- [Miranville, 2002] Miranville, F., Boyer, H., Garde, F. *Prise en compte simplifiée de la faible émissivité dans une cellule d'habitation : développement et intégration à un code de simulation du comportement thermique des bâtiments*. Congrès IBPSA 2002, Paris, octobre 2002
- [Moujaes, 1996] Moujaes S. *Use of passive radiation barriers in ventilated attics*. ASHRAE Transactions, Volume 102 Part 1, pp. 307-314, 1996.
- [Moujaes, 1999] Moujaes, S. F., Brickman, R. A. *Effect of a Radiant Barrier on the Cooling Load of a Residential Application in a Hot and Arid Region: Attic Duct Effect*. ASHRAE transactions, ASHRAE Inc, The British Library, 1999.
- [Nebecker, 1992] Nebeker, B. M., Tong, T. W. *Heat Transfer in Rectangular Reflective Insulation Systems*. Journal of thermal insulation and building envelopes, Technomic Publishing Company, Faxon Finder, 1992.
- [Nebecker, 1993] Nebeker, B. M., Tong, T. W. *Evaluation of Various Methods Used to Predict Heat Transfer Across Rectangular Reflective Insulation Systems*. Journal of thermal insulation and building envelopes, Technomic Publishing Company, Faxon Finder, , Volume 17, pp. 34 - 54, ISSN: 1065-2744, 1993.
- [Noboa, 1994] Noboa, H., O'Neal, D., Turner, W. *A Model of the Effect of Dust on the Emissivity of Radiant Barriers*. ASHRAE transactions. ISSN: 0001-2505. Volume 100 Issue 2, pp. 23-30, 1994.
- [O'Neal, 1996] O'Neal, D. L., Winiarski, D. W. *A quasi-steady-state model of attic heat transfer with radiant barriers*. Energy and buildings, Elsevier Science, Faxon Finder, Volume 24 Issue 3, pp. 183 - 194, ISSN: 0378-7788, 1996.
- Perez-Sanchez, 1989] Perez Sanchez, M. *Typologie et uniformisation syntaxique des modèles de transfert de chaleur dans le contexte de la thermique du bâtiment*. Thèse : Sci. : Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1989. 356 p.

- [Petrie, 1998] Petrie, T. W., Wilkes, K. E., Childs, P. W., Christian, J. E. ***Effects of Radiant Barriers and Attic Ventilation on Residential Attics and Attic Duct Systems: New Tools for Measuring and Modeling.*** ASHRAE transactions, ASHRAE Inc, The British Library, Volume 104 Issue 2, pp. 1175 - 1192, ISSN: 0001-2505, 1998.
- [Poljack, 1935] Poljack, G. ***Analysis of heat interchange by radiation between diffuse surfaces.*** Tech. Phys. USSR, 1 (1935), pp. 555-590.
- [Roldan, 1985] Roldan, A. ***Etude thermique et aéraulique des enveloppes de bâtiment. Influence des couplages intérieurs et du multizonage.*** Thèse : Sci. : Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1985. 310 p.
- [Smith-Schneider, 1994] Smith-Schneider, Paulo. ***Comportement thermo-aéraulique des bâtiments : Stratégies de résolution du problème couplé.*** Thèse : Sci. : Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1994. 247 p.
- [Walton, 1982] Walton, G. N. ***Airflow and multiroom thermal analysis.*** Ashrae Transactions, 1982. Volume 88, Part. 2. p. 78-91
- [Taine, 1995] Taine, J., Petit, J-P., ***Transferts thermiques.*** Paris : Dunod, 1995. 422 p. ISBN 2-10-002302-0
- [Wilkes, 1993] Wilkes, K. E., Childs, P. W. ***Thermal performance of clean horizontal radiant barriers under winter conditions - laboratory measurements and mathematical modelling.*** ASHRAE Transactions, ASHRAE Inc, Volume 99, pp 603-613, 1993.
- [Wolosyn, 1999] Wolosyn, M. ***Modélisation hygro-thermo-aéraulique des bâtiments multizones. Proposition d'une stratégie de résolution du système couplé.*** Thèse. Sci. : INSA de Lyon. 1999.
- [Yarbrough, 1982] Yarbrough, D. W., Kim, S. G. ***Thermal resistance of reflective insulation installed in a simulated wall cavity.*** Proceedings of the ASHRAE/DOE conference on the thermal performance of the exterior envelopes of buildings II, Las Vegas, ASHRAE SP 38, pp. 204-220, 1982.
- [Yerro, 1997] Yerro, P. ***Etude expérimentale des champs de température et de vitesse d'un bardage thermique.*** Thèse : Sci. : Université des Antilles-Guyane. 1997. 164 p.

Annexes

Chapitre 2

Annexe 1 :

Discrétisation spatio-temporelle de l'équation de la chaleur 257

Chapitre 3

Annexe 1 :

Présentation de quelques parois complexes 265

Annexe 2 :

Démarche de résolution d'un problème convectif 269

Chapitre 4

Annexe 1 :

Valeurs optimales des caractéristiques de la cellule LGI initiale 273

Annexe 2 :

Données climatiques des mois d'avril et août 2002 275

Chapitre 5

Annexe 1 :

Photos d'une cellule ISOTEST 279

DISCRETISATION SPATIO-TEMPORELLE DE L'EQUATION DE LA CHALEUR SELON LA METHODE DES DIFFERENCES FINIES

Nous détaillons dans cette annexe la discrétisation spatio-temporelle de l'équation de la chaleur ; nous montrons sur l'exemple d'un mur bicouche que la résolution du système d'équations est rendue plus aisée par un formalisme matriciel et se résume à une inversion de matrice.

1. FORMALISME DE LA CONDUCTION DANS LES PAROIS

Afin d'illustrer la méthode, considérons le mur bicouche suivant :

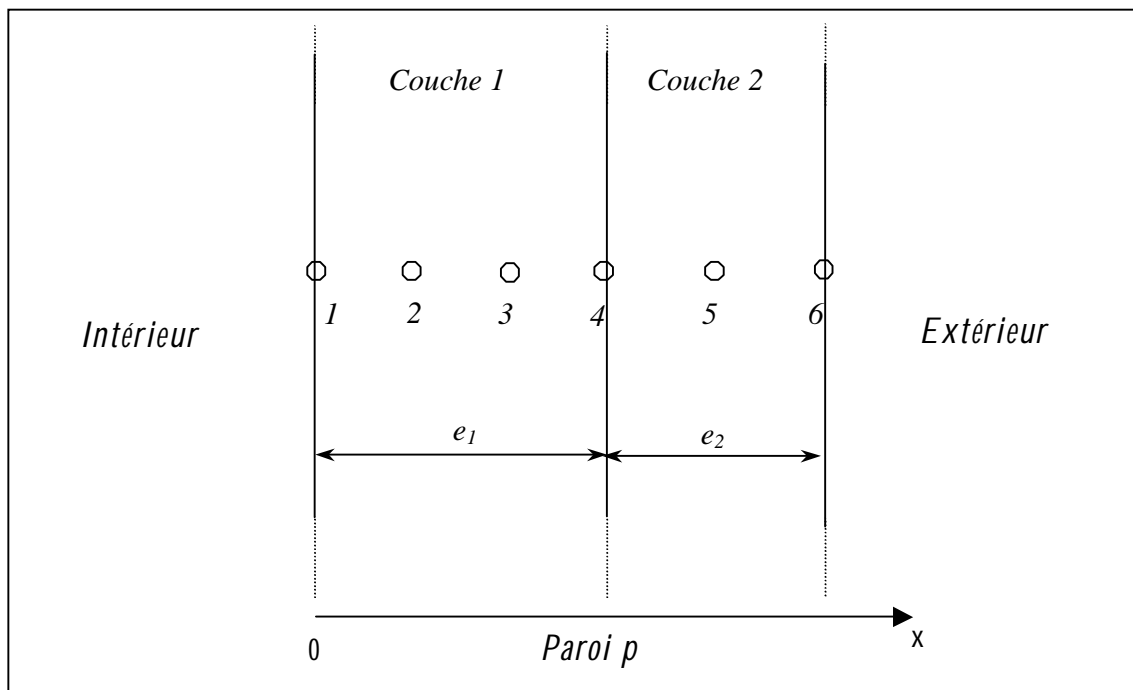


Figure 1 : Conduction à travers un mur bicouche

Le problème conductif, en supposant le transfert monodimensionnel selon l'axe (Ox) compte tenu du grand rapport d'allongement des parois des bâtiments, se pose pour chaque couche de la manière suivante :

$$\begin{cases} \frac{1}{a} \frac{\partial T(x,t)}{\partial t} = \frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial x^2} \\ a = \frac{\lambda}{\rho \cdot C_p}, \text{ diffusivité thermique de la couche} \end{cases}$$

L'écriture de ce système pour chaque couche permet de résoudre le problème conductif dans la paroi ; notons que l'on distingue les nœuds externes (aux extrémités de la paroi) et les nœuds internes. Ces derniers sont traités au départ de la discrétisation de l'équation de la chaleur, tandis que les premiers nécessitent un bilan énergétique.

1.1. Cas des nœuds internes

On procède en premier lieu à la discrétisation spatiale de l'équation de la chaleur ; celle-ci est basée sur la formule de Taylor, qui pour une fonction f , continue et dérivable s'écrit :

$$f(x+dx) = f(x) + dx.f'(x) + \frac{dx^2}{2!}.f''(x) + o(x^2)$$

En posant $T((i-1)\Delta x, t) = T_i$, et en appliquant la formule précédente, il vient:

$$T_{i+1} = T_i + \Delta x \cdot \frac{\partial T_i}{\partial x} + \frac{\Delta x^2}{2!} \cdot \frac{\partial^2 T_i}{\partial x^2}$$

de même,

$$T_{i-1} = T_i - \Delta x \cdot \frac{\partial T_i}{\partial x} + \frac{\Delta x^2}{2!} \cdot \frac{\partial^2 T_i}{\partial x^2}$$

d'où en additionnant ces deux expressions :

$$T_{i+1} + T_{i-1} = 2.T_i + \Delta x^2 \cdot \frac{\partial^2 T_i}{\partial x^2} \quad \text{soit} \quad \frac{\partial^2 T_i}{\partial x^2} = \frac{T_{i+1} - 2.T_i + T_{i-1}}{\Delta x^2}$$

Pour l'un quelconque des nœuds internes de la couche c , on a alors :

$$\begin{cases} \frac{1}{a_c} \cdot \frac{\partial T_i}{\partial t} = \frac{T_{i+1} - 2.T_i + T_{i-1}}{\Delta x^2} \\ a_c = \frac{\lambda_c}{\rho_c \cdot C_{p_c}} \end{cases}$$

il faut alors procéder à la discrétisation temporelle de l'équation précédente, en se basant là encore sur la formule de Taylor :

$$\begin{cases} \frac{\partial T_i}{\partial t} = \frac{T_i^{t+1} - T_i^t}{\Delta t} \\ T_i^t = T((i-1).\Delta x, (t-1).\Delta t) \end{cases}$$

on a alors :

$$T_i^{t+1} - T_i^t = \frac{a_c \cdot \Delta t}{\Delta x^2} \cdot [T_{i+1}^{t+1} - 2T_i^{t+1} + T_{i-1}^{t+1}]$$

et, en posant $\begin{cases} k_c = \frac{\lambda_c}{\Delta x} \\ C_c = \rho_c \cdot C_{pc} \cdot \Delta x \end{cases}$ et $\tau_c = \frac{C_c}{k_c}$, il vient :

$$T_i^t = -\frac{\Delta t}{\tau_c} \cdot T_{i+1}^{t+1} + \left(1 + 2 \frac{\Delta t}{\tau_c}\right) T_i^{t+1} - \frac{\Delta t}{\tau_c} \cdot T_{i-1}^{t+1}$$

1.2. Cas des nœuds de surface

Pour les nœuds de surface, il faut être capable de distinguer les extrémités de la paroi, par exemple intérieur et extérieur dans le cas d'une paroi en contact avec l'extérieur. Les équations sont alors données, en prenant arbitrairement pour convention de commencer la numérotation par la surface intérieure (1 pour nœud de surface intérieure), par l'écriture du bilan énergétique de la tranche d'épaisseur $\Delta x/2$ illustrée ci-dessous :

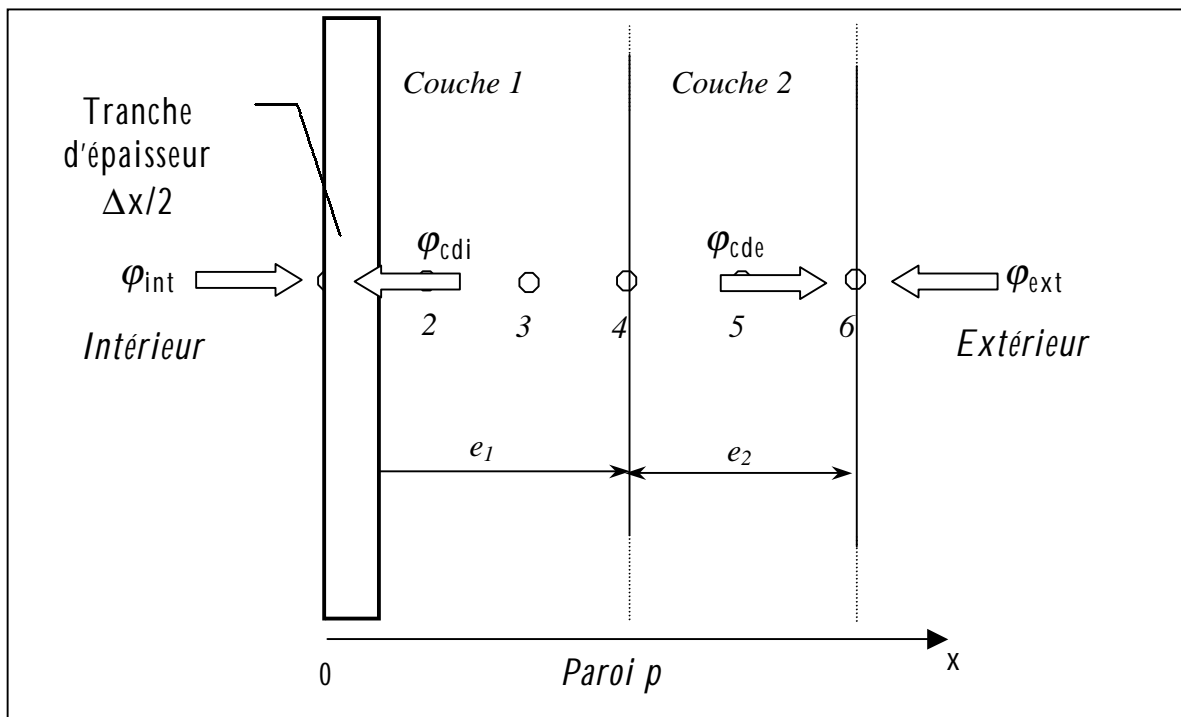


Figure 2 : Bilan énergétique de surface

Ce bilan s'exprime alors de la manière suivante, par exemple pour la surface intérieure :

$$\sum \text{Flux "entrant" dans le nœud} = \varphi_{cdi} + \varphi_{int} = \rho_1 \cdot C_{\rho_1} \cdot \left(\frac{\Delta X_1}{2} \right) \left(\frac{T_1^{t+1} - T_1^t}{\Delta t} \right)$$

Pour que le bilan énergétique soit correct, il faut considérer les flux « entrant dans le nœud » [Incropera, 1996]. Ces flux sont constitués du flux conductif du nœud 2 vers le nœud 1 et de celui issu du bilan énergétique de surface.

Ainsi, on peut écrire :

A l'intérieur :

$$\varphi_{cdi} + \varphi_{int} = \frac{\lambda_1}{\Delta X_1} (T_2^{t+1} - T_1^{t+1}) + \varphi_{int} = \rho_1 \cdot C_{\rho_1} \cdot \left(\frac{\Delta X_1}{2} \right) \left(\frac{T_1^{t+1} - T_1^t}{\Delta t} \right)$$

On en déduit alors :

$$T_1^t = T_1^{t+1} - \frac{2 \cdot \Delta t \cdot \lambda_1}{\rho_1 \cdot C_{\rho_1} \cdot \Delta X_1^2} \cdot (T_2^{t+1} - T_1^{t+1}) - \frac{2 \cdot \Delta t}{\rho_1 \cdot C_{\rho_1} \cdot \Delta X_1} \cdot \varphi_{int}$$

En reprenant les notations précédentes, on a alors :

$$T_1^t = \left(1 + \frac{2 \cdot \Delta t}{\tau_1} \right) T_1^{t+1} - \frac{2 \cdot \Delta t}{\tau_1} T_2^{t+1} - \frac{2 \cdot \Delta t}{C_1} \cdot \varphi_{int}$$

φ_{int} est le flux « entrant » par la paroi intérieure.

A l'extérieur :

$$\varphi_{cde} + \varphi_{ext} = \frac{\lambda_{Nc}}{\Delta X_{Nc}} (T_{Nn-1}^{t+1} - T_{Nn}^{t+1}) + \varphi_{ext} = \rho_{Nc} \cdot C_{\rho_{Nc}} \cdot \left(\frac{\Delta X_{Nc}}{2} \right) \left(\frac{T_{Nn}^{t+1} - T_{Nn}^t}{\Delta t} \right)$$

d'où

$$T_{Nn}^t = \left(1 + \frac{2 \cdot \Delta t}{\tau_{Nc}} \right) T_{Nn}^{t+1} - \frac{2 \cdot \Delta t}{\tau_{Nc}} T_{Nn-1}^{t+1} - \frac{2 \cdot \Delta t}{C_{Nc}} \cdot \varphi_{ext}$$

φ_{ext} est le flux « entrant » par la paroi extérieure. N_n et N_c sont respectivement le nombre de nœuds et le nombre de couches de la paroi.

Ces deux équations gèrent le bilan énergétique des nœuds de surface de la paroi considérée. Or on remarque qu'elles font intervenir une capacité thermique de surface. Bien que cette démarche soit directement issue de la théorie, il est usuel de constater que les codes de simulation du comportement thermique des bâtiments n'affectent parfois aucune capacité thermique en surface, car des modèles détaillés tridimensionnels montrent que la valeur de la capacité surfacique est très faible. Il est aisé d'annuler les capacités surfaciques, mais il faut prendre garde à bien redistribuer la capacité thermique totale de la paroi sur les nœuds internes.

L'équation à résoudre en surface est alors la suivante :

$$\sum \text{Flux "entrant" dans le nœud} = 0$$

1.3. cas des nœuds de liaison

Aux nœuds de liaisons entre couches, il faut écrire la conservation du flux conductif ; ainsi pour le nœud de liaison entre les couches c et $c+1$, on a :

$$\lambda_c \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_c = \lambda_{c+1} \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{c+1}$$

soit, si l est l'indice du nœud de liaison :

$$T_{l,p}^t = \frac{k_{c+1}}{k_c + k_{c+1}} \cdot T_{l+1,p}^t + \frac{k_c}{k_c + k_{c+1}} \cdot T_{l-1,p}^t$$

avec

$$\begin{cases} T_{l,p}^t : \text{température au nœud de liaison } l \text{ au pas de temps } t \\ c : \text{indice relatif au nombre de couches} \end{cases}$$

1.3.1.1. Application au mur bicouche

Nous allons appliquer les équations mises en évidence précédemment au mur bicouche de la figure 1. Ainsi, nous pouvons écrire :

Pour les nœuds de surfaces :

$$T_{se}^t = T_6^t = \left(1 + \frac{2 \cdot \Delta t}{\tau_2} \right) T_6^{t+1} - \frac{2 \cdot \Delta t}{\tau_2} T_5^{t+1} - \frac{2 \cdot \Delta t}{C_2} \cdot \varphi_{ext}$$

$$T_{si}^t = T_1^t = \left(1 + \frac{2 \cdot \Delta t}{\tau_1}\right) T_1^{t+1} - \frac{2 \cdot \Delta t}{\tau_1} T_2^{t+1} - \frac{2 \cdot \Delta t}{C_1} \cdot \varphi_{\text{int}}$$

Pour les nœuds internes :

Couche 1 :

$$T_2^t = -\frac{\Delta t}{\tau_1} \cdot T_1^{t+1} + \left(1 + 2 \cdot \frac{\Delta t}{\tau_1}\right) T_2^{t+1} - \frac{\Delta t}{\tau_1} \cdot T_3^{t+1}$$

$$T_3^t = -\frac{\Delta t}{\tau_1} \cdot T_2^{t+1} + \left(1 + 2 \cdot \frac{\Delta t}{\tau_1}\right) T_3^{t+1} - \frac{\Delta t}{\tau_1} \cdot T_4^{t+1}$$

Couche 2 :

$$T_5^t = -\frac{\Delta t}{\tau_2} \cdot T_4^{t+1} + \left(1 + 2 \cdot \frac{\Delta t}{\tau_2}\right) T_5^{t+1} - \frac{\Delta t}{\tau_2} \cdot T_6^{t+1}$$

Pour le nœud de liaison :

$$T_4^t = \frac{k_2}{k_1 + k_2} \cdot T_5^t + \frac{k_1}{k_1 + k_2} \cdot T_3^t$$

En résumé, les équations sont donc :

$$T_{si}^t = T_1^t = \left(1 + \frac{2 \cdot \Delta t}{\tau_1}\right) T_1^{t+1} - \frac{2 \cdot \Delta t}{\tau_1} T_2^{t+1} - \frac{2 \cdot \Delta t}{C_1} \cdot \varphi_{\text{int}}$$

$$T_2^t = -\frac{\Delta t}{\tau_1} \cdot T_1^{t+1} + \left(1 + 2 \cdot \frac{\Delta t}{\tau_1}\right) T_2^{t+1} - \frac{\Delta t}{\tau_1} \cdot T_3^{t+1}$$

$$T_3^t = -\frac{\Delta t}{\tau_1} \cdot T_2^{t+1} + \left(1 + 2 \cdot \frac{\Delta t}{\tau_1}\right) T_3^{t+1} - \frac{\Delta t}{\tau_1} \cdot T_4^{t+1}$$

$$T_4^{t+1} = \frac{k_2}{k_1 + k_2} \cdot T_5^{t+1} + \frac{k_1}{k_1 + k_2} \cdot T_3^{t+1}$$

$$T_5^t = -\frac{\Delta t}{\tau_2} \cdot T_4^{t+1} + \left(1 + 2 \cdot \frac{\Delta t}{\tau_2}\right) T_5^{t+1} - \frac{\Delta t}{\tau_2} \cdot T_6^{t+1}$$

$$T_{se}^t = T_6^t = \left(1 + \frac{2 \cdot \Delta t}{\tau_2}\right) T_6^{t+1} - \frac{2 \cdot \Delta t}{\tau_2} T_5^{t+1} - \frac{2 \cdot \Delta t}{C_2} \cdot \varphi_{\text{ext}}$$

Il est intéressant de remarquer qu'il existe deux types d'équations, différenciées par l'aspect temporel : les équations d'évolution des températures des nœuds de surface et des nœuds internes font intervenir les instants t et $t+1$, alors que l'équation d'évolution du nœud de liaison ne fait intervenir que le pas de temps t ; on peut ainsi

distinguer les équations d'évolution, liant les pas de temps et les équations instantanées. La résolution de ce système sous forme matricielle fait donc intervenir les matrices $[A]_e$ et $[A]_i$ que nous appellerons en lien avec la remarque précédente « matrice évolution » et « matrice instantanée ».

On a ainsi, sous forme matricielle :

$$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \end{bmatrix}^t = \begin{bmatrix} 1+2\frac{\Delta t}{\tau_1} & -2\frac{\Delta t}{\tau_1} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\Delta t}{\tau_1} & \left(1+2\frac{\Delta t}{\tau_1}\right) & -\frac{\Delta t}{\tau_1} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{\Delta t}{\tau_1} & \left(1+2\frac{\Delta t}{\tau_1}\right) & -\frac{\Delta t}{\tau_1} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{k_1}{k_1+k_2} & 0 & \frac{k_2}{k_1+k_2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{\Delta t}{\tau_2} & \left(1+2\frac{\Delta t}{\tau_2}\right) & -\frac{\Delta t}{\tau_2} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -2\frac{\Delta t}{\tau_2} & 1+2\frac{\Delta t}{\tau_2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \end{bmatrix}^{t+1} + \begin{bmatrix} -2\frac{\Delta t}{C_1} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ -2\frac{\Delta t}{C_2} \end{bmatrix}$$

Ce système s'écrit de manière plus concise de la manière suivante:

$$[A]_i \cdot [T]^t = [A]_e \cdot [T]^{t+1} + [B]$$

Sa résolution est effectuée en inversant la matrice évolution $[A]_e$, de sorte à obtenir le vecteur d'état des températures $[T]^{t+1}$:

$$[T]^{t+1} = [A]_e^{-1} \cdot ([A]_i \cdot [T]^t - [B])$$

PRESENTATION DE QUELQUES PAROIS A COMPORTEMENT COMPLEXE

Nous présentons dans ce paragraphe quelques exemples parmi les plus connus de parois complexes passives (sans système thermodynamique supplémentaire), dont l'efficacité a été éprouvée. Nous verrons dans un premier temps le mur Trombe et ses dérivés, puis le principe d'un bardage thermique, utilisé en climats chauds et enfin une structure double-paroi intégrant un élément textile.

1. LE MUR TROMBE ET SES DERIVES

Le mur Trombe et ses dérivés font partie des parois complexes utilisées en isolation dynamique des bâtiments. Les trois types de parois que nous allons considérer sont basées sur la même configuration, dont les éléments constitutifs sont les suivants (cf. figure 1) :

- *L'âme de la paroi, qui constitue le matériau central ; il est généralement composé d'un ou plusieurs matériaux homogène (1)*
- *Des matériaux extrêmes supérieur et inférieur, qui sont le prolongement direct des parois du bâtiment (2 et 2')*
- *Une couverture extérieure, composée d'un double-vitrage ou d'un simple-vitrage (3) associé à une occultation se déroulant en face extérieure (6), généralement opaque aux rayonnement de courtes longueur d'onde*
- *D'une lame d'air verticale, délimitée par la couverture, l'âme de la paroi et les matériaux extrêmes hauts et bas (4)*
- *Des lames d'air horizontales, en partie supérieure et inférieure de la parois (5 et 5')*

Différents orifices permettant la libre circulation de l'air conditionnant le comportement thermique global de la paroi ; ainsi dans le premier cas de la figure 1, aucune circulation d'air n'est possible entre la lame d'air verticale et le bâtiment ; c'est le *mur à effet de serre*. Dans le second cas, un recyclage de l'air intérieur du bâtiment est assuré par la paroi complexe, grâce à une prise d'air interne ; c'est le *mur Trombe*. Enfin, dans le troisième cas, un préchauffage d'air neuf est assuré par la paroi complexe, grâce à une prise d'air externe et l'injection d'air a lieu dans le

bâtiment ; c'est la *paroi à effet pariétodynamique* ; si la couverture extérieure est un vitrage, elle est appelée *paroi héliodynamique*.

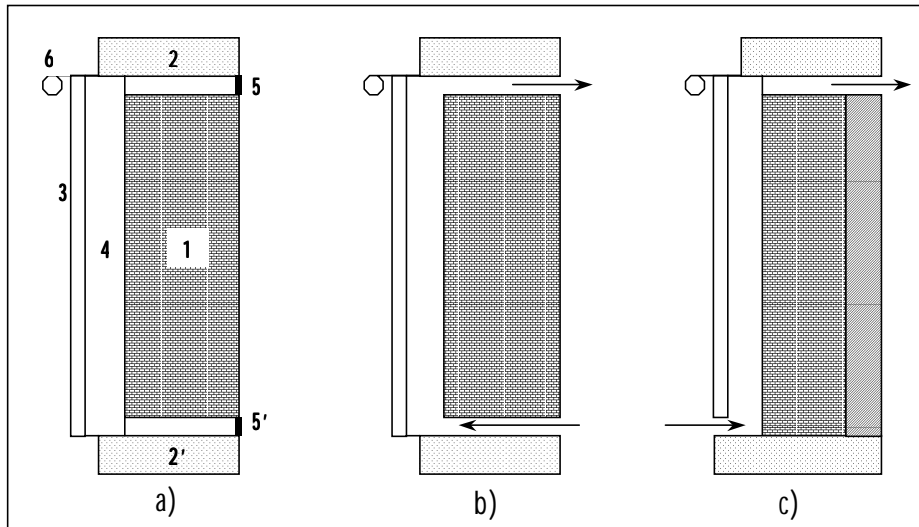


Figure 1 : Vue en coupe a) mur à effet de serre b) mur Trombe c) paroi héliodynamique

Ces trois types de parois sont utilisées pour le réchauffage en hiver et utilisent les forces de gravités pour entraîner les mouvements d'air ; une ventilation mécanique est en outre envisageable. Cependant, ces parois peuvent également être utilisées l'été, afin de rafraîchir l'air des bâtiments ; il suffit en effet de configurer les orifices de telle sorte que les mouvements d'air décrits sur la figure 2 soient générés.

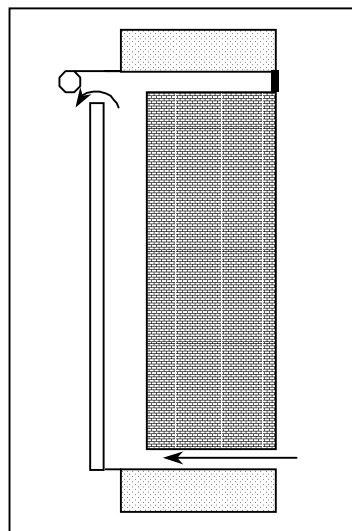


Figure 2 : Mur Trombe en configuration estivale

Ces technologies passives peuvent donc être avantageusement mises à profit pour rafraîchir ou réchauffer une ambiance, selon les besoins.

2. LE BARDAGE THERMIQUE

Le bardage thermique exploite également l'effet de cheminée ou de thermosiphon vu précédemment, au travers d'un concept dont le principe est la superposition au droit d'une paroi à protéger d'un autre matériau fortement conducteur de chaleur, de sorte à réaliser un canal d'air. Ce dernier a pour rôle d'assurer l'évacuation des apports solaires, afin de limiter les gains énergétiques vers le bâtiment.

Plusieurs configurations sont là encore possibles, permettant l'utilisation du bardage en isolation dynamique d'une part, mais également comme moyen d'assurer le renouvellement d'air d'une ambiance. La figure 3 illustre ces deux configurations : dans le premier cas (à gauche), le bardage thermique génère par effet gravitationnel un mouvement d'air déconnecté de l'ambiance. Dans le second cas (à droite), l'air de l'ambiance est renouvelé grâce à des orifices lui permettant de s'extraire de l'enveloppe du bâtiment.

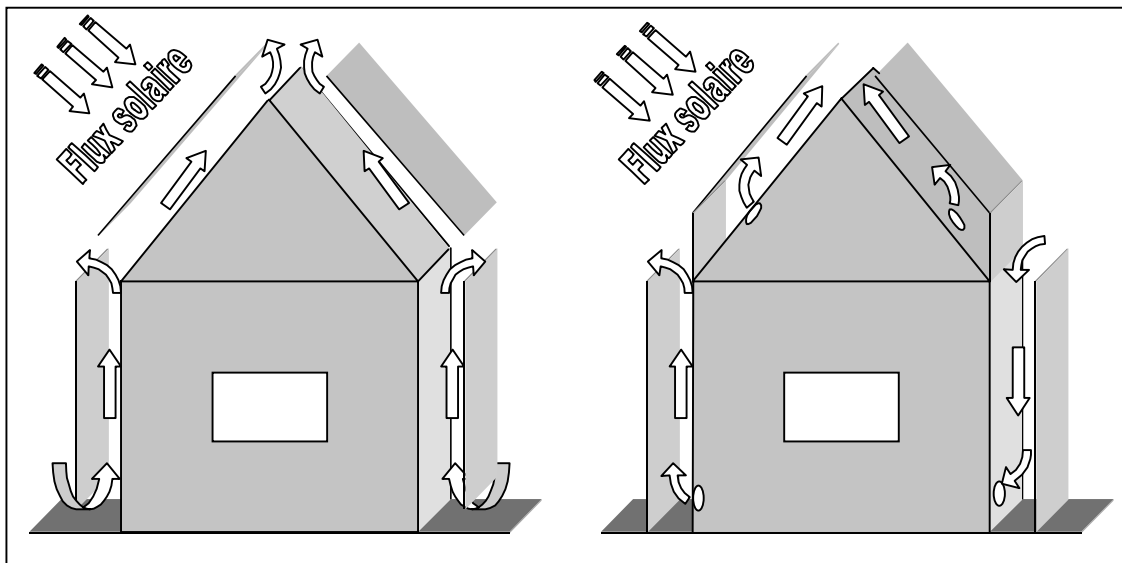


Figure 3 : Fonctionnement d'un bardage thermique, à gauche sans ventilation intérieure et à droite avec ventilation intérieure

Dans ce cas, la paroi dite complexe est constituée de l'ensemble bardage thermique/lame d'air/paroi de l'enveloppe du bâtiment concernée. Ce type de paroi est utilisé aux Antilles, dont le climat, de type tropical humide, impose des sollicitations extrêmes sur les bâtiments [Yerro, 1997].

3. LA STRUCTURE DOUBLE-PAROI A ELEMENT TEXTILE

Ce dernier exemple de paroi complexe est basé sur le même principe que le bardage thermique ; la encore, il s'agit de superposer un matériau à une paroi de bâtiment, afin de le protéger des rayons solaires d'une part, mais également d'évacuer les apports énergétiques grâce au canal d'air ainsi constitué. Cependant, la particularité de ce système est qu'il intègre un élément textile, plus précisément une toile perforée. L'avantage de cette dernière est qu'elle permet, en plus de l'écoulement d'air dans le canal, une évacuation de l'air par ses perforations et également une plus grande transmission d'énergie lumineuse [Duta, 1998].

DEMARCHE DE RESOLUTION D'UN PROBLEME CONVECTIF

Nous exposons ci-dessous la démarche générale de résolution d'un problème convectif ; nous soulignons qu'il se ramène à la détermination d'un coefficient d'échange par convection, généralement donné par des corrélations.

1. POSITION DU PROBLEME ET METHODOLOGIE

Les transferts convectifs, à la différence des transferts par conduction, se font dans un fluide en mouvement et peuvent être considérés comme de la conduction dans un milieu déformable. Ceci étant, ce qui intéresse en premier lieu le thermicien du bâtiment, ce n'est pas comme en conduction le champ de température en tous points du fluide, mais seulement à l'interface entre le fluide et les parois solides qui le contiennent. En effet, la donnée du gradient de température entre le fluide et ses parois solides permet de calculer le coefficient d'échange convectif h , qui intervient dans la loi phénoménologique de Newton donnant le flux convectif échangé.

Cette loi est formalisée de la manière suivante :

$$\varphi_p = h.(T_p - T_M) \text{ avec } \begin{cases} T_p : \text{température de la paroi solide} \\ T_M : \text{température de mélange} \\ \varphi_p : \text{densité de flux convectif échangée} \end{cases}$$

Ainsi, l'objectif de la résolution du problème convectif va être de déterminer la densité de flux échangée à l'interface paroi/fluide au travers du coefficient d'échange convectif, en ayant au préalable défini la température de mélange appropriée. Cette dernière donnée est destinée à moyenner le champ de température au voisinage de la paroi concernée. Elle est souvent prise égale à la température moyenne du fluide de la paroi, ou encore, dans le cas d'une configuration entrée/sortie, à la température d'entrée ou à la moyenne logarithmique des températures d'entrée et de sortie.

Dans la pratique, le calcul de h s'effectue quant à lui au départ de corrélations empiriques faisant intervenir des nombres adimensionnels et des coefficients numériques. Ces nombres adimensionnels sont destinés à généraliser le calcul pour une classe d'écoulement. Ils sont issus de la mise en équation du problème convectif et de l'adimensionnement des ses équations et de leurs conditions aux limites, comme l'expose le paragraphe suivant.

2. MISE EN EQUATION ET ADIMENSIONNEMENT

2.1. Formalisation du problème

Physiquement, les transferts convectifs ont pour origine une différence de température entre le fluide et la paroi solide considérée. Cet écart de température étant donné, l'échange d'énergie va se faire avec plus ou moins d'intensité, en fonction du mouvement du fluide. Ce mouvement peut avoir deux sources :

- *Le mouvement est imposé par une action mécanique extérieure (ventilateur par exemple), et la convection qu'il motive est qualifiée de **forcée***
- *Le mouvement se fait uniquement sous l'effet du champ de pesanteur, auquel cas la convection est qualifiée de **naturelle***

Le problème général de la convection est décrit par les équations de conservation classiques de la mécanique et de la thermodynamique. On montre que dans leur forme générale, les équations sont les suivantes :

1. Conservation de la masse

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \text{div}(\rho \cdot \vec{V}) = 0$$

2. Conservation de la quantité de mouvement (équations de Navier-Stokes)

$$\rho \cdot \left[\frac{\partial \vec{V}}{\partial t} + \vec{V} \cdot \overline{\text{grad}} \vec{V} \right] = \rho \cdot \vec{F} - \overline{\text{grad}} P - \frac{2}{3} \cdot \overline{\text{grad}} (\mu \cdot \text{div} \vec{V}) + \text{div}(\mu \cdot \overline{\text{grad}} \vec{V})$$

3. Conservation de l'énergie

$$\rho \cdot C_p \cdot \left[\frac{\partial T}{\partial t} + \vec{V} \cdot \overline{\text{grad}} T \right] = \text{div}(\lambda \cdot \overline{\text{grad}} T) + T \cdot \beta \cdot \frac{dP}{dt} + q + \phi$$

Une sixième équation est constituée de la loi de comportement du fluide.

En générale, la résolution d'un tel système associé à ses conditions aux limites n'est pas aisée. Des simplifications sont faites, parmi lesquelles :

- *Le champ de forces extérieur n'agit que selon un axe vertical*
- *L'écoulement du fluide est dit de couche limite, c'est à dire que la zone d'écoulement perturbée près de la paroi est d'une épaisseur très faible comparée*

à la dimension caractéristique du système considéré ; on peut de plus, pour les fluides à faible viscosité (comme l'air), faire l'approximation des couches limites (hypothèse de Prandtl) :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \text{ et } \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \gg \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \\ \frac{\partial^2 V_3}{\partial x^2} \text{ et } \frac{\partial^2 V_3}{\partial y^2} \gg \frac{\partial^2 V_3}{\partial z^2} \\ \frac{\partial^2 V_2}{\partial x^2} \approx 0 \text{ et } \frac{\partial^2 V_2}{\partial y^2} \approx 0 \\ \frac{\partial^2 V_1}{\partial x^2} \approx 0 \text{ et } \frac{\partial^2 V_1}{\partial y^2} \approx 0 \end{array} \right.$$

On réduit de plus au cas bidimensionnel lorsqu'il y a symétrie de l'écoulement.

- λ et μ varient peu avec la température
- La masse volumique ρ est prise constante dans toutes les équations de la convection forcée
- Pour la convection naturelle, on adopte l'hypothèse de Boussinesq-Oberbeck, qui consiste à écrire ρ fonction de T dans le terme de poussée $\rho \cdot \vec{F}$ et le laisser constant dans les autres. Ceci revient à supposer d'une part que le fluide est dilatable mais incompressible, et d'autre part que l'écart relatif entre la température de la paroi et la température du fluide « loin de la paroi » est faible.

2.2. Similitudes et nombres adimensionnels

Compte tenu de la grande diversité des configurations possibles (nature du fluide, propriétés thermophysiques, géométrie, etc.) le calcul de h est précédé d'une phase d'adimensionnement des équations²⁴ et de leurs conditions aux limites, dans laquelle vont apparaître des groupements sans dimensions, dits nombres adimensionnels, caractéristiques de classes d'écoulement. Les corrélations menant au calcul de h vont ainsi être définies au départ de ces nombres adimensionnels, et par la même contenir intrinsèquement une plus grande généralité.

²⁴ Analyse dimensionnelle, selon le théorème de Vashy-Buckingham

L'adimensionnement des équations du problème général de la convection, associé à l'adimensionnement des conditions aux limites associées, met en évidence les nombres suivants :

- *En convection forcée, les nombres de Reynolds Re et de Prandtl Pr , menant au nombre de Péclet Pe :*

$$\left\{ \begin{array}{l} Re = \frac{V.L}{\nu} = \frac{\text{forces d'inertie}}{\text{forces de viscosité}} \\ Pr = \frac{\nu}{a} = \frac{\text{viscosité cinématique}}{\text{diffusivité thermique}} \\ Pe = Re.Pr \end{array} \right.$$

- *En convection naturelle, les nombres de Prandtl Pr et de Grashof Gr , menant au nombre de Rayleigh Ra :*

$$\left\{ \begin{array}{l} Gr = \frac{g.\beta.L^3.\Delta T}{\nu^2} \quad 25 \\ Ra = Pr.Gr \end{array} \right.$$

Le nombre de Nusselt Nu est mis en évidence pour les deux types de convection, et c'est sur ce paramètre qu'est fondée la détermination du coefficient d'échange convectif h ; en effet :

$$Nu = \frac{h.L}{\lambda} = \frac{\text{quantité de chaleur échangée par convection}}{\text{quantité de chaleur échangée par conduction}}$$

C'est pourquoi les corrélations menant au calcul du coefficient h sont de la forme :

- $Nu = f(Re, Pr) = f(Pe)$, en convection **forcée**
- $Nu = f(Pr, Gr) = f(Ra)$, en convection **naturelle**

25 En toute rigueur, $Ra=Pr^2.Gr$, mais sous réserve de l'hypothèse de Boussinesq et pour des valeurs du nombre de Prandtl proche de 1, on peut faire l'approximation $Ra=Pr.Gr$

VALEURS OPTIMALES DES CARACTERISTIQUES DE LA CELLULE LGI INITIALE

Nous consignons dans les tableaux suivants les caractéristiques optimales de la cellule *LGI* obtenues suite aux travaux de Mara [Mara, 2000].

Murs et vitrage [Surface (m ²)]	de l'intérieur vers l'extérieur	<i>e</i> (m)	λ (W.m ⁻¹ .K ⁻¹)	C_p (J.Kg ⁻¹ .K ⁻¹)	ρ (kg.m ⁻³)
Est [7,5], Sud [6,86], Ouest [7,5], Nord [6]	Fibrociment	0.005	0.65	840	1600
	Polyuréthane	0.06	0.0237	1380	30
	Fibrociment	0.005	0.65	840	1600
Toit [9]	Fibrociment	0.005	0.65	840	1600
	Polyuréthane	0.05	0.0237	1380	30
	Tôle	0.001	163	904	2787
Plancher [9]	Béton lourd	0.04	1.75	653	2100
	Polystyrène	0.035	0.045	1380	25
	Terre plein en béton	0.2	1.75	653	2100
Porte (Nord) [1,45]	Bois	0.018	0.23	1500	600
Vitre (Sud) [0.56]	K (W/m ² .K)	5			

Figure 1 : Propriétés thermophysiques des matériaux utilisées dans le modèle optimal.

Murs et vitrage	α_i	α_o	h_{ri} (W.m ⁻² .K ⁻¹)	h_{re} (W.m ⁻²² .K ⁻¹)	h_{rc} (W.m ⁻²² .K ⁻¹)
Pour toutes les parois sauf la porte et le toit	0.6	0.35 0.4 et 0.3	4.5	5.7	4.7
Vitre (Sud)	τ	0.85			

Figure 2 : Les coefficients intervenant dans les échanges radiatifs.

Murs et vitrage	h_{ci} (W.m ⁻²² .K ⁻¹)	h_{ce} (W.m ⁻²² .K ⁻¹)
Pour toutes les parois	5	Corrélation de Sturrock

Figure 3 : Les coefficients intervenant dans les échanges convectifs.

DONNEES CLIMATIQUES DES MOIS D'AVRIL ET AOUT 2002

Nous présentons ci-dessous les courbes donnant les sollicitations climatiques pour les séquences d'avril et août 2002, utilisées dans le chapitre 4 lors de la phase de corroboration.

1. MOIS D'AVRIL 2002

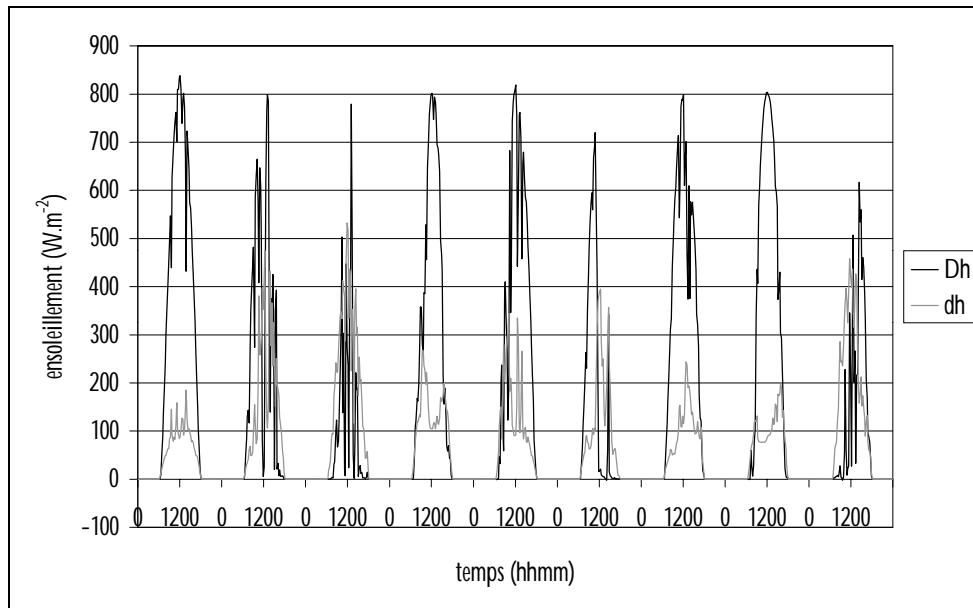


Figure 1 : Ensoleillement direct et diffus sur un plan horizontal en avril 2002

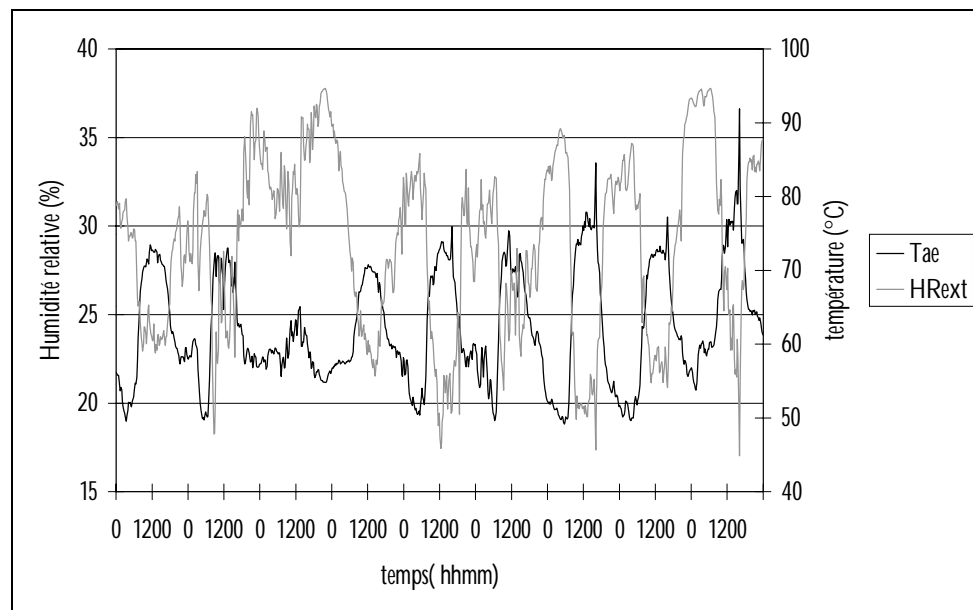


Figure 2 : Température d'air extérieur et humidité relative pour la séquence d'avril 2002

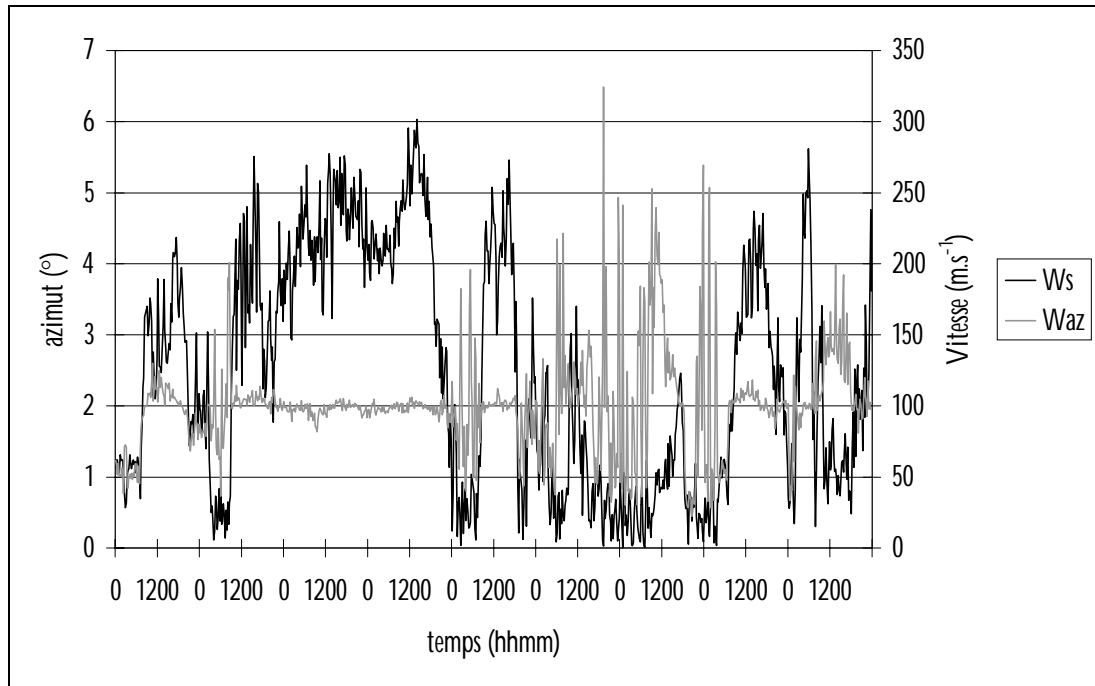


Figure 3 : Azimut (0 pour un vent de secteur nord) et vitesse du vent pour la séquence d'avril 2002

2. MOIS D'AOÛT 2002

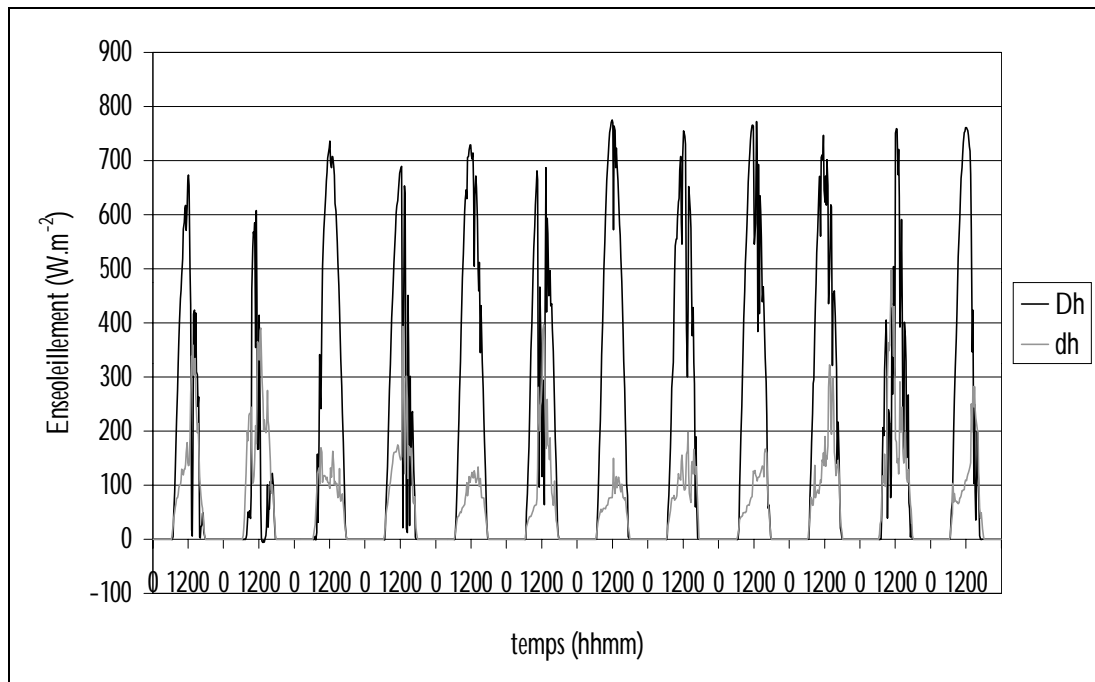


Figure 4 : Ensoleillement direct et diffus sur un plan horizontal en août 2002

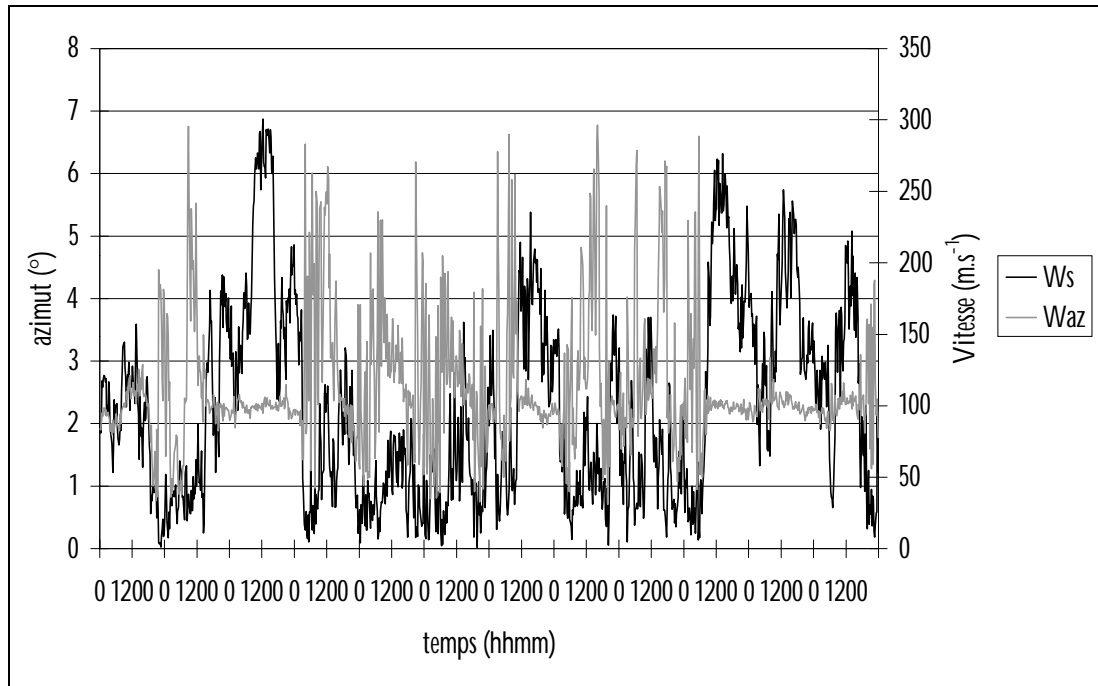


Figure 5 : Azimut (0 pour un vent de secteur nord) et vitesse du vent pour la séquence d'août 2002

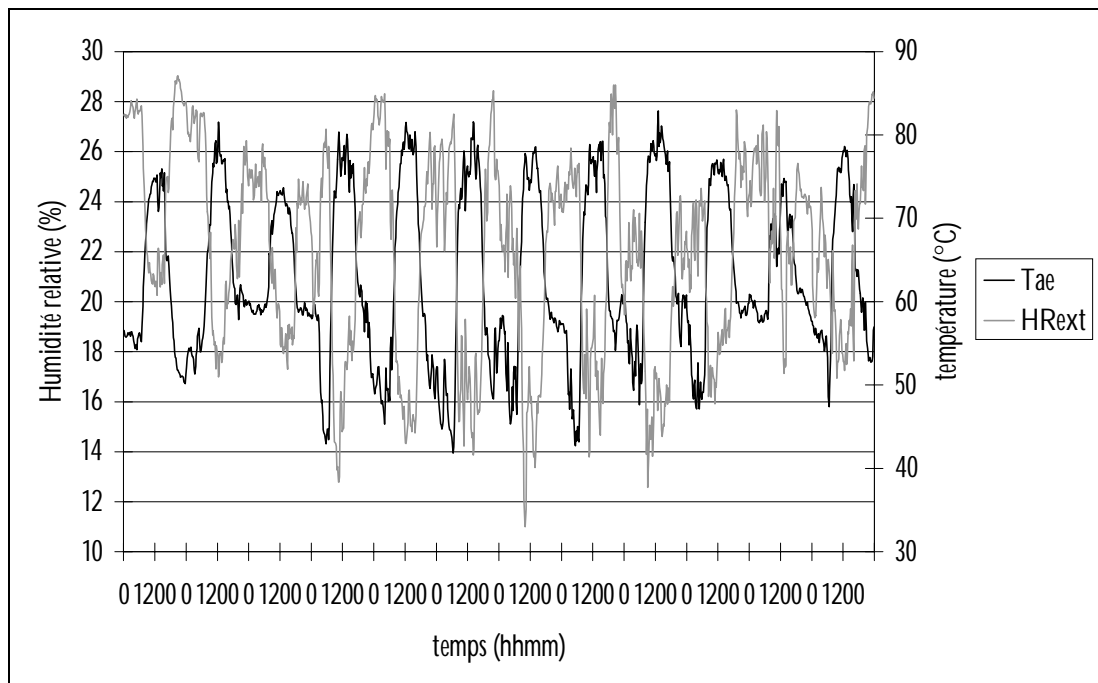


Figure 6 : température d'air extérieur et humidité relative pour la séquence d'août 2002

PHOTOS D'UNE CELLULE ISOTEST

Nous présentons ci-dessous les photos illustrant le montage du complexe de toiture d'une cellule ISOTEST et l'instrumentation de son enceinte.

1. COMPLEXE DE TOITURE



Figure 1 : Détails du montage du complexe de toiture d'une cellule ISOTEST

2. ENCEINTE



Figure 2 : Détails de l'assemblage et de l'instrumentation d'une cellule ISOTEST

