



HAL
open science

Méthodologies pour la caractérisation des performances thermiques d'éléments de façades à échelle réelle

Manon Rendu

► **To cite this version:**

Manon Rendu. Méthodologies pour la caractérisation des performances thermiques d'éléments de façades à échelle réelle. Thermique [physics.class-ph]. Université de La Rochelle, 2021. Français. NNT : 2021LAROS001 . tel-03511281

HAL Id: tel-03511281

<https://theses.hal.science/tel-03511281v1>

Submitted on 4 Jan 2022

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.



HAL Authorization



LA ROCHELLE UNIVERSITÉ

ÉCOLE DOCTORALE
EUCLIDE

Laboratoire LaSIE (UMR – 7356 CNRS)

THÈSE

présentée par

Manon RENDU

Soutenue le 7 juillet 2021
pour l'obtention du grade de Docteur de La Rochelle Université

Discipline : Energétique et Thermique

**Méthodologies pour la caractérisation des performances
thermiques d'éléments de façades à échelle réelle**

JURY :

Laurent IBOS

Denis MAILLET

Francis ALLARD

Stéphanie DEROUINEAU

Maxime DOYA

Alain SEMPEY

Mathilde COLMET-DAÂGE

Jérôme LE DRÉAU

Patrick SALAGNAC

Professeur, Université Paris-Est Créteil, Rapporteur

Professeur émérite, Université de Lorraine, Rapporteur

Professeur émérite, La Rochelle Université, Examineur

Chef de division, CTSB, Examinatrice

Chef de projet, TIPEE, Examineur

Maître de conférences, Université de Bordeaux, Examineur

Chef de projet, EDF R&D, Invitée

Maître de conférences, La Rochelle Université, Co-directeur de thèse

Professeur, La Rochelle Université, Co-directeur de thèse

Remerciements

Tout d'abord, je souhaite remercier les membres du jury. Un grand merci à Francis Allard qui m'a fait l'honneur de le présider. Merci à Denis Maillet et Laurent Ibos pour avoir accepté de rapporter ces travaux et pour leurs conseils avisés. Merci à Alain Sempey et Stéphanie Derouineau pour les échanges enrichissants. Merci à Mathilde Colmet-Daâge pour la collaboration sur les problématiques expérimentales et pour sa présence à la soutenance.

Je tiens à remercier chaleureusement mes directeurs de thèse, Patrick Salagnac et Jérôme Le Dréau, pour le temps passé au montage du projet et pendant sa réalisation, pour leurs encouragements, leur bienveillance et leur confiance. Vous m'avez permis de réaliser cette thèse dans les meilleures conditions possibles. Je tiens à associer à ces remerciements Maxime Doya pour son rôle tout aussi important à mes yeux. Les expérimentations sur la Façade-Test n'auraient pas pu voir le jour sans son investissement pour concevoir et réaliser cet équipement colossal. Pour le volet expérimental, une aide précieuse a été également fournie par David Gaillard de Tipee, Laurent Servant et le regretté Michel Burlot du laboratoire LaSIE. Un très grand merci à vous tous. J'ai beaucoup appris à vos côtés.

Je remercie également l'environnement de thèse : la région Nouvelle-Aquitaine pour le financement, la direction et le personnel administratif du laboratoire LaSIE, les services centraux de La Rochelle Université et l'Ecole Doctorale Euclide pour la gestion administrative et financière et l'association Adocs pour les opportunités offertes tout au long du doctorat.

Je remercie les membres du LaSIE et doctorants, et particulièrement Emmanuel, Marc, Claudine, Cyrille, Jean-Luc, Ghislain, Julien, Antoine(s), Anaïs, Fanny, Marika, Zaid, Imane, Boris, Mathilde, Pierre, Ali, Simon, Maroua, Louis, Yunlu, Mathieu, Feryal, Jean David, Ainagul, Suelen, Guillaume, Alice, Mourad, Walter, Thomas, Chloé, Charlotte pour les moments de vie partagés.

Je veux remercier toute l'équipe de la Plateforme Tipee qui m'a offert un accueil chaleureux et aidée au quotidien pendant ces derniers mois de rédaction. Travailler auprès de vous a largement contribué à ma motivation.

Merci aux personnes qui m'ont fait découvrir ce domaine et initiée à la recherche. Je garde un excellent souvenir du stage réalisé avec Eric Perego et Dominique Pajani chez Bouygues Construction, de la collaboration avec Lionel Druette et Pierre Peigné du laboratoire CERIC et du projet de recherche Grimoire réalisé avec Emmanuel Bozonnet et Cécile Jolas. Emmanuel et Cécile, notre rencontre en salle Fourier 160 le 18 décembre 2015 restera gravée dans ma mémoire. Mille mercis à vous pour les opportunités que vous m'avez offertes.

Je souhaite également remercier la communauté scientifique qui met à disposition de tous le contenu de leur recherche.

Je veux exprimer ma plus profonde reconnaissance à ma famille pour avoir tant pris soin de moi : maman, Jérôme, Fred, Baptiste, Anna, Emilie, Joe, Christine, Hervé, Achille, Lucile, Naomie, Lola, Nathan, Mathéo.

Merci aux amis de m'avoir fait courir et sourire pour autre chose que le travail.

Merci Hugo pour ton soutien et ta patience. On a réussi à passer la ligne d'arrivée !

Résumé

Méthodologies pour la caractérisation des performances thermiques d'éléments de façades à échelle réelle

En Europe, le secteur du bâtiment représente plus d'un tiers des émissions de gaz à effet de serre, principalement dues à leurs besoins de chauffage et de climatisation. Ces dernières décennies ont vu apparaître de nouvelles technologies de façades aux comportements thermiques complexes. Leur but est de rendre l'environnement intérieur confortable tout en limitant les besoins énergétiques des bâtiments. La caractérisation thermique de ces façades est donc essentielle afin de garantir leur performance.

À cette fin, une nouvelle installation de type « cellule-test » a été utilisée. Cet équipement expérimental permet de tester des façades en conditions climatiques réelles, tout en disposant d'un volume intérieur contrôlé en température et dont les flux sont maîtrisés. L'objectif de la thèse est de mettre au point des méthodologies de caractérisation thermique des façades, à l'échelle du composant et à l'échelle de la cellule-test.

À l'échelle du composant, l'étude a porté sur une façade opaque fortement isolée. Ses caractéristiques thermiques ont été estimées à l'aide de mesures de températures intrusives par méthode inverse. Les résultats ont été comparés à une méthode non-intrusive : la méthode normalisée de la moyenne. En plus d'une bonne précision sur l'estimation de la résistance thermique de la paroi, la méthode intrusive a permis d'en estimer la capacité.

À l'échelle de la cellule-test, deux façades (opaque et vitrée) ont été étudiées. En complément des mesures expérimentales, un modèle thermo-aéraulique a été développé. Il a aidé à la construction d'une méthodologie qui estime les résistances thermiques d'une façade et des parois de la cellule-test, malgré la forte corrélation de ces paramètres. Cette étude a abouti à la formulation de préconisations pour la réalisation de futurs essais expérimentaux.

Mots clés : bâtiment, façade, caractérisation thermique, méthodes inverses, climat réel, modélisation, expérimentation

Abstract

Methodologies for thermal performance characterisation of full-scale facade components

In Europe, the building sector contributes for more than one third of greenhouse gas emissions, mainly due to their heating and cooling needs. New façade technologies with complex thermal behaviour have been developed in the last decades. Their goal is to make the indoor environment comfortable while minimizing the energy needs of buildings. Therefore, the thermal characterization of this new kind of facades is crucial to guarantee their performance.

To do so, a new "test cell" facility was used. Test cells are typically used to perform experiments under real weather conditions with a wide variety of facades. The objective of this PhD thesis is to develop a methodology for the thermal characterization of facades, both at the component and at the test cell scales.

At the component scale, the study focused on a highly insulated opaque façade. Its thermal characteristics were estimated using intrusive temperature measurements by inverse method. The results were compared to the standard non-intrusive method, known as the average method. The intrusive method was able to estimate its capacity in addition to good accuracy on the thermal resistance estimation.

At the test cell scale, an opaque wall and a glazed facade were studied. A coupled heat and airflow model was developed. It helped the conception of a methodology that estimates the thermal resistances of a façade and the walls of the test cell, despite the high correlation of these parameters. This study allowed to have a more accurate overview of the technical potential of this installation and it led to the definition of guidelines for future experimental works.

Keywords: building, façade, thermal characterization, inverse method, real climate, modelling, experiment

Table des matières

REMERCIEMENTS.....	III
RESUME.....	V
ABSTRACT.....	VII
TABLE DES MATIERES	IX
NOMENCLATURE	XI
INTRODUCTION GENERALE.....	1
CHAPITRE 1 ETAT DE L'ART DES FAÇADES ET LEUR CARACTERISATION THERMIQUE.....	3
1.1 DEFINITION	3
1.2 PRESENTATION DES FAÇADES	4
1.3 POSITIONNEMENT DE LA THESE.....	17
1.4 OUTILS EXPERIMENTAUX	19
1.5 CARACTERISATION DU COMPORTEMENT THERMIQUE DES FAÇADES	22
1.6 CONCLUSIONS ET PROBLEMATIQUES DE LA THESE	34
CHAPITRE 2 DISPOSITIF EXPERIMENTAL	39
2.1 LE BATIMENT-TEST.....	39
2.2 LA CELLULE-TEST	40
2.3 LES FAÇADES ETUDIEES.....	42
2.4 CONDITIONNEMENT DE LA CELLULE-TEST	46
2.5 INSTRUMENTATION.....	48
2.6 EXACTITUDES DES MESURES	55
2.7 QUALITE DE L'ENVELOPPE.....	59
2.8 CONCLUSIONS DU CHAPITRE	62
CHAPITRE 3 CARACTERISATION THERMIQUE A L'ECHELLE DU COMPOSANT.....	63
3.1 CARACTERISTIQUES DE LA PAROI	63
3.2 INSTRUMENTATION.....	64
3.3 MODELISATION	66
3.4 METHODE DE LA MOYENNE	76
3.5 IDENTIFICATION A PARTIR DE MESURES DE TEMPERATURE	80
3.6 CONCLUSIONS DU CHAPITRE	101
CHAPITRE 4 MODELISATION THERMO-AERAULIQUE DE LA CELLULE-TEST	103
4.1 OBJECTIFS	103
4.2 CONSTRUCTION DU MODELE THERMO-AERAULIQUE.....	104
4.3 CAS D'ETUDES.....	112
4.4 COMPLEMENT DES MODELES	123
4.5 ANALYSE DES MODELES.....	126
4.6 CONCLUSIONS DU CHAPITRE	134

CHAPITRE 5 CARACTERISATION THERMIQUE DE LA CELLULE-TEST ET DE SES FAÇADES	137
5.1 SELECTION DU MODELE SIMPLIFIE DE LA CELLULE-TEST.....	138
5.2 CAS D'ETUDES.....	144
5.3 ETUDE DE LA CELLULE-TEST EQUIPEE DE LA FAÇADE OPAQUE.....	151
5.4 ETUDE DE LA CELLULE-TEST EQUIPEE DE LA FAÇADE VITREE	163
5.5 L'ESTIMATION DES CAPACITES	172
5.6 CONCLUSIONS DU CHAPITRE	175
CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES	177
BIBLIOGRAPHIE	181
ANNEXE A : FAÇADE ISOLEE AVEC DOUBLE FENETRE	199
ANNEXE B : CALCUL DES INCERTITUDES DE MESURE DES TEMPERATURES	203
ANNEXE C : ESTIMATION DE LA CAPACITE THERMIQUE INTERNE DE LA CELLULE-TEST	209
ANNEXE D : MODELES <i>FEM</i> DES PONTS THERMIQUES	211

Nomenclature

Lettres latines

A	Surface efficace de vitrage, m^2
c	Capacité thermique massique, $J.kg^{-1}.K^{-1}$
C	Capacité thermique, $J.m^{-2}.K^{-1}$
C_d	Coefficient de décharge, -
C_p	Coefficient de pression, -
d	Direction du vent, °
e	Epaisseur de matériau, m
f	Fraction d'ombrage
F	Facteur de forme, -
g	Facteur solaire, -
h	Coefficient d'échange thermique, $W.m^{-2}.K^{-1}$
H	Fonction de transfert
HR	Humidité relative, -
J	Fonction de vraisemblance, -
k	Coefficient caractérisant la perméabilité à l'air, m^3/h à 1 Pa
L	Epaisseur du mur, m
M	Matrice
n	Indicateur de type de régime d'écoulement d'air, -
p	Variable de Laplace
P	Pression, Pa
q_v	Débit volumique, $m^3.h^{-1}$
Q	Densité de flux dans le domaine temporel, $W.m^{-2}$
R	Résistance thermique, $m^2.K.W^{-1}$
S	Capteur
\mathcal{S}	Surface, m^2
t	Variable temporelle, s
T	Température dans le domaine temporel, °C ou K
U	Coefficient de transmission thermique, $W.m^{-2}.K^{-1}$
v	Vitesse du vent, $m.s^{-1}$
W	Facteur de réponse pour une excitation intérieure
x	Variable spatiale, m
X	Facteur de réponse pour une excitation extérieure
Y	Facteur de réponse pour une excitation extérieure
z	Hauteur, m
Z	Facteur de réponse pour une excitation intérieure

Lettres grecques

α	Absorptivité, -
β	Liste des paramètres à estimer
ε	Emissivité, -
θ	Température dans le domaine de Laplace, °C
λ	Conductivité thermique, $W.m^{-1}.K^{-1}$
ρ	Densité, $kg.m^{-3}$
σ	Constante de Stefan-Boltzmann, $W.m^{-2}.K^{-4}$
φ	Densité de flux dans le domaine de Laplace, $W.m^{-2}$
ϕ	Flux thermique, W
χ	Coefficient de transmission thermique ponctuel, $W.K^{-1}$
Ψ	Coefficient de transmission thermique linéique, $W.m^{-1}.K^{-1}$
ω	Terme stochastique (erreur)

Indices et exposants

→	Reçu par l'appareil
aux	Auxiliaires
b	Brillance
c	Cellule-test
conv	Convection
fr	Cadre de la fenêtre
f	Façade
g	Vitrage
GT	Garde thermique
h	Chauffage
in	Intérieur
LW	Rayonnement en grandes longueurs d'onde
o	Façade opaque
pl	Contreplaqué bakérisé
PUR	Polyuréthane
pyrgeo	Pyrgeomètre
out	Extérieur
s	Surface
SW	Rayonnement en courtes longueurs d'onde
T	Total
v	Façade vitrée

Sigles

BIPV	Building Integrated PhotoVoltaics
CTSM	Continuous Time Stochastic Model
CLE	Conditions aux Limites Extérieures
CLI	Conditions aux Limites intérieures
DTU	Document Technique Unifié
FEM	Finite Element Method
FR	Facteurs de réponse
GIEC	Groupe d'expert Intergouvernemental sur l'Evolution du Climat
HLC	Heat Loss Coefficient
MCP	Matériau à Changement de Phase
PIV	Panneau Isolant sous Vide
PV/PVT	Photovoltaïque / Photovoltaïque et Thermique
PVC	Chlorure de polyvinyle
QR	Quadripôle
RE	Règlementation Environnementale
RC	Résistance-Capacité
ROLBS	Randomly Ordered Logarithmic Binary Sequence
RT	Règlementation thermique
STD	Simulation thermique Dynamique
TSCs	Transparent Solar Cells
UV	Ultra-Violet

Introduction générale

Le secteur du bâtiment est le deuxième secteur le plus consommateur d'énergie au monde, après le secteur de l'industrie en 2018, et le deuxième derrière le secteur des transports dans l'*OCDE*¹. Sa consommation représente 30 % de l'énergie utilisée au monde. Elle est passée de 940 Mtep² en 1990 à 1200 Mtep en 2018 dans les pays de l'*OCDE*, soit une augmentation de 27 %. À ce titre, le secteur du bâtiment et son devenir constituent un domaine d'étude à part entière pour le *GIEC*. Ce groupe d'experts prévoit une augmentation de la consommation d'énergie mondiale des bâtiments résidentiels et commerciaux à des fins de chauffage et de climatisation d'environ 80 % entre 2010 et 2050 en raison de l'augmentation de la population, du nombre de logements et de la diminution du nombre d'habitants par logement à rendements d'équipements constants (Lucon et al. 2014). En Europe, les projections estiment que les réglementations compenseront l'augmentation du besoin d'énergie.

Pour diminuer la consommation énergétique d'un bâtiment, la recherche s'articule autour de deux principaux objectifs : diminuer le besoin d'énergie des bâtiments et augmenter l'efficacité énergétique des équipements satisfaisant ce besoin. La diminution du besoin se traduit par la conception d'enveloppes efficaces. Dans un premier temps, grâce à une isolation efficace, les enveloppes ont fortement limité les déperditions vers l'extérieur. Pour les réduire encore d'avantage, il faut des enveloppes capables d'adapter la quantité d'énergie échangée avec l'environnement extérieur en fonction des variations climatiques pour assurer le confort des usagers. Ces variations étant rapides, les enveloppes doivent disposer d'un comportement dynamique. Leur fonctionnement, et donc leurs caractéristiques, évoluent en fonction de la période de la journée voire de l'année. Afin de compenser la consommation d'énergie résiduelle nécessaire, certaines enveloppes en produisent, souvent grâce à la conversion de l'énergie solaire.

Dans ce contexte de progrès technologique, le projet CITEE « Composants InnovanTs pour les Enveloppes des bâtimEnts », financé par le CPER-FEDER, vise à améliorer les performances énergétiques des composants d'enveloppes des bâtiments. Un de ses objectifs consiste à développer des méthodologies de caractérisation des enveloppes.

¹ Organisation de Coopération et de Développement Economiques. Elle regroupe 37 pays.

² Tep pour « tonne équivalent pétrole » est une unité de mesure de la consommation énergétique. 1 tep = 11620 kWh

Jusqu'à présent, de nombreux travaux ont porté sur l'étude d'enveloppes de bâtiments à l'échelle de la paroi en laboratoire ou sur site à partir de mesures, intrusives ou non dans le but de caractériser le comportement de façades neuves ou existantes, dont la composition peut être méconnue, ou pour développer une méthode de validation de performances, à déployer sur le parc. L'objectif de cette thèse est de permettre la réalisation d'essais à une échelle intermédiaire : une cellule-test. Bien que ce type d'essais ait été initié à la fin des années 80 dans le cadre du projet PASSYS, un manque méthodologique se fait ressentir quant à l'étude de composants d'enveloppes innovants ou fortement isolés.

Les composants de façade sont donc testés sur un nouvel outil expérimental à échelle réelle, appelé « cellule-test », sur la plateforme TIPEE à La Rochelle. Cet équipement permet d'accrocher de manière hermétique des éléments de façade ou de toiture et de tester leurs performances en conditions climatiques réelles. Les méthodologies développées sont basées sur les résultats des essais expérimentaux.

Avant d'appliquer les méthodologies développées à des composants d'enveloppe innovants, il est nécessaire de les éprouver sur des composants classiques afin d'être capable d'en critiquer le résultat. Dans le cadre de cette étude, deux composants d'enveloppes ont été testés : une façade opaque à ossature bois fortement isolée et une façade équipée d'un ouvrant. Pourtant traditionnels, la caractérisation thermique de ces composants n'est pas simple pour autant. En effet, le flux traversant la façade très isolée est faible, limitant l'application des méthodes couramment utilisées jusqu'alors. Quant à la façade vitrée, la dynamique ajoutée par les apports solaires complexifie les phénomènes thermiques.

Cette thèse est décomposée en cinq chapitres, menant à l'identification partielle de caractéristiques thermiques à l'échelle de la cellule-test, en passant par la mesure de caractéristiques localement. Le Chapitre 1 a pour objectif de replacer l'étude des façades dans son contexte historique, technologique, réglementaire et scientifique. Le Chapitre 2 décrit l'installation expérimentale dont les résultats sont venus enrichir les méthodologies. Ce chapitre contient également la description des façades étudiées. Le Chapitre 3 est la caractérisation de la façade opaque à l'échelle de la paroi. Ce travail a permis de comparer la méthode normalisée à une méthodologie basée sur une méthode inverse. Cette dernière utilise des mesures précises des conditions aux limites et des mesures intrusives de température au sein du mur. Le Chapitre 4 montre le développement d'un modèle thermo-aérodynamique de la cellule-test. Son objectif est de vérifier la bonne compréhension des phénomènes physiques mis en jeu, la vérification du bilan thermique de la cellule-test et enfin, la production de jeux de données numériques. Ils sont à la base de la méthodologie développée dans le Chapitre 5 dont le but est de déterminer les performances thermiques de la façade à partir de modèles thermiques dynamiques simplifiés et de jeux de données variés.

Chapitre 1 Etat de l'art des façades et leur caractérisation thermique

Les façades des bâtiments sont l'objet de recherches dans de vastes domaines. En architecture, des ouvrages sont dédiés à l'étude de leurs formes et de leurs couleurs à travers le monde (Vranckx 2011; Hellier 2020). Dans le domaine des sciences sociales, certains en ont étudié les aspects sociologiques ; la façade étant considérée comme un lieu de séparation entre l'espace public et privé (Ghorra-Gobin 2009). D'autres études portent sur leur contribution à la qualité de l'espace public (Suk, Schiler, et Kensek 2017; Mao, Qi, et He 2020). D'un point de vue technique, leurs performances acoustiques ou leur impact sur le confort visuel sont des sujets de recherche (Jagniatinskis, Fiks, et Mickaitis 2021; Telhan et al. 2010; Lim et al. 2012). Enfin, de nombreux travaux portent sur l'analyse de cycle de vie de ces éléments de construction comme dans (Kim 2011; Yilmaz, Arslan, et Bideci 2019). Cette thèse se concentre sur la caractérisation des transferts de chaleur au travers des façades des bâtiments.

Dans ce chapitre, les façades sont présentées à travers la description de leurs rôles variés, l'étude de leur évolution à travers l'Histoire, notamment depuis la révolution industrielle jusqu'à nos jours, et les contraintes imposées par les réglementations depuis les années 1970. Ensuite, les méthodes de caractérisation de façades existantes sont décrites. Enfin, la problématique de la thèse est exposée. Dans cette dernière partie sont détaillés les choix expérimentaux et numériques.

1.1 Définition

D'après les définitions données dans le livre de Menzel (2012), le terme « façade » correspond à « la surface visible de l'extérieur, d'un bâtiment » contrairement à la notion de « mur extérieur » qui désigne « l'élément de construction ». Une façade est donc une partie du mur extérieur d'un bâtiment. Par métonymie, le terme « façade » est aujourd'hui largement employé pour désigner les murs donnant sur l'extérieur. Un exemple marquant est le développement du concept de « façade adaptative », défini comme « le séparateur physique entre l'environnement intérieur et extérieur capable de modifier ses fonctions, ses caractéristiques ou son comportement dans le temps en réponse aux exigences de performance transitoire et aux conditions limites, afin d'améliorer la performance globale du

bâtiment » (R. Loonen et al. 2015). La façade adaptative se réfère donc plus au mur extérieur qu'à la façade en tant que telle, selon les définitions de Lara Menzel. Dans cette thèse, le terme « façade » sera relatif à la paroi séparant l'enceinte intérieure du bâtiment à l'environnement extérieur.

1.2 Présentation des façades

1.2.1 Rôles des façades

Comme énuméré dans le livre « Conception et design – Façades » de Broto (2011), les façades de bâtiment doivent répondre à de nombreuses exigences. Tout d'abord, elles doivent satisfaire les exigences mécaniques afin de supporter leur propre poids, résister face à l'action du vent, aux séismes voire assurer un rôle porteur si nécessaire. Elles ont aussi un rôle de protection : protection contre les aléas climatiques comme la pluie, le froid, le vent, le soleil, la neige, protection contre les événements climatiques comme les tempêtes ou bien protection contre les attaques extérieures. Toujours dans un but de protection des personnes et des biens, la réglementation incendie s'applique aux façades (Crepon 2017) afin d'éviter la propagation d'incendie, comme celui de la Grenfell Tower à Londres en 2017 (Le Monde.fr 2018).

De par leur visibilité depuis l'extérieur, les façades ont été de tout temps un support à l'art. Ce dernier point n'est pas à négliger puisque l'aspect extérieur des façades des bâtiments est un critère principal pour décider de la beauté d'une œuvre architecturale. Bien que performants d'un point de vue énergétique, certains projets récents subissent des critiques sur ce point (Bouchouchi 2015). En France, les Architectes des Bâtiments de France ont pour mission de s'assurer que les travaux sur les bâtiments font l'objet d'une « insertion harmonieuse dans le milieu environnant » dans le périmètre d'un site patrimonial remarquable selon le Code du Patrimoine (Legifrance 2016b).

D'un point de vue thermique, les façades sont considérées comme un « régulateur environnemental » (Beltrán, Kim, et Wang 2012) puisqu'elles jouent le rôle d'interface entre les milieux intérieur et extérieur ; interface entre un milieu dont les conditions doivent être contrôlées et un milieu dont les conditions varient naturellement (température, rayonnement solaire, vent, humidité). Le principal défi consiste à limiter les besoins de chauffage, d'éclairage et de climatisation des bâtiments. En saison froide, il faut limiter les déperditions de chaleur vers l'extérieur et profiter au mieux des apports solaires en captant et stockant cette énergie en quantité suffisante. En saison chaude, les apports solaires doivent être maîtrisés et l'énergie accumulée à l'intérieur du bâtiment doit être dissipée.

Le rôle des façades est aussi de contribuer à la bonne qualité des ambiances intérieures en garantissant notamment le confort thermique, acoustique et visuel et la qualité de l'air. Badarnah Kadri (2012) a classé les relations entre l'environnement extérieur et les besoins des

occupants à l'intérieur des bâtiments en y associant les rôles que peuvent jouer les façades. Son travail est rappelé sur la Figure 1.1.

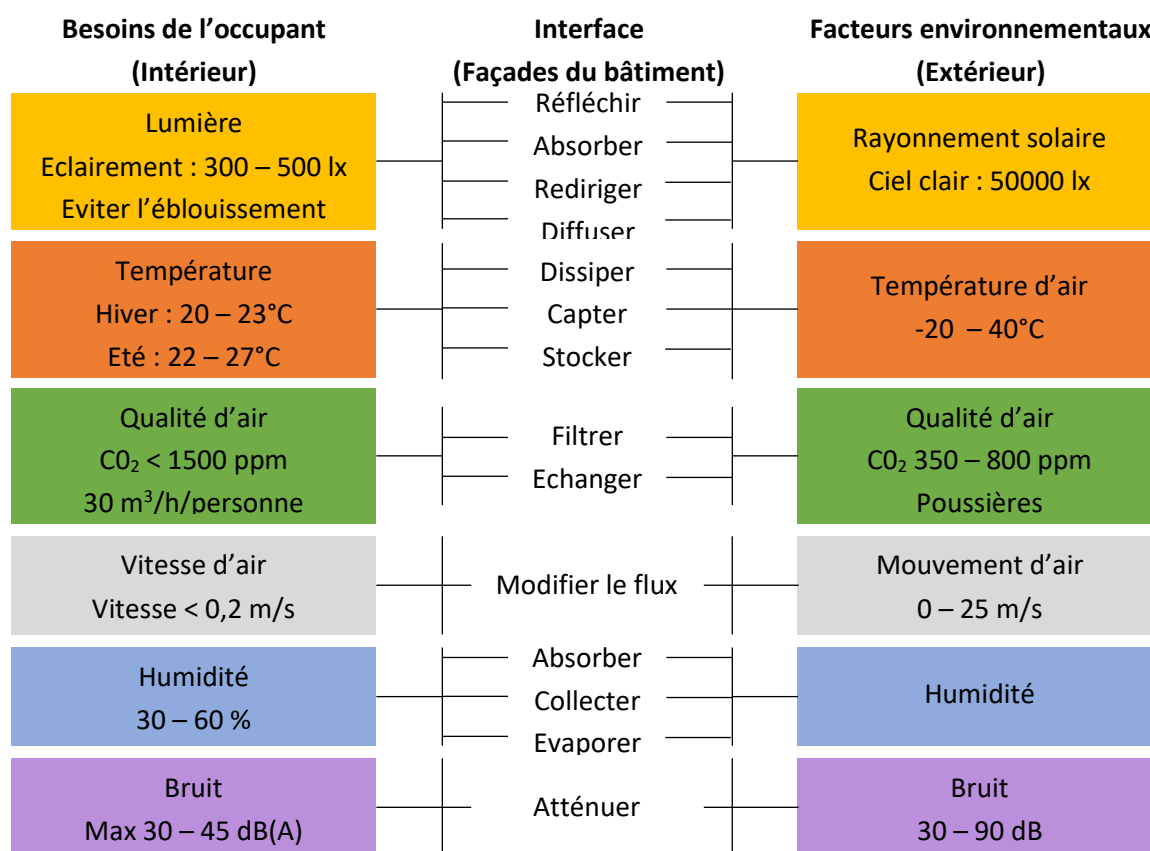


Figure 1.1 : Les façades à l'interface entre l'intérieur et l'extérieur
(Badarnah Kadri 2012)

Tout d'abord, la qualité du confort visuel est fortement conditionnée à un accès suffisant à la lumière naturelle tout en évitant l'éblouissement (Giarma, Tsikaloudaki, et Aravantinos 2017). Une façade peut réfléchir, absorber, rediriger ou diffuser le rayonnement solaire pour satisfaire les occupants. Aussi, les façades, en fonction de leur perméabilité à l'air et à la vapeur d'eau, peuvent jouer un rôle important dans la ventilation des bâtiments et dans la régulation de l'humidité au sein des bâtiments. Leur contrôle permet de maximiser l'efficacité des systèmes de ventilation (J. Crawley, Wingfield, et Elwell 2019). La qualité de l'air intérieur est aussi liée à la façade puisque l'air neuf est admis par celle-ci ou par les équipements techniques qui la traversent. Les matériaux la constituant, et notamment les matériaux de finition, sont des sources de polluants de l'air intérieur (Juhasova Senitkova 2019). Enfin, elles protègent l'intérieur du bâtiment des bruits provenant de l'extérieur en les atténuant.

1.2.2 Aspects historiques

Les façades des bâtiments ont évolué à travers le temps. Quelques exemples sont donnés en Figure 1.2. Traditionnellement, les murs donnant sur l'extérieur étaient épais et munis d'ouvertures minuscules, dans un but de défense (Monnier 2010). Aussi, l'existence d'un impôt portant sur le nombre de portes et fenêtres des logements jusqu'en 1926 en France en a limité la présence (Savineau 2017). En Europe, les larges ouvertures ont commencé à arriver avec les constructions à colombages.



Crédit : « Le Routard »

*Maison à colombages
Vannes, France*



Crédit : Dictionnaire Collins / Shutterstock

*Maisons mitoyennes en briques
Angleterre*



Crédit : Phil Desforges

*Gratte-ciels aux façades vitrées
Montréal, Canada*



Crédit : Chris Bosse

*National Aquatics Center / façade en polymères
Pékin, Chine*

Figure 1.2 : Exemples de façades vitrées

Les matériaux utilisés pour la construction sont divers : pierre, bois, terre crue... Mais le principe de construction reste le même : les murs servent de support aux planchers et à la toiture. Les façades en bois ont pour avantage d'avoir un comportement hygrothermique intéressant, mais elles nécessitent de l'entretien voire des traitements. La pierre a une excellente inertie thermique, mais sa principale contrainte est son poids. Quant aux murs réalisés en terre, leur longévité est bonne, mais ils sont plus longs à réaliser (Broto 2011).

La révolution industrielle a introduit de nouveaux matériaux pour la construction. On peut citer par exemple le métal et le béton, apparu au XIX^{ème} siècle (Guillaume 1991). La brique pleine et la brique creuse de terre cuite ont largement été employées à partir de cette période. Ces matériaux répondent aux besoins grandissants de construction et ils sont utilisés

notamment pour la réalisation des murs extérieurs aux côtés des matériaux utilisés historiquement.

L'invention et le développement du système poteau-poutre au début du XX^{ème} siècle (Menzel 2012) ont permis une révolution technologique des façades. Comme expliqué dans le livre « Histoire de l'Architecture » de Nuttgens (2002), « alors que tout au long, pratiquement, de l'histoire de l'architecture, les murs ont été utilisés pour tenir les planchers et les toits, à présent ils peuvent être déplacés à loisir », les façades peuvent donc s'affranchir de leur rôle porteur pour devenir des façades dites légères comme les façades rideau. Ces façades permettent de nombreuses créations techniques et artistiques.

Dès lors, de nouvelles façades voient le jour. Les plus communes sont les façades vitrées permettant des ouvertures très grandes donc un accès à l'éclairage naturel et aux apports thermiques gratuits en hiver. Mais leurs inconvénients sont nombreux : surchauffes en été, problématiques d'étanchéité, phénomène de paroi froide en saison hivernale et risque d'éblouissement. Des éléments additionnels, comme les persiennes ou les stores, permettent de donner de l'ombre ou de clôturer la vue. Certaines façades sont constituées de deux parois de verre, appelées façades ventilées ou à double peau, permettant une ventilation naturelle ou mécanique de l'espace situé entre les deux parois. Des façades en polymères ont même été développées. Tous ces matériaux garantissent une grande liberté architecturale.

Un exemple de façade légère est présenté en Figure 1.3. Il s'agit de la façade sud de l'Institut du monde arabe construit à Paris en 1987 avec ses célèbres moucharabiehs créés par Jean Nouvel et Architecture-Studio. En plus d'être une façade légère, elle intègre des fonctionnalités innovantes comme la gestion des apports solaires par un mécanisme ingénieux qui permet d'ouvrir et de fermer les orifices. Cette façade est l'une des premières façades dites adaptatives.



Figure 1.3 : Façade de l'Institut du Monde Arabe à Paris

1.2.3 Nouvelles technologies de façades

Les progrès techniques réalisés lors des dernières décennies permettent un développement rapide de nombreuses nouvelles technologies de façades.

Afin de rendre leur présentation plus aisée, R. Loonen et al. (2015) proposent une classification rappelée en Figure 1.5.

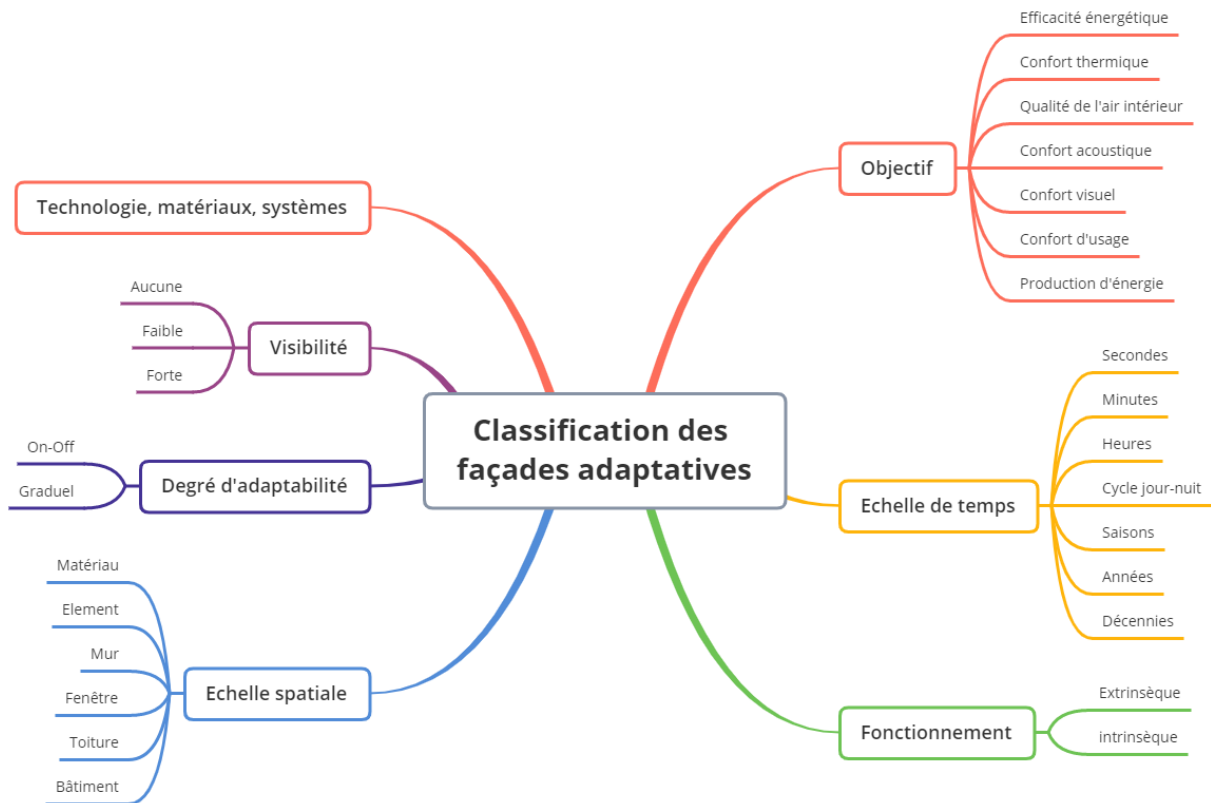


Figure 1.4 : Classification des façades adaptatives selon (R. Loonen et al. 2015)

Le premier critère de classement concerne les objectifs visés par la façade adaptative. En plus des objectifs déjà présentés précédemment lors de l'exposé des rôles des façades (efficacité énergétique, confort thermique, acoustique, visuel et qualité de l'air), les façades adaptatives peuvent avoir comme objectif de produire de l'énergie ou de laisser aux usagers la possibilité de contrôler leur fonctionnement pour répondre au mieux à leurs besoins.

La notion de contrôle apparaît donc avec les façades adaptatives. Le contrôle, en d'autres termes, le fonctionnement de la façade, peut être qualifié d'intrinsèque si la façade est conçue pour s'adapter automatiquement à la variation d'un stimulus. Le contrôle est extrinsèque s'il nécessite le traitement de l'information pour modifier le comportement de la façade, par l'utilisation d'électronique par exemple. Le degré d'adaptabilité peut être graduel ou ON / OFF.

Les nouvelles technologies peuvent être classées selon l'échelle de temps, correspondant à l'échelle de temps à laquelle les actions sont réalisées. L'échelle s'étend de

la seconde à plusieurs décennies dans le cas de rénovations. Par exemple, certains vitrages innovants sont activés en quelques secondes (Peng et al. 2017), alors que les façades comportant des isolants amovibles sont conçues pour être adaptées à l'échelle de la saison.

Ces technologies peuvent aussi être regroupées par technologie employée, matériau ou système nouveau. Quatre grands domaines sont représentés sur la Figure 1.5 : les matériaux nouveaux, les composants ou systèmes de façades dotés d'un contrôle intrinsèque ou extrinsèque (pour le contrôle solaire, l'isolation ou le rafraîchissement), les composants ou systèmes de façades dotés de stockage et déstockage thermique et enfin, les composants ou systèmes de façades générateurs d'énergie.

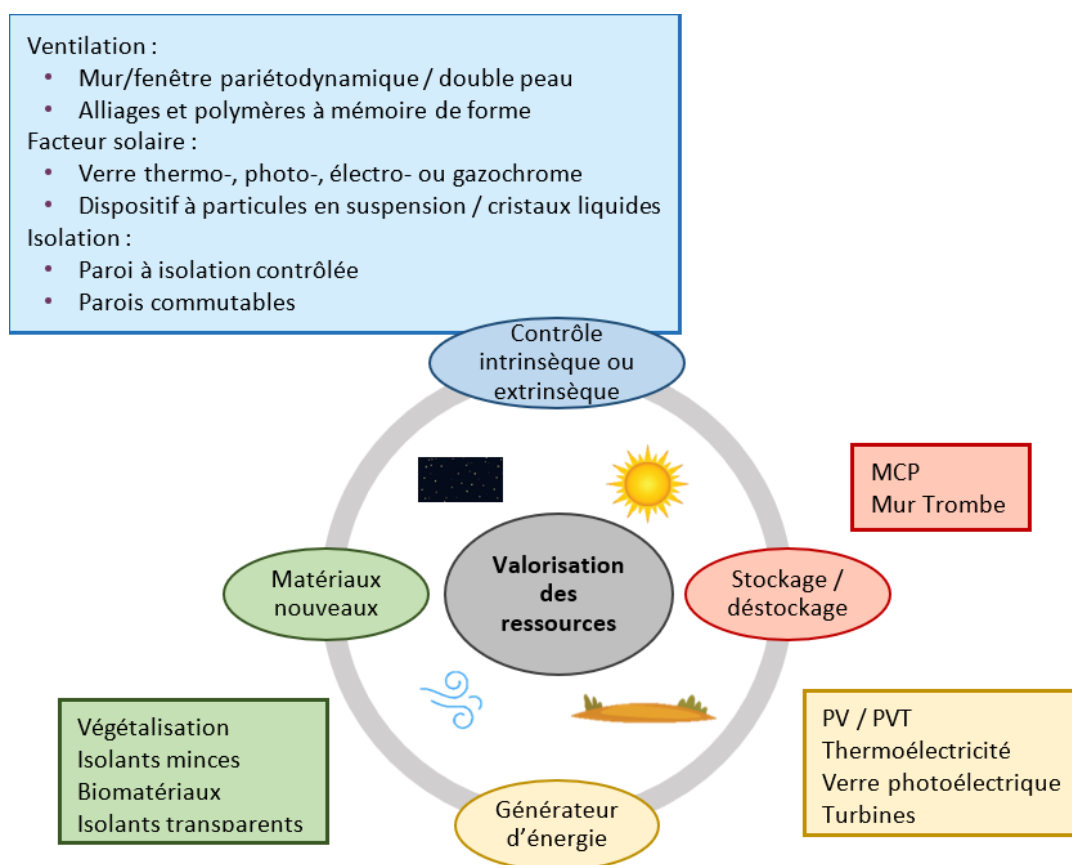


Figure 1.5 : Nouvelles technologies de façades

Le premier groupe concerne les matériaux développés ou redéveloppés récemment en façade de bâtiments pour répondre aux problématiques du changement climatique ou pour limiter l'impact environnemental. Des exemples sont illustrés en Figure 1.6.

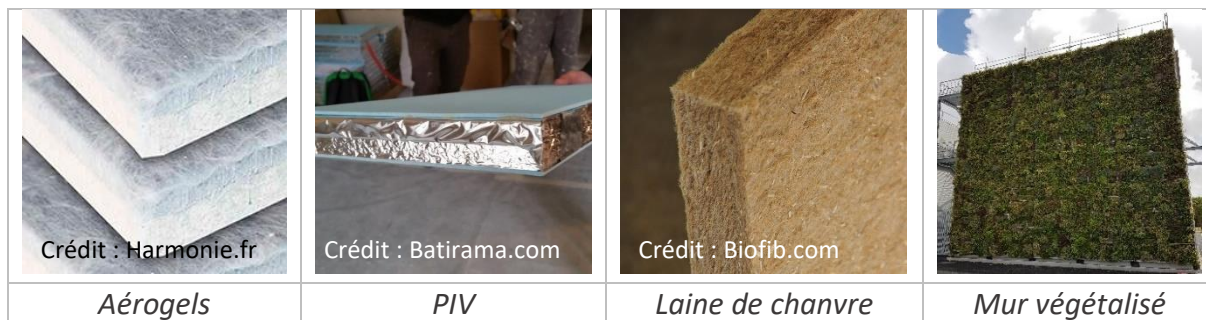


Figure 1.6 : Exemples de nouveaux matériaux en façade

Tout d’abord, afin d’augmenter la résistance thermique des murs, des matériaux de faible conductivité thermique ont été développés. Parmi eux, les aérogels de silice présentent des propriétés intéressantes. Leur conductivité thermique est de l’ordre de $10 \text{ mW}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$. Ils se présentent comme des isolants transparents et très légers (Gurav et al. 2010). On peut retrouver des applications au sein d’enduits (Techniques de l’ingénieur 2016). Une deuxième catégorie de nouveaux isolants, les isolants sous vide, aussi appelés *PIV*, permettent d’atteindre de très bonnes performances thermiques. Ces panneaux sont constitués d’un isolant encapsulé sous vide dans une enveloppe imperméable. Leur conductivité s’approche de $5 \text{ mW}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$, mais des travaux sont encore nécessaires pour s’assurer de la longévité de leurs performances (Dubelley 2016). Par contre, le principal inconvénient des isolants traditionnels fabriqués à partir de minéraux ou de dérivés de produits pétroliers, des aérogels et des isolants sous vide est leur empreinte environnementale. En effet, ces matériaux ont notamment un coût énergétique de fabrication important. Donc, suite à l’augmentation des considérations environnementales, des recherches de matériaux biosourcés, c’est-à-dire, issus de la biomasse végétale ou animale, ont été réalisées. Leur empreinte environnementale est généralement bien meilleure, même si certains produits présentent des résultats inattendus (Menet 2014). La nature des matériaux utilisés est très large : des fibres de bois, du liège expansé, de la ouate de cellulose, de la laine de chanvre pour les plus classiques, mais aussi des tiges de tournesol ou de la laine de mouton (Galmiche 2016). Des ordres de grandeur de leurs performances sont tabulés dans un arrêté (Legifrance 2010). Leur conductivité thermique est comprise entre 40 et $100 \text{ mW}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$. Enfin, on peut classer parmi les matériaux nouveaux les murs et toitures végétalisées. Étant certes une technologie ancienne, ils refont leur apparition sur les bâtiments neufs pour différentes raisons : aspect esthétique, isolation/rafraîchissement des bâtiments ou pour réduire l’îlot de chaleur urbain (Kaboré et al. 2018).

Le deuxième groupe est celui des façades dotées de contrôle actif ou passif. Des exemples sont présentés en Figure 1.7.

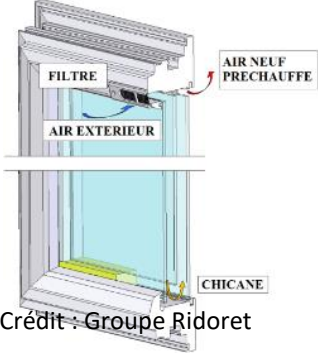

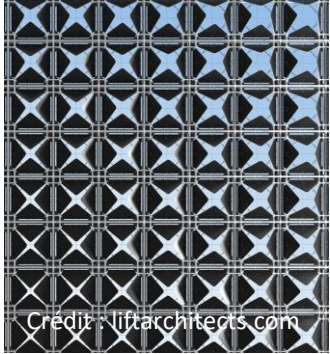
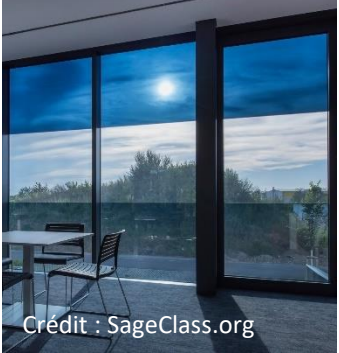

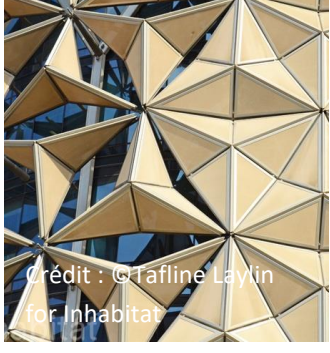
Ventilation	 <p>Crédit : Groupe Ridoret</p>	 <p>Crédit : bcsea.org</p>	 <p>Crédit : liftarchitects.com</p>
	<i>Fenêtre pariétodynamique</i>	<i>SolarWall®</i>	<i>Alliage à mémoire de forme</i>
Apports solaires	 <p>Crédit : SageClass.org</p>	 <p>Crédit : Wordpress.com</p>	 <p>Crédit : @Taflin Laylin for Inhabitat</p>
	<i>Vitrage électrochrome</i>	<i>Protection solaire</i>	<i>Double peau adaptative</i>

Figure 1.7 : Exemples de façades à contrôle actif ou passif

Tout d'abord, la ventilation de la façade peut être contrôlée. Ce contrôle peut se faire à l'échelle de l'ouvrant, comme pour les fenêtres pariétodynamiques (Paziaud 1983; Greffet 2016). Ces fenêtres sont munies de trois vitrages. L'air neuf provenant de l'extérieur est admis en partie haute, longe le vitrage central vers le bas puis remonte le long du vitrage intérieur et enfin, est introduit dans l'habitat. Cette fenêtre a pour avantage de limiter les déperditions en récupérant l'énergie absorbée par le vitrage, après échange sur l'air neuf. Ce même dispositif peut être adapté à l'échelle de la paroi. Le SolarWall® est un exemple de paroi pariétodynamique. Il est constitué d'une paroi métallique perforée à l'extérieur et d'une paroi traditionnelle à l'intérieur. L'air est canalisé entre les deux parois grâce à un système de ventilation, généralement placé en toiture. Cet air réchauffé est ensuite introduit dans le bâtiment. Si l'installation consiste uniquement à apposer une seconde paroi, le dispositif s'appelle alors « double peau ». De nombreux bâtiments tertiaires neufs en sont équipés (Shameri et al. 2011). Enfin, certains prototypes étudient la possibilité de faire varier la ventilation de la façade à l'aide d'alliages ou de polymères à mémoire de forme (Boldini et al. 2017; Gamal et Mowafy 2018). Ces matériaux changent de forme en fonction d'un stimulus extérieur, comme la température ou l'humidité. Le deuxième point contrôlable est les apports solaires. Dans cette catégorie, on retrouve les verres thermochromes, photochromes, électrochromes et gazochromes. Ils ont respectivement la capacité de modifier leur propriétés radiatives en fonction de leur température, de leur exposition aux

UV, d'un courant électrique ou du gaz contenu entre les vitrages (Tällberg et al. 2019; Wittwer et al. 2004). Aussi, des doubles vitrages équipés de particules en suspension ou de cristaux liquides ont des propriétés adaptatives grâce à l'application d'un courant électrique (Lampert 1998). Les apports solaires sont aussi contrôlés grâce à l'ajout de protections solaires sur les façades (stores, persiennes, casquettes...) ou bien, grâce à l'ajout d'une double peau (Attia 2017). Le troisième point contrôlable est l'isolation (Favoino, Jin, et Overend 2017). Certaines techniques consistent à modifier la conductivité des matériaux constituant la façade. Par exemple, Berge et al. (2015) montre que la conductivité des isolants testés varie avec la pression et Pflug et al. (2018) présente un double vitrage doté d'un isolant transparent déplaçable permettant d'obtenir un coefficient de transmission thermique variable.

Le troisième groupe rassemble les parois capables de stocker et déstocker la chaleur. Généralement, une paroi opaque est associée à une paroi vitrée. Ce complexe est appelé mur Trombe-Michel (Rabani et Rabani 2019). Une grande avancée dans le stockage de chaleur a été l'introduction de matériaux à changement de phase (*MCP*) dans les façades. Les *MCP* sont choisis en fonction de leur point de fusion et de leur chaleur latente de fusion (Tyagi et Buddhi 2007).

Le dernier groupe est celui des façades comprenant une génération d'énergie électrique. Les composants producteurs d'énergie peuvent être attachés ou intégrés à la façade (Biyik et al. 2017). Dans le cas des cellules photovoltaïques, ces derniers sont appelés Building Integrated PhotoVoltaics (*BIPV*). Il existe des cellules photovoltaïques transparentes, appelées Transparent Solar Cells (*TSCs*), qui peuvent être intégrées à des vitrages. De nombreuses technologies sont développées (Husain et al. 2018). Par exemple, on retrouve les couches minces de semi-conducteurs. Leur épaisseur est de l'ordre de quelques nanomètres à quelques dizaines de micromètres. Elles absorbent l'énergie des photons ce qui dégrade leur performance de transmission lumineuse. Le défi réside donc à concilier rendement et transparence du vitrage. Un deuxième exemple de technologie de *TSCs* est les cellules photovoltaïques transparentes proche infrarouge. Dans ce cas, la transmission lumineuse est meilleure (65 % contre 30 % dans le cas des couches minces), mais le rendement est faible (environ 1 %). Lorsque les cellules photovoltaïques sont attachées à la façade, elles peuvent être pilotées pour suivre le soleil et servir de protection solaire (Nagy et al. 2016). Les systèmes combinant une production d'énergie à partir de cellules photovoltaïques et récupérant la chaleur produite par ces mêmes éléments sont appelés systèmes *PV/T* (Debbarma, Sudhakar, et Baredar 2017). Le fluide peut être de l'air ou de l'eau. La chaleur évacuée sur la face arrière des panneaux photovoltaïques peut être également exploitée pour générer de l'électricité à partir de l'effet Seebeck grâce à des modules thermoélectriques (Shen et al. 2016). Des turbines peuvent être installées sur les bâtiments ou intégrées aux façades pour produire de l'électricité (Hassanli et al. 2017). Il faut cependant noter que la façade n'est pas toujours l'emplacement le plus favorable pour produire de l'énergie, à cause

notamment d'un accès limité aux ressources naturelles (par exemple, l'énergie solaire), des obstacles et des difficultés d'accès.

Certaines nouvelles technologies appartiennent à plusieurs groupes. Des façades double peau sont équipées de BIPV par exemple (R. Loonen et al. 2015). C'est le cas de la façade du nouveau siège de la métropole Rouen Normandie, le hangar 108, présenté en Figure 1.8. La double peau, vitrée et colorée, sert de brise-soleil et de générateur d'électricité grâce aux 2000 m² de panneaux photovoltaïques intégrés sur la façade sud.

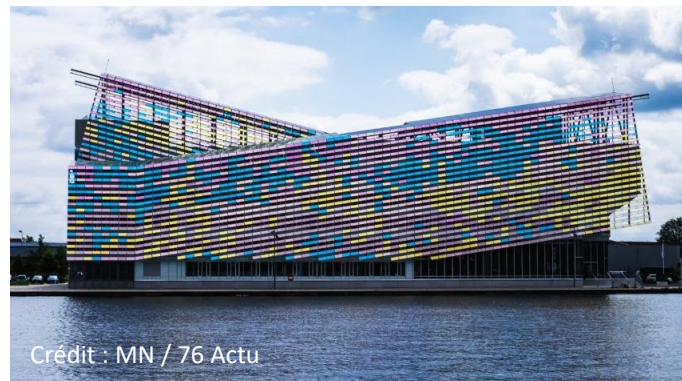


Figure 1.8 : Le hangar 108 à Rouen

1.2.4 Les caractéristiques thermiques générales

Le comportement thermique des murs opaques peut être défini par leur résistance thermique et leur capacité thermique, notées respectivement R et C et définis dans les normes NF EN ISO 6946 (AFNOR 2017) et ISO 13786 (ISO 2017). La résistance thermique traduit son comportement statique et la capacité thermique traite de la part dynamique.

À l'aide des propriétés thermiques de chaque matériau i constituant cette paroi et de leur épaisseur, il est possible de calculer la résistance thermique R de la façade selon la relation de l'équation (1.1) où e est l'épaisseur et λ la conductivité thermique.

$$R = \sum_i \frac{e_i}{\lambda_i} \quad (1.1)$$

Il est fréquent d'exprimer la résistance thermique d'une façade sous la forme du coefficient de transmission thermique U , défini comme l'inverse de la résistance thermique totale, R_T , tenant compte des coefficients d'échange convectif et radiatif intérieur et extérieur h_{in} et h_{out} . Ce paramètre est calculé selon l'équation (1.2).

$$U = \frac{1}{R_T} = \frac{1}{1/h_{in} + R + 1/h_{out}} \quad (1.2)$$

Le coefficient d'échange radiatif dépend de l'émissivité en grandes longueurs d'onde de la façade, noté ε_{LW} . Le comportement de la façade vis-à-vis du rayonnement en courtes longueurs d'onde dépend de son absorptivité, notée α_{LW} .

Concernant la capacité thermique C , on peut définir une capacité thermique totale et une capacité thermique efficace. La capacité thermique totale est calculée selon l'équation (1.3) où e est l'épaisseur, ρ la masse volumique et c la capacité thermique massique.

$$C = \sum_i e_i \rho_i c_i \quad (1.3)$$

La capacité thermique efficace représente quant à elle l'inertie de la portion de mur qui a été sollicitée et dépend donc de la sollicitation. Il est alors nécessaire de définir l'épaisseur efficace pour chaque couche, notée $e_{eff,i}$, définie dans la norme ISO 13786 (ISO 2017) et expliquée dans la thèse de Gori (2017). Plus la paroi est sollicitée longtemps, plus l'épaisseur efficace se rapproche de l'épaisseur mesurée. Lorsque l'épaisseur efficace est égale à l'épaisseur réelle, donc quand la paroi est sollicitée sur un temps long, la capacité est définie comme la capacité thermique totale. La capacité est notée C . Elle est calculée selon l'équation (1.4) où e est l'épaisseur, ρ la masse volumique et c la capacité thermique massique.

$$C = \sum_i e_{eff,i} \rho_i c_i ; 0 \leq e_{eff,i} \leq e_i \quad (1.4)$$

Selon l'équation C.3 de la norme ISO 13786 (ISO 2017), l'épaisseur efficace $e_{eff,i}$ est calculée comme suit pour un mur monocouche soumis à une variation sinusoïdale, où t est la période de variations de température :

$$e_{eff,i} = \left(\frac{\lambda t}{2\pi\rho c} \right)^{1/2} \quad (1.5)$$

Pour les parois transparentes, plusieurs paramètres permettent de décrire leur comportement thermique.

Le coefficient de transmission thermique du vitrage, noté U_g , et le coefficient thermique du cadre, noté U_{fr} dans ce document (U_f plus généralement dans la littérature) permettent de définir le coefficient de transmission thermique du vitrage, noté U_w . Ce dernier tient compte des déperditions par le pont thermique linéique entre le vitrage et le cadre, caractérisé par un coefficient ψ en $W.m^{-1}.K^{-1}$. U_w s'obtient en faisant la moyenne pondérée par les surfaces des coefficients de transmission thermiques de chacun des éléments de la fenêtre dans laquelle sont intégrés les ponts thermiques linéiques. La capacité thermique des fenêtres est généralement négligée dans les modèles thermiques, car elle est considérée comme faible comparé à celle du reste du bâtiment.

Le facteur solaire, noté g (ou S_w dans certains textes), est défini selon la norme NF EN 410 (AFNOR 2011a) comme le rapport entre le flux de chaleur transmis dans le bâtiment (somme du flux transmis directement et celui réémis par convection et rayonnement après absorption) sur le flux de chaleur reçu, moyenné dans le temps.

Ces paramètres sont valables pour les façades traditionnelles. En fonction de la typologie de la technologie de façade, ces paramètres sont à adapter. Ils peuvent par exemple être variables en fonction du temps et de l'évolution de grandeurs environnementales.

1.2.5 Impact des réglementations thermiques en France

Les techniques de construction développées depuis le début du XX^{ème} siècle permettent aux architectes de laisser libre cours à leur imagination que ce soit pour les matériaux utilisés ou bien les formes des façades. Dans le livre de Nuttgens (2002), l'importance de la crise pétrolière de 1973 est soulignée. Il parle d'un « tournant crucial » pour l'avenir de certains pays – et peut-être aussi pour l'avenir de l'architecture. Même si les ingénieurs et les architectes n'ont pas attendu les crises pétrolières pour développer des systèmes innovants sobres en consommation d'énergie fossile (par exemple, la construction du premier bâtiment de bureau chauffé à l'énergie solaire en 1956 au Nouveau Mexique, USA (Cleveland et Morris 2013)), la crise de 1973 et les suivantes ont permis d'accroître le nombre d'innovations dans ce domaine.

En France, la crise pétrolière de 1973 a été à l'origine de la première réglementation thermique française dans le secteur résidentiel neuf : la *RT74*. Cette réglementation, première d'une longue liste, exige que le coefficient volumique de déperditions thermiques G d'un logement, caractérisant les déperditions par transmission de son enveloppe et le renouvellement d'air, soit inférieur à un seuil donné par arrêté (Legifrance 1974). Le secteur non-résidentiel est concerné par ces mesures à partir de 1976.

L'impact des réglementations thermiques sur l'enveloppe ne s'est pas arrêté là. En effet, ce coefficient est enrichi dans la seconde réglementation, la *RT82*, en y ajoutant « les ponts thermiques, la protection des vitrages, l'exposition au vent et la présence d'éléments chauffants en parois » (Legifrance 1982). Elle introduit également la notion de coefficient volumique de chauffage B qui prend en compte les apports de chaleur dus au rayonnement solaire. Le calcul s'affine donc par la prise en compte d'apports gratuits.

La réglementation *RT2000* apporte une nouveauté majeure : une obligation d'isolation thermique des parois et des baies. Le coefficient U exprimé en $W.m^{-2}.K^{-1}$ et défini comme le coefficient de transmission thermique, est limité à 2,9 pour les éléments vitrés et à 0,47 pour les éléments opaques. Les déperditions par les ponts thermiques sont également limitées. De plus, cette réglementation introduit la prise en compte de l'inconfort d'été dans les bâtiments

non climatisés par la présence du calcul du coefficient *TIC* pour « Température Intérieure Conventiennelle ». La présence de baies vitrées a l'avantage de réduire les besoins de chauffage par apports de chaleur solaire et de réduire le besoin d'éclairage artificiel, dorénavant pris en compte, mais augmente le risque d'inconfort d'été (Legifrance 2000).

La réglementation suivante, appelée *RT2005*, s'inscrit dans la continuité des réglementations précédentes (Legifrance 2006). Le Titre V, introduit avec la *RT2000*, s'est largement répandu avec la *RT2005*. Ces titres permettent la prise en compte de cas particuliers dans la réglementation. La délivrance d'un Titre V est réalisée suivant l'avis d'une commission après soumission d'un dossier détaillant le domaine d'application et la méthode de prise en compte de ce composant dans le bâtiment. Par exemple, les fenêtres pariétodynamiques sont exclues du moteur de calcul de la réglementation suivante, la *RT2012*, mais elles bénéficient d'un Titre V (Legifrance 2015) qui leur permet d'être installées sur un bâtiment neuf. Dans ce cas, sont modélisés le débit d'air par les ouvrants, la récupération de chaleur par renouvellement d'air et le facteur solaire. Le demandeur de Titre V doit justifier la méthode proposée avec « des résultats de campagnes de mesure *in situ* effectués sur des bâtiments réels » (DHUP 2015). Une autre solution pour intégrer une solution innovante est de demander un Titre V pour un bâtiment entier. Dans ce cas, le demandeur doit fournir « les rapports d'essais des laboratoires » et/ou des « simulations dynamiques ».

La *RT2012* a supprimé l'obligation de performance pour les parois et les baies, en considérant que le respect de la performance globale suffisait (Legifrance 2010). Une valeur seuil de Besoins Bioclimatiques (*Bbio*) oblige les concepteurs de bâtiments à optimiser l'enveloppe des bâtiments pour diminuer les besoins de chauffage, de climatisation et d'éclairage. Cette exigence évite de reporter l'effort de conception uniquement sur des systèmes performants, tout en laissant place à la créativité pour le développement de façades innovantes. Le calcul de la « consommation conventionnelle d'énergie d'un bâtiment pour le chauffage, le refroidissement, la production d'eau chaude sanitaire, l'éclairage artificiel des locaux, les auxiliaires », notée *Cep* doit également respecter la limite définie dans l'arrêté. Ce texte impose un test d'étanchéité à l'air ainsi qu'une surface vitrée minimale.

La dernière réglementation environnementale, appelée *RE2020*, dont l'application est repoussée à 2022, accentuera la réduction du *Bbio* et de la *Cep*. Elle exigera également la réalisation d'une analyse de cycle de vie des matériaux mis en œuvre dans les projets de construction afin de réduire leur impact sur l'environnement.

La rénovation des bâtiments existants est également encadrée. En plus des restrictions apportées aux rénovations de bâtiments dans le périmètre de bâtiments remarquables, une réglementation thermique s'applique. En fonction de l'étendue des travaux à réaliser, deux réglementations existent. La première réglementation « *RT existant globale* » s'applique à des bâtiments de grande taille (plus de 1000 m²), construits après 1948 et dont le coût des travaux

est important (plus de 25 % de la valeur du bâtiment) (Legifrance 2008). Cette réglementation impose que la *Cep* soit en-dessous d'un certain seuil. La seconde réglementation applicable est la « *RT* existant élément par élément » (Legifrance 2017). Elle concerne les cas ne rentrant pas dans le champ d'application de la « *RT* existant globale ». Cette réglementation est moins contraignante car elle impose des seuils de performance par poste de travaux. Par exemple, les parois opaques donnant sur l'extérieur doivent respecter une résistance thermique inférieure à 2,2 ou 2,9 $\text{m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$ en fonction de la zone climatique. Les fenêtres doivent vérifier que le coefficient de transmission thermique soit inférieur à 1,9 $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$. Ces critères seront encore plus contraignants à partir de 2023. Enfin, la dernière réglementation applicable est appelée réglementation « travaux embarqués » (Legifrance 2016a). Elle consiste à imposer la réhabilitation thermique d'une façade lorsque celle-ci doit faire l'objet d'autres travaux comme un ravalement.

Les impacts des réglementations thermiques successives sur les façades sont importants : performances thermiques et surface de paroi vitrée minimales et exigence en termes d'étanchéité à l'air. Surtout jusqu'à l'application de la *RT2005* en 2012, mais aussi encore aujourd'hui, les incidences sur les choix constructifs sont fortes : les façades sont de plus en plus isolées (forte résistance thermique souhaitée) et leur perméabilité à l'air est de plus en plus faible. Ces caractéristiques sont critiquées car la façade est vue comme une séparation rigide, voire un bouclier, entre les environnements intérieur et extérieur au lieu de faire office de réelle interface (Goia 2013; Perino et Serra 2015). Bien que cette stratégie ait permis, dans un premier temps, la réduction des consommations énergétiques des bâtiments parfois en dépit du confort des occupants, elle semble atteindre ses limites selon la loi des rendements décroissants (Shephard 1970; Desideri et Adrusbali 2018). Le développement des nouvelles technologies de façade doit répondre à la fois au besoin de limitation des consommations énergétiques des bâtiments et satisfaire les besoins de confort des occupants.

1.3 Positionnement de la thèse

Depuis 1974, l'objectif dans le domaine de la construction neuve est clair : diminuer les besoins d'énergie des bâtiments en satisfaisant la réglementation thermique en vigueur à la date de construction du bâtiment et le confort des occupants (L. Yang, Yan, et Lam 2014). Une réglementation particulière s'applique également aux bâtiments rénovés. Les développements technologiques en partie stimulés par les réglementations thermiques successives ont permis l'essor de nombreuses solutions de façades performantes à l'échelle du matériau, du composant ou du système de façade. Elles ont toutes un objectif commun : gérer au mieux les transferts de chaleur et de masse afin de satisfaire les besoins des occupants tout en exploitant les ressources naturelles, comme le vent ou le soleil. Certaines

de ces façades se veulent adaptatives, c'est-à-dire, capable de moduler leur fonctionnement aux conditions climatiques ou aux besoins des utilisateurs (Perino et Serra 2015).

Une vérification de la conformité du bâtiment est aujourd'hui réalisée grâce à des logiciels reposant sur un moteur de calcul développé pour la réglementation thermique en vigueur. Ces moteurs de calcul tenant compte généralement uniquement des façades traditionnelles, les solutions innovantes doivent faire l'objet d'une procédure particulière pour être intégrées aux bâtiments neufs. À ces fins, les nouvelles technologies ont besoin d'essais expérimentaux ou d'outils de simulation numérique fiables afin de permettre la modélisation de leur comportement thermique à l'aide de logiciels de simulation des performances des bâtiments, aussi appelés *STD* pour « Simulation Thermique Dynamique ». On peut citer par exemple les logiciels TRNSYS, EnergyPlus et ESP-r (D. B. Crawley et al. 2008). Ces logiciels ne peuvent pas toujours simuler les solutions innovantes (R. C. G. M. Loonen et al. 2017). Ceci peut être expliqué par le fait que « la complexité intrinsèque du comportement dynamique de ces systèmes, comparé à celui des composants d'enveloppe traditionnels, fait que les outils de simulation classiques, les méthodes d'évaluation expérimentales, et les indicateurs de performance ne peuvent pas être transposés intégralement dans le cas des façades adaptatives » (Favoino et al. 2018). En effet, la plupart des technologies présentées précédemment ont des propriétés, des géométries ou des orientations variables dans le temps. Or, dans la plupart des logiciels de *STD*, ces paramètres ne sont pas modifiables ou difficilement modifiables pendant la simulation (R. C. G. M. Loonen et al. 2017).

Lorsque la technologie peut être modélisée dans le logiciel de *STD*, reste encore la question de la validation de ce modèle. Certains modèles sont validés par comparaison avec d'autres modèles préalablement vérifiés (Tabares-Velasco, Christensen, et Bianchi 2012). D'autres tentent de valider les modèles à partir de données expérimentales (Sánchez et al. 2013). Enfin, certains modèles manquent de validation comme les parois à isolation contrôlée (Favoino et al. 2018) ou les façades double peau (Catto Lucchino et al. 2021). Lorsqu'aucun modèle n'existe ou lorsque leur validation paraît hasardeuse, il semble donc inévitable de disposer de bancs d'essai pour tester les technologies et confronter les résultats aux modèles développés pour les valider.

Cette thèse vise donc à mettre au point une méthodologie de caractérisation de façades, qu'elles soient traditionnelles ou innovantes, à partir de mesures expérimentales réalisées sur un bâtiment d'essai original.

1.4 Outils expérimentaux

Les outils expérimentaux à échelle réelle pour le test de façades sont de trois types : les boîtes chaudes gardées, les cellules-test et les bâtiments-test (Cattarin et al. 2016). En Europe, vingt-et-une installations expérimentales sont recensées par le réseau COST Action 1403. La liste est consultable dans le livre de Favoino et al. (2018). Tous ces équipements permettent de soumettre les façades testées à des conditions aux limites intérieure et extérieure différentes.

Tout d'abord, les boîtes chaudes gardées sont composées de deux enceintes climatiques placées de part et d'autre d'un échantillon de façade. Chaque enceinte peut être contrôlée en température voire en humidité et en pression. Les bâtiments-test tendent à ressembler à des bâtiments réels à la seule différence qu'ils disposent d'instruments de mesure plus nombreux afin de suivre leur comportement thermique. Il peut arriver que des occupants interagissent avec le bâtiment. On parle alors de « living-lab ». Enfin, les cellules-test sont des équipements intermédiaires, c'est-à-dire, que les conditions peuvent être contrôlées d'un côté de l'échantillon mais les conditions de l'autre côté sont les conditions climatiques réelles. L'influence de l'occupant n'est pas intégrée aux tests, ou alors simulée.

Le Tableau 1.1 est un tableau comparatif des caractéristiques de ces trois équipements.

Concernant l'instrumentation disponible, les boîtes chaudes gardées et les cellules-test permettent une instrumentation lourde contrairement aux bâtiments-test, notamment due aux échelles considérées. Quant à la précision de ces mesures, la boîte chaude gardée permet la plus grande précision grâce aux contrôles fins des conditions aux limites, contrairement aux cellules-test et aux bâtiments-test pour lesquels il est nécessaire de mesurer les conditions climatiques extérieures très variables dans le temps comme le rayonnement solaire ou la vitesse du vent. Le bâtiment-test est le seul outil à présenter l'avantage de pouvoir prendre en compte les interactions avec les occupants. Cet aspect est crucial dans le cas où la technologie étudiée peut être contrôlée par celui-ci. Il est également important de noter que la boîte chaude gardée est le seul outil permettant de répliquer les essais. En effet, la forte variabilité des conditions climatiques ne permet pas de rendre répliquables des essais réalisés sur cellule-test ou bâtiment-test.

Concernant la boîte chaude gardée, le principal inconvénient est que les tests sont généralement statiques. Les tests dynamiques réalisés (rampes, créneaux ou formes sinusoïdales) ne peuvent représenter la réalité de la complexité des conditions climatiques réelles. Ainsi, ce type d'équipement est limité généralement aux façades opaques et aux façades vitrées (pour l'évaluation des coefficients de transmission U).

Tableau 1.1 : Comparaison des équipements expérimentaux



Caractéristiques	Boîte chaude gardée	Cellule-test	Bâtiment-test
Conditions aux limites	Contrôlées	Contrôlées / Réelles	Réelles
Instrumentation	Aisée	Aisée	Difficile
Précision	Bonne	Moyenne	Faible
Influence occupant	✗	✗	Possible
Essais répliquables	✓	✗	✗
Adapté à :			
Façades opaques	✓	✓	✓
Façades vitrées	Possible	✓	Possible
Façades adaptatives	Limité	✓	Possible

La conception même des bâtiments-test vise à caractériser la performance globale du bâtiment plutôt que composant par composant. Il semble donc possible de caractériser des parois opaques à partir de mesures locales, mais ce travail peut se révéler complexe pour des façades vitrées et encore plus pour des façades adaptatives. Ce type d'installation permet cependant de mieux appréhender l'interaction entre les occupants et la technologie de façade.

Enfin, l'objectif des cellules-test est de caractériser la façade dans un environnement proche d'un cas réel afin de caractériser son comportement thermique dynamique. Cet outil a le potentiel pour caractériser des façades opaques, vitrées, et même adaptatives. Au sein des cellule-test, différents types existent et sont illustrés sur la Figure 1.9 : les cellules-test comparatives, les cellules-test gardées et les cellules-test calibrées (Cattarin et al. 2016).

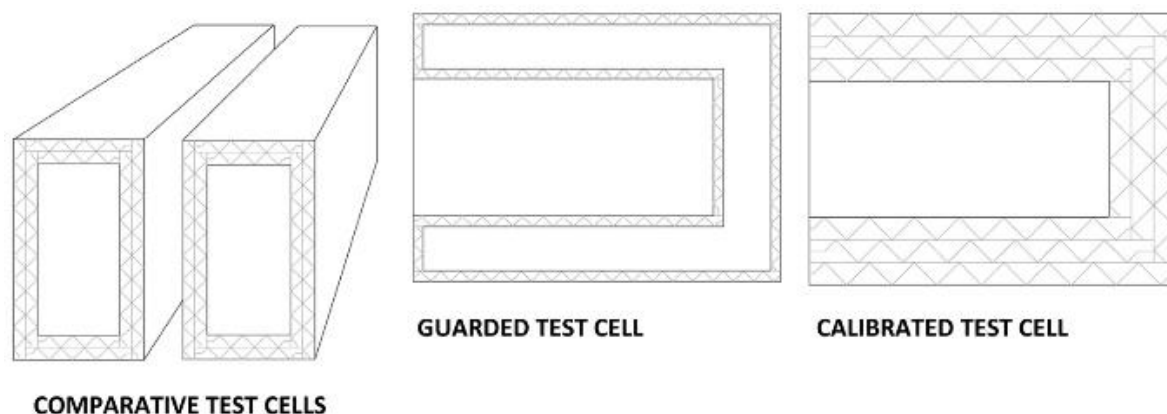


Figure 1.9 : Les différents types de cellules-test (Cattarin et al. 2016)

Les cellules-test calibrées sont des cellules extérieures. Elles sont fortement isolées sur cinq de leurs faces afin de maximiser le flux de chaleur traversant la dernière face équipée de la façade à tester. Cette technologie a été la première utilisée dans les cellules-test dans le cadre des projets PASSYS et PASLINK (Baker et van Dijk 2008). Des cellules-test calibrées sont installées à Tabernas, Espagne (LECE) et à Florence, Italie (Labimed) (Favoino et al. 2018). Les cellules-test comparatives permettent de faire deux essais en parallèle : une cellule est équipée de la technologie à caractériser et la seconde est équipée d'une façade de référence à laquelle la première est comparée. Cela permet de simplifier l'étude puisque la performance de la façade est exprimée en fonction des performances de la technologie de référence. Il faut cependant s'assurer de la comparabilité des deux cellules. Ce type d'équipement est installé à Trondheim, Norvège (ZEB Test Cells) et à Bolzano, Italie (Multilab) par exemple (Favoino et al. 2018). Enfin, les cellules-test gardées sont intégrées au sein d'un bâtiment. Les faces isolées sont entourées d'un volume d'air contrôlé en température. Là encore, une face est laissée libre pour y installer la façade à tester. Ce type de cellule-test est installé notamment à Aalborg, Danemark (Triumpf) et à Moret-Loing-et-Orvanne, France (BESTLab). D'autres installations peuvent correspondre à plusieurs types comme les cellules-test localisées à La Rochelle, France (TIPEE) puisqu'elles sont à la fois gardées et comparatives.

Les conditions expérimentales ont aussi un impact important sur la méthodologie employée et notamment, la prise en compte des conditions aux limites. Les boîtes chaudes gardées permettent une mesure fine des conditions aux limites, mais ces conditions ne sont pas des conditions réelles. Les façades ayant un comportement particulier en présence de rayonnement solaire ou de vent ne pourront pas être étudiées par exemple. Les cellules-test et les bâtiments-test permettent de soumettre les façades à des conditions climatiques réelles mais leur mesure nécessite l'installation de nombreux appareils.

Dans le cadre de cette thèse, nous utiliserons donc les cellules-test comme outil expérimental de caractérisation des façades, qu'elles soient classiques ou adaptatives. En

effet, ce type d'installation a l'avantage de produire des mesures de qualité dans un environnement proche de la réalité (échelle réelle et conditions climatiques variables).

1.5 Caractérisation du comportement thermique des façades

Il est essentiel de pouvoir caractériser le comportement thermique des technologies de façade afin d'évaluer le bénéfice de leur l'intégration au bâtiment et ainsi, permettre leur développement et leur implémentation à grande échelle. La caractérisation de façades passe par la définition de paramètres permettant de décrire au mieux leur comportement thermique. Les paramètres dépendent du type de façade étudié. Les paramètres les plus communs ont été décrits précédemment.

Ces paramètres peuvent être estimés de différentes manières : à partir de relations analytiques (estimation directe) ou bien en utilisant des modèles plus complexes. Deux solutions sont alors possibles. La première solution est d'ajuster les paramètres du modèle afin de s'approcher au plus près des résultats des mesures, appelé couramment « calage » de modèle. La seconde solution est d'utiliser des méthodes inverses qui estiment les paramètres inconnus en minimisant l'écart entre les résultats du modèle et les résultats expérimentaux à l'aide d'un algorithme d'optimisation.

1.5.1 Estimation directe

1.5.1.1 *A partir des propriétés des matériaux*

Tout d'abord, pour les façades opaques, les paramètres à estimer sont généralement le coefficient de transmission thermique U ou la résistance thermique R . Selon l'équation (1.1), la résistance thermique R d'une paroi dépend de l'épaisseur et de la conductivité thermique de chacune de ses couches.

Pour les produits isolants utilisés dans le secteur du bâtiment, la conductivité thermique λ peut notamment être mesurée à l'aide de méthodes normalisées (méthode fluxmétrique et méthode de la plaque chaude gardée) selon les normes NF EN 12939 (AFNOR 2001), NF EN 12667 (AFNOR 2001a) et NF EN 12664 (AFNOR 2001), selon le type de matériau.

Pour définir le coefficient de transmission thermique de la paroi U défini par l'équation (1.2), il est nécessaire de connaître les coefficients d'échange intérieur et extérieur h_{in} et h_{out} tenant compte des phénomènes convectifs et radiatifs. Ces derniers dépendent de nombreuses grandeurs comme la géométrie des surfaces, de la vitesse du vent près de la paroi, de l'environnement. Elles sont donc particulièrement difficiles à mesurer. François et al. (2020) montrent les limites des valeurs standardisées constantes de la norme ISO 6946 (AFNOR 2017) et des corrélations empiriques que l'on peut rencontrer dans la littérature en approchant ces coefficients par la mesure. De nouvelles méthodes de mesure sont proposées

pour estimer ce coefficient d'échange intérieur avec des incertitudes de l'ordre de 5 % en conditions stationnaires.

La capacité thermique totale C d'une paroi est définie selon l'équation (1.3). Elle dépend de la capacité thermique massique c des matériaux de construction est généralement mesurée en laboratoire par calorimétrie (Chavez Castillo 2020).

Les propriétés thermiques des parties vitrées de façades peuvent être calculées selon la norme NF EN 410 (AFNOR 2011a) pour les caractéristiques énergétiques et lumineuses (notamment le facteur solaire g) et selon la norme NF EN 673 (AFNOR 2011b) pour le coefficient de transmission thermique U_g .

Lorsque les essais ne sont pas normalisés à l'échelle du matériau ou du composant, il peut être nécessaire de réaliser une caractérisation à l'échelle du système de façade. Dans ce cas, la connaissance des propriétés de chaque matériau n'est plus nécessaire. Cette approche peut être appliquée dans le cas de géométrie complexe ou de matériaux à propriétés thermiques variables par exemple. La caractérisation à l'échelle de la façade peut aussi être nécessaire pour des façades opaques lorsque les propriétés des matériaux la constituant ne sont pas connues (cas des façades existantes ou dont la mise en œuvre est difficilement normalisable).

1.5.1.2 A l'échelle de la paroi

Deux articles de revues présentent les méthodes d'estimation du coefficient de transmission thermique U de parois par estimation directe. Il s'agit des articles de Bienvenido- Huertas et al. (2019) et de Teni, Krstić, et Kosiński (2019). Ils présentent les méthodes de mesure non-intrusives.

Tout d'abord, les méthodes employant des fluxmètres sont détaillées. La première méthode mentionnée est appelée la « méthode de la moyenne » ou encore « méthode du fluxmètre ». Elle est définie dans la norme ISO 9869-1 (ISO 2014a). Un détail de cette méthode est fourni dans la Partie 3.3.3.1. Elle est basée sur la loi de Fourier, donc applicable qu'à des problèmes de conduction en régime permanent. Cette méthode permet de déterminer le coefficient de transmission thermique U ou la résistance thermique R . Elle est citée et utilisée à de nombreuses reprises dans la littérature, soit en tant que méthode de référence pour comparer le résultat d'autres méthodes (Biddulph et al. 2014; Deconinck et Roels 2016; S.-H. Kim et al. 2018) soit en application sur des bâtiments anciens (Lucchi 2017). Cette méthode a été appliquée pour évaluer la résistance thermique d'une toiture végétalisée dans l'article de Guattari et al. (2020). Les principales limitations de cette méthode en conditions réelles sont les contraintes expérimentales comme la présence d'un gradient de température entre les ambiances, l'absence de rayonnement solaire et son aspect ponctuel car il n'est pas possible de traiter des parois hétérogènes.

Puisque cette méthode nécessite des conditions expérimentales particulières, une méthode dérivée a vu le jour (Meng et al. 2015). En plus des capteurs nécessaires pour la méthode de la moyenne, elle utilise une boîte régulée en température, placée d'un côté de la paroi (dans ce cas à l'extérieur) pour assurer le gradient de température et ainsi améliorer la précision. Il faut également mentionner une variante dynamique de la méthode de la moyenne. Cette dernière est peu utilisée car elle est jugée complexe à mettre en œuvre. Bien qu'elle semble permettre d'obtenir des résultats plus précis pour les parois existantes, l'incertitude atteint quand même $\pm 10\%$ pour l'étude d'une paroi dont la résistance thermique R vaut $2 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$ (Gaspar, Casals, et Gangolells 2016).

Une des limites des méthodes citées ci-dessus pour l'étude de paroi fortement isolées est le fait qu'elles utilisent des fluxmètres. En effet, plus la paroi est isolée, plus le flux à mesurer est faible, plus le ratio signal sur bruit est important et donc, plus l'incertitude est grande. Ficco et al. (2015) ont étudié l'impact du fluxmètre sur l'incertitude du résultat pour des parois faiblement et moyennement isolées (R jusqu'à $3 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$). Pour les parois les plus isolées, l'incertitude semble approcher $\pm 20\%$. De plus, selon Thureau (1996), la présence même du fluxmètre peut modifier le comportement thermique de la paroi et donc fausser la mesure (modification du coefficient d'échange convectif, de l'émissivité en grandes longueurs d'onde par exemple). Ce phénomène est limité voire évité avec l'utilisation de capteurs de température (avec ou sans contact).

Les méthodes basées sur les mesures de température avec contact utilisent généralement la mesure de la température extérieure, la température intérieure et la température de surface intérieure. Il est également nécessaire de connaître le coefficient d'échange intérieur h_{in} . Cette méthode a été appliquée par exemple dans l'étude de Kim et al. (2018) sur les parois d'un bâtiment avant et après rénovation. Pour des parois faiblement isolées ($R < 2 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$), les écarts entre cette méthode et la méthode de la moyenne sont de l'ordre de $\pm 5\%$. Bienvenido-Huertas et al. (2018) ont décrit le potentiel et les limites de la méthode exploitant les mesures de températures avec contact sur des façades opaques faiblement isolées. Ils montrent que les résultats sont meilleurs en conditions hivernales qu'estivales grâce à une différence de température plus grande entre les ambiances intérieure et extérieure et la présence moins importante de rayonnement solaire. Du matériel doté d'une bonne précision améliore significativement les résultats, même lors de conditions jugées défavorables (faible différence de température entre l'intérieur et l'extérieur). Cette méthode dépendant de la différence de température entre l'air intérieur et la surface intérieure de la paroi, plus la paroi est isolée, plus cette différence est faible et donc, plus l'incertitude risque d'être élevée. Cette méthode dépend aussi du coefficient d'échange intérieur h_{in} , coefficient difficilement mesurable.

Les méthodes basées sur la mesure de température à l'aide de caméras thermiques ont connu des développements récents (Nardi et al. 2018), probablement grâce à leur rapidité de

mise en œuvre et la mesure de température sur des surfaces, permettant de juger de l'homogénéité de la paroi. Elles permettent l'utilisation de modèles plus complexes, dissociant les échanges convectifs et radiatifs. Certaines méthodes permettent de raccourcir la durée des essais à quelques heures comme les méthodes développées par Tejedor et al. (2017). Les méthodes « actives », utilisant des sollicitations de chauffage afin de forcer l'augmentation du flux thermique au sein de la paroi, peuvent rendre l'estimation plus aisée. Nardi et al. (2018) ont également recensé les incertitudes associées aux méthodes employant des caméras thermiques. Elles varient fortement en fonction de la paroi étudiée, du modèle et du matériel utilisés. Les travaux de Albatici, Tonelli, et Chiogna (2015) ont notamment porté sur l'étude d'une méthode basée sur des mesures de température utilisant une caméra thermique et tenant compte des échanges convectifs extérieurs grâce à une corrélation basée sur la mesure de la vitesse du vent. Ils ont étudié la sensibilité du résultat à la variation de différents paramètres tels que la température intérieure, la vitesse du vent, la température de surface et la température extérieure. Quel que soit le paramètre étudié, plus la façade est légère (donc de faible capacité thermique) et isolée, plus le résultat est sensible à la variation de ces paramètres.

Moins d'études ont concerné l'estimation des performances thermiques de bâtiments performants, hormis le contrôle qualitatif par thermographie, ou l'application de la méthode de la moyenne. Asdrubali et al. (2014) ont appliqué cette méthode à des parois moyennement isolées (R entre 3 et 4 $\text{m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$). L'incertitude estimée est comprise entre ± 15 et 40 %. Johnston et al. (2020) confirment les résultats de cette étude. Ils ont appliqué la méthode sur une quinzaine de bâtiment passifs dont les parois extérieures sont très fortement isolées ($R > 8 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$). Les incertitudes varient de ± 30 % (majorité des cas) à 90 %.

Lorsque les façades sont vitrées et ventilées, comme les façades double peau ou les fenêtres pariétodynamiques, les études peuvent porter sur la mesure d'efficacité de récupération de la chaleur en fonction du débit et des paramètres environnementaux tels que la vitesse du vent ou les températures intérieure et extérieure (Gavan et al. 2010; Greffet 2016). Des méthodes basées sur l'utilisation de caméras thermiques peuvent aussi être appliquées sur les vitrages. Maroy et al. (2017) ont étudié leur potentiel et leurs limites. Sur site, elles semblent sensibles à l'effet du vent, de la vitesse d'air dans la pièce et à l'homogénéité de la température intérieure.

Toujours par estimation directe, pour des façades plus complexes, il est possible de construire un modèle numérique à partir des connaissances a priori de la façade étudiée, puis de caler ce modèle grâce aux données mesurées. C'est l'exemple du travail réalisé par Garay, Uriarte, et Apraiz (2013) pour déterminer les caractéristiques thermiques d'un pont thermique à l'aide d'un modèle différences finies 2D à partir de températures et flux mesurés.

1.5.1.3 A l'échelle du bâtiment ou de cellules-test

Des méthodes directes existent également à l'échelle du bâtiment ou de la cellule-test. Certaines ont été développées à partir du projet de recherche européen PASSYS lancé à la fin des années 1980. Se basant sur une approche statique en moyennant les grandeurs physiques mesurées sur de longues périodes de temps (généralement des multiples de 24 h), les paramètres estimés sont des caractéristiques du comportement thermique statique du bâtiment entier ou de la cellule-test. Ces méthodes nécessitent généralement de larges jeux de données. On peut citer par exemple les modèles de signature énergétique décrits dans Hammarsten (1987) et Tronchin et al. (2019) où les déperditions du bâtiment étudié sont exprimées à travers un coefficient de déperditions thermiques totales *HLC* (Heat Loss Coefficient). Le rapport de l'Annexe 58 de l'AIE (Janssens 2017) montre que ce type de méthodologie est plus adapté aux façades légères. En effet, les parois lourdes ont une capacité thermique plus importante et donc une inertie menant à des résultats peu fiables si la période de temps choisie est trop faible. Cela engendre donc des durées expérimentales plus longues.

La méthode de coheating est une méthode largement étudiée dans la littérature (Johnston et al. 2012; Parker, Farmer, et Fletcher 2015; Farmer, Johnston, et Miles-Shenton 2016). Elle consiste à maintenir une température constante à l'intérieur du bâtiment pendant quelques semaines. Le coefficient *HLC* est calculé à partir de la différence moyenne de température entre l'intérieur (constante) et l'extérieur et la puissance de chauffage. Latif et al. (2016) a notamment étudié l'application de la méthode de coheating sur des cellules-test d'environ 30 m³ placées à l'extérieur. Ils montrent que la prise en compte des apports solaires, du rayonnement grandes longueurs d'onde et de la capacité du bâtiment améliore l'estimation du coefficient *HLC*.

Alzetto et al. (2018) ont montré que les résultats de cette méthode étaient similaires aux résultats obtenus avec une méthode bien plus rapide : la méthode *QUB* (Mangematin, Pandraud, et Roux 2012). Cette dernière met en œuvre une sollicitation dynamique du bâtiment à l'aide d'un créneau de chauffage. Ceci permet de déterminer le coefficient *HLC* en quelques jours. Le modèle utilisé est un modèle dynamique *RC* du premier ordre. A l'aide de fluxmètres placés sur chacune des parois déperditives, la méthode *QUB/e* permet également d'estimer le coefficient de transmission thermique *U* de ces parois (Meulemans et al. 2016). Cette estimation est réalisée à partir de mesures de flux locales. C'est une démarche vers la décorrélation des déperditions thermiques d'un bâtiment.

1.5.2 Estimation par méthode inverse

Afin d'exploiter au mieux des modèles dynamiques plus complexes en estimant les paramètres, il est nécessaire d'utiliser des méthodes inverses. Le principe d'une méthode inverse est illustré sur la Figure 1.10.

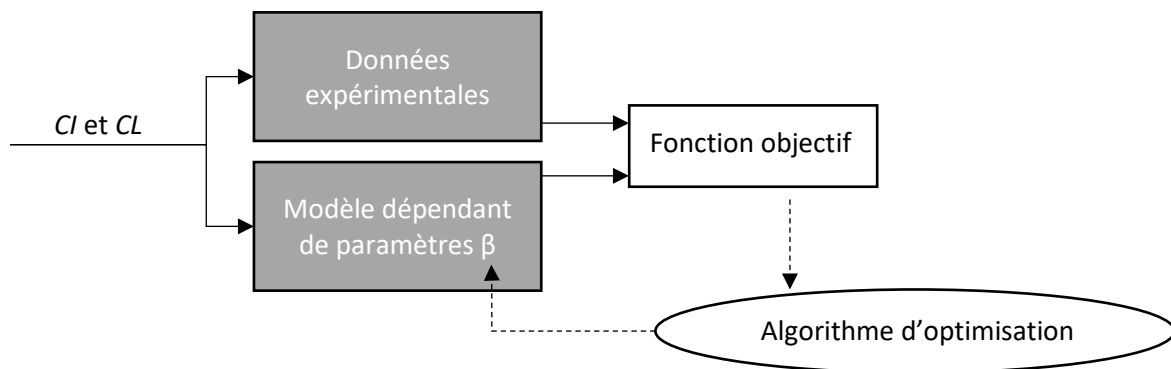


Figure 1.10 : Principe de la méthode inverse, adaptée de Petit et Maillet (Petit et Maillet 2008a). CI = « Conditions initiales », CL = « Conditions aux limites »

D'un côté, les données expérimentales sont disponibles et de l'autre, les sorties du modèle sont générées à partir des paramètres à estimer β . Ces deux jeux de données ont les mêmes conditions initiales et conditions aux limites. Les méthodes inverses consistent à appliquer des algorithmes d'optimisation à une fonction établie à partir d'une expérience et d'un modèle donné, appelée fonction objectif. Le but de cette optimisation est de minimiser le résultat de cette fonction, c'est-à-dire, minimiser l'écart entre le modèle et l'expérience. Le résultat attendu est l'estimation des paramètres β du modèle.

À partir du triptyque de la méthode inverse schématisé par la Figure 1.11, on peut catégoriser les méthodes inverses.

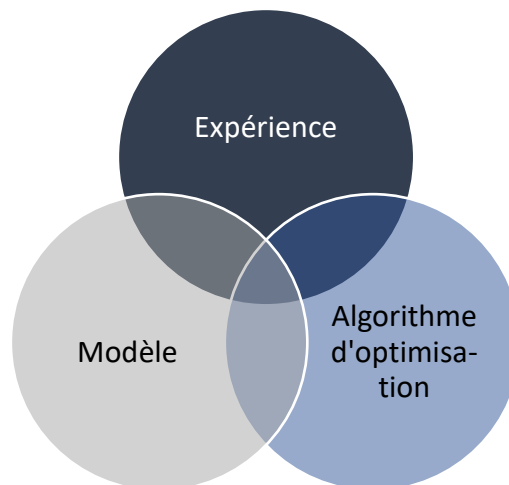


Figure 1.11 : Triptyque de la méthode inverse

Dans ce triptyque, les pôles peuvent être détaillés comme suit :

- La nature des modèles : statiques ou dynamiques ; boîtes blanche, grise ou noire,
- L'expérience : boîte chaude gardée, cellule-test, banc d'essai de laboratoire ou bâtiment ; qualité, quantité et précision des mesures ; sollicitations statiques ou dynamiques,

- Les méthodes d'optimisation : avec ou sans gradient, avec ou sans hessien ; déterministe ou stochastique...

1.5.2.1 *Les modèles*

Le choix des modèles statiques ou dynamiques définit la nature des indicateurs estimés. En effet, une méthodologie appliquant un modèle statique ne pourra définir que des indicateurs statiques. Ces méthodologies rapides ont donc un intérêt limité. Les méthodologies utilisant des modèles dynamiques sont très nombreuses. Parmi les modèles dynamiques, on retrouve des modèles de type boîte blanche (ou de connaissance), boîte grise et boîte noire (ou de comportement) (Rouchier 2018; Kristensen, Madsen, et Jørgensen 2004).

Les modèles de type boîte blanche sont construits à partir des équations physiques et ils permettent donc de s'assurer que le modèle établi respecte les principes physiques. Les paramètres estimés ont donc un sens physique. Ce sont par exemple, les modèles éléments finis (*FEM*), différences finies, les modèles facteurs de réponse ou les quadripôles.

Les modèles de type boîte noire sont des modèles sans sens physique, s'attachant à définir des relations entre les entrées et les sorties du modèle. Les modèles polynomiaux, ARX, ARMAX ou réseaux de neurones font partie de cette catégorie. Ils sont largement employés dans les domaines tels que l'automatisme ou pour modéliser des systèmes énergétiques.

Enfin, les modèles de type boîte grise peuvent être considérés comme des modèles physiques simplifiés, souvent linéarisés, permettant ainsi de conserver une part de physique tout en facilitant la résolution du problème traité en simplifiant le calcul. Cette catégorie regroupe notamment les modèles Résistance-Capacité (*RC*).

Seront détaillés dans les chapitres suivants les modèles exploités dans la thèse, à savoir les modèles facteurs de réponse, quadripôles, éléments finis et résistance-capacité à l'échelle de la paroi dans le Chapitre 3 et les modèles résistance-capacité à l'échelle de la cellule-test dans le Chapitre 5.

1.5.2.2 *Les algorithmes d'optimisation*

Les algorithmes d'optimisation pour l'inversion peuvent être classés comme illustré sur la Figure 1.12. Ces algorithmes servent à trouver les paramètres β pour lesquels la fonction objectif définie est optimale. Cette fonction peut par exemple être définie comme l'écart quadratique entre la valeur d'une grandeur mesurée et sa valeur découlant du modèle choisi.

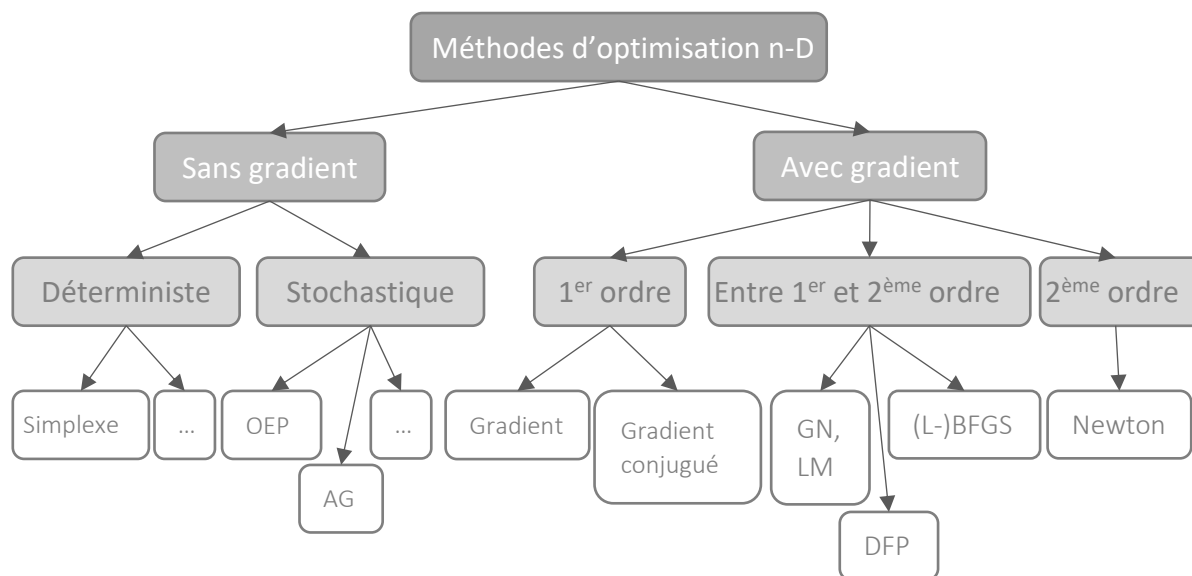


Figure 1.12 : Classification des méthodes d'optimisation (Favennec et Le Masson 2019). OEP = « Optimization par Essaims Particulaires », AG = « Algorithme Génétique », GN = « Gauss-Newton », LM = « Levenberg-Marquardt », DFP = « Davidson-Fletcher-Powell », BFGS = « Broyden-Fletcher-Golfard-Shanno »

Les algorithmes d'optimisation peuvent être divisés en deux groupes : les méthodes sans gradient et les méthodes avec gradient. Les méthodes sans gradient permettent la minimisation de fonction sans avoir à calculer leur dérivée (Favennec et Le Masson 2019). Ces méthodes peuvent être déterministes ou stochastiques. L'approche de ces deux catégories est différente : les méthodes déterministes reposent sur un algorithme dont le résultat est reproductible. L'algorithme de Nelder et Mead (1965) et la méthode des surfaces de réponse sont des exemples de méthodes déterministes sans gradient. Les méthodes stochastiques font intervenir des notions de probabilité donc la reproductibilité de ses résultats ne peut être assurée. Les méthodes de type algorithme génétique ou d'essaims particuliers en font partie.

Les méthodes avec gradient sont déterministes. Elles reposent sur une base mathématique généralement complexe pouvant aller jusqu'à l'exploitation de la dérivée seconde de la fonction objectif. Les résultats de ces méthodes sont reproductibles. Il y a par exemple la méthode du gradient conjugué ou la méthode BFGS (Broyden-Fletcher-Golfard-Shanno). Cette dernière est largement utilisée, approximant les gradients du deuxième ordre à partir des gradients du premier ordre (méthode quasi-Newton) ce qui les rend particulièrement efficaces selon les spécialistes (Orlande et al. 2011). Il existe également des méthodes appelées hybrides, soit des combinaisons de méthodes déterministes et stochastiques comme la méthode du recuit simulé.

La méthode d'optimisation choisie, qu'elle soit déterministe ou stochastique, ou même une combinaison des deux, a une incidence importante sur la performance globale de la méthodologie et sur son incertitude (Liberti et Kucherenko 2005).

Dans cette thèse, deux algorithmes sont utilisés. Le premier est l'algorithme de Nelder-Mead pour le problème à l'échelle de la paroi, notamment grâce à sa simplicité d'utilisation (sans gradient, intégré dans les bibliothèques de Python). Une explication de l'algorithme pas à pas est détaillée dans l'annexe V de la thèse de Vogt Wu (2011). Le second algorithme est l'algorithme BFGS, étant déjà intégré dans l'outil *CTSM-R* sur lequel se base la partie du travail traitant de l'échelle de la cellule-test.

1.5.2.3 Les outils d'inversion

Le développement des cellules-test depuis les années 80 ont permis le développement de méthodes pour identifier les caractéristiques thermiques de parois horizontales ou verticales, opaques ou vitrées. D'autres travaux ont permis le développement d'outils capables de modéliser et d'estimer les paramètres à l'échelle de bâtiments entiers.

LORD (Gutschker 2008) est un outil packagé basé sur des modèles *RC* couplés à une approche déterministe et une approche stochastique. Il n'est malheureusement pas possible d'avoir accès au code et donc de le modifier. Pour ces raisons, l'outil ne semble pas être maintenu.

L'outil CTSM, devenu plus tard une librairie du langage R sous le nom *CTSM-R* (H. Madsen et Holst 1995; Kristensen, Madsen, et Jørgensen 2004; Bacher et Madsen 2011), est un outil également basé sur des modèles résistance-capacité. L'algorithme de minimisation utilisé est l'algorithme BFGS. Contrairement à LORD, le code de *CTSM-R* est modifiable. Il est aisé d'ajouter de nouveaux modèles pour adapter l'outil au cas d'étude.

L'outil développé très récemment par le laboratoire LOCIE est l'outil PySIP (Raillon, Rouchier, et Juricic 2020) basé sur le langage Python. Cette bibliothèque est accessible sous un Git. Elle intègre des modèles *RC* stochastiques. Deux approches sensiblement différentes sont intégrées : l'approche fréquentiste (algorithme quasi-Newton avec la méthode BFGS) et l'approche bayésienne (par un algorithme MCMC (Markov Chain Monte-Carlo)). L'approche bayésienne diffère de l'approche fréquentiste dans son principe : les valeurs recherchées des paramètres ne sont pas des constantes mais des distributions plus ou moins centrées autour d'une valeur en fonction de la richesse des données et de la complexité des modèles étudiés (Orlande et al. 2011).

1.5.2.4 Applications à l'échelle de parois

À l'échelle de la paroi, de nombreuses études se sont intéressées à l'estimation des caractéristiques par méthode inverse en conditions réelles. L'emploi de modèles dynamiques permet dans certains cas d'estimer la capacité totale de la paroi étudiée. Deux approches sont

possibles : la capacité peut être calculée en estimant les capacités thermiques des matériaux constituant la paroi ou la capacité totale de la paroi est estimée à partir d'un modèle simplifié.

Parmi les modèles dits boîte blanche, les modèles de quadripôles sont largement employés. Sassine (2016), en conditions de laboratoire, a montré leur utilité pour estimer la résistance et la capacité d'une paroi faiblement isolée en quelques jours. Yang (2017) a appliqué des méthodes inverses associées à un modèle quadripôles pour estimer les propriétés thermiques (conductivité λ et capacité thermique volumique $\rho.c$) des matériaux d'une paroi constituée de quatre couches. Une analyse de sensibilité des paramètres a permis de montrer que certaines propriétés étaient difficilement estimables. D'un point de vue numérique, Ginestet et al. (2013) ont étudié l'estimation des caractéristiques thermiques R et C d'une paroi de briques isolée par l'extérieur à l'aide de modèles quadripôles et d'un algorithme déterministe. Ils montrent que la température d'air intérieur est peu sensible à la variation de certains paramètres comme la capacité de l'isolant et à la conductivité thermique de la brique. Enfin, ils montrent que le bruit de mesure a un impact sur l'estimation, pouvant rendre certains paramètres difficiles voire impossibles à estimer.

Comme précisé ci-dessus, les modèles dits boîte noire n'ont a priori aucun lien avec la physique. La grande problématique posée lors de l'utilisation de ces modèles est donc l'établissement du lien entre les paramètres des modèles calculés et les caractéristiques physiques des parois modélisées ou testées expérimentalement. Dans l'article de Naveros et al. (2015), le modèle ARX utilisé est défini à partir de l'équation de la chaleur. Ceci permet *in fine* de définir les caractéristiques physiques connaissant les paramètres du modèle ARX, à l'aide de résultats d'expérience d'une dizaine de jours. François et al. (2020b) ont étudié le comportement de modèles quadripôles et ARX avec des conditions aux limites variables en laboratoire. Leurs principales conclusions sont que l'utilisation de capteurs intrusifs permet d'obtenir de meilleures estimations de la résistance thermique et que les modèles ARX ne semblent pas adaptés aux variations de conditions aux limites de l'essai d'une durée de quelques heures.

D'autres méthodes sont développées comme celle de Rasooli, Itard, et Ferreira (2016), utilisant des modèles facteurs de réponse (détaillés dans la suite de la thèse). Cette méthode nécessite la protection de la surface extérieure du rayonnement solaire direct et d'un fluxmètre de chaque côté de la paroi, mais d'aucun capteur intrusif. La surface intérieure est chauffée. L'analyse de la réponse de la paroi à cette sollicitation en température permet d'estimer la résistance d'une paroi faiblement isolée (R compris entre 0,2 et 1,6 $\text{m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$) en quelques heures.

Certains auteurs ont comparé la performance de plusieurs modèles sur la performance d'estimation des caractéristiques des parois, notamment vis-à-vis des conditions extérieures. C'est le cas de Deconinck et Roels (2016) qui ont étudié l'estimation de la résistance thermique

à différentes saisons d'une paroi fortement isolée ($R > 4 \text{ m}^2.\text{K.W}^{-1}$). Ils concluent que la méthode statique de la moyenne ne convient pas pour la période estivale contrairement aux modèles dynamiques étudiés (ARX et modèle RC). Ces derniers semblent présenter des résultats satisfaisants, quelle que soit la saison, avec des essais durant entre 20 et 30 jours.

De nouvelles méthodologies appliquant des méthodes inverses sont développées avec des caméras thermiques. On peut citer par exemple celle développée par Chaffar et al. (2014). Cette méthode, testée en laboratoire puis sur site, nécessite l'ajout d'un isolant à l'extérieur. Cette méthode est une méthode active, c'est-à-dire, qu'elle exploite la réponse d'une paroi à une sollicitation thermique. Les auteurs déterminent la conductivité thermique λ , la capacité thermique volumique ρc et le coefficient d'échange convectif et radiatif intérieur. Cette méthode est appliquée à une paroi faiblement isolée. Cette méthode nécessite aussi l'usage fluxmètres et de capteurs de température en surface.

Des modèles RC ont été employés pour estimer les caractéristiques thermiques d'un échantillon de paroi en laboratoire à l'aide d'algorithmes d'optimisation déterministes (Limam et al. 2018). Gori et al. (2017) et Biddulph et al. (2014) ont travaillé sur des modèles RC associés à une approche bayésienne pour estimer les résistances et les capacités des parois. Un modèle d'ordre 2 semble suffire pour reproduire le comportement thermique d'une paroi faiblement isolée. Avec ces modèles, la capacité estimée est une capacité efficace et non totale, comme expliqué dans l'équation (1.3).

Enfin, Berger et Kadoch (2020) ont appliqué des modèles réduits et une méthode inverse pour estimer la diffusivité thermique d'un mur existant à l'aide de capteurs de température intrusifs. Une période de trois jours d'essais a été choisie grâce à l'application du principe de conception expérimentale optimale (Optimal Experiment Design).

1.5.2.5 Applications aux cellules-test et aux bâtiments

Jiménez et Heras (2005) ont testé des cellules-test PASSYS, comportant des parois pseudo-adiabatiques et pouvant être équipées de façade d'environ 6 m^2 . Tout le flux thermique échangé entre la cellule-test et l'extérieur passe donc à travers le composant de façade testé. Ils ont étudié l'estimation des caractéristiques thermiques d'une paroi opaque fortement isolée ($R = 5 \text{ m}^2.\text{K.W}^{-1}$) et d'une paroi vitrée ($R = 0,4 \text{ m}^2.\text{K.W}^{-1}$). Ils ont montré qu'il était possible de déduire les paramètres le coefficient de transmission thermique moyen U ou le facteur solaire g par identification de modèles ARX à l'échelle du composant. Dans une étude ultérieure, Jiménez, Porcar, et Heras (2008) ont proposé d'étudier la paroi vitrée à l'aide de modèles RC et ARX à l'échelle du composant et à l'échelle de la cellule-test. A l'échelle du composant, ces modèles présentent des résultats satisfaisants pour l'estimation du coefficient de transmission thermique U . A l'échelle de la cellule-test, des résultats sont meilleurs en prenant en compte le rayonnement grande longueur d'onde bien que des écarts de l'ordre de 30% peuvent être notés lors de l'estimation des coefficients U et g . Bien que ce ne soit pas

mentionné dans l'article, un phénomène de corrélation entre ces deux paramètres peut être supposé au regard des résultats obtenus sur 7 séries de données.

À cette échelle, les modèles *RC* avec peu de degrés de liberté sont plus majoritairement employés. En effet, l'application de modèles très détaillés est limitée à cause du grand nombre de paramètres à estimer à l'échelle d'un bâtiment. Néanmoins, une étude récente a estimé les paramètres d'un modèle détaillé sous TRNSYS d'une cellule-test grâce à une méthode stochastique (Martínez et al. 2019). La face testée est une toiture composée de béton, d'isolant et recouverte de gravier. Les paramètres identifiés sensibles ont été estimés, notamment la conductivité thermique de l'isolant et l'absorptivité du gravier. Wang et Xu (2006) ont étudié l'application de modèles *RC* des algorithmes génétiques à l'échelle de bâtiments. Les paramètres estimés n'ont pas fait l'objet d'une analyse de leur sens physique. Le modèle a permis d'estimer la demande de climatisation du bâtiment.

Quand l'objectif est d'estimer des caractéristiques thermiques, se pose alors la question de l'identifiabilité des paramètres et l'interprétabilité de leur sens physique. Juricic et al. (2018), à l'aide d'un travail de modélisation, a montré l'importance de ces sujets. De fortes corrélations apparaissent entre les paramètres limitant leur interprétation physique, notamment lorsque plusieurs conditions aux limites sont appliquées (sous-sol non chauffé, garde thermique par exemple). Bacher et Madsen (2011) ont utilisé l'outil CTSM-R pour estimer les paramètres d'un modèle de bâtiment pour différents niveaux de détail de modèles. L'analyse de l'interprétation physique des paramètres montre que c'est un exercice difficile.

À l'échelle du bâtiment, la méthode ISABELE pour « In situ Assessment of the Building Envelope pErformances » développée par le CSTB, permet de caractériser son comportement thermique en quelques jours avec un modèle dynamique 5R1C et un algorithme de Nelder-Mead. Cette méthode a été améliorée dans le cadre de la thèse de Thébaud (2017) en termes de calcul d'incertitude, la prise en compte des infiltrations et du dynamisme dans le modèle. Ce dernier point a été possible grâce à l'utilisation de modèles *RC* stochastiques. Cette thèse contient également une description d'autres méthodes (PRISM, EBBE, PSTAR/STEM) dont le but est l'estimation des déperditions globales du bâtiment.

Quelques études ont été réalisées pour comparer les résultats de la prise en compte du bruit de mesure dans les modèles *RC* sur l'estimation du coefficient *HLC* à partir de mesures expérimentales. Cette prise en compte améliore l'estimation, mais surtout, permet la reproductibilité de la méthode sur différents jeux de données (Rouchier, Rabouille, et Oberlé 2018).

Au regard de l'objectif de cette thèse, dont l'objectif est d'estimer les caractéristiques thermiques d'une façade installée sur un équipement expérimental, la principale problématique que présentent ces méthodes est le fait qu'elles ont pour but d'estimer les performances thermiques globales des bâtiments et non de leurs composants. Un travail sur la décorrélation des paramètres paraît nécessaire.

1.6 Conclusions et problématiques de la thèse

Dans ce chapitre, l'évolution des technologies de façade a été montrée. Jusqu'au XX^{ème} siècle, les façades étaient traditionnelles, composées de parties opaques et d'autres vitrées. Les réglementations thermiques, introduites à partir de 1974 en France ont poussé à l'amélioration des performances thermiques des façades. Les performances thermiques de chaque composant de façade se sont fortement améliorées et de nombreuses nouvelles technologies, combinant parfois plusieurs fonctions, ont vu le jour.

Quant à la modélisation des performances thermiques de ces façades, les modèles de simulation thermique dynamique les plus répandus ne sont parfois pas adaptés aux nouvelles technologies, mettant en jeu, en plus de la conduction, d'autres phénomènes physiques tels que le rayonnement ou la convection naturelle. Ces nouvelles technologies de façades possèdent souvent un comportement dynamique complexe à modéliser : changement des propriétés thermiques ou de la géométrie en fonction du temps. Dans les cas où les modèles sont adaptés aux nouvelles technologies, la question des paramètres à estimer se pose. Ces paramètres peuvent être la résistance thermique, la transmissivité ou la surface efficace de vitrage, considérés constants ou fonction de grandeurs mesurées telles que la vitesse du vent ou une température intérieure.

A l'échelle de la paroi, bien que les méthodologies d'évaluation du coefficient de transmission thermique des parois opaques soient nombreuses, des incertitudes souvent importantes ont été montrées, notamment sur les parois fortement isolées. Aussi, il faut souligner des différences entre les estimations réalisées à l'aide des méthodes existantes et les valeurs théoriques. Ha et al. (2020) l'ont montré dans le cadre du projet de recherche RESBATI. Une étude numérique a permis de comparer la performance de plusieurs méthodes (utilisées par le CERTES, le CSTB et l'IFFSTAR) pour estimer la résistance thermique de deux types de parois : une paroi isolée par l'intérieur et une paroi composée d'un matériau structural ($R \approx 3 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$). Les parois sont chauffées depuis l'intérieur pendant 24 h. La température de la surface intérieure atteint 70°C. Trois types de méthodes sont comparés : une méthode basée sur les quadripôles et une minimisation par approche bayésienne (algorithme de Metropolis-Hasting), des modèles RC stochastiques grâce à l'outil CTSM-R à l'échelle de la paroi (ordre 1 à 3), une méthode par éléments finis avec un algorithme de minimisation avec gradient. La minimisation est réalisée sur la température de surface intérieure, car la température de surface extérieure est peu sensible aux propriétés

thermiques à identifier. À l'aide de méthode active comme celle appliquée ici, les conditions météorologiques ne semblent pas avoir d'impact majeur sur les résultats. Cependant, ils montrent que les trois méthodes présentent des incertitudes et des comportement différents en fonction de la paroi étudiée et de la durée de l'essai (12 ou 24 h), pouvant mener à des écarts importants entre la résistance estimée et la valeur théorique (> 20 %). Ce travail de comparaison des méthodes à partir de données générées numériquement montre l'importance d'éprouver les méthodologies développées sur des cas d'études purement numériques, dont les caractéristiques thermiques à estimer sont parfaitement connues (définies par l'utilisateur). Cette étude a été réalisée avec des coefficients d'échange et une absorptivité solaire constants et définis dans les modèles numériques. L'impact de l'incertitude de ces coefficients sera étudié dans cette thèse.

Les méthodologies de caractérisation thermique d'enveloppes sont très étudiées *in situ* à l'échelle de la paroi et du bâtiment entier et beaucoup moins à l'échelle d'installations expérimentales telles que la cellule-test, bien que ce type d'essais ait été initié dans les années 80. Pourtant, les contraintes sont différentes. De manière générale, l'étude sur des bâtiments *in situ* demande le développement de méthodologies dont le temps d'essai est le plus court possible, avec une puissance de chauffage limitée. Aussi, l'utilisation de mesures intrusives est généralement impossible. À l'échelle de la cellule-test ou du bâtiment *in situ*, il est possible de mener des essais plus longs et de disposer de mesures intrusives. Il est aussi possible de générer de fortes sollicitations thermiques de la cellule-test. Il est donc pertinent de s'attarder sur les méthodes spécifiques à appliquer sur cette installation expérimentale de taille intermédiaire (entre la paroi et le bâtiment entier), d'autant plus qu'il a été montré le manque de robustesse des méthodes appliquées à cette échelle.

Pour preuve, un test inter laboratoires a été mené (Roels et al. 2017). Des mesures ont été effectuées sur une petite cellule fortement isolée et munie d'une fenêtre située en Espagne en période estivale et en Belgique en période hivernale. Ces données ont été transmises à huit équipes de recherche. Chacune a défini le coefficient de déperdition global de la cellule *HLC*, exprimé en $W.K^{-1}$. Les équipes étaient libres de choisir la méthode et la période de l'échantillon à analyser. Les résultats sont présentés dans le Tableau 1.2.

Tableau 1.2 : Coefficient HLC du test interlaboratoires par différentes méthodes d'analyse et périodes d'échantillonnage (Roels et al. 2017)

Team		Winter data Belgium	Summer data Spain
1	Averaging method	3.77-3.92	
	State space model (RC using LORD)	3.07-3.42	
2	Averaging method	2.86-4.15	
	Linear regression (5'-data)	2.84-4.11	
	Linear regression (daily averaged data)	3.68-4.12	4.32-4.48
	AR(MA)X-models	3.79-4.06	4.07-4.20
3	State space models (RC using LORD)	3.93	4.23
	Multiple linear regression (hourly data)	4.77-5.24	
	Multiple linear regression (daily data)	3.73-4.39	
4	State space models	4.27-4.56	
5	Linear regression (daily averaged data)	3.99-4.08	
	State space models (RC using CTSM-R)	3.99	
6	State space models (RC using Matlab)	3.97	4.1-4.46
7	ARX-models	3.95	4.05-4.10
	State space models (RC using CTSM-R)	3.84	3.96
8	Averaging method	3.72-3.99	
	Linear regression (5'-data)	2.98-3.94	
	AR(MA)X-models	4.01-4.08	
	State space models (RC using CTSM-R)	4.48	

Pour la période hivernale, le résultat varie entre 2,8 et 4,6 W.K⁻¹. En période estivale, le résultat est compris entre 4 et 4,5 W.K⁻¹ pour toutes les équipes. Il faut souligner que les résultats sont différents même pour les équipes utilisant la même méthode d'identification. Par exemple, pour la méthode CTSM-R, l'équipe 5 estime le HLC à 4 W.K⁻¹, l'équipe 7 l'estime à 3,8 et l'équipe 8 trouve 4,5 W.K⁻¹.

Il apparaît donc nécessaire de définir une méthodologie robuste pour définir les caractéristiques décrivant le comportement thermique des façades, à l'échelle de la paroi ou de la cellule-test, qu'elles soient traditionnelles ou innovantes.

La problématique de cette thèse a donc plusieurs volets. Le premier est d'ordre expérimental :

- Quelles grandeurs peuvent être mesurées ? À quels emplacements ?
- Quelle est l'incertitude de ces mesures ?
- Quel type d'essai peut être réalisé ? De quelle durée ?

Le second volet est d'ordre numérique. La littérature a montré une large gamme de modèles et de méthodes appliquées à l'identification des caractéristiques thermiques, sans qu'aucune ne semble se dégager. Les problématiques sont les suivantes :

- Les outils numériques existants suffisent-ils pour cette application ?
- Quel modèle permet de mieux tenir compte des variabilités des conditions aux limites ?
- Quelles sont les conditions extérieures les plus propices ?
- Quels paramètres peut-on espérer estimer ? Nous fournissent-ils une information suffisante sur les performances thermiques des façades ?
- Comment estimer les paramètres malgré les corrélations évidentes ?
- Comment caractériser ce nouvel équipement, en termes de comportement thermique et aéraulique ?

Afin de mettre au point des méthodologies d'identification à l'échelle du composant et de la cellule-test, deux types de façades vont être étudiés : une façade opaque légère et une façade avec une fenêtre double vitrage.

Au sujet de la façade opaque, plusieurs problématiques sont posées :

- Est-ce que la méthode normalisée, ou méthode de la moyenne, est adaptée aux façades fortement isolées ?
- Quel est l'impact des incertitudes de mesures sur les estimations des caractéristiques thermiques ?
- Quels modèles et méthodes inverses sont adaptés à ce type de façade, exposée aux conditions climatiques réelles ?
- Est-ce que les mesures intrusives peuvent favoriser l'estimation de la résistance thermique, voire de sa capacité ?

À l'échelle de la cellule-test et à l'aide de la façade opaque et de la façade vitrée, d'autres questions se posent :

- Quels paramètres peuvent être estimés ? Sont-ils corrélés et ont-ils un sens physique ?
- De quel ordre est la complexité ajoutée par les apports solaires ?
- Enfin, est-il possible d'envisager l'utilisation de telle installation expérimentale pour caractériser des façades adaptatives ? Avec quels outils et méthodologies ?

Chapitre 2 Dispositif expérimental

L'installation expérimentale étudiée est l'élément clé de la thèse. Elle nécessite une description détaillée.

Après une brève présentation du bâtiment laboratoire, les caractéristiques de la cellule-test exploitée, son fonctionnement et les façades installées sont présentés. Le matériel de métrologie et le calcul des incertitudes associées à chaque appareil sont ensuite développés. Enfin, le sujet de la qualité de l'enveloppe de la cellule-test est abordé.

2.1 Le bâtiment-test

Le bâtiment-test, représenté sur la Figure 2.1, est dédié à l'étude du comportement des façades de bâtiment exposées à des conditions climatiques réelles. Il a été livré en septembre 2017 et mis en service à partir de septembre 2018. Il est situé près de La Rochelle, en France et soumis à un climat océanique tempéré.



Figure 2.1 : Photo du bâtiment-test en cours de construction

Ce bâtiment, dont une vue schématique est présentée en Figure 2.2 (sans les murs extérieurs), est composé de cinq pièces indépendantes les unes des autres, appelées cellules-test. Chaque cellule-test est composée de cinq parois fortement isolées entourées par un volume d'air conditionné en température, appelé garde thermique, dans le but de maximiser les déperditions vers la sixième paroi, soit la façade exposée au climat extérieur. La garde thermique est contrôlée en température afin d'assurer une température d'air entre 18 et 22°C tout au long de l'année.

Deux cellules-test installées au rez-de-chaussée permettent de tester des façades verticales. À l'étage, deux cellules-test sont adaptées aux toitures-terrasses. La dernière cellule-test est présente sur toute la hauteur du bâtiment et permet de tester des façades

couvrant un rez-de-chaussée, un étage et un acrotère. Les façades dans le cadre de la thèse ont été installées sur la cellule-test repérée sur la Figure 2.2.

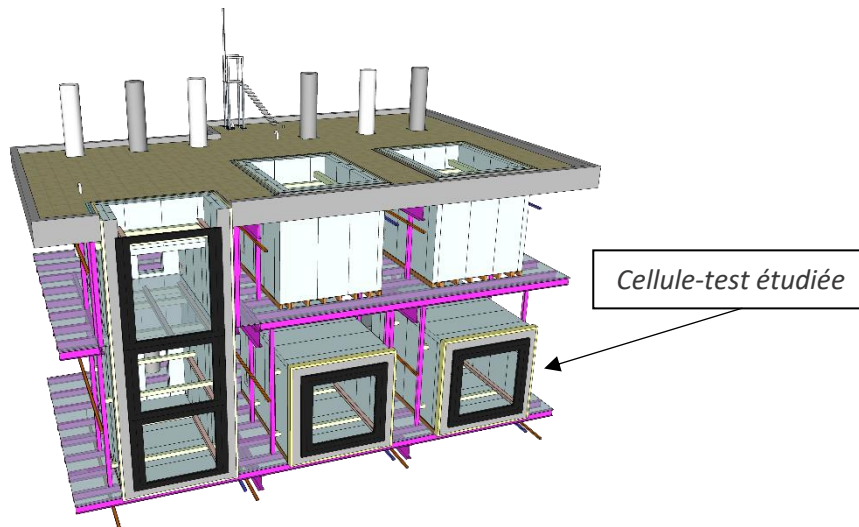


Figure 2.2 : Vue 3D du bâtiment-test (sans ses parois extérieures)

2.2 La cellule-test

La cellule-test mesure 5,62 mètres de long, 3 mètres de large et 3 mètres de haut soit un volume intérieur de 50,6 m³. Elle est orientée au Sud, 18° vers l'Ouest (voir la Figure 2.3).

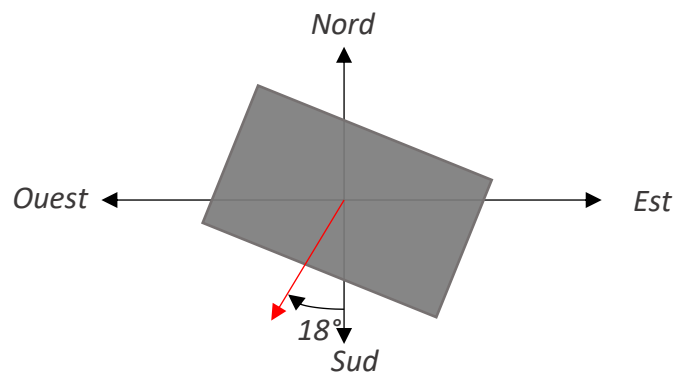


Figure 2.3 : Orientation de la cellule-test

Une vue en éclaté de la cellule-test est disponible en Figure 2.4 et un schéma en vue du dessus est placé en Figure 2.5. Cinq de ses murs sont constitués de panneaux Dagard comprenant une mousse de polyuréthane d'une masse volumique de 40 kg.m⁻³ et d'un parement en acier inoxydable de 20 cm doublés, soit une épaisseur finale de 40 cm. Ces murs sont représentés en vert. Pour les repérer, ils sont nommés « Plafond », « Nord », « Est », « Ouest » et « Plancher ». Ils donnent sur la garde thermique. Les murs verticaux sont installés sur un platelage. Le tout repose sur une structure de poutres en bois permettant aux murs de la cellule-test d'être majoritairement au contact de l'air de la garde thermique.

La cellule-test est fermée en accueillant un échantillon de façade appelé façade (en bleu) fixée sur un cadre (en gris). Un capotage constitué d'isolant et recouvert d'une tôle métallique

prélaquée blanche permet de compléter l'isolation autour de la façade, d'assurer l'étanchéité à l'eau et d'améliorer l'étanchéité à l'air.

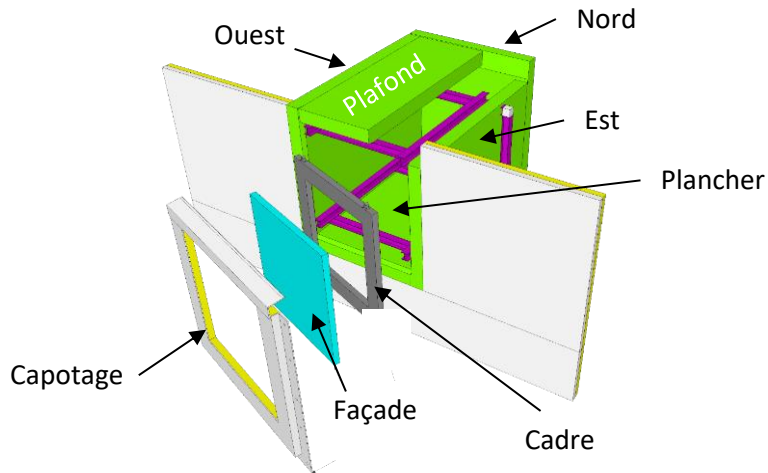


Figure 2.4 : Vue en éclaté de la cellule-test

Les façades sont supportées par un système poteaux-poutres installé dans tout le bâtiment (en rose sur les Figure 2.2, Figure 2.4 et Figure 2.5). Ces poutres sont constituées de matériaux composites en polyester isophthalique de faible conductivité thermique ($0,429 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$) et fabriquées par Borflex. Comparée à des poutres en acier, leur résistance mécanique est suffisante (même limite élastique en traction que l'acier) pour une conductivité thermique 80 fois plus faible. La jonction entre les poutres et le cadre structural de la façade est réalisée à l'aide de pièces en acier galvanisé (platines et sabots). Ceci permet d'assurer le maintien de la façade contre le bâtiment-test. Deux bandes d'étanchéité Compriband® et un joint silicone viennent compléter l'étanchéité à l'air et à l'eau.

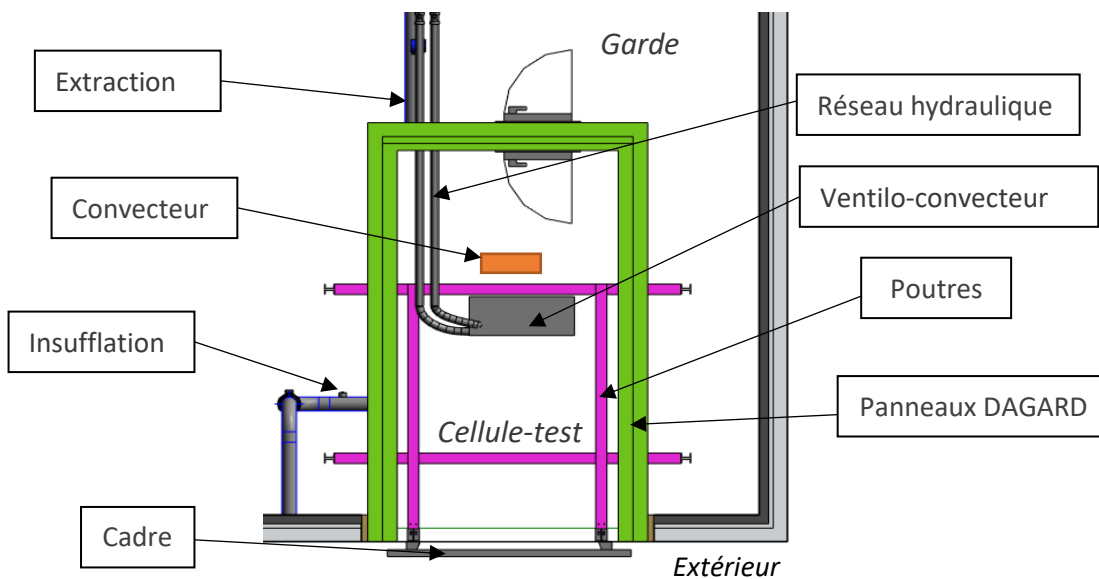


Figure 2.5 : Schéma de la cellule-test – vue de dessus

Les propriétés thermiques des matériaux cités précédemment sont résumées dans le Tableau 2.1.

Tableau 2.1 : Propriétés thermiques équivalentes des matériaux constituant la cellule-test

Produit	Matériau	λ [W.m ⁻² .K ⁻¹]	c [J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	ρ [kg.m ⁻³]
Panneau DAGARD	Mousse polyuréthane et inox	0,026 ⁴	1400 ¹	80 ²
Poutre BORFLEX	Polyester isophtalique	0,429 ⁴	1200 ¹	1860 ²
Capotage	Panneaux de polyuréthane	0,023 ²	1400 ¹	32 ²

¹(AFNOR 2008d) ²Données fournies par les fabricants ³(CSTB 2011) ⁴Essai laboratoire

2.3 Les façades étudiées

Deux types de façades ont été installés sur l'installation expérimentale durant la thèse : une façade opaque fortement isolée et une façade pourvue d'une fenêtre double vitrage dont les parties opaques sont également fortement isolées ($R > 5 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$).

Une configuration comportant une double fenêtre a donné lieu à la réalisation d'essais expérimentaux mais ils n'ont pas été traités dans le cadre de cette thèse. Les détails de cette façade sont présentés en Annexe A.

Toutes les façades ont pour côtes intérieures, hors capotage, 3,24 m x 3,35 m x 0,37 m (hauteur x largeur x épaisseur). Hors cadre, les façades mesurent 2,36 m x 2,47 m (hauteur x largeur), soit 5,8 m². L'épaisseur dépend de la façade testée.

2.3.1 La façade opaque

La façade opaque est visible sur la Figure 2.6. Elle est composée d'une structure bois complétée par des panneaux de polyuréthane rigide d'une épaisseur totale de 12 cm. Le tout est fermé par deux panneaux de contreplaqué bakélinisé de 2,1 cm d'épaisseur chacun et recouvert d'une membrane étanche blanche côté extérieur. L'épaisseur totale est de 16,2 cm.

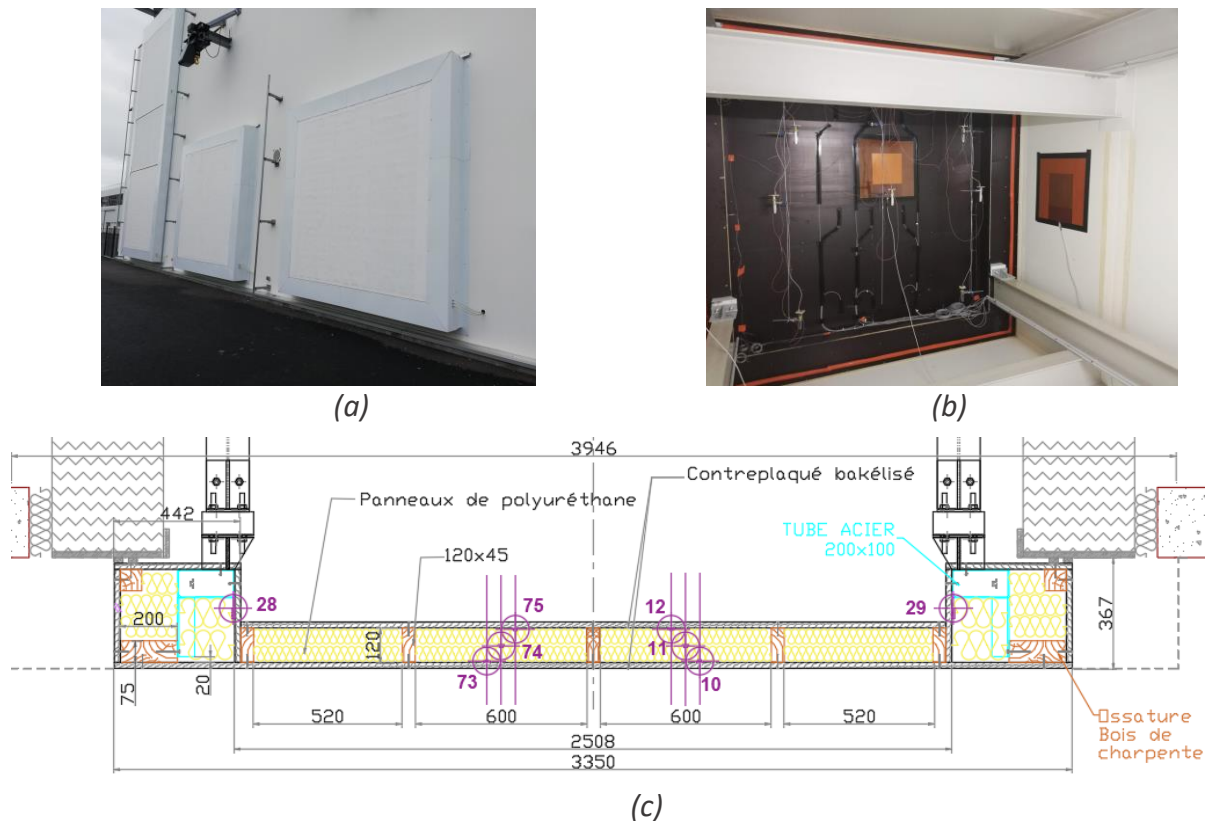


Figure 2.6 : Vue extérieure (a) et intérieure (b) de la façade opaque
(c) Coupe de la façade opaque – vue de dessus

D'un point de vue structure, cette façade est constituée d'un cadre structurel en métal constitué d'un tube rectangulaire de section extérieure 20 x 10 cm et d'une épaisseur de 4 mm. Celui-ci, représenté en bleu sur la Figure 2.6c, permet la fixation de la façade à la cellule-test. Un second cadre est réalisé en bois de charpente afin de donner à la façade ses dimensions finales. Le tout est complété par une superposition des panneaux de polyuréthane comme montré sur la Figure 2.6c puis recouvert du capotage (représenté en pointillés de part et d'autre). Les propriétés thermiques des matériaux de la façade opaque sont résumées dans le Tableau 2.2.

Tableau 2.2 : Propriétés thermiques équivalentes des matériaux constituant la façade opaque

Produit	Matériau	λ [W.m ⁻² .K ⁻¹]	c [J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	ρ [kg.m ⁻³]
Cadre	Acier	50 ¹	450 ¹	7800 ¹
Façade	Bois	0,15 ³	1600 ³	450-550 ³
	Panneaux de polyuréthane	0,023 ³	1400 ²	32,5 ± 2,5 ²
	Contreplaqué bakéliné	0,21 ³	1400-1800 ^{3,4}	710 ± 10 ²
¹ (AFNOR 2008d) ² Données fournies par les fabricants ³ (CSTB 2017) ⁴ (Ross 2010)				

L'absorptivité en courtes longueurs d'onde, notée α_{sw} , est une propriété radiative dérivée de la mesure de la réflectivité réalisée à l'aide d'un spectrophotomètre à sphère

intégrante. Cette valeur dépend du spectre solaire choisi comme référence et de l'échantillon analysé, notamment son état de surface. La membrane d'étanchéité blanche a une absorptivité en courtes longueurs d'onde α_{SW} égale à $0,26 \pm 0,06$.

L'émissivité en grandes longueurs d'onde, notée α_{LW} est égale à l'émissivité hémisphérique de la surface puisqu'elle est considérée comme un corps gris à émission diffuse. L'émissivité hémisphérique totale a été mesurée de manière indirecte à l'aide d'un émissomètre différentiel à thermopiles selon la norme ASTM C1371-15 (ASTM International 2015). La membrane d'étanchéité blanche (côté extérieur) a une émissivité hémisphérique totale en grandes longueurs d'onde ϵ_{LW} égale à $0,90 \pm 0,02$. L'émissivité hémisphérique totale en grandes longueurs d'onde du contreplaqué bakéliné (côté intérieur) vaut $0,87 \pm 0,03$.

2.3.2 La façade vitrée

La deuxième façade est visible sur la Figure 2.7.

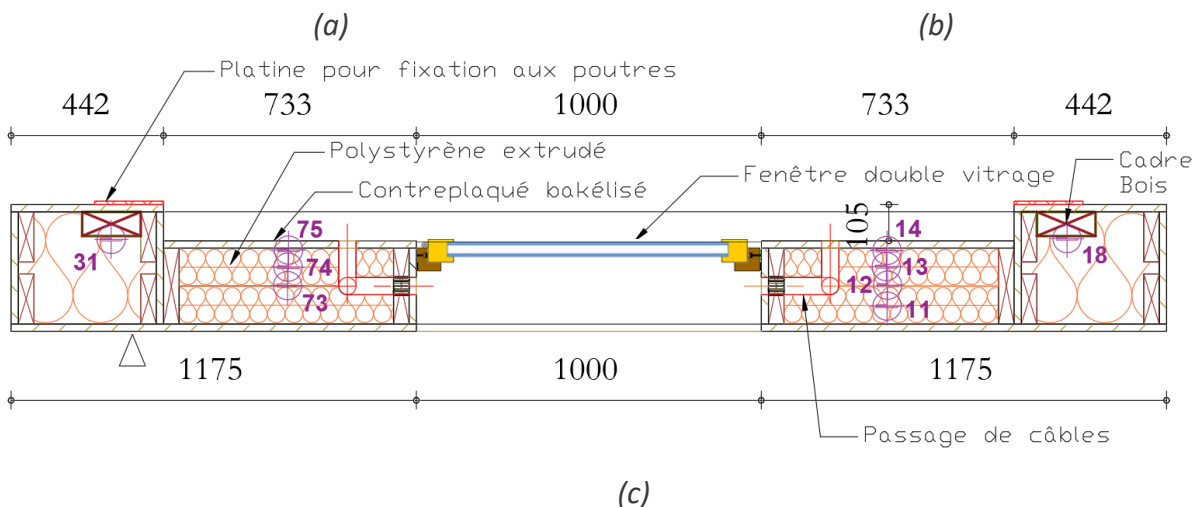


Figure 2.7 : Vue extérieure (a) et intérieure (b) de la façade vitrée (fenêtre double vitrage) (c) Coupe de la façade – vue de dessus

Elle comporte un double vitrage posé en tunnel au nu intérieur. Contrairement à la façade opaque, un cadre en bois remplace le cadre métallique afin de limiter les déperditions. Ses dimensions extérieures sont les mêmes soit 20 x 10 cm. Ce cadre est entouré d'isolant en polystyrène extrudé. La partie centrale est également composée de bois et de 22 cm de polystyrène extrudé. L'épaisseur totale de la partie opaque est de 26,2 cm. Une réservation de 2 m² accueille la fenêtre. Le tout est fermé par deux panneaux de contreplaqué bakélinisé de 2,1 cm d'épaisseur. Des orifices de part et d'autre de la réservation de la fenêtre permettent de traverser la façade et d'installer les capteurs aisément. Ces orifices sont complétés d'isolant et recouverts d'un film plastique afin de limiter les fuites d'air.

Les propriétés thermiques des matériaux de la partie opaque de la façade avec la fenêtre double vitrage et la double fenêtre sont résumées dans le Tableau 2.3.

Tableau 2.3 : Propriétés thermiques des matériaux constituant la façade vitrée

Produit	Matériau	λ [W.m ⁻² .K ⁻¹]	c [J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	ρ [kg.m ⁻³]
Cadre	Bois	0,15 ³	1600 ³	450-550 ³
Façade	Bois (montants, appui, linteau)	0,15 ³	1600 ³	450-550 ³
	Polystyrène extrudé	0,034 ²	1450 ²	25-40 ²
	Contreplaqué bakélinisé	0,21 ³	1400-1800 ^{3,4}	710 ± 10 ²
¹ (AFNOR 2008d) ² Données fournies par les fabricants ³ (CSTB 2017) ⁴ (Ross 2010)				

La fenêtre double vitrage est constituée d'un cadre standard en PVC et de deux vitres de 4 mm d'épaisseur séparées de 16 mm d'argon. Les vitrages sont fabriqués par DEVGLASS. Un traitement faiblement émissif est présent sur la vitre intérieure. La surface vitrée mesure 1,77 x 0,79 m. Cette fenêtre est dotée d'une entrée d'air autoréglable NICOLL 1EAHF en partie haute, intégrant un module EA 22 (22 m³/h sous 20 Pa). La section libre de passage d'air est de 38,4 cm² selon le NF DTU 68.3 (AFNOR 2012). (AFNOR 2012). Cette entrée d'air est bouchée pour la plupart des essais.

Les propriétés du double vitrage sont renseignées dans le Tableau 2.4.

Tableau 2.4 : Propriétés du double vitrage selon les données du fabricant

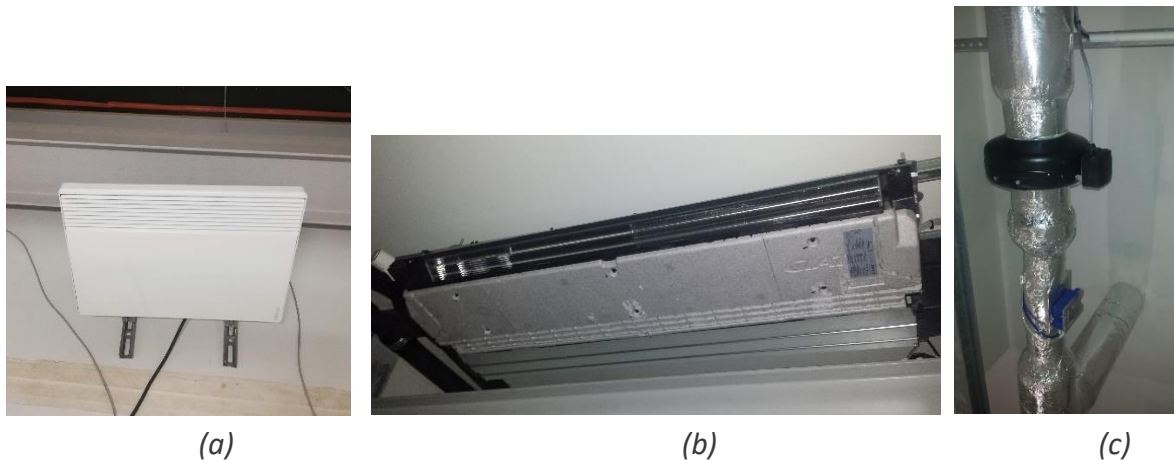
Caractéristiques énergétiques (Calculs selon la norme NF EN 410 (AFNOR 2011a))		
Caractéristiques énergétiques globales	Transmissivité	0,58
	Réflectivité extérieure	0,29
	Absorptivité	0,13
Absorptivité effective	Verre 1	0,06
	Verre 2	0,07
Caractéristiques lumineuses (Calculs selon la norme NF EN 410 (AFNOR 2011a))		
Caractéristiques lumineuses globales	Transmissivité	0,82
	Réflectivité extérieure	0,12
	Absorptivité	0,06
Facteur solaire du vitrage	Facteur solaire g	0,64
Coefficient Vitrage U_g (Calculs selon la norme NF EN 673 (AFNOR 2011b))		
	Coefficient Vitrage U_g	1,1 W.m ⁻² .K ⁻¹
Coefficient Cadre U_{fr} (issu de WINDOW 7 (Mitchell et al. 2019))		1,7 W.m ⁻² .K ⁻¹

2.4 Conditionnement de la cellule-test

2.4.1 Equipements

La cellule-test peut être conditionnée en température par l'activation d'un convecteur électrique Atlantic F617 d'une puissance de chauffage de 1500 W et d'un ventilo-convecteur CIAT MAJOR LINE 602D au plafond d'une puissance de refroidissement maximale de 500 W pour un régime de température d'eau de 15/20°C. Ces deux dispositifs sont placés au centre de la cellule-test. Un brasseur d'air supplémentaire permet de diminuer la stratification de l'air et ainsi, d'homogénéiser sa température.

Concernant la ventilation, la cellule possède une extraction d'air en partie haute et une insufflation d'air en partie basse représentées sur la Figure 2.5. Ces systèmes permettent de mettre en place différents scénarios comprenant un renouvellement d'air en simple flux ou en double flux selon les besoins d'essai. Les équipements sont visibles sur la Figure 2.8.



(a) (b) (c)
Figure 2.8 : Equipements de la cellule-test : chauffage (a), ventilo-convecteur (b) et ventilation (c)

Tous ces dispositifs sont commandés dans le cadre d'un scénario appliqué lors de chaque essai. Le chauffage est piloté à partir d'une température de consigne ou d'un pourcentage de puissance maximale soutirée. La modulation de puissance du radiateur électrique est gérée par un gradateur de puissance CARLO GRAVAZZI. La climatisation est contrôlée par une température de consigne. Les ventilateurs fonctionnent en mode ON / OFF. Le débit désiré est atteint par l'obturation de l'entrée de la gaine de ventilation. La commande des équipements est gérée par un programme développé sous LabView®.

2.4.2 Scénario de chauffage

Les essais expérimentaux étudiés ont été réalisés à l'aide de trois types de scénarios de chauffage, appelés *Evolution libre*, *Step* et *ROLBS*. L'essai de type *Evolution libre* ne nécessite pas de chauffage. Les scénarios de chauffage des essais de type *Step* et *ROLBS* sont représentés sur la Figure 2.9. Le chauffage est considéré allumé lorsque son statut vaut 1 et éteint sinon.



(a) (b)
Figure 2.9 : Statut du chauffage en fonction du type d'essais : (a) Step, (b) ROLBS

Un essai de type *Step* consiste à garder une puissance de chauffage constante tout au long de l'essai, après une période sans chauffage. Les essais de type *ROLBS* sont des essais

spécifiques. *ROLBS* vient de l'acronyme anglais « Randomly Ordered Logarithmic Binary Sequence » (Henrik Madsen et al. 2015) et signifie « Séquence binaire logarithmique classée de manière aléatoire ». Ce sont des scénarios conçus pour générer des séquences de chauffage de durée variable afin de décorrélérer les conditions intérieure et extérieure.

2.5 Instrumentation

L'installation expérimentale comporte de nombreux capteurs réalisant plus d'une centaine de mesures à un pas de temps de 1 ou 2 minutes. Ils peuvent être répartis en trois groupes : les capteurs dédiés aux mesures des données météorologiques (rayonnement solaire, vent...), les capteurs de la cellule-test et de la garde thermique (notamment température et humidité dans les deux environnements, identiques quelle que soit la façade) et les capteurs associés à l'étude de chaque façade. Les grandeurs mesurées par les capteurs sont traitées par soit une centrale d'acquisition, soit un microprocesseur, puis remontent à un commutateur réseau CISCO SG200-18 via des câbles Ethernet. Des mesures réalisées dans le cadre de besoins ponctuels font l'objet d'une acquisition indépendante.

2.5.1 Données météorologiques

Toutes les données météorologiques sont mesurées en toiture. La température, l'humidité, le rayonnement solaire global et de grandes longueurs d'onde sont également mesurés à proximité de la façade (voir la Figure 2.10).

Un capteur VAISALA HMP1550 mesure la température de l'air et l'humidité relative en toiture et à proximité de la façade. La mesure de température est réalisée par une sonde à résistance de platine Pt100 protégée du rayonnement solaire. Une sonde capacitive mesure le taux d'humidité relative de l'air extérieur. La grandeur mesurée est une tension comprise entre 0 et 1 V.

Un anémomètre à ultrasons VAISALA WMT701 permet la mesure de la direction et de la vitesse moyenne du vent. Les mesures sont moyennées toutes les secondes.

Les rayonnements solaires direct et diffus sont mesurés à l'aide d'un pyréliomètre KIPP & ZONEN SHP1 et d'un pyranomètre KIPP & ZONEN SMP21-A. En façade, un autre pyranomètre mesure le rayonnement solaire global reçu par la façade. Le rayonnement grandes longueurs d'onde en toiture et près de la façade sont mesurés par des pyréliomètres KIPP & ZONEN SGR4-A. Ces appareils sont des thermopiles. Ils permettent de mesurer les densités de flux de rayonnement électromagnétique dans des gammes de longueurs d'onde spécifiques. Le pyréliomètre mesure le rayonnement solaire entre 300 nm et 4 μ m et les pyranomètres le mesurent entre 258 et 2800 nm. Le rayonnement grandes longueurs d'onde est mesuré entre 4 et 42 μ m. Tous les spectroradiomètres sont ventilés pour éviter la condensation et ainsi améliorer la précision de la mesure.

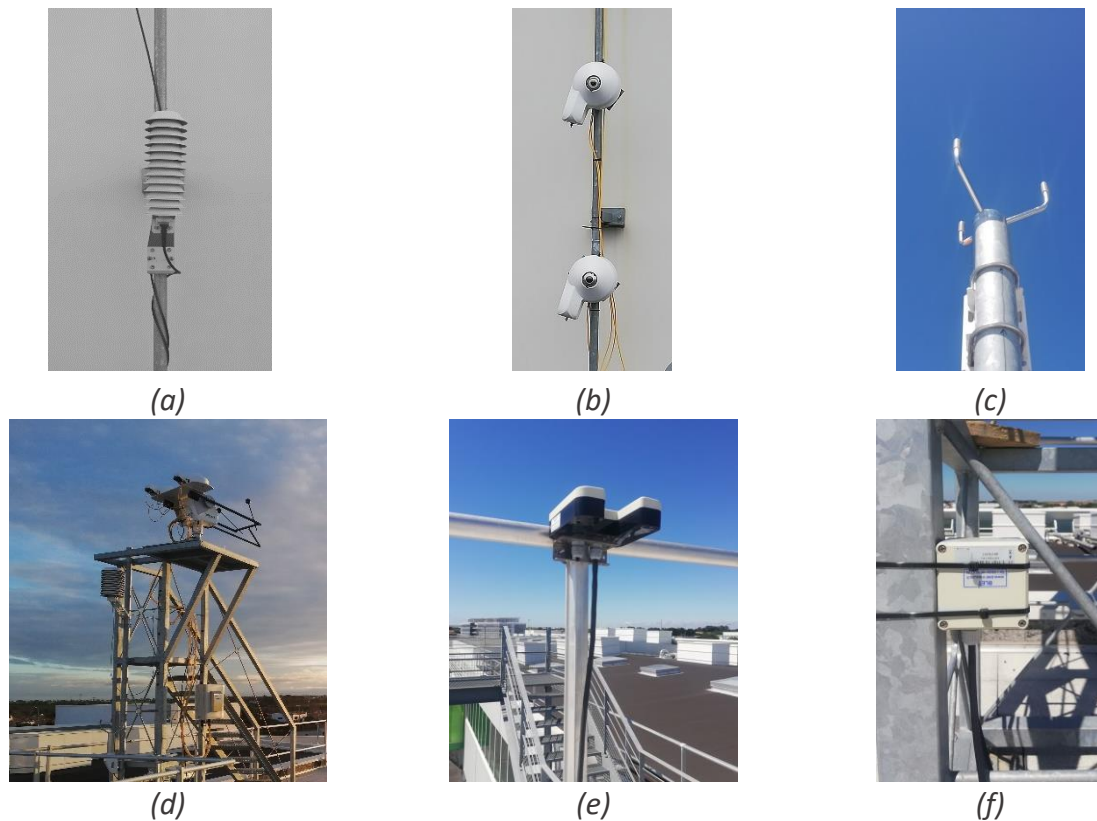


Figure 2.10 : Appareils de mesures des données météorologiques
 (a) Capteur de température et humidité en façade (b) Pyranomètre et pyrgéomètre en façade (c) Anémomètre en toiture (d) Tracker solaire, capteur de température et humidité en toiture (e) Capteur de précipitations et (f) Baromètre

Les pyrgeomètres mesurent la température du capteur, notée T_{pyrgeo} , et la densité de flux net notée Q_{net} , c'est-à-dire, la densité de flux reçu par l'appareil $Q_{\rightarrow I}$, moins la densité de flux émis par celui-ci (considéré comme un corps noir). Il est possible d'exprimer une température de brillance T_b définie comme « la température d'un corps noir qui émettrait la même quantité de rayonnement que le sujet dans la même gamme de longueurs d'onde » selon l'article de Spampinato et al. (2011) comme montré dans l'équation (2.1).

$$Q_{net}(t) = Q_{\rightarrow I}(t) - \sigma T_{pyrgeo}^4(t) = \sigma T_b^4(t) - \sigma T_{pyrgeo}^4(t)$$

$$\rightarrow T_b(t) = \left[\frac{Q_{net}(t)}{\sigma} + T_{pyrgeo}^4(t) \right]^{1/4} \quad (2.1)$$

Le rayonnement de grandes longueurs d'onde est alors exprimé en fonction de la température de brillance T_b et des surfaces considérées. Pour le pyrgeomètre en toiture, la température de brillance est souvent appelée température de ciel.

L'installation dispose en toiture également d'équipements additionnels. Un capteur de précipitations BLET détecte les gouttes de pluie jusqu'à 0,2 mm. Un faisceau lumineux est détecté par le récepteur de l'appareil. La quantité de pluie est mesurée lorsque ce dernier ne reçoit plus le faisceau lumineux. L'intensité du courant électrique fournie par le capteur varie en fonction de l'intensité de précipitations sur les quatre plages prédéfinies.

Enfin, la pression atmosphérique est mesurée par un baromètre ADOLF THIES équipé d'un capteur piézorésistif. Cet appareil mesure des pressions de 300 à 1100 hPa.

2.5.2 Cellule-test

Dans la cellule-test, la puissance électrique consommée par le chauffage est mesurée à l'aide d'un compteur CAMILLE BAUER SINEAX DM5s. La puissance électrique appelée par les autres appareils placés dans la cellule-test, appelés auxiliaires, est mesurée par un compteur IMESYS CONTO D1.

Les essais se déroulent sans ventilation ou à débit de ventilation constant. Les débits sont alors mesurés avant et après chaque essai à l'aide d'un anémomètre à hélice KIMO LV110 et d'un cône KIMO K25.

L'humidité relative est mesurée à deux niveaux dans la garde thermique et dans la cellule-test par des capteurs ROTRONIC HC2A.

Une soixantaine de capteurs de température est installée. La cellule dispose de 4 borniers permettant de câbler des sondes à résistance de platine Pt100 4 fils à une centrale KEYSIGHT 34980A (voir la Figure 2.11, où seuls deux borniers sont représentés). Chaque bornier peut recevoir 20 sondes Pt100. La centrale étant disposée dans la garde thermique, l'installation permet d'assurer que le passage des câbles limite les risques d'infiltrations d'air et les ponts thermiques.

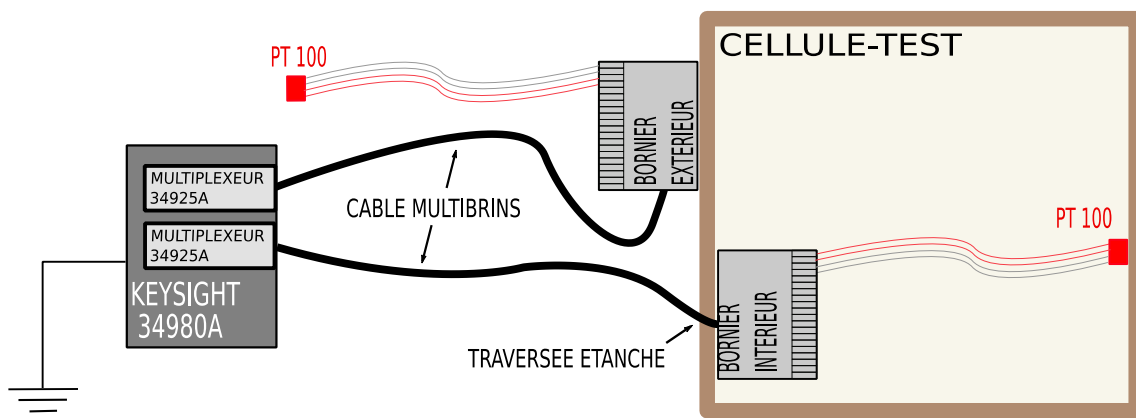


Figure 2.11 : Schéma de câblage des sondes Pt100

En fonction de la position du capteur, différents types de sondes Pt100 ont été choisis. On retrouve des capteurs de surface intérieurs et extérieurs, des capteurs d'air intérieurs et extérieurs, un capteur pour la mesure de température de globe noire (pour calculer la température radiante moyenne) et des capteurs d'interface placés au cœur des matériaux (voir la Figure 2.12). Les capteurs dédiés à l'extérieur sont gainés afin de s'assurer leur étanchéité à l'eau.

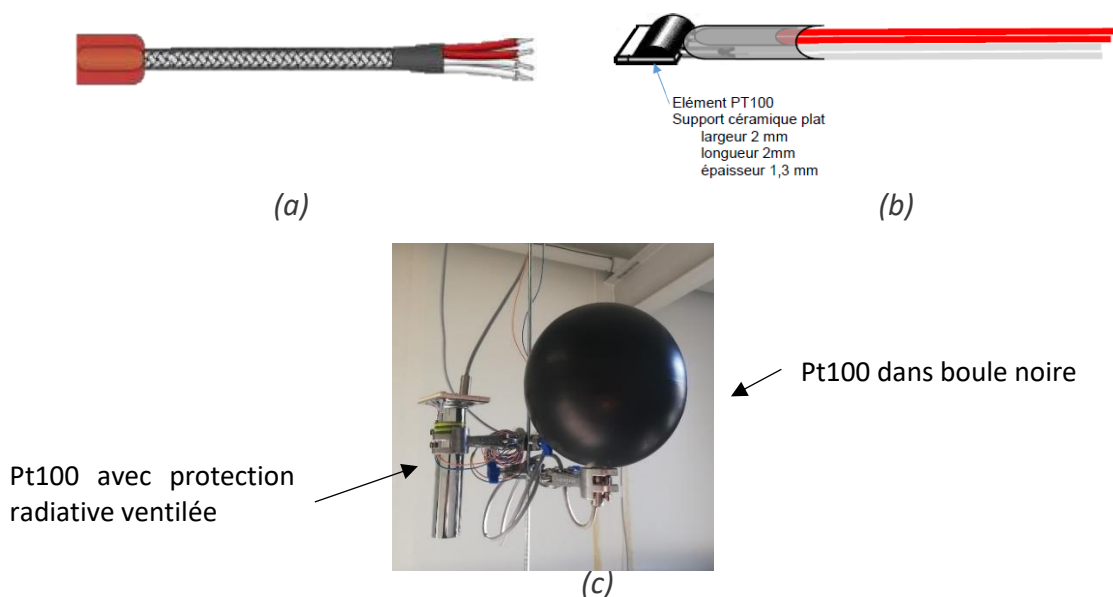


Figure 2.12 : Illustrations des sondes Pt100 : (a) capteur d'interface, (b) capteur de surface intérieure et (c) capteur d'air intérieur et température radiante moyenne

Ces capteurs sont disposés à différents endroits en fonction de la façade étudiée, soit dans la cellule-test, soit dans la garde thermique, soit dans la façade. Le schéma de positionnement des capteurs dans la garde thermique et la cellule-test est présenté en Figure 2.13.

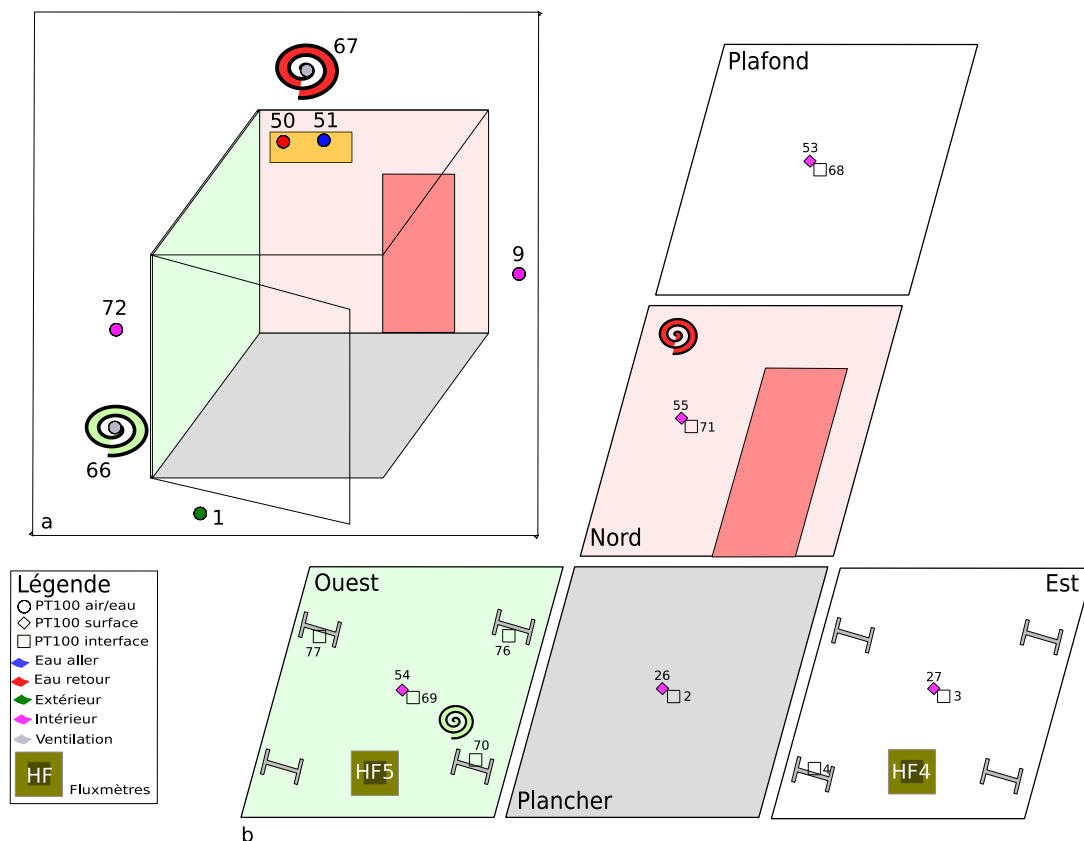


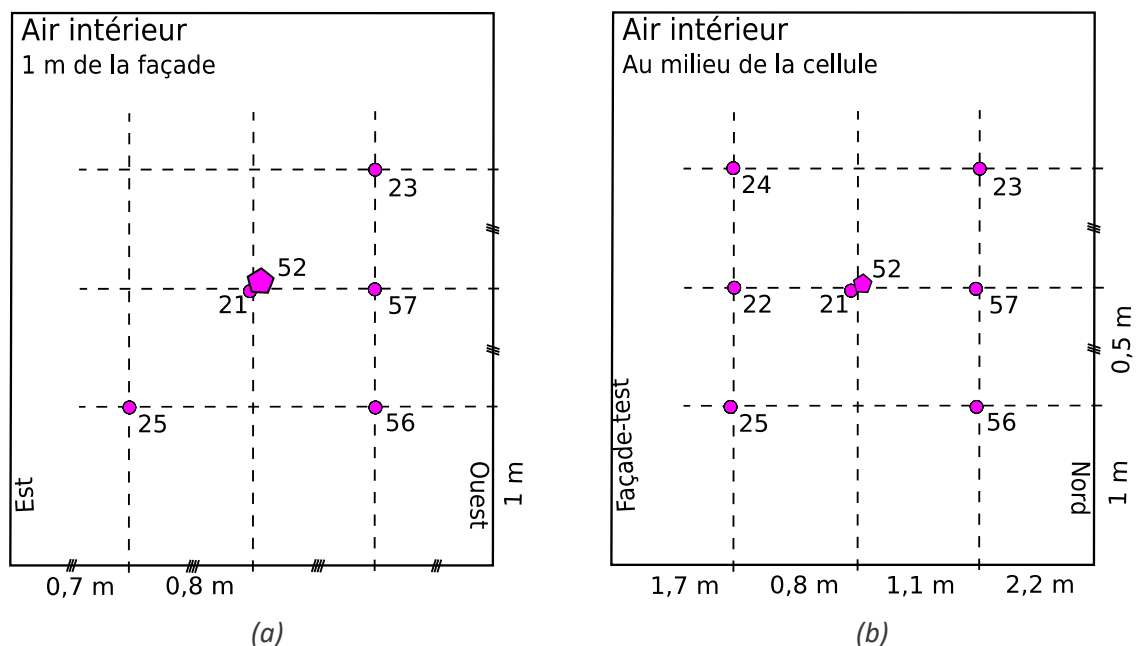
Figure 2.13 : Capteurs placés dans la garde thermique et les équipements de ventilation et de climatisation (a) et dans la cellule-test (b)

La forme des capteurs désigne leur type (température d'air ou d'eau, température de surface ou d'interface) et la couleur donne plus d'informations sur la position du capteur. Chaque capteur est indiqué par un numéro pouvant aller de 1 à 80.

Au centre de chaque paroi de la cellule-test, les capteurs n° 26, 27, 53, 54 et 55 mesurent la température de surface. Les capteurs n° 2, 3, 68, 69 et 71 mesurent la température au milieu de chaque paroi, soit à 20 cm sous la surface. Les capteurs n° 4, 70, 76 et 77 sont placés près des traversées des poutres. Les capteurs n° 9 et 72 mesurent la température de l'air de la garde thermique et les capteurs n° 66 et 67 mesurent la température dans le réseau de ventilation en entrée et en sortie. Enfin, les capteurs n° 50 et 51 mesurent la température de l'eau du réseau hydraulique à l'aller et au retour qui, associés à la mesure du débit hydraulique, permettent de définir la puissance délivrée par le ventilo-convecteur. Deux fluxmètres nommés HF4 et HF5 de SAINT-GOBAIN (zone de mesure de 305 x 305 mm², sensibilité de 0,3 mV/(W/m²)) sont installés sur les murs Ouest et Est.

Tous les capteurs de température de surface et les fluxmètres sont installés avec de la pâte thermique pour limiter les résistances de contact entre les surfaces et les capteurs.

L'emplacement des capteurs de mesure de température d'air est renseigné sur la Figure 2.14.

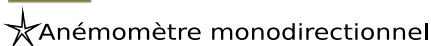


Type de capteur

- PT100 air/eau
- ◇ PT100 surface
- PT100 interface
- ◻ PT100 boule noire
- ▼ Thermocouple dans l'air
- ▲ Thermocouple sur les surfaces



Fluxmètres



Anémomètre monodirectionnel

Type de pose

- ◆ Extérieur, nu
- ◇ Extérieur, avec protection radiative
- ◆ Intérieur
- ◇ Intérieur, avec protection radiative

Figure 2.14 : Répartition des capteurs de température d'air en présence de la façade opaque (a) et la façade vitrée (b)

Lorsque la façade opaque est installée, cinq sondes Pt100 sont positionnées à un mètre de la façade (sur un plan parallèle à la façade) à trois hauteurs différentes (capteurs n° 25 et 56 en bas, n° 21 et 57 au milieu et n° 23 en haut) afin de vérifier l'absence de stratification. Les sondes Pt100 sont installées dans des protections radiatives ventilées. Le capteur n° 52 est installé dans une boule noire afin d'en déduire la température radiante moyenne.

Lorsque la façade vitrée est en place, sept Pt100 mesurent la température de l'air sur un plan perpendiculaire à la façade. Cette configuration permet de mieux observer les effets du rayonnement solaire sur l'homogénéité de la température de l'air. En plus des capteurs installés pour la façade opaque, les capteurs n° 22 et 24 sont installés respectivement au milieu et en haut de la distribution.

2.5.3 Façades

Les façades présentées dans ce chapitre ont fait l'objet d'instrumentations différentes.

La Figure 2.15 montre les capteurs placés sur la façade opaque. La légende est sur la Figure 2.14.

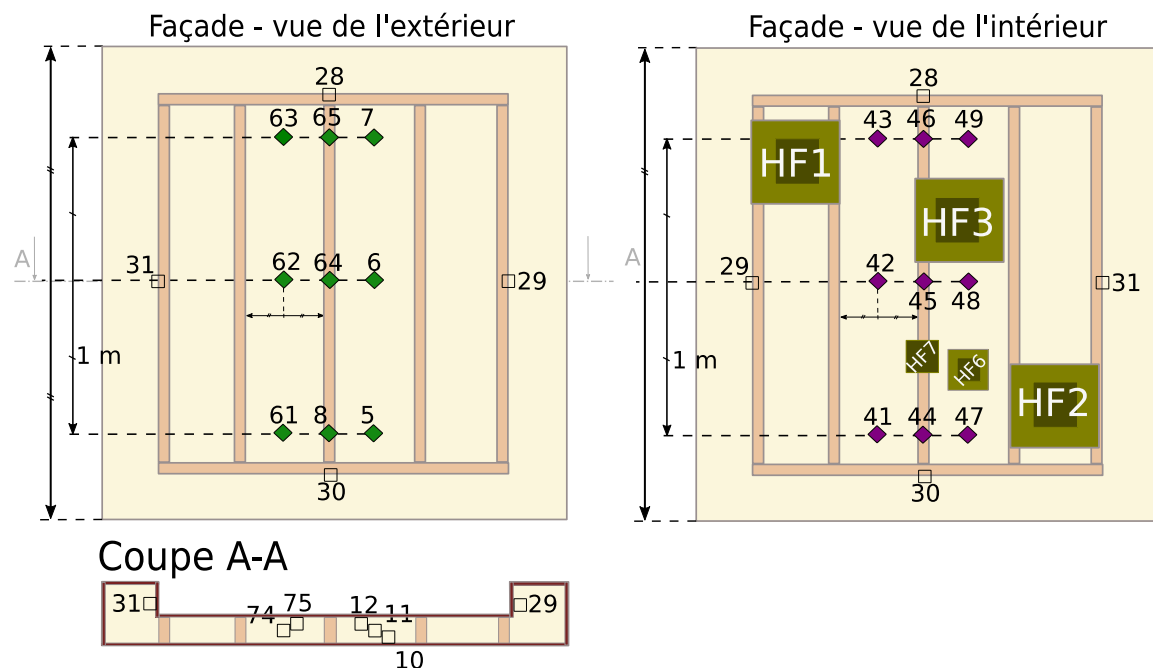


Figure 2.15 : Capteurs dédiés à la façade opaque

La façade opaque est équipée de 9 sondes Pt100 en surface intérieure (n° 41 à 49), de 9 sondes Pt100 en surface extérieure (n° 5 à 8 et n° 61 à 65), de 4 sondes Pt100 situées près du cadre (n° 28 à 31) et de 5 sondes Pt100 dans l'isolant de la façade, à différentes profondeurs (n° 10, 11, 12, 74 et 75). Leur position exacte est précisée sur Figure 2.6c. Trois fluxmètres SAINT-GOBAIN ont été installés sur la surface intérieure (HF1, HF2 et HF3), ainsi que deux fluxmètres CAPTEC (HF6 et HF7) de dimensions de zones sensibles respectives 20 x 20 mm et 30 x 30 mm.

Les capteurs positionnés sur la façade vitrée sont présentés en Figure 2.16. La légende est sur la Figure 2.14.

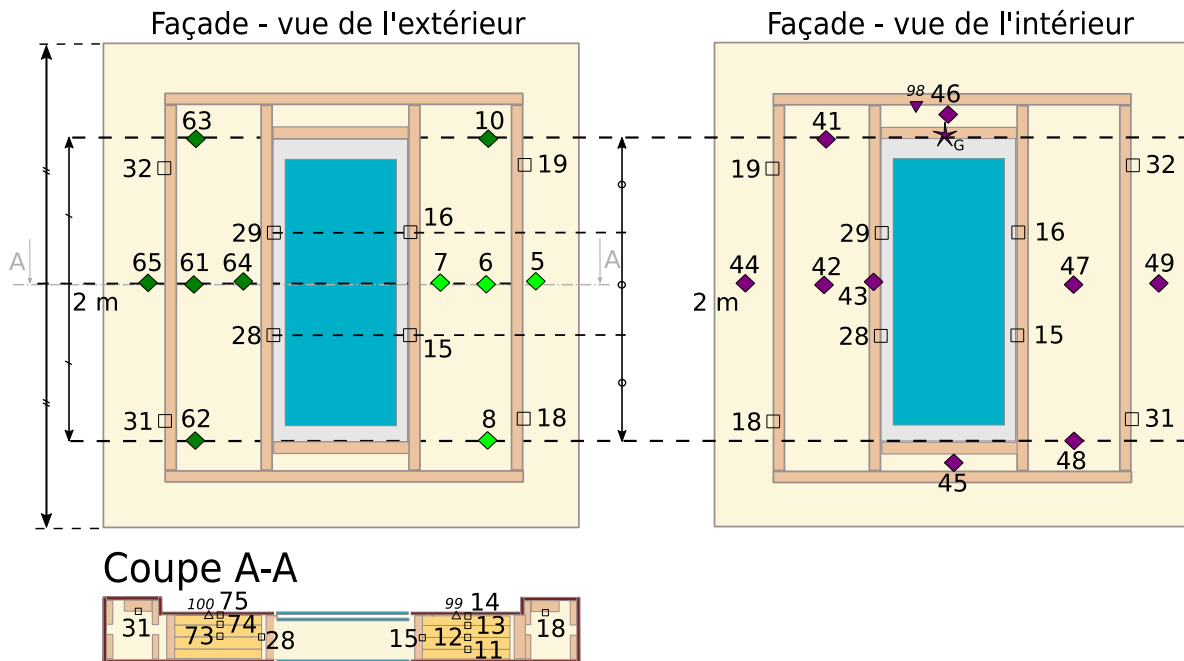


Figure 2.16 : Capteurs dédiés à la façade vitrée

Comme pour la façade opaque, des sondes Pt100 ont été installées en surface intérieure (n° 41 à 49) et en surface extérieure (n° 5 à 10 et 61 à 65). Quatre sondes Pt100 ont été placées sous le cadre bois (n° 18, 19, 31 et 32). Quatre autres ont été placées derrière le contreplaqué bakélinisé dans la zone de la lame d'air (n° 15, 16, 28 et 29). Les sondes Pt100 n° 11 à 14 et 73 à 75 sont positionnées à différentes profondeurs d'isolant. Leur emplacement exact est précisé sur la Figure 2.7.

Des capteurs de température ont également été placés sur le vitrage. Afin de limiter l'influence du rayonnement solaire sur les mesures, des thermocouples de type T de diamètre 0,2 mm ont été installés sur le vitrage comme illustré sur la Figure 2.17.

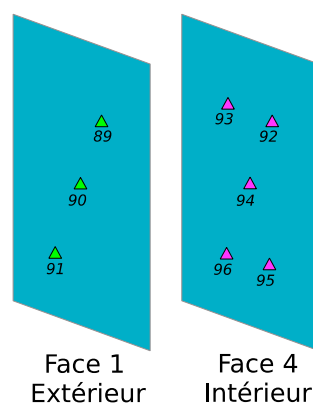


Figure 2.17 : Capteurs installés sur le vitrage

L'installation des thermocouples de type T est détaillée sur la Figure 2.18a. La jonction chaude des thermocouples de type T est placée à l'emplacement de la mesure. La jonction

froide est placée dans un boîtier de compensation (voir Figure 2.18b). Celle-ci est constituée d'un bloc d'acier dans lequel les jonctions froides sont placées et entourées d'isolant. Les jonctions rejoignent la centrale d'acquisition avec des câbles multibrins en cuivre. Cette centrale mesure la différence de température entre la jonction chaude et la jonction froide. Pour connaître la température absolue de la jonction chaude, on ajoute la température mesurée par deux sondes Pt100 placées dans le boîtier de compensation à la différence de température mesurée par la centrale d'acquisition. Les thermocouples sont placés sur le vitrage et protégés du rayonnement solaire par un scotch alu (face 1 et face 4) selon les prescriptions provenant de la thèse de Werling (1988). Les câbles des capteurs ont également été protégés par du scotch recouvert d'aluminium.

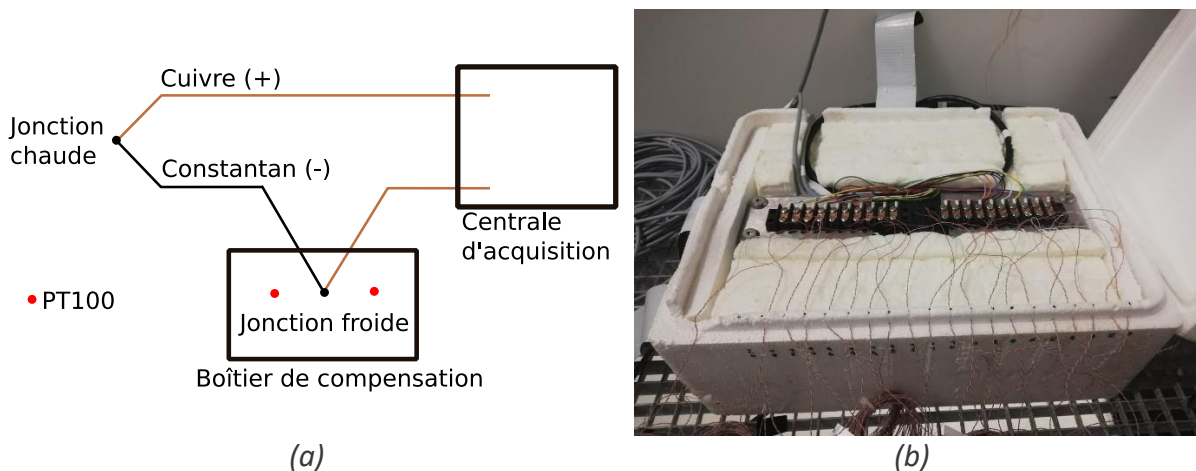


Figure 2.18 : Installation des thermocouples : schéma (a) et photo du boîtier de compensation (b)

Un anémomètre à fil chaud monodirectionnel, une sonde Pt100 et un thermocouple de type T ont été installés à la sortie de la ventilation de la fenêtre double vitrage (capteurs G, n° 46 et 98).

2.6 Exactitudes des mesures

Une attention particulière a été portée à l'étude de l'exactitude des mesures. Selon l'ISO 5725 (ISO 1994), l'exactitude de mesure est définie comme « l'étroitesse de l'accord entre le résultat d'essai et la valeur de référence acceptée » composée de l'association de la justesse (ou biais) et de la fidélité (ou dispersion des mesures) comme illustré sur la Figure 2.19. Travaillant la plupart du temps en mesures absolues et non relatives, il est important d'améliorer l'exactitude des mesures par la réalisation d'étalonnages lorsque cela est possible. Aussi, une estimation fine des incertitudes de mesures a été réalisée car elles peuvent être prises en compte dans les méthodes inverses comme présentées dans le livre de Orlande et al. (2011).

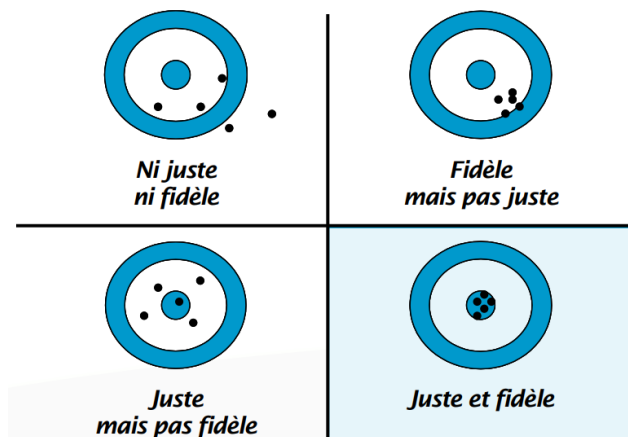


Figure 2.19 : Illustration de la justesse et de la fidélité des mesures (Désenfant 2020)

2.6.1 Mesure de température par sondes Pt100

Les sondes Pt100 ont été étalonnées par comparaison à une sonde étalon dans un bain thermostaté rempli d'eau glycolée. Afin d'étalonner les capteurs dans des conditions proches des conditions de mesure, deux méthodes ont été mises en place : les capteurs de surface ont été étalonnés dans un pot en cuivre et les capteurs d'air ont été placés dans des sachets étanches. Cinq paliers de température pour l'étalonnage ont été réalisés pour couvrir la gamme 0-50°C.

L'incertitude de la mesure a été estimée en deux temps. Tout d'abord, l'incertitude d'étalonnage a été évaluée. Cette estimation a été validée à l'aide des résultats de cinq autres paliers de température. Enfin, l'incertitude de mesure sur un an a été estimée. Cette valeur est celle utilisée lors de l'application des méthodes inverses. Les documents de référence sont les guides EURACHEM (EURACHEM et CITAC 2012) et du COFRAC (COFRAC 2017), la norme NF ISO/IEC GUIDE 98-3 (ISO 2014b), l'IEC 60751 (AFNOR 2008a) et le document des Techniques de l'Ingénieur de Priel (1999).

L'incertitude d'étalonnage de la mesure de température avec les sondes Pt100 a plusieurs composantes, nous avons considéré les suivantes :

- l'incertitude de la mesure de la sonde étalon,
- l'incertitude des conditions d'étalonnage (homogénéité et stabilité de la température dans le bain thermostaté),
- l'incertitude court-terme de la centrale d'acquisition des sondes Pt100 (résolution, incertitude de mesure de la résistance sur une journée et conversion en température),
- l'incertitude des sondes Pt100 en étalonnage (répétabilité de la mesure, le phénomène d'hystérésis et la capacité d'auto-échauffement).

La prise en compte de ces composantes permet d'estimer une incertitude élargie d'étalonnage à $\pm 0,07^\circ\text{C}$ considérant un facteur d'élargissement égal à 2.

La réalisation de cinq paliers de température a permis de valider ce résultat puisque les écarts entre la température mesurée par la sonde étalon et la température mesurée par les

sondes Pt100 sont inférieurs à l'incertitude d'étalonnage comme présenté sur la Figure 2.20. On peut donc conclure que les composantes d'incertitude significatives ont été prises en compte.

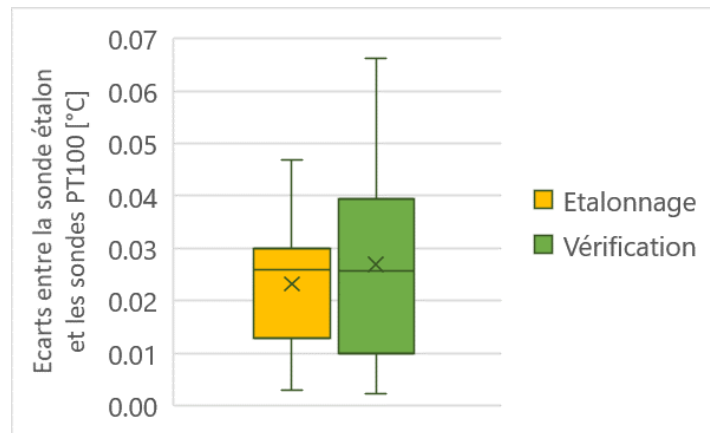


Figure 2.20 : Vérification de l'estimation de l'incertitude d'étalonnage des sondes Pt100

Lors des essais, qui auront lieu dans les mois suivants l'étalonnage des capteurs, il faut également tenir compte de l'incertitude liée au système d'acquisition sur une année. En prenant en compte cette incertitude en plus de l'incertitude d'étalonnage, la valeur de l'incertitude élargie de mesure des sondes Pt100 sur un an vaut $\pm 0,15^{\circ}\text{C}$. La méthode de calcul des incertitudes est détaillée des incertitudes en Annexe B.

En plus des incertitudes citées ci-dessus, il peut être nécessaire d'estimer d'autres incertitudes provenant de la position des capteurs (notamment concernant les capteurs noyés) et de ce que mesure réellement le capteur, notamment pour les capteurs de surface selon l'article de Bardon et Cassagne (1998).

2.6.2 Mesure de température par thermocouple

La méthode d'étalonnage employée pour les sondes Pt100 a été également utilisée pour l'étalonnage des thermocouples de type T.

L'incertitude composée d'étalonnage des thermocouples est constituée des mêmes incertitudes-type que celles citées précédemment pour les Pt100, auxquelles on ajoute des incertitudes-type suivantes :

- l'incertitude des thermocouples en étalonnage (incertitude de la mesure de la jonction froide et homogénéité de la température dans le boîtier de compensation),
- l'incertitude du modèle de conversion de la tension mesurée en température.

La prise en compte de ces composantes permet d'estimer une incertitude élargie d'étalonnage à $\pm 0,29^{\circ}\text{C}$ considérant un facteur d'élargissement égal à 2. Cette incertitude est validée comme pour les sondes Pt100, c'est-à-dire en vérifiant que les écarts entre les

températures mesurées par la sonde étalon et les thermocouples sont bien inférieurs à cette valeur.

La valeur de l'incertitude élargie de mesure des thermocouples sur un an vaut $\pm 0,35^\circ\text{C}$. La méthode de calcul des incertitudes est détaillée des incertitudes en Annexe B.

2.6.3 Mesure du rayonnement de grandes longueurs d'onde

Comme montrée dans l'équation (2.1), la température de brillance T_b dépend des mesures de la densité de flux net Q_{net} et de la température du pyr géomètre T_{pyrgeo} . Selon la définition des incertitudes-type composées dans le document NF ISO/IEC GUIDE 98-3 (ISO 2014b), l'incertitude de la température de brillance peut s'exprimer selon l'équation (2.2).

$$dT_b = \sqrt{\left(\frac{\partial T_b}{\partial Q_{net}} dQ_{net}\right)^2 + \left(\frac{\partial T_b}{\partial T_{pyrgeo}} dT_{pyrgeo}\right)^2} \quad (2.2)$$

$$dT_b = \sqrt{\left(\frac{Q_{net}}{\sigma} + T_{pyrgeo}^4\right)^{-3/2} \left(\frac{dQ_{net}^2}{16\sigma^2} + T_{pyrgeo}^6 dT_{pyrgeo}^2\right)}$$

Selon les données expérimentales, la densité de flux nette varie de 0 (ciel nuageux) à -150 $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$ (ciel clair). La densité de flux net mesurée par le pyr géomètre de la façade est toujours plus faible que la densité de flux net mesurée par le pyr géomètre de la toiture. La température du pyr géomètre est généralement comprise entre 0 et 20°C . Selon la notice du pyr géomètre, l'incertitude de la mesure de la densité de flux net dQ_{net} est de 2 Wm^{-2} . Aucune information n'est donnée pour l'incertitude de la mesure de température du capteur. Considérant les autres incertitudes données pour ce type de mesure concernant les autres équipements semblables de l'installation expérimentale, une incertitude de mesure de la température du pyr géomètre est fixée $dT_{pyrgeo} = 0,2^\circ\text{C}$. Ces informations permettent de calculer l'incertitude-type composée de la température de brillance dans le cas le plus défavorable (ciel clair et température de capteur faible) : $dT_b = 0,7^\circ\text{C}$.

2.6.4 Autres mesures

Les incertitudes pour les autres types de mesure d'intérêt et celles détaillées ci-dessus sont résumées dans le Tableau 2.5.

Tableau 2.5 : Récapitulatif des incertitudes de mesure

Zone	Grandeur	Appareil	Incertitude
Cellule	Densité de flux	Fluxmètre Saint-Gobain	0,1 W.m ⁻² **
		Fluxmètre Captec	0,4 W.m ⁻² **
	Puissance chauffage	Compteur SINEAX DM5s	1 % de la mesure **
	Puissance auxiliaires	Compteur IESYS CONTO D1	1 % de la mesure **
	Débit d'air	Anémomètre KIMO / cône K25	6 % de la mesure **
	Température	Pt100	0,15°C *
	Température	Thermocouples type T	0,35°C *
Météo	Température d'air	Pt100 VAISALA	0,15°C **
	Vitesse de vent	Anémomètre sonique VAISALA	0,1 m.s ⁻¹ **
	Direction du vent		2° **
	Rayonnement solaire	Pyranomètre SMP21-A	3 % de la mesure **
	Température de brillance	Pyrgéomètre SGR4-A	0,7°C **
*estimé par étalonnage **à partir de la documentation			

2.7 Qualité de l'enveloppe

L'étude de la qualité de l'enveloppe de la cellule-test a fait l'objet d'analyse à chaque installation de façade. Les principaux points observés ont concerné l'étanchéité à l'air de la cellule-test et la présence de ponts thermiques.

2.7.1 Etanchéité à l'air

Afin de caractériser l'étanchéité à l'air d'une enveloppe de bâtiment, deux principales techniques expérimentales quantitatives existent, tirées de l'état de l'art de la thèse d'Hurel (2016) : le test de pressurisation selon la norme NF EN ISO 9972 (AFNOR 2015) et la méthode par gaz traceur. Dans ce cas d'étude, le test de pressurisation a été privilégié car il est normalisé et indépendant des conditions climatiques contrairement à la méthode par gaz traceur.

Le test de pressurisation consiste à mettre sous pression ou dépression le bâtiment à l'aide d'une porte soufflante et d'un ventilateur intégré, positionnés de manière étanche à la place d'une ouverture du bâtiment (voir Figure 2.21a).



(a)



(b)

Figure 2.21 : Test de pressurisation de la cellule-test par porte soufflante placée sur la fenêtre (a) et avec entrée de ventilation condamnée (b)

Les entrées d'air connues sont condamnées par des ballons (entrée et sortie de ventilation et entrée d'air de fenêtre). La différence de pression ΔP est mesurée entre la cellule-test et l'extérieur. Plusieurs paliers de différence de pression sont réalisés à l'aide du ventilateur et le débit d'air soufflé ou extrait q_v (en fonction du type de test) est mesuré.

La perméabilité de l'enveloppe de la cellule-test est caractérisée selon la relation définie par l'équation (2.3), où k est un coefficient caractérisant la perméabilité à l'air et n est un indicateur du type de régime d'écoulement (Liddament 1986).

$$q_v = k \Delta P^n \quad (2.3)$$

Un test de pressurisation et de dépressurisation a eu lieu lors de la mise en service de la façade opaque. Deux tests ont été réalisés lors de l'installation de la façade vitrée ; la porte soufflante étant positionnée soit à l'emplacement de la porte de la cellule-test, soit à l'emplacement de la fenêtre. Ces tests permettent de connaître les paramètres k et n de l'équation (2.3) ainsi qu'une surface de fuite S_{fuite} définie par l'équation (2.4), provenant du manuel du logiciel CONTAM (Dols et Polidoro 2015) et découlant de l'équation de Bernoulli considérant le fluide incompressible en écoulement stationnaire. ρ est la masse volumique de l'air, ΔP est la différence de pression entre l'intérieur et l'extérieur et C_d est le coefficient de décharge. Généralement, il est admis que le coefficient de décharge vaut 1 lorsque ΔP vaut 4 Pa.

$$S_{fuite} = \frac{k}{3600 C_d} \sqrt{\frac{\rho}{2}} \Delta P^{n-0,5} \quad (2.4)$$

Les résultats des essais sont présentés dans le Tableau 2.6.

Tableau 2.6 : Résultats des tests de pressurisation et dépressurisation

Façade	Emplacement	Paliers	n	k [m ³ .h ⁻¹]	Surface de fuite [cm ²]
Façade opaque 12/04/2018	Porte	Pression 5 à 55 Pa	0,69	4,5	12,51
		Dépression -5 à -55 Pa	0,70	4,09	11,63
Façade vitrée 29/11/2019	Porte	Pression 30 à 70 Pa	0,67	2,7	7,4
		Dépression -30 à -70 Pa	0,63	3	7,7
	Fenêtre	Pression 30 à 70 Pa	0,67	2,7	7,4
		Dépression -30 à -70 Pa	0,71	2,3	6,7

Les gammes de pression et dépression balayées ne sont pas les mêmes, car, dans le cas de la façade vitrée, la cellule-test présentait un niveau d'étanchéité tel que le ventilateur ne pouvait pas descendre sous le seuil des 30 Pa. Dans ce cas, la gamme de pression a été modifiée. Concernant la façade opaque, les résultats des tests de pressurisation et de dépressurisation sont proches, bien qu'une différence existe. Ceci peut être dû à l'incertitude des mesures et à la perturbation des passages d'air par la mise en pression ou en dépression. Les tests réalisés avec la façade vitrée présentent également des résultats très proches que la porte soufflante soit positionnée à l'emplacement de la porte ou de la fenêtre. L'hypothèse suivante peut être formulée : les fuites d'air provenant de la porte sont les mêmes que celles provenant de la fenêtre. Lors de l'installation de la façade vitrée, un très grand soin a été apporté à l'étanchéité de l'interface entre la cellule-test et la façade par ajout de deux joints Compriband® et d'un joint silicone supplémentaire. Ceci peut justifier en partie l'amélioration de l'étanchéité à l'air de la cellule-test avec la façade vitrée.

2.7.2 Ponts thermiques

Les ponts thermiques de la cellule-test sont localisés à différents emplacements :

- Les huit traversées de poutres de structure,
- La porte de la cellule-test,
- Les traversées des réseaux hydrauliques et aérauliques,
- Les traversées de câbles (alimentation électrique, prise Ethernet, câbles multipaires pour les sondes Pt100),
- Les jonctions entre les panneaux DAGARD,
- La jonction avec la façade.

Un diagnostic qualitatif des ponts thermiques a été réalisé à l'aide d'une caméra thermique FLIR T420. La cellule-test est préalablement chauffée et sa température d'air dépasse les 30°C. Les ponts thermiques cités précédemment ont été observés. Aucun défaut d'isolation n'a été remarqué. Par contre, des défauts d'étanchéité ont été aperçus grâce à une mise en dépression de la cellule-test. Des défauts d'étanchéité à l'air à l'interface entre la cellule-test et la façade ont notamment pu être corrigés.

2.8 Conclusions du chapitre

Cette installation expérimentale permet de tester de façades variées. Celles-ci sont positionnées contre la cellule-test à l'aide d'un système d'accrochage limitant les ponts thermiques. Les deux façades étudiées dans cette thèse sont une façade opaque fortement isolée et une façade fortement isolée comportant une fenêtre double vitrage. Ces deux façades ont été instrumentées de nombreux capteurs de température, placés entre les matériaux ou en surface.

L'étude de l'exactitude des mesures de température a permis de mettre en évidence une incertitude plus faible pour la mesure par capteur de type Pt100 ($\pm 0,15^\circ\text{C}$) contrairement aux thermocouples de type T ($\pm 0,35^\circ\text{C}$) malgré les précautions prises pour les limiter, notamment par l'ajout du boîtier de compensation. À l'avenir, l'utilisation de thermocouple est cependant à privilégier dans le cas de la mesure de température de surface, à cause de l'encombrement des capteurs Pt100.

Enfin, l'étude de la qualité de l'enveloppe de la cellule-test a permis d'évaluer son étanchéité à l'air et recenser les ponts thermiques ayant un impact sur son comportement thermique.

Chapitre 3 Caractérisation thermique à l'échelle du composant

L'estimation des caractéristiques thermiques à l'échelle du composant n'a été envisagée que dans le cas de la façade opaque car le comportement thermique est moins complexe. En effet, il s'agit de transfert par conduction dont le flux est principalement perpendiculaire à la surface de la paroi. Des capteurs de température à l'intérieur de la façade et en surface et des fluxmètres sur la surface intérieure ont permis de suivre l'évolution du comportement thermique de cette façade. Les conditions aux limites intérieures et extérieures ont également été mesurées. Il est important de souligner que ce travail porte sur une paroi multicouche fortement isolée. Cela engendre de faibles flux de chaleur. Des difficultés métrologiques en découlent.

Dans cette partie, les caractéristiques thermiques sont évaluées, les capteurs exploités sont mentionnés et les modèles utilisés sont présentés, ainsi que les différentes conditions aux limites possibles. Ensuite, l'emploi de deux méthodes est détaillé. La première est une méthode non-intrusive permettant d'estimer la résistance thermique. Cette méthode est appelée méthode de la moyenne. La seconde est une méthode intrusive, mais elle permet d'estimer la résistance et la capacité thermique de la façade étudiée. Enfin, la conclusion expose les limites de ces méthodes et les pistes d'amélioration.

3.1 Caractéristiques de la paroi

3.1.1 Présentation générale

La paroi étudiée est la façade opaque décrite dans la Partie 2.3.1. Elle est constituée de deux panneaux de polyuréthane rigides de 6 cm d'épaisseur entourés de part et d'autre de deux panneaux de contreplaqué bakélinisé de 2,1 cm d'épaisseur. Cette paroi est donc une paroi multicouche.

L'épaisseur totale de la paroi est de 16,2 cm. Les propriétés thermiques des matériaux (λ , ρ , c) sont répertoriées dans le Tableau 2.2. Un schéma de principe, détaillant la disposition de chaque couche et des capteurs est présenté sur la Figure 3.1.

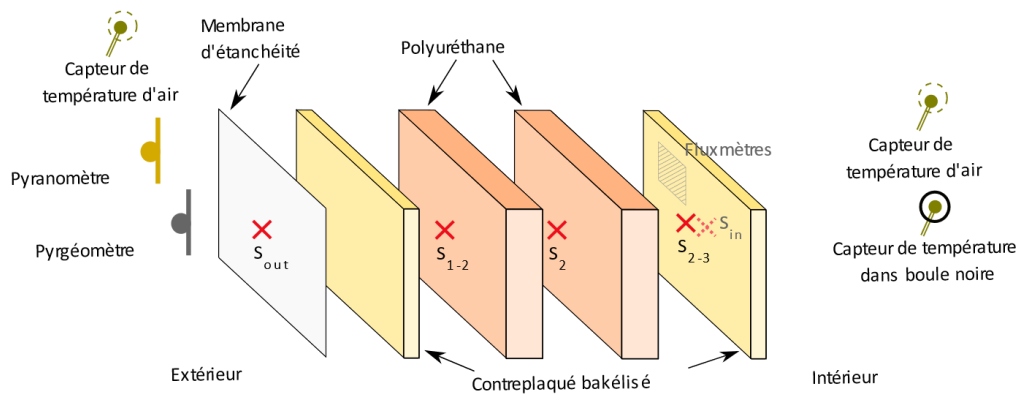


Figure 3.1 : Présentation de la paroi étudiée dans ce chapitre

On peut remarquer que certains capteurs sont placés à l'intérieur de la paroi. Ceux-ci ont été installés au cours de la construction de la façade. Il est donc important de noter que certaines méthodes développées dans ce chapitre exploitent les mesures de ces capteurs. Ces méthodes sont donc qualifiées d'intrusives.

3.1.2 Les valeurs cibles

Comme décrit dans la Partie 1.2.4 traitant des caractéristiques thermiques des façades, le comportement thermique des murs opaques peut être défini par leur résistance thermique et leur capacité thermique, notées respectivement R et C et définis dans les normes NF EN ISO 6946 (AFNOR 2017) et ISO 13786 (ISO 2017).

Afin de pouvoir estimer la capacité thermique totale C , c'est-à-dire, la capacité thermique sollicitée un temps long, il est nécessaire de solliciter la façade suffisamment longtemps. Ce temps peut être calculé à partir de l'équation (1.5). Dans ce cas d'étude, la durée minimale de sollicitations pour la paroi considérée ici est d'environ 50 heures. Ceci constitue une durée minimale de sollicitation nécessaire pour les essais.

Les incertitudes prises en compte sont celles déclarées par les fabricants, indiquées dans le Tableau 2.2, ou à défaut, une valeur de $\pm 10\%$ a été retenue. Les valeurs théoriques, pour 1 m^2 de façade, sont donc comprises dans les intervalles suivants :

$$R = 5,4 \pm 0,5 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1} \text{ et } C = 53 \pm 8 \text{ kJ} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$$

3.2 Instrumentation

3.2.1 Les types de capteurs exploités

Certains capteurs présentés dans le chapitre précédent ont été utilisés afin d'évaluer les caractéristiques thermiques de la façade opaque. Afin de simplifier l'écriture des équations de ce chapitre, des dénominations ont été données pour localiser les capteurs. Les dénominations de chaque mesure sont présentées dans le Tableau 3.1. Lorsque plusieurs capteurs sont concernés, la valeur considérée est la moyenne de la mesure des capteurs sauf

pour la mesure du flux de chaleur où la précision de chaque capteur est étudiée (fluxmètres SAINT-GOBAIN ou CAPTEC).

Tableau 3.1 : Liste des capteurs

Position	Type	Dénomination	Capteurs
Extérieur	Température d'air	$T_{air,out}$	Pt100 (VAISALA, toiture)
	Rayonnement solaire vertical	Q_{SW}	Pyranomètre vertical
	Température de brillance (par calcul)	T_b	Pyrgéomètre vertical
	Vitesse du vent	v_{wind}	Anémomètre
	Direction du vent	d_{wind}	
Surface extérieure	Température de surface	$T_{s,out}$	Pt100 n°5, 6, 7, 61, 62, 63
À l'intérieur de la façade	Température d'interface	T_{1-2}	Pt100 n°10
		T_2	Pt100 n°11, 74
		T_{2-3}	Pt100 n°12, 75
Surface intérieure	Température de surface	$T_{s,in}$	Pt100 n°41, 42, 43, 47, 48, 49
	Flux de chaleur	$Q_{s,in}$	HF1, HF2, HF3, HF6
Intérieur	Température d'air	$T_{air,in}$	Pt100 n°21, 23, 25, 56, 57
	Température radiante moyenne (par calcul)	$T_{LW,in}$	Pt100 n°52

3.2.2 La position des capteurs dans la façade

La position des capteurs est indiquée sur la Figure 3.3. Les capteurs S_{out} et S_{in} sont situés en surface de part et d'autre de la façade. La position des capteurs situés aux interfaces des matériaux (contreplaqué bakélinisé et polyuréthane), S_{1-2} et S_{2-3} , est connue avec précision bien que leur accès ne soit pas possible. En effet, la rigidité de chacun des matériaux empêche les capteurs de se déplacer. Par contre, concernant le capteur au centre de l'isolant, le capteur S_2 , sa position n'est pas connue avec certitude car l'isolant a dû être creusé pour insérer ce capteur. Pour vérifier sa position, les données extraites d'un essai réalisé pendant 24 heures entre le 27 et le 28 novembre 2018 ont été utilisées. La différence entre la température intérieure et extérieure est supérieure à 40°C. Aussi, les écarts-types des températures d'air, des températures de surface et d'interface sont inférieurs à 0,8°C sur toute la période indiquant des conditions proches du régime stationnaire. En régime stationnaire, le profil de température peut donc être supposé linéaire dans la couche de polyuréthane. Le résultat est

présenté en Figure 3.2. La position réelle du capteur S_2 n'est donc pas précisément au centre de l'isolant mais il est décalé de 4 mm vers l'intérieur.

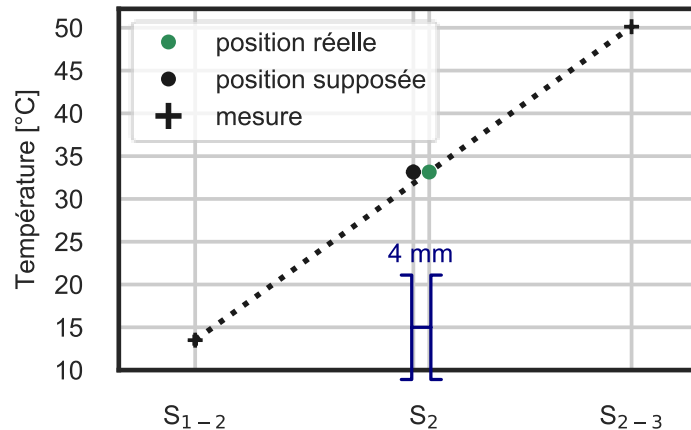


Figure 3.2 : Estimation de la position du capteur S_2 basée sur l'estimation de la température en conditions statiques

3.3 Modélisation

3.3.1 Les conditions aux limites

La mesure des conditions aux limites et le calcul de leur incertitude sont d'une importance cruciale pour obtenir des résultats dotés d'une forte précision. À partir des capteurs présentés précédemment, il est possible de définir ces conditions aux limites. Certains de ces capteurs sont positionnés sur la Figure 3.3. Ils sont nommés S_{out} , S_{1-2} , S_2 , S_{2-3} et S_{in} .

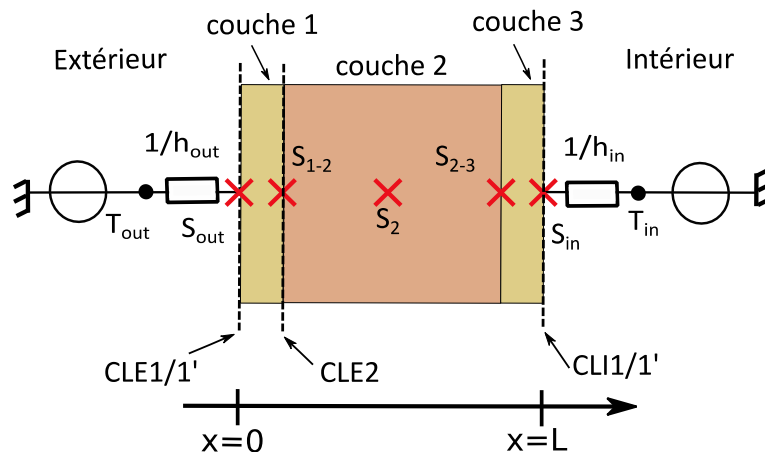


Figure 3.3 : Position des capteurs et modélisation des conditions aux limites

L'influence des conditions aux limites extérieures (*CLE*) peut être prise en compte de trois manières : soit le flux total reçu par la façade depuis l'environnement extérieur est considéré comme une condition aux limites de Robin (voir équation (3.1)) et appelée *CLE1*, soit la température mesurée par le capteur S_{out} est considérée comme une condition aux

limites de Dirichlet (*CLE1'*), soit la température mesurée par le capteur S_{1-2} est considérée comme une condition aux limites de Dirichlet (*CLE2*). Concernant les conditions aux limites intérieures (*CLI*), deux types se distinguent : le flux total reçu par la façade depuis l'intérieur de la cellule-test est considéré comme une condition aux limites de Robin (voir équation (3.1)) et appelée *CLI1*, soit la température mesurée par le capteur S_{in} est considérée comme une condition aux limites de Dirichlet (*CLI2*). Ces conditions aux limites sont illustrées sur la Figure 3.3.

Les conditions aux limites intérieures et extérieures de Robin peuvent s'écrire comme suit :

$$\text{Intérieur : } \lambda_{couche3} \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=L} = Q_{conv,in}(t) + Q_{LW,in}(t) \quad (3.1)$$

$$\text{Extérieur : } \lambda_{couche1} \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} = Q_{conv,out}(t) + \alpha_{LW} Q_{LW,out}(t) + \alpha_{SW} Q_{SW}(t)$$

Le calcul de la densité de flux reçu par la façade à l'intérieur est la somme de la densité de flux convectif $Q_{conv,in}$ et de la densité de flux radiatif de grandes longueurs d'onde noté $Q_{LW,in}$. Le flux radiatif de grandes longueurs d'onde est linéarisé. Ce calcul est décrit dans l'équation (3.2). Les coefficients d'échange convectif, radiatif et total intérieurs sont notés respectivement $h_{conv,in}$, $h_{LW,in}$ et h_{in} . La température résultante sèche intérieure est notée T_{in} .

$$Q_{conv,in}(t) + Q_{LW,in}(t) = h_{in}(T_{in}(t) - T_{s,in}(t)) \quad (3.2)$$

$$\text{où } h_{in}(t) = h_{conv,in}(t) + h_{LW,in}(t) \text{ et } T_{in}(t) = \frac{h_{conv,in}(t) T_{air,in}(t) + h_{LW,in}(t) T_{LW,in}(t)}{h_{in}(t)}$$

Le coefficient d'échange radiatif intérieur, noté $h_{LW,in}$, peut s'écrire selon Brun (2011, p55-56) et une fois linéarisé :

$$h_{LW,in}(t) = \frac{4\sigma}{\frac{1}{\alpha_{LW}} - 1 + \frac{1}{F_{façade,cellule}} + \frac{\mathcal{S}_{façade}}{\mathcal{S}_{cellule}} \left(\frac{1}{\varepsilon_{LW}} - 1\right)} \left[\frac{T_{s,in}(t) + T_{LW,in}(t)}{2} \right]^3 \quad (3.3)$$

Où $F_{façade,cellule}$ est le facteur de forme entre la façade et les autres surfaces de la cellule-test, $\mathcal{S}_{façade}$ la surface de la façade et $\mathcal{S}_{cellule}$ la surface des autres parois de la cellule-test. Le facteur de forme vaut 1. L'expression de $h_{LW,in}$ peut donc être simplifiée :

$$h_{LW,in}(t) = \frac{4\sigma}{\frac{1}{\alpha_{LW}} + \frac{\mathcal{S}_{façade}}{\mathcal{S}_{cellule}} \left(\frac{1}{\varepsilon_{LW}} - 1\right)} \left[\frac{T_{s,in}(t) + T_{LW,in}(t)}{2} \right]^3 \quad (3.4)$$

La densité de flux totale reçue par la façade sur sa face extérieure est la somme de la densité de flux convectif $Q_{conv,out}$, de la densité de flux radiatif absorbé en grandes longueurs d'onde $\alpha_{LW} Q_{LW,out}$ et de la densité de flux radiatif absorbé en courtes longueurs d'onde α_{SW}

Q_{SW} . La densité de flux $\alpha_{LW} Q_{LW,out}$ est linéarisée. La densité de flux total est détaillée ci-après. Les coefficients d'échange convectif, radiatif et total extérieurs sont notés respectivement $h_{conv,out}$, $h_{LW,out}$ et h_{out} . La température extérieure T_{out} est la température sol-air-environnement et tient compte des trois densités de flux reçus par la façade.

$$Q_{conv,out}(t) + \alpha_{LW} Q_{LW,out}(t) + \alpha_{SW} Q_{SW}(t) = h_{out}(T_{out}(t) - T_{s,out}(t)) \quad (3.5)$$

$$Q_{conv,out}(t) = h_{conv,out}(t) (T_{air,out}(t) - T_{s,out}(t)) \quad (3.6)$$

$$\alpha_{LW} Q_{LW,out}(t) = h_{LW,out}(t) (T_b(t) - T_{s,out}(t)) \quad (3.7)$$

$$\rightarrow T_{out}(t) = \frac{h_{conv,out}(t)T_{air,out}(t) + h_{LW,out}(t)T_b(t) + \alpha_{SW}Q_{SW}(t)}{h_{out}(t)} \quad (3.8)$$

$$\text{où } h_{out}(t) = h_{conv,out}(t) + h_{LW,out}(t)$$

De la même façon que $h_{LW,in}$, le coefficient d'échange radiatif extérieur, noté $h_{LW,out}$, peut s'écrire, une fois linéarisé :

$$h_{LW,out}(t) = \frac{4\sigma}{\frac{1}{\alpha_{LW}} - 1 + \frac{1}{F_{façade,b}} + \frac{\mathcal{S}_{façade}}{\mathcal{S}_b} \left(\frac{1}{\varepsilon_{LW}} - 1\right)} \left[\frac{T_{s,out}(t) + T_b(t)}{2} \right]^3 \quad (3.9)$$

Le facteur de forme entre la façade et l'environnement, noté $F_{façade,b}$ vaut 1. La surface de environnement, notée \mathcal{S}_b , étant très grande devant la surface de la façade, le coefficient d'échange $h_{LW,out}$ peut s'écrire :

$$h_{LW,out}(t) = 4\sigma\alpha_{LW} \left[\frac{T_{s,out}(t) + T_b(t)}{2} \right]^3 \quad (3.10)$$

Les coefficients d'échange par rayonnement intérieur et extérieur sont linéarisés. Ceci permet d'approcher la valeur de ces coefficients en tenant compte des températures de surface calculées au pas de temps précédent ($t-1$).

3.3.2 Les coefficients d'échange superficiels

Les coefficients d'échange par rayonnement, notés $h_{LW,in}$ et $h_{LW,out}$, sont calculés dans les équations (3.2) et (3.10). Ils dépendent des températures de surface ($T_{s,in}$ ou $T_{s,out}$), des températures des environnements ($T_{LW,in}$ ou T_b) et de l'absorptivité des surfaces α_{LW} .

Un des défis de cette modélisation réside dans la définition des coefficients d'échange de chaleur par convection, comme montré dans l'article de lousef et al. (2019), à savoir, $h_{conv,in}$ et $h_{conv,out}$.

Le coefficient d'échange convectif intérieur dépend de la différence de température entre la paroi et l'air de la pièce ainsi que de la vitesse de l'air près de la paroi. Cette dernière dépend du système de ventilation ou de brassage d'air, des équipements présents dans la pièce et de l'éventuel gradient de température d'air causé par le système de chauffage par exemple. Une étude détaillée concernant ce coefficient d'échange est présentée dans l'article de Peeters, Beausoleil-Morrison, et Novoselac (2011). Cette vitesse n'étant pas mesurée dans ce contexte expérimental, le coefficient d'échange convectif intérieur $h_{conv,in}$ est supposé égal à $2,5 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ comme défini dans la norme NF EN ISO 6946 (AFNOR 2017) pour un flux horizontal. La même valeur est donnée par la corrélation de Khalifa et Marshall (1990), reprise dans l'article de Peeters, Beausoleil-Morrison, et Novoselac (2011) pour une paroi dans une pièce chauffée avec un ventilateur opposé à la paroi. Cette disposition correspond à cet essai. Comme défini par l'article précédemment cité et celui de Awbi et Hatton (1999), l'incertitude est estimée à $\pm 20 \%$, soit $\pm 0,5 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$.

Plusieurs corrélations existent pour calculer le coefficient d'échange convectif extérieur $h_{conv,out}$ dépendant de la vitesse du vent v à proximité de la paroi et de sa direction selon Defraeye, Blocken, et Carmeliet (2011). Dans notre contexte expérimental, le vent est mesuré à 4 mètres au-dessus du bâtiment-test, soit 15 mètres au-dessus du sol. La vitesse du vent près de la façade à 2,5 mètres au-dessus du sol, notée $v_{2,5m}$, est estimée grâce à la méthode décrite par Orme (1999) en utilisant la mesure du vent à 15 mètres au-dessus du sol et considérant un terrain plat avec quelques obstacles. La vitesse à une hauteur z est donnée par l'équation (3.11) :

$$v_z = v_{15m} \left[\frac{z/10}{1,5} \right]^{0,15} \quad (3.11)$$

Les relations exprimant $h_{conv,out}$ sont présentées dans le Tableau 3.2. La corrélation de Liu et Harris (2007) est donnée pour un bâtiment rectangulaire aux dimensions similaires au bâtiment-test. Ces corrélations sont généralement données pour une vitesse de vent mesurée à 10 m, notée v_{10m} . La relation donnée dans l'équation (3.11) est alors utilisée.

Tableau 3.2 : Corrélations du coefficient d'échange convectif extérieur

	$h_{conv,out}$	
	Façade au vent	Façade sous le vent
Selon l'ISO 6946 (AFNOR 2017)	$4 + 4 v_{2,5m}(t)$	
Corrélation de Liu et Harris (2007)	$1,53 v_{10m}(t) + 1,43$	$0,90 v_{10m}(t) + 3,28$
Selon l'ASHRAE (ASHRAE Task Group 1976; Sharples 1984)	Si $v_{10m}(t) < 2 \text{ m.s}^{-1}$: 12,23 Sinon : $8,04 v_{10m}^{0,605}(t)$	$3,04 v_{10m}^{0,605}(t) + 8,98$

3.3.3 Description des modèles

Divers modèles peuvent être utilisés pour représenter le transfert thermique dans une paroi en une dimension. Ils sont tous basés sur l'équation de la chaleur (équation (3.12)). Les matériaux sont considérés comme homogènes et les propriétés thermiques comme constantes.

$$\frac{\partial T}{\partial t} - \frac{\lambda}{\rho c} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = 0 \quad (3.12)$$

Le modèle le plus simple, considérant uniquement le régime stationnaire, utilisé dans la norme ISO 9869-1 (ISO 2014a), est présenté en Partie 3.3.3.1. Les modèles suivants tiennent compte du régime transitoire. Ce sont les modèles de type éléments finis (*FEM*), Résistance-Capacité, Quadripôles et Facteurs de réponse.

Les modèles Résistance-Capacité, Quadripôle et Facteurs de réponse sont détaillés pour les conditions aux limites les plus complexes, c'est-à-dire, les conditions de Robin *CLI1* et *CLE1*.

3.3.3.1 Modèle de l'ISO 9869-1

Les modèles de l'ISO 9869-1 (ISO 2014a) sont définis par les équations (3.13) et (3.14). Ces formules découlent de l'équation (3.12) tenant compte d'un régime stationnaire et d'une paroi composée de trois couches *i*. Les résistances *R* et *R_T* sont définies dans la Partie 1.2.4 comme la résistance thermique et la résistance thermique totale de la paroi. La résistance thermique totale tient compte des coefficients d'échange intérieur et extérieur, en plus de la résistance thermique.

Les résistances thermiques sont estimées par une moyenne sur la période de l'essai. La première formule tient compte de conditions aux limites de Dirichlet *CLI2* et *CLE2*. La seconde considère des conditions aux limites de Robin *CLI1* et *CLE1*.

$$R = \sum_{i=1}^3 e_i / \lambda_i = \frac{\sum_{j=0}^n (T_{s,in}(j\Delta t) - T_{s,out}(j\Delta t))}{\sum_{j=0}^n Q_{s,in}(j\Delta t)} \quad (3.13)$$

$$R_T = \sum_{i=1}^3 e_i / \lambda_i + \frac{1}{h_{in}} + \frac{1}{h_{out}} = \frac{\sum_{j=0}^n (T_{in}(j\Delta t) - T_{out}(j\Delta t))}{\sum_{j=0}^n Q(j\Delta t)} \quad (3.14)$$

où *n* est le nombre total de pas de temps et *j* le pas de temps courant

Puisque ces modèles considèrent un régime stationnaire, seule la résistance thermique de la paroi peut être estimée.

3.3.3.2 Modèle *FEM*

Le modèle *FEM*, pour « Méthode des Eléments Finis », est obtenu à partir du logiciel COMSOL® 5.5 (COMSOL 2019). Dans ce modèle, la paroi est divisée en vingt-huit éléments

finis. Une interpolation quadratique est utilisée pour interpoler la température. Le pas de temps utilisé est de 10 s. La méthode de résolution temporelle est la méthode *BDF* d'ordre 2. Les conditions aux limites sont modélisées comme dans les équations (3.2) et (3.5) sauf que le flux radiatif en grandes longueurs d'onde n'est pas linéarisé. Ceci en fait un modèle plus précis que les modèles détaillés ci-après. Il est donc considéré comme le modèle de référence. Il permet ainsi de générer des ensembles de données de référence.

3.3.3.3 Modèle Résistance-Capacité

Le modèle Résistance-Capacité considère les parois comme des assemblages de résistances et de capacités (analogie électrique). Il est noté *modèle RC*. Chaque couche est divisée en volume isotherme représenté par un nœud. Les nœuds localisés aux interfaces sont des nœuds arithmétiques et ne comportent pas de capacités selon Tsilingiris (2006). Les capacités et les résistances sont réparties de manière homogène dans chaque couche.

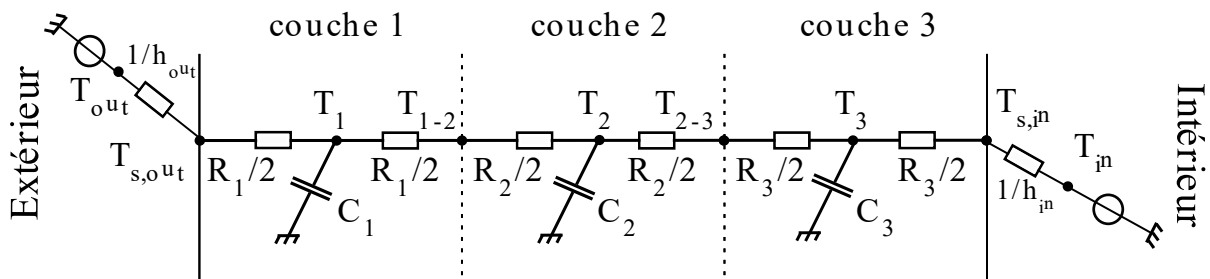


Figure 3.4 : La structure du modèle 6R3C

Dans le cas du modèle *6R3C*, illustré sur la Figure 3.4, une capacité thermique est utilisée par couche. Les équations du bilan thermique pour chaque nœud forment un système d'équations représenté par :

$$\begin{aligned}
& \text{diag}(0, C_1, 0, C_2, 0, C_3, 0) \cdot \begin{pmatrix} \dot{T}_{s,out} \\ \dot{T}_1 \\ \dot{T}_{1-2} \\ \dot{T}_2 \\ \dot{T}_{2-3} \\ \dot{T}_3 \\ \dot{T}_{s,in} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} h_{out} & 0 \\ 0 & \vdots \\ \vdots & \vdots \\ \vdots & 0 \\ 0 & h_{in} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} T_{out} \\ T_{in} \end{pmatrix} \\
& + \begin{pmatrix} -h_{out} - \frac{2}{R_1} & \frac{2}{R_1} & 0 & \dots & \dots & 0 \\ \frac{2}{R_1} & -\frac{4}{R_1} & \frac{2}{R_1} & \ddots & & \vdots \\ 0 & \frac{2}{R_1} & -\frac{2}{R_1} - \frac{2}{R_2} & \frac{2}{R_2} & & \vdots \\ \vdots & \ddots & \frac{2}{R_2} & -\frac{4}{R_2} & \frac{2}{R_2} & \vdots \\ \vdots & & \ddots & \frac{2}{R_2} - \frac{2}{R_2} - \frac{2}{R_3} & \frac{2}{R_3} & 0 \\ \vdots & & & \frac{2}{R_3} & -\frac{4}{R_3} & \frac{2}{R_3} \\ 0 & \dots & \dots & 0 & \frac{2}{R_3} & -h_{in} - \frac{2}{R_3} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} T_{s,out} \\ T_1 \\ T_{1-2} \\ T_2 \\ T_{2-3} \\ T_3 \\ T_{s,in} \end{pmatrix} \quad (3.15)
\end{aligned}$$

Ce système d'équations différentielles est résolu à l'aide d'une méthode de discrétisation temporelle de type Euler implicite. Ce modèle peut être construit pour un plus grand nombre de nœuds dans chaque couche.

3.3.3.4 Modèle des quadripôles

Le modèle des quadripôles, aussi noté *modèle QR*, a été développé dans les années 1980. Ce modèle est couramment employé dans le domaine des transferts de chaleur par exemple par Loussouarn et al. (2018), Maillet et al. (2000) ou encore par Faye, Lartigue, et Sambou (2015a) puisqu'il simplifie le calcul de l'équation de la chaleur en la résolvant dans le domaine de Laplace.

Un modèle de quadripôles constitué de trois couches est présenté sur la Figure 3.5. θ et φ sont respectivement la température et le flux de chaleur dans le domaine de Laplace.

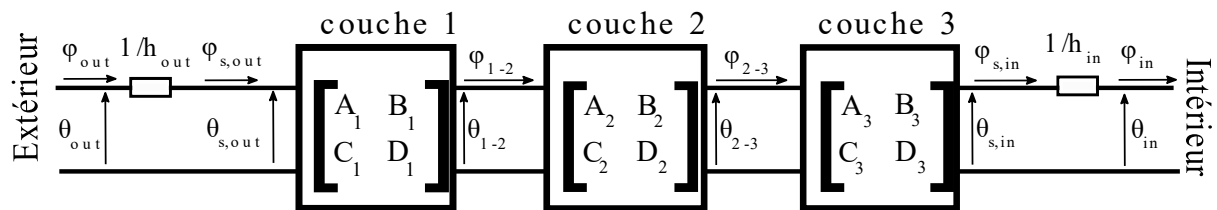


Figure 3.5 : La structure du modèle des quadripôles

Les conditions aux limites sont prises en compte comme décrit par Maillet et al. [18, p. 44-51]. Afin de calculer les températures aux emplacements des capteurs S_{out} , S_{1-2} , S_2 ,

S_{2-3} et S_{in} (voir Figure 3.3), la méthode décrite par Maillet et al. (2000, 105-7) a été appliquée. Les équations suivantes sont obtenues à partir du modèle décrit par la Figure 3.5 :

$$\begin{bmatrix} \theta_{s,out} \\ \varphi_{s,out} \end{bmatrix} = M_1 M_2 M_3 M_{in} \begin{bmatrix} \theta_{in} \\ \varphi_{in} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathcal{A} & \mathcal{B} \\ \mathcal{C} & \mathcal{D} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta_{in} \\ \varphi_{in} \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

où les matrices sont définies telles que :

$$M_j = \begin{bmatrix} A_j & B_j \\ C_j & D_j \end{bmatrix}; \quad M_{in} = \begin{bmatrix} 1 & 1/h_{in} \\ 0 & 1 \end{bmatrix}; \quad \text{et} \quad \left. \begin{array}{l} A_j = D_j = \cosh\left(e_j \sqrt{\frac{p}{a_j}}\right) \\ B_j = \frac{\sinh\left(e_j \sqrt{\frac{p}{a_j}}\right)}{\lambda_j \sqrt{\frac{p}{a_j}}} \\ C_j = \lambda_j \sqrt{\frac{p}{a_j}} \sinh\left(e_j \sqrt{\frac{p}{a_j}}\right) \end{array} \right\} \text{pour } j = 1, 2, 3$$

L'équation suivante est obtenue à partir de l'expression des conditions aux limites extérieures de Robin (CLE1) :

$$\begin{bmatrix} \theta_{s,out} \\ \varphi_{s,out} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & -1/h_{out} \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta_{out} \\ \varphi_{out} \end{bmatrix} = M_{out}^{-1} \begin{bmatrix} \theta_{out} \\ \varphi_{out} \end{bmatrix} \quad (3.17)$$

Les conditions aux limites sont prises en compte de manière indépendantes. Tout d'abord, l'impact de la variation de la température extérieure en Laplace θ_{out} est calculée en maintenant la température intérieure θ_{in} constante. La température extérieure θ_{out} varie selon un créneau unité de durée Δt . À partir des équations (3.16) et (3.17) et d'une température intérieure $\theta_{in} = 0$, l'équation suivante est obtenue :

$$\varphi_{in} = \frac{h_{out}}{\mathcal{B} h_{out} + \mathcal{D}} \theta_{out} = H_{out} \theta_{out} \quad (3.18)$$

En utilisant la même méthode, le flux extérieur en Laplace φ_{out} est calculé en considérant que seule la température intérieure varie et suit un créneau unité de durée Δt . Les équations suivantes sont obtenues :

$$\begin{bmatrix} \theta_{s,in} \\ \varphi_{s,in} \end{bmatrix} = M_3^{-1} M_2^{-1} M_1^{-1} M_{out}^{-1} \begin{bmatrix} \theta_{out} \\ \varphi_{out} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathcal{E} & \mathcal{F} \\ \mathcal{G} & \mathcal{H} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta_{out} \\ \varphi_{out} \end{bmatrix} \quad (3.19)$$

$$\begin{bmatrix} \theta_{s,in} \\ \varphi_{s,in} \end{bmatrix} = M_{in} \begin{bmatrix} \theta_{in} \\ \varphi_{in} \end{bmatrix} \quad (3.20)$$

$$\varphi_{out} = \frac{h_{in}}{\mathcal{F} h_{in} - \mathcal{H}} \theta_{in} = H_{in} \theta_{in} \quad (3.21)$$

La température à l'emplacement du capteur S_k est obtenue par le calcul de la fonction de transfert H_k pour chacune des conditions aux limites (la température intérieure (*in*) et la température extérieure (*out*)). Un exemple du calcul de la température à l'emplacement du capteur S_{1-2} est donné par les équations suivantes :

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \theta_{1-2} \\ \varphi_{1-2,in} \end{bmatrix} &= M_2 M_3 M_{in} \begin{bmatrix} \theta_{in} \\ \varphi_{in} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathcal{J} & \mathcal{J} \\ \mathcal{K} & \mathcal{L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta_{in} \\ \varphi_{in} \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} \theta_{1-2} \\ \varphi_{1-2,out} \end{bmatrix} &= M_1^{-1} M_{out}^{-1} \begin{bmatrix} \theta_{out} \\ \varphi_{out} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathcal{M} & \mathcal{N} \\ \mathcal{O} & \mathcal{P} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta_{out} \\ \varphi_{out} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (3.22)$$

Puisque l'équation de la chaleur (voir équation (3.12)) est linéaire, le principe de superposition peut être appliqué selon Hancock (2006). La température en Laplace θ_{1-2} est la somme du produit de chaque fonction de transfert H_{1-2} et de la température associée :

$$\theta_{1-2}(p) = H_{1-2,out}(p) \theta_{out}(p) + H_{1-2,in}(p) \theta_{in}(p) \quad (3.23)$$

où $H_{1-2,out}(p) = \mathcal{J}H_{out}$ and $H_{1-2,in}(p) = \mathcal{N}H_{in}$

La méthode de Stehfest (1970) est utilisée pour calculer les fonctions de transfert dans le domaine temporel. Comme défini par Al Hadad, Maillet, et Jannot (2018), la température dans le domaine temporel est un produit de convolution. Au temps $t = n\Delta t$, on obtient :

$$T_{1-2}(t) = T_{1-2}(0) + \Delta t \sum_{i=0}^n \left[H_{1-2,out}(t - i\Delta t) [T_{out}(i\Delta t) - T_{out}(0)] + H_{1-2,in}(t - i\Delta t) [T_{in}(i\Delta t) - T_{in}(0)] \right] \quad (3.24)$$

Cette méthode est appliquée pour calculer les températures aux emplacements de tous les capteurs.

3.3.3.5 Méthode des facteurs de réponse

Le modèle des facteurs de réponse (*modèle FR*) est décrit dans l'article de Mitalas et Stephenson (1967). L'objectif est de calculer la réponse donnée à partir d'une excitation simple (impulsion triangulaire) pour chaque condition aux limites en utilisant un autre modèle. Ici, on utilise le *modèle QR* défini précédemment. Dans ce cas, la réponse du flux de chaleur est appelée « facteur de réponse » pour la température intérieure ou la température extérieure. Deux cas sont traités : les capteurs positionnés à la surface de la façade ou les capteurs sont placés à l'intérieur de la façade. Un exemple est présenté pour chaque cas.

Tout d'abord, un exemple est donné considérant le capteur positionné entre la première et la seconde couche (T_{1-2}) comme montré sur la Figure 3.6. Les facteurs de réponse sont calculés pour chaque condition aux limites : Z_{1-2} et W_{1-2} pour la température intérieure et Y_{1-2} et X_{1-2} pour la température extérieure.

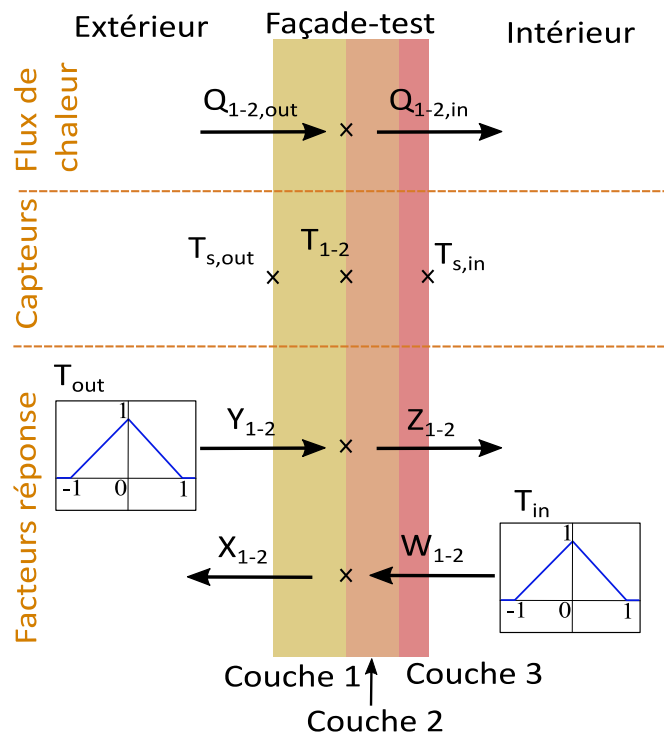


Figure 3.6 : Description du modèle facteurs de réponse

À chaque pas de temps, $Q_{1-2,out}(t) = Q_{1-2,in}(t)$, donc $\varphi_{1-2,out}(p) = \varphi_{1-2,in}(p)$ où p est la variable en Laplace.

En utilisant le modèle QR, les équations (3.25) sont obtenues :

$$\begin{aligned} \varphi_{1-2,out}(p) &= \frac{1}{N} \theta_{out} + \frac{P}{N} \theta_{1-2} = Y_{1-2} \theta_{out} - X_{1-2} \theta_{1-2} \\ \varphi_{1-2,in}(p) &= \frac{L}{j} \theta_{1-2} - \frac{1}{j} \theta_{in} = Z_{1-2} \theta_{1-2} - W_{1-2} \theta_{in} \end{aligned} \quad (3.25)$$

Une fois ces facteurs de réponse calculés pour une impulsion triangulaire et les conditions aux limites T_{in} et T_{out} décomposées en fonctions triangulaires en utilisant un pas de temps Δt , il est possible de déduire T_{1-2} à partir du bilan thermique en utilisant un produit de convolution. L'équation suivante donne la température T_{1-2} au temps $t = n\Delta t$:

$$\begin{aligned} T_{1-2}(t) = T_{1-2}(0) &+ \frac{\sum_{i=0}^n [W_{1-2}(i\Delta t) [T_{in}(t - i\Delta t) - T_{in}(0)] + Y_{1-2}(i\Delta t) [T_{out}(t - i\Delta t) - T_{out}(0)]]}{Z_{1-2}(0) + X_{1-2}(0)} \\ &- \frac{\sum_{i=1}^t [[Z_{1-2}(i\Delta t) + X_{1-2}(i\Delta t)] [T_{1-2}(t - i\Delta t) - T_{1-2}(0)]]}{Z_{1-2}(0) + X_{1-2}(0)} \end{aligned} \quad (3.26)$$

Cette méthode est appliquée pour le calcul de la température aux emplacements des capteurs au sein de la façade, c'est-à-dire, aux emplacements des capteurs S_{1-2} , S_2 et S_{2-3} .

Pour les capteurs placés à la surface, la méthode est similaire. Un exemple est donné pour la température mesurée par le capteur placé sur la paroi intérieure ($T_{s,in}$). Les facteurs de réponse sont calculés seulement pour la variation de la température extérieure ($X_{s,in}$, $Y_{s,in}$)

puisque le flux de chaleur reçu par la surface est calculé selon l'équation (3.2). L'équation suivante est obtenue à partir de l'équation (3.19) :

$$\varphi_{s,in} = \frac{1}{\mathcal{F}} \theta_{out} + \frac{\mathcal{H}}{\mathcal{F}} \theta_{s,in} = Y_{s,in} \theta_{out} + X_{s,in} \theta_{s,in} \quad (3.27)$$

À partir des équations (3.2) et (3.27), la température $T_{s,in}(t)$ est calculée en utilisant la même méthode que pour le calcul de $T_{1-2}(t)$:

$$T_{s,in}(t) = \frac{\sum_{i=1}^n [Y_{s,in}(i\Delta t)[T_{eq}(t - i\Delta t) - T_{eq}(0)] - X_{s,in}(i\Delta t)[T_{s,in}(t - i\Delta t) - T_{s,in}(0)]}{h_{in} + X_{s,in}(0)} + \frac{h_{in}T_{in}(i\Delta t) + X_{s,in}(0)T_{s,in}(0) + Y_{s,in}(0)[T_{eq}(t) - T_{eq}(0)] + Q_{s,in}(0)}{h_{in} + X_{s,in}(0)} \quad (3.28)$$

3.4 Méthode de la moyenne

3.4.1 Description de la méthode

Dans un premier temps, la méthode du fluxmètre a été appliquée car elle est largement employée dans la littérature et décrite dans la norme ISO 9869-1 (ISO 2014a). Afin d'assurer l'incertitude la plus faible possible, cette méthode comporte plusieurs contraintes notamment sa durée (au moins trois jours) et, dans la mesure du possible, la façade ne doit pas recevoir de rayonnement solaire direct. Or, la façade est orientée au sud / sud-est donc elle est exposée au rayonnement solaire direct. Le résultat est validé si l'écart entre la résistance estimée à la fin de l'essai dévie de moins de 5 % par rapport à la résistance estimée 24 h avant la fin de l'essai. La résistance thermique de la façade R est calculée à partir de l'équation (3.13) et la résistance thermique de la façade, comprenant les résistances thermiques superficielles, R_T , est calculée à partir de l'équation (3.14).

3.4.2 Mesures

Cette méthode utilise les données recueillies par différents capteurs. Pour le calcul de la résistance R , la méthode utilise les capteurs de température situés sur les surfaces intérieure et extérieure de la façade ($T_{s,in}$ et $T_{s,out}$) et le flux mesuré en surface intérieure ($Q_{s,in}$). Pour calculer la résistance totale R_T , les températures T_{in} et T_{out} sont calculées à partir des mesures de la température d'air extérieure $T_{air,out}$ et intérieure $T_{air,in}$, du rayonnement solaire Q_{SW} , de la température de brillance T_b , de la température radiante moyenne à l'intérieure $T_{LW,in}$ et de leurs coefficients d'échange associés comme décrit dans les équations (3.2) et (3.8).

Trois essais ont été exploités pour tester cette méthode : deux essais ont eu lieu à l'automne (du 7 au 12 novembre 2018 et du 3 au 9 octobre 2019) et un autre a eu lieu au printemps (du 29 mai au 4 juin 2019). La durée minimale requise est respectée. Les données

mesurées sont présentées sur la Figure 3.7. La température intérieure est maintenue quasi-constante dans les trois essais. La température extérieure varie naturellement.

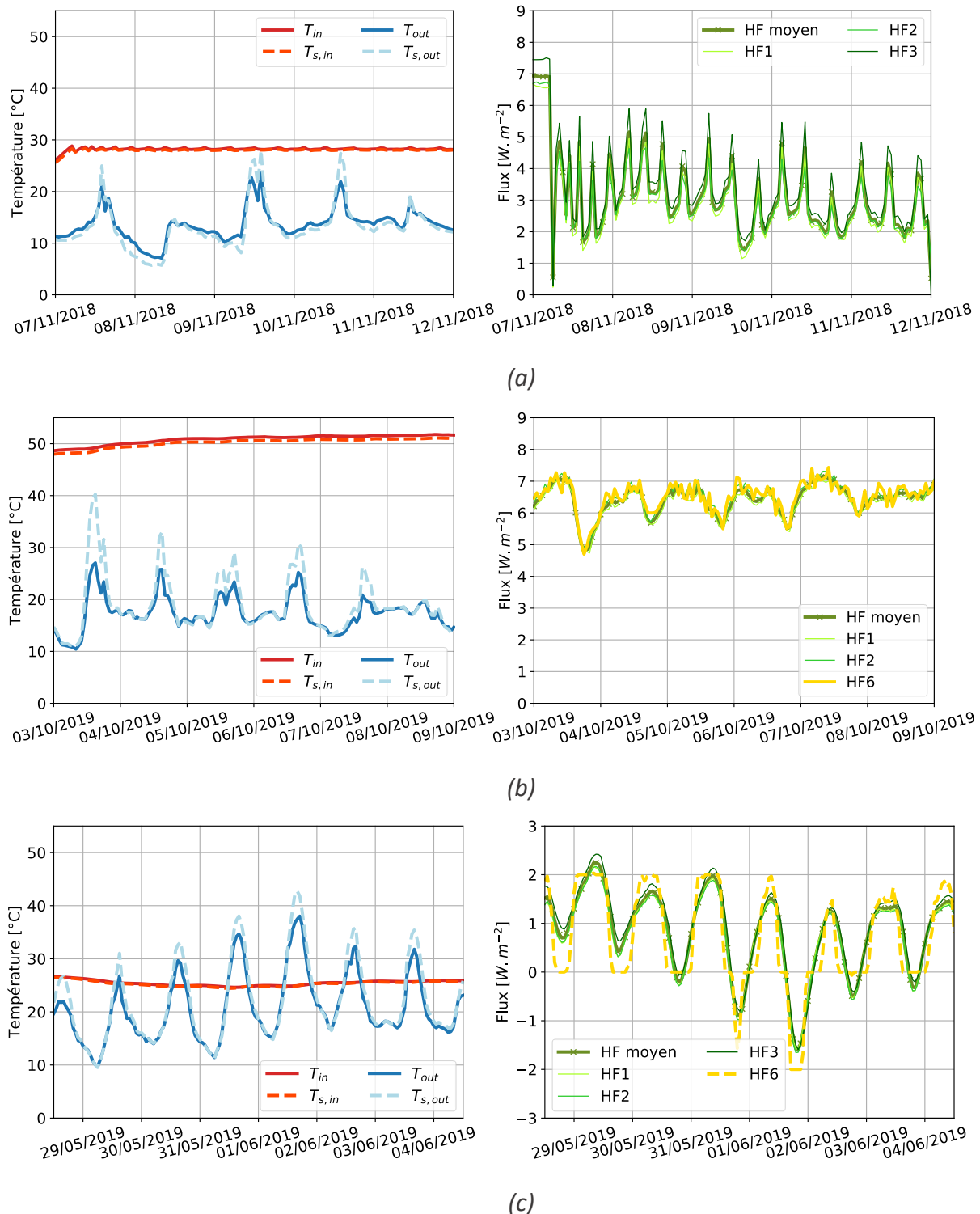


Figure 3.7 : Données mesurées lors des essais d'automne 2018 (a) et 2019 (b) et de printemps 2019 (c)

Même lorsque la différence de température entre l'extérieur et l'intérieur est importante, les flux mesurés restent faibles ($< 10 W \cdot m^{-1}$). Le capteur de flux 20 x 20 mm, noté

HF6 sur la Figure 3.7b et la Figure 3.7c, a une précision bien plus faible que les autres capteurs 305 x 305 mm, notés HF1, HF2 et HF3. Le flux à mesurer lors de l'essai du printemps est tellement faible qu'il semble que la résolution de mesure du capteur HF6 ne soit pas appropriée. Pour des flux inférieurs à $2 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}$, ce capteur ne semble pas adapté. Lorsque les flux sont plus importants, comme pour l'essai de l'automne 2019, le bruit du capteur HF6 est plus élevé que celui des autres capteurs. Seules les mesures des capteurs HF1, HF2 et HF3 ont été exploitées dans la suite. Leurs mesures sont cohérentes.

Les données présentées ici ont un pas de temps d'acquisition d'une minute mais une moyenne glissante les restitue au pas de temps horaire.

3.4.3 Résultats

Les résistances estimées (avec ou sans les résistances thermiques superficielles) sont présentées sur la Figure 3.8.

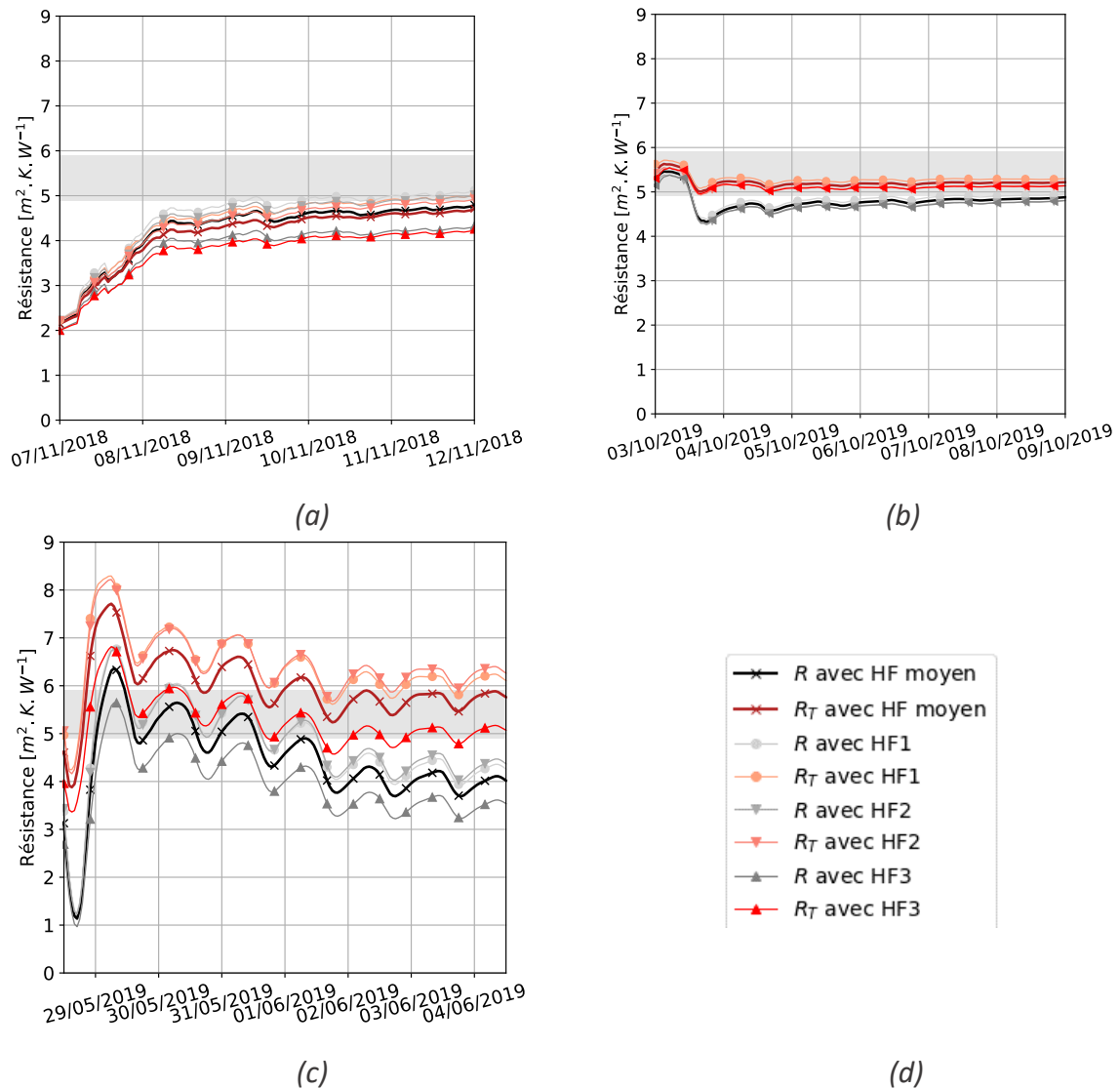


Figure 3.8 : Résistances calculées lors des essais de l'automne 2018 (a), de l'automne 2019 (b) et du printemps 2019 (c) et la légende commune (d)

Plusieurs résistances sont présentées : les résistances calculées avec chacun des capteurs *HF1*, *HF2* et *HF3* et les résistances calculées avec le flux mesuré moyen. La zone grisée représente la valeur cible définie dans la Partie 3.1.2 avec son incertitude, soit une résistance R comprise entre 4,9 et 5,9 $\text{m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$.

Lors de l'essai de l'automne 2018, au bout des 5 jours d'essai, la résistance R est estimée entre 4,3 et 5,1 $\text{m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$. Tenant compte de l'incertitude de mesure calculée par propagation ($\pm 0,2 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$), la gamme d'estimation de R s'étend à 4,1 et 5,3 $\text{m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$, selon le fluxmètre considéré. L'incertitude totale (comprenant l'incertitude de mesure et celle du choix du fluxmètre) est donc de $\pm 0,6 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$, soit $\pm 13 \%$.

Concernant l'essai réalisé lors de l'automne 2019, les résistances estimées sont proches de celles estimées lors de l'essai de l'année précédente. Toutes les résistances R estimées sont comprises entre 4,8 et 5,2 $\text{m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$. La différence de température entre l'intérieur et l'extérieur constaté lors de cet essai implique une densité de flux mesurée plus importante et donc une incertitude plus faible, estimée à $\pm 0,1 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$. La résistance R moyenne est estimée à 4,9 $\text{m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$. La résistance totale R_T moyenne, calculée à partir du flux moyen mesuré et les températures T_{out} et T_{in} , est estimé à 5,2 $\text{m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$. La différence entre les résistances R_T et R est la somme des résistances superficielles internes et externes. Cette différence vaut 0,3 $\text{m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$. Cette estimation est réaliste. Lors de cet essai, la résistance R est estimée entre 4,8 et 5,0 $\text{m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$ soit une incertitude de $\pm 4 \%$.

Les résultats obtenus lors de l'essai réalisé au printemps 2019 diffèrent des deux premiers. En effet, les résistances estimées ne se stabilisent pas mais elles sont représentées par des courbes sinusoïdales de période 24 heures. Malgré la durée de cet essai, il n'est pas possible d'estimer la résistance de la paroi. De plus, la faible différence de température entre les ambiances intérieures et extérieures, et donc, la faible densité de flux impliquent une incertitude importante, de l'ordre de 0,7 $\text{m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$, soit $\pm 14 \%$.

3.4.4 Conclusions

Dans cette partie, il a été montré l'importance du choix des capteurs, notamment les fluxmètres, surtout lorsque l'étude porte sur des parois fortement isolées. Aussi, l'incertitude de mesure du capteur *HF6* est quatre fois plus importante que l'incertitude de mesure des autres fluxmètres ce qui implique une incertitude trois fois plus importante sur l'estimation de la résistance thermique passant de 4 à 11% (par propagation des incertitudes, pour une différence de température de 20°C).

Les deux essais réalisés à l'automne donnent des résultats satisfaisants et proches. Par contre, pour l'essai réalisé en 2018, la différence de température entre les environnements intérieurs et extérieurs est environ deux fois plus faible que lors de l'essai réalisé en 2019 (15°C contre 30°C). Ceci implique une incertitude plus importante, une plus forte dispersion des

résistances estimées mais surtout une incohérence dans les résultats. En effet, certaines résistances R estimées sont supérieures aux résistances R_T , alors que ces dernières sont définies obligatoirement plus importantes puisqu'elles comprennent les résistances thermiques superficielles intérieures et extérieures.

Pour utiliser cette méthode, il est donc nécessaire de l'utiliser en maintenant une différence de température entre l'intérieur et l'extérieur suffisante (de l'ordre de 30°C), en automne ou en hiver afin de limiter l'impact du rayonnement solaire, sur une durée bien supérieure à 3 jours et avec du matériel de grande précision. Malgré tout, cette méthode ne permet d'estimer que la résistance des parois. D'autres méthodes peuvent être appliquées afin d'estimer également la capacité thermique de la façade.

3.5 Identification à partir de mesures de température

Une autre méthode est présentée dans cette partie. Elle exploite les mesures de température réalisées à l'intérieur de la façade. Elle requiert également une connaissance préalable de la composition de la paroi. Elle est donc qualifiée d'intrusive, contrairement à la méthode de la moyenne. Elle permet d'estimer la résistance et la capacité thermiques de la façade. Les conditions aux limites considérées sont de deux types. Dans un premier temps, les conditions aux limites extérieures à la paroi $CLE1$ et $CLI1$ sont prises en compte. Elles nécessitent la mesure des environnements intérieur et extérieur (température d'air, rayonnement solaire et rayonnement grandes longueurs d'onde). Dans un second temps, les conditions aux limites $CLE2$ et $CLI1$ sont considérées. Elles nécessitent une mesure de température à l'intérieur de la paroi et de l'environnement intérieur (température d'air et rayonnement grandes longueurs d'onde). Les conditions aux limites sont schématisées sur la Figure 3.3.

3.5.1 Données expérimentales

Cette méthode a été appliquée à un essai réalisé entre le 19 février et le 6 mars 2019. La cellule-test a été soumise à un scénario de chauffage de type *ROLBS* afin de faciliter la décorrélation entre les conditions intérieures et extérieures. Le pas de temps de mesure est de 30 secondes. Une moyenne glissante a été employée afin d'obtenir un pas de temps de 2 minutes dans le but de réduire la quantité de données. Les mesures sont présentées sur la Figure 3.9 et la Figure 3.10. Le jeu de données est divisé en trois parties : l'initialisation, l'identification et la validation.

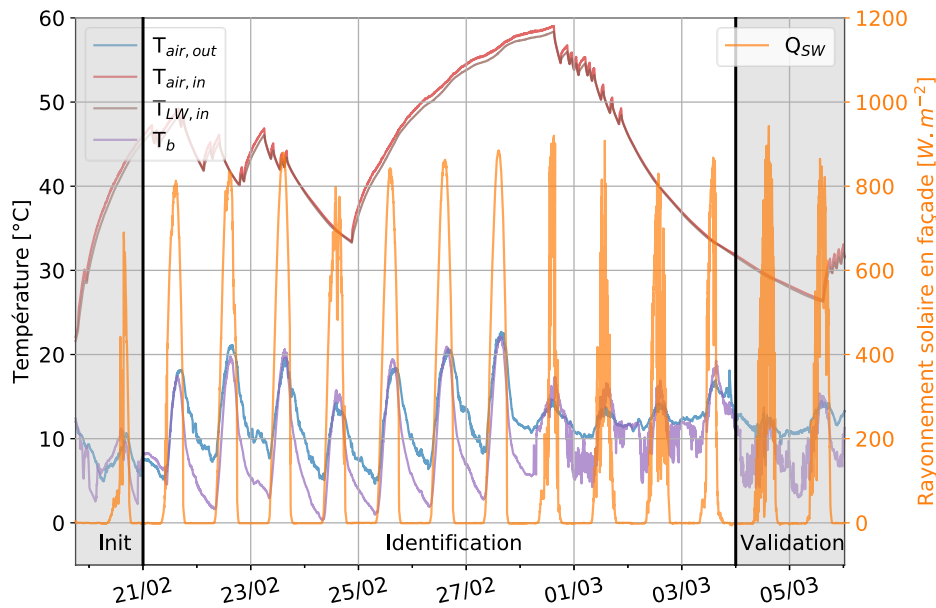


Figure 3.9 : Températures et rayonnement solaire en façade mesurés lors de l'essai

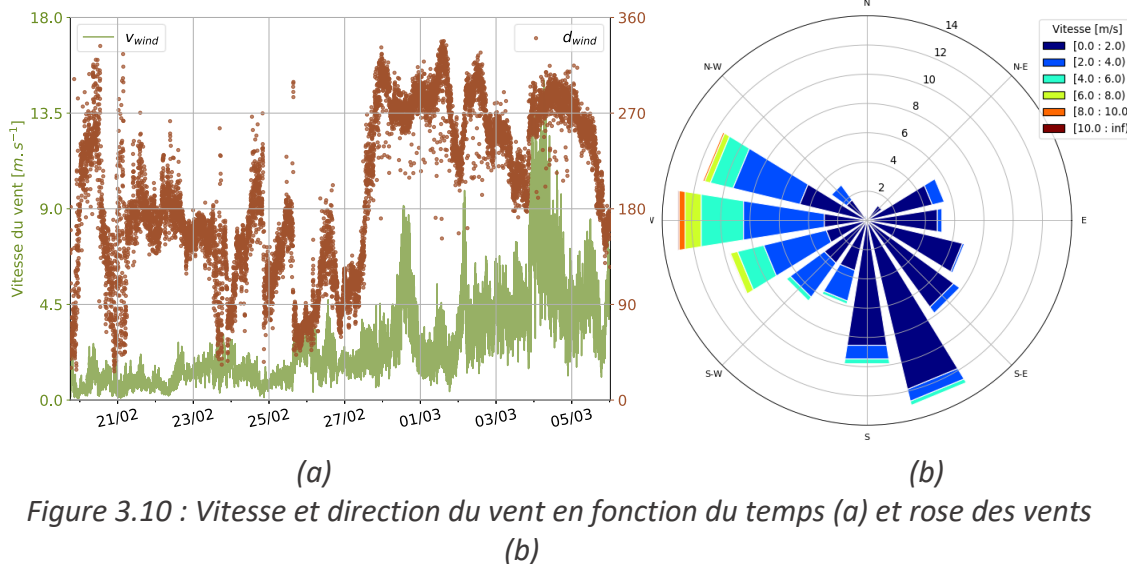


Figure 3.10 : Vitesse et direction du vent en fonction du temps (a) et rose des vents (b)

Dans le but de caractériser plus précisément les incertitudes et sensibilités, deux journées typiques ont été extraites du jeu de données présenté ci-dessus : un jour ensoleillé et un jour nuageux. Ces données sont tracées sur la Figure 3.11. Pendant la journée nuageuse, la température intérieure est légèrement décroissante. La température d'air extérieure est d'environ 10°C et le rayonnement solaire mesuré sur un plan vertical varie fortement à cause de la présence de nombreux nuages. Le vent souffle de l'ouest à une vitesse de 13-14 m.s⁻¹. Lors de la journée ensoleillée, la température intérieure est légèrement croissante. La température d'air extérieure varie entre 7 et 20°C. Le rayonnement solaire sur un plan vertical atteint un maximum de 850 W.m⁻². Le vent souffle du sud-ouest à une vitesse faible (2-3 m.s⁻¹).

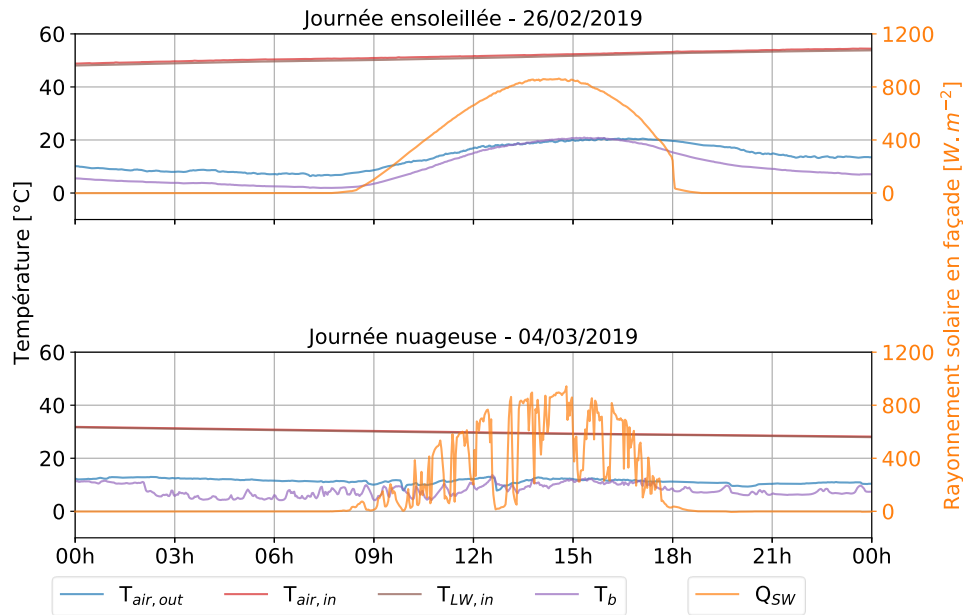


Figure 3.11 : Températures et rayonnement solaire en façade mesurés lors de la journée ensoleillée et de la journée nuageuse

3.5.2 Etude des modèles

Certains modèles détaillés dans la Partie 3.3.3 ont été utilisés pour l'identification : il s'agit des modèles *RC*, *QR* et *FR*. Le modèle *FEM* est utilisé en tant que modèle de référence. Plusieurs paramètres de ces modèles peuvent être modifiés afin d'améliorer la précision tout en augmentant le temps de calcul. Il est donc nécessaire de définir les paramètres optimaux pour chacun des modèles.

Les éléments étudiés sont les méthodes de prise en compte des coefficients d'échange intérieur et extérieur pour tous les modèles. Pour les modèles *FR* et *QR*, il faut également analyser si la troncature des facteurs de réponse et des fonctions de transfert a un impact sur la précision des modèles. Pour les modèles *RC*, l'analyse concerne le nombre de nœuds nécessaire et suffisant dans chaque couche. Pour cela, les paramètres ont été étudiés un par un, en fixant les autres à la valeur assurant une précision maximale. Enfin, les modèles *RC*, *FR* et *QR* sont validés par comparaison avec le modèle de référence (le modèle *FEM*).

3.5.2.1 Prise en compte de h_{in} dans les modèles

Le coefficient d'échange convectif et radiatif intérieur h_{in} varie au cours du temps. Le terme de rayonnement dépend notamment de l'écart de température entre la surface et la température radiante. Il est calculé selon l'équation (3.2). Le terme convectif est fixé à $2,5 \pm 0,5 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$. Un bruit blanc ajouté à la valeur moyenne permet donc de générer la distribution temporelle de ce coefficient. Le coefficient d'échange convectif extérieur est calculé selon la corrélation provenant de l'ISO 6946 (AFNOR 2017).

La courbe des fréquences cumulées des coefficients d'échange sur toute la durée de l'essai est représentée en Figure 3.12.

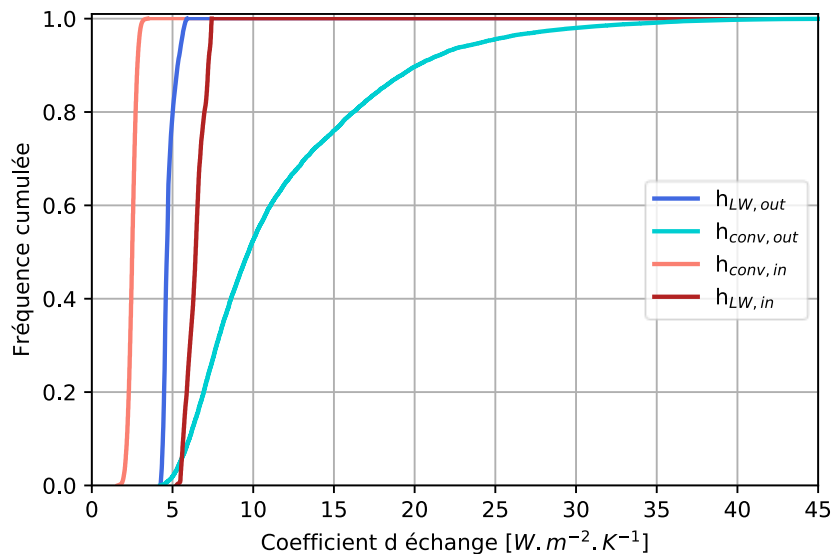


Figure 3.12 : Courbe des fréquences cumulées des coefficients d'échange

On constate que, contrairement au coefficient d'échange convectif extérieur $h_{conv,out}$, les autres coefficients d'échange varient peu. Le coefficient d'échange convectif et radiatif intérieur h_{in} sera donc considéré constant et égal à la valeur moyenne.

3.5.2.2 Prise en compte de h_{out} dans les modèles FR et QR

Comme précisé dans la Partie 3.3.2, différentes corrélations peuvent être utilisées pour estimer le coefficient de transfert convectif extérieur $h_{conv,out}$. Il s'agit de la corrélation de l'ISO 6946 (AFNOR 2017), de la corrélation de l'ASHRAE Task Group (1976) et de la corrélation de Liu et Harris (2007). Les trois corrélations sont calculées pour le jeu de données complet, présenté en Figure 3.9. Leur évolution est tracée sur la Figure 3.13.

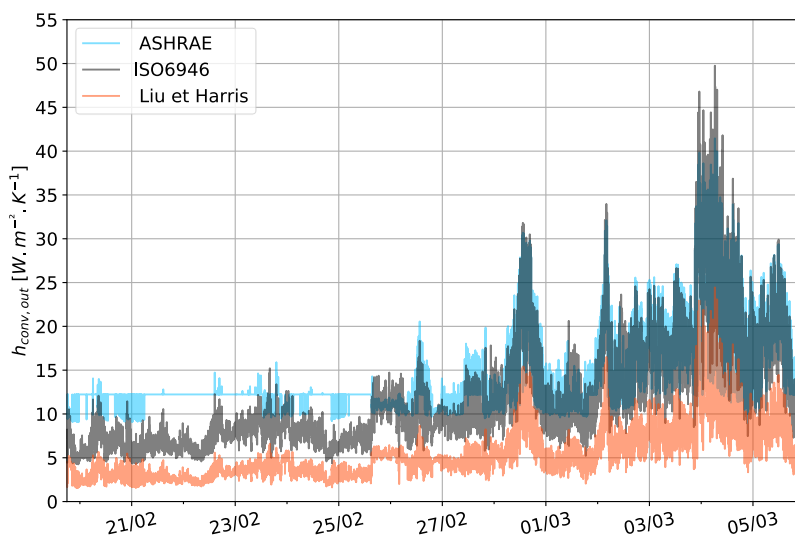


Figure 3.13 : Evolution du coefficient d'échange convectif extérieur lors de l'essai ROLBS

La corrélation choisie ici est la corrélation provenant de l'ISO 6946 (AFNOR 2017) car ses estimations sont généralement comprises entre les estimations des deux autres corrélations. Ainsi, l'erreur induite est limitée. Cette corrélation ne tient compte que de la vitesse du vent et pas de sa direction. Le calcul des *modèles FR* et *QR* sont obtenus à partir du calcul des facteurs de réponse et des fonctions de transfert, puis d'un produit de convolution entre ceux-ci et les conditions aux limites mesurées. Les facteurs de réponse et les fonctions de transfert sont fonction des paramètres du modèle, donc des propriétés de chaque matériau et des coefficients d'échange. Les propriétés des matériaux sont considérées constantes mais les coefficients d'échange varient au cours du temps. Donc, pour chaque valeur d'un coefficient d'échange, le calcul de nouveaux facteurs de réponse et fonctions de transfert est nécessaire. À la différence du coefficient d'échange intérieur, le coefficient d'échange extérieur balaie une large gamme de variation, notamment à cause de la forte variation du coefficient d'échange convectif extérieur $h_{conv,out}$, comme montré sur la Figure 3.12. Ceci implique donc un nombre important de calculs de facteurs de réponse et de fonctions de transfert. Dans ce cas, cela nécessite environ 2300 calculs.

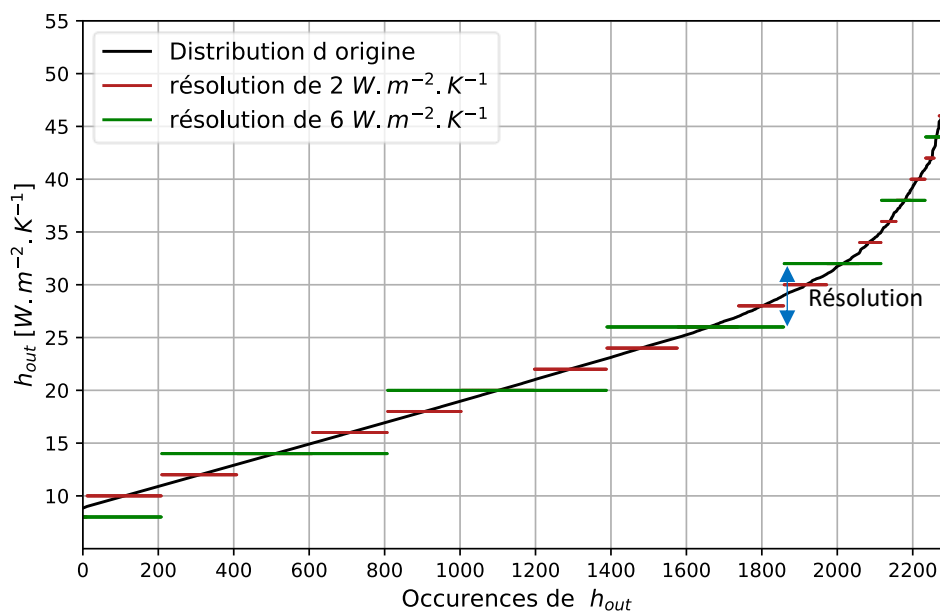


Figure 3.14 : Discretisation de h_{out}

Il est donc nécessaire de calculer les facteurs de réponse et les fonctions de transfert pour un nombre raisonnable de coefficient h_{out} compris dans sa gamme de variation. Comme montré sur la Figure 3.14, $h_{conv,out}$ varie entre 4 et 50 $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$ et $h_{LW,out}$ varie entre 4 et 6 $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$. La gamme de variation de h_{out} est donc entre 8 et 56 $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$. Celle-ci est discrétisée comme illustrée sur la Figure 3.14. Sur cette figure, la courbe noire présente les occurrences uniques de h_{out} triées de la plus petite à la plus grande valeur. Les lignes horizontales représentent les discrétisations possibles de cette distribution en petits groupes. La largeur de ces groupes est appelée la résolution de h_{out} . Plus la résolution est faible, plus la discrétisation est proche de la distribution d'origine. Les lignes rouges représentent une

discrétisation des h_{out} tenant compte d'une résolution de $2 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$. Les lignes vertes correspondent à une résolution de $6 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$.

Pour les *modèles FR* et *QR*, la résolution de h_{out} optimale doit être définie afin d'assurer une précision suffisante tout en limitant le nombre de calculs de facteurs de réponse et des fonctions de transfert. La précision de chaque modèle en fonction de la résolution de h_{out} pour la journée ensoleillée et la journée nuageuse est présentée sur la Figure 3.15.

Les deux modèles se comportent différemment bien que la précision soit meilleure pour la journée nuageuse dans les deux cas. Lors de cette journée, l'amélioration de la résolution de h_{out} a peu d'impact sur la précision des modèles, quel que soit le capteur considéré. Ceci peut être expliqué par le fait que la différence de température entre la paroi et l'extérieur est faible, contrairement à la journée ensoleillée.

Le *modèle FR* est peu impacté par la résolution de h_{out} lorsqu'elle est inférieure à $6 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ tandis qu'il faut qu'elle atteigne $2 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ pour le *modèle QR*. Aussi, dans le cas du *modèle FR*, la température la plus influencée n'est pas la température mesurée par le capteur situé à la surface S_{out} mais le capteur S_{1-2} . Ceci est dû au fait que les facteurs de réponse sont calculés en fonction de la résolution choisie de h_{out} mais sa valeur exacte est utilisée lors du calcul de $T_{s,out}$ (comme dans le calcul de $T_{s,in}$ présenté dans l'équation (3.28)). La précision du *modèle FR* est alors très bonne quelle que soit la résolution de h_{out} choisie pour le capteur S_{out} .

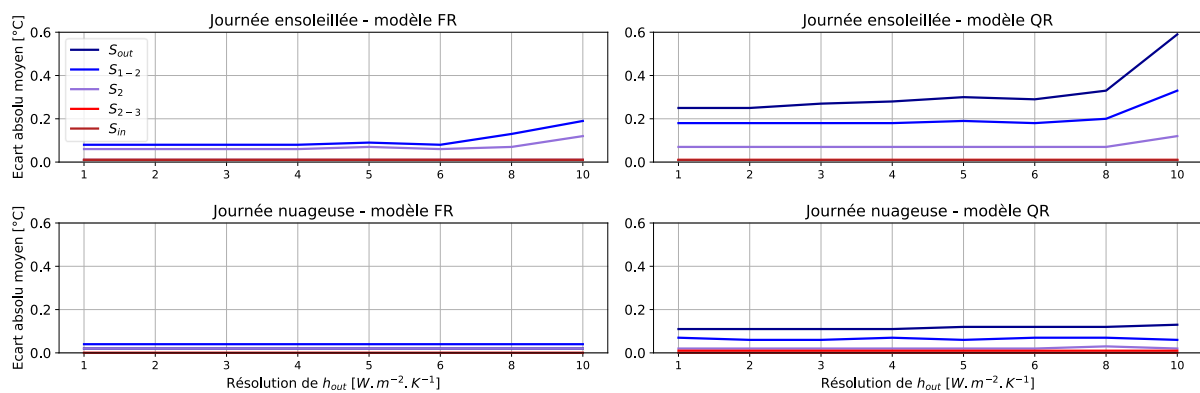


Figure 3.15 : Influence de la résolution de h_{out} sur la précision des modèles FR et QR

3.5.2.3 Troncature des facteurs de réponse et des fonctions de transfert des modèles FR et QR

Les facteurs de réponse et les fonctions de transfert sont des fonctions au profil similaire comme présenté sur la Figure 3.16.

Au bout de quelques pas de temps, la densité de flux diminue considérablement. Il n'est donc pas nécessaire de prendre en compte des quantités de chaleur infimes et donc de les calculer. C'est la raison pour laquelle on définit une limite au-delà de laquelle le facteur de réponse ou la fonction de transfert n'est plus calculée. Cette limite est appelée troncature. Elle est commune à tous les facteurs de réponse ou fonctions de transfert calculées, c'est-à-

dire, qu'elle dépend du facteur de réponse ou de la fonction de transfert qui s'amortit le plus lentement.

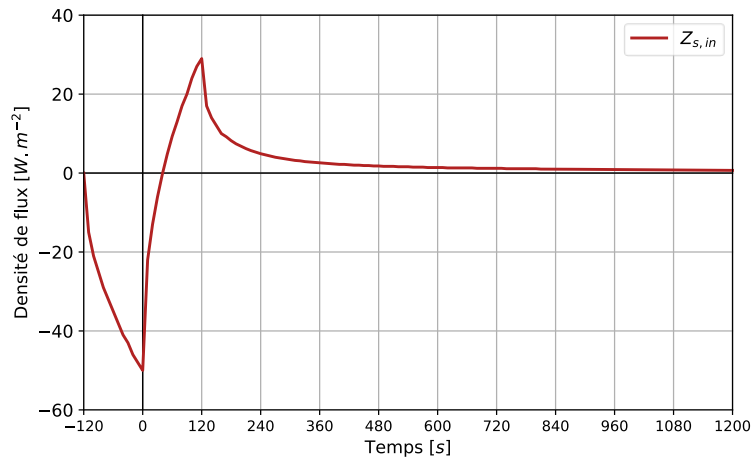


Figure 3.16 : Exemple de facteur de réponse ($Z_{s,in}$ avec sollicitation T_{in})

Comme précédemment, les écarts absolus moyens ont été calculés entre le résultat obtenu avec le modèle de référence et les modèles FR et QR pour plusieurs troncatures des facteurs de réponse et des fonctions de transfert. Les résultats sont présentés sur la Figure 3.17 (avec une échelle logarithmique).

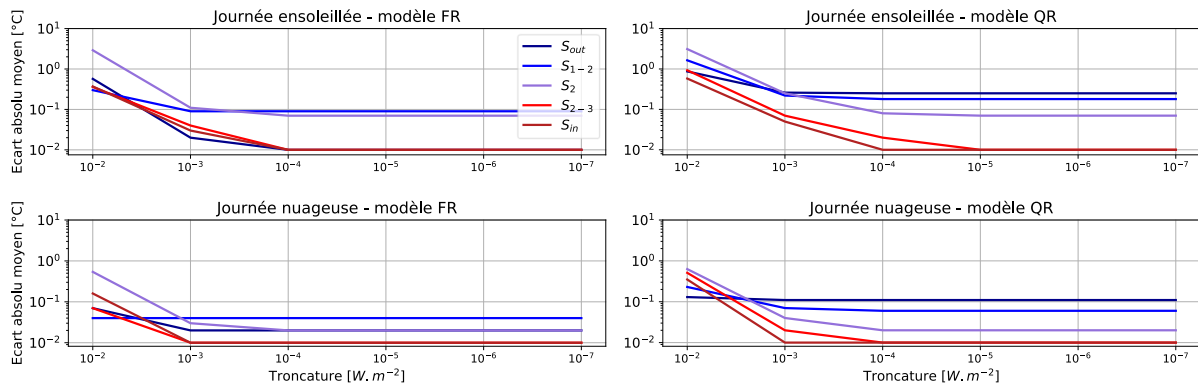


Figure 3.17 : Influence de la troncature des facteurs de réponse et des fonctions de transfert des modèles FR et QR sur la précision du modèle

On remarque que la troncature doit atteindre 10^{-4} W.m^{-2} pour le modèle FR et 10^{-5} W.m^{-2} pour le modèle QR pour que la précision maximale soit atteinte.

3.5.2.4 Choix du nombre de nœuds du modèle RC

Le modèle RC est caractérisé par le nombre de nœuds de chaque couche. Afin de définir ce nombre, plusieurs modèles ont été utilisés pour simuler l'évolution de la température dans la paroi, à l'emplacement de chaque capteur, lors de la journée ensoleillée et de la journée nuageuse. L'écart absolu moyen a été calculé pour chaque modèle et chaque capteur. Il représente l'écart entre le résultat du modèle testé et le modèle FEM de référence. Le nombre de nœuds dans chaque couche a été étudié séparément, c'est-à-dire que lorsque le nombre

de nœuds dans une couche est étudié, le nombre de nœuds dans l'autre couche est fixé à un nombre très élevé (99). De cette manière, seule l'influence du nombre de nœuds dans la couche d'intérêt est analysée. Les résultats sont présentés sur la Figure 3.18.

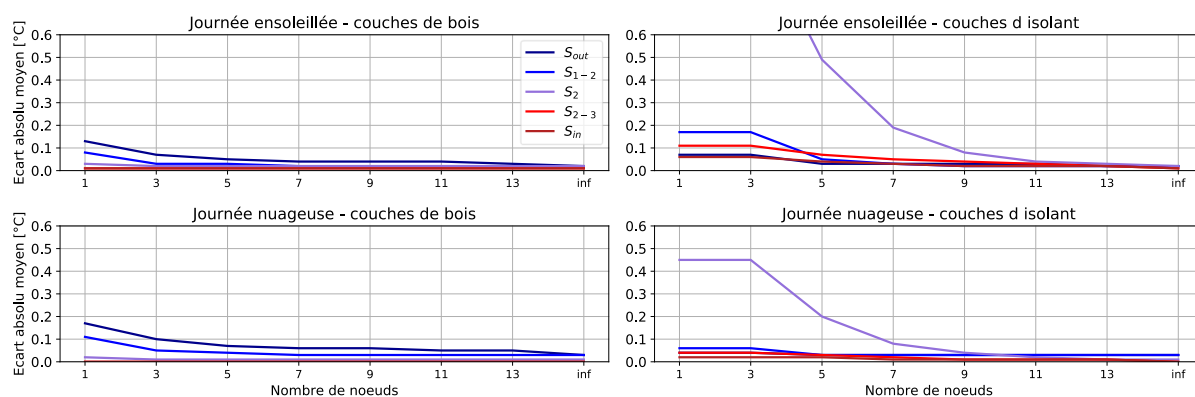


Figure 3.18 : Influence du nombre de nœuds du modèle RC sur la précision du modèle

Plus le nombre de nœuds augmente, plus l'écart absolu est faible et donc, plus le modèle reproduit correctement le comportement thermique de la façade étudiée. Il est nécessaire de définir le nombre de nœuds optimal afin de disposer d'un modèle suffisamment précis tout en conservant un temps de calcul raisonnable.

Le nombre de nœuds dans les couches de bois influence seulement les capteurs placés vers l'extérieur, c'est-à-dire, les capteurs S_{out} et S_{1-2} . À partir de 5 nœuds, l'augmentation du nombre de nœuds dans cette couche n'influence presque plus la précision du modèle lors de la journée ensoleillée et lors de la journée nuageuse. Au contraire, pour le nombre de nœuds dans la couche d'isolant, l'amélioration de la précision est visible jusqu'à 11 nœuds.

Il est donc décidé d'étudier un modèle comportant 5 nœuds dans les couches de bois et 11 nœuds dans les couches d'isolant. Ce modèle est appelé le *modèle 24R21C*.

3.5.2.5 Validation des modèles

Les *modèles 24R21C*, *FR* et *QR* dont les paramètres sont détaillés précédemment sont validés dans cette partie. La validation consiste à calculer les écarts absolus moyens entre le résultat du modèle de référence et les modèles *24R21C*, *FR* et *QR* comme présentés dans la partie précédente. Les résultats de ces calculs pour les journées ensoleillée et nuageuse sont présentés sur la Figure 3.19. Ces résultats concernent les conditions aux limites de type *CLE1* et *CLI1*. Les résultats sont similaires si on applique les conditions aux limites de type *CLE2* (pour les capteurs S_2 , S_{2-3} and S_{in}).

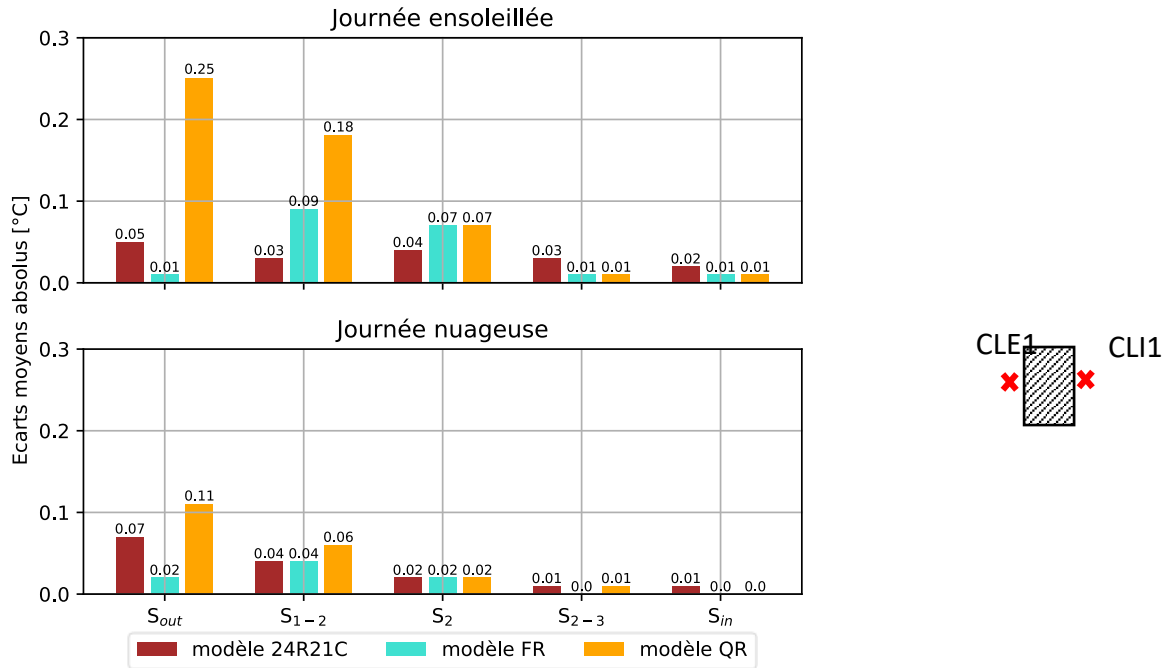


Figure 3.19 : Comparaison des modèles 24R21C, FR et QR au modèle de référence

Tous les modèles ont des résultats similaires à part le *modèle QR* qui a une précision plus faible pour les capteurs situés vers l'extérieur, notamment pendant la journée ensoleillée. La précision est généralement meilleure pour les capteurs S_2 , S_{2-3} et S_{in} que pour les capteurs S_{out} et S_{1-2} . Ceci est probablement dû à la façon de décomposer les fonctions T_{out} et T_{in} en fonctions élémentaires. Dans le *modèle QR*, les fonctions sont décomposées en une somme d'échelons de durée Δt alors que dans le *modèle FR*, les fonctions sont décomposées en une somme de fonctions triangulaires de base $2\Delta t$. Dans la mesure où T_{in} fluctue peu, les deux méthodes de décomposition donnent le même résultat ce qui peut expliquer la meilleure précision pour le calcul de la température mesurée à l'emplacement du capteur S_{in} que S_{out} . De plus, ceci peut être constaté en réalisant une comparaison entre les résultats des journées ensoleillée et nuageuse. Dans le cas de la journée nuageuse, la température extérieure T_{out} varie moins puisque T_b et $T_{air,out}$ sont quasi-constantes et que le rayonnement solaire Q_{sol} est faible. Ainsi, les écarts moyens absolus sont plus faibles dans le cas de la journée nuageuse que dans le cas de la journée ensoleillée. Pour les capteurs placés aux interfaces, l'inertie des matériaux permet d'obtenir des écarts plus faibles. L'écart calculé pour la température du capteur S_{out} est propagé aux autres capteurs (S_{1-2} et S_2).

3.5.3 Technique d'identification

3.5.3.1 Principe de la méthode

Le principe de la méthode inverse est illustré sur la Figure 3.20. D'un côté, les données expérimentales (mesurées ou simulées) T^{mes} sont disponibles et de l'autre, les températures calculées par les modèles réduits, notées T^{mod} sont générées.

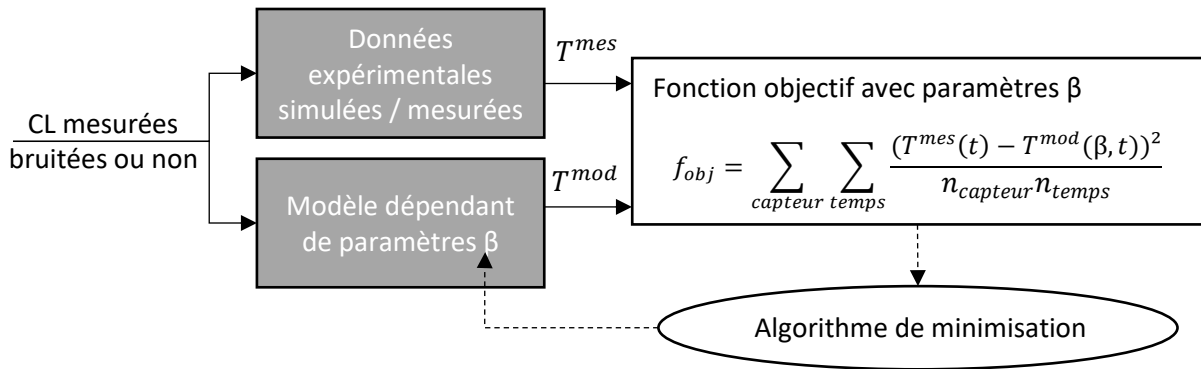


Figure 3.20 : Principe de la méthode inverse, adaptée de Petit et Maillet (Petit et Maillet 2008a)

L'objectif est de trouver les valeurs des paramètres physiques notés β , paramètres d'entrée des modèles, telles que les températures calculées par les modèles réduits soient aussi proches que possible des températures mesurées expérimentalement ou simulées. La méthode inverse consiste donc à minimiser la fonction objectif définie dans la Figure 3.20. L'algorithme de Nelder et Mead (1965) a été utilisé pour minimiser cette fonction. Dans le but d'éviter de converger vers un minimum local, plusieurs valeurs initiales sont utilisées.

L'objectif est donc d'estimer les paramètres physiques (λ et $\rho.c$) de chaque couche et ainsi, calculer les valeurs de R et C de la façade grâce aux équations (1.1) et (1.3).

3.5.3.2 Calcul des incertitudes

Selon Petit et Maillet (2008b), l'erreur d'estimation peut être décomposée en 6 composantes. Concernant la partie expérimentale, il y a les erreurs dues au bruit de mesure et aux lois d'étalonnage choisies par l'expérimentateur. Le problème direct induit des erreurs à cause des hypothèses de modélisation, notamment l'absence de modélisation de certains phénomènes physiques, et du choix du modèle. Enfin, l'inversion apporte une erreur par la définition de paramètres supposés connus et l'algorithme d'inversion. Dans cette étude, les incertitudes dues à ces erreurs sont prises en compte en deux étapes : les erreurs dues à la modélisation et à la méthode inverse sont étudiées dans un premier temps, puis les incertitudes dues à l'expérience sont calculées.

La première source d'erreur est estimée à partir d'une identification où les températures T^{mes} sont obtenues en utilisant le modèle de référence et les conditions aux limites mesurées, comme montré sur la Figure 3.9. Ces données sont appelées « données simulées sans bruit ». Dans la mesure où les données théoriques de R et de C sont connues pour la paroi simulée par le modèle de référence, l'écart entre les valeurs théoriques et les valeurs estimées par les modèles réduits constituent l'incertitude due à la méthode inverse et à la modélisation.

Pour estimer l'incertitude due à la mesure des conditions aux limites, une identification a été réalisée où les températures T^{mes} sont obtenues en utilisant le modèle de référence et les conditions aux limites mesurées auxquelles un bruit blanc est ajouté. Ces données sont

appelées « données simulées avec bruit ». Le bruit dépend de la qualité de la mesure de chaque condition aux limites (T_{out} , T_{in} , T_b , Q_{SW}) et des coefficients d'échange (h_{out} , h_{in}). Les paramètres α_{SW} et α_{LW} varient dans une gamme selon leur incertitude définie dans la Partie 2.3.1.

Les écarts-types du bruit blanc ajouté aux conditions aux limites sont renseignés dans le Tableau 3.3. Ces valeurs proviennent soit de l'étalonnage, soit d'un calcul de propagation d'incertitudes, soit de la documentation des fabricants ou d'un article. L'écart-type appliqué au coefficient d'échange convectif extérieur provient d'un calcul basé sur l'écart moyen entre la corrélation choisie et les autres corrélations existantes (définies dans la Partie 3.3.2).

Plus de 50 identifications sont réalisées pour chaque modèle avec un bruit généré aléatoirement avec les conditions limites extérieures de type *CLE1* ou de type *CLE2*. L'incertitude due à la mesure aux conditions aux limites est égale à deux fois l'écart-type de la distribution des 50 résultats. De cette façon, 95 % des estimations sont incluses.

L'incertitude totale est calculée comme la somme de l'incertitude due à la méthode inverse et aux modèles et de l'incertitude due à la mesure des conditions aux limites.

Tableau 3.3 : Ecart-type du bruit appliqué à la modélisation des conditions aux limites

Variable	2*écarts-types	Source
$T_{air,out}$	0,15°C	Etalonnage & Propagation d'incertitudes
T_b	0,7°C	Propagation d'incertitudes
T_{in}	0,15°C	Etalonnage & Propagation d'incertitudes
Q_{sol}	3 W.m ⁻²	Documentation du fabricant
$h_{conv,out}$	7 W.m ⁻² .K ⁻¹	Estimation à partir des différentes corrélations
$h_{conv,in}$	0,5 W.m ⁻² .K ⁻¹	(Peeters, Beausoleil-Morrison, et Novoselac 2011) (Awbi et Hatton 1999)
$h_{LW,in}$	0,15 W.m ⁻² .K ⁻¹	Propagation d'incertitudes

3.5.4 Résultats

Tout d'abord, la méthode inverse décrite ci-dessus est appliquée aux données simulées sans bruit et avec bruit afin de déterminer les deux incertitudes définies précédemment en utilisant les conditions aux limites *CLE1* et *CLE2*. Ensuite, la méthode d'identification est appliquée aux données expérimentales mesurées et la résistance et la capacité thermique de la façade opaque sont estimées.

3.5.4.1 Application aux données simulées avec les conditions CLE1

Influence des coefficients de transfert et des absorptivités

Comme indiqué dans l'article de Peeters, Beausoleil-Morrison, et Novoselac (2011) et celui d'Evangelisti et al. (2016), les coefficients de transfert thermique peuvent varier en fonction de la corrélation choisie. La précision des coefficients est également influencée par l'incertitude de mesure. Il est donc essentiel de s'assurer que l'incertitude sur les coefficients de transfert n'a pas un impact trop important sur la sortie des modèles, c'est-à-dire sur les températures calculées.

Compte tenu des incertitudes définies ci-dessus, il est possible de calculer l'influence de la variation de chaque coefficient de transfert de chaleur pendant une journée ensoleillée et une journée nuageuse sur les sorties des modèles réduits, comme le montre la Figure 3.11. Cette influence est mesurée en calculant la différence entre les températures calculées par le modèle lorsque le paramètre est égal à sa limite supérieure et les températures calculées par le modèle lorsque le paramètre est égal à sa limite inférieure. Le résultat du *modèle 24R21C* est représenté sur la Figure 3.21. Les mêmes résultats ont été obtenus avec le *modèle FR* et le *modèle QR*.

La Figure 3.21 montre que les capteurs S_{out} et S_{1-2} sont très sensibles aux variations de α_{SW} et $h_{conv,out}$ pendant les journées ensoleillée et nuageuse. Il est préférable de rejeter les résultats des capteurs S_{out} et S_{1-2} car α_{SW} et $h_{conv,out}$ ne peuvent être connus avec une grande précision. Cette incertitude aurait pu avoir un impact négatif sur l'identification. Le capteur S_2 semble également sensible pendant la journée ensoleillée.

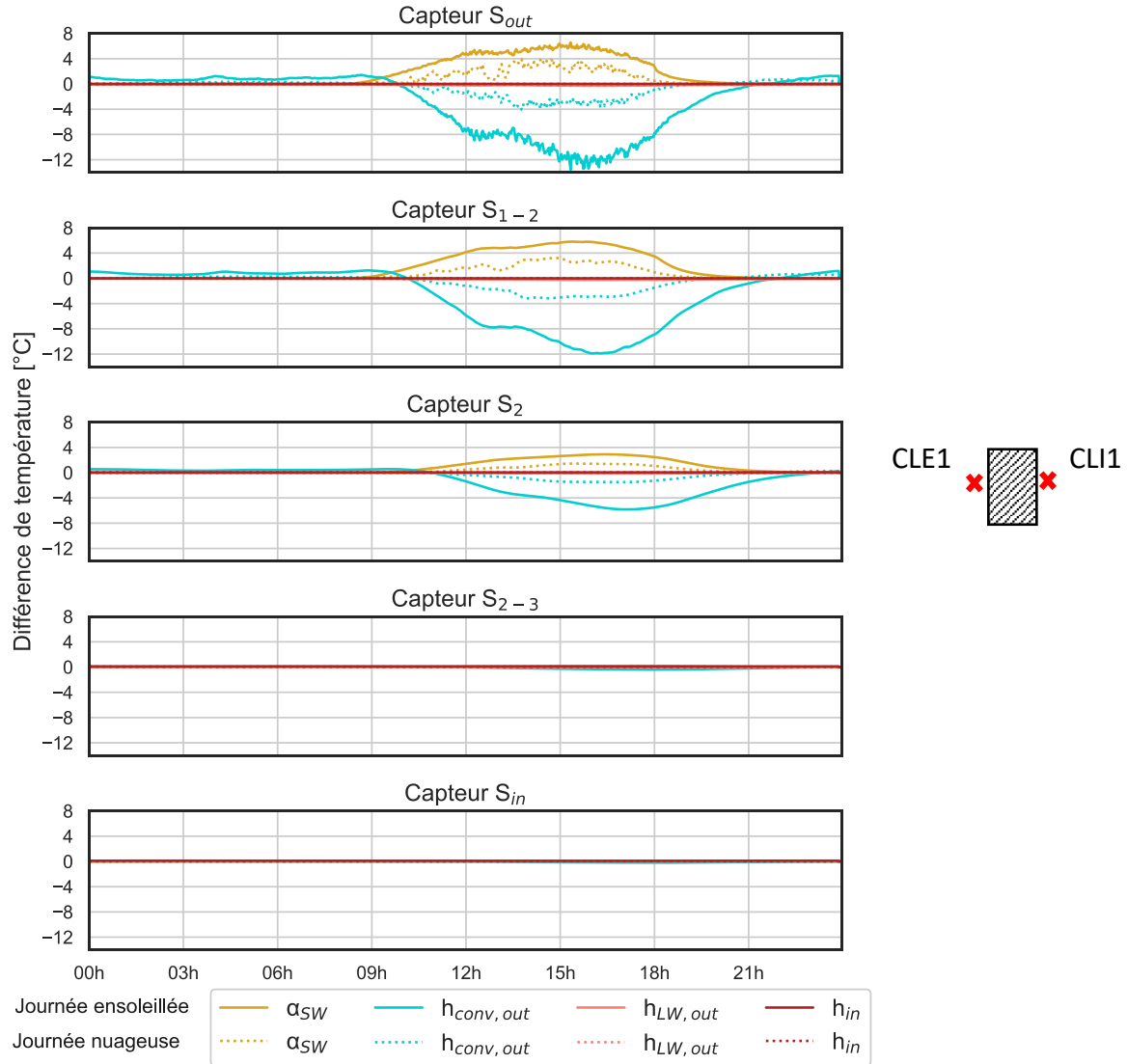


Figure 3.21 : Etude de l'impact de la variation des coefficients de transfert et des absorptivités sur les sorties du modèle 24R21C pendant les journées ensoleillée et nuageuse

Sensibilité aux paramètres à identifier

Une analyse de sensibilité a été réalisée pour étudier la variation de la réponse des capteurs concernant la variation de paramètres physiques inconnus λ et $\rho.c$ de chaque couche. Cette analyse fournit des informations sur la possibilité d'estimer tous les paramètres en même temps. Les sensibilités réduites S^* sont calculées selon Remy et Degiovanni (2005) :

$$S_i^*(t, \beta) = \beta_i \frac{\partial T_k}{\partial \beta_i}(t, \beta) = \bar{\beta}_i \frac{T_k(t, \beta, \beta_i^+) - T_k(t, \beta, \beta_i^-)}{\beta_i^+ - \beta_i^-} \quad (3.29)$$

où β_i est le paramètre d'intérêt et $\bar{\beta}_i$, β_i^+ and β_i^- sa moyenne, sa valeur minimale et maximale

Les variations des propriétés du polyuréthane (PUR) et du bois (ρl) ($\lambda_{\rho l}$, λ_{PUR} , $(\rho.c)_{\rho l}$ et $(\rho.c)_{PUR}$) ont été étudiées. Les sensibilités réduites en fonction du temps sont représentées sur

la Figure 3.22 pour le modèle 24R21C pendant les journées nuageuse et ensoleillée. Les résultats obtenus pour le modèle FR et pour le modèle QR sont similaires puisque tous les modèles sont basés sur l'équation (3.12).

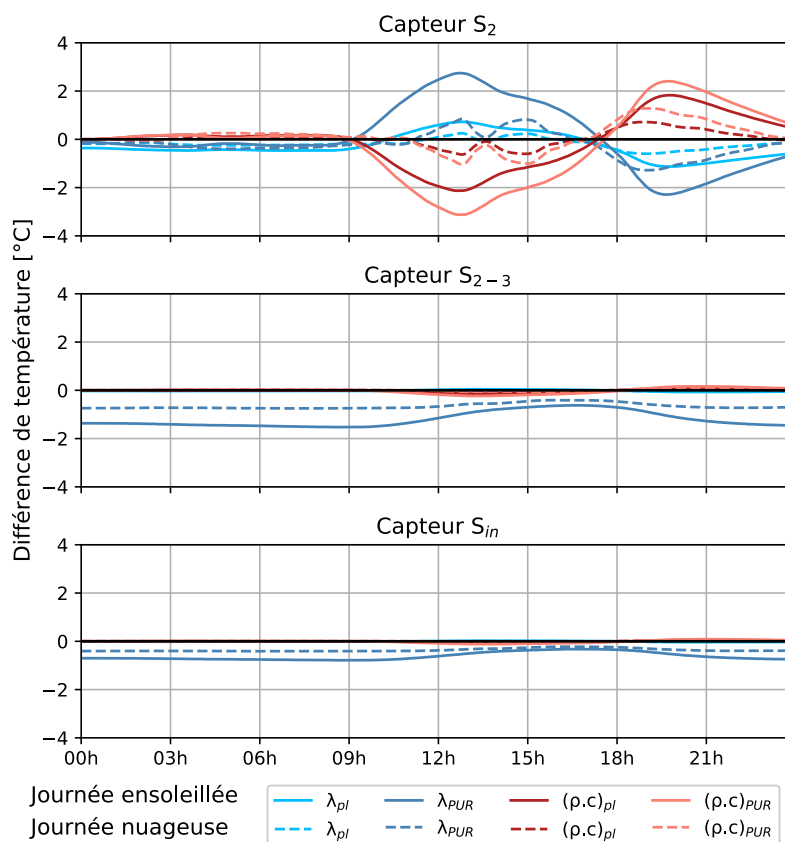


Figure 3.22 : Etude de sensibilité des paramètres à estimer pour le modèle 24R21C pendant les journées ensoleillée et nuageuse

Il est constaté que les sensibilités réduites des quatre propriétés thermiques sont élevées pour le capteur S₂. La température mesurée à l'emplacement du capteur S₂₋₃ n'est sensible qu'au paramètre λ_{PUR} . Les journées ensoleillées semblent être les plus appropriées pour l'identification des paramètres puisque la paroi est plus sollicitée thermiquement grâce au rayonnement solaire. Dans ces conditions, l'influence des paramètres tels que l'absorptivité courte longueur d'onde α_{SW} et le coefficient d'échange convectif extérieur $h_{conv,out}$ est plus importante (voir Figure 3.21). L'ensemble de données pour l'identification devrait donc contenir les journées ensoleillées pour identifier les valeurs R et C.

Le capteur S_{in} ne peut pas être considéré comme un emplacement de capteur pertinent puisque la sensibilité aux paramètres est plutôt faible. De plus, la mesure des températures de surface est plus difficile et comporte une plus grande incertitude expérimentale que la température à l'intérieur des parois. La différence de température entre l'air et la surface des murs est si faible qu'elle est proche de l'incertitude de mesure ($\pm 0,15^\circ\text{C}$) la plupart du temps. Par conséquent, seuls les capteurs S₂ et S₂₋₃ sont sélectionnés pour l'identification.

On peut remarquer sur la Figure 3.22 que certains paramètres peuvent être corrélés. Cette hypothèse est corroborée par l'étude de la matrice de corrélation des deux capteurs S_2 et S_{2-3} (en utilisant un vecteur colonne des sensibilités comme défini par Petit et Maillet (2008a) sur tout le jeu de données. La matrice est présentée dans le Tableau 3.4. Tous les paramètres ne peuvent pas être estimés en même temps puisque $(\rho.c)_{pl}$ et $(\rho.c)_{PUR}$ sont fortement corrélés.

Tableau 3.4: Matrice de corrélation

	λ_{pl}	λ_{PUR}	$(\rho.c)_{pl}$	$(\rho.c)_{PUR}$
λ_{pl}	1	-0,24	0,24	-0,03
λ_{PUR}		1	-0,05	0,16
$(\rho.c)_{pl}$			1	-0,95
$(\rho.c)_{PUR}$				1

Toutefois, 96 % de la résistance thermique de la paroi, R , est due aux propriétés isolantes de la couche de polyuréthane (λ_{PUR}) et 90 % de la capacité thermique, C , est due à la capacité des couches de contreplaqué $(\rho.c)_{pl}$. L'identification portera donc sur λ_{PUR} et $(\rho.c)_{pl}$. λ_{pl} et $(\rho.c)_{PUR}$ sont supposés être égaux à la valeur théorique définie dans la Partie 2.3.1 puisqu'une erreur sur ces valeurs aurait peu d'impact sur les valeurs R et C estimées.

Identification avec les données simulées et les conditions aux limites CLE1

Dans cette partie, les valeurs de T^{mes} du processus d'identification sont des données simulées générées par le modèle de référence tenant compte de conditions aux limites bruitées ou non. Les conditions limites de ce test sont les conditions limites CLE1 (voir Figure 3.3). L'identification a été appliquée sur les capteurs S_2 et S_{2-3} . Les valeurs R et C ont été calculées en estimant en même temps λ_{PUR} et $(\rho.c)_{pl}$.

La précision de la technique d'identification utilisant chaque modèle réduit a été évaluée en comparant les différences entre les valeurs identifiées et les valeurs théoriques R et C (voir la Partie 3.1.2). La Figure 3.23 montre le résultat de l'identification des caractéristiques thermiques du mur avec et sans bruit selon le *modèle 24R21C*, le *modèle QR* et le *modèle FR*.

En ce qui concerne l'identification appliquée aux données simulées sans bruit, tous les modèles ont des résultats similaires : les valeurs C sont estimées avec précision ($\pm 1\%$) tandis que les valeurs R sont légèrement surestimées (environ $+0,1 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$ ou $+2\%$ d'erreur). En appliquant le bruit et en utilisant le *modèle QR*, l'algorithme de minimisation ne converge pas. Le grand manque de précision des températures calculées liées aux conditions aux limites extérieures comme indiqué dans la Partie 3.5.2.5 peut expliquer la difficulté à converger avec les conditions aux limites bruitées. En ce qui concerne le *modèle 24R21C* et le *modèle FR*, la différence entre la résistance identifiée et la valeur théorique est généralement de $\pm 0,25 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$ mais des valeurs extrêmes apparaissent. Elle peut atteindre $-0,8 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$ ou -16% d'erreur. En ce qui concerne les capacités, les résultats sont encore plus mauvais. La

différence est de $\pm 15 \text{ kJ.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ ou 30 % d'erreur et peut atteindre 75 % d'erreur avec les deux modèles.

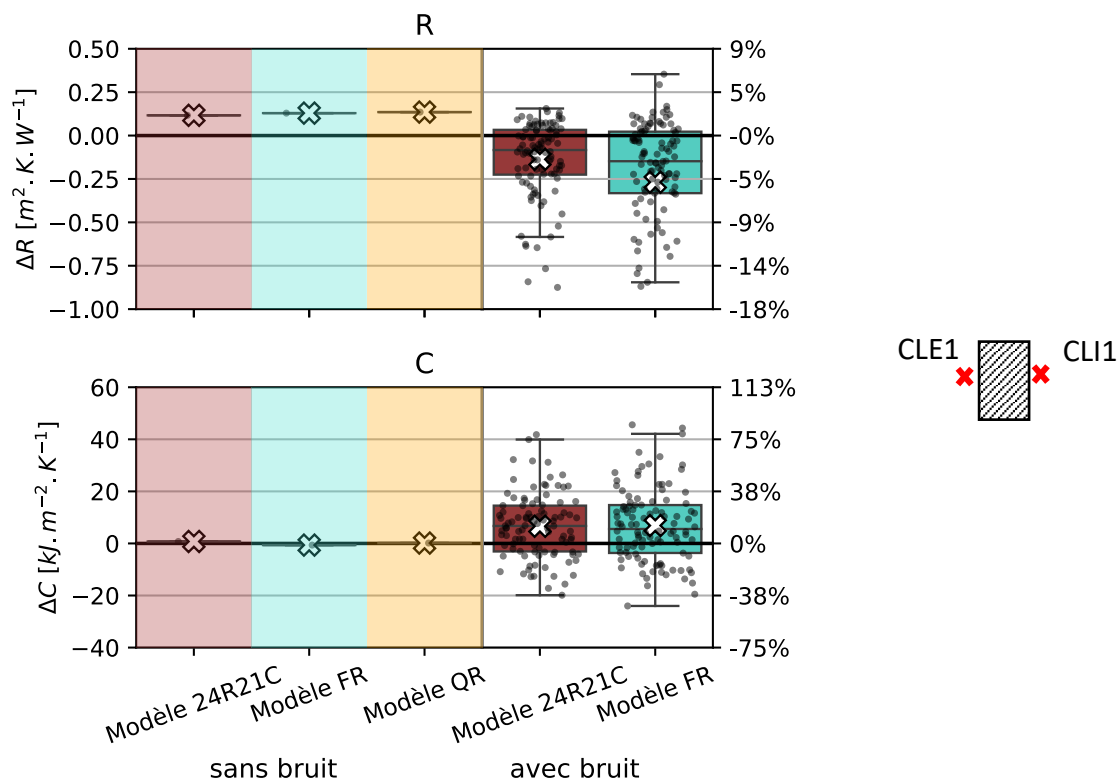


Figure 3.23 : Estimation des R et C – Conditions CLE1 – Avec et sans bruit

L'incertitude totale peut être calculée. Les incertitudes pour le *modèle 24R21C* sont de $\pm 0,6 \text{ m}^2.\text{K.W}^{-1}$ (10 % d'erreur) pour les valeurs R et de $\pm 25 \text{ kJ.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ (47 % d'erreur) pour les valeurs C. Les incertitudes pour le *modèle FR* sont de $\pm 1,3 \text{ m}^2.\text{K.W}^{-1}$ (erreur de 24 %) pour les valeurs R et de $\pm 29 \text{ kJ.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ (erreur de 55 %) pour les valeurs C. L'incertitude pour le *modèle QR* ne peut pas être calculée dans ce cas.

L'identification à partir de la mesure des conditions limites extérieures apparaît difficile à cause des incertitudes de la mesure des conditions limites et des coefficients d'échange. Ces incertitudes sont trop grandes dans cette expérience. Dans la partie suivante, une méthode est proposée pour estimer les caractéristiques thermiques de la façade tout en limitant l'incertitude de l'estimation.

3.5.4.2 Application aux données simulées avec les conditions CLE2

Dans cette partie, les conditions aux limites considérées sont de type CLE2 et CLI1 comme indiqué dans la Figure 3.3. Après avoir vérifié la grande sensibilité des modèles aux paramètres à estimer (voir Figure 3.22) et l'absence d'influence du coefficient de transfert thermique intérieur (voir Figure 3.21), la même méthodologie que celle utilisée avec les conditions aux limites CLE1 dans la Partie 3.5.4.1 a été appliquée pour évaluer la robustesse

de l'identification. L'identification a été appliquée sur les capteurs S_2 et S_{2-3} . Les valeurs R et C ont été calculées en même temps en estimant λ_{PUR} et $(\rho.c)_{pl}$.

La Figure 3.24 montre le résultat de l'identification des caractéristiques thermiques du mur avec et sans bruit selon le *modèle 24R21C*, le *modèle FR* et le *modèle QR* et les conditions limites *CLE2* et *CLI1*.

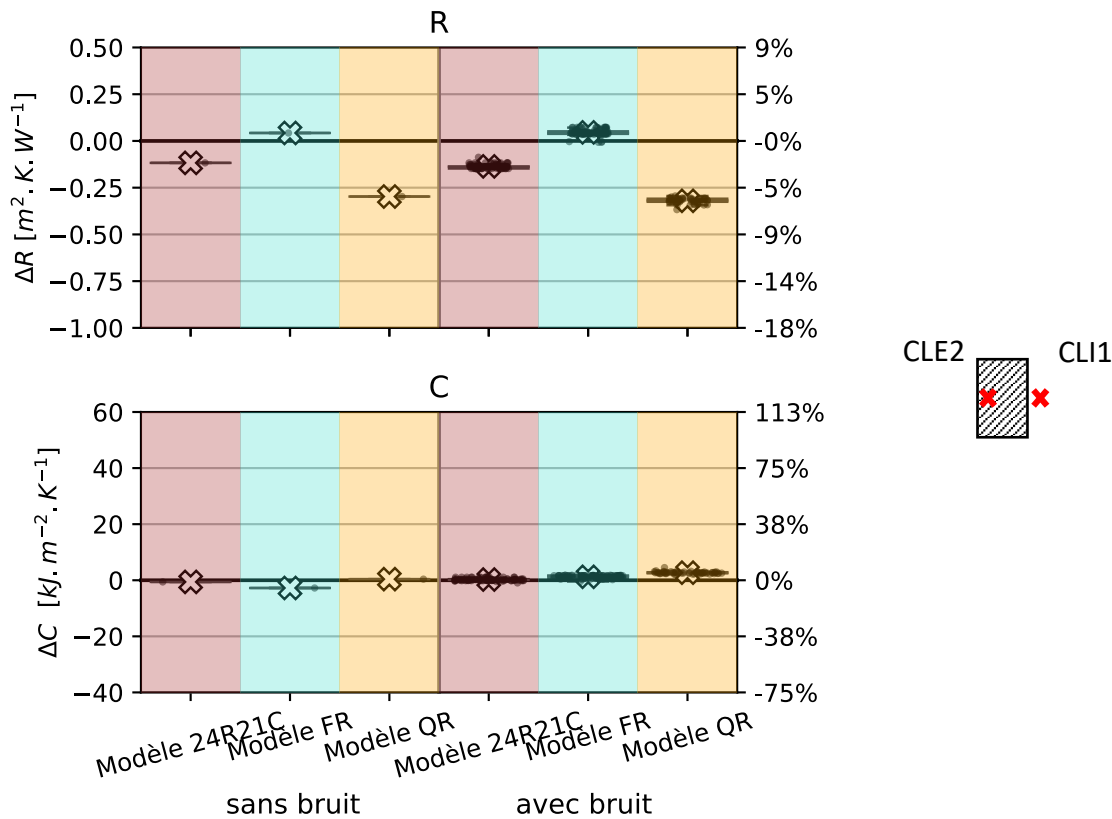


Figure 3.24 : Estimation des R et C – Conditions *CLE2* – Avec et sans bruit

En ce qui concerne l'identification appliquée aux données simulées sans bruit et au *modèle 24R21C*, la valeur R est légèrement sous-estimée de 2 % et la valeur C est estimée avec précision (+ 1 %). La valeur R est bien estimée (+ 1 %) et la valeur C est sous-estimée de 5 % en utilisant le *modèle FR*. En ce qui concerne les résultats du *modèle QR*, la valeur R est sous-estimée de 6 % et la valeur C est estimée correctement. En appliquant le bruit, la différence entre la résistance identifiée et la valeur théorique est d'environ $-0,1 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$ pour le *modèle 24R21C*, et $+0,05 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$ pour le *modèle FR* et $-0,3 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$ pour le *modèle QR*. En ce qui concerne les capacités, la différence est plutôt faible (inférieure à $2,5 \text{ kJ}.\text{m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ ou une erreur de 5 %) pour tous les modèles.

Les incertitudes pour le *modèle 24R21C* sont de $\pm 0,15 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$ (3 % d'erreur) pour R et de $\pm 1,5 \text{ kJ}.\text{m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ (3 % d'erreur) pour C . Les incertitudes pour le *modèle FR* sont de $\pm 0,1 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$ (erreur de 1 %) pour les valeurs R et de $\pm 3,7 \text{ kJ}.\text{m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ (erreur de 7 %) pour les valeurs C . L'incertitude pour le *modèle QR* est de $\pm 0,3 \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$ (6 % d'erreur) pour les valeurs R et de $\pm 1 \text{ kJ}.\text{m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ (2 % d'erreur) pour les valeurs C .

L'utilisation des conditions aux limites *CLE2* améliore donc considérablement la précision de l'estimation des valeurs *R* et *C*, quel que soit le modèle considéré.

3.5.4.3 Récapitulatif des incertitudes liées au choix des conditions aux limites

La Figure 3.25 présente de manière synthétique les calculs des incertitudes présentés ci-dessus. Ces incertitudes sont décomposées en deux : les incertitudes dues à la modélisation et à la méthode inverse et les incertitudes expérimentales (celles dues à la mesure des conditions aux limites).

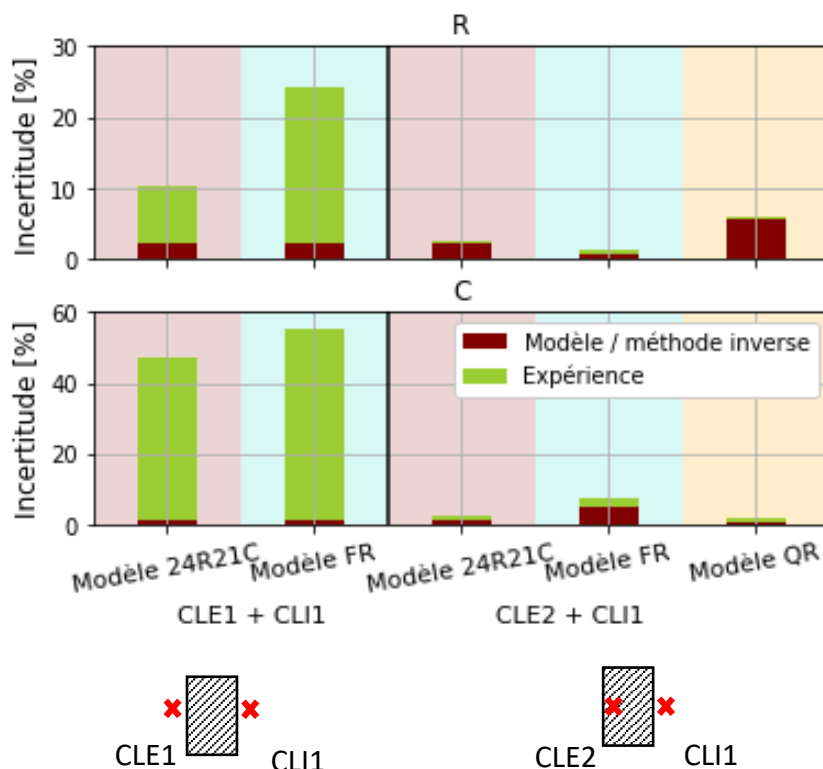


Figure 3.25 : Incertitudes dues aux modèles, à la méthode inverse et aux conditions expérimentales selon les modèles réduits et les conditions aux limites considérées

Les incertitudes dues à la modélisation et à la méthode inverses sont de l'ordre de quelques pourcents. La différence est liée aux conditions aux limites prises en compte. En effet, les incertitudes liées aux conditions *CLE1* et *CLI1* sont très supérieures à celles calculées dans le cas des conditions *CLE2* et *CLI1*. Dans le premier cas, ces incertitudes représentent plusieurs dizaines de pourcents. Dans le second cas, leur contribution est minime.

3.5.4.4 Application aux données mesurées

Il est nécessaire de valider la méthodologie détaillée dans cette partie au cas d'étude réel en utilisant les mesures réalisées par les capteurs installés à l'intérieur de la façade. De cette façon, les modèles simplifiés peuvent être validés, ainsi que la méthode de prise en compte des conditions aux limites. Pour cela, les caractéristiques de la façade opaque ont été estimées. Les résultats de l'identification sont présentés à la Figure 3.26. La zone grise

représente la zone des valeurs théoriques avec les incertitudes définies dans la Partie 3.1.2. Les rectangles en couleurs claires représentent les zones des valeurs R et C estimées avec les conditions limites $CLE1$ et en couleurs foncées les zones des valeurs R et C estimées avec les conditions limites $CLE2$.

On peut remarquer que les résultats avec les $CLE1$ sont de grandes zones puisque les incertitudes sont très grandes dans ce cas. De plus, la valeur R est significativement surestimée avec le modèle 24R21C. La zone liée au modèle FR chevauche partiellement la zone théorique.

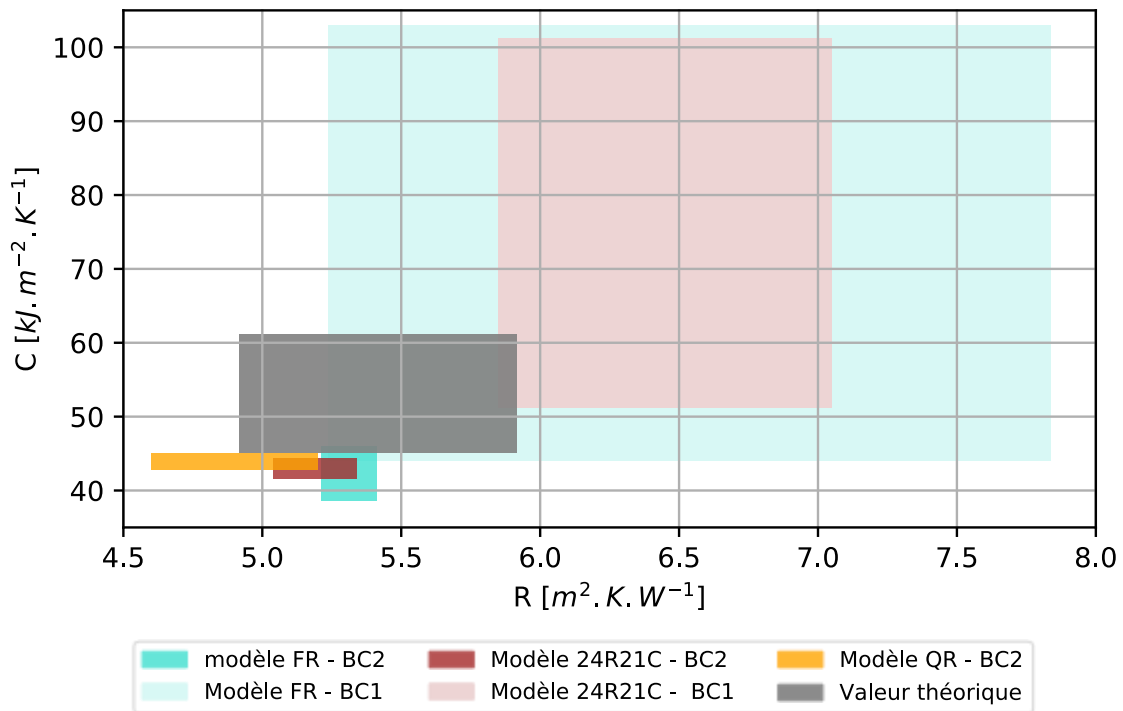


Figure 3.26 : Estimation des R et C – Données mesurées

Les zones correspondant aux conditions limites $CLE2$ sont plus petites et plus proches de la zone théorique. Les zones correspondant aux trois modèles sont proches les unes des autres. Les capacités estimées sont légèrement inférieures à la capacité théorique. En tenant compte des résultats obtenus avec les trois modèles et les conditions limites $CLE2$, on peut conclure que la capacité se situe entre 43 et 45 $\text{kJ.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$. La résistance peut être estimée entre 5,05 et 5,4 $\text{m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$ selon tous les modèles.

En comparaison avec les autres modèles, le modèle QR évalue la capacité avec une faible incertitude et la résistance avec une incertitude élevée. Le modèle FR montre un comportement totalement opposé. Le modèle 24R21C a des incertitudes intermédiaires.

Afin de vérifier que les modèles reproduisent correctement le comportement thermique de la façade, la partie validation du jeu de données a été utilisée (voir Figure 3.9). La Figure 3.27 montre les températures mesurées par les capteurs S_2 et S_{2-3} ainsi que la température estimée par les modèles et leurs résidus. Les résidus sont faibles. Il peut donc être conclu que les modèles reproduisent correctement le comportement thermique de la paroi.

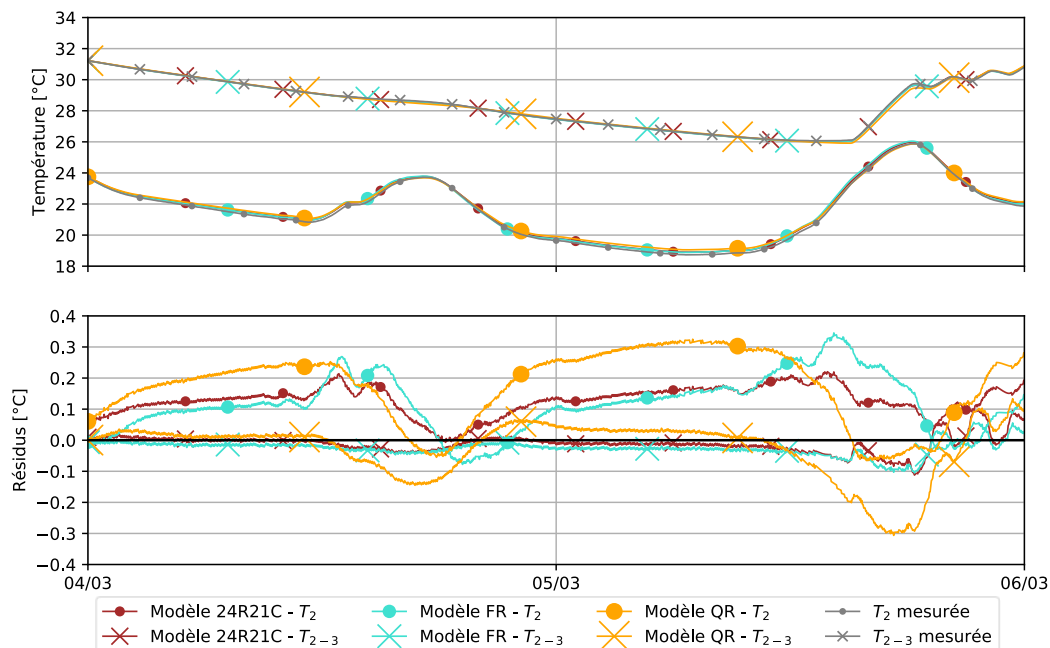


Figure 3.27 : Températures mesurées dans la paroi et estimées par les modèles réduits et les résidus

3.5.5 Conclusions

Dans cette partie, l'estimation des résistances et capacités thermiques de la façade opaque a été réalisée par identification à l'aide de capteurs placés dans le mur et de plusieurs modèles : un modèle Résistance-Capacité, un modèle Facteurs de réponse et un modèle Quadripôle.

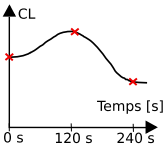
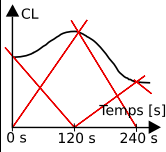
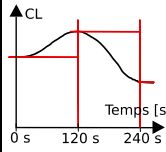
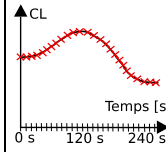
Une analyse de sensibilité a été réalisée dans le but de rejeter les capteurs trop sensibles à des paramètres définis avec une faible précision, tels que le coefficient d'échange convectif extérieur et l'absorptivité courte longueur d'onde. Seuls deux capteurs sur cinq ont finalement été utiles. Concernant les paramètres à estimer, leur corrélation ne permettait pas de les estimer tous en même temps. Cependant, cela n'était pas nécessaire puisque la résistance et la capacité thermique de la façade sont dominées par les propriétés d'une seule couche. La capacité est due à la couche de bois et la résistance est due à la conductivité de la couche d'isolant. En d'autres termes, l'estimation de la conductivité de la couche d'isolation et la capacité thermique spécifique de la couche de bois suffisent pour évaluer les caractéristiques thermiques de la façade.

L'estimation des paramètres a été réalisée avec deux types de conditions limites : soit les conditions limites extérieures (température de l'air, température de brillance et rayonnement solaire), soit la température mesurée à quelques centimètres sous la surface extérieure du mur. L'incertitude sur les conditions aux limites extérieures est si grande que l'incertitude sur l'estimation des paramètres est très importante, voire impossible lorsque l'algorithme ne converge pas. Dans ce cas, l'utilisation d'un capteur intrusif pour la mesure des

conditions aux limites est nécessaire. Cela réduit considérablement l'incertitude de l'estimation. Compte tenu des résultats de tous les modèles, l'estimation de la résistance se situe dans la plage de variation définie à partir des valeurs théoriques. La capacité estimée est légèrement inférieure à la valeur théorique pour tous les modèles.

Les différences entre les modèles sont indiquées dans le Tableau 3.5, que ce soit par rapport aux paramètres de modélisation ou aux résultats d'identification.

Tableau 3.5 : Comparaison des modèles

Paramètre		RC	FR	QR	Référence	
Modélisation	Espace	Nombre de nœuds	21	-	-	28
	Temps	Conditions aux limites				
		Pas de temps	120 s	120 s	120 s	10 s
		Résolution h_{out} [W.m ⁻² .K ⁻¹]	0,01	2	5	0,01
		Troncature [W.m ⁻²]	-	10 ⁻⁶	10 ⁻⁶	-
Résultat identification	CLE1	R	± 10 %	± 24 %	X	
		C	± 47 %	± 55 %		
	CLE2	R	± 3 %	± 1 %	± 6 %	
		C	± 5 %	± 7 %	± 2 %	

Les principales différences entre les modèles sont la discrétisation du temps et de l'espace, la manière dont les conditions limites sont prises en compte, la résolution du coefficient d'échange extérieur h_{out} et la troncature des fonctions de transfert / facteurs de réponse pour les modèles *FR* et *QR*. Cela implique certaines divergences dans les résultats de l'identification. Dans le tableau, les incertitudes supérieures à 10 % sont en rouge, celles comprises entre 3 et 9 % sont en orange et celles inférieures à 2 % sont en vert. Il est montré que lorsque les conditions limites *CLE1* sont choisies, l'algorithme de minimisation ne converge pas avec le modèle *QR*. Pour les modèles *RC* et *FR*, il converge mais les incertitudes sont si importantes que ses résultats sont inutilisables. Lorsque l'on considère les conditions limites *CLE2*, tous les modèles donnent des incertitudes plus faibles. Le modèle *FR* a une très grande précision sur l'estimation de la résistance et le modèle *QR* sur l'estimation de la capacité. Le modèle *RC* estime la résistance et la capacité avec des incertitudes acceptables.

Les deux types de conditions aux limites peuvent être utilisés pour estimer la résistance et la capacité d'une façade. Lorsque les mesures des conditions extérieures sont utilisées, il faut alors prêter attention à la précision des capteurs mesurant les conditions limites car il a été montré qu'il s'agit d'une limitation de cette méthode. Le calcul des incertitudes de l'estimation des paramètres permet de valider ou non la méthode. Lorsque cette méthode n'est pas applicable, la condition aux limites extérieure considérée doit être une température mesurée à l'aide d'un capteur intrusif à l'intérieur de la façade. Dans tous les cas, un soin particulier doit être apporté au choix d'emplacement des capteurs nécessaire à l'identification afin de minimiser leur sensibilité aux conditions limites, tout en étant compatible avec les contraintes expérimentales.

3.6 Conclusions du chapitre

Dans ce chapitre, le transfert de chaleur unidimensionnel dans la façade opaque instrumentée de capteurs de température et des fluxmètres a été étudié dans des conditions climatiques réelles. L'objectif était de caractériser thermiquement cette façade composée de trois couches et fortement isolée. Deux méthodes ont été appliquées. La première est la méthode des fluxmètres ; méthode très répandue, non intrusive mais ne permettant d'estimer que la résistance thermique. Les résultats comportent généralement de fortes incertitudes, de l'ordre de $\pm 0,6 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$, soit $\pm 13 \%$ de la valeur théorique. Cette incertitude peut être diminuée dans le cas d'essais réalisés en période de chauffe avec une forte différence de température entre l'intérieur et l'extérieur ($> 30^\circ\text{C}$). Dans le cas contraire, la mesure du flux de chaleur devient délicate, notamment avec des fluxmètres ayant de faibles sensibilités de mesure.

La seconde méthode présentée dans ce chapitre est une méthode utilisant uniquement des capteurs de température. Certains capteurs sont placés à l'intérieur de la façade. Ceci implique donc que cette méthode est intrusive. Cette méthode nécessite également une connaissance préalable de la structure de la paroi. L'estimation des propriétés thermiques est réalisée par identification. Plusieurs modèles ont été utilisés : des modèles de résistance-capacité, des modèles de facteurs de réponse et des modèles quadripôles. Cette méthode a été appliquée lors d'un essai pendant lequel la cellule-test a été sollicitée de façon dynamique. Les résultats sont satisfaisants, tant au regard de l'estimation des caractéristiques de la façade, que de la cohérence des résultats des modèles avec les estimations théoriques. En choisissant convenablement les conditions aux limites les plus appropriées, cette méthode permet d'estimer la résistance et la capacité de la paroi avec une incertitude de l'ordre de 5% , quel que soit le modèle réduit choisi.

Cette méthodologie pourrait également être appliquée aux murs lourds hautement isolés afin de déterminer si les mêmes conclusions peuvent être formulées sur la capacité des modèles à estimer les caractéristiques thermiques.

Malgré les bons résultats obtenus, ces méthodes restent très limitées lorsque l'étude traite de façade comme décrites dans le Chapitre 1 . En effet, le flux de chaleur est rarement uniquement conductif et unidirectionnel. Il est donc nécessaire de développer d'autres méthodologies, adaptées à une gamme plus large de technologies de façades. Un changement d'échelle apparaît opportun : du composant à la cellule-test.

Chapitre 4 Modélisation thermo-aéraulique de la cellule-test

Dans ce chapitre, l'étude d'un modèle thermo-aéraulique de la cellule-test est présentée. Deux cas ont été explorés : la façade opaque et la façade vitrée.

Trois objectifs sont visés. Tout d'abord, il s'agit de vérifier que les phénomènes thermiques et aérauliques influençant le comportement de la cellule sont bien compris. Pour cela, la température d'air mesurée dans la cellule-test est comparée à la température d'air simulée par le modèle thermo-aéraulique. Chaque modèle correspondant à la façade étudiée a fait l'objet d'un calage. La sensibilité des modèles a ensuite été étudiée, tenant compte de nombreux paramètres tels que la perméabilité à l'air ou les propriétés thermiques des matériaux installés. Cette étude a permis de soulever quelques points de vigilance expérimentaux. Enfin, à partir de ces modèles thermo-aérauliques, il a été possible de générer des jeux de données numériques utilisés dans le Chapitre 5 .

Après avoir défini plus précisément les objectifs à atteindre à l'aide du modèle thermo-aéraulique dans la Partie 4.1, sa construction est détaillée dans la Partie 4.2. Un modèle développé sous les logiciels TRNSYS© et CONTAM© permet de répondre aux objectifs définis. Deux modèles thermo-aérauliques ont été construits pour être adaptés à la cellule-test équipée de la façade opaque et de la façade vitrée : deux cas d'études décrits dans la Partie 4.3. La prise en compte des déperditions qui n'ont pas pu faire l'objet d'une modélisation est expliquée en Partie 4.4. L'analyse de ces modèles, par une étude de la répartition des déperditions en régime stationnaire et une étude paramétrique est présentée dans la Partie 4.5.

4.1 Objectifs

La réalisation du modèle thermo-aéraulique du bâtiment-test est un point clé de cette thèse. À l'échelle de la cellule-test, malgré la présence d'une centaine de capteurs, il n'est pas possible de s'assurer que tous les phénomènes physiques soient mesurés. Par exemple, la mesure des infiltrations lors des essais nécessite la mise en place d'un dispositif expérimental dédié, comme la technique de gaz traceur avec concentration constante. Cette technique semble être la plus pertinente pour obtenir une mesure dynamique du débit d'air entrant dans la cellule-test selon la revue des méthodes réalisées par Allard, Olofsson, et Hassan (2012). Néanmoins, cette technique est jugée relativement intrusive et complexe à mettre en œuvre puisqu'elle nécessite, en plus d'un stockage de gaz, une boucle de contrôle sur l'injection de

gaz. Quand bien même cette mesure est réalisée, une incertitude persiste quant à la provenance de ces infiltrations : l'air est-il admis depuis la garde thermique ou bien depuis l'extérieur ?

Le modèle thermo-aéraulique permet, dans un premier temps, de s'assurer que le bilan thermique dynamique, tel que modélisé, est proche de la réalité après comparaison avec les données mesurées. Puisque le modèle thermo-aéraulique est construit à partir des informations techniques à disposition, idéalement, tous les phénomènes physiques mis en jeu sont connus et donc modélisés. Le calage du modèle aurait été, dans ce cas, inutile. Or, on montrera dans ce chapitre que cette étape de calage est nécessaire dans la mesure où certains ponts thermiques peuvent être difficiles à modéliser ou mal estimés (de par leur complexité ou un manque de connaissance). Aussi, il faut prêter attention au risque de compensation entre les déperditions. Par exemple, des déperditions par infiltration sous-estimées peuvent être compensées par une conductivité d'isolant plus faible. Le fait de réaliser le calage grâce à un bilan thermique dynamique permet de limiter ce risque, car, généralement, ces phénomènes présentent des dynamiques différentes.

Ensuite, une fois le modèle calé par comparaison avec les résultats expérimentaux, il a été possible d'étudier la sensibilité de la température d'air intérieur calculée par le modèle à de nombreux paramètres physiques, tels que la perméabilité à l'air ou les propriétés thermiques des matériaux installés. Cette étude a permis de soulever quelques points de vigilance et de s'assurer que les performances thermiques des façades étudiées sont identifiables.

Enfin, puisque le modèle thermo-aéraulique permet de reproduire le comportement de la cellule-test, quelles que soient les conditions aux limites imposées, des jeux de données numériques ont été générés. Ces jeux de données seront ensuite utilisés pour développer et valider la méthode d'identification proposée dans le Chapitre 5 . À partir de quelques jeux de données expérimentaux réalisés en quelques semaines, il est possible de générer une grande quantité de données numériques en quelques minutes.

4.2 Construction du modèle thermo-aéraulique

4.2.1 Le choix des modèles

La modélisation du comportement thermo-aéraulique des bâtiments peut être réalisée par une large gamme de modèles. Fouquier et al. (2013) les classent en deux grands groupes : les modèles physiques et les modèles statistiques. Les modèles physiques sont basés sur les équations traduisant le comportement du système à l'aide de la connaissance physique qu'on en a (propriétés des matériaux, équations des phénomènes de transfert ...). Ces modèles sont séparés en trois sous-groupes, listés dans l'ordre de complexité croissant : les modèles nodaux, les modèles zonaux et les modèles basés sur les méthodes de champs ou *CFD*

(Computational Fluid Dynamic). Les modèles statistiques, quant à eux, ne reposent pas sur la connaissance physique des phénomènes de transfert et les propriétés des matériaux constituant du bâtiment.

Tous ces modèles répondent à des besoins particuliers. Le choix du modèle approprié réside dans le temps de calcul nécessaire à sa résolution, à l'adéquation entre les conditions aux limites mesurées lors des essais et celles nécessaires aux modèles et aux résultats attendus pour être exploités dans la suite du travail.

Souhaitant également utiliser au mieux la connaissance de la géométrie et de la constitution du bâtiment façade, les modèles statistiques ont été écartés.

De même, les modèles de type *CFD* et zonaux n'ont pas été retenus. Ils auraient pu être utilisés pour modéliser les mouvements d'air dans la cellule-test et ainsi, obtenir des informations, plus ou moins détaillées, sur l'éventuel phénomène de stratification thermique et pour estimer les vitesses d'air proches des parois. Cela aurait nécessité une modélisation du ventilateur de la cellule-test et la connaissance des passages d'air, voire des mesures locales de vitesse d'air pour valider ces modèles. Concernant la stratification thermique, ce phénomène est faible grâce au brassage d'air. On a pu le vérifier grâce à la mesure de la température d'air dans la cellule-test à trois hauteurs différentes. Quant à la vitesse de l'air proche des parois, cette information n'est pas indispensable. En effet, le coefficient d'échange convectif intérieur est estimé à travers les corrélations de la norme NF EN ISO 6946 (AFNOR 2017) et la corrélation présentée dans l'article de A. J. N. Khalifa et Marshall (1990), reprise dans l'article de Peeters, Beausoleil-Morrison, et Novoselac (2011). Selon ces sources, ce coefficient d'échange a une incertitude faible. Aussi, cette approximation est jugée suffisante au vu du faible impact de ce coefficient sur les transferts par transmission pour des parois fortement isolées. Par ailleurs, un modèle de type *CFD* nécessite un temps de calcul important (dû à la finesse du maillage nécessaire pour discrétiser des grands volumes comme celui du bâtiment-test).

Contrairement aux modèles zonaux ou ceux basés sur les méthodes *CFD*, les modèles nodaux demandent un temps de calcul plus faible. Le choix s'est donc porté vers les modèles physiques nodaux. Des hypothèses fortes sont cependant nécessaires pour calculer les grandeurs moyennées dans une zone (ici, la cellule-test). Pour pallier ce problème, une étude de sensibilité simplifiée a été réalisée sur le modèle, tenant compte de l'incertitude associée à chaque paramètre, définie à partir de l'état de nos connaissances.

Correspondant au besoin de cette étude, le modèle nodal a été construit à partir de l'outil TRNSYS et couplé à l'outil CONTAM modélisant l'aspect aéraulique.

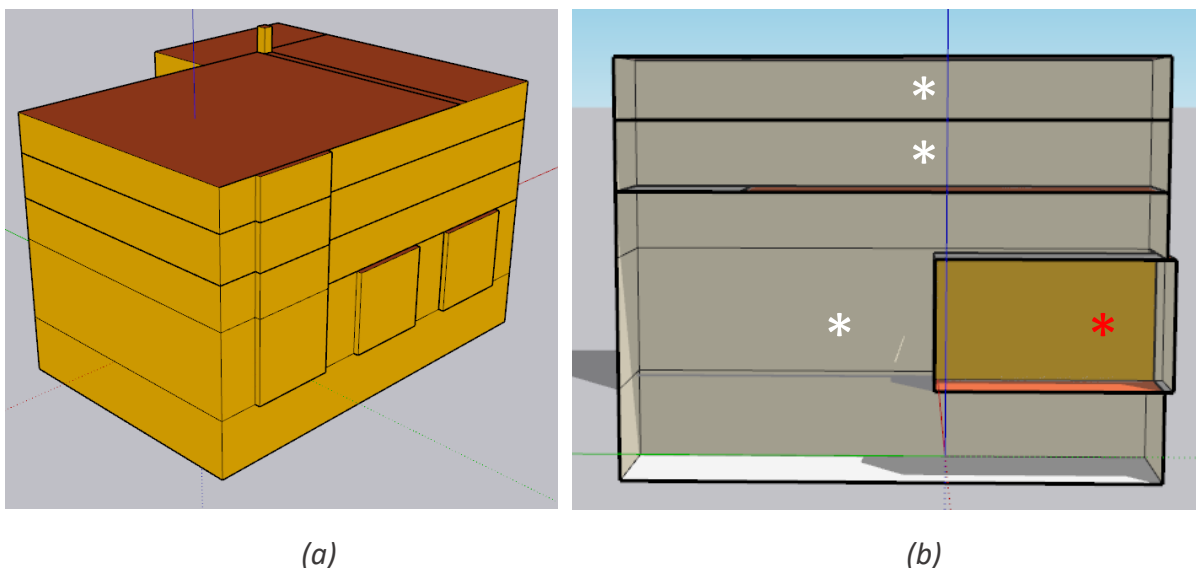
Le logiciel TRNSYS (Solar Energy Laboratory 2009; Beckman et al. 1994) est un environnement de simulation du comportement énergétique des systèmes en régime transitoire développé par l'Université du Wisconsin depuis les années 70. Il comporte une

bibliothèque riche de plus d'une centaine de modèles, aussi appelés « Types ». Parmi ceux-ci, les principaux modèles utilisés dans ce chapitre sont les modèles dédiés à la modélisation thermique de bâtiments multizones (Type 56), à la modélisation thermique des sols (Type 77), à la modélisation de masques solaires (Type 34), à la modélisation des données météorologiques (Type 15) et au couplage du modèle thermique avec le modèle aéraulique de CONTAM (Type 98). Ce logiciel est doté d'une interface TRNBuild permettant d'éditer le type 56. Ces modèles sont ensuite connectés les uns aux autres dans la partie nommée « Simulation Studio ».

Le bilan thermique du bâtiment, présenté par la suite, est modélisée par ce logiciel dans le Type 56. Les débits entrants et sortants de ventilation sont renseignés sous forme de débits imposés. Le couplage avec le logiciel de modélisation aéraulique CONTAM permet de calculer ces débits tenant compte de la ventilation mécanique lorsqu'elle fonctionne, de la pression induite par le vent sur la façade et par les gradients de température entre les zones. Ce couplage (développé par le NIST) a fait preuve de sa robustesse dans différentes études (I. Khalifa et al. 2015; Cony-Renaud-Salis et al. 2019).

4.2.2 Le modèle thermique

La géométrie du bâtiment est présentée sur la Figure 4.1 (logiciel 3D Sketch Up). Ce bâtiment est modélisé en 4 zones thermiques, représentées par des étoiles * sur la figure de droite : la cellule-test est modélisée comme une zone (étoile rouge) et la garde thermique est modélisée comme trois zones réparties verticalement (étoiles blanches). La température est considérée homogène dans chacune des zones.



(a) (b)
Figure 4.1 : Modèle Sketch Up du bâtiment-test en 3D
(a) et en coupe 3D (b) où le symbole * représente une zone

Les échanges thermiques entre la cellule-test et son environnement – la garde thermique et l'extérieur – et les appareils de mesure utilisés sont présentés sur la Figure 4.2.

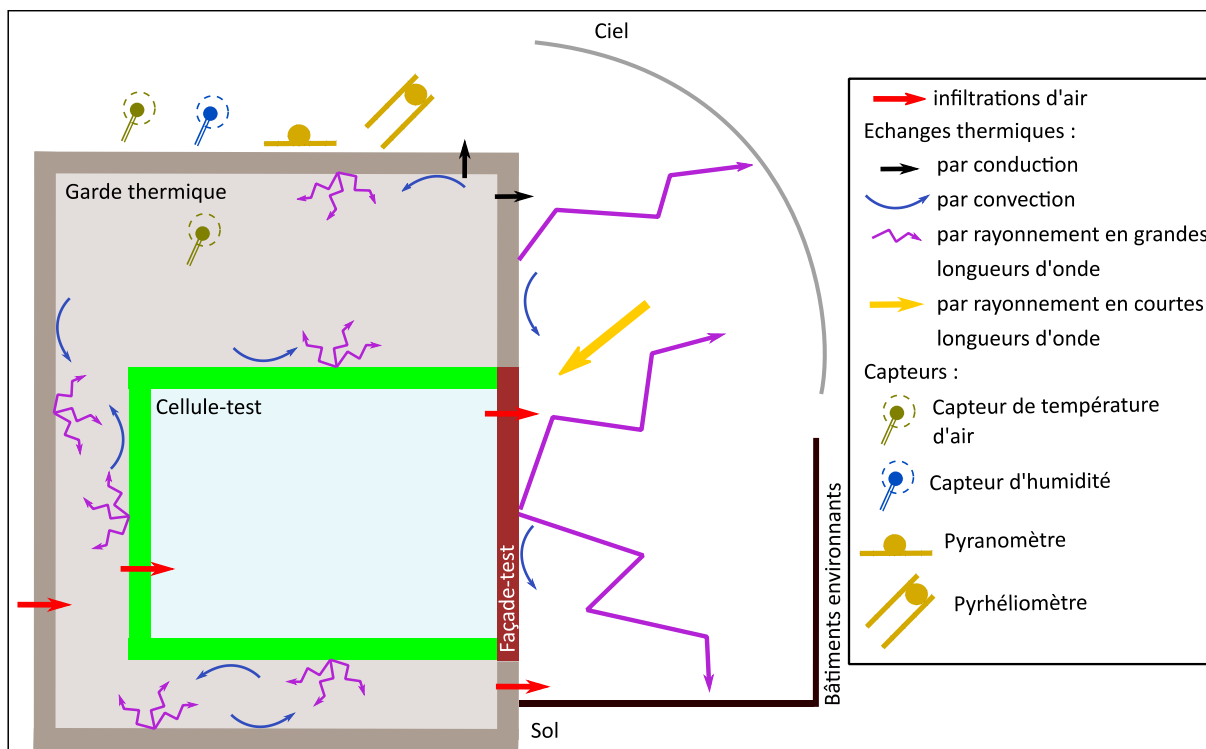


Figure 4.2 : Echanges thermiques entre la cellule-test, la garde thermique et son environnement

Les parois de la cellule-test, en vert sur la figure, échangent sur leur face extérieure par convection avec l'air de la garde thermique et par rayonnement en grandes longueurs d'onde avec les surfaces intérieures des parois de la garde thermique du bâtiment-test. Ces dernières échangent par convection avec l'air extérieur, par rayonnement avec la voûte céleste, le sol et les bâtiments environnants. Elles reçoivent le rayonnement solaire. La façade échange également par convection avec l'air extérieur, par rayonnement avec la voûte céleste, les bâtiments environnants et le sol et elle reçoit le rayonnement solaire. Des infiltrations sont prises en compte entre l'extérieur, la cellule-test et la garde thermique.

La température d'air de la garde thermique est mesurée par plusieurs capteurs de température de type Pt100. Elle est introduite comme une consigne de chauffage et de climatisation dans le modèle thermique.

À l'extérieur, la température d'air, le rayonnement solaire global et le rayonnement solaire normal direct sont mesurés en toiture. La température du sol extérieur et des autres bâtiments est supposée égale à celle de l'air extérieur. La réflectivité du sol est fixée à 0,05. Il est aussi supposé que le ciel et le sol sont vus de manière égale par la façade, c'est-à-dire que leur facteur de forme est égal à 0,5.

La température du ciel T_{sky} est calculée selon une corrélation inspirée du modèle de Martin et Berdhal (1984). Cette corrélation est décrite dans l'article de Zhang, Mcdowell, et Kummert (2017). Elle dépend de la température d'air extérieur $T_{air,out}$ et de l'émissivité du ciel ϵ_{sky} selon l'équation (4.1). L'émissivité du ciel ϵ_{sky} est fonction de nombreuses variables comme

le point de rosée, l'heure de la journée, la pression atmosphérique et la couverture nuageuse. Ces variables sont renseignées dans le fichier météorologique utilisé.

$$T_{sky} = \varepsilon_{sky}^{0,25} T_{air,out} \quad (4.1)$$

Le calcul thermique est détaillé pour la zone thermique de la cellule-test. Les échanges thermiques pris en compte sont représentés sur la Figure 4.3.

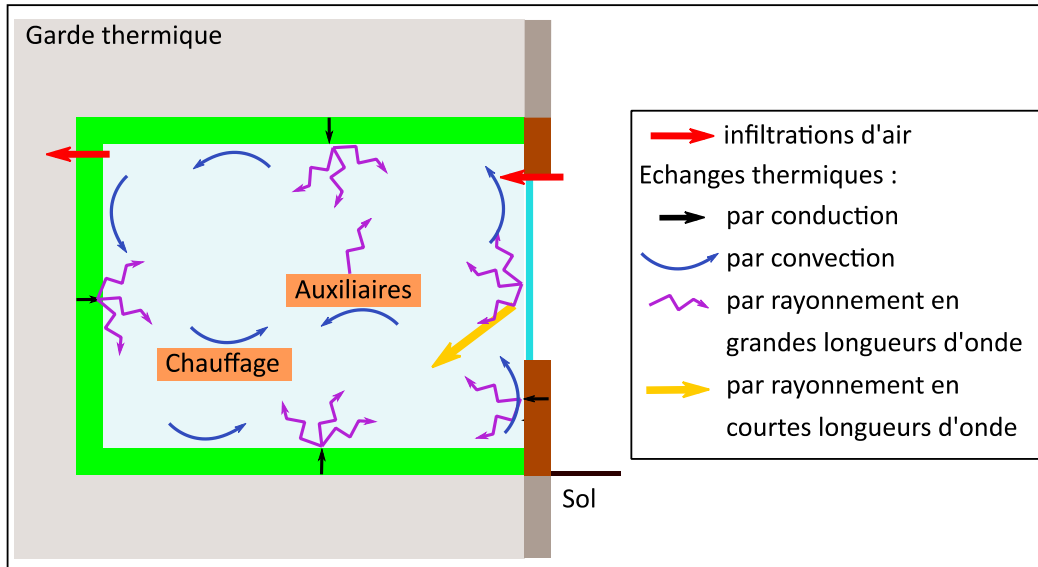


Figure 4.3 : Echanges thermiques au sein de la cellule-test – cas de la façade vitrée

Pour cette zone thermique, TRNSYS calcule un bilan tenant compte des échanges convectifs sur le nœud d'air. Ce nœud est pourvu d'une capacité thermique égale à celle du volume d'air et du matériel installé dans la zone thermique. Le bilan thermique dynamique du nœud d'air de la cellule-test est écrit dans l'équation (4.2). Il dépend de la capacité thermique de la zone thermique, C_{in} , du flux thermique provenant des infiltrations Φ_{inf} , du flux convectif provenant des apports internes $\Phi_{conv,gains}$ et des flux convectifs échangés avec chaque surface i , $\Phi_{conv,s,i}$. Le calcul de la capacité thermique C_{in} est présenté dans la suite de ce Chapitre.

$$C_{in} \frac{dT_{air,in}}{dt} = \Phi_{inf} + \Phi_{conv,gains} + \sum_{surfaces} \Phi_{conv,s,i} \quad (4.2)$$

Le flux de chaleur induit par la présence des infiltrations Φ_{inf} est noté selon l'équation (4.3).

Si les infiltrations proviennent de :

$$\begin{cases} \text{l'extérieur : } \Phi_{inf} = q_v \rho_{air} c_{p,air} (T_{air,out} - T_{air,in}) \\ \text{la garde thermique : } \Phi_{inf} = q_v \rho_{air} c_{p,air} (T_{air,GT} - T_{air,in}) \end{cases} \quad (4.3)$$

Le débit q_v et le sens de l'écoulement d'air sont définis par le modèle aéraulique présenté ci-après.

Le flux de chaleur convectif dû aux apports internes (le chauffage et les auxiliaires), noté $\Phi_{conv,gains}$, est calculé selon l'équation (4.4). On suppose que la puissance électrique Φ_h soutirée par le convecteur électrique est totalement dissipée sous forme convective. La puissance soutirée par les auxiliaires Φ_{aux} est dissipée sous forme convective (40 %) et sous forme radiative (60 %), selon Judkoff et Neymark (1995).

$$\Phi_{conv,gains} = \Phi_h + 0,4 \Phi_{aux} \quad (4.4)$$

Enfin, les flux de chaleur convectifs $\Phi_{conv,i}$ échangés avec chaque surface i sont définis selon l'équation (4.5), où $h_{conv,i}$ est le coefficient d'échange par convection associé à chaque surface. La température $T_{s,i}$ de chaque surface i est déterminée à l'aide d'un bilan thermique tenant compte du rayonnement reçu par chaque surface en grandes et en courtes longueurs d'onde, des échanges convectifs avec l'air intérieur et du flux conductif traversant les parois. Ce dernier est calculé à l'aide du modèle des facteurs de réponse présenté dans la Partie 3.3.3.5.

$$\Phi_{conv,i} = h_{conv,i} S_i (T_{s,i} - T_{air,in}) \quad (4.5)$$

Les surfaces constituant la cellule-test ne sont pas de composition homogène. Il a été nécessaire de réaliser un découpage de ces surfaces, par type de matériaux et de géométrie, induisant un comportement thermique propre, comme montré sur le plan de la Figure 4.4. Certains éléments sont communs aux deux façades mais d'autres leur sont spécifiques.

Tout d'abord, la « paroi intérieure » de la cellule-test, en vert clair, est la paroi constituée des deux panneaux Dagard accolés. Des ponts thermiques sont identifiés aux huit traversées de poutres, en vert foncé, sur les parois Ouest et Est. Enfin, concernant les parois de la cellule-test, les dernières déperditions sont dues à la présence de la porte, des conduites de ventilation (et du système de climatisation) et des passages des câbles représentés en jaune. Peu d'informations ou de mesures sont disponibles pour caractériser ces équipements. Il a donc été décidé de déterminer ces déperditions par calage du modèle thermo-aéraulique en ajoutant un pont thermique additionnel. La détermination de ce pont thermique fait l'objet de la Partie 4.4. Ce pont thermique englobe également des ponts thermiques causés par les angles sortants et par les ponts thermiques linéaires situés à la jonction des panneaux Dagard.

La façade est décomposée en plusieurs éléments représentés sur la Figure 4.4. La partie centrale représente « l'élément à tester ». La partie en périphérie, dédiée au maintien de l'élément à tester contre la cellule-test, est appelée « cadre ». Ce cadre, qu'il soit constitué de bois ou d'acier, bien qu'isolé, induit un pont thermique.

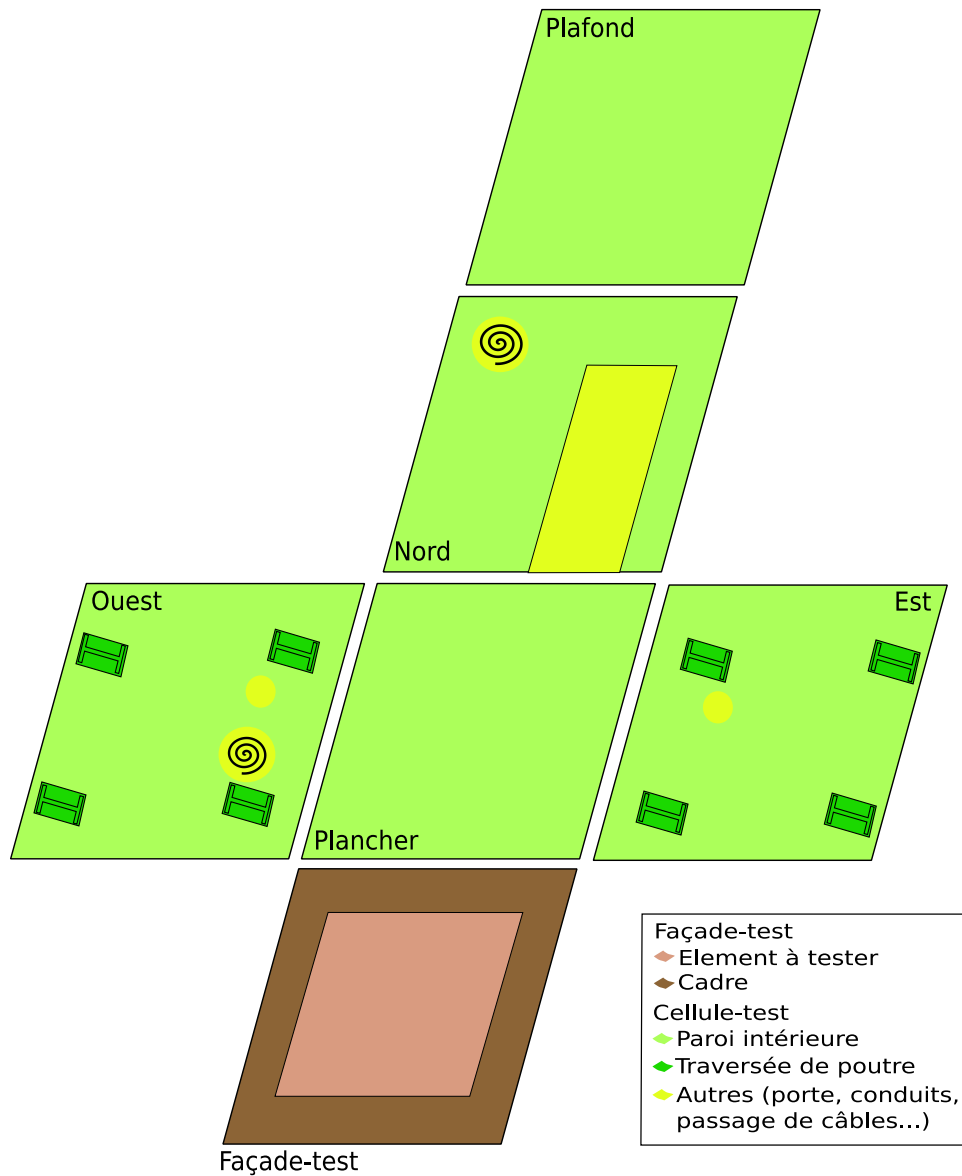


Figure 4.4 : Répartition des parois intérieures et des ponts thermiques dans la cellule-test

4.2.3 Le modèle aéraulique

Le logiciel CONTAM permet d'évaluer les débits d'infiltration d'un bâtiment suivant les conditions extérieures, la température à l'intérieur du bâtiment et la position des passages d'air. Les positions des orifices et infiltrations par les portes caractérisées dans le modèle sont présentées sur la Figure 4.5.

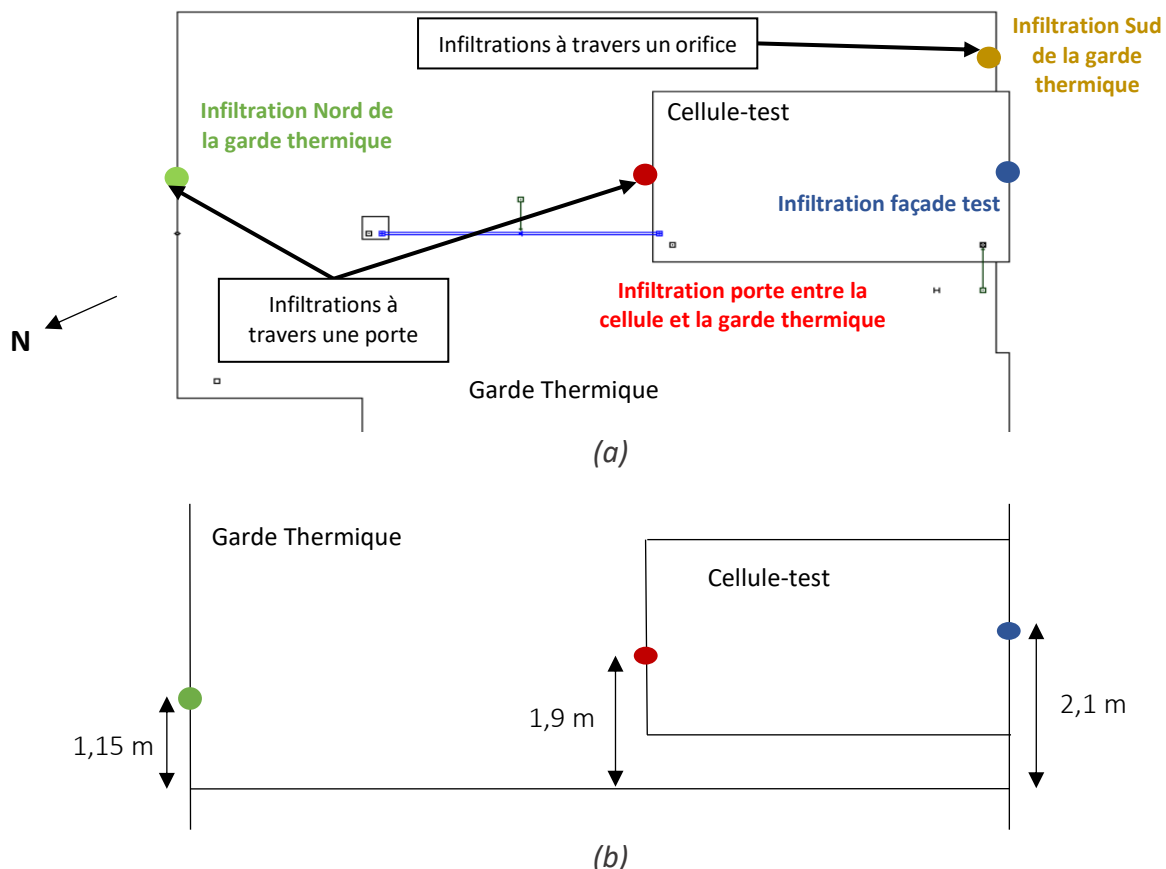


Figure 4.5 : Modélisation aéraulique – vue de dessus (a) et vue en coupe (b)

L'air entre ou sort dans la garde thermique au nord par la porte et au sud par un orifice (passage de câbles). Quant à la cellule-test, l'air entre ou sort depuis la garde thermique par la porte de la cellule-test et par un orifice, à l'extérieur, au sud.

Les débits d'air q_v entre les zones « cellule-test » et l'extérieur sont calculés selon la formule empirique de la loi de puissance, définie dans l'équation (4.6) selon Liddament (1986). Ils dépendent de la différence de pression ΔP entre les zones à la puissance n (coefficient caractérisant l'écoulement) et d'un coefficient k caractérisant la perméabilité à l'air. Une surface de fuite est calculée à partir de ces deux coefficients selon l'équation (2.4).

$$q_v = k\Delta P^n \quad (4.6)$$

Les coefficients k et n ont été définis grâce aux essais de porte soufflante pour les deux façades (détaillés dans la Partie 2.7.1). Cette équation est valable pour des différences de pression supérieures au Pascal et pour des débits de l'ordre de $1 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$. Ceci a été vérifié dans le cadre du stage de Lesueur (2019). En effet, dans le cas de débits plus faibles, la viscosité du fluide prédomine.

Les caractéristiques des portes faisant défaut, elles sont modélisées par un passage d'air d'une largeur de 0,1 mm autour des portes (soit 6 m). Les orifices sont modélisés par la taille de leur section.

Selon l'équation de Bernoulli, la différence de pression entre deux zones tient compte des différences de pression statique, de l'effet de cheminée et de la pression dynamique due au vent. Cette dernière est définie par l'équation (4.7). Elle dépend de la vitesse du vent v_{wind} et de sa direction. L'impact de la direction du vent est exprimé par un coefficient de traînée noté C_p . Les coefficients proviennent du rapport de l'AIVC (Orme, Liddament, et Wilson 1998) où les coefficients de traînée sont donnés pour chaque face et pour 8 directions de vent.

$$P_{wind} = \frac{C_p}{2} v_{wind}^2 \quad (4.7)$$

4.2.4 Le couplage

Le couplage entre les modèles TRNSYS et CONTAM est qualifié de quasi dynamique puisqu'il est réalisé avec la méthode « ping-pong » comme illustrée sur la Figure 4.6 (I. Khalifa et al. 2015 ; Dols et Polidoro 2015).

Le modèle CONTAM utilise les températures d'air calculées par TRNSYS au pas de temps précédent $i-1$ pour calculer les débits d'air au pas de temps i . Ces débits sont utilisés en entrée du modèle TRNSYS pour calculer les températures au pas de temps i .

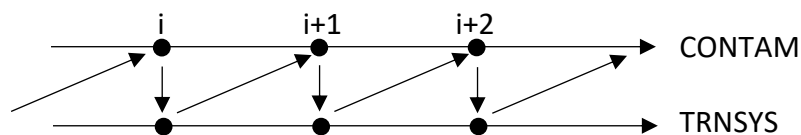


Figure 4.6 : Schéma de principe - Couplage des modèles

Le pas de temps des simulations est de 15 minutes. Les simulations sont réalisées sur l'année.

4.3 Cas d'études

Le modèle thermo-aéraulique présenté précédemment est utilisé pour deux façades : la façade opaque et la façade équipée de la fenêtre double vitrage, appelé dans la suite façade vitrée. Dans cette partie sont présentés les paramètres associés à la cellule-test, et donc indépendants des façades étudiées. Puis, les paramètres liés à la façade opaque et ceux associés à la façade vitrée sont détaillés. Enfin, l'intégration des scénarios expérimentaux est expliquée.

4.3.1 Paramètres associés à la cellule-test

Les paramètres associés à la cellule-test sont la capacité thermique des équipements contenus dans celle-ci et les propriétés thermiques des parois séparant la cellule-test de la garde thermique. Comme montré sur la Figure 4.4, ces parois sont séparées en trois catégories : les parois intérieures de la cellule-test, le pont thermique causé par les traversées de poutres et les autres éléments (porte, passages de câbles, conduits...). Ces déperditions sont représentées par les pictogrammes de la Figure 4.7.

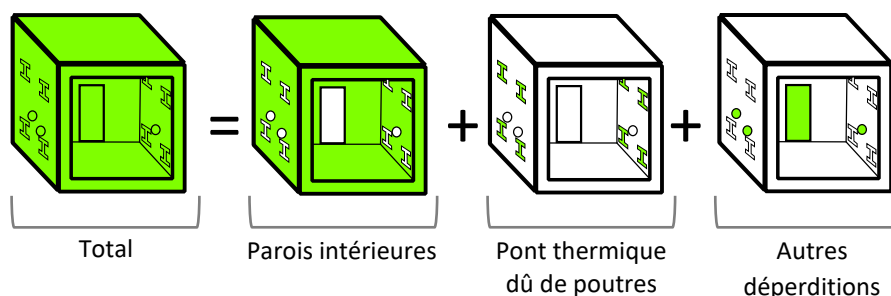


Figure 4.7 : Décomposition des déperditions thermiques de la cellule-test

4.3.1.1 Capacité thermique de la cellule-test

La capacité interne de la cellule-test C_{in} a été calculée à partir d'un inventaire des équipements installés dans la cellule-test. Cet inventaire est présenté en Annexe C. Il y a notamment des matériaux de la structure (poutres Borflex, pièces métalliques ...), des équipements (radiateur, réseau hydraulique, ventilateur ...), des appareils de mesure (capteurs et leurs supports) et l'air humide. Cette estimation a été réalisée à partir de différentes sources comme les notices des équipements et la norme NF EN ISO 10456 (AFNOR 2008). L'incertitude de cette estimation est calculée. La capacité thermique interne totale est estimée à 675 ± 80 kJ/K.

4.3.1.2 Parois intérieures de la cellule-test

Les parois intérieures de la cellule-test sont modélisées par des parois opaques dont les propriétés sont celles des panneaux Dagard mentionnés dans le Tableau 2.1. Les surfaces de chacune des parois et les coefficients d'échange par convection associés sont renseignés dans le Tableau C.1. Les coefficients d'échange sont déterminés selon l'Annexe C de la norme NF EN 6946 (AFNOR 2017).

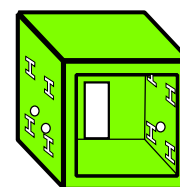
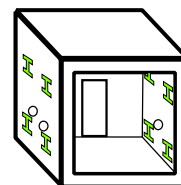


Tableau 4.1 : Surface des parois intérieures de la cellule-test

Paroi	Nord	Ouest + Est	Plancher	Plafond
Surface S (m)	6,38	33,2	16,86	16,86
$h_{conv,in}$ ($W.m^{-2}.K^{-1}$)	2,5	2,5	5	0,7
$h_{conv,GT}$ ($W.m^{-2}.K^{-1}$)	2,5	2,5	0,7	5

4.3.1.3 Pont thermique causé par les traversées de poutres

La méthodologie pour déterminer les caractéristiques thermiques des ponts thermiques dynamiques est proposée par Martin et al. (2012). Cette méthode permet de représenter les ponts thermiques, généralement 3D, par des murs équivalents (mono ou multicouches) ayant le même comportement thermique dynamique. La méthode permet de déterminer les propriétés des couches du mur équivalent (conductivité, capacité thermique massique et masse volumique). Ainsi, le pont thermique peut être aisément intégré dans le logiciel TRNSYS de la même manière que des parois opaques.



Plusieurs étapes ont permis d'aboutir à la définition des propriétés des couches constituant le mur équivalent au pont thermique. Tout d'abord, les ponts thermiques ont été instrumentés par des capteurs de température Pt100, lors d'un essai de chauffage dynamique de type *ROLBS*. Les profils de température et les conditions aux limites sont enregistrés. En parallèle, le pont thermique est modélisé en 3D dans le logiciel Comsol® 5.5 par un modèle éléments finis (*FEM*). Le modèle ainsi obtenu est validé par comparaison avec les profils de température mesurés par les capteurs placés au sein des matériaux, tenant compte des conditions aux limites mesurées lors de l'essai. Ensuite, le flux de chaleur entrant dans la cellule-test par le pont thermique est calculé. Enfin, les paramètres d'un modèle *RC* sont estimés par méthode inverse en minimisant l'écart entre la densité de flux calculée par le modèle *FEM* et la densité de flux estimée dans le modèle *RC*. La fonction objectif est une fonction minimisant l'écart quadratique entre la densité de flux calculée par les deux modèles.

Cette méthode a été appliquée pour modéliser les ponts thermiques causés par les huit traversées de poutres dans les parois de la cellule-test et les ponts thermiques dus au cadre de la façade. La construction du modèle *FEM* pour un pont thermique causé par les huit traversées de poutres dans les parois de la cellule-test dans l'Annexe D. Le résultat de l'application de cette méthode est décrit ci-dessous.

La densité de flux traversant le pont thermique durant l'essai *ROLBS* a été calculée à l'aide du modèle *FEM*. Une méthode inverse a été appliquée considérant un modèle *RC* (20 nœuds) constitué d'une seule couche. La Figure 4.8 présente la densité de flux calculée par le modèle *FEM*, Q_{FEM} , la densité de flux calculée par le modèle *RC* avec les propriétés thermiques estimées par la méthode inverse Q_{RC} , et le résidu.

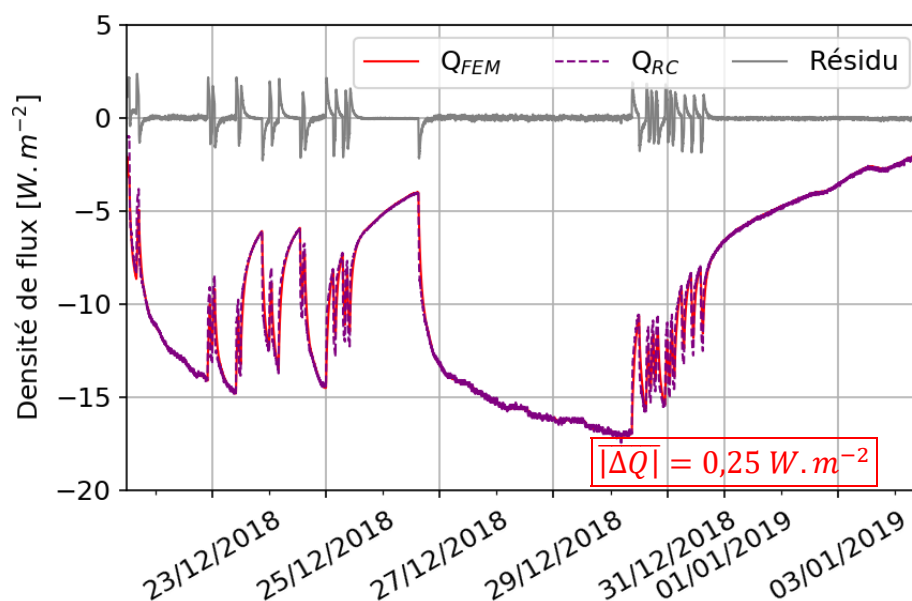


Figure 4.8 : Densités de flux calculées par le modèle FEM et par le modèle RC et leurs résidus

Le modèle RC reproduit bien le comportement thermique décrit par le modèle FEM. L'écart absolu moyen entre les densités de flux calculés pour les deux modèles est de $0,25 W \cdot m^{-2}$ pendant l'essai ROLBS. Les résidus sont faibles, sauf ponctuellement lors de variations importantes de densité de flux. Les résidus auraient pu être réduits en choisissant un modèle RC avec plusieurs couches. Cela n'a pas été jugé nécessaire ici.

Dans ce cas, les propriétés thermiques du mur équivalent à ce pont thermique sont résumées dans le Tableau 4.2.

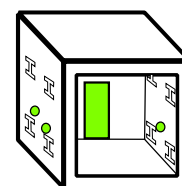
Tableau 4.2 : Propriétés thermiques du mur équivalent au pont thermique dû à la traversée d'une poutre à travers la paroi de la cellule-test

Couche	λ [$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$]	c [$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$]	ρ [$kg \cdot m^{-3}$]	Surface S [m^2]
1 couche (40 cm)	0,18	245	1000	0,083

Ce pont thermique est à prendre en compte 8 fois. La surface totale est donc de $0,083 \times 8 = 0,66 m^2$. Sa résistance thermique vaut $2,22 m^2 \cdot K \cdot W^{-1}$.

4.3.1.4 Autres déperditions

Les dernières déperditions entre la cellule-test et la garde thermique proviennent notamment de la présence de la porte, des passages de câbles, des conduits de ventilation et du réseau hydraulique. L'estimation des déperditions dues à ces différents postes est complexe. Il sera estimé dans la suite du chapitre, lors du calage du modèle thermo-aéraulique de la façade.



4.3.2 Modélisation de la façade opaque

La structure de la façade opaque est composée d'une paroi à ossature bois complétée d'isolant (« élément à tester »), entourée d'un cadre métallique recouvert d'un isolant (« cadre »). Chaque partie est modélisée indépendamment l'une de l'autre. Cette décomposition est illustrée sur la Figure 4.9.

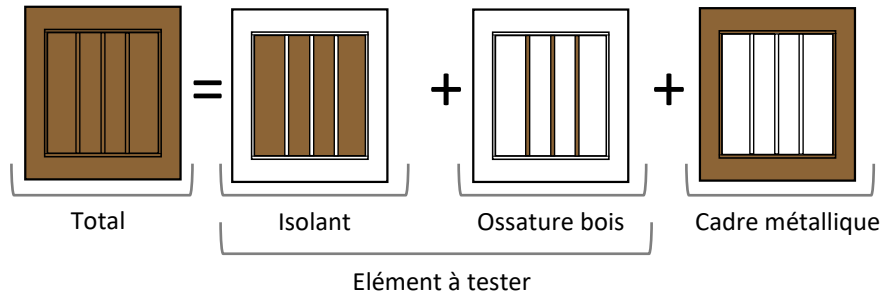


Figure 4.9 : Décomposition des déperditions thermiques de la façade opaque

4.3.2.1 L'élément à tester

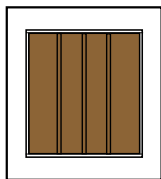
L'élément à tester, au centre de la façade, est constitué de 3 couches : une ossature bois remplie d'isolant recouverte de part et d'autre par un champ bakérisé. À l'extérieur, ce champ est recouvert par une membrane étanche blanche. D'un point de vue thermique, comme représenté sur la Figure 4.9, l'élément à tester peut être décomposé en une paroi de trois couches (dont le flux de chaleur est conductif et unidirectionnel, perpendiculaire à la surface) et un pont thermique linéaire. La paroi est constituée d'isolant entouré de contreplaqués bakérisés. Le pont thermique est dû à la présence de l'ossature bois.

On peut assimiler les déperditions thermiques à travers l'élément à tester $\Phi_{\text{élément}}$ à la somme des déperditions à travers la paroi opaque $\Phi_{\text{paroi,o}}$ et des déperditions à travers le pont thermique linéique $\Phi_{\text{PT,o}}$, présentées dans l'équation (4.8). Les déperditions à travers la paroi sont caractérisées par un coefficient de transmission thermique $U_{\text{paroi,o}}$ et sa surface $S_{\text{paroi,o}}$. Le pont thermique linéique est caractérisé par un coefficient de transmission thermique linéique $\Psi_{\text{PT,o}}$ et une longueur $l_{\text{PT,o}}$.

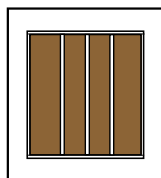
$$\Phi_{\text{élément}} = \Phi_{\text{paroi,o}} + \Phi_{\text{PT,o}} \rightarrow \Phi_{\text{PT,o}} = \Phi_{\text{élément}} - \Phi_{\text{paroi,o}} \quad (4.8)$$

$$\text{où } \Phi_{\text{paroi,o}} = U_{\text{paroi,o}} S_{\text{paroi,o}} \Delta T \text{ et } \Phi_{\text{PT,o}} = \Psi_{\text{PT,o}} l_{\text{PT,o}} \Delta T$$

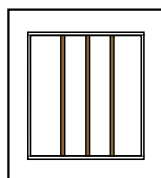
Les déperditions à travers le pont thermique sont déduites à partir du calcul des déperditions totales $\Phi_{\text{élément}}$ et des déperditions à travers la paroi $\Phi_{\text{paroi,o}}$ calculées en régime stationnaire.



Le flux de chaleur à travers l'élément $\Phi_{\text{élément}}$ est estimé à partir d'une modélisation 2D réalisée avec le logiciel Comsol® 5.5 en prenant en compte des conditions aux limites de type Robin (coefficients d'échange selon la norme NF EN ISO 6946 (AFNOR 2017)) et une différence de température de 20°C entre les deux environnements. Les côtés de l'élément sont supposés adiabatiques. Pour toute la surface de l'élément à tester, soit 5,52 m², le flux de chaleur Φ_{total} est estimé à 24,4 W.

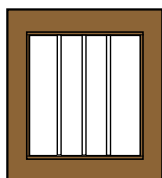


Quant aux déperditions à travers la paroi, elles sont calculées en tenant compte du coefficient de transmission thermique $U_{\text{paroi,o}}$, estimé à partir des propriétés des matériaux répertoriés dans le Chapitre 2 et de la norme NF EN ISO 6946 (AFNOR 2017). En régime stationnaire, pour une différence de température de 20°C, les déperditions à travers la paroi opaque $\Phi_{\text{paroi,o}}$ valent 19,8 W.



Les déperditions à travers le pont thermique linéaire sont donc de 4,6 W. Pour une longueur de 7 m, son coefficient de transmission thermique linéique vaut : $\Psi_{\text{PT,o}} = 0,03 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$.

4.3.2.2 Le cadre



Le cadre métallique positionné autour de l'élément de référence opaque est le lieu de déperditions thermiques. Son comportement thermique est complexe dû à la présence de divers matériaux et sa géométrie.

Par identification, cette paroi contenant le cadre métallique est assimilée à un mur constitué de deux couches de 10 cm d'épaisseur et d'une surface égale à l'emprise de la surface déperditive soit 3,48 m². Les propriétés thermiques identifiées des couches de cette partie de la façade sont renseignées dans le Tableau 4.3. Ces résultats sont obtenus en appliquant la procédure précédemment appliquée au pont thermique dû aux poutres de la cellule-test. Son application dans le cas du cadre métallique est détaillée dans l'Annexe D.

Tableau 4.3 : Propriétés thermiques du mur équivalent à la surface du cadre métallique

Couche	λ [W.m ⁻¹ .K ⁻¹]	c [J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	ρ [kg.m ⁻³]	Surface S [m ²]
<i>Extérieur</i>				
1 couche (10 cm)	0,05	365	1000	3,48
1 couche (10 cm)	1,4	1090	1000	
<i>Intérieur</i>				

Le mur équivalent à la surface déperditive du cadre métallique est donc constitué d'une couche isolante à l'extérieur et d'une couche à forte capacité et diffusivité thermiques à l'intérieur. La résistance thermique équivalente de cet élément est de 2,07 m².K.W⁻¹. Sa capacité thermique totale est estimée à 145 kJ.m⁻².K⁻¹.

4.3.3 Modélisation de la façade vitrée

La structure de la façade vitrée est plus complexe que la façade opaque. Elle est présentée sur la Figure 4.10.

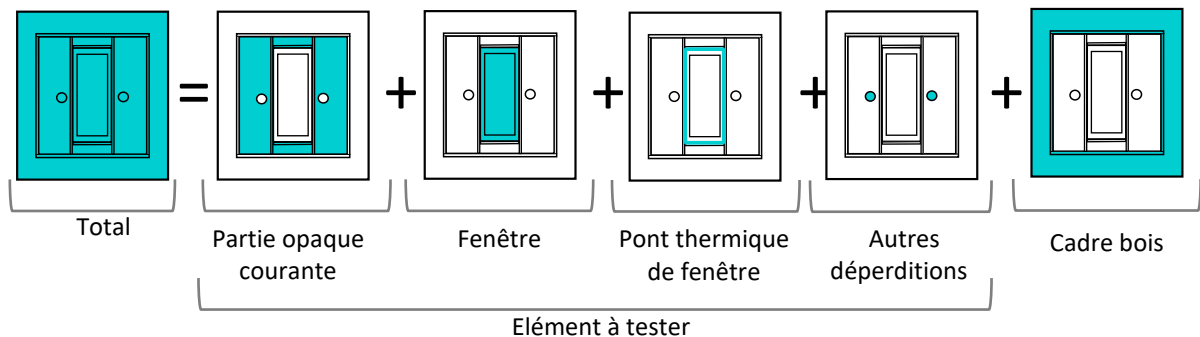


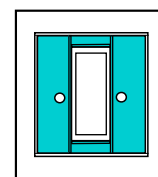
Figure 4.10 : Décomposition des déperditions thermiques de la façade vitrée

Elle est composée par une paroi à ossature bois isolée (« élément à tester ») contenant une fenêtre, entourée d'un cadre bois lui-même recouvert d'isolant (« cadre »). Les déperditions thermiques de l'élément à tester sont décomposées en quatre parties : la partie opaque courante, la fenêtre, le pont thermique de fenêtre (appui/tableau/linteau) et les autres déperditions (principalement dues aux passages de câbles). Chaque partie est modélisée indépendamment les unes des autres.

4.3.3.1 L'élément à tester

Partie opaque courante

La partie opaque de l'élément à tester est décomposée en deux parois : une paroi dont la couche centrale est l'isolant et une paroi dont la couche centrale est le bois. Le pont thermique linéique n'a pas été considéré, car les interfaces entre le bois et l'isolant sont peu nombreuses. Le pont thermique dû à la fenêtre est considéré indépendamment. La surface de la paroi contenant l'isolant est de 3 m² et celle de la paroi contenant le bois est de 0,35 m². Le coefficient de transmission thermique de la partie isolée est 0,14 W.m⁻².K⁻¹ et celui de la partie contenant le bois est de 0,54 W.m⁻².K⁻¹.

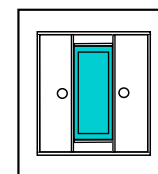


La fenêtre

La modélisation de la fenêtre double vitrage décrite dans la Partie 2.3.2 est présentée dans cette partie. La modélisation a nécessité plusieurs étapes : la définition des performances thermiques du vitrage et de son cadre en PVC, son intégration dans TRNSYS et la modélisation du masque solaire. En effet, les apports solaires sont en partie masqués, car la fenêtre a été installée en tunnel au nu intérieur. Il est important de prendre en compte cet impact.

La fenêtre double vitrage

Tout d'abord, afin de définir les performances thermiques de la fenêtre (vitrages et cadre), le logiciel WINDOW 7.7 (Mitchell et al. 2019) a été utilisé. Ce logiciel est développé par le laboratoire de Berkeley et permet de calculer, à partir des propriétés thermiques des vitrages et du cadre, les performances thermiques de l'ensemble.



Les données concernant le double vitrage sont fournies par le fabricant. Elles sont listées dans le Tableau 2.4. Le logiciel WINDOW 7.7 contient une large base de données de vitrages dans laquelle ce double vitrage apparaît. Concernant le cadre en PVC, aucune information n'était disponible. WINDOW 7.7 propose un cadre PVC standard. Celui-ci a été choisi pour calculer les performances thermiques de la fenêtre. Le logiciel calcule ou recense notamment les propriétés thermiques suivantes : le coefficient de transmission thermique U_w selon différentes conditions aux limites, les coefficients de transmission, absorption et réflexion solaire en fonction de l'angle d'incidence du rayonnement solaire et les émissivités infrarouges de chaque vitrage. Ces propriétés sont utilisées par TRNSYS. La modélisation des fenêtres est détaillée dans la documentation technique du logiciel (Solar Energy Laboratory 2009).

La description de cette nouvelle fenêtre est ajoutée à la bibliothèque de vitrages (fichier « W4-LIB.DAT » dans l'arborescence d'installation de TRNSYS) et ainsi disponible depuis TRNBuild.

Le masque

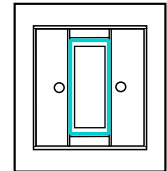
Le masque de la fenêtre a été modélisé grâce au Type 34 de TRNSYS. Il tient compte de la position du soleil, du rayonnement solaire direct et diffus et de la réflectivité du sol. Le Type 34 dispose d'une interface permettant de décrire la géométrie du masque.

La modélisation du masque est définie par la prise en considération de la fraction d'ombrage, noté f , dans le calcul du rayonnement solaire reçu par le vitrage dans l'équation (4.9). La fraction d'ombrage vaut 0 quand l'obstruction est totale et 1 quand il n'y a pas d'effet d'ombrage. Le vitrage reçoit le rayonnement solaire direct impacté par l'effet d'ombrage, le rayonnement solaire diffus et le rayonnement solaire réfléchi du sol.

$$\Phi_{reçu,vitrage} = f\Phi_{SW,direct} + F_{vitrage/ciel} \Phi_{SW,diffus} + F_{vitrage/sol} \Phi_{SW,réfléchi} \quad (4.9)$$

Le pont thermique de fenêtre

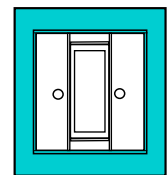
Le pont thermique de fenêtre a été estimé à partir du document « Intégration des menuiseries extérieures dans les parois à ossature bois » (AQC 2015) rédigé dans le cadre du programme RAGE « Règles de l'Art Grenelle Environnement 2012 ». Ce document donne des valeurs de coefficient de transmission thermique linéique pour les quatre ponts thermiques autour de la fenêtre en fonction de la configuration de pose. Ici, la fenêtre est posée en tunnel en nu intérieur sur une paroi en ossature bois. D'autres informations entrent en jeu, comme les caractéristiques de la fenêtre et la géométrie.



Le pont thermique de l'appui ψ_{appui} est estimé à $0,15 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ et sa longueur ℓ_{appui} est de 1 m. Le pont thermique du linteau et du tableau $\psi_{linteau/tableau}$ vaut $0,09 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ et sa longueur $\ell_{linteau/tableau}$ est de 5 m.

4.3.3.2 Le cadre bois

Contrairement à la façade opaque, le cadre de la façade vitrée est construit en bois. Une nouvelle caractérisation de la surface déperditive due au cadre est donc nécessaire. La même procédure a été appliquée. Elle est détaillée dans l'Annexe D. Les propriétés d'une paroi au comportement thermique unidimensionnel équivalent ont été estimées par identification.



Le cadre bois et les matériaux l'entourant sont assimilés à un mur constitué de deux couches de 10 cm d'épaisseur et d'une surface égale à l'emprise du pont thermique soit $3,44 \text{ m}^2$. Les propriétés thermiques identifiées des couches de cette surface sont renseignées dans le Tableau 4.4.

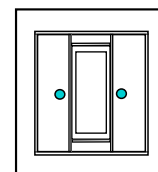
Tableau 4.4 : Propriétés thermiques du mur équivalent à la surface du cadre bois

Couche	λ [W.m ⁻¹ .K ⁻¹]	c [J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	ρ [kg.m ⁻³]	Surface S [m ²]
<i>Extérieur</i>				
1 couche (10 cm)	0,05	911	1000	3,44
1 couche (10 cm)	0,37	750	1000	
<i>Intérieur</i>				

A l'instar du cadre métallique de la façade opaque, le mur équivalent au pont thermique est donc constitué d'une couche isolante à l'extérieur. Pour la capacité, dans ce cas, elle est mieux répartie entre les deux couches. La résistance thermique du pont thermique est de 2,3 m².K.W⁻¹, soit 6% plus élevée que la résistance thermique du pont thermique dû au cadre métallique. Sa capacité thermique total vaut 166 kJ.m⁻².K⁻¹, soit 15% de plus que la capacité totale du pont thermique dû au cadre métallique.

4.3.3.3 Autres déperditions

Des ouvertures ont été réalisées dans la paroi de part et d'autre de la fenêtre afin de faciliter le passage des câbles des capteurs. Les réservations ont été réalisées par des tuyaux coudés en PVC de 5 cm de diamètre. L'estimation des déperditions dues à ces réservations est difficile à estimer en partie à cause de leur géométrie et du fait que l'isolant ait été creusé pour permettre l'installation des tuyaux en PVC.



Tenant compte de cette difficulté, le modèle concernant la façade vitrée sera calé par l'ajustement de ce pont thermique ponctuel, noté $\chi_{autres,v}$ (en W.K⁻¹).

4.3.4 Intégration des scénarios expérimentaux

Le but étant de comparer les résultats des simulations réalisées à l'aide du modèle thermo-aéraulique aux mesures expérimentales, les conditions aux limites et les conditions initiales doivent être les plus proches possibles. Les essais réalisés durent généralement entre 2 et 3 semaines.

Pour reproduire ces essais numériquement, un fichier météorologique est créé à partir d'une structure de fichier météorologique annuel au format standard EPW (format EnergyPlus Weather). Les données mesurées par les capteurs présentés dans le Tableau 4.5 sont utilisées.

Tableau 4.5 : Liste des capteurs

Position	Type	Dénomination	Capteurs
Garde thermique	Température d'air	$T_{air,GT}$	Pt100 9, 72 + Pt100 66, 67 (façade opaque) + Pt100 20, 78 (façade vitrée)
			Température d'air
Extérieur	Humidité relative	HR_{out}	Pt100 (VAISALA, toiture)
	Pression atmosphérique	P_{atm}	Baromètre
	Rayonnement solaire global horizontal	$Q_{SW,global}$	Pyranomètre horizontal
	Rayonnement solaire direct	$Q_{sw,direct}$	Pyrhéliomètre
	Vitesse du vent	v_{wind}	Anémomètre
	Direction du vent	d_{wind}	
	Intérieur	<u>Température d'air</u>	$T_{air,in}$
Puissance de chauffage		Φ_h	Compteur CAMILLE BAUER
Puissance des auxiliaires		Φ_{aux}	Compteur IMESYS

La couverture nuageuse n'est pas estimée par la station météorologique du bâtiment-test. Cette information est nécessaire pour le calcul de la température du ciel. Elle provient de la station météorologique située sur l'aéroport de La Rochelle.

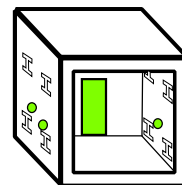
Une autre information nécessaire au modèle est la puissance électrique consommée par le chauffage et par les autres appareils situés dans la cellule-test (ventilateur, centrale d'acquisition...).

Toutes ces données sont fournies au modèle. Elles permettent de reproduire numériquement le comportement thermo-aéraulique de la cellule-test. La température d'air intérieur $T_{air,in}$ est la grandeur permettant de comparer le résultat du modèle et l'expérience.

4.4 Complément des modèles

4.4.1 Façade opaque

Parmi les ponts thermiques présentés sur la Figure 4.4, ceux dus à la présence de la porte, des conduits de ventilation (et du système de climatisation) et des passages des câbles n'ont pas fait l'objet d'une caractérisation spécifique. À ceux-ci s'ajoutent également les très faibles ponts thermiques linéaires causés par les angles sortants de la cellule-test



vers la garde thermique et les ponts thermiques linéaires situés aux jointures des panneaux Dagard continuant les murs de la cellule-test donnant sur la garde thermique. Toutes ces déperditions supplémentaires sont modélisées par un pont thermique additionnel entre la cellule-test et la garde thermique. Les caractéristiques de ce pont thermique ont été choisies arbitrairement de sorte que l'écart entre la température d'air mesurée dans la cellule lors d'un essai et la température d'air de la cellule-test simulée par le modèle soit le plus faible possible. On appelle ce pont thermique le pont thermique « pont thermique additionnel ».

Le pont thermique additionnel est représenté par une paroi sans masse, donc purement résistive, d'une résistance thermique de $0,54 \text{ m}^2 \cdot \text{K}/\text{W}$ et d'une surface de 2 m^2 (la surface des ponts thermiques concernés). Il a été vérifié que l'ajout d'inertie n'améliorait pas le résultat.

Afin de juger de l'amélioration du modèle et donc de sa capacité à mieux reproduire le comportement thermique de la cellule-test, les écarts absolus moyens sont calculés pour toute la durée de l'essai. Selon la thèse de Bontemps (2015) et son étude de la variation des indicateurs statistiques selon le pas de temps de la simulation, cet indicateur semble être le plus informatif parmi les indicateurs statistiques testés (valeurs minimales, maximales, écart moyen et écart-type).

La Figure 4.11 présente l'évolution de la température d'air mesurée dans la cellule-test lors d'un essai de type *STEP* et l'évolution de la température d'air de la cellule-test simulée par le modèle thermo-aéraulique avec et sans le pont thermique additionnel. Le modèle reproduit fidèlement le comportement thermique de la cellule-test du 5 octobre au 9 octobre, lorsque la température intérieure est stable, en régime stationnaire. Le modèle a tendance à légèrement sous-estimer la température intérieure en régime dynamique. L'écart absolu moyen entre la température d'air mesurée lors de l'essai et la température simulée par le modèle thermo-aéraulique passe de $4,3^\circ\text{C}$ à $0,6^\circ\text{C}$.

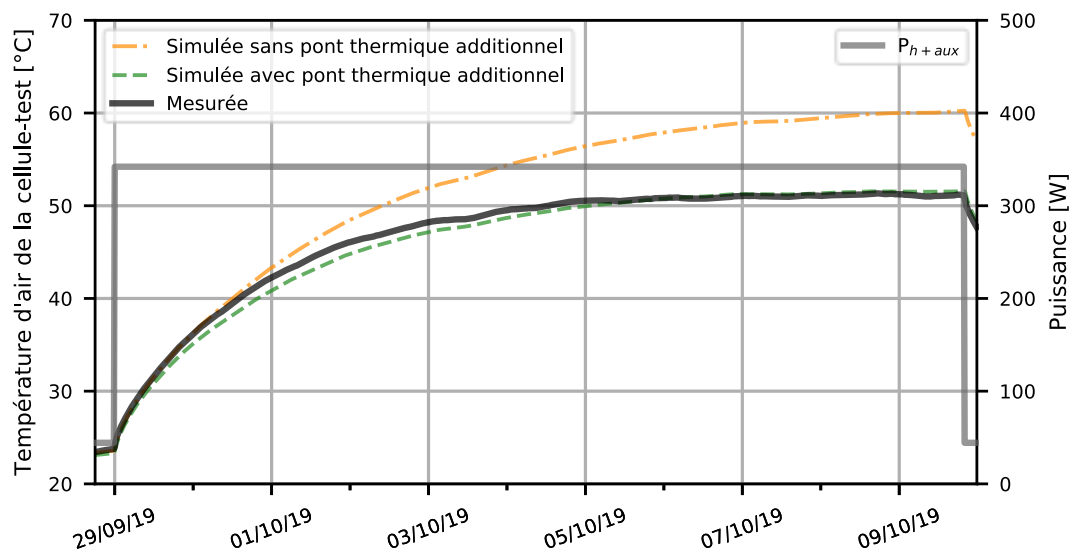


Figure 4.11 : Comparaison des mesures et des températures d'air de la cellule-test simulées par le modèle thermo-aéraulique avec et sans pont thermique additionnel – essai STEP

Afin de s'assurer que la définition des propriétés thermiques de ce pont thermique additionnel est correcte, la même comparaison est réalisée avec un essai de type *ROLBS*. Les résultats sont présentés sur la Figure 4.12. L'écart absolu moyen entre la température d'air mesurée lors de l'essai de type *ROLBS* et la température simulée par le modèle thermo-aéraulique vaut 0,7°C.

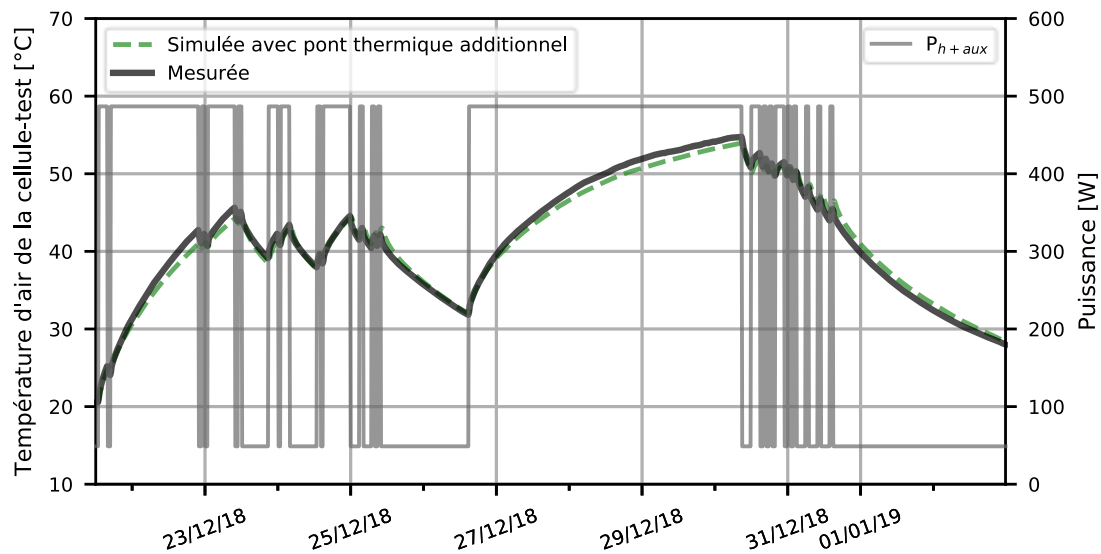


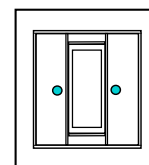
Figure 4.12 : Comparaison des mesures et des températures d'air de la cellule-test simulées par le modèle thermo-aéraulique avec pont thermique additionnel – essai de type *ROLBS*

On peut conclure que le modèle de la façade opaque intégrant les ponts thermiques dus à la présence de la porte, des conduites de ventilation (et du système de climatisation) et des passages de câbles, reproduit correctement le comportement thermique de la cellule-test.

Bien que calé à partir d’essais réalisés avec la façade opaque, ce pont thermique est intégré au modèle thermo-aéraulique de la cellule-test, même lorsqu’une autre façade est étudiée. C’est le cas de l’exemple suivant : la façade vitrée.

4.4.2 Façade vitrée

L’un des éléments de la façade vitrée n’a pas été modélisé à cause de sa complexité. Il s’agit des ouvertures réalisées de part et d’autre de la fenêtre pour permettre le passage des câbles. Lors de leur construction, l’isolant de la façade a été dégradé. Cela engendre un pont thermique difficile à estimer. Pour cela, le modèle est calé en comparaison avec les données expérimentales en supposant que toutes les autres déperditions sont correctement modélisées.



Ces deux ponts thermiques sont modélisés comme des ponts thermiques ponctuels. Après minimisation de l’écart entre les mesures et la température d’air de la cellule-test simulée, nous avons obtenu un coefficient de transmission $\chi_{autres,v}$ de $0,12 \text{ W.K}^{-1}$ pour chacun de ces ponts thermiques.

Le critère utilisé précédemment pour le complément du modèle de la façade opaque a été employé à nouveau. Il s’agit des écarts absolus moyens.

La Figure 4.13 présente les résultats de calage du modèle de la façade vitrée pour un essai de type STEP. La puissance de chauffage (et des auxiliaires) est de 250 W. La présence du rayonnement solaire empêche d’atteindre le régime stationnaire. Avant le calage, le modèle présente déjà des résultats satisfaisants : l’écart absolu moyen entre les mesures et les résultats des simulations vaut $0,4^\circ\text{C}$. Le calage permet de réduire cet écart à $0,3^\circ\text{C}$.

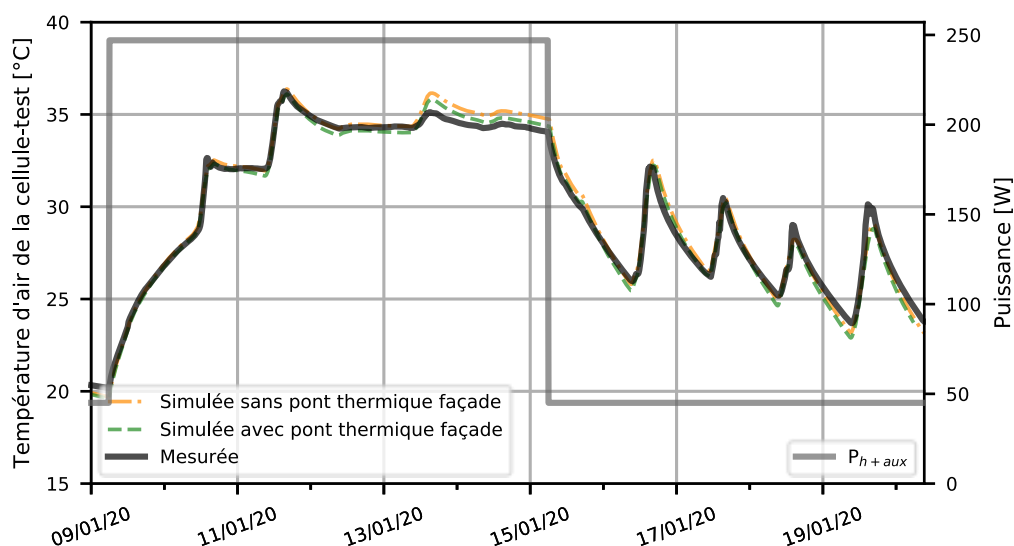


Figure 4.13 : Comparaison des mesures et des températures d’air de la cellule-test simulées par le modèle thermo-aéraulique avec et sans pont thermique façade – essai de type STEP – Puissance de 250 W

La même démarche a été réalisée avec un essai *ROLBS* d'une puissance de 160 W. Les résultats sont présentés sur la Figure 4.14. L'écart absolu moyen entre la température d'air mesurée lors de l'essai de type *ROLBS* et la température simulée par le modèle thermo-aéroulrique vaut 0,5°C.

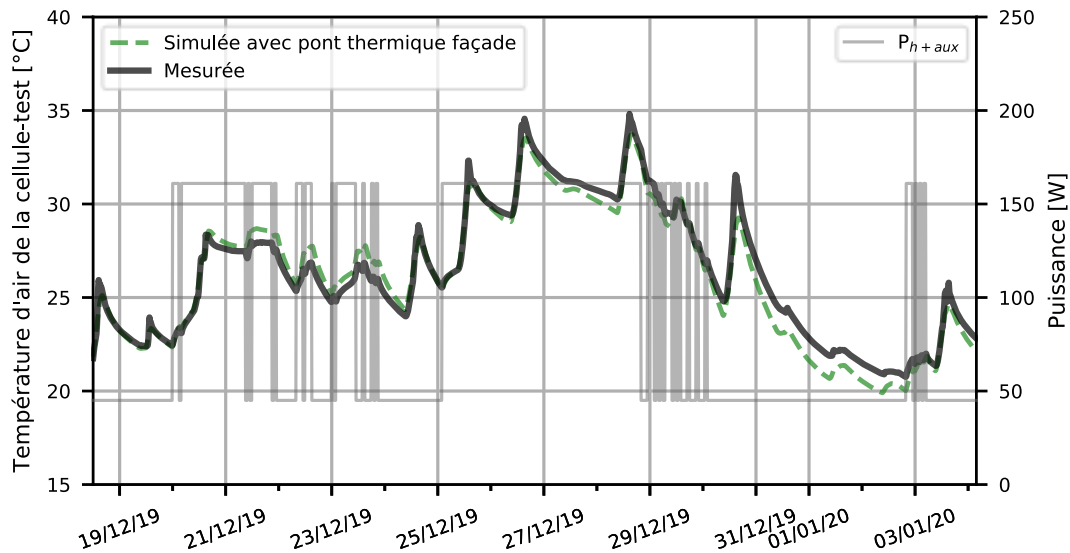


Figure 4.14 : Comparaison des mesures et des températures d'air de la cellule-test simulées par le modèle thermo-aéroulrique avec pont thermique additionnel – essai de type *ROLBS* – Puissance de 160 W

4.5 Analyse des modèles

4.5.1 Répartitions des déperditions

Dans cette partie, la répartition des déperditions est étudiée pour chacun des cas traités : la cellule-test équipée de la façade opaque et de la façade vitrée. Pour cela, une simulation a été réalisée avec une température de consigne d'air de la cellule-test égale à 50°C afin de simuler des conditions expérimentales favorables. La température de la garde thermique est fixée à 21°C. Les résultats montrés ci-dessous représentent l'énergie mise en jeu sur une semaine en hiver (mi-février) et une semaine en été (mi-juin). La température moyenne extérieure est de 9,7°C en hiver et de 18,8°C en été.

4.5.1.1 Façade opaque

Concernant la façade opaque, la Figure 4.15 représente la répartition des apports et des déperditions dans la cellule-test lors d'une semaine d'hiver et d'une semaine d'été.

Dans les deux cas (hiver et été), le bilan est fermé. Les apports solaires dans la cellule-test sont nuls. L'énergie dissipée vers la garde thermique représente 60 % de l'énergie totale en hiver, et 70 % en été : environ 2/3 par les parois intérieures et 1/3 par les autres points singuliers (porte, conduits de ventilation et climatisation, passage de câbles...). L'énergie dissipée par les ponts thermiques dus aux poutres est faible. L'énergie dissipée par l'élément

de référence (l'élément qui est à caractériser) représente 15 % de l'énergie totale, environ autant que pour le cadre métallique. Les infiltrations sont faibles dans les deux cas.

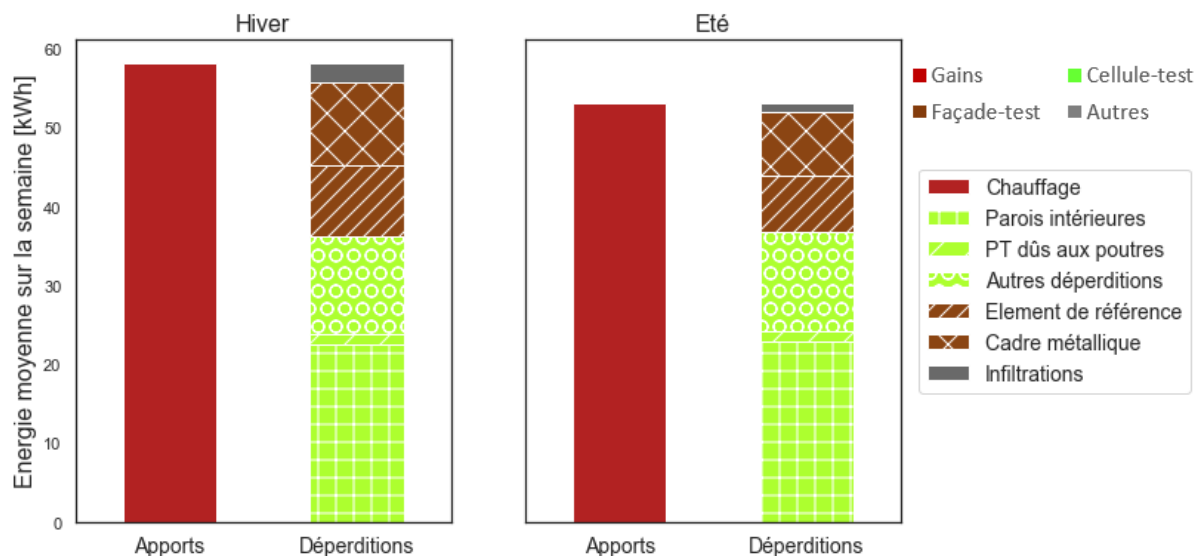


Figure 4.15 : Bilan statique du modèle correspondant à la cellule-test équipée de la façade opaque – hiver et été | « PT » = « Pont thermique »

Ce travail montre l'importance de réduire les déperditions vers la garde thermique et le cadre métallique afin de maximiser la part de déperditions par l'élément de référence. En effet, les autres sources de déperditions vers la garde thermique (porte, conduits de ventilation, climatisation, passages de câbles...) représentent 1/3 des déperditions vers la garde thermique et 20 % des déperditions totales.

4.5.1.2 Façade vitrée

La Figure 4.16 représente la répartition des apports et des déperditions dans la cellule-test équipée de la façade vitrée lors d'une semaine d'hiver et d'une semaine d'été.

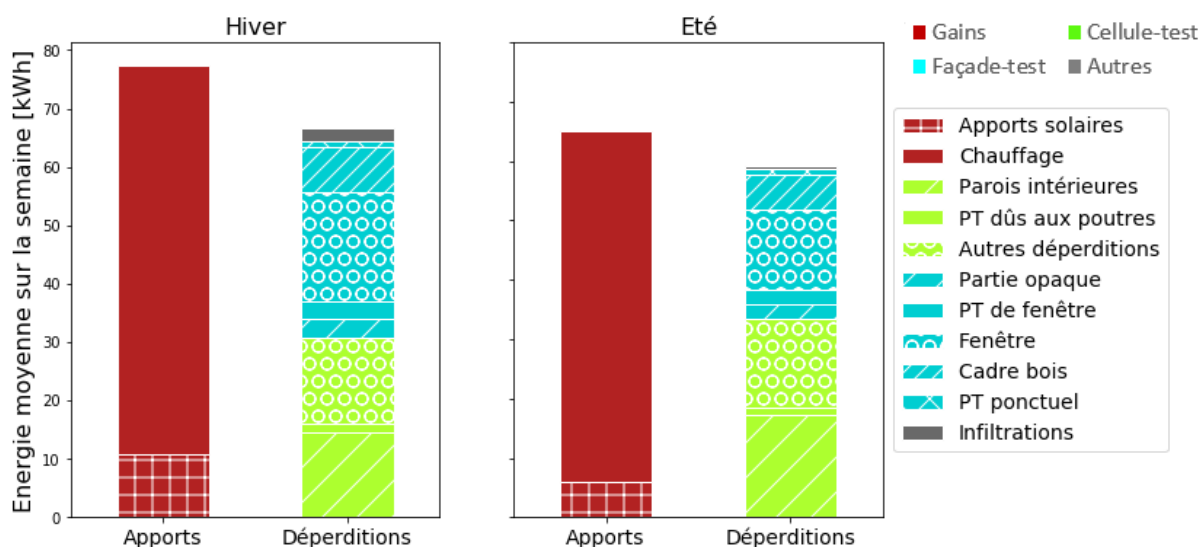


Figure 4.16 : Bilan statique du modèle correspondant à la cellule-test équipée de la façade vitrée – hiver et été | « PT » = « Pont thermique »

En hiver comme en été, le bilan thermique sur la semaine n'est pas fermé. Une erreur, de l'ordre de 10 % de différence entre les apports et les déperditions, est probablement causée par phénomènes thermiques dynamiques dus aux apports solaires. D'un point de vue des déperditions, les échanges avec la garde thermique représentent 40 % des déperditions en hiver et 50 % en été. Puisque les déperditions à travers l'élément de référence vitrée (partie opaque et partie vitrée) sont plus importantes, les déperditions par le cadre bois ne représentent plus que 10 % des déperditions totales.

4.5.2 Etude paramétrique

Selon l'article de Lenhart et al. (2002) traitant des analyses de sensibilité, celles-ci sont des « outils pour l'évaluation des paramètres d'entrée au regard de leur impact sur la sortie du modèle servant au développement de ceux-ci, mais aussi, leur validation et la réduction des incertitudes ». Ici, l'étude de sensibilité a pour objectif de connaître les paramètres impactant le plus la sortie du modèle, c'est-à-dire la température d'air de la cellule-test. Cela permet de s'attarder plus en détail sur la définition des paramètres auxquels la sortie du modèle est sensible. L'étude de sensibilité permet aussi de s'assurer que les performances thermiques des façades étudiées peuvent être estimées par identification, ou autrement dit, que le modèle y est sensible.

Tian (2013) a proposé une revue des méthodes d'analyses de sensibilité utilisées dans le domaine de la simulation énergétique des bâtiments. Deux types d'analyse de sensibilité existent : les méthodes locales et les méthodes globales. Les méthodes locales étudient l'impact de la variation d'un paramètre autour d'une valeur de référence, en considérant les autres paramètres constants généralement comme la méthode appliquée dans la Partie 3.5.4.1 à l'échelle de la paroi. Bien que rapides à implémenter et faciles à interpréter, ces méthodes présentent des limites. En effet, elles supposent la linéarité des impacts sur les sorties du modèle et traitent de variations locales (Iooss et Lemaître 2014). Selon ces mêmes auteurs, les méthodes globales, quant à elles, traitent de toute la plage de variation des paramètres étudiés, quel que soit leur type de distribution (normale, uniforme...). Des exemples de ce type de méthodes sont donnés dans l'article de Nguyen et Reiter (2015). Généralement, les méthodes globales peuvent tenir compte des interactions entre les paramètres. Ces méthodes sont souvent utilisées pour de l'optimisation.

Dans cette étude, une méthode locale a été appliquée. Malgré ses désavantages, elle permet d'identifier les principaux paramètres ayant un impact sur le modèle grâce à une méthode simple et rapide. L'influence de chacun des paramètres est évaluée à partir de l'estimation de la dérivée de la température d'air de la cellule-test tenant compte de la variation du dit-paramètre, selon l'équation (4.10).

$$S_i(t, \beta) = dT_{air,in}(t, \beta, \beta_i) = T_{air,in}(t, \beta, \beta_i^+) - T_{air,in}(t, \beta, \beta_i^-) \quad (4.10)$$

Dans un premier temps, le modèle de la façade opaque est considéré. Puis, la sensibilité du modèle de la façade vitrée est analysée.

4.5.2.1 Façade opaque

Les paramètres étudiés

Les paramètres dont la sensibilité est étudiée dans le cas de la façade opaque sont présentés dans le Tableau 4.6. La valeur de référence de chaque paramètre, ses limites inférieure et supérieure ainsi que la méthode déterminant cette gamme de variation sont également dans le tableau. Les gammes de variation proviennent de sources détaillées dans les chapitres précédents.

Tableau 4.6 : Paramètres et leurs variations pour l'étude de sensibilité – façade opaque

	Paramètre	Unité	Limite inférieure	Valeur de référence	Limite supérieure	Méthode
CL	Albédo du sol	-	0,045	0,05	0,055	± 10 %
	Température de la GT	°C	-3σ	$T_{air,GT}(t)$	+3σ	Etalonnage
Façade	$h_{conv,out}$	W.m ⁻² .K ⁻¹	13	21	29	Partie 3.5.3.2
	α_{SW}	-	0,20	0,26	0,32	Mesure
	λ_{PUR}	W.m ⁻¹ .K ⁻¹	0,020	0,023	0,030	Partie 3.1.2
	c_{pl}	J.kg ⁻¹ .K ⁻¹	1400	1600	1800	Partie 3.1.2
Cellule-test	C_{in}	kJ.K ⁻¹	595	675	755	Partie 4.3.1.1
	Surface de fuite	cm ²	11,63	12,07	12,51	Partie 2.7.1
	Ponts thermiques causés par les poutres					
	$R_{PT\ poutre}$	m ² .K.W ⁻¹	2,00	2,22	2,44	± 10 %
	$C_{PT\ poutre}$	J.kg ⁻¹ .K ⁻¹	220	245	270	± 10 %
	Pont thermique causé par le cadre					
	$R_{PT\ cadre}^1$	m ² .K.W ⁻¹	1,87	2,07	2,28	± 10 %
	$C_{PT\ cadre}^2$	J.kg ⁻¹ .K ⁻¹	980	1090	1200	± 10 %
	Pont thermique additionnel (porte et réseaux)					
	$R_{PT\ additionnel}$	m ² .K.W ⁻¹	0,49	0,54	0,59	± 10 %
¹ Appliqué à la couche isolante (extérieure)			² Appliqué à la couche intérieure			

Les paramètres étudiés sont les suivants :

- L'albédo du sol extérieur (bitume) devant la façade. L'incertitude de ce paramètre n'étant pas connue, des valeurs limites à $\pm 10\%$ de la valeur de référence sont définies,
- La variation de la température d'air de la garde thermique $T_{air,GT}$ tient compte de son incertitude élargie (3σ) définie lors de l'étalonnage des capteurs Pt100,
- Le coefficient d'échange convectif extérieur $h_{conv,out}$ varie selon la gamme précisée précédemment dans le Chapitre 3. Sa valeur de référence est calculée selon la norme ISO 6946 (AFNOR 2017), pour une valeur de vitesse de vent de $4,7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$; cette valeur étant la moyenne de la vitesse du vent mesurée à La Rochelle en 2018 et 2019,
- L'absorptivité en courtes longueurs d'onde de la façade α_{SW} varie selon les mesures réalisées en laboratoire,
- La capacité interne de la cellule est aussi prise en compte,
- La surface de fuite mesurée dans le cadre des tests de pressurisation et de dépressurisation de la cellule-test. Ces tests fournissent des limites inférieure et supérieure à la surface de fuite.

Les ponts thermiques modélisés ont fait l'objet d'une étude de sensibilité à la fois sur leur résistance thermique, mais aussi sur leur capacité thermique, tenant compte d'une variation de $\pm 10\%$ des valeurs estimées par identification.

Afin de s'assurer de l'identifiabilité des paramètres impactant la performance thermique de la façade opaque, les paramètres suivants sont également étudiés (en gras dans le Tableau 4.6) :

- La conductivité thermique de l'isolant (**PUR**) présent dans la façade puisqu'il a été montré dans la Partie 3.5.4.1 qu'il représente 96 % de la résistance thermique de la façade,
- De même, la capacité thermique du contreplaqué bakérisé (**ρI**) représentant 90 % de la capacité thermique de la façade, ce paramètre a été testé.

Les résultats

L'étude de la sensibilité des paramètres est étudiée lors de l'essai de type *STEP* précédemment utilisé. L'impact des paramètres peut être apprécié en régime stationnaire et en régime dynamique. Les sensibilités des paramètres présentés ci-avant sont calculées selon l'équation (4.10). Celles-ci sont tracées au cours du temps sur la Figure 4.17. Les coefficients de sensibilité de l'albédo du sol, de la surface de fuite d'air et de la capacité des ponts thermiques causés par le cadre ne sont pas tracés, car ils sont pratiquement nuls, tout au long de l'essai.

Les coefficients de sensibilité des paramètres liés à la définition des conditions aux limites sont tracés en traits pointillés. Les coefficients de sensibilité du coefficient d'échange convectif extérieur et celui de l'absorptivité en courtes longueurs d'onde de la façade opaque sont faibles. Le coefficient de sensibilité lié à la température d'air de la garde thermique est plutôt important, notamment en régime stationnaire.

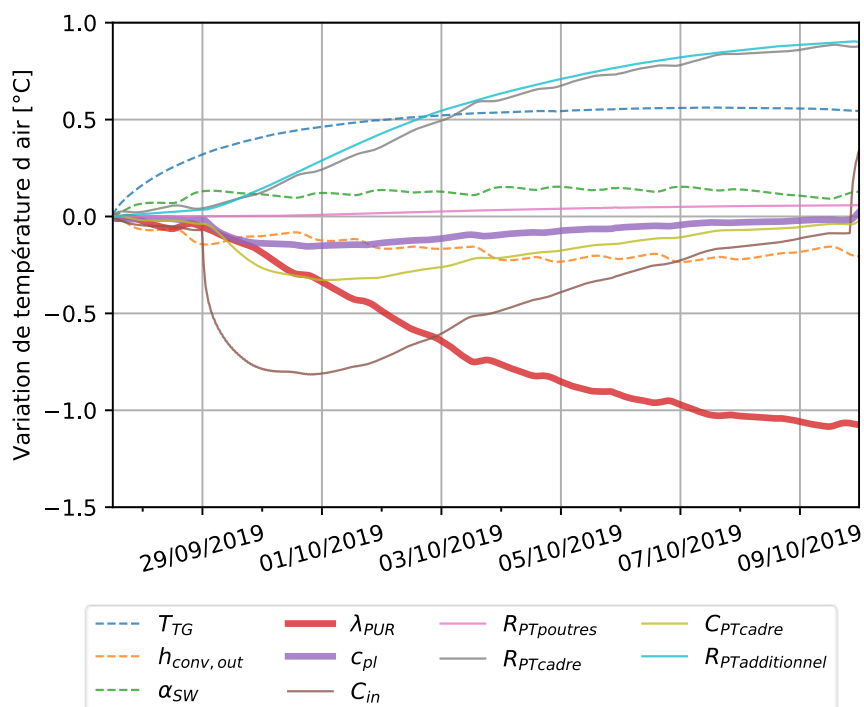


Figure 4.17 : Etude de sensibilité – façade opaque – essai de type STEP

Les deux paramètres étudiés pour s'assurer de l'identifiabilité des performances thermiques de la façade opaque sont tracés avec des traits épais. La conductivité de l'isolant, en rouge, est un paramètre impactant fortement la température d'air de la cellule-test, surtout en régime stationnaire. Ce paramètre est d'ailleurs celui qui impacte le plus la température d'air en régime stationnaire. La capacité du contreplaqué, dont la sensibilité est tracée en violet, influence également la température d'air de la cellule-test, sauf que pour ce paramètre, son impact est plus important au début de la sollicitation lorsque le régime est le plus dynamique. Son impact est à relativiser, car il reste faible, comparé à celui de la plupart des autres paramètres.

Les coefficients de sensibilité des paramètres liés aux propriétés des ponts thermiques et la capacité interne de la cellule-test sont représentés par des traits fins. Les ponts thermiques dus aux poutres ont un très faible impact sur la température d'air de la cellule-test. Par contre, les impacts des résistances thermiques du pont thermique dû au cadre métallique et au pont thermique additionnel sont importants. La capacité du pont thermique dû au cadre a un impact moyen. La capacité interne influence grandement la température d'air de la cellule-test. Il est à noter que sa gamme de variation est importante à cause de la forte incertitude liée à son évaluation.

En conclusion, la résistance thermique de la façade opaque semble identifiable, notamment en régime stationnaire. Quant à la capacité thermique, liée à la capacité thermique massique du contreplaqué, des essais en régime fortement dynamique sont nécessaires. Aussi, deux points de vigilance sont à souligner. La température d'air de la garde thermique doit être mesurée avec une grande précision, car celle-ci impacte fortement la

température d'air de la cellule-test. D'autres capteurs ont été installés pour disposer de plus de points de mesure. Aussi, la capacité interne de la cellule-test devra faire l'objet d'une estimation plus précise, voire retirer/isoler du matériel afin de limiter les sources d'incertitude.

4.5.2.2 Façade vitrée

Les paramètres étudiés

De même que pour la façade opaque, les paramètres présentés dans le Tableau 4.7 ont été étudiés lors de l'analyse de sensibilité.

Tableau 4.7 : Paramètres et leurs variations pour l'étude de sensibilité – façade vitrée

	Paramètre	Unité	Limite inférieure	Valeur de référence	Limite supérieure	Méthode	
CL	Albédo du sol	-	0,045	0,05	0,055	± 10 %	
	Température de la GT	°C	-3σ	$T_{air,GT}(t)$	+3σ	Etalonnage	
Façade	$h_{conv,out}$	$W.m^{-2}.K^{-1}$	13	21	29	Partie 3.5.3.2	
	α_{SW}	-	0,86	0,88	0,90	Mesure	
	λ_{XPS}	$W.m^{-1}.K^{-1}$	0,031	0,034	0,037	± 10 %	
	c_{pl}	$J.kg^{-1}.K^{-1}$	1400	1600	1800	Partie 3.1.2	
	U_w	$W.m^{-2}.K^{-1}$	1,34	1,49	1,64	± 10 %	
	g	-	0,57	0,63	0,69	± 10 %	
	$\chi_{autres,v}$	$W.K^{-1}$	0,11	0,12	0,13	± 10 %	
Cellule-test	C_{in}	$kJ.K^{-1}$	595	675	755	Partie 4.3.1.1	
	Surface de fuite	cm^2	6,7	7,4	7,7	Test d'étanchéité	
	Ponts thermiques induits par les poutres						
	$R_{PT\ poutre}$	$m^2.K.W^{-1}$	2,0	2,22	2,44	± 10 %	
	$C_{PT\ poutre}$	$J.kg^{-1}.K^{-1}$	220	245	270	± 10 %	
	Pont thermique induit par le cadre						
	$R_{PT\ cadre}^1$	$m^2.K.W^{-1}$	2,04	2,27	2,50	± 10 %	
	$C_{PT\ cadre}^2$	$J.kg^{-1}.K^{-1}$	675	750	825	± 10 %	
	Pont thermique additionnel (porte et réseaux)						
	$R_{PT\ additionnel}$	$m^2.K.W^{-1}$	0,49	0,54	0,59	± 10 %	
	¹ Appliqué à la couche isolante (extérieure)				² Appliqué à la couche intérieure		

Certains paramètres sont communs à l'étude du comportement du modèle avec la façade opaque. Il s'agit de l'albédo du sol, la température de la garde thermique, le coefficient d'échange convectif extérieur, la capacité thermique du contreplaqué et les ponts thermiques causés par les poutres, le cadre et le pont thermique additionnel.

D'autres paramètres ont vu leurs valeurs de référence changer. C'est le cas de l'absorptivité solaire de la façade (le matériau extérieur étant différent), la conductivité de l'isolant de la façade et la surface de fuite (la cellule équipée de la façade vitrée étant plus étanche à l'air).

Enfin, de nouveaux paramètres ont été considérés : le coefficient de transfert thermique de la fenêtre U_w , son facteur solaire g et le coefficient de transmission du pont thermique ponctuel de façade $\chi_{autres,v}$.

Les résultats

L'étude a été réalisée pour l'essai de type *STEP* d'une puissance de 250 W, car il présente un palier à température constante entre le 12 et le 15 janvier 2020. Les sensibilités sont tracées sur la Figure 4.18. Les coefficients de sensibilité de l'albédo du sol, de la surface de fuite d'air, de l'absorptivité solaire de l'élément à tester et de la capacité des ponts thermiques induits par le cadre ne sont pas tracés car ils sont presque nuls tout au long de l'essai.

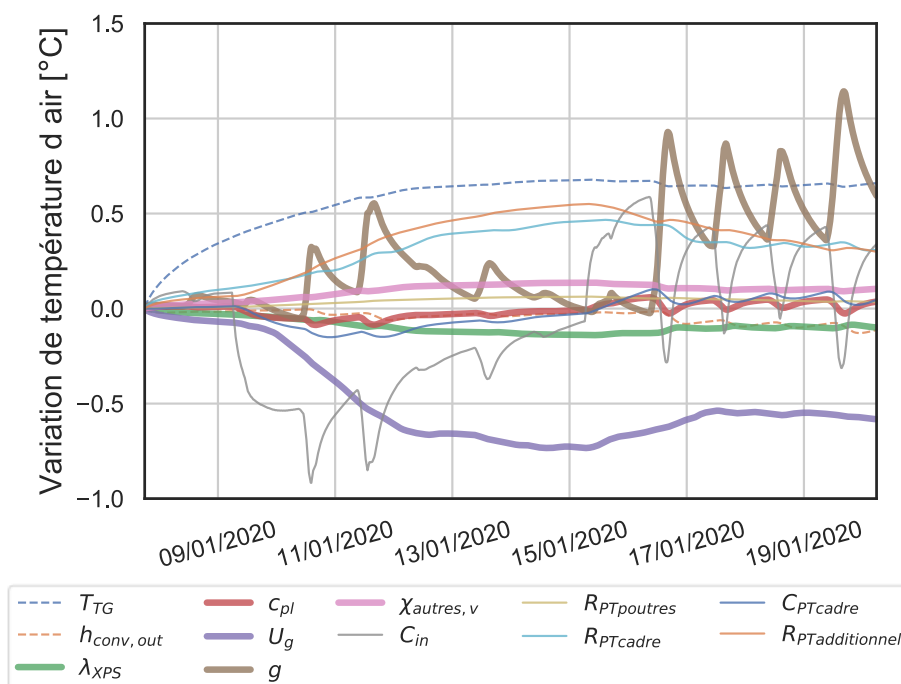


Figure 4.18 : Etude de sensibilité – façade vitrée – essai de type *STEP* – Puissance de 250 W

Tout comme dans le cas de l'étude de la façade opaque, la température d'air de la garde thermique et la capacité interne de la cellule-test sont deux paramètres influençant fortement le modèle. Les résistances des ponts thermiques dus au cadre de la façade et additionnels ont un impact important également (jusqu'à 0,5°C).

Trois des paramètres liés aux performances à estimer, à savoir la conductivité thermique de l'isolant (polystyrène extrudé), la résistance du pont thermique de la façade vitrée et la capacité thermique massique du contreplaqué baké, sont relativement peu sensibles comparés aux autres paramètres. Les deux autres paramètres liés aux performances de la façade vitrée (le coefficient de transmission thermique de la fenêtre U_g et son facteur solaire g) ont une sensibilité bien plus importante. La sensibilité du coefficient U_g est plutôt constante tandis que le facteur solaire g a une forte dynamique liée au rayonnement solaire.

4.6 Conclusions du chapitre

Dans ce chapitre, la réalisation d'un modèle thermo-aéroulque de la cellule-test a été présentée. Il permet de reproduire le comportement thermo-aéroulque de la cellule-test, constituée de ses cinq parois isolées et de la façade. Pour réaliser ce modèle, la connaissance des propriétés thermiques des différents matériaux a été utile mais pas suffisante. En effet, certaines géométries complexes de grande dimension, tels que les ponts thermiques dus à la traversée des poutres et les surfaces déperditives dues aux cadres des façades, ne peuvent pas être modélisés de manière simple. Une caractérisation du comportement thermique dynamique de ces ponts thermiques a été réalisée. Enfin, un pont thermique a été ajouté à chaque modèle, dont les propriétés ont été définies par calage.

L'analyse des résultats des modèles a montré la grande part des déperditions vers la garde thermique et par le cadre de la façade opaque. Dans le cas de l'étude de la façade vitrée, les déperditions vers la façade sont plus importantes.

La sensibilité des modèles à plusieurs paramètres associés aux conditions aux limites, aux paramètres de la façade à estimer ou aux propriétés de la cellule-test, a été étudiée. Elle a permis de dégager des points de vigilance quant à la réalisation des expériences. Elle a pu mettre en évidence l'identifiabilité de certains paramètres, si l'absence de corrélation est vérifiée. Dans le cas de la façade opaque, la résistance et la capacité thermiques peuvent être estimées à l'aide d'essais en conditions stationnaires (pour la résistance) et dynamiques (pour la capacité). Pour la façade vitrée, le modèle est moins sensible aux paramètres à estimer sur la partie opaque mais il est très sensible aux paramètres liés à la fenêtre.

Ce modèle thermo-aéroulque a de nombreux avantages. Tout d'abord, il permet de réaliser des jeux de données numériques rapidement en faisant varier les conditions aux limites aisément. Ensuite, il permet d'évaluer l'identifiabilité des façades et d'analyser quelles sont les conditions aux limites idéales (pendant une saison particulière par exemple). Enfin, il peut également servir à améliorer l'installation expérimentale, en travaillant à limiter les incertitudes sur les paramètres influençant les modèles tels que la température d'air de la garde thermique et la capacité interne à la cellule-test.

Cet outil comporte des limites. Les technologies nouvelles de façade modélisables sont peu nombreuses. Par exemple, la modélisation de façade rideau ou double peau n'ont pas encore fait leurs preuves dans ce type d'outils comme souligné dans l'article de Catto Lucchino et al. (2019). D'ailleurs, il faut noter la moins bonne précision de modélisation de la dynamique de la température d'air intérieur lorsque la façade vitrée est simulée, comparée à la façade opaque. Ceci peut être dû au grand nombre de degrés de liberté de ce type de modèles.

Il est donc nécessaire d'utiliser d'autres types de modèles pour modéliser et caractériser les façades au comportement thermique plus complexe. Ce sujet est l'objet du chapitre suivant.

Chapitre 5 Caractérisation thermique de la cellule-test et de ses façades

À partir des essais expérimentaux réalisés avec l'équipement de façades présenté dans le Chapitre 2 , ainsi que le modèle thermo-aéraulique décrit dans le Chapitre 4 , il est possible d'estimer certains paramètres d'un modèle simplifié de la cellule-test.

Pour ce faire, un modèle stochastique basé sur des schémas Résistance-Capacité est construit pour reproduire le comportement thermo-aéraulique de la cellule-test, contrairement au Chapitre 3 dans lequel l'échelle de la paroi était étudiée. À partir du modèle stochastique et d'une méthode d'identification dédiée, les paramètres peuvent être estimés. Dès lors, deux principales questions peuvent être posées : est-ce que les paramètres estimés sont décorrélés ? Est-ce que les paramètres estimés ont une signification physique ?

La première partie de ce chapitre vise à détailler la méthode employée pour sélectionner les modèles appropriés au cas étudié dans laquelle on retrouve la construction des modèles stochastiques, leurs conditions aux limites et la méthode d'identification.

Dans une seconde partie sont présentés les paramètres à estimer, déterminés théoriquement à partir des propriétés des matériaux supposées connues. L'évaluation de ces paramètres permet de fixer des plages de variations réalistes pour chacun, nécessaire aux modèles stochastiques.

La troisième partie traite de l'estimation des résistances des parois donnant sur la garde thermique et des résistances de la façade opaque (cas d'étude 1). L'estimation par identification n'est pas possible, car ces paramètres sont fortement corrélés. Des jeux de données numériques ont permis le développement et la validation d'une méthode permettant l'estimation de ces deux résistances. Ces simulations proviennent du modèle présenté dans le Chapitre 4.

Enfin, la quatrième partie concerne l'application de la méthodologie précédemment définie pour estimer les résistances de la cellule-test équipée de la façade vitrée (cas d'étude 2). La prise en compte nécessaire des apports solaires nécessite l'adaptation de la méthodologie. Des préconisations sont formulées pour les expérimentations futures afin de s'affranchir des jeux de données numériques.

L'objectif à terme est d'utiliser les méthodologies développées ci-après à des façades adaptatives. L'application de bilan dynamique a donc été privilégiée. En effet, les bilans statiques ne peuvent fournir des informations que sur des caractéristiques thermiques statiques et ils sont peu performants dans le cas des parois vitrées.

5.1 Sélection du modèle simplifié de la cellule-test

La méthodologie utilisée dans ce chapitre repose sur l'outil développé à l'Université danoise DTU par Kristensen et Madsen (2003). Cet outil, appelé CTSM-R pour « Continuous-Time Stochastic Model » inclut la construction de modèles stochastiques et l'estimation de leurs paramètres par identification. Il est basé sur le langage de programmation de statistique R.

Cette partie présente tout d'abord les modèles stochastiques ainsi que les conditions aux limites utilisées dans les modèles. Ensuite, la méthode d'identification est détaillée. Enfin, la procédure de sélection du modèle stochastique le plus approprié au système étudié est décrite. Cette méthode provient de l'étude de Bacher et Madsen (2011a).

5.1.1 Présentation des modèles stochastiques

5.1.1.1 Expressions mathématiques

Le modèle le plus simple pour modéliser la cellule-test équipée d'une façade quelconque est représenté sur la Figure 5.1. Ce modèle s'appelle le modèle T_{in} ; la seule variable d'état considérée inconnue étant le nœud intérieur. L'intérieur de la cellule-test est représenté par un nœud de température d'air $T_{air,in}$ et une capacité C_{in} . Ce nœud est relié à un générateur de courant Φ_{h+aux} représentant la puissance dégagée par le chauffage et les auxiliaires. Il est également relié à deux potentiels $T_{air,GT}$ et $T_{conv+LW,out}$ alimentés par des générateurs de tension représentant respectivement les températures de la garde thermique et de l'extérieur. Deux résistances R_c et R_f , positionnées entre le nœud $T_{air,in}$ et les nœuds $T_{air,GT}$ et $T_{conv+LW,out}$ représentent les résistances entre ces environnements.

L'indice c se réfère à la cellule-test tandis que l'indice f est utilisé pour les paramètres de la façade. Sur la figure, les paramètres mesurés ou simulés (Φ_{h+aux} , $T_{conv+LW,out}$, $T_{air,GT}$) sont inscrits en vert, les paramètres à identifier du modèle (R_c , R_f , C_{in}) sont notés en rouge et la grandeur calculée ($T_{air,in}$) est en bleu.

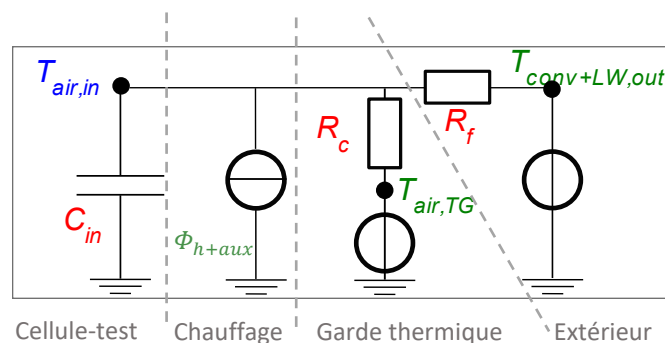


Figure 5.1 : Représentation du modèle T_{in}

Le modèle T_{in} est traduit par l'équation (5.1), où ω est un terme stochastique tenant compte de l'incertitude.

$$C_{in} \frac{dT_{air,in}}{dt} = \frac{T_{conv+LW,out} - T_{air,in}}{R_f} + \frac{T_{air,TG} - T_{air,in}}{R_c} + \Phi_{h+aux} + \omega \quad (5.1)$$

Ce modèle, assez simple, peut être complexifié pour tenir compte de l'inertie des parois donnant sur la garde thermique ou celle de la façade par exemple, des apports solaires, voire de la présence de la fenêtre dans le cas où la façade en est équipée. Des exemples sont donnés ci-dessous.

Dans les modèles suivants, les variables d'état T_f et T_c sont insérées. Elles représentent des nœuds de températures fictives, non mesurables, car les transferts dans les parois sont simplifiés. C'est pourquoi il n'est pas possible d'appliquer la méthode inverse à ces nœuds.

Le modèle $T_{in}T_fT_c$ représenté sur la Figure 5.2a tient compte des apports de chauffage et des auxiliaires (Φ_{h+aux}) et des inerties des deux types de parois. La façade est représentée par la capacité C_f et les parois donnant sur la garde thermique sont représentées par la capacité C_c . L'ajout de ces capacités implique la division des résistances en deux résistances en séries : R_{f1} et R_{f2} pour la façade et R_{c1} et R_{c2} pour les parois donnant sur la garde thermique.

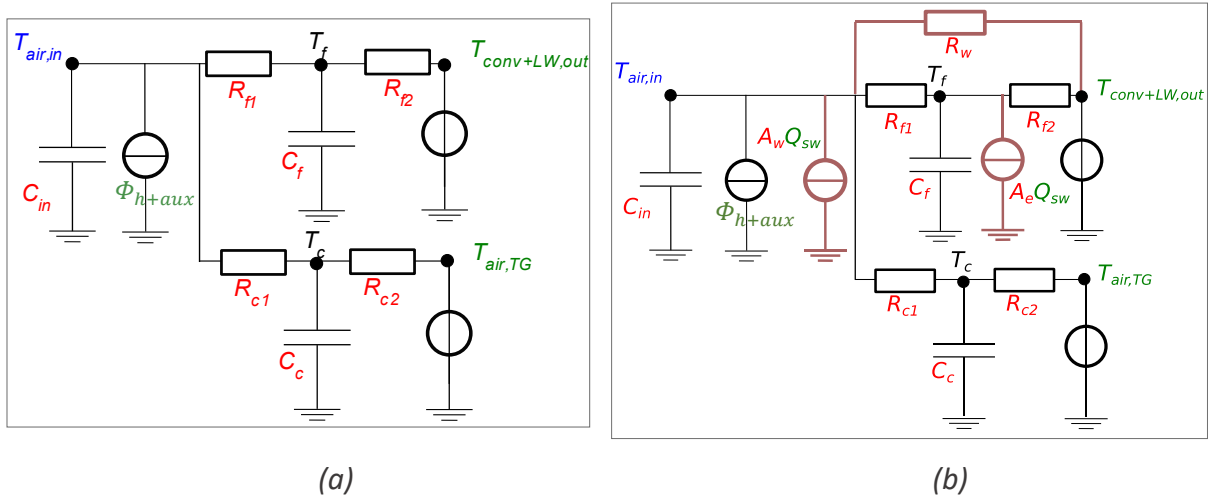


Figure 5.2 : Représentation du modèle $T_{in}T_fT_c$ (a) et du modèle $T_{in}T_fT_c A_w R_w A_e$ (b)

Le modèle $T_{in}T_fT_c$ est traduit par le système d'équations (5.2).

$$\begin{cases} C_{in} \frac{dT_{air,in}}{dt} = \frac{T_f - T_{air,in}}{R_{f1}} + \frac{T_c - T_{air,in}}{R_{c1}} + \Phi_{h+aux} + \omega_1 \\ C_c \frac{dT_c}{dt} = \frac{T_{air,in} - T_c}{R_{c1}} + \frac{T_{air,GT} - T_c}{R_{c2}} + \omega_2 \\ C_f \frac{dT_f}{dt} = \frac{T_{air,in} - T_f}{R_{f1}} + \frac{T_{conv+LW,out} - T_f}{R_{f2}} + \omega_3 \end{cases} \quad (5.2)$$

La Figure 5.2b représente un modèle tenant compte en plus de la présence de la fenêtre et des apports solaires sur la façade ($A_e Q_{SW}$). Ce modèle est nommé $T_{in}T_fT_cA_wR_wA_e$. Tout d'abord, le générateur de courant A_wQ_{SW} modélise les apports solaires à travers un vitrage de surface efficace A_w . Cette notion est définie dans la suite du chapitre. La résistance R_w , placée en parallèle, est censée modéliser les échanges par transmission à travers le vitrage. Le modèle $T_{in}T_fT_cA_wR_w$ est traduit par le système d'équations (5.3).

$$\left\{ \begin{array}{l} C_{in} \frac{dT_{air,in}}{dt} = \frac{T_f - T_{air,in}}{R_{f1}} + \frac{T_c - T_{air,in}}{R_{c1}} + \frac{T_{conv+LW,out} - T_{air,in}}{R_w} + \Phi_{h+aux} + A_w Q_{SW} + \omega_1 \\ C_c \frac{dT_c}{dt} = \frac{T_{air,in} - T_c}{R_{c1}} + \frac{T_{air,GT} - T_c}{R_{c2}} + \omega_2 \\ C_f \frac{dT_f}{dt} = \frac{T_{air,in} - T_f}{R_{f1}} + \frac{T_{conv+LW,out} - T_f}{R_{f2}} + A_e Q_{SW} + \omega_3 \end{array} \right. \quad (5.3)$$

5.1.1.2 Prise en compte des conditions aux limites

Le comportement thermique du système étudié, ici la cellule-test, est influencé par la garde thermique et l'environnement extérieur. Deux conditions aux limites distinctes sont donc à prendre en compte. Du côté de la garde thermique, sa température d'air $T_{air,GT}$ est imposée et mesurée par des capteurs de température dédiés. Etant donné que la garde thermique est fortement isolée, on fait l'hypothèse que les parois de celle-ci ont une température très proche de celle de l'air. Du côté de l'extérieur, il faut tenir compte de la température d'air $T_{air,out}$, du rayonnement solaire reçu par la façade Q_{SW} ainsi que du rayonnement en grandes longueurs d'onde échangé avec l'environnement extérieur (la voûte céleste, le bâtiment lui faisant face et le sol). Ce dernier flux est traduit par la température de brillance T_b . Ce calcul a été précédemment détaillé dans le Chapitre 2 (équation (2.1)).

Concernant les conditions extérieures, l'influence des échanges convectifs et des échanges par rayonnement en grandes longueurs d'onde est prise en compte à partir d'une température considérant chacune des contributions comme présentée dans l'équation (3.8) et notée $T_{conv+LW,out}$. Les coefficients d'échange convectif $h_{conv,out}$ et radiatif $h_{LW,out}$ étant des paramètres particulièrement difficiles à estimer sur site (se référer au Chapitre 3), ils sont considérés constants.

$$T_{conv+LW,out}(t) = \frac{\overline{h_{conv,out}} T_{air,out}(t) + \overline{h_{LW,out}} T_b(t)}{\overline{h_{out}}} \quad (5.4)$$

$$\text{avec } \overline{h_{conv,out}} = 4 + 4 \bar{v}_{wind}, \quad \overline{h_{LW,out}} = 4\sigma\epsilon_{LW} \left(\frac{T_{s,out} + T_b}{2} \right)^3 \text{ et } \overline{h_{out}} = \overline{h_{conv,out}} + \overline{h_{LW,out}}$$

Le rayonnement de courtes longueurs d'onde est pris en compte à part, à partir du rayonnement solaire vertical reçu par la façade Q_{SW}^{exp} .

À l'intérieur, la cellule-test est sollicitée en température par le chauffage et les équipements auxiliaires dégageant de la chaleur.

Ce chapitre exploite deux types de données : les données expérimentales et les données numériques.

Les données expérimentales sont construites à partir des données mesurées sur l'installation expérimentale par les capteurs recensés dans le Tableau 5.1.

Tableau 5.1 : Liste des capteurs

Position	Type	Dénomination	Capteurs
Extérieur	Température d'air	$T_{air,out}^{exp}$	Pt100 (toiture)
	Rayonnement solaire vertical	Q_{SW}^{exp}	Pyranomètre vertical
	Température de brillance (par calcul)	T_b^{exp}	Pyrgéomètre vertical
Intérieur	Température d'air	$T_{air,in}^{exp}$	Pt100 n°21, 23, 25, 56, 57
	Puissance de chauffage	Φ_h^{exp}	Compteur C. BAUER
	Puissance des auxiliaires	Φ_{aux}^{exp}	Compteur IMESYS
Garde thermique	Température d'air	$T_{air,GT}^{exp}$	Pt100 n°9, 72

Lorsque plusieurs capteurs sont concernés, la valeur affectée à la grandeur est la moyenne de la mesure des capteurs.

Les données numériques sont générées du modèle numérique thermo-aéraulique présenté dans le Chapitre 4 . Les données produites sont recensées dans le Tableau 5.2.

Tableau 5.2 : Liste des variables du modèle numérique

Position	Type	Dénomination
Extérieur	Température d'air	$T_{air,out}^{mod}$
	Rayonnement solaire vertical	Q_{SW}^{mod}
	Température de brillance (par calcul)	T_b^{mod}
Intérieur	Température d'air	$T_{air,in}^{mod}$
	Puissance de chauffage et des auxiliaires	Φ_{h+aux}^{mod}
Garde thermique	Température d'air	$T_{air,GT}^{mod}$

Les simulations sont réalisées avec un fichier météorologie représentant une année météorologique typique. Il est construit par Meteonorm à partir des données mesurées sur la période 1961-1990 pour La Rochelle.

5.1.2 Identification et sélection des modèles

L'estimation de la liste des paramètres β d'un modèle stochastique est réalisée par la maximisation de la fonction de vraisemblance, notée J . Cette fonction est présentée en équation (5.5). Elle est calculée comme le produit des probabilités conditionnelles, notées $p(T_t|T_{t-1},\beta)$, de mesurer la température à l'instant t sachant la température à l'instant $t-1$ et sachant les estimations des paramètres à identifier. La température considérée dans cette équation est la température d'air de la cellule-test, notée $T_{air,in}$.

$$J(\beta, T) = \left(\prod_{t=1}^n p(T_t|T_{t-1}, \beta) \right) p(T_0|\beta) \quad (5.5)$$

Quand la fonction de vraisemblance J est maximale, le modèle stochastique considéré simule une température d'air de la cellule-test (notée $T_{air,in}^{stoc}$) proche de la température mesurée expérimentalement (notée $T_{air,in}^{exp}$) ou simulée par le modèle thermo-aéraulique (notée $T_{air,in}^{mod}$).

L'algorithme utilisé pour maximiser la fonction de vraisemblance J est la méthode quasi-Newton basée sur la méthode *BFGS*. Cette méthode est détaillée dans le guide mathématique de CTSM-R (Kristensen et Madsen 2003).

Pour connaître la structure du modèle stochastique reproduisant au mieux le comportement thermique de la cellule-test, la procédure décrite dans l'article de Bacher et Madsen (2011a) est appliquée. En effet, une infinité de modèles peut être utilisée pour reproduire le comportement thermique de la cellule-test. L'interface entre chaque environnement (par exemple entre la garde thermique et la cellule-test) peut être modélisée par une infinité de résistances en série ou en parallèle. Il est aussi possible de tenir compte ou non de la capacité du chauffage ou des capteurs. Il est important de noter que le modèle jugé le plus approprié dépend de la façade étudiée et de la dynamique des données choisies (par exemple, en régime stationnaire ou fortement dynamique de type *ROLBS*). Cette procédure est donc à répéter en théorie à chaque changement de façade et de dynamique de séquence expérimentale.

Choisir le modèle le plus approprié consiste à choisir un modèle décrivant au mieux le phénomène observé expérimentalement ou numériquement à partir d'un jeu de données d'entraînement tout en évitant le surentraînement comme expliqué dans le livre « The Elements of Statistical Learning » de Hastie, Tibshirani, et Friedman (2009). Le modèle choisi doit reproduire le comportement de la cellule-test étudiée quelles que soient les conditions aux limites de celle-ci (testé par les jeux de données de vérification). La Figure 5.3 illustre le risque de surentraînement évoqué dans ce livre. En effet, au-delà d'une certaine complexité de modélisation, considérée optimale, les modèles reproduiront le comportement selon les données d'entraînement avec précision, mais ces modèles et leurs paramètres estimés auront

tendance à mal reproduire le comportement thermique de la cellule-test dans d'autres conditions expérimentales (jeux de données de vérification).

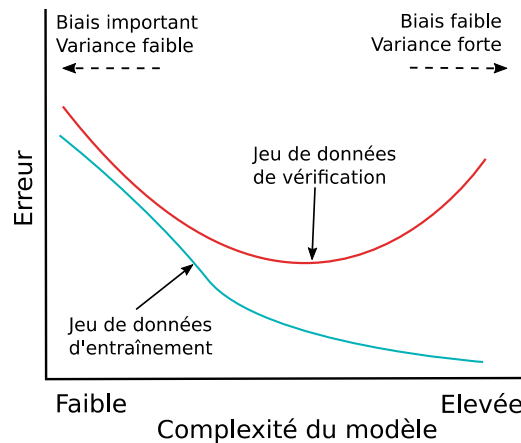


Figure 5.3 : Erreur en fonction du niveau de complexité du modèle et des données d'entraînement ou de test (tiré de (Hastie, Tibshirani, et Friedman 2009))

La Figure 5.4 montre la procédure de sélection du modèle le plus approprié. Elle consiste à étudier des modèles simplifiés de complexité croissante. Les paramètres de chaque modèle sont estimés à l'aide de l'outil CTSM-R par maximisation de la fonction de vraisemblance J .

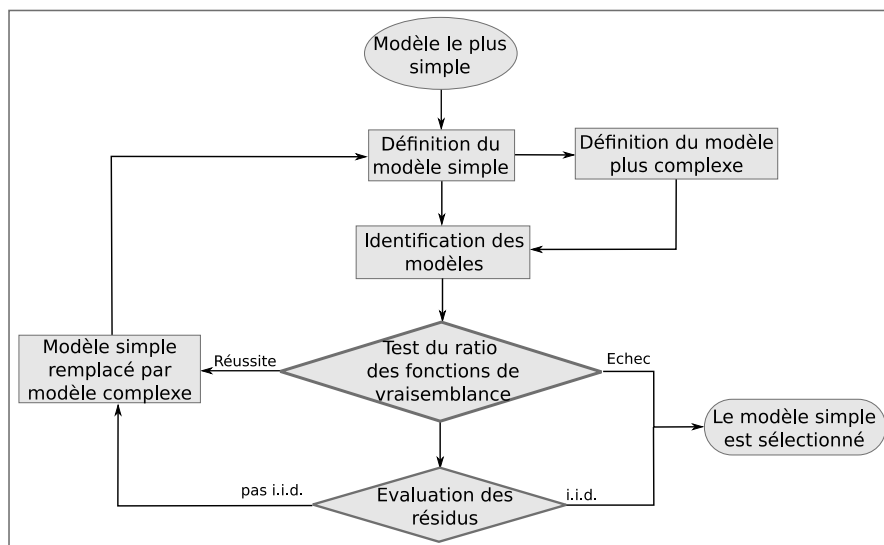


Figure 5.4 : Procédure de sélection de modèles à partir de Bacher et Madsen (2011)

Le modèle le plus simple est d'abord étudié. Il s'agit du modèle T_{in} représenté sur la Figure 4.2. Des modèles plus complexes sont construits à partir de celui-ci. L'identification de ces modèles permet d'estimer leurs paramètres et la valeur de leur fonction de vraisemblance. Les valeurs des fonctions de vraisemblance sont comparées par le test du ratio des fonctions de vraisemblance. Ce test vise à connaître si la probabilité d'observer les valeurs mesurées est plus grande dans le nouveau modèle. Tant que le test est réussi, c'est-à-dire que la probabilité est plus importante dans le nouveau modèle, l'opération est répétée. Les paramètres des modèles stochastiques à estimer sont *a minima* les performances thermiques de la façade. Ce critère est donc à prendre en compte lors de la sélection du modèle.

Enfin, les résidus du modèle le plus approprié, i.e. la différence entre les données mesurées et les données simulées, doivent être indépendants et identiquement distribués (i.i.d.) comme décrit dans le livre « Time Series Analysis » de Cryer et Chan (2008).

Ceci peut être vérifié en traçant le périodogramme cumulé, aussi appelé périodogramme de Barlett. Celui-ci vérifie que la distribution des résidus se rapproche d'une distribution normale. En effet, dans le cas d'une distribution normale, aucune fréquence n'est privilégiée. Ensuite, le diagramme d'autocorrélation permet de vérifier que les résidus ne sont pas corrélés entre eux et ainsi, vérifier leur propriété d'indépendance. Un exemple de chaque type de diagramme est présenté sur la Figure 5.5. Les résidus présentés sur ces figures sont indépendants et suivent une distribution plutôt normale.

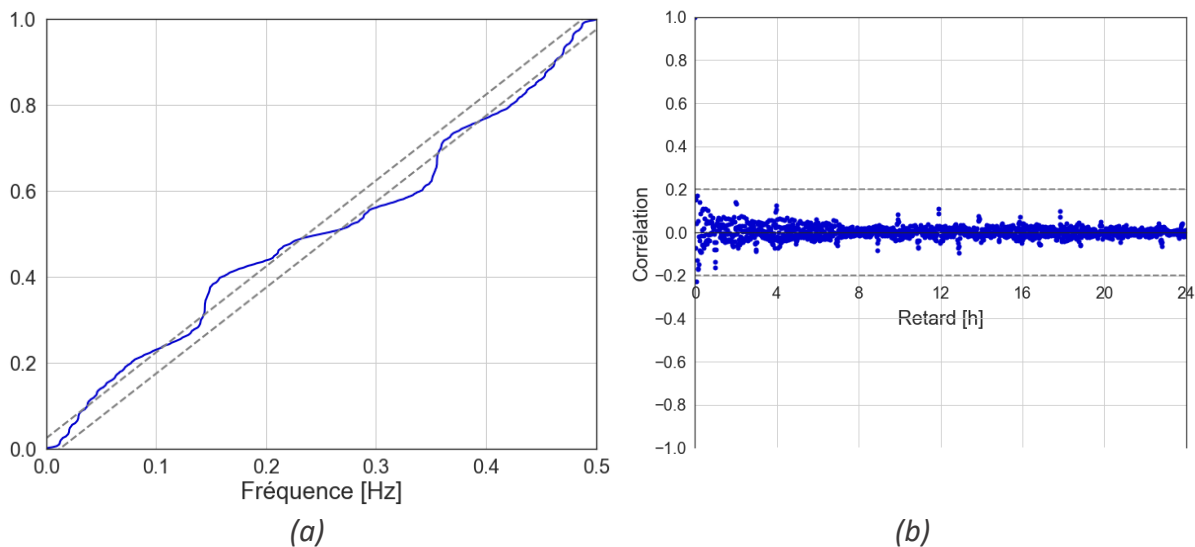


Figure 5.5 : Exemples de périodogramme cumulé (a) et diagramme d'autocorrélation (b)

5.2 Cas d'études

Il est important d'estimer les valeurs des paramètres physiques à partir des informations disponibles relatives à la géométrie et aux propriétés des matériaux afin de renseigner des plages de variation pour l'identification et vérifier la signification physique des paramètres identifiés. Les paramètres peuvent être regroupés en trois catégories : les paramètres de la cellule-test et les paramètres de la façade (opaque ou partiellement vitrée). Le détail des compositions est donné dans le Chapitre 2 et le Chapitre 4. Les paramètres présentés dans la suite sont des paramètres agrégés.

Les capacités sont définies selon les définitions mentionnées dans la Partie 1.2.4. Les capacités thermiques efficaces sont estimées pour des fréquences de sollicitation d'une heure, d'un jour et de quatre jours. Ceci permet de donner une estimation de la « masse thermique » sollicitée pendant un essai donné. Il est à noter que ces calculs sont réalisés en considérant que la paroi n'est sollicitée que d'un côté ; la température de l'autre côté étant

maintenue constante. La capacité thermique à estimer dépend donc de l'essai expérimental réalisé. La capacité thermique totale est également renseignée. Elle est définie comme la capacité lorsque la paroi est sollicitée pendant un temps long. Elle est donnée à titre d'information car toute la masse thermique des parois n'est jamais sollicitée lors des essais expérimentaux.

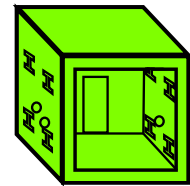
Enfin, tous les paramètres calculés ci-après tiennent compte des coefficients d'échange convectifs et radiatifs de la norme ISO 6946 (AFNOR 2017) selon l'orientation de la paroi considérée (horizontale/verticale et intérieure/extérieure).

5.2.1 La cellule-test

Les paramètres liés à la cellule-test sont au nombre de trois : la résistance des parois donnant sur la garde thermique, leur capacité et la capacité interne de la cellule-test. Les parois donnant sur la garde thermique sont composées des parois régulières de la cellule-test, des ponts thermiques causés par les traversées de poutres et des ponts thermiques additionnels (porte, conduites de ventilation et climatisation, passage des câbles...).

5.2.1.1 La résistance des parois donnant sur la garde thermique R_c^{th}

Tenant compte des résistances en parallèle des parois donnant sur la garde thermique (parois intérieures, ponts thermiques dus aux poutres et autres déperditions), leur résistance totale R_c^{th} est estimée à 0,13 K.W⁻¹.



5.2.1.2 La capacité des parois donnant sur la garde thermique C_c^{th}

Les capacités des parois donnant sur la garde thermique C_c^{th} est définie dans le Tableau 4.3.

Tableau 5.3 : Capacités des parois donnant sur la garde thermique C_c^{th}

Capacités efficaces [kJ.K ⁻¹]			Capacité totale [kJ.K ⁻¹]
1 h	24 h	4 j	
78	457	1064	3350

5.2.1.3 La capacité C_{in}^{th} de la cellule-test

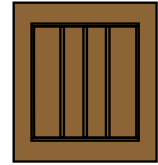
Le calcul de l'estimation de la capacité interne de la cellule-test, notée C_{in}^{th} , a été montrée dans la Partie 4.3.3.1. Elle est estimée à 675 ± 80 kJ.K⁻¹. Elle tient compte des matériaux de la structure (poutres Borflex, pièces métalliques...), des équipements (radiateur, réseau hydraulique, ventilateur...), des appareils de mesure (capteurs et leurs supports) et du volume d'air humide.

5.2.2 La façade opaque

La façade opaque est composée d'un cadre métallique et d'un élément à tester, réalisé principalement en bois et isolant.

5.2.2.1 La résistance de la façade opaque $R_{f,o}^{th}$

Tenant compte des résistances de l'élément de référence et de son cadre métallique, la résistance totale de la façade opaque $R_{f,o}^{th}$ est estimée à 0,34 K.W⁻¹.



5.2.2.2 La capacité de la façade opaque $C_{f,o}^{th}$

Les capacités de la façade opaque $C_{f,o}^{th}$ est définie dans le Tableau 5.4.

Tableau 5.4 : Capacités de la façade opaque $C_{f,o}^{th}$

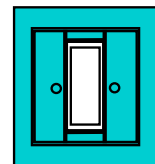
Capacités efficaces [kJ.K ⁻¹]			Capacité totale [kJ.K ⁻¹]
1 h	24 h	4 j	
34	394	556	854

5.2.3 Les paramètres de la façade vitrée

La façade vitrée est constituée d'une façade opaque composée principalement de bois et d'isolant, d'une fenêtre et d'un cadre en bois habillé d'isolant.

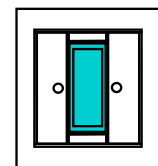
5.2.3.1 La résistance de la façade vitrée sans la fenêtre $R_{f,v/w}^{th}$

Il s'agit de la paroi opaque de l'élément de référence et de son cadre bois. La résistance de la façade vitrée sans sa fenêtre $R_{f,v/w}^{th}$ vaut 0,49 K.W⁻¹.



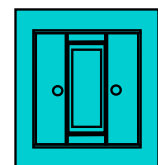
5.2.3.2 La résistance de la fenêtre R_w^{th}

La résistance thermique de la fenêtre comprenant le vitrage et son cadre en PVC a été calculée à l'aide du logiciel Window 7© (Mitchell et al. 2019). En y ajoutant le pont thermique de la fenêtre, la résistance totale de la fenêtre R_w^{th} vaut 0,27 K.W⁻¹.



5.2.3.3 La résistance de la façade vitrée $R_{f,v}^{th}$

Tenant compte de la fenêtre double vitrage, la résistance de la façade vitrée $R_{f,v}^{th}$ est estimée à 0,17 K.W⁻¹.



5.2.3.4 La capacité de la façade vitrée $C_{f,v}^{th}$

Les capacités de la façade vitrée $C_{f,v}^{th}$ est définie dans le Tableau 5.5. Ces capacités ne tiennent pas compte de la capacité de la fenêtre, considérée négligeable.

Tableau 5.5 : Capacités de la façade vitrée $C_{f,v}^{th}$

Capacités efficaces [kJ.K ⁻¹]			Capacité totale [kJ.K ⁻¹]
1 h	24 h	4 j	
24	247	431	824

5.2.3.5 La surface de vitrage efficace A_w^{th}

La surface de vitrage efficace A_w^{th} est calculée selon la méthode détaillée dans la norme ISO 13790 (AFNOR 2008b). Elle est définie comme le produit de plusieurs grandeurs :

- La surface de la fenêtre (2 m²),
- La fraction de vitrage (70 %),
- La transmittance de l'énergie solaire de la partie transparente définie selon l'EN 410 (AFNOR 2011a) comme le produit de la transmittance de l'énergie solaire transmise pour un rayonnement incident perpendiculaire au vitrage (le facteur solaire $g = 0,64$) et un facteur de correction de 0,9. La transmittance de l'énergie solaire de la partie transparente vaut alors 0,58,
- La fraction d'ombrage tenant compte des obstacles (variable).

La fraction d'ombrage est causée par les obstacles près de la fenêtre. À cause de sa pose en tunnel au nu intérieur, une partie du rayonnement solaire incident est masqué. La fraction d'ombrage est calculée à l'aide du modèle thermo-aéroulrique de la cellule-test. Il dépend de la part de rayonnement solaire direct et de la hauteur solaire. Les résultats pour une semaine d'été et une semaine d'hiver sont présentés sur les Figure 5.6a et Figure 5.6b pour un pas de temps de 15 minutes. Lorsque la fraction d'ombrage vaut 0 %, aucun flux n'atteint la fenêtre, alors l'ombrage est total.

On peut remarquer qu'en été, il vaut globalement entre 50 et 70 %. Le minimum de 10 % est atteint lorsque le rayonnement solaire direct est important. En été, le masque dû à la géométrie de la façade bloque une partie du rayonnement solaire direct. Lors des journées estivales nuageuses, la fraction d'ombrage vaut environ 70 %, c'est-à-dire que la fenêtre reçoit 70 % du rayonnement total. En hiver, les résultats sont différents. Pour les journées avec un rayonnement direct important, comme le 4 janvier, la fraction d'ombrage varie ponctuellement entre 70 et 93 %. La fenêtre reçoit presque l'intégralité du rayonnement total. Par contre, lors des journées nuageuses, comme le 6 janvier, la fraction d'ombrage varie entre 70 et 80 %. L'hiver, le masque a un effet moindre puisque la hauteur solaire est plus faible.

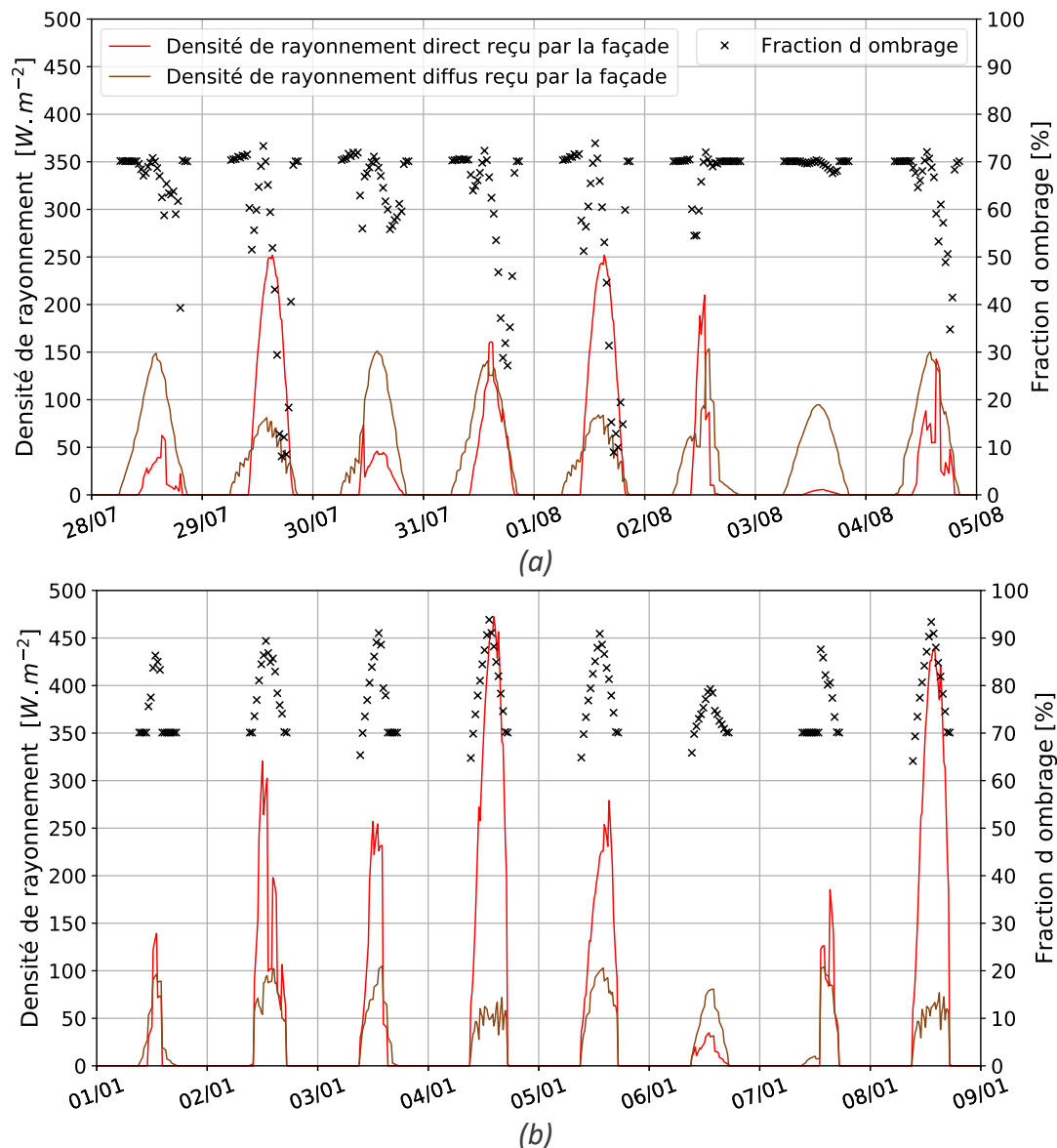


Figure 5.6 : Fractions d'ombrage en été (a) et en hiver (b)

La Figure 5.7 montre les fractions d'ombrage quotidiens moyens au cours de l'année et les hauteurs solaires au midi solaire. La fraction d'ombrage est corrélée à la part de rayonnement solaire diffuse et à la hauteur solaire. Lorsque la hauteur du soleil au midi solaire est élevée (i.e. l'été), la fraction d'ombrage est plus faible ; la façade recevant moins de rayonnement solaire à cause de la position du soleil et de la présence du masque (voir Figure 4.10a). Au contraire, en hiver, la hauteur solaire au midi solaire est plus faible et donc la façade orientée au sud reçoit plus de rayonnement solaire (le masque n'empêche pas la pénétration du rayonnement solaire dans la cellule-test). De novembre à mars, les fractions d'ombrage quotidiens moyens varient entre 70 et 80 %. De mars à novembre, ils varient entre 52 et 70 %. Ces seuils sont donc conservés pour calculer les valeurs minimale et maximale de la surface de vitrage efficace A_w^{th} . Tenant compte de ces hypothèses, il est raisonnable de considérer qu'elle est comprise entre 0,42 m^2 (été ciel clair) et 0,65 m^2 (hiver ciel clair).

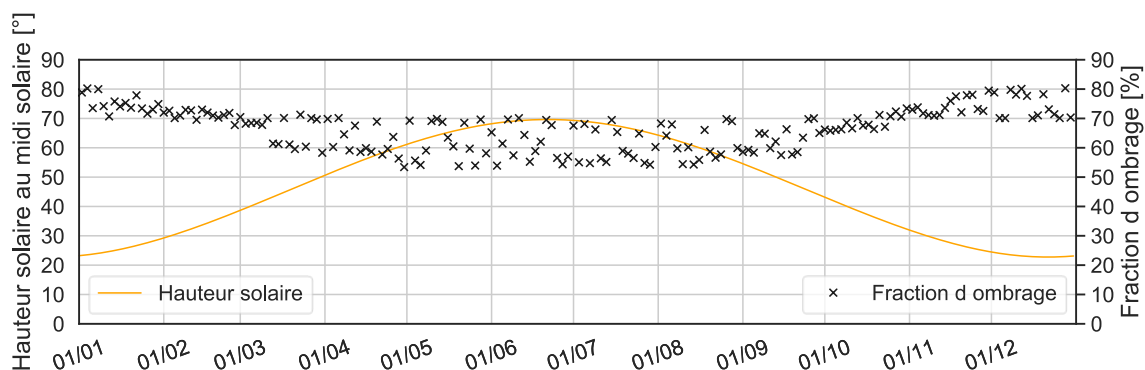


Figure 5.7 : Hauteur solaire et fraction d'ombrage calculés par TRNSYS et au cours de l'année

La notion de surface de vitrage efficace ne correspond donc pas à une valeur constante puisqu'elle est influencée par de nombreux facteurs tels que la position du soleil ou bien le taux de couverture nuageuse variables dans le temps.

5.2.4 Influence des infiltrations d'air sur les résistances

Les infiltrations ne sont pas explicitement modélisées dans les modèles stochastiques utilisés dans ce chapitre. Cependant, elles ont un impact certain sur les résistances des parois donnant sur la garde thermique (R_c) ou sur la résistance des façades ($R_{f,o}$ ou $R_{f,v}$) selon le sens et les débits d'infiltration.

Si l'air provient de l'extérieur, entre dans la cellule-test et sort vers la garde thermique, la résistance thermique de la façade est impactée. Si au contraire, l'air provient de la garde thermique et s'échappe vers l'extérieur via la cellule-test, alors la résistance thermique des parois donnant sur la garde thermique est diminuée.

L'évolution des résistances thermiques en fonction des débits d'infiltration est représentée sur la Figure 5.8. Ces débits peuvent être estimés à l'aide du modèle thermo-aéraulique. Les débits d'infiltrations varient entre 0 et $5 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$; $5 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ étant la valeur de perméabilité à l'air de la cellule-test sous 4 Pa.

Les résistances correspondant à un débit nul sont les résistances théoriques calculées précédemment. On peut remarquer que les infiltrations ne font que diminuer ces résistances.

Les infiltrations impactent fortement les façades car leur résistance est plus élevée que celle des parois donnant sur la garde thermique R_c^{th} . Si les infiltrations sont mal maîtrisées, l'impact sur la résistance à estimer peut être important. Dans le cas d'une façade à forte résistance thermique, comme la façade opaque, la résistance thermique est diminuée de 40 % lorsque les infiltrations provenant de l'extérieur atteignent $5 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$.

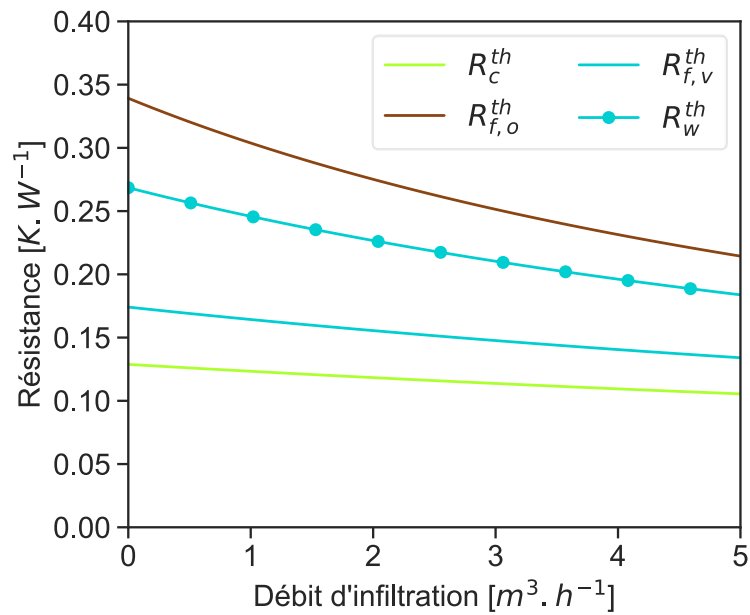


Figure 5.8 : Impact des débits d'infiltrations sur les résistances thermiques

5.2.5 Récapitulatif

Le Tableau 5.6 résume les valeurs cibles à identifier dans les deux types de façade installées sur la cellule-test. Ces estimations vont faciliter la détermination des plages de variations pour chaque paramètre à notifier pour les modèles stochastiques. De plus, cela permet de critiquer les résultats des estimations par comparaison avec ces valeurs théoriques.

Tableau 5.6 : Tableau récapitulatif des paramètres physiques à estimer et leurs estimations théoriques

	Paramètre	Estimation basse	Estimation haute	Unité
Cellule-test	R_c^{th}	0,11 *	0,13	$K \cdot W^{-1}$
	C_c^{th}	78 **	3350	$kJ \cdot K^{-1}$
	C_{in}^{th}	595	755	
Façade opaque	$R_{f,o}^{th}$	0,22 *	0,34	$K \cdot W^{-1}$
	$C_{f,o}^{th}$	34 **	854	$kJ \cdot K^{-1}$
Façade vitrée	A_w^{th}	0,42	0,65	m^2
	$R_{f,v}^{th}$	0,14 *	0,17	$K \cdot W^{-1}$
	$R_{f,v/w}^{th}$	0,38		
	R_w^{th}	0,21 *	0,32	
	$C_{f,v}^{th}$	24 **	824	$kJ \cdot K^{-1}$
* Estimé pour un débit d'infiltration de $5 m^3 \cdot h^{-1}$				
** Estimé pour une fréquence de sollicitation d'une heure				

5.3 Etude de la cellule-test équipée de la façade opaque

Les résultats obtenus dans cette partie sont obtenus en suivant la procédure présentée sur la Figure 5.9. Les données expérimentales récoltées lors d'essais variés (essais de type *ROLBS*, *Step* et *Evolution libre*) sont exploitées pour déterminer le modèle de l'éventail CTSM-R le plus approprié. Les paramètres de ces modèles sont estimés par identification. Une étude de corrélation de ces paramètres met en avant un phénomène important de corrélation entre les paramètres estimés des modèles stochastiques et donc, des difficultés à interpréter le sens physique de ces paramètres.

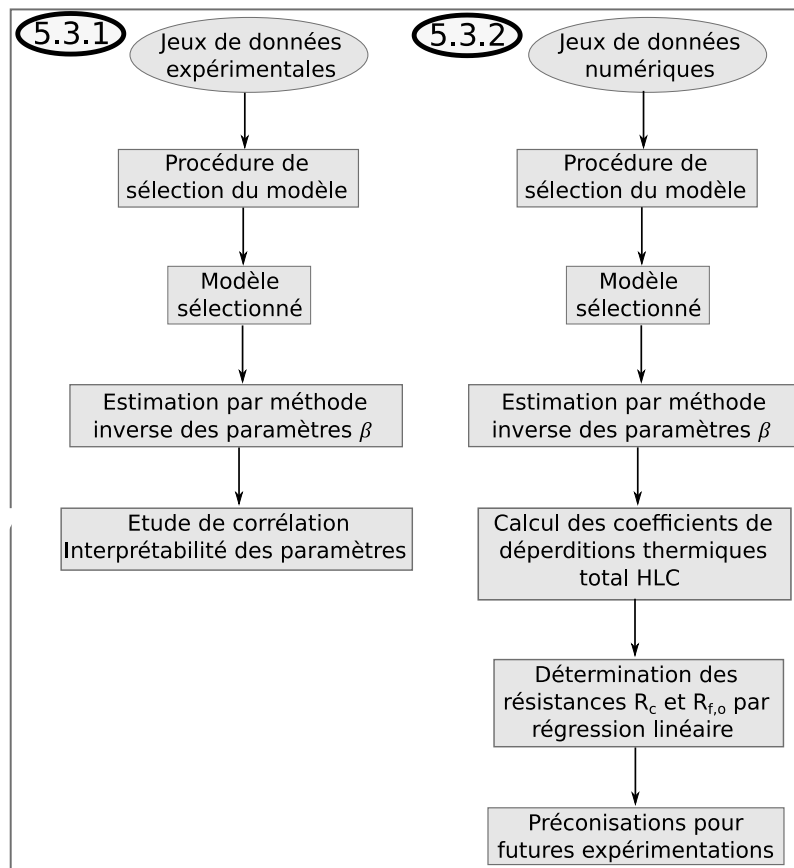


Figure 5.9 : Procédure menant à l'estimation des résistances

Grâce au modèle thermo-aéraulique de la cellule-test, des données numériques sont générées à partir de données météorologiques-type. Il est ainsi aisé de générer un grand nombre de jeux de données en faisant varier la saison, le scénario de chauffage ou sa puissance par exemple, tout en tenant compte des conditions météorologiques. Le modèle sélectionné est identifié pour chaque jeu de données numériques. La grande variété des conditions aux limites et des scénarios de chauffage imposés permet de montrer une corrélation entre le coefficient de déperditions thermiques total de la cellule-test et les conditions expérimentales. Cette corrélation permet de définir les résistances de la façade et des parois donnant sur la garde thermique. À partir de ce travail, des préconisations pour les

essais expérimentaux ultérieurs sont formulées pour *in fine* s'affranchir de l'utilisation du modèle thermo-aéraulique pour définir les résistances des parois.

5.3.1 Définition de la problématique

La problématique posée dans cette partie est la présence de corrélations entre les paramètres empêchant l'estimation des paramètres par simple identification. Dans cette partie sont présentés les jeux de données expérimentales et l'application de l'identification directe pour la mise en évidence des corrélations entre les paramètres. Trois jeux de données expérimentales ont été utilisés dans cette application. Ils sont tracés sur la Figure 5.10.

Le premier concerne un essai de type *Evolution libre* réalisé à la fin du printemps 2019 d'une durée de 7 jours. La température d'air intérieur et de la garde thermique sont quasi-constantes tandis que les conditions climatiques extérieures varient naturellement. Le second essai est un essai de type *Step* comportant un créneau unique de 350 W ayant eu lieu à l'automne 2019. Le troisième essai est un essai de type *ROLBS* de 500 W réalisé pendant l'hiver 2019. La température intérieure atteint près de 60°C à la fin du créneau le plus long.

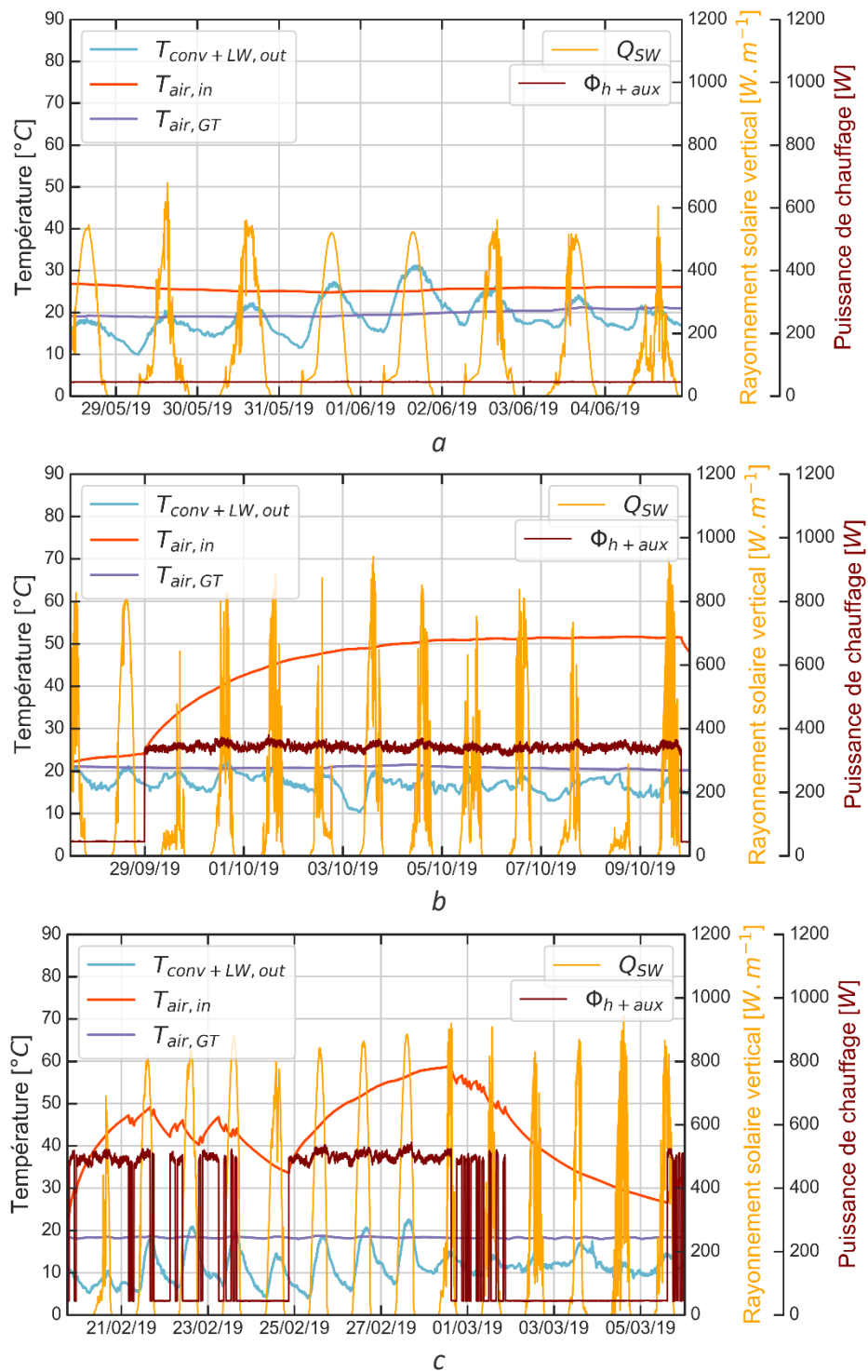


Figure 5.10 : Données expérimentales : essai Evolution libre (a), essai Step (b) et essai ROLBS (c)

5.3.1.1 Sélection du modèle

Le modèle est sélectionné selon la méthodologie présentée au début du chapitre. Tout d'abord, le modèle sélectionné est celui correspondant à l'essai de type *Evolution libre*. Puis, il est vérifié que ce modèle convient pour les autres jeux de données.

Les bornes appliquées aux paramètres à identifier sont larges afin de s'assurer qu'elles ne soient pas atteintes lors de l'identification. Elles sont répertoriées dans le Tableau 5.7.

Tableau 5.7 : Bornes imposées dans l'outil CTSM-R

Type	Borne inférieure	Borne supérieure	Unité
Résistance	10^{-4}	2	$K.W^{-1}$
Capacité	36	3600	$KJ.K^{-1}$

Dans le cas de l'essai de type *Evolution libre*, le modèle sélectionné est le modèle $T_{in}T_fT_c$. Les résultats de la procédure suivie sont présentés sur la Figure 5.11.

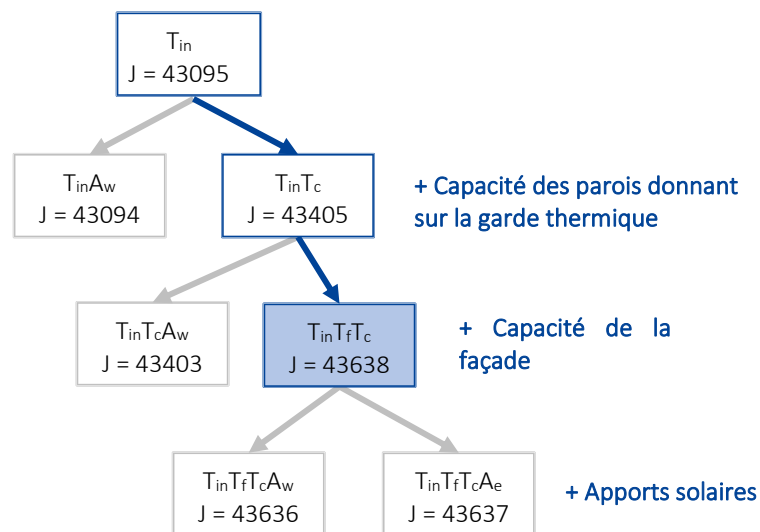


Figure 5.11 : Procédure de sélection de modèles dans un essai de type *Evolution libre*

La fonction de vraisemblance évolue favorablement entre le modèle T_{in} et $T_{in}T_fT_c$, résultant de la prise en compte des capacités des parois donnant sur la garde thermique et de la façade. L'augmentation de la complexité de ce modèle, par la prise en compte des apports solaires, n'améliore pas sensiblement la fonction de vraisemblance.

L'évaluation des résidus est présentée sur la Figure 5.12. Sur ces graphiques sont également présentés les résultats pour les essais de type *Step* et *ROLBS* avec le modèle $T_{in}T_fT_c$ (Figure 5.2a). Les résidus sont indépendants et identiquement distribués pour les trois essais étudiés. Ce modèle permet donc de reproduire le comportement de la cellule-test dans ces trois types d'essais : *Evolution libre*, *Step* et *ROLBS*.

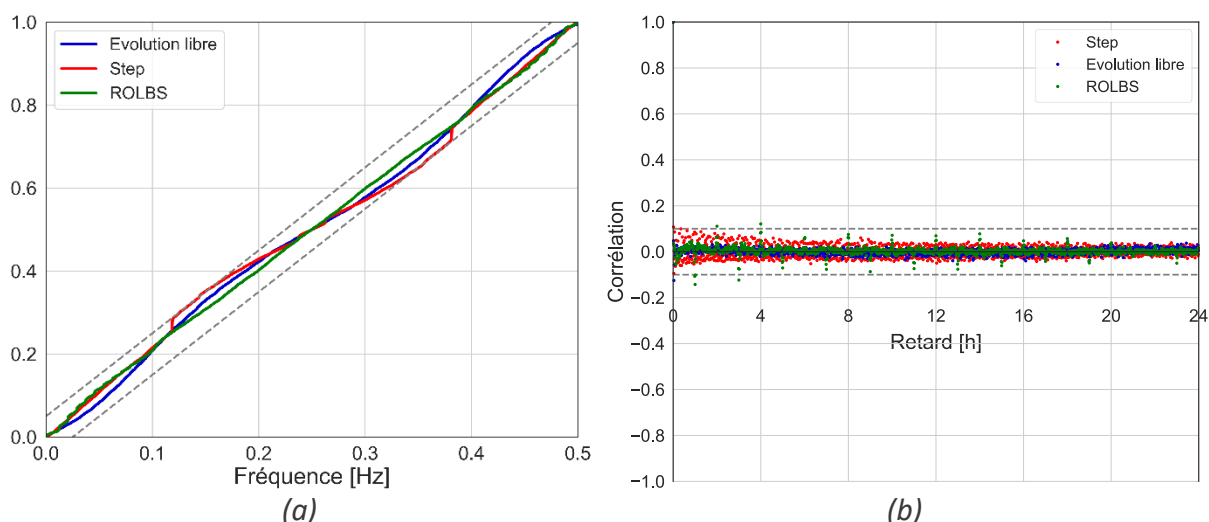


Figure 5.12 : Evaluation des résidus pour les trois types d'essais pour le modèle $T_{in}T_fT_c$

5.3.1.2 Matrices de corrélation

Avec une façade opaque, un phénomène a pu être constaté : la corrélation entre les paramètres liés aux murs donnant sur la garde thermique et ceux de la façade, et notamment leur résistance.

La matrice de corrélation pour l'essai de type *Evolution libre* est présentée dans Tableau 5.8 (arrondis au dixième le plus proche). Les cases grisées montrent une corrélation absolue supérieure ou égale à 0,8, jugée comme forte.

Tableau 5.8 : Matrice de corrélation pour l'essai *Evolution libre*

	C_c	$C_{f,o}$	C_{in}	R_c	$R_{f,o}$
C_c	1	-0,3	-0,2	-0,6	0,4
$C_{f,o}$		1	0,7	0,4	-0,7
C_{in}			1	0,4	-0,8
R_c				1	-0,8

La résistance de la façade est inversement corrélée avec la résistance des parois donnant sur la garde thermique et la capacité interne. Cela confirme bien la difficulté à identifier les résistances R_c et $R_{f,o}$ à partir de ce seul jeu de données.

Lors d'essais dynamiques, de type *ROLBS* ou *Step* par exemple, l'analyse réalisée a posteriori de l'identification des modèles permet d'établir la corrélation plutôt forte entre les variables. Les résultats des résistances identifiées sont présentés dans le Tableau 5.9. Une forte corrélation est montrée entre la résistance R_c et la capacité de la façade $C_{f,o}$. Bien que les corrélations entre les autres paramètres soient plus faibles, certaines sont non négligeables (entre 0,5 et 0,8).

Tableau 5.9 : Matrice de corrélation pour l'essai de type :

Step						ROLBS					
	C_c	$C_{f,o}$	C_{in}	R_c	$R_{f,o}$		C_c	$C_{f,o}$	C_{in}	R_c	$R_{f,o}$
C_c	1	0,5	0	0,6	-0,1	C_c	1	0,4	0	0,4	-0,3
$C_{f,o}$		1	0	0,9	-0,3	$C_{f,o}$		1	0,2	0,8	-0,3
C_{in}			1	0,1	0,6	C_{in}			1	0,1	0,5
R_c				1	-0,4	R_c				1	-0,5

La dynamique introduite dans le protocole d'essais n'est pas une condition suffisante pour rendre les paramètres des modèles identifiables, mais elle permet néanmoins de décorrélérer les paramètres (voir entre Evolution libre et Step / ROLBS). C'est la raison pour laquelle une nouvelle méthode est proposée dans la suite de cette partie.

L'apport de la dynamique d'essai par les essais de type ROLBS et Step semble permettre la réduction de certaines corrélations mais d'autres persistent.

5.3.2 Exploitation des jeux de données numériques

Des jeux de données numériques ont été générés à partir du modèle thermo-aéraulique de la cellule-test. Leur durée et tendance d'évolution de la température dans la cellule-test sont semblables aux jeux de données expérimentales présentés sur la Figure 5.10. Une centaine de jeux de données numériques ont été générés en faisant varier plusieurs paramètres :

- La saison, en générant un nouveau jeu de données par mois,
- Le scénario : type *Evolution libre* (7 jours), *Step* (12 jours) et *ROLBS* (13 jours),
- La puissance de chauffage : 0 W pour le type *Evolution libre*, 200, 300 et 400 W pour le type *Step* et 200, 300, 400 et 500 W pour le type *ROLBS*.

Ces jeux de données ont alors été utilisés pour identifier le modèle $T_{in}T_fT_c$ sélectionné précédemment. Tous les jeux de données numériques n'ont pas permis d'estimer les paramètres avec succès. Dans certains cas, la procédure d'identification n'a pas été menée à son terme. Une identification ne permettant pas d'estimer les paramètres peut être due à la forte corrélation entre les paramètres. Les paramètres étant obligatoirement bornés, il peut arriver que les paramètres atteignent une borne lors de l'estimation et que cela mène à l'arrêt de l'algorithme d'identification.

Le Tableau 5.10 montre les taux de réussite en fonction du type de scénario étudié.

Tableau 5.10: Taux de réussite d'identification en fonction du jeu de données numériques

Type / Puissance Identification [W]	<i>Evolution libre</i>	<i>Step</i>			<i>ROLBS</i>			
	0	200	300	400	200	300	400	500
Taux de réussite	50 %	67 %	92 %	75 %	100 %	92 %	92 %	100 %

Le scénario de type *Evolution libre* est peu favorable à l'estimation des paramètres puisque seulement 50 % des identifications sont réussies. Au contraire, dans les cas des essais de type *Step* et *ROLBS*, au moins deux tiers des cas étudiés mènent à une estimation des paramètres. En moyenne, moins de 10 % des cas *Step* et *ROLBS* échouent. La richesse de la dynamique de l'essai *ROLBS* est probablement la raison de cette statistique.

5.3.2.1 Corrélations des résistances

À partir des identifications, il est possible d'étudier les paramètres estimés et de les comparer à leur valeur théorique. Les estimations de la résistance de la façade opaque $R_{f,o}^{stoc}$ comparé à sa valeur théorique $R_{f,o}^{th}$ sont montrées sur la Figure 5.13a et celles de la résistance des parois donnant sur la garde thermique R_c^{stoc} sur la Figure 5.13b. Les estimations sont très variables pour ces deux paramètres. Les paramètres estimés ne sont donc pas ceux attendus. Les estimations de la résistance thermique de la façade opaque sont très variables, entre 0,1 et 0,7 K.W⁻¹. La grande majorité des estimations par identification sont fausses. Quant à la résistance des parois donnant sur la garde thermique, les estimations sont globalement plus précises, autour de la valeur de référence R_c^{th} mais des valeurs aberrantes sont observées. En effet, près de 10 cas surévaluent cette résistance de plus de 100 %.

La Figure 5.13c représente l'inverse de la résistance estimée de la façade opaque par le modèle stochastique $R_{f,o}^{stoc}$ en fonction de l'inverse de la résistance estimée des parois donnant sur la garde thermique R_c^{stoc} . Ce choix de graphique permet de mieux représenter la corrélation entre ces deux grandeurs. Le rectangle violet rassemble les cas où la corrélation entre les deux grandeurs est remarquable. Cela concerne tous les essais de type *Step* et la quasi-intégralité des essais de type *ROLBS*. Le cercle noir pointillé montre les cas où la corrélation entre les résistances n'est pas vérifiée. Ces points correspondent à la majorité des essais de type *Evolution libre* (4 sur 5) et à un essai de type *ROLBS* de 400 W au printemps.

Après l'analyse de ces résultats, il paraît nécessaire d'exclure les résultats obtenus pour les essais de type *Evolution libre* de par leur faible taux de réussite pour l'identification et l'absence de relation entre les résistances thermiques à estimer. Le point aberrant correspondant à l'essai de type *ROLBS* est exclu également.

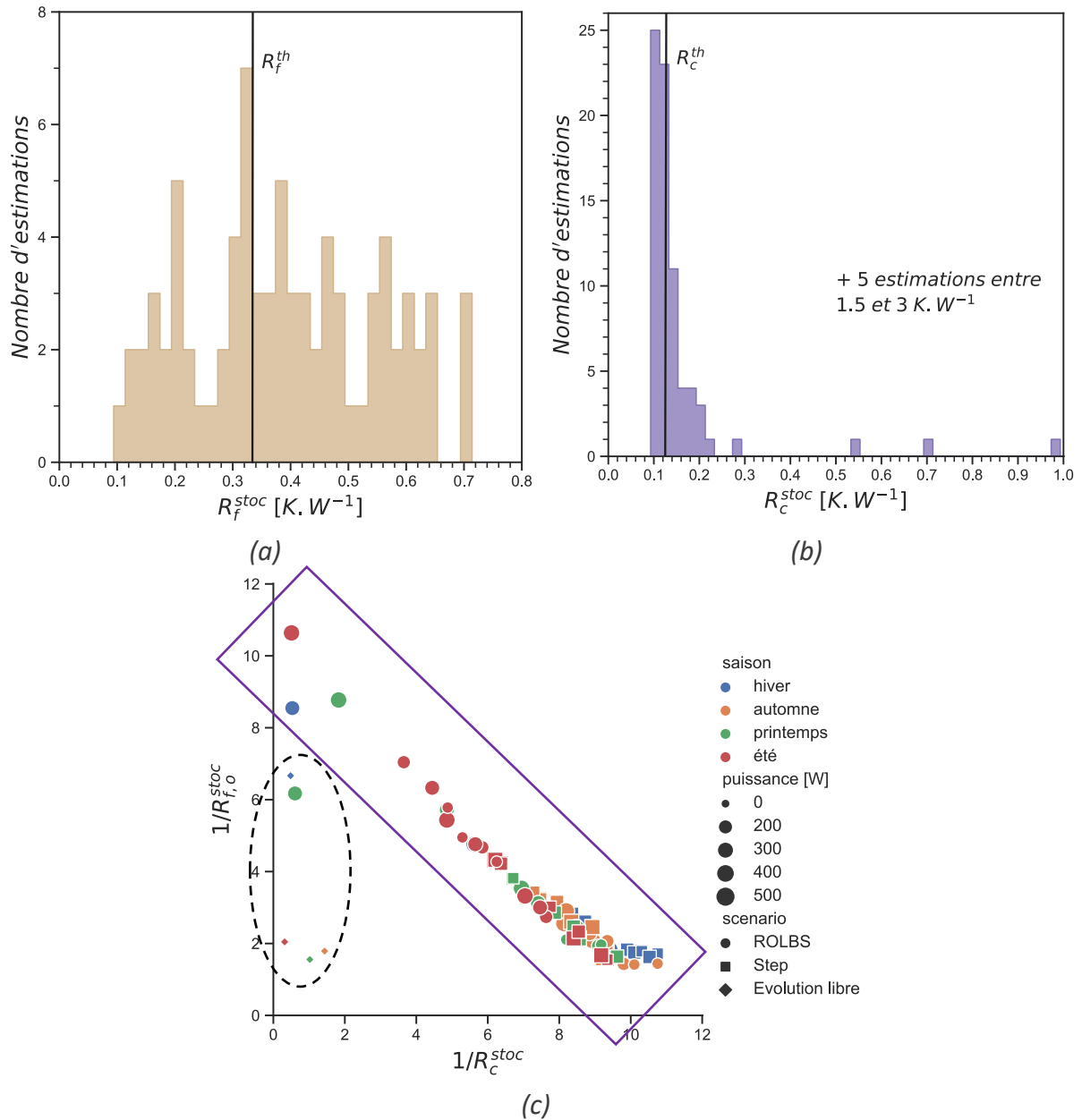


Figure 5.13 : Mise en évidence de la corrélation entre les résistances

5.3.2.2 Estimation des déperditions totales et des résistances

À partir du bilan statique

En régime stationnaire, le bilan peut être écrit de manière analytique. Il découle de l'équation (5.1). Il est défini en équation (5.6).

$$\overline{\Phi_{h+aux}} = \frac{1}{R_{f,o}} (\overline{T_{air,in}} - \overline{T_{conv+LW,out}}) + \frac{1}{R_c} (\overline{T_{air,in}} - \overline{T_{air,TG}}) \quad (5.6)$$

Dans ce cas, trois grandeurs sont connues : la puissance moyenne consommée par le chauffage et les auxiliaires $\overline{\Phi_{h+aux}}$ et les différences moyennes de températures entre la cellule-test et les deux conditions aux limites, notées $\overline{T_{air,in}} - \overline{T_{conv+LW,out}}$ et $\overline{T_{air,in}} - \overline{T_{air,TG}}$.

Deux inconnues persistent : la résistance thermique de la façade $R_{f,o}$ et la résistance thermique des parois donnant sur la garde thermique R_c .

Les déperditions thermiques de la cellule-test peuvent être caractérisées par le coefficient de déperditions thermiques total, noté HLC pour « Heat Loss Coefficient ». Ce coefficient est noté $HLC_{f,o}$ pour la cellule-test équipée de la façade opaque. Il est facilement calculé à partir des valeurs estimées par identification de $R_{f,o}$ et R_c en fonction d'un coefficient x , défini comme le rapport entre la moyenne de la différence de température entre l'air de la cellule-test $T_{air,in}$ et l'air de la garde thermique $T_{air,TG}$ et la moyenne de la différence de température entre l'air de la cellule $T_{air,in}$ et l'extérieur $T_{conv+LW,out}$. À partir du bilan thermique de la cellule-test en régime stationnaire et du modèle présenté en équation (5.6), on peut écrire l'équation (5.7).

$$\overline{\Phi_{h+aux}} = HLC_{f,o} (\overline{T_{air,in}} - \overline{T_{conv+LW,out}})$$

$$\text{où } HLC_{f,o} = \frac{1}{R_{f,o}} + \frac{x}{R_c} \text{ et } x = \frac{\overline{T_{air,in}} - \overline{T_{air,TG}}}{\overline{T_{air,in}} - \overline{T_{conv+LW,out}}} \quad (5.7)$$

Ce bilan peut aussi s'écrire sous la forme de l'équation (5.8).

$$\frac{\overline{\Phi_{h+aux}}}{\overline{T_{air,in}} - \overline{T_{conv+LW,out}}} = \frac{1}{R_{f,o}} + \frac{x}{R_c} \quad (5.8)$$

Il est donc possible de tracer l'évolution de la puissance de chauffage et des auxiliaires moyenne $\overline{\Phi_{h+aux}}$ divisée par la différence de température moyenne entre l'intérieur et l'extérieur $\overline{T_{air,in}} - \overline{T_{conv+LW,out}}$, en fonction de x ; x variant au cours de l'année. Cette courbe est placée en Figure 5.14.

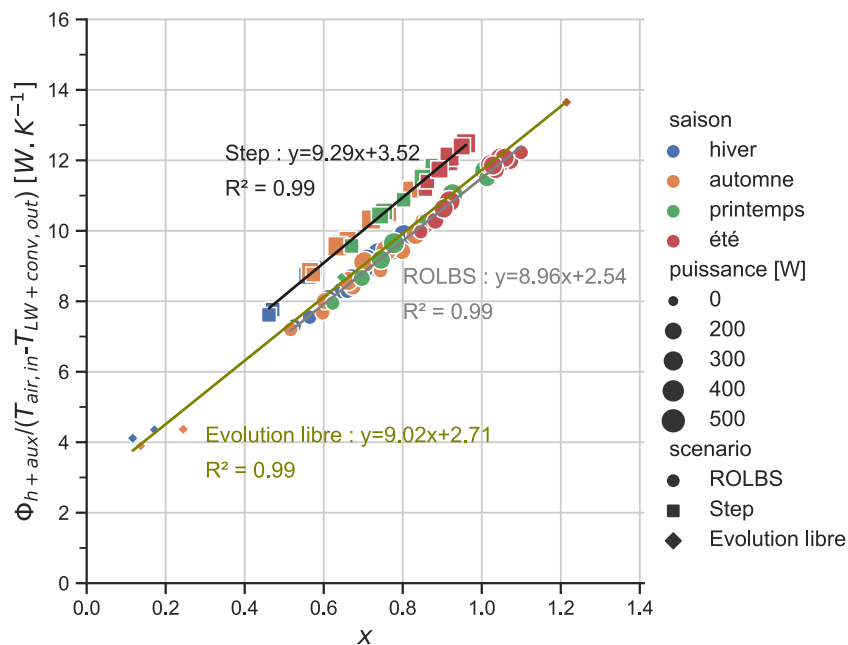


Figure 5.14 : Estimation des résistances à partir du bilan statique

Les trois scénarios semblent définir des corrélations différentes. L'ordonnée à l'origine de la droite indique l'inverse de la résistance de la façade opaque $R_{f,o}$ tandis que sa pente renseigne l'inverse des parois donnant sur la garde thermique R_c . Les résultats sont présentés dans le Tableau 5.11.

Tableau 5.11 : Résultat du bilan statique – façade opaque

Type d'essai	R_c [K.W ⁻¹]	$R_{f,o}$ [K.W ⁻¹]
<i>Evolution libre</i>	0,11	0,37
<i>Step</i>	0,11	0,28
<i>ROLBS</i>	0,11	0,39

Pour ces trois types d'essais, les résistances calculées pour les parois donnant sur la garde thermique sont identiques. Par contre, la résistance de la façade opaque varie de 0,28 (*Step*) à 0,39 K.W⁻¹ (*ROLBS*), sachant que la valeur théorique est entre 0,22 et 0,34 K.W⁻¹, selon le débit d'infiltration. Les résultats obtenus à partir des essais en *Evolution libre* sont proches de ceux obtenus avec les essais de type *ROLBS*. La résistance de la façade est par contre estimée 30 % plus élevée que dans le cas *Step*. Bien que les résultats soient proches des valeurs théoriques dans les trois cas, ceci montre un manque de fiabilité de cette méthode car les résultats sont fortement liés aux sollicitations.

À partir du modèle dynamique

Afin de vérifier la conservation du coefficient $HLC_{f,o}$, le coefficient calculé à l'aide des estimations réalisées par identification du modèle stochastique (noté $HLC_{f,o}^{stoc}$) est tracé en fonction de sa valeur théorique, calculée à partir de la variable x et des valeurs théoriques des résistances (notée $HLC_{f,o}^{th}$) sur la Figure 5.15.

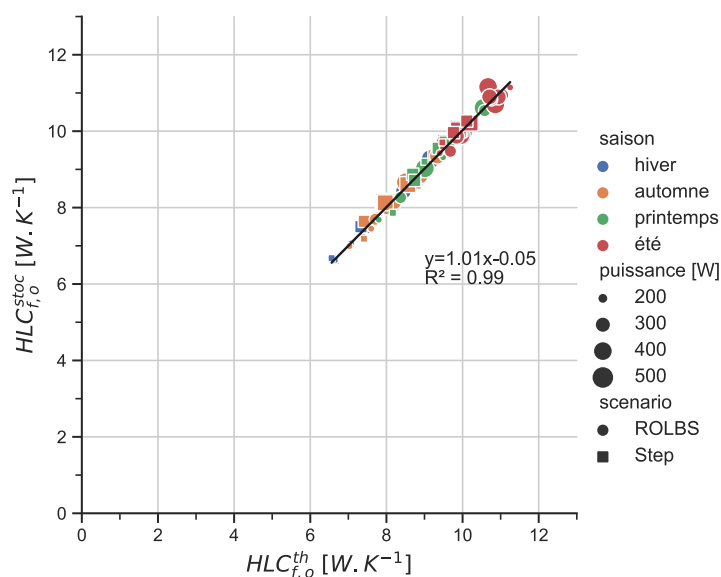
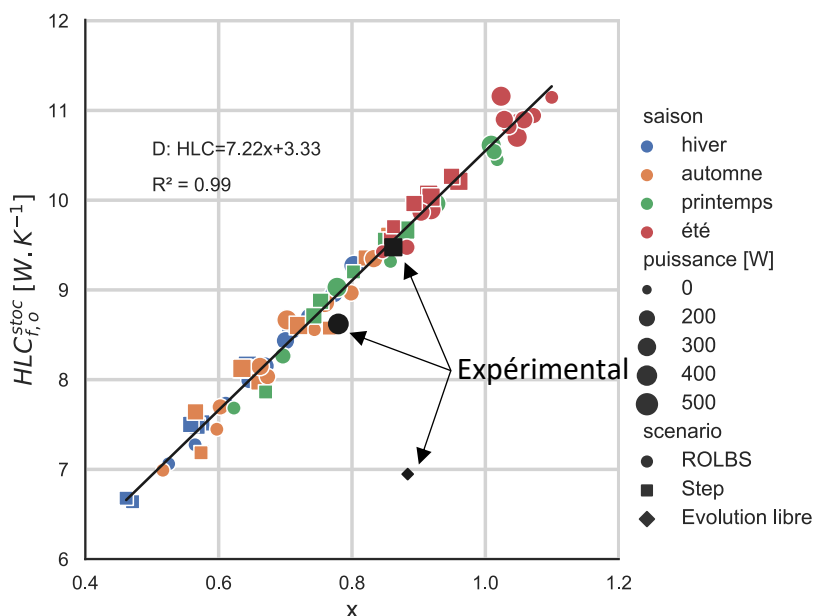


Figure 5.15 : $HLC_{f,o}$ estimé par le modèle stochastique comparé à sa valeur théorique

La corrélation est nette entre ces deux grandeurs. La pente est très proche de 1 et l'ordonnée à l'origine de 0. Le coefficient de corrélation est de 0,99. Bien que le coefficient $HLC_{f,o}^{stoc}$ soit calculé à partir de couples de résistances estimées fausses (voir Figure 5.13a et b), son estimation est juste.

Lors des identifications, les résistances ne sont pas correctement estimées, mais le coefficient de déperditions thermiques total $HLC_{f,o}$, traduisant la somme des déperditions, est convenablement estimée. Il y a donc un phénomène de compensation entre les résistances lors de l'identification : en cas de surestimation de la résistance de la façade, celle de la cellule est sous-estimée, et inversement. De plus, contrairement à ce que pourrait suggérer le Tableau 5.9, la corrélation avec les capacités ne semble pas influencer l'identification des résistances.

À partir de ce coefficient global de déperdition calculé à partir de l'identification, une méthode pour déterminer les deux résistances est proposée. En régime permanent établi, une relation linéaire existe entre le coefficient $HLC_{f,o}$ et le paramètre x , défini à partir des températures moyennes d'air de la cellule-test, l'extérieur et la garde thermique (équation (5.7)). De plus, la Figure 5.15 prouve que cette relation linéaire peut être appliquée à partir des résistances identifiées sur les données dynamiques. Afin de mettre en évidence cette relation, le paramètre calculé à partir des résistances estimées par identification, noté $HLC_{f,o}^{stoc}$ est tracé en fonction du paramètre x sur la Figure 5.16.



$$\text{Equation de la droite } D : HLC_{f,o}^{stoc} = \frac{1}{R_{f,o}^{estimé}} + \frac{x}{R_c^{estimé}}$$

avec : $R_{f,o}^{estimé} = 0,30 \text{ K.W}^{-1}$ et $R_c^{estimé} = 0,14 \text{ K.W}^{-1}$

Figure 5.16 : $HLC_{f,o}$ en fonction de x et estimation des résistances

La relation apparaît clairement et est mise en évidence par la droite D . Les résultats de tous les essais définis à partir des jeux de données numériques permettent de décrire une droite nette. Le coefficient de corrélation vaut 0,99.

L'utilisation de données acquises sur plusieurs saisons permet de balayer un grand nombre de valeurs de x et ainsi, obtenir une équation de droite plus fiable. Les données acquises en hiver permettent d'obtenir des valeurs de x faibles (jusqu'à 0,45) et en été des valeurs de x fortes (supérieures à 1). C'est au printemps que la gamme des valeurs de x balayée est la plus large (de 0,6 à 1). x vaut 1 lorsque la température extérieure moyenne est égale à la température de la garde thermique, soit entre 17 et 18°C environ.

À partir de l'équation de la droite D obtenue à partir d'une régression linéaire, il est possible de déterminer les résistances $R_{f,o}^{estimé}$ et $R_c^{estimé}$ avec l'équation (5.7). Les résistances estimées sont très proches des valeurs de référence. La résistance de la façade opaque $R_{f,o}^{estimé}$ est estimée à 0,30 K.W⁻¹. Son estimation théorique, pour la façade opaque, est comprise entre 0,22 et 0,34 K.W⁻¹ en fonction des infiltrations. La résistance estimée ici correspond à un débit d'infiltration moyen de l'extérieur vers la cellule-test d'environ 1 m³.h⁻¹. La résistance des parois donnant sur la garde thermique est estimée à 0,14 K.W⁻¹; valeur légèrement supérieure à son estimation théorique comprise entre 0,11 et 0,13 K.W⁻¹.

La visualisation des estimations réalisées à partir des données expérimentales (en noir sur la Figure 5.16) confirme que l'essai de type *Evolution libre* ne permet pas d'estimer les résistances à partir de cette méthode. Les résultats des essais de type *Step* et *ROLBS* sont, eux, situés près de la droite.

5.3.3 Conclusions

La méthodologie présentée dans cette partie permet d'estimer les résistances thermiques des parois donnant sur la garde thermique et de la façade.

A partir de jeux de données numériques, générés à partir du modèle thermo-aéraulique calé à partir de quelques essais expérimentaux, il a été possible d'estimer les paramètres de modèles dynamiques, notamment leurs résistances et leurs capacités. Les résistances de la façade et des parois donnant sur la garde thermique étant des paramètres corrélés, il a été possible de les calculer à l'aide des estimations de plusieurs jeux de données puisque le coefficient de déperditions thermiques total est conservé. Il faut néanmoins que ces jeux de données représentant des conditions expérimentales suffisamment variées, notamment en termes de température extérieure et de puissance de chauffage pour balayer une gamme suffisamment large du paramètre « x ». Le type de scénario de chauffage ne semble pas avoir d'impact, du moment qu'il est activé. Les jeux de données expérimentales ont un comportement cohérent à celui des simulations numériques. Cette application montre que

les résistances de la façade-test et des parois donnant sur la garde thermique sont proches des résistances théoriques.

Il est donc possible d'appliquer cette méthodologie à des données uniquement issues d'essais expérimentaux, afin d'éviter le développement du modèle thermo-aéraulique. Toutefois, il faut s'assurer de la grande diversité des conditions extérieures et intérieures en favorisant des scénarios de chauffage dynamique et de préférence lors de saisons variées. Cette seconde approche nécessiterait un nombre important d'essais (au moins quatre).

Finalement, ces deux approches (numérique ou expérimentale) amènent au même résultat : il est possible d'établir une relation linéaire entre le coefficient de déperditions thermiques total noté $HLC_{f,o}$ et un ratio des températures mises en jeu noté x , facilement calculé à partir des données simulées ou des données mesurées.

5.4 Etude de la cellule-test équipée de la façade vitrée

5.4.1 Définition de la problématique

La problématique dans le cas de la façade vitrée est différente de la façade opaque puisque la présence du vitrage influence fortement le comportement thermique de la cellule-test, notamment par la prépondérance des apports solaires. Par contre, un phénomène de corrélation entre les résistances mises en jeu dans les modèles reste présent.

Dans ce cas d'étude, seuls deux jeux de données expérimentales ont été utilisés. Ils sont tracés sur la Figure 5.17. Le premier concerne un essai de type *Step* comportant un créneau de 200 W réalisé au début de l'année 2020 d'une durée de 12 jours. Le second essai est un essai de type *ROLBS* de 120 W réalisé pendant l'hiver 2019.

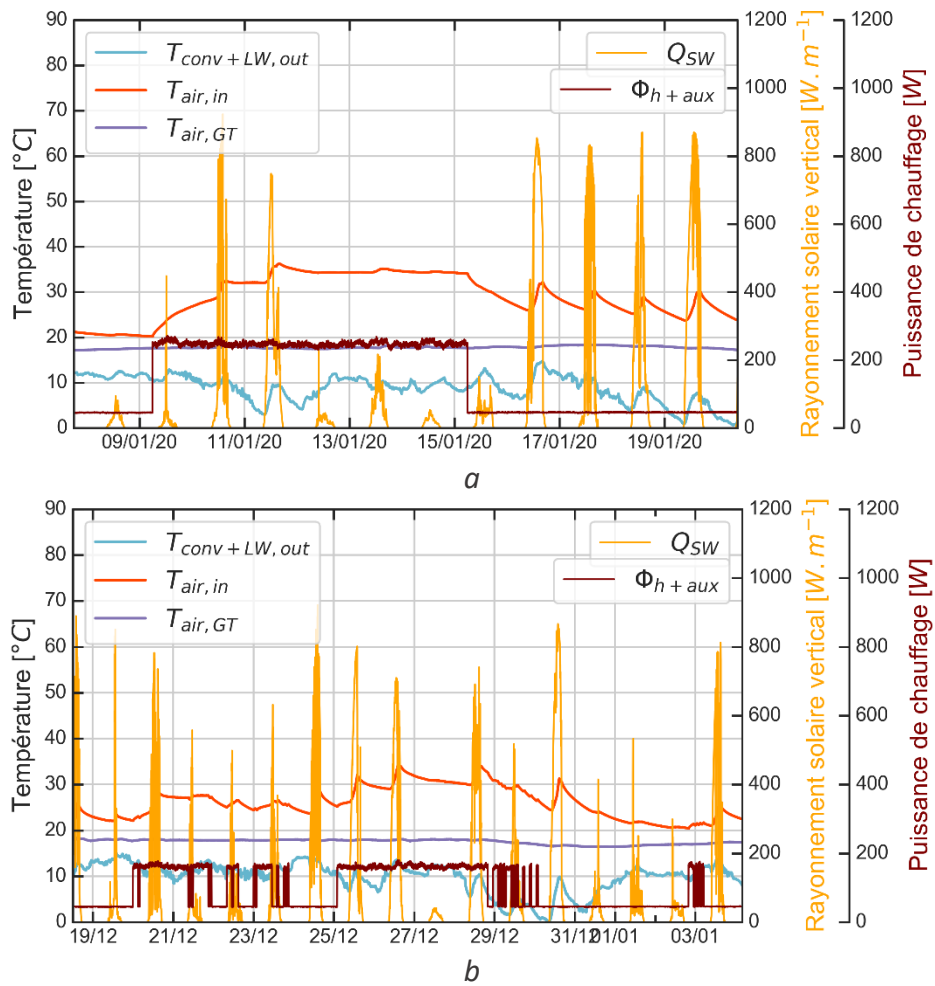


Figure 5.17 : Données expérimentales : essai Step (a) et essai ROLBS (b)

5.4.1.1 Sélection du modèle

Le modèle est sélectionné en utilisant la procédure présentée dans la Partie 5.1.2. La Figure 5.18 montre la procédure menée pour l'essai de type Step. La procédure valide la sélection du modèle $T_{in}T_fT_cA_w$, représenté sur la Figure 5.19.

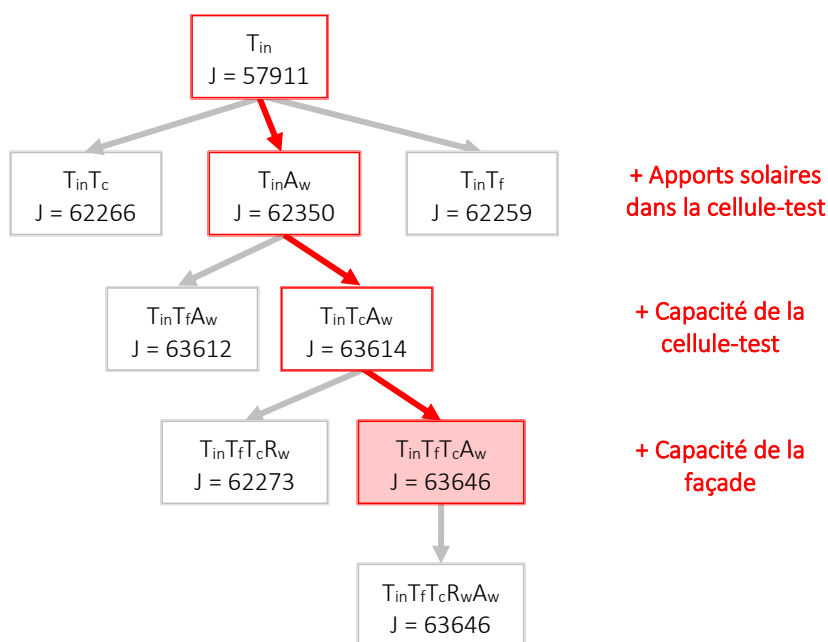


Figure 5.18 : Procédure de sélection de modèles dans le cas de l'essai Step

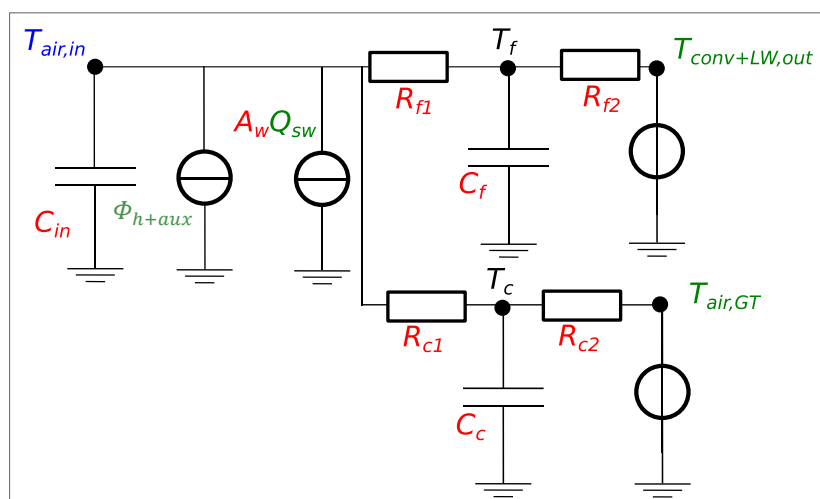


Figure 5.19 : Représentation du modèle $T_{in}T_fT_cA_w$

Les Figure 5.20a et Figure 5.20b montrent l'analyse des résidus (périodogramme cumulé et diagramme d'autocorrélation) pour les types d'essais étudiés (*Step* et *ROLBS*) et pour le modèle $T_{in}T_fT_cA_w$. Les résidus s'apparentent à un bruit blanc. Ces modèles sont donc validés.

Des pics se dessinent sur le diagramme d'autocorrélation avec une période de 6 heures, surtout pour l'essai *Step*. Une hypothèse peut être la mauvaise prise en compte de la capacité intérieure puisqu'une seule capacité est donnée à ce nœud.

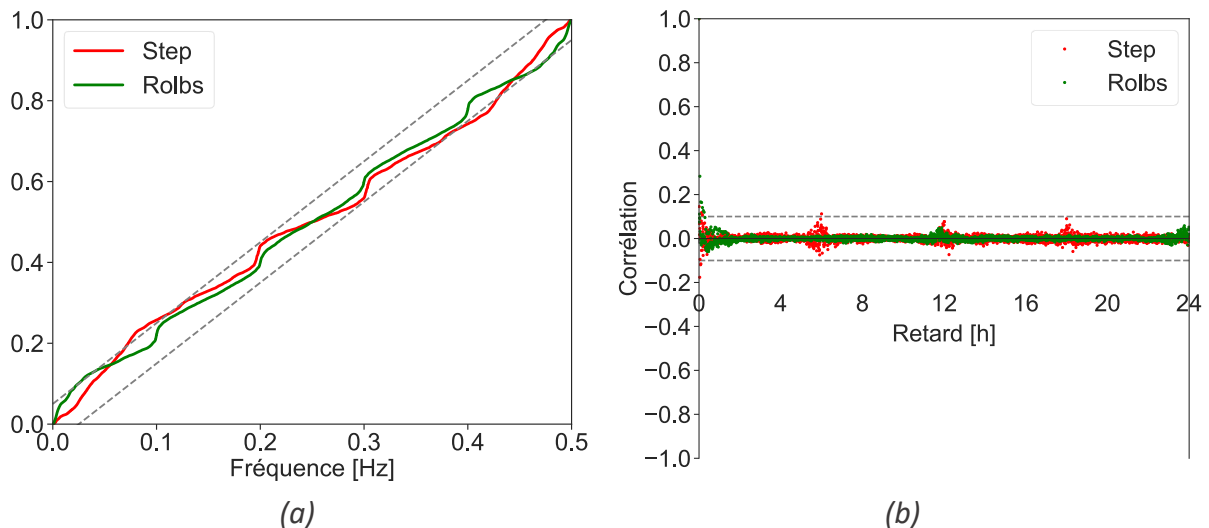


Figure 5.20 : Evaluation des résidus pour les essais Step et ROLBS pour le modèle $T_{in}T_{f}T_{c}A_w$

Les bornes imposées aux paramètres lors de leur estimation sont indiquées dans le Tableau 5.12. Ces bornes sont imposées à tous les paramètres.

Tableau 5.12 : Bornes imposées dans l'outil CTSM-R

Type	Borne inférieure	Borne supérieure	Unité
Surface	10^{-4}	3	m ²
Résistance	10^{-4}	2	K.W ⁻¹
Capacité	36	3600	KJ.K ⁻¹

5.4.1.2 Matrices de corrélation

La présence de corrélations fortes est encore vérifiée dans ce cas, malgré la présence de la fenêtre comme le montre les matrices de corrélations pour les essais Step et ROLBS dans le Tableau 5.13. Les cases grisées montrent une corrélation absolue supérieure ou égale à 0,8, jugée comme forte.

Tableau 5.13: Matrice de corrélation pour les essais de type :

	Step						ROLBS					
	C_c	$C_{f,v}$	C_{in}	R_c	$R_{f,v}$	A_w	C_c	$C_{f,v}$	C_{in}	R_c	$R_{f,v}$	A_w
C_c	1	0,2	-0,2	0,4	-0,2	-0,3	1	0	0	-0,8	0,7	0
$C_{f,v}$		1	-0,3	0,8	-0,2	-0,1		1	0,6	0,7	-0,5	0,6
C_{in}			1	-0,4	-0,2	0,8			1	0,2	-0,3	0,9
R_c				1	-0,9	-0,4				1	-1	0,2
$R_{f,v}$					1	-0,3					1	-0,5

Pour les deux cas, une forte corrélation existe entre la capacité de la façade $C_{f,v}$ et la résistance des parois donnant sur la garde thermique R_c . Cette résistance est également corrélée à la résistance de la façade, qu'elle soit estimée de manière globale dans le cas des essais de type *Step* ou de type *ROLBS*. Enfin, la capacité interne est également corrélée à la surface efficace de la fenêtre A_w .

5.4.2 Exploitation des données numériques

Tout comme pour le cas de la façade opaque, des jeux de données numériques ont été générés à partir du modèle thermo-aéraulique de la façade vitrée.

Les paramètres ayant été modifiés sont :

- La saison, en générant un nouveau jeu de données par mois,
- Le scénario : type *Evolution libre* (7 jours), *Step* (12 jours) et *ROLBS* (13 jours),
- La puissance de chauffage appelée : 0 W pour le type *Evolution libre*, 200, 300 et 400 W pour le type *Step* et le type *ROLBS*.

Une centaine de jeux de données numériques sont générés. Ils sont utilisés dans la suite de cette partie pour estimer les résistances thermiques. Certains des jeux de données numériques définis précédemment ne permettent pas d'estimer les paramètres du modèle stochastique, car l'algorithme d'optimisation n'atteint pas son terme. Le taux de réussite dépend du type d'essai testé. Les résultats sont présentés dans le Tableau 5.14.

Dans le cas des essais de type *Evolution libre*, uniquement 17 % des jeux de données numériques testés permettent d'estimer les paramètres. Dans les essais de type *Step*, ce taux atteint 75 %. Dans le cas des essais de type *ROLBS*, 92 % des jeux de données numériques permettent ces estimations. Tout comme dans le cas de la façade opaque, l'hypothèse la plus probable justifiant ces taux de réussite provient du fait que les paramètres étant corrélés, les bornes imposées à chaque paramètre peuvent mener à l'arrêt de l'algorithme lorsqu'elles sont atteintes.

Tableau 5.14 : Taux de réussite d'identification en fonction du jeu de données numériques

Type / Puissance Identification [W]	<i>Evolution libre</i>	<i>Step</i>			<i>ROLBS</i>		
	0	200	300	400	200	300	400
<i>Taux de réussite</i>	17 %	75 %	75 %	75 %	92 %	92 %	92 %

Les essais de type *Evolution libre* sont donc une nouvelle fois écartés, car ils ne semblent pas convenir au besoin de cette étude.

5.4.2.1 Corrélations des résistances

Les résistances $R_{f,v}^{stoc}$ et R_c^{stoc} sont estimées par identification avec les modèles décrits ci-dessus. Les Figure 5.21a et Figure 5.21b montrent les estimations de ces deux paramètres comparés à leur valeur théorique $R_{f,v}^{th}$ et R_c^{th} . Les estimations sont majoritairement fausses, quelques fois même très éloignées de la valeur théorique. Par exemple, la résistance des parois donnant sur la garde thermique est estimée à plusieurs reprises supérieure à 1 K.W^{-1} , c'est-à-dire, plus de 10 fois supérieure à sa valeur théorique.

La Figure 5.21c montre la corrélation entre les inverses de ces deux paramètres. Les deux paramètres sont nettement corrélés, quels que soient la saison, la puissance et le type de l'essai.

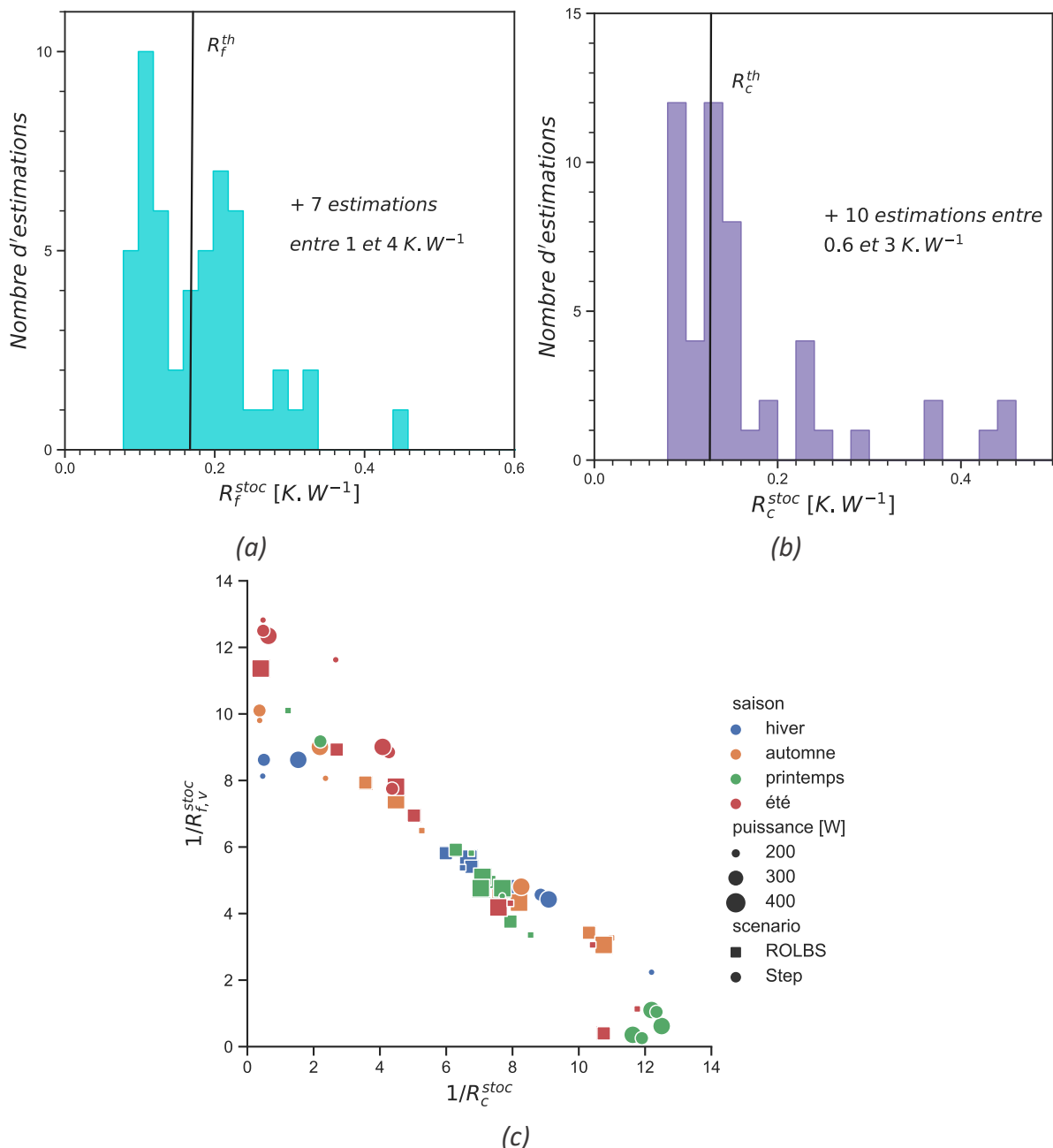


Figure 5.21 : Mise en évidence de la corrélation entre les résistances

Le troisième paramètre estimé lors de l'identification du modèle $T_{in}T_fT_cA_w$ est la surface de vitrage efficace A_w^{stoc} . Les surfaces estimées lors des identifications réalisées à partir des jeux de données numériques sont représentées sur la Figure 5.22. Globalement, la surface estimée est incluse dans la plage de variation de la valeur théorique. Aucune valeur aberrante n'est estimée. Contrairement aux attentes, la valeur estimée varie fortement quelle que soit la saison. Ses extrema sont 0,3 et 0,7 m². Pour ce paramètre, il n'y a pas de valeur aberrante. La valeur moyenne estimée en été est bien inférieure à celle estimée en hiver. Ceci reste cohérent avec les valeurs théoriques présentées précédemment dans ce chapitre.

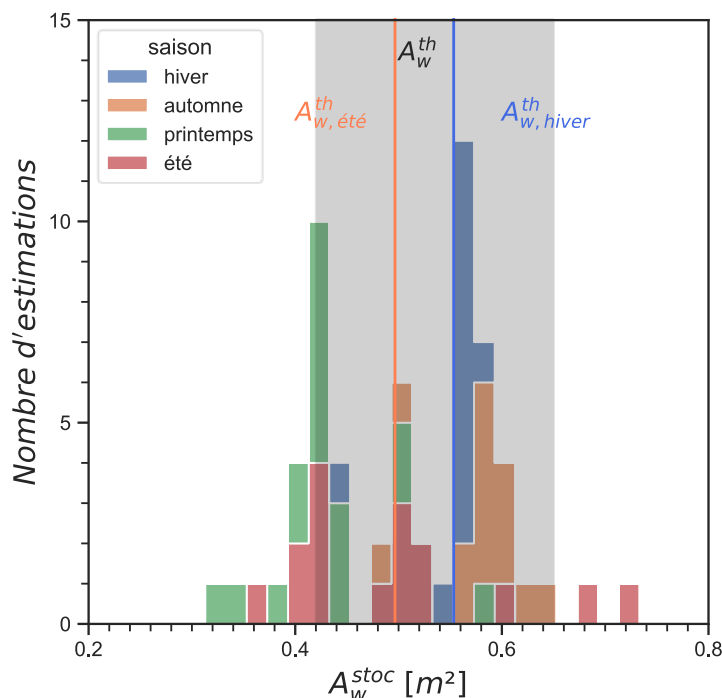


Figure 5.22 : Estimation de la surface de vitrage efficace A_w

5.4.2.2 Estimation des déperditions totales et des résistances

À partir du modèle $T_{in}T_fT_cA_w$, il est possible de définir l'équation en régime stationnaire comme proposé dans l'équation (5.9). L'équation montre que, dans le cas de conditions aux limites moyennées, les apports moyens dus au chauffage, aux auxiliaires et au soleil ($\overline{\Phi_{h+aux} + A_w Q_{SW}}$) sont linéairement dépendants des différences de températures moyennes entre la cellule-test et l'extérieur ($\overline{T_{air,in} - T_{conv+LW,out}}$) et la garde thermique ($\overline{T_{air,in} - T_{air,TG}}$). Les coefficients de proportionnalité sont les inverses des résistances de la façade vitrée $R_{f,v}$ et celle des parois donnant sur la garde thermique R_c .

$$\overline{\Phi_{h+aux} + A_w Q_{SW}} = \frac{1}{R_{f,v}} (\overline{T_{air,in} - T_{conv+LW,out}}) + \frac{1}{R_c} (\overline{T_{air,in} - T_{air,TG}}) \quad (5.9)$$

À l'instar du travail réalisé pour la façade opaque, l'équation (5.10) permet d'exprimer les apports thermiques moyens $\overline{\Phi_{h+aux} + A_w Q_{SW}}$ en fonction du coefficient des déperditions

thermiques total $HLC_{f,v}$ de la cellule-test vitrée et de la différence de température entre l'air de la cellule $T_{air,in}$ et l'extérieur $T_{conv+LW,out}$. Le coefficient $HLC_{f,v}$ est exprimé en fonction des résistances de la façade vitrée $R_{f,v}$ et des parois donnant sur la garde R_c et le coefficient x (défini comme le rapport entre la moyenne de la différence de température entre l'air de la cellule-test $T_{air,in}$ et l'air de la garde thermique $T_{air,TG}$ et la moyenne de la différence de température entre l'air de la cellule $T_{air,in}$ et l'extérieur $T_{conv+LW,out}$).

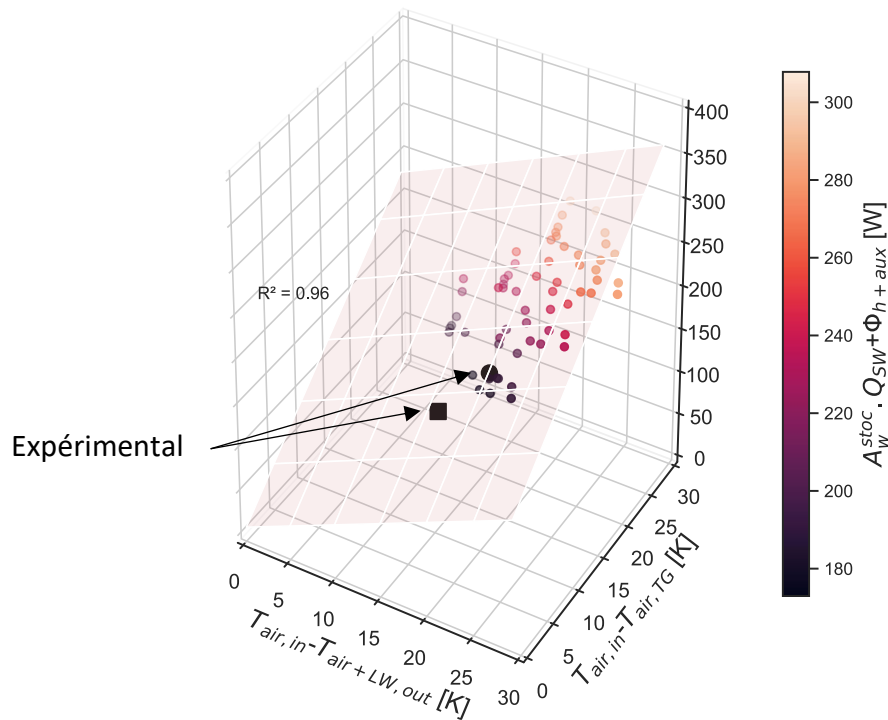
$$\overline{\Phi_{h+aux} + A_w Q_{SW}} = HLC_{f,v} (\overline{T_{air,in} - T_{conv+LW,out}})$$

$$\text{où } HLC_{f,v} = \frac{1}{R_{f,v}} + \frac{x}{R_c} \text{ et } x = \frac{\overline{T_{air,in} - T_{air,TG}}}{\overline{T_{air,in} - T_{conv+LW,out}}} \quad (5.10)$$

Selon cette équation, une relation existe entre la puissance moyenne reçue par la cellule-test ($\overline{\Phi_{h+aux} + A_w Q_{SW}}$), le produit du coefficient $HLC_{f,v}$ et le paramètre x , défini à partir des températures moyennes d'air de la cellule-test, de l'extérieur et de la garde thermique. Contrairement au cas de la façade opaque, il n'est pas possible de considérer le coefficient $HLC_{f,v}$ sans tenir compte de la puissance moyenne apportée à la cellule-test, car cette dernière dépend d'un paramètre estimé lors de l'identification (la surface de vitrage efficace A_w^{stoc}). Dans le cas de la façade vitrée, l'étude est donc réalisée à partir d'une régression linéaire à deux variables : la puissance totale moyenne apportée à la cellule-test ($\overline{\Phi_{h+aux} + A_w^{stoc} Q_{SW}}$) en fonction des différences de température entre l'intérieur et la garde thermique ($\overline{T_{air,in} - T_{air,TG}}$) et entre l'intérieur et l'extérieur ($\overline{T_{air,in} - T_{conv+LW,out}}$). Cette régression est présentée sur la Figure 5.23.

La relation apparaît clairement et est mise en évidence par le plan dont l'équation est reportée sous la figure. Le coefficient de corrélation vaut 0,96. La constante (8,28) de l'équation devrait théoriquement être égale à 0. Les puissances moyennes appelées sont de l'ordre de 200 W. La constante représente donc une erreur que de quelques pourcents.

Ce résultat permet de définir des estimations des résistances R_c^{stoc} et $R_{f,v}^{stoc}$ par identification entre l'équation du plan et l'équation (5.10). La résistance des parois donnant sur la garde R_c^{stoc} est estimée à 0,13 K.W⁻¹ ; valeur très proche de celle estimée dans le cas de la façade opaque (0,14 K.W⁻¹). La résistance de la façade vitrée $R_{f,v}^{stoc}$ est estimée à 0,22 K.W⁻¹, soit une surestimation de 30 % comparé à sa valeur théorique.



Equation de la surface plane :

$$\overline{\Phi_{h+aux} + A_w^{stoc} Q_{SW}} = 4,58(T_{air,in} - T_{conv+LW,out}) + 7,68(T_{air,in} - T_{air,TG}) + 8,28$$

Figure 5.23 : La puissance moyenne apportée à la cellule-test en fonction des différences de températures moyennes

Les estimations réalisées à partir des données expérimentales (en noir sur la Figure 5.23) sont proches du plan. Pour le cas *ROLBS*, la puissance totale moyenne apportée à la cellule-test lors de l'essai vaut 190 W. La puissance estimée par l'équation du plan, tenant compte des différences de températures expérimentales, vaut 187 W. Pour l'essai de type *Step*, la puissance totale moyenne apportée à la cellule-test lors de l'essai vaut 149 W. La puissance estimée à partir de l'équation du plan vaut 148 W.

Dans ce cas encore, une grande variabilité des différences de température balayées entre la cellule-test et l'extérieur et la cellule-test et la garde thermique permet d'améliorer la précision de l'estimation.

5.4.2.3 Conclusion

Cette partie a montré que l'estimation des résistances, bien qu'elles soient corrélées, est également possible dans le cas de la façade vitrée. La résistance totale des parois donnant sur la garde thermique est très proche de celle estimée avec la façade opaque (0,13 contre 0,14 K.W⁻¹). La résistance de la façade vitrée est estimée à une valeur 30 % supérieure à celle estimée à partir des valeurs théoriques. Les résultats des essais expérimentaux s'approchent de la solution trouvée à partir des jeux de données numériques.

Les estimations de la surface efficace de vitrage A_w est généralement estimée dans la gamme des valeurs théoriques. Les tendances sont cohérentes : en été, la surface A_w estimée

est plus faible qu'en hiver à cause de la présence du masque autour de la fenêtre, dont l'impact est plus important en été (fonction de la hauteur solaire). Une amélioration de ce modèle pourrait prendre en considération cet impact, en modélisation A_w comme une fonction de la position du soleil.

5.5 L'estimation des capacités

L'application des modèles *RC* stochastiques permet d'estimer les capacités du modèle, en plus des résistances ou des surfaces de vitrage. Les résultats obtenus dans le cas de la façade opaque et de la façade vitrée sont présentés sur la Figure 5.24, en fonction de la saison.

Dans le cas de la façade opaque, la capacité de la façade $C_{f,o}$ est estimée sous 1200 kJ.K^{-1} , plus fréquemment autour de 100 kJ.K^{-1} et dans une moindre mesure près de 1000 kJ.K^{-1} (Figure 5.24a). La valeur théorique est pourtant comprise entre 34 et 854 kJ.K^{-1} . La capacité des parois donnant sur la garde C_c (Figure 5.24b) est estimée de manière plus aléatoire dans la gamme de variation prédéfinie mais deux tendances semblent se dessiner : autour de 100 et 1500 kJ.K^{-1} . Enfin, quant à la capacité interne C_{in} (Figure 5.24c), les valeurs estimées sont comprises entre 700 et 1600 kJ.K^{-1} , bien au-delà de la valeur théorique (600-750 kJ.K^{-1}).

Les résultats concernant la façade vitrée sont légèrement différents mais des points communs sont remarqués. Tout d'abord, la capacité de la façade vitrée $C_{f,v}$ est estimée autour de deux principales valeurs : 100 et 1200 kJ.K^{-1} (Figure 5.24d). La capacité des parois donnant sur la garde thermique C_c (Figure 5.24e) présente également des valeurs plus dispersées mais plusieurs estimations sont autour de 1000 ou de 3500 kJ.K^{-1} . Par contre, la capacité intérieure C_{in} présente des valeurs proches des valeurs théoriques, entre 700 et 900 kJ.K^{-1} (Figure 5.24f).

D'une manière générale, la saison pendant laquelle l'estimation a lieu ne semble pas avoir d'impact sur le résultat des capacités. L'influence des scénarios et de la puissance de chauffage a également été analysée. Aucune corrélation ne peut être établie.

Aucune interprétation physique ne peut être apportée aux valeurs estimées dans les cas de la façade opaque ou de la façade vitrée.

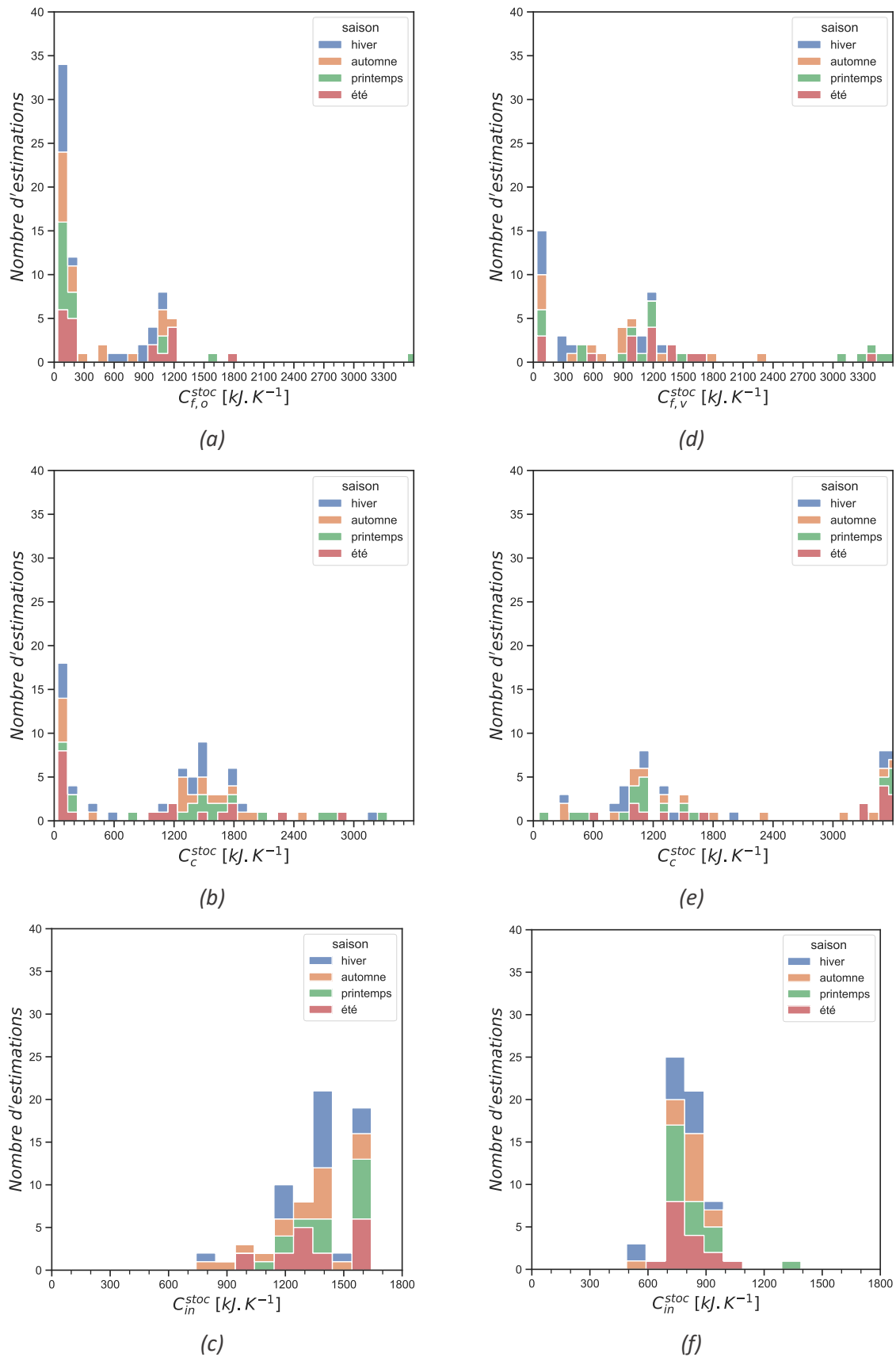


Figure 5.24 : Capacité estimées dans le cas de la façade opaque (capacité de la façade (a), de la cellule-test (b) et capacité intérieure (c)) et dans le cas de la façade vitrée (capacité de la façade (d), de la cellule-test (e) et capacité intérieure (f))

La Figure 5.25 présente la somme des capacités précédemment détaillées dans le cas d'étude de la façade opaque et dans celui de la façade vitrée, en fonction de la saison durant laquelle l'essai s'est déroulé. Théoriquement, la somme des capacités intérieure, de la façade, des parois donnant sur la garde est comprise entre 700 et 5000 kJ.K^{-1} dans les deux cas d'étude.

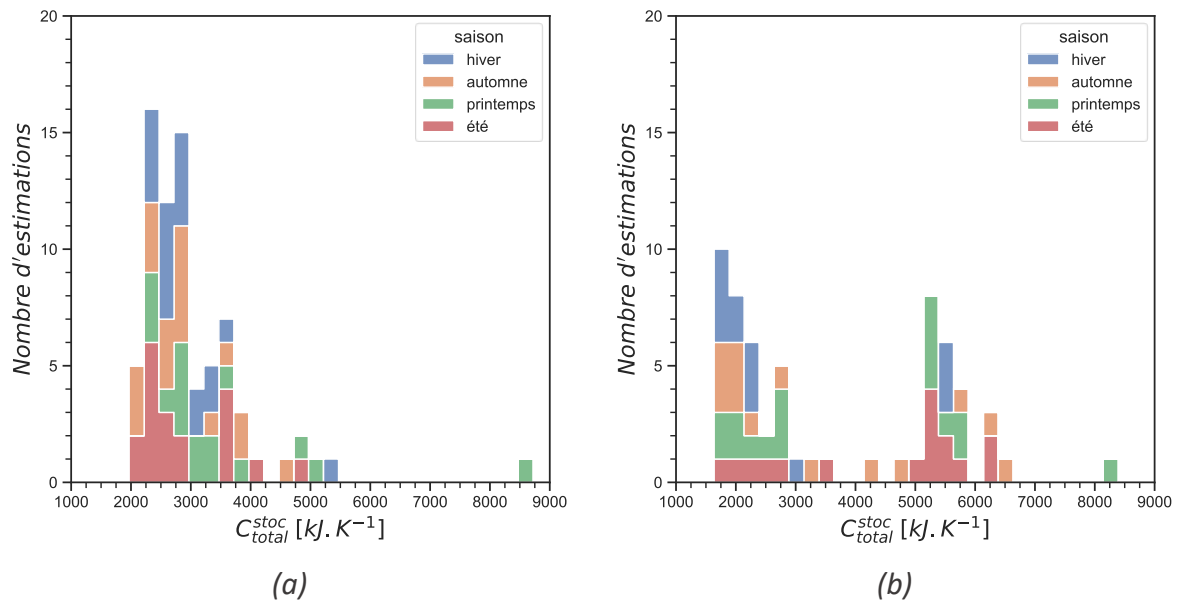


Figure 5.25 : Somme des capacités estimées dans le cas de la façade opaque (a) et dans le cas de la façade vitrée (b)

Dans le premier cas (Figure 5.25a), la somme des capacités est plus fréquemment autour de 2500 kJ.K^{-1} . Peu d'estimations dépassent 5000 kJ.K^{-1} . Dans le cas de la façade vitrée (Figure 5.25b), deux valeurs d'estimation se détachent : 2000 et 5500 kJ.K^{-1} . La somme des valeurs estimées pour les capacités sont globalement comprises dans les gammes de valeurs théoriques. Néanmoins, aucune conclusion ne peut être formulée quant à l'interprétabilité physique de ces estimations.

La capacité efficace n'est donc pas une caractéristique intrinsèque à l'élément testé, comme peut l'être la résistance thermique. À l'instar de la surface efficace de vitrage, la capacité thermique efficace est variable dans le temps. La capacité efficace dépend de la fréquence de la sollicitation thermique (chauffage et/ou conditions climatiques).

Une procédure d'essais mettant en jeu les constantes de temps rencontrées dans le bâtiment, c'est-à-dire, notamment une heure, un jour et une semaine selon la norme EN ISO 13786 (ISO 2017) pourrait être envisagée afin d'identifier ces caractéristiques efficaces et la capacité totale.

5.6 Conclusions du chapitre

Dans ce chapitre, une nouvelle méthodologie est proposée afin d'estimer les résistances thermiques d'une cellule-test entourée de deux zones aux conditions aux limites indépendantes. Dans ce cas d'étude, la cellule-test est à la fois entourée d'une garde thermique contrôlée en température et d'un environnement extérieur soumis aux conditions climatiques réelles. La méthode basée sur le bilan statique montre que les résistances évaluées dépendent du type de sollicitation.

La nouvelle méthodologie s'appuie sur l'utilisation de modèles stochastiques considérés simples au vu de leur nombre de paramètres comparé au modèle thermo-aéraulique présenté dans le Chapitre 4 . L'estimation des résistances de cette cellule-test par identification du modèle stochastique n'est pas possible à cause de la forte corrélation entre ces deux paramètres.

Tout d'abord, en utilisant cette nouvelle méthodologie sur le cas de la façade opaque, les résistances des parois donnant sur la garde thermique et de la façade opaque sont estimées très proches de leurs valeurs théoriques. Dans le cas de la façade vitrée, la résistance des parois donnant sur la garde thermique est encore une fois très proche de sa valeur théorique. La résistance pour la façade vitrée est estimée 30 % supérieure à sa valeur théorique. Ce résultat devra être mis en perspective avec d'autres résultats issus de méthodes locales pour valider sa fiabilité.

La méthodologie a été testée à partir de nombreux jeux de données numériques générés à partir du modèle thermo-aéraulique présenté dans le Chapitre 4 . Ce modèle a été nécessaire pour valider cette méthodologie, mais il représente plusieurs inconvénients. Tout d'abord, il n'est pas possible de construire un modèle avec les logiciels tels que TRNSYS pour toutes les façades, notamment les façades innovantes. Des exemples de façades ont permis d'illustrer ce problème dans le Chapitre 1 . Aussi, le temps pour paramétrer et valider ce type de modèle est important. Pour ces raisons, il serait préférable à l'avenir de n'exploiter que des jeux de données expérimentaux.

L'utilisation de jeux de données numériques pour la mise au point de la méthodologie présentée dans ce chapitre permet de dégager des préconisations pour les futures façades testées sur des installations expérimentales de ce type :

- Les essais doivent comporter une dynamique de chauffage dans la cellule-test,
- Il est nécessaire de garantir une très bonne étanchéité à l'air de la cellule-test car les résistances des façades sont fortement influencées par les infiltrations,
- Les essais exploités ont duré 10 jours environ. En attendant la validation de la méthode avec des essais de plus courte durée, il est préconisé de conserver des jeux de données d'une dizaine de jours chacun,

- Plusieurs essais sont nécessaires afin de balayer une large gamme de différences de température entre l'intérieur et chacune des conditions aux limites ; le printemps semblant être la saison la plus propice pour cela,
- Le pas de temps de mesure des essais réalisés est de 2 minutes. Cela a permis de capturer finement les phénomènes dynamiques, notamment dans le cas de la façade vitrée,
- Les mesures nécessaires sont : la température d'air intérieur, les températures d'air de chacune des conditions aux limites, les rayonnements courtes et grandes longueurs d'onde.

L'une des limites de cette méthode de caractérisation de performance thermique globale est justement l'identification de « macro » caractéristiques thermiques. La façade est caractérisée dans son ensemble, c'est-à-dire, l'élément que l'on cherche à caractériser et son cadre ; le cadre étant une partie nécessaire à l'expérimentation mais ne faisant pas partie du composant de façade. L'objectif final sera donc de dissocier ces deux parties, à l'aide d'une modélisation précise du comportement thermique du cadre (voir Annexe D). À l'avenir, il pourrait être intéressant de conserver un cadre fixe, dont le modèle aurait été validé à partir de mesures ponctuelles par exemple. Il serait ainsi plus aisé de définir les caractéristiques de l'élément à tester.

Cette méthodologie est donc complémentaire à celle présentée dans le Chapitre 3 , à l'échelle de la paroi. Lors des essais expérimentaux, il reste préconisé de conserver des mesures locales (en surface ou à l'intérieur des façades étudiées lorsque c'est possible). Cela laisse la possibilité de valider des modèles plus détaillés si cela est nécessaire.

Grâce à la simplicité des modèles mis en jeu, il peut également être envisagé l'application de cette méthodologie à de plus grandes échelles, comme sur un bâtiment réel doté de combles non aménagés, d'un sous-sol ou d'un vide sanitaire dont la température est mesurée par exemple.

Conclusions générales et perspectives

Le Chapitre 1 a présenté les différentes typologies de façades, qu'elles soient traditionnelles ou innovantes. Leur complexité s'est largement accentuée lors des dernières décennies. L'analyse des outils expérimentaux, et les méthodologies de caractérisation associées, a montré un fort intérêt de la part du monde scientifique pour l'étude des façades en laboratoire ou *in situ*, et plus faible à l'échelle de cellules-test comme rencontré dans cette étude. Les installations avec cette configuration, appelées « cellule-test gardée » restent rares sur le territoire français. Cette thèse s'est donc positionnée entre deux secteurs de recherche aux buts bien distincts : la caractérisation des performances des parois *in situ* (échelle paroi), et la caractérisation des performances des bâtiments entiers (échelle cellule-test), toutes deux réalisées à l'aide de mesures non-intrusives. Avec une cellule-test, les contraintes rencontrées sont différentes. Il est permis de disposer de mesures intrusives ce qui agrandit le champ des méthodologies possibles. Cette installation est conçue pour générer des sollicitations en température très importantes, grâce à l'importante isolation de ses parois. La durée des essais peut atteindre plusieurs semaines si nécessaire. Enfin, Il est possible de mesurer finement les conditions climatiques extérieures grâce à une architecture de capteurs fixes. Tenant compte de ces opportunités, une définition de nouvelles méthodologies adaptées à cette échelle, permettant d'envisager l'étude du large éventail des technologies de façades présenté, est donc apparue nécessaire. Plusieurs défis ont été identifiés. À l'échelle de la paroi, l'intérêt s'est porté sur la caractérisation thermique d'une façade très fortement isolée et l'impact des incertitudes de mesure et des conditions climatiques sur les valeurs estimées. À l'échelle de la cellule-test, le travail réalisé s'est concentré sur la détermination de modèles adaptés à cette échelle, à la décorrélation de leurs paramètres et leur interprétation physique.

Le Chapitre 2 détaille l'installation expérimentale : la cellule-test, les façades étudiées et leurs capteurs. Un travail de fond a été réalisé pour la détermination des incertitudes de mesure des capteurs de température, des fluxmètres et des conditions climatiques extérieures. Les incertitudes de mesure par Pt100 4 fils sont deux fois plus faibles que celles des thermocouples. Les Pt100 4 fils sont donc à privilégier lorsque c'est possible. La compréhension des géométries, des matériaux et des défauts de la cellule-test présentée dans ce chapitre a permis le travail présenté dans la suite.

Les trois chapitres suivants ont concerné la modélisation de la façade voire de l'équipement entier. Le Chapitre 3 a porté sur la modélisation à l'échelle de la paroi. L'estimation des caractéristiques thermiques à l'échelle du composant n'a été envisagée que dans le cas de la façade opaque car son comportement thermique est moins complexe. Ce composant est une paroi multicouche fortement isolée. Deux méthodes ont été appliquées.

La première est une méthode directe, répandue, appelée méthode de la moyenne, permettant de calculer la résistance de la paroi. Elle utilise des mesures de température et de flux. L'ordre de grandeur de la densité de flux à mesurer est inférieur à 10 W.m^{-2} , même dans des conditions expérimentales favorables ($\Delta T = 30^\circ\text{C}$). Il est donc nécessaire de disposer de fluxmètres d'une grande précision, de préférence en hiver ou à l'automne avec une sollicitation de chauffage suffisante pour assurer une grande différence de température entre l'intérieur et l'extérieur (de l'ordre de 30°C) sur une durée de plus de 3 jours. Dans ces conditions, une incertitude de l'ordre de $\pm 5\%$ a été atteinte. La seconde méthode, basée sur une méthode inverse, a exploité les mesures de température de surface et les mesures intrusives afin de s'affranchir de l'utilisation des fluxmètres. Trois types de modèles ont été exploités : un modèle Résistance-Capacité, un modèle Facteurs de réponse et un modèle Quadripôles. Il a été montré que la forte corrélation entre les paramètres à identifier (conductivité et capacité thermique de chaque couche) n'a pas permis de tous les estimer. Ce problème a été contourné en montrant que les caractéristiques thermiques de cette paroi sont principalement définies par la conductivité de l'isolant et la capacité thermique du bois. Pourtant mesurées avec précaution, les conditions climatiques extérieures ont une incertitude trop élevée pour permettre ce type d'étude. À partir de conditions aux limites correctement choisies (sous la couche extérieure *CLE2* au lieu de l'environnement extérieur *CLE1*), l'incertitude de l'estimation de la résistance thermique a été divisée par au moins deux et celle de la capacité par dix, en fonction du modèle choisi. *In fine*, la résistance et la capacité de ce type de façade ont été estimées avec une incertitude d'environ 5 %. L'usage d'une sollicitation dynamique sur une longue durée (environ 12 jours) a probablement aidé à atteindre cette précision.

Est venue ensuite l'étude à l'échelle de la cellule-test. En effet, toutes les façades ne peuvent être étudiées à l'aide de mesures ponctuelles parce que les phénomènes physiques, la géométrie ou les matériaux ne s'y prêtent pas. À l'échelle de la cellule-test, il est impossible d'envisager des mesures pour modéliser chaque phénomène physique. Le Chapitre 4 a donc exposé la construction d'un modèle thermo-aéraulique de la cellule-test équipée de la façade opaque ou de la façade vitrée. Une fois calé par comparaison avec des données expérimentales, ce modèle a été utilisé pour vérifier que les phénomènes physiques mis en jeu étaient bien connus et compris. Malgré la forte isolation des parois donnant sur la garde thermique, les déperditions thermiques à travers l'élément de façade testé sont généralement comprises entre 15 % (façade opaque en été) et 40 % (façade vitrée en hiver). Une étude paramétrique a également permis d'observer les paramètres physiques influençant le plus la température d'air intérieur en conditions stationnaires ou dynamiques. Trois points de vigilance ont été soulevés : la mesure de la température de la garde thermique, la capacité interne de la cellule-test et la caractérisation du cadre de l'élément à tester. La température de la garde thermique semble être l'un des paramètres les plus importants. Elle est à mesurer finement pour assurer une bonne modélisation des échanges thermique. Un déploiement plus

important de capteurs de température dans la garde thermique est jugé opportun. Une modélisation des cadres des éléments à tester semble primordiale puisque, leurs caractéristiques sont à retrancher à celles de l'élément à tester, et parce qu'ils impactent fortement le modèle. Leur modélisation a été vérifiée par comparaison avec des capteurs de température placés à l'intérieur. En termes de potentiel d'identification des caractéristiques thermiques, pour la façade opaque, la résistance et la capacité semblent identifiables. Le modèle montre que des essais en régime fortement dynamique sont nécessaires. Pour la façade vitrée, le modèle est moins sensible aux paramètres à estimer sur la partie opaque mais il est très sensible aux paramètres liés à la fenêtre.

Enfin, dans le Chapitre 5, une estimation des caractéristiques thermiques globales a été réalisée à partir de modèles Résistance-Capacité stochastiques à l'aide de l'outil *CTSM-R*. L'utilisation de ce type de modèles, de forme très simple, peut paraître aisée au premier abord. Or, leur manque de détail des phénomènes physiques, contrairement aux modèles thermo-aérauliques, est le principal obstacle. Dans ce cas d'étude, la cellule-test est à la fois entourée d'une garde thermique contrôlée en température et d'un environnement extérieur soumis aux conditions climatiques réelles. La présence de deux types de conditions aux limites rend le problème plus difficile à résoudre puisqu'il faut pouvoir dissocier les caractéristiques thermiques de la façade et des parois donnant sur la garde thermique. L'impact des infiltrations sur les résistances thermiques a complexifié le travail. Dans le cas de la façade opaque, l'utilisation des modèles dynamiques a montré une cohérence des résultats quel que soit le type d'essai ou la puissance de chauffage utilisée, contrairement au modèle statique. L'association de ces deux modèles a montré qu'il était possible de décorréler la résistance de la façade opaque et la résistance des parois donnant sur la garde thermique. Leurs estimations sont très proches de leurs valeurs théoriques. Il est par contre nécessaire de disposer de suffisamment de jeux de données (au moins quatre) représentant des conditions aux limites différentes. Le paramètre important est appelé « x ». Il décrit le ratio entre la différence de température entre la cellule-test et la garde thermique et la différence de température entre la cellule-test et l'extérieur. La saison du printemps semble permettre de générer les jeux de données avec les « x » les plus variés, entre 0,4 et 1,2, grâce à différentes conditions climatiques extérieures et différentes puissances de chauffage. Cette même méthodologie a été ensuite utilisée sur la façade vitrée. Dans ce cas d'étude, l'ajout de la fenêtre complexifie le comportement thermique de la cellule-test. Le modèle Résistance-Capacité doit être enrichi par un paramètre appelé la surface efficace de vitrage. Ce paramètre, bien que lié à la façade, varie dans le temps en fonction de la hauteur solaire (donc en fonction du moment de la journée et du jour de l'année) et de la présence ou non de rayonnement solaire direct. Sur un essai d'une dizaine de jours, le modèle stochastique estime une surface efficace de vitrage moyenne. Les estimations sont généralement comprises dans la gamme des valeurs théoriques (entre 0,45 et 0,65 m²). Quant aux résistances de la façade et des parois donnant sur la garde thermique, elles peuvent être estimées de la même manière, bien que la précision

soit plus faible que dans le cas de la façade opaque. L'avantage de ce type de méthodologie reste néanmoins le faible nombre de mesures nécessaires et surtout, le fait que ces mesures ne soient pas dépendantes du type de façade étudié (température intérieure, de la garde thermique, extérieure et rayonnement en courtes et grandes longueurs d'ondes).

Les perspectives à la suite de cette thèse sont nombreuses. Tout d'abord, l'étude de la décorrélation des paramètres dans le cas de la façade vitrée doit être poursuivie. D'un point de vue numérique, il est envisagé d'améliorer le modèle en exprimant la surface efficace de vitrage comme une fonction de la position du soleil. D'un point de vue expérimental, la mise en place d'une protection solaire sur le vitrage pourrait permettre d'estimer uniquement la résistance de la façade, puis d'intégrer ce paramètre pour l'estimation de la surface efficace de vitrage. Ensuite, il faut souligner qu'un grand nombre d'essais expérimentaux n'ont pas encore fait l'objet de valorisation. La façade testée et son instrumentation sont présentées en Annexe A. Cette configuration permet la prise en compte de débits d'air admis dans la cellule-test et d'apports solaires plus complexes à modéliser, grâce à l'ajout d'une fenêtre simple vitrage dans la configuration double fenêtre. Des essais ont également été menés avec une lame d'air ventilée entre les deux fenêtres. Il est donc possible de continuer l'étude de l'application des méthodes à ces autres cas d'études qui intégreraient un effet pariétodynamique. Un travail s'avère également nécessaire quant à l'estimation de caractéristiques thermiques variables dans le temps, dépendantes des conditions aux limites intérieures et extérieures, soit par une modélisation plus fine, soit par l'utilisation de jeux de données appropriées. C'est notamment le cas de la capacité, qui peut être définie en tant que capacité efficace ou totale.

De larges jeux de données expérimentales sont disponibles et les contraintes expérimentales sont connues. Le modèle thermo-aéraulique développé dans le cadre de cette thèse peut permettre de générer facilement d'autres jeux de données. Une étude purement numérique pourrait permettre d'affiner les préconisations expérimentales en termes de durée, de scénarios d'essais, de positions optimales de capteurs. Il est aussi possible de réutiliser ces jeux de données pour valider le développement des modèles de façades simplifiés et évaluer le potentiel d'identification et les incertitudes associées.

Enfin, pour améliorer cette installation expérimentale, il peut être nécessaire de mesurer plus finement la température dans la garde thermique grâce à mise en place de nombreux capteurs de température. Les infiltrations ayant un impact important sur les résistances, une étude approfondie doit être étudiée.

Bibliographie

- AFNOR. 2001a. NF EN 12667 Performance thermique des matériaux et produits pour le bâtiment - Détermination de la résistance thermique par la méthode de la plaque chaude gardée et la méthode fluxmétrique - Produits de haute et moyenne résistance thermique.
- . 2001b. NF EN 12939 - Performance thermique des matériaux et produits pour le bâtiment - Détermination de la résistance thermique par la méthode de la plaque chaude gardée et la méthode fluxmétrique - Produits épais de haute et moyenne résistance thermique.
- . 2001c. NF EN 12664 - Performance thermique des matériaux et produits pour le bâtiment - Détermination de la résistance thermique par la méthode de la plaque chaude gardée et la méthode fluxmétrique - Produits secs et humides de moyenne et basse résistance thermique.
- . 2008a. IEC 60751 Thermomètres à résistance de platine industriels et capteurs thermométriques en platine.
- . 2008b. ISO 13790 Energy performance of buildings — Calculation of energy use for space heating and cooling. <https://www.iso.org/cms/render/live/fr/sites/isoorg/contents/data/standard/04/19/41974.html>.
- . 2008c. NF EN ISO 10456 - Matériaux et produits pour le bâtiment - Propriétés hygrothermiques - Valeurs utiles tabulées et procédures pour la détermination des valeurs thermiques déclarées et utiles.
- . 2008d. NF EN ISO 10456 Matériaux et produits pour le bâtiment - Propriétés hygrothermiques - Valeurs utiles tabulées et procédures pour la détermination des valeurs thermiques déclarées et utiles. NF EN ISO 10456.
- . 2011a. EN 410 Verre dans la construction - Détermination des caractéristiques lumineuses et solaires des vitrages.
- . 2011b. EN 673 Verre dans la construction - Détermination du coefficient de transmission thermique U - Méthode de calcul.
- . 2012. NF DTU 68.3 P1-1-2 Travaux de bâtiment - Installations de ventilation mécanique - Partie 1-1-2 : ventilation mécanique contrôlée autoréglable simple flux - Règles de calcul, dimensionnement et mise en oeuvre - Cahier des clauses techniques types.
- . 2015. NF EN ISO 9972 Performance thermique des bâtiments - Détermination de la perméabilité à l'air des bâtiments - Méthode de pressurisation par ventilateur.
- . 2017. NF EN ISO 6946 Building components and building elements - Thermal resistance and thermal transmittance - Calculation methods.

- Al Hadad, Waseem, Denis Maillet, et Yves Jannot. 2018. « Experimental transfer functions identification: Thermal impedance and transmittance in a channel heated by an upstream unsteady volumetric heat source ». *International Journal of Heat and Mass Transfer* 116 (janvier): 931-39. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2017.09.079>.
- Albatici, Rossano, Arnaldo M. Tonelli, et Michela Chiogna. 2015. « A Comprehensive Experimental Approach for the Validation of Quantitative Infrared Thermography in the Evaluation of Building Thermal Transmittance ». *Applied Energy* 141 (mars): 218-28. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2014.12.035>.
- Allard, Ingrid, Thomas Olofsson, et O. Hassan. 2012. « Methods for air tightness analysis for residential buildings in Nordic countries ». In *WIT Transactions on Ecology and The Environment*, 165:311-22. <https://doi.org/10.2495/ARC120281>.
- Alzetto, Florent, David Farmer, Richard Fitton, Tara Hughes, et Will Swan. 2018. « Comparison of Whole House Heat Loss Test Methods under Controlled Conditions in Six Distinct Retrofit Scenarios ». *Energy and Buildings* 168 (juin): 35-41. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2018.03.024>.
- AQC. 2015. « Guide RAGE - Intégration des menuiseries extérieures dans des parois à ossature bois ». In *Intégration des menuiseries extérieures dans des parois à ossature bois*. Guide RAGE. AQC.
- Asdrubali, Francesco, Francesco D'Alessandro, Giorgio Baldinelli, et Francesco Bianchi. 2014. « Evaluating in situ thermal transmittance of green buildings masonries—A case study ». *Case Studies in Construction Materials* 1 (janvier): 53-59. <https://doi.org/10.1016/j.cscm.2014.04.004>.
- ASHRAE Task Group. 1976. *Procedure for Determining Heating and Cooling Loads for Computerizing Energy Calculations: Algorithms for Building Heat Transfer Subroutines*. American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers.
- ASTM International. 2015. *Standard Test Method for Determination of Emittance of Materials Near Room Temperature Using Portable Emissometers*.
- Attia, Shady. 2017. « Evaluation of Adaptive Facades: The Case Study of Al Bahr Towers in the UAE ». *QScience Connect, Shaping Qatar's Sustainable Built Environment*, août. <https://doi.org/10.5339/qproc.2016.qgbc.8>.
- Awbi, H. B., et A. Hatton. 1999. « Natural Convection from Heated Room Surfaces ». *Energy and Buildings* 30 (3): 233-44. [https://doi.org/10.1016/S0378-7788\(99\)00004-3](https://doi.org/10.1016/S0378-7788(99)00004-3).
- Bacher, Peder, et Henrik Madsen. 2011. « Identifying suitable models for the heat dynamics of buildings ». *Energy and Buildings* 43 (7): 1511-22. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2011.02.005>.
- Badarnah Kadri, L. 2012. « Towards the LIVING Envelope: Biomimetics for Building Envelope Adaptation ». *Delft University of Technology*. <https://doi.org/10.4233/UUID:4128B611-9B48-4C8D-B52F-38A59AD5DE65>.
- Baker, P. H., et H. A. L. van Dijk. 2008. « PASLINK and dynamic outdoor testing of building components ». *Building and Environment, Outdoor Testing, Analysis and Modelling of Building Components*, 43 (2): 143-51. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2006.10.009>.

- Bardon, Jean-Pierre, et Bernard Cassagne. 1998. « Température de surface - Mesure par contact ». *Techniques de l'Ingénieur*.
- Beckman, William A., Lars Broman, Alex Fiksel, Sanford A. Klein, Eva Lindberg, Mattias Schuler, et Jeff Thornton. 1994. « TRNSYS The Most Complete Solar Energy System Modeling and Simulation Software ». *Renewable Energy, Climate change Energy and the environment*, 5 (1): 486-88. [https://doi.org/10.1016/0960-1481\(94\)90420-0](https://doi.org/10.1016/0960-1481(94)90420-0).
- Beltrán, Lo, Jinseok Kim, et Jj Wang. 2012. « From Static to Kinetic : A Review of Acclimated Kinetic Building Envelopes ». In *PROCEEDINGS OF THE SOLAR CONFERENCE*, 5:4022-29. Denver, Co.
- Berge, Axel, Carl-Eric Hagentoft, Paula Wahlgren, et Bijan Adl-Zarrabi. 2015. « Effect from a Variable U-Value in Adaptive Building Components with Controlled Internal Air Pressure ». *Energy Procedia*, 6th International Building Physics Conference, IBPC 2015, 78 (novembre): 376-81. <https://doi.org/10.1016/j.egypro.2015.11.677>.
- Berger, Julien, et Benjamin Kadoch. 2020. « Estimation of the Thermal Properties of an Historic Building Wall by Combining Modal Identification Method and Optimal Experiment Design ». *Building and Environment* 185 (novembre): 107065. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2020.107065>.
- Biddulph, Phillip, Virginia Gori, Clifford A. Elwell, Cameron Scott, Caroline Rye, Robert Lowe, et Tadj Oreszczyn. 2014. « Inferring the thermal resistance and effective thermal mass of a wall using frequent temperature and heat flux measurements ». *Energy and Buildings* 78 (août): 10-16. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2014.04.004>.
- Bienvenido-Huertas, David, Juan Moyano, David Marín, et Rafael Fresco-Contreras. 2019. « Review of in Situ Methods for Assessing the Thermal Transmittance of Walls ». *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 102 (mars): 356-71. <https://doi.org/10.1016/j.rser.2018.12.016>.
- Bienvenido-Huertas, David, Roberto Rodríguez-Álvaro, Juan José Moyano, Fernando Rico, et David Marín. 2018. « Determining the U-Value of Façades Using the Thermometric Method: Potentials and Limitations ». *Energies* 11 (2): 360. <https://doi.org/10.3390/en11020360>.
- Biyik, Emrah, Mustafa Araz, Arif Hepbasli, Medhi Shahrestani, Runming Yao, Li Shao, Emmanuel Essah, et al. 2017. « A Key Review of Building Integrated Photovoltaic (BIPV) Systems ». *Engineering Science and Technology*. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jestch.2017.01.009>.
- Boldini, Alain, Marco Colangelo, Andrea Pilla, Matilde Tavanti, et Stefano Mariani. 2017. « Exploitation of shape memory materials in sun adaptive user-controllable building facades ». In *Adaptive facade network*. Munich. http://tu1403.eu/wp-content/uploads/COST-Next_proceeding_high_res.pdf.
- Bontemps, Stéphanie. 2015. « Validation expérimentale de modèles : application aux bâtiments basse consommation ». *These de doctorat*, Bordeaux.
- Bouchouchi, Corinne. 2015. « Un bâtiment doit-il être moche pour être écolo ? » *L'Obs*, 10 décembre 2015. <https://www.nouvelobs.com/planete/cop21/20151210.OBS1126/un-batiment-doit-il-etre-moche-pour-etre-ecolo.html>.

- Broto, Carles. 2011. Conception et design : facades. Barcelone, Espagne: Links International.
- Brun, Adrien. 2011. « Amélioration du confort d'été dans des bâtiments à ossature par ventilation de l'enveloppe et stockage thermique ». Thèse de doctorat, Université de Grenoble.
- Cadiergues, Roger. s. d. « Les airs et leurs propriétés ». MémoCad mE02.b.
- Cattarin, G., F. Causone, A. Kindinis, et L. Pagliano. 2016. « Outdoor test cells for building envelope experimental characterisation – A literature review ». *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 54 (février): 606-25. <https://doi.org/10.1016/j.rser.2015.10.012>.
- Catto Lucchino, Elena, Adrienn Gelesz, Kristian Skeie, Giovanni Gennaro, András Reith, Valentina Serra, et Francesco Goia. 2021. « Modelling Double Skin Façades (DSFs) in Whole-Building Energy Simulation Tools: Validation and Inter-Software Comparison of a Mechanically Ventilated Single-Story DSF ». *Building and Environment* 199 (juillet): 107906. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2021.107906>.
- Catto Lucchino, Elena, Francesco Goia, Gabriele Lobaccaro, et Gaurav Chaudhary. 2019. « Modelling of double skin facades in whole-building energy simulation tools: A review of current practices and possibilities for future developments ». *Building Simulation* 12 (janvier). <https://doi.org/10.1007/s12273-019-0511-y>.
- Chaffar, Khaled, Alexis Chauchois, Didier Defer, et Laurent Zalewski. 2014. « Thermal characterization of homogeneous walls using inverse method ». *Energy and Buildings* 78 (août): 248-55. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2014.04.038>.
- Chavez Castillo, Ana Gabriela. 2020. « Apport des modèles réduits pour la caractérisation thermique de matériaux de construction : mesures in situ d'isolants et étude multi-échelle d'un bois sec ». Thèse de doctorat, université Paris-Saclay. <https://www.theses.fr/2020UPAST040>.
- Cleveland, Cutler J., et Christopher G. Morris. 2013. *Handbook of Energy: Chronologies, Top Ten Lists, and Word Clouds*. Vol. II. Elsevier Science.
- COFRAC. 2017. « Guide technique d'accréditation en température ».
- COMSOL. 2019. « COMSOL Multiphysics 5.5 Reference Manual ».
- Cony-Renaud-Salis, Louis, Nouamane Belhaj, Olivier Ramalho, et Marc Abadie. 2019. « Analysis of the Need of Detailed Modelling for the Assessment of Indoor Air Quality in Residential Buildings ». *E3S Web of Conferences* 111: 04043. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/201911104043>.
- Crawley, Drury B., Jon W. Hand, Michaël Kummert, et Brent T. Griffith. 2008. « Contrasting the Capabilities of Building Energy Performance Simulation Programs ». *Building and Environment, Part Special: Building Performance Simulation*, 43 (4): 661-73. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2006.10.027>.
- Crawley, Jenny, Jez Wingfield, et Cliff Elwell. 2019. « The Relationship between Airtightness and Ventilation in New UK Dwellings ». *Building Services Engineering Research and Technology* 40 (3): 274-89. <https://doi.org/10.1177/0143624418822199>.

- Crepon, Etienne. 2017. « Evaluation de la réglementation sécurité incendie en habitation ». Rapport de Mission AI-550-170001. Paris: CSTB. <https://www.cstb.fr/assets/documents/rapport-mission-securite-incendie.pdf>.
- Cryer, Jonathan D., et Kung-Sik Chan. 2008. *Time Series Analysis: With Applications in R*. Springer Science & Business Media.
- CSTB. 2011. Avis Technique 2/10-1421 - Panneaux LA - Société DAGARD.
- . 2017. « Règles Th-bat - Fascicule matériaux ».
- Debbarma, Mary, K. Sudhakar, et Prashant Baredar. 2017. « Comparison of BIPV and BIPVT: A review ». *Resource-Efficient Technologies* 3 (3): 263-71. <https://doi.org/10.1016/j.reffit.2016.11.013>.
- Deconinck, An-Heleen, et Staf Roels. 2016. « Comparison of characterisation methods determining the thermal resistance of building components from onsite measurements ». *Energy and Buildings* 130 (octobre): 309-20. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2016.08.061>.
- Defraeye, Thijs, Bert Blocken, et Jan Carmeliet. 2011. « Convective Heat Transfer Coefficients for Exterior Building Surfaces: Existing Correlations and CFD Modelling ». *Energy Conversion and Management* 52 (1): 512-22. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2010.07.026>.
- Désenfant, Michèle. 2020. « De la mesure à la métrologie - Évaluer les performances du processus ». LNE.
- Desideri, Umberto, et Francesco Adrusbali. 2018. « Handbook of Energy Efficiency in Buildings - 1st Edition ». 2018. <https://www.elsevier.com/books/handbook-of-energy-efficiency-in-buildings/desideri/978-0-12-812817-6>.
- DHUP. 2015. « Note sur le traitement des cas particuliers dans la réglementation thermique 2012 des bâtiments neufs ». <https://www.rt-batiment.fr/documents/rt2012/note-cas-particuliers-rt2012.pdf>.
- Dols, W Stuart, et Brian J Polidoro. 2015. « CONTAM User Guide and Program Documentation Version 3.2 ». National Institute of Standards and Technology. <https://doi.org/10.6028/NIST.TN.1887>.
- Dubelley, Florence. 2016. « Mécanismes de dégradation des enveloppes barrières pour application panneaux isolants sous vide ». Thesis, Grenoble Alpes. <http://www.theses.fr/2016GREAI007>.
- EURACHEM, et CITAC. 2012. « Guide EURACHEM / CITAC CG4 Quantifier l'Incertitude de Mesures Analytiques ». S L R Ellison, A Williams.
- Evangelisti, Luca, Claudia Guattari, Paola Gori, Roberto de Lieto Vollaro, et Francesco Asdrubali. 2016. « Experimental Investigation of the Influence of Convective and Radiative Heat Transfers on Thermal Transmittance Measurements ». *International Communications in Heat and Mass Transfer* 78 (novembre): 214-23. <https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2016.09.008>.
- Farmer, David, David Johnston, et Dominic Miles-Shenton. 2016. « Obtaining the Heat Loss Coefficient of a Dwelling Using Its Heating System (Integrated Coheating) ». *Energy and Buildings* 117 (avril): 1-10. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2016.02.013>.

- Favennec, Y., et P. Le Masson. 2019. « Lecture 8 : Function estimation and large scale estimation problems ». In Eurotherm Advanced Autumn School METTI 7 Thermal measurement and inverse techniques, 1:269-303. Porquerolles.
- Favoino, Fabio, Qian Jin, et Mauro Overend. 2017. « Design and Control Optimisation of Adaptive Insulation Systems for Office Buildings. Part 1: Adaptive Technologies and Simulation Framework ». *Energy* 127 (mai): 301-9. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2017.03.083>.
- Favoino, Fabio, Roel Loonen, Maxime Doya, Francesco Goia, Chiara Bedon, et Francesco Babich. 2018. Building Performance Simulation and Characterisation of Adaptive Facades. TU Delft Open. COST European Cooperation in Science and Technology.
- Faye, Mactar, Berangere Lartigue, et Vincent Sambou. 2015. « A New Procedure for the Experimental Measurement of the Effective Heat Capacity of Wall Elements ». *Energy and Buildings* 103 (septembre): 62-69. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2015.05.054>.
- Ficco, Giorgio, Fabio Iannetta, Elvira Ianniello, Francesca Romana d'Ambrosio Alfano, et Marco Dell'Isola. 2015. « U-Value in Situ Measurement for Energy Diagnosis of Existing Buildings ». *Energy and Buildings* 104 (octobre): 108-21. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2015.06.071>.
- Foucquier, Aurélie, Sylvain Robert, Frédéric Suard, Louis Stéphan, et Arnaud Jay. 2013. « State of the Art in Building Modelling and Energy Performances Prediction: A Review ». *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 23 (juillet): 272-88. <https://doi.org/10.1016/j.rser.2013.03.004>.
- François, Adrien, Laurent Ibos, Vincent Feuillet, et Johann Meulemans. 2020a. « Novel in Situ Measurement Methods of the Total Heat Transfer Coefficient on Building Walls ». *Energy and Buildings* 219 (juillet): 110004. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2020.110004>.
- . 2020b. « Estimation of the Thermal Resistance of a Building Wall with Inverse Techniques Based on Rapid Active in Situ Measurements and White-Box or ARX Black-Box Models ». *Energy and Buildings*, août, 110346. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2020.110346>.
- Galmiche, Véronique. 2016. « Isolants biosourcés : points de vigilance ». Agence Qualité Construction. <http://www.qualiteconstruction.com/sites/default/files/2017-07/E-Isolants-Biosources-Vigilance.pdf>.
- Gamal, Yahya, et Omar Mowafy. 2018. « Shape Memory Alloy Shading Systems: An Optimization Model ». In , 7. Cambridge.
- Garay, Roberto, Amaia Uriarte, et Ines Apraiz. 2013. « Performance Assessment of Thermal Bridge Elements into a Full Scale Experimental Study of a Building Façade ». In 4th EXPERT MEETING. Holzenkirchen. https://www.researchgate.net/publication/272944312_Performance_Assessment_of_Thermal_Bridge_Elements_into_a_Full_Scale_Experimental_Study_of_a_Building_Façade.
- Gaspar, Katia, Miquel Casals, et Marta Gangoellis. 2016. « A Comparison of Standardized Calculation Methods for in Situ Measurements of Façades U-Value ». *Energy and Buildings* 130 (octobre): 592-99. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2016.08.072>.

- Gavan, Valentin, Monika Woloszyn, Frédéric Kuznik, et Jean-Jacques Roux. 2010. « Experimental study of a mechanically ventilated double-skin façade with venetian sun-shading device: A full-scale investigation in controlled environment ». *Solar Energy* 84 (2): 183-95. <https://doi.org/10.1016/j.solener.2009.10.017>.
- Ghorra-Gobin, Cynthia. 2009. « L'architecte, la façade et le piéton ». *Le Debat* n° 155 (3): 170-74.
- Giarma, Christina, Katerina Tsikaloudaki, et Dimitris Aravantinos. 2017. « Daylighting and Visual Comfort in Buildings' Environmental Performance Assessment Tools: A Critical Review ». *Procedia Environmental Sciences, Sustainable synergies from Buildings to the Urban Scale*, 38 (janvier): 522-29. <https://doi.org/10.1016/j.proenv.2017.03.116>.
- Ginestet, S., T. Bouache, K. Limam, et G. Lindner. 2013. « Thermal identification of building multilayer walls using reflective Newton algorithm applied to quadrupole modelling ». *Energy and Buildings* 60 (mai): 139-45. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2013.01.011>.
- Goia, Francesco. 2013. « Dynamic Building Envelope Components and Nearly Zero Energy Buildings: Theoretical and Experimental Analysis of Concepts, Systems and Technologies for Adaptive Building Skin ». Thèse de doctorat.
- Gori, Virginia. 2017. « A Novel Method for the Estimation of Thermophysical Properties of Walls from Short and Seasonally Independent In-Situ Surveys ». PhD thesis, London: University College of London.
- Gori, Virginia, Valentina Marincioni, Phillip Biddulph, et Clifford A. Elwell. 2017. « Inferring the thermal resistance and effective thermal mass distribution of a wall from in situ measurements to characterise heat transfer at both the interior and exterior surfaces ». *Energy and Buildings* 135 (janvier): 398-409. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2016.10.043>.
- Greffet, Rémy. 2016. « Études expérimentale et numérique des performances énergétiques d'une fenêtre pariétodynamique ». Thesis, La Rochelle. <http://www.theses.fr/2016LAROS020>.
- Guattari, Claudia, Luca Evangelisti, Francesco Asdrubali, et Roberto Vollaro. 2020. « Experimental Evaluation and Numerical Simulation of the Thermal Performance of a Green Roof ». *Applied Sciences* 10 (mars): 1767. <https://doi.org/10.3390/app10051767>.
- Guillerme, André. 1991. « Techniques et matériaux de construction XIX-XX siècle, une introduction ». *History and Technology* 7 (3-4): 165-78. <https://doi.org/10.1080/07341519108581775>.
- Gurav, Jyoti L., In-Keun Jung, Hyung-Ho Park, Eul Son Kang, et Digambar Y. Nadargi. 2010. « Silica Aerogel: Synthesis and Applications ». *Journal of Nanomaterials* 2010: 1-11. <https://doi.org/10.1155/2010/409310>.
- Gutschker, Olaf. 2008. « Parameter identification with the software package LORD ». *Building and Environment, Outdoor Testing, Analysis and Modelling of Building Components*, 43 (2): 163-69. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2006.10.010>.
- Ha, Thanh-Tung, Vincent Feuillet, Julien Waeytens, Kamel Zibouche, Simon Thebault, Rémi Bouchie, Véronique Le Sant, et Laurent Ibos. 2020. « Benchmark of Identification

- Methods for the Estimation of Building Wall Thermal Resistance Using Active Method: Numerical Study for IWI and Single-Wall Structures ». *Energy and Buildings* 224 (octobre): 110130. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2020.110130>.
- Hammarsten, Stig. 1987. « A Critical Appraisal of Energy-Signature Models ». *Applied Energy* 26 (2): 97-110. [https://doi.org/10.1016/0306-2619\(87\)90012-2](https://doi.org/10.1016/0306-2619(87)90012-2).
- Hancock, Matthew J. 2006. « Course 18.303 Linear Partial Differential Equations | The 1-D Heat Equation ». MIT.
- Hassanli, Sina, Gang Hu, Kenny C. S. Kwok, et David F. Fletcher. 2017. « Utilizing cavity flow within double skin façade for wind energy harvesting in buildings ». *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 167 (août): 114-27. <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2017.04.019>.
- Hastie, Trevor, Robert Tibshirani, et Jerome Friedman. 2009. *Elements of Statistical Learning: data mining, inference, and prediction*. 2nd Edition. Springer. <https://web.stanford.edu/~hastie/ElemStatLearn/>.
- Hellier, Chris. 2020. *Modern Architecture - Forms and Façades*.
- Hurel, Nolwenn. 2016. « Impact of Air Infiltration on Buildings' Performance : Focus on the Experimental Study within Timber-Frame Walls ». PhD thesis, Université Grenoble Alpes. <https://doi.org/10/document>.
- Husain, Alaa A. F., Wan Zuha W. Hasan, Suhaidi Shafie, Mohd N. Hamidon, et Shyam Sudhir Pandey. 2018. « A review of transparent solar photovoltaic technologies ». *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 94 (octobre): 779-91. <https://doi.org/10.1016/j.rser.2018.06.031>.
- Iooss, Bertrand, et Paul Lemaître. 2014. « A review on global sensitivity analysis methods », avril.
- Iousef, Samy, Hamid Montazeri, Bert Blocken, et Pieter van Wesemael. 2019. « Impact of Exterior Convective Heat Transfer Coefficient Models on the Energy Demand Prediction of Buildings with Different Geometry ». *Building Simulation* 12 (5): 797-816. <https://doi.org/10.1007/s12273-019-0531-7>.
- ISO. 1994. *ISO 5725-1:1994 - Exactitude (justesse et fidélité) des résultats et méthodes de mesure — Partie 1: Principes généraux et définitions*.
- . 2014a. *ISO 9869-1 Isolation thermique - Éléments de construction - Mesurage in situ de la résistance thermique et du coefficient de transmission thermique - Partie 1: Méthode du fluxmètre*.
- . 2014b. *NF ISO/IEC GUIDE 98-3 Incertitude de mesure - Partie 3 : guide pour l'expression de l'incertitude de mesure*.
- . 2017. « *ISO 13786 Thermal performance of building components — Dynamic thermal characteristics — Calculation methods* ». 2017. <https://www.iso.org/fr/standard/65711.html>.
- Jagniatinskis, Aleksandras, Boris Fiks, et Marius Mickaitis. 2021. « Acoustic Classification of Building Façades Using Statistical Methods ». *Applied Acoustics* 172 (janvier): 107653. <https://doi.org/10.1016/j.apacoust.2020.107653>.

- Janssens, Arnold. 2017. « IEA-EBC Annex 58 | Report of Subtask 1B ». Text. Build Up. 25 avril 2017. <http://www.buildup.eu/en/practices/publications/iea-ebc-annex-58-report-subtask-1b-0>.
- Jiménez, M. J., et M. R. Heras. 2005. « Application of multi-output ARX models for estimation of the U and g values of building components in outdoor testing ». *Solar Energy* 79 (3): 302-10. <https://doi.org/10.1016/j.solener.2004.10.008>.
- Jiménez, M. J., B. Porcar, et M. R. Heras. 2008. « Estimation of building component UA and gA from outdoor tests in warm and moderate weather conditions ». *Solar Energy* 82 (7): 573-87. <https://doi.org/10.1016/j.solener.2008.02.013>.
- Johnston, David, D. Miles-Shenton, J. Wingfield, D. Farmer, et M. Bell. 2012. « Whole House Heat Loss Test Method (Coheating) ». Undefined. /paper/Whole-House-Heat-Loss-Test-Method-(Coheating)-Johnston-Miles-Shenton/45d0cbfa70d8372e3896ed4e79360e5476421129.
- Johnston, David, Mark Siddall, Oliver Ottinger, Soeren Peper, et Wolfgang Feist. 2020. « Are the Energy Savings of the Passive House Standard Reliable? A Review of the as-Built Thermal and Space Heating Performance of Passive House Dwellings from 1990 to 2018 ». *Energy Efficiency* 13 (8): 1605-31. <https://doi.org/10.1007/s12053-020-09855-7>.
- Judkoff, R., et J. Neymark. 1995. « International Energy Agency Building Energy Simulation Test (BESTEST) and Diagnostic Method ». NREL/TP-472-6231. National Renewable Energy Lab., Golden, CO (US). <https://doi.org/10.2172/90674>.
- Juhasova Senitkova, Ingrid. 2019. « Interior Materials Combination and Perceived Indoor Air Quality ». MATEC Web of Conferences 279 (janvier): 03001. <https://doi.org/10.1051/mateconf/201927903001>.
- Juricic, Sarah, Simon Rouchier, Aurélie Fouquier, et Gilles Fraise. 2018. « Evaluation of the physical interpretability of calibrated building model parameters ». International Building Physics Conference, septembre. <https://surface.syr.edu/ibpc/2018/MS7/3>.
- Kaboré, Madi, Emmanuel Bozonnet, Patrick Salagnac, et Rémi Perrin. 2018. « Evaluation des performances d'une toiture végétalisée sur le microclimat et le confort thermique ». In Société Française de Thermique. Pau, France. <https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-01988173>.
- Khalifa, A. J. N., et R. H. Marshall. 1990. « Validation of Heat Transfer Coefficients on Interior Building Surfaces Using a Real-Sized Indoor Test Cell ». *International Journal of Heat and Mass Transfer* 33 (10): 2219-36. [https://doi.org/10.1016/0017-9310\(90\)90122-B](https://doi.org/10.1016/0017-9310(90)90122-B).
- Khalifa, Ines, Leila Gharbi Ernez, Essia Znouda, et Chiheb Bouden. 2015. « Coupling TRNSYS 17 and CONTAM: Simulation of a Naturally Ventilated Double-Skin Façade ». *Advances in Building Energy Research* 9 (2): 293-304. <https://doi.org/10.1080/17512549.2015.1050694>.
- Kim, Kyoung-Hee. 2011. « A Comparative Life Cycle Assessment of a Transparent Composite Façade System and a Glass Curtain Wall System ». *Energy and Buildings* 43 (12): 3436-45. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2011.09.006>.

- Kim, Seo-Hoon, Jong-Hun Kim, Hak-Geun Jeong, et Kyoo-Dong Song. 2018. « Reliability Field Test of the Air–Surface Temperature Ratio Method for In Situ Measurement of U-Values ». *Energies* 11 (4): 803. <https://doi.org/10.3390/en11040803>.
- Kristensen, Niels Rode, et Henrik Madsen. 2003. « Continuous Time Stochastic Modelling - Mathematics guide ». Technical University of Denmark, 10 décembre 2003. <http://www2.imm.dtu.dk/ctsm/MathGuide.pdf>.
- Kristensen, Niels Rode, Henrik Madsen, et Sten Bay Jørgensen. 2004. « Parameter estimation in stochastic grey-box models ». *Automatica* 40 (2): 225-37. <https://doi.org/10.1016/j.automatica.2003.10.001>.
- Lampert, Carl M. 1998. « Smart switchable glazing for solar energy and daylight control ». *Solar Energy Materials and Solar Cells* 52 (3): 207-21. [https://doi.org/10.1016/S0927-0248\(97\)00279-1](https://doi.org/10.1016/S0927-0248(97)00279-1).
- Latif, Eshrar, Mike Lawrence, Andy Shea, et Pete Walker. 2016. « In Situ Assessment of the Fabric and Energy Performance of Five Conventional and Non-Conventional Wall Systems Using Comparative Coheating Tests ». *Building and Environment* 109 (novembre): 68-81. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2016.09.017>.
- Le Monde.fr. 2018. « Incendie de la tour Grenfell à Londres : « des équipements non conformes », selon un expert », 5 juin 2018. https://www.lemonde.fr/europe/article/2018/06/05/incendie-de-la-tour-grenfell-a-londres-des-equipements-non-conformes-selon-un-expert_5309619_3214.html.
- Legifrance. 1974. Arrêté du 10 avril 1974 relatif à l'isolation thermique et au réglage automatique des installations de chauffage dans les bâtiments d'habitation.
- . 1982. Arrêté du 24 mars 1982 Équipements et caractéristiques thermiques des bâtiments d'habitation.
- . 2000. Arrêté du 29 novembre 2000 relatif aux caractéristiques thermiques des bâtiments nouveaux et des parties nouvelles de bâtiments.
- . 2006. Arrêté du 24 mai 2006 relatif aux caractéristiques thermiques des bâtiments nouveaux et des parties nouvelles de bâtiments.
- . 2008. Arrêté du 13 juin 2008 relatif à la performance énergétique des bâtiments existants de surface supérieure à 1 000 mètres carrés, lorsqu'ils font l'objet de travaux de rénovation importants.
- . 2010. Arrêté du 26 octobre 2010 relatif aux caractéristiques thermiques et aux exigences de performance énergétique des bâtiments nouveaux et des parties nouvelles de bâtiments.
- . 2015. Arrêté du 31 décembre 2015 abrogeant et remplaçant l'arrêté du 5 février 2015 relatif à l'agrément des modalités de prise en compte des fenêtres pariétodynamiques dans la réglementation thermique 2012.
- . 2016a. Décret n° 2016-711 du 30 mai 2016 relatif aux travaux d'isolation en cas de travaux de ravalement de façade, de réfection de toiture ou d'aménagement de locaux en vue de les rendre habitables. 2016-711.
- . 2016b. Code du patrimoine - Article L632-2. Code du patrimoine. Vol. Code du patrimoine.

- . 2017. Arrêté du 22 mars 2017 modifiant l'arrêté du 3 mai 2007 relatif aux caractéristiques thermiques et à la performance énergétique des bâtiments existants.
- Lenhart, T, K Eckhardt, N Fohrer, et H. -G Frede. 2002. « Comparison of Two Different Approaches of Sensitivity Analysis ». *Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C* 27 (9): 645-54. [https://doi.org/10.1016/S1474-7065\(02\)00049-9](https://doi.org/10.1016/S1474-7065(02)00049-9).
- Lesueur, Dylan. 2019. « Caractérisation de façades performantes - Etude thermo-aéraulique pour l'identification de modèles simplifiés ». Rapport de stage de M2. La Rochelle Université: Université Bretagne Sud.
- Liberti, Leo, et Sergei S. Kucherenko. 2005. « Comparison of deterministic and stochastic approaches to global optimization ». *ITOR* 12: 263-85. <https://doi.org/10.1111/j.1475-3995.2005.00503.x>.
- Liddament, Martin W. 1986. Air infiltration calculation techniques - An application guide. INTERNATIONAL ENERGY AGENCY energy conservation in buildings and Community systems programme. Coventry, GB: AIVC.
- Lim, Yaik-Wah, Mohd Zin Kandar, Mohd Hamdan Ahmad, Dilshan Remaz Ossen, et Aminatuzuhariah Megat Abdullah. 2012. « Building Façade Design for Daylighting Quality in Typical Government Office Building ». *Building and Environment* 57 (novembre): 194-204. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2012.04.015>.
- Limam, Karim, Toufik Bouache, Stéphane Ginestet, et L Olea Popescu. 2018. « Numerical and experimental identification of simplified building walls using the reflective Newton method ». *Building Physics*, 2018.
- Liu, Y., et D. J. Harris. 2007. « Full-Scale Measurements of Convective Coefficient on External Surface of a Low-Rise Building in Sheltered Conditions ». *Building and Environment* 42 (7): 2718-36. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2006.07.013>.
- Loonen, Roel C. G. M., Fabio Favoino, Jan L. M. Hensen, et Mauro Overend. 2017. « Review of current status, requirements and opportunities for building performance simulation of adaptive facades ». *Journal of Building Performance Simulation* 10 (2): 205-23. <https://doi.org/10.1080/19401493.2016.1152303>.
- Loonen, Roel, J.M. Rico-Martinez, Fabio Favoino, M. Brzezicki, Christophe Menezo, G. La Ferla, et Laura Aelenei. 2015. « Design for façade adaptability – Towards a unified and systematic characterization ». In *Conference Proceedings of the 10th ENERGY FORUM*. BErn, Switzerland. https://www.researchgate.net/publication/279955723_Design_for_facade_adaptability_-_Towards_a_unified_and_systematic_characterization.
- Loussouarn, T., D. Maillet, B. Remy, V. Schick, et D. Dan. 2018. « Indirect Measurement of Temperature inside a Furnace, ARX Model Identification ». *Journal of Physics: Conference Series* 1047 (juin): 012006. <https://doi.org/10.1088/1742-6596/1047/1/012006>.
- Lucchi, Elena. 2017. « Thermal transmittance of historical stone masonries: A comparison among standard, calculated and measured data ». *Energy and Buildings* 151 (septembre): 393-405. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2017.07.002>.

- Lucon, Oswaldo, Diana Üрге-Vorsatz, Azni Zain Ahmed, Hashem Akbari, Paolo Bertoldi, Luisa F. Cabeza, Nicholas Eyre, et al. 2014. « Buildings ». In *Climate Change 2014: Mitigation of Climate Change. Contribution of Working Group III to the Fifth Assessment Report of the Intergovernmental Panel on Climate Change*, Cambridge University Press. Cambridge, UK.
- Madsen, H., et J. Holst. 1995. « Estimation of continuous-time models for the heat dynamics of a building ». *Energy and Buildings* 22 (1): 67-79. [https://doi.org/10.1016/0378-7788\(94\)00904-X](https://doi.org/10.1016/0378-7788(94)00904-X).
- Madsen, Henrik, Peder Bacher, Geert Bauwens, An-Heleen Deconinck, Glenn Reynders, Staf Roels, et Eline Himpe. 2015. « Thermal Performance Characterization Using Time Series Data ». *IEA EBC Annex 58 Guidelines*.
- Maillet, Denis, Stéphane André, Jean-Christophe Batsale, Alain Degiovanni, et Christian Moyne. 2000. *Thermal Quadrupoles: Solving the Heat Equation through Integral Transforms*. Great Britain: Wiley.
- Mangematin, Eric, Guillaume Pandraud, et Didier Roux. 2012. « Quick Measurements of Energy Efficiency of Buildings ». *Comptes Rendus Physique, Science of nuclear safety post-Fukushima*, 13 (4): 383-90. <https://doi.org/10.1016/j.crhy.2012.04.001>.
- Mao, Yao, Jinda Qi, et Bao-Jie He. 2020. « Impact of the Heritage Building Façade in Small-Scale Public Spaces on Human Activity: Based on Spatial Analysis ». *Environmental Impact Assessment Review* 85 (novembre): 106457. <https://doi.org/10.1016/j.eiar.2020.106457>.
- Maroy, Katrien, Kim Carbonez, Marijke Steeman, et Nathan Van Den Bossche. 2017. « Assessing the Thermal Performance of Insulating Glass Units with Infrared Thermography: Potential and Limitations ». *Energy and Buildings* 138 (mars): 175-92. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2016.10.054>.
- Martin, K., C. Escudero, A. Erkoreka, I. Flores, et J. M. Sala. 2012. « Equivalent wall method for dynamic characterisation of thermal bridges ». *Energy and Buildings* 55 (décembre): 704-14. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2012.08.024>.
- Martin, Marlo, et Paul Berdhal. 1984. « Characteristics of Infrared Sky Radiation in the United States ». *Solar Energy* 33 (3-4): 321-36. [https://doi.org/10.1016/0038-092X\(84\)90162-2](https://doi.org/10.1016/0038-092X(84)90162-2).
- Martínez, Sandra, Aitor Erkoreka, Pablo Eguía, Enrique Granada, et Lara Febrero. 2019. « Energy characterization of a PASLINK test cell with a gravel covered roof using a novel methodology: Sensitivity analysis and Bayesian calibration ». *Journal of Building Engineering* 22 (mars): 1-11. <https://doi.org/10.1016/j.jobbe.2018.11.010>.
- Menet, Jean-Luc. 2014. « Étude de l'impact Environnemental de Murs Pourvus d'isolants "Biosourcés" Issus de Déchets Agricoles », 16.
- Meng, Xi, Yanna Gao, Yan Wang, Biao Yan, Wei Zhang, et Enshen Long. 2015. « Feasibility Experiment on the Simple Hot Box-Heat Flow Meter Method and the Optimization Based on Simulation Reproduction ». *Applied Thermal Engineering* 83 (mai): 48-56. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2015.03.010>.

- Menzel, Laura. 2012. *Façades Design, Construction & Technology*. Citadelles&Mazenod. Paris: Braun libri. <https://livre.fnac.com/a3816556/Lara-Menzel-Facades>.
- Meulemans, Johann, Florent Alzetto, Farmer David, et Christopher Gorse. 2016. « QUB/e – A novel transient experimental method for in situ measurements of the thermal performance of building fabrics ». In *International SEEDS Conference 2016: Sustainable Ecological Engineering Design for Society*. Leeds, United Kingdom: Leeds Beckett University. <https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-01589176>.
- Mitalas, G.P., et D.G. Stephenson. 1967. « Room thermal response factors ». *National Research Council of Canada* 342.
- Mitchell, Robin, Christian Kohler, Dragan Curcija, Ling Zhy, Simon Vidanovic, Stephen Czarnecki, et Darius Arasteh. 2019. « WINDOW 7 User Manual ». Lawrence Berkeley National Laboratory.
- Monnier, Gérard. 2010. *Histoire de l'architecture. Que sais-je ?* Presses Universitaires de France. <https://www.cairn.info/histoire-de-l-architecture--9782130582687.htm>.
- Nagy, Zoltan, Bratislav Svetozarevic, Prageeth Jayathissa, Moritz Begle, Johannes Hofer, Gearoid Lydon, Anja Willmann, et Arno Schlueter. 2016. « The Adaptive Solar Facade: From concept to prototypes ». *Frontiers of Architectural Research* 5 (2): 143-56. <https://doi.org/10.1016/j.foar.2016.03.002>.
- Nardi, Iole, Elena Lucchi, Tullio de Rubeis, et Dario Ambrosini. 2018. « Quantification of Heat Energy Losses through the Building Envelope: A State-of-the-Art Analysis with Critical and Comprehensive Review on Infrared Thermography ». *Building and Environment* 146 (décembre): 190-205. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2018.09.050>.
- Naveros, I., Christian Ghiaus, D.P. Ruiz, S. Castano, et S. Castaño. 2015. « Physical parameters identification of walls using ARX models obtained by deduction ». *Energy and Buildings*, n° 108: 317-29. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2015.09.021>.
- Nelder, J. A., et R. Mead. 1965. « A Simplex Method for Function Minimization ». *The Computer Journal* 7 (4): 308-13. <https://doi.org/10.1093/comjnl/7.4.308>.
- Nguyen, Anh-Tuan, et Sigrid Reiter. 2015. « A Performance Comparison of Sensitivity Analysis Methods for Building Energy Models ». *Building Simulation* 8 (6): 651-64. <https://doi.org/10.1007/s12273-015-0245-4>.
- Nuttgens, Patrick. 2002. *Histoire de l'architecture*. Phaidon. Paris.
- Orlande, Helcio R. B., Olivier Fudym, Denis Maillet, Renato M. Cotta, Olivier Fudym, Denis Maillet, et Renato M. Cotta. 2011. *Thermal Measurements and Inverse Techniques*. CRC Press. <https://doi.org/10.1201/b10918>.
- Orme, Malcolm. 1999. *Applicable Models for Air Infiltration and Ventilation Calculations*. AIVC.
- Orme, Malcolm, Martin W. Liddament, et Andrew Wilson. 1998. *Numerical data for air infiltration and natural ventilation calculations*. INTERNATIONAL ENERGY AGENCY energy conservation in buildings and Community systems programme. Coventry, GB: AIVC.
- Parker, J. M., D. Farmer, et M. Fletcher. 2015. « Calibrating Whole House Thermal Models against a Coheating Test ». In *System Simulation in Buildings 2014 Proceedings of the*

- Ninth International Conference, P21 1-P21 19 (19). Liege: Atelier des Presses. <http://hdl.handle.net/2268/183783>.
- Paziaud, Jacques. 1983. Fenêtre à isolation dynamique par circulation d'air. Institut national de la propriété intellectuelle 2 524 053, issued 30 septembre 1983. <https://bases-brevets.inpi.fr/fr/document/FR2524053.html?s=1561133547908&p=5&cHash=5456392f6ea0dd7ee4d0d1fe860c5aef>.
- Peeters, L., I. Beausoleil-Morrison, et A. Novoselac. 2011. « Internal Convective Heat Transfer Modeling: Critical Review and Discussion of Experimentally Derived Correlations ». *Energy and Buildings* 43 (9): 2227-39. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2011.05.002>.
- Peng, Huisheng, Xuemei Sun, Wei Weng, et Xin Fang. 2017. « 3 - Structure and Property of Electronic Polymers ». In *Polymer Materials for Energy and Electronic Applications*, édité par Huisheng Peng, Xuemei Sun, Wei Weng, et Xin Fang, 63-106. Academic Press. <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-811091-1.00003-3>.
- Perino, Marco, et Valentina Serra. 2015. « Switching from static to adaptable and dynamic building envelopes: A paradigm shift for the energy efficiency in buildings ». <https://doi.org/10.7480/jfde.2015.2.1015>.
- Petit, Daniel, et Denis Maillet. 2008a. « Techniques inverses et estimation de paramètres. Partie 1 ». *Techniques de l'Ingénieur*, janvier.
- . 2008b. « Techniques inverses et estimation de paramètres. Partie 2 ». *Techniques de l'Ingénieur*, janvier.
- Pflug, Thibault, Nikolaus Nestle, Tilmann E. Kuhn, Monica Siroux, et Christoph Maurer. 2018. « Modeling of facade elements with switchable U-value ». *Energy and Buildings* 164 (avril): 1-13. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2017.12.044>.
- Priel, Marc. 1999. « Incertitudes de mesure et tolérances ». *Techniques de l'Ingénieur*.
- Rabani, Mehran, et Mehrdad Rabani. 2019. « Heating performance enhancement of a new design trombe wall using rectangular thermal fin arrays: An experimental approach ». *Journal of Energy Storage* 24 (août): 100796. <https://doi.org/10.1016/j.est.2019.100796>.
- Raillon, loïc, Simon Rouchier, et Sarah Juricic. 2020. pySIP: an open-source tool for Bayesian inference and prediction of heat transfer in buildings.
- Rasooli, Arash, Laure Itard, et Carlos Infante Ferreira. 2016. « A response factor-based method for the rapid in-situ determination of wall's thermal resistance in existing buildings ». *Energy and Buildings* 119 (mai): 51-61. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2016.03.009>.
- Remy, Benjamin, et Alain Degiovanni. 2005. « Parameters estimation and measurement of thermophysical properties of liquids ». *International Journal of Heat and Mass Transfer* 48 (19): 4103-20. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2005.03.004>.
- Roels, Staf, Peder Bacher, Geert Bauwens, Sergio Castaño, Maria José Jiménez, et Henrik Madsen. 2017. « On Site Characterisation of the Overall Heat Loss Coefficient: Comparison of Different Assessment Methods by a Blind Validation Exercise on a Round Robin Test Box ». *Energy and Buildings* 153 (octobre): 179-89. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2017.08.006>.

- Ross, Robert J. 2010. Wood Handbook : Wood as an Engineering Material. U.S. Dept. of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. Vol. 190. General Technical Report. Madison, WI.
- Rouchier, Simon. 2018. « Solving inverse problems in building physics: An overview of guidelines for a careful and optimal use of data ». *Energy and Buildings* 166 (mai): 178-95. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2018.02.009>.
- Rouchier, Simon, Mickaël Rabouille, et Pierre Oberlé. 2018. « Calibration of Simplified Building Energy Models for Parameter Estimation and Forecasting: Stochastic versus Deterministic Modelling ». *Building and Environment* 134 (avril): 181-90. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2018.02.043>.
- Sánchez, M. N., C. Sanjuan, M. J. Suárez, et M. R. Heras. 2013. « Experimental Assessment of the Performance of Open Joint Ventilated Façades with Buoyancy-Driven Airflow ». *Solar Energy* 91 (mai): 131-44. <https://doi.org/10.1016/j.solener.2013.01.019>.
- Sassine, Emilio. 2016. « A Practical Method for In-Situ Thermal Characterization of Walls ». *Case Studies in Thermal Engineering* 8 (septembre): 84-93. <https://doi.org/10.1016/j.csite.2016.03.006>.
- Savineau, Jean-Christophe. 2017. « La contribution sur les portes et fenêtres : un impôt sur l'air et la lumière ». *Gestion Finances Publiques* N° 5 (5): 113-16.
- Shameri, M.A., M.A. Alghoul, K. Sopian, M. Fauzi M. Zain, et Omkalthum Elayeb. 2011. « Perspectives of Double Skin Façade Systems in Buildings and Energy Saving ». *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 15 (3): 1468-75. <https://doi.org/10.1016/j.rser.2010.10.016>.
- Sharples, S. 1984. « Full-Scale Measurements of Convective Energy Losses from Exterior Building Surfaces ». *Building and Environment* 19 (1): 31-39. [https://doi.org/10.1016/0360-1323\(84\)90011-8](https://doi.org/10.1016/0360-1323(84)90011-8).
- Shen, Limei, Xiwang Pu, Yongjun Sun, et Jiongde Chen. 2016. « A Study on Thermoelectric Technology Application in Net Zero Energy Buildings ». *Energy* 113 (octobre): 9-24. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2016.07.038>.
- Shephard, Ronald W. 1970. « Proof of the Law of Diminishing Returns ». *Zeitschrift Für Nationalökonomie* 30 (1): 7-34. <https://doi.org/10.1007/BF01289990>.
- Solar Energy Laboratory. 2009. « TRNSYS 17 Volume 4 Mathematical Reference ».
- Spampinato, Letizia, Sonia Calvari, Clive Oppenheimer, et Enzo Boschi. 2011. « Volcano Surveillance Using Infrared Cameras ». *Earth-Science Reviews* 106 (1): 63-91. <https://doi.org/10.1016/j.earscirev.2011.01.003>.
- Stehfest, Harald. 1970. « Numerical Inversion of Laplace Transforms ».
- Suk, Jae Yong, Marc Schiler, et Karen Kensek. 2017. « Reflectivity and specularity of building envelopes: how materiality in architecture affects human visual comfort ». *Architectural Science Review* 60 (4): 256-65. <https://doi.org/10.1080/00038628.2017.1336981>.
- Tabares-Velasco, Paulo Cesar, Craig Christensen, et Marcus Bianchi. 2012. « Verification and Validation of EnergyPlus Phase Change Material Model for Opaque Wall Assemblies ».

Building and Environment 54 (août): 186-96.
<https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2012.02.019>.

- Tällberg, Rickard, Bjørn Petter Jelle, Roel Loonen, Tao Gao, et Mohamed Hamdy. 2019. « Comparison of the energy saving potential of adaptive and controllable smart windows: A state-of-the-art review and simulation studies of thermochromic, photochromic and electrochromic technologies ». *Solar Energy Materials and Solar Cells* 200 (septembre): 109828. <https://doi.org/10.1016/j.solmat.2019.02.041>.
- Techniques de l'ingénieur. 2016. « Un enduit à base d'aérogel pour protéger les façades haussmanniennes ». *Techniques de l'Ingénieur (blog)*. 25 novembre 2016. <https://www.techniques-ingenieur.fr/actualite/articles/un-enduit-a-base-daerogel-pour-protoger-les-facades-haussmanniennes-38234/>.
- Tejedor, Blanca, Miquel Casals, Marta Gangoellés, et Xavier Roca. 2017. « Quantitative Internal Infrared Thermography for Determining In-Situ Thermal Behaviour of Façades ». *Energy and Buildings* 151 (septembre): 187-97. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2017.06.040>.
- Telhan, Orkan, Federico Casalegno, Juhong Park, Sotirios Kotsopoulos, et Carl Yu. 2010. « Interaction design with building facades ». In *Proceedings of the fourth international conference on Tangible, embedded, and embodied interaction*, 291-94. TEI '10. New York, NY, USA: Association for Computing Machinery. <https://doi.org/10.1145/1709886.1709948>.
- Teni, Mihaela, Hrvoje Krstić, et Piotr Kosiński. 2019. « Review and Comparison of Current Experimental Approaches for In-Situ Measurements of Building Walls Thermal Transmittance ». *Energy and Buildings* 203 (novembre): 109417. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2019.109417>.
- Thébault, Simon Romain. 2017. « Contribution à l'évaluation in situ des performances d'isolation thermique de l'enveloppe des bâtiments ». *These de doctorat*, Lyon. <http://www.theses.fr/2017LYSEI008>.
- Thureau, Pierre. 1996. « Fluxmètres thermiques ». *Techniques de l'Ingénieur*, 1996. <https://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/archives-th12/archives-mesures-physiques-tiarc/archive-2/fluxmetres-thermiques-r2900/perturbations-introduites-par-les-fluxmetres-r2900niv10006.html>.
- Tian, Wei. 2013. « A review of sensitivity analysis methods in building energy analysis ». *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 20 (avril): 411-19. <https://doi.org/10.1016/j.rser.2012.12.014>.
- Tronchin, Lamberto, Massimiliano Manfren, Vincenzo Vodola, et Benedetto Nastasi. 2019. « Building Performance Monitoring: From in-Situ Measurement to Regression-Based Approaches ». *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 609 (octobre): 072043. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/609/7/072043>.
- Tsilingiris, P. T. 2006. « Parametric Space Distribution Effects of Wall Heat Capacity and Thermal Resistance on the Dynamic Thermal Behavior of Walls and Structures ». *Energy and Buildings* 38 (10): 1200-1211. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2006.02.007>.

- Tyagi, Vineet Veer, et D. Buddhi. 2007. « PCM thermal storage in buildings: A state of art ». *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 11 (6): 1146-66. <https://doi.org/10.1016/j.rser.2005.10.002>.
- Vogt Wu, Tingting. 2011. « Formalisme des impédances thermiques généralisées : application à la caractérisation thermique de parois de bâtiments ». These de doctorat, Artois. <https://www.theses.fr/2011ARTO0207>.
- Vranckx, Bridget. 2011. *Color in architecture façade*. Liaoning Science and Technology Publishing House.
- Wang, Shengwei, et Xinhua Xu. 2006. « Parameter estimation of internal thermal mass of building dynamic models using genetic algorithm ». *Energy Conversion and Management* 47 (13): 1927-41. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2005.09.011>.
- Werling, Eric. 1988. « Contribution aux mesures par contact de température de surface de parois semi-transparentes : Modélisation - Expérimentation ». Thèse de doctorat, Lyon, INSA. <http://www.theses.fr/1988ISAL0005>.
- Wittwer, V., M. Datz, J. Ell, A. Georg, W. Graf, et G. Walze. 2004. « Gasochromic windows ». *Solar Energy Materials and Solar Cells, International Solar Energy Society World Congress 2003*, 84 (1): 305-14. <https://doi.org/10.1016/j.solmat.2004.01.040>.
- Yang, Liu, Haiyan Yan, et Joseph C. Lam. 2014. « Thermal Comfort and Building Energy Consumption Implications – A Review ». *Applied Energy* 115 (février): 164-73. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2013.10.062>.
- Yang, Yingying. 2017. *Innovative non-destructive methodology for energy diagnosis of building envelope*. Bordeaux. <http://www.theses.fr/2017BORD0913>.
- Yilmaz, Emrah, Hakan Arslan, et Alper Bideci. 2019. « Environmental Performance Analysis of Insulated Composite Facade Panels Using Life Cycle Assessment (LCA) ». *Construction and Building Materials* 202 (mars): 806-13. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.01.057>.
- Zhang, K., T. Mcdowell, et M. Kummert. 2017. « Sky Temperature Estimation and Measurement for Longwave Radiation Calculation ». In *Proceedings of the 15th IBPSA Conference*. San Francisco, USA.

Annexe A : Façade isolée avec double fenêtre

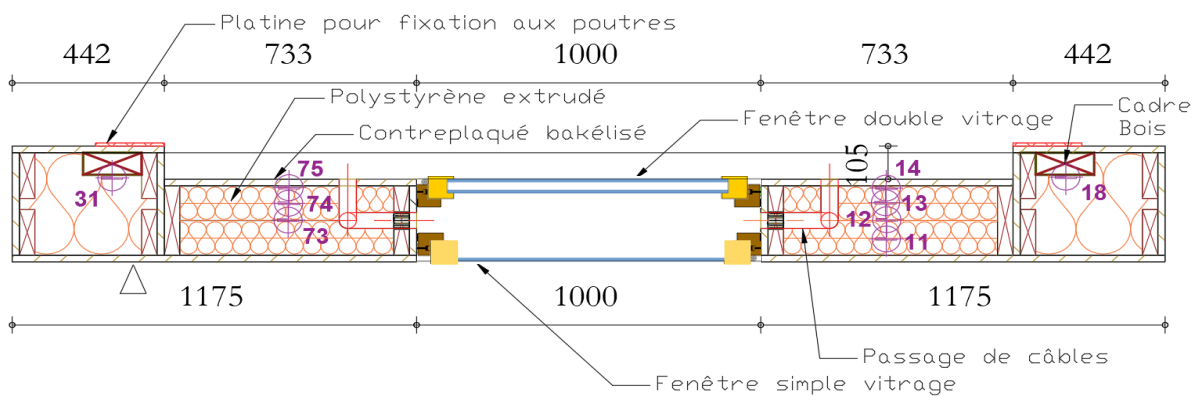
La façade accueillant la double fenêtre est la façade dotée de la fenêtre double vitrage à laquelle une fenêtre simple vitrage est ajoutée en pose tunnel en nu extérieur comme illustré sur la Figure A.1.



(a)



(b)



(c)

Figure A.1 : Vue extérieure (a) et intérieure (b) de la façade avec une double fenêtre
(c) Coupe de la façade – vue du dessus

La fenêtre simple vitrage est composée d'un cadre en PVC et d'un vitrage feuilleté de 7 mm d'épaisseur. Le vitrage est fabriqué par Saint-Gobain. Il mesure 1,77 m de haut et 0,79 m de large.

Les propriétés de la fenêtre simple vitrage sont présentées dans le Tableau A.1.

Tableau A.1 : Propriétés de la fenêtre simple vitrage selon les données du fabricant

1- Caractéristiques énergétiques (Calculs selon la norme NF EN 410 (AFNOR 2011a))		
Caractéristiques énergétiques globales	Transmissivité	0,775
	Réfectivité extérieure	0,075
	Absorptivité	0,15
2- Caractéristiques lumineuses (Calculs selon la norme NF EN 410 (AFNOR 2011a))		
Caractéristiques lumineuses globales :	Transmissivité	0,89
	Réfectivité extérieure	0,08
	Absorptivité	0,03
3- Facteur solaire du vitrage NF EN 410 (AFNOR 2011a))		
	Facteur solaire g	0,81
4- Coefficient Vitrage U_g (Calculs selon la norme NF EN 673 (AFNOR 2011b))		
	Coefficient Vitrage U_g	$5,66 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$
5- Coefficient Cadre U_{fr} (issu de WINDOW 7 (Mitchell et al. 2019))		
		$1,7 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$

Tout comme la fenêtre double vitrage, la fenêtre simple vitrage dispose d'une entrée d'air autoréglable NICOLL 1EAHF en partie basse, placée dans le dormant de la fenêtre, intégrant un module EA 22 ($22 \text{ m}^3/\text{h}$ sous 20 Pa). La section libre de passage d'air est la même que celle de la fenêtre double vitrage. L'espace entre les deux vitrages est de 18,5 cm.

Le passage d'air depuis la fenêtre jusqu'à la bouche de ventilation de la cellule-test est représenté sur la Figure A.2 lorsque la cellule-test est mise en dépression. Dans ce cas, l'air est admis en partie basse de la fenêtre simple vitrage, passe dans l'espace entre les deux vitrages puis dans l'entrée d'air située en haut de la fenêtre double vitrage, traverse la cellule-test et est évacué à l'extérieur via la conduite d'extraction d'air.

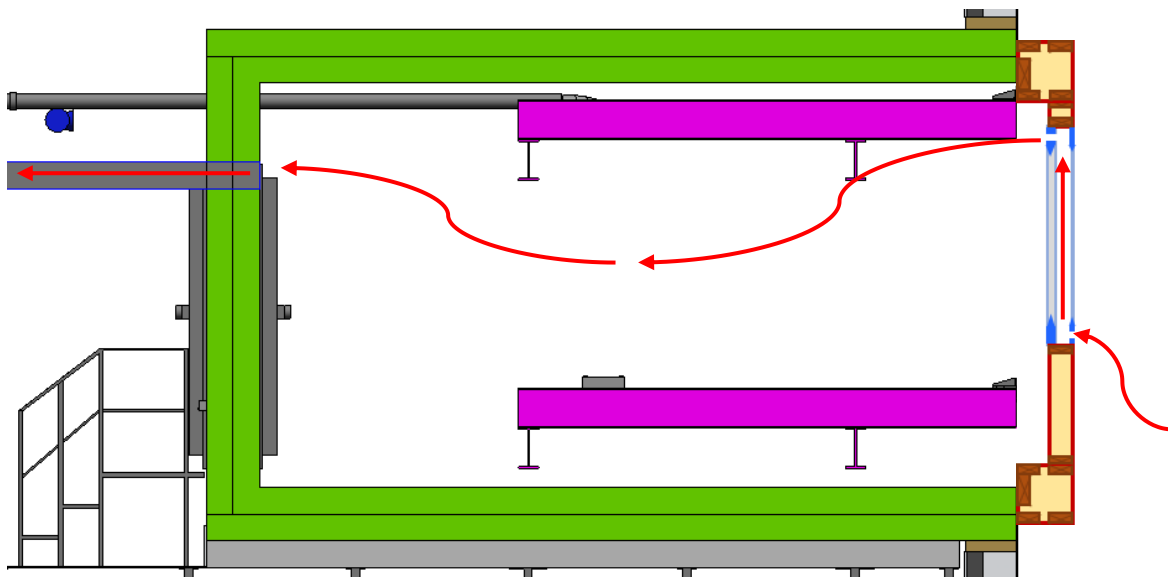


Figure A.2 : Circulation de l'air dans la cellule-test / vue en coupe verticale

En configuration Double Fenêtre, quatre anémomètres à fil chaud monodirectionnels (C, D, E et F) et deux anémomètres à fil chaud omnidirectionnel (A et B) ont été placés dans la lame d'air séparant les deux fenêtres à deux hauteurs. Ils ont été accompagnés de quatre

sondes Pt100 (n° 24 à 37). Un thermocouple de type T (n° 97) est placé à l'entrée d'air de la fenêtre simple vitrage). Des thermocouples de type T ont été ajoutés sur la fenêtre simple vitrage (face 1 et face 2).

Annexe B : Calcul des incertitudes de mesure des températures

Dans la littérature (COFRAC 2017), il est spécifié que l'incertitude d'étalonnage doit tenir compte des composantes associées à l'instrument en étalonnage, au générateur de température, à la connaissance de la température de référence et des fuites thermiques. Les incertitudes sont classées en deux grands types selon la norme NF ISO/IEC GUIDE 98-3 (ISO 2014) : les incertitudes de type A évaluées par des méthodes statistiques et les celles de type B évaluées par d'autres méthodes.

L'incertitude d'essai est composée de l'incertitude d'étalonnage et de l'incertitude de la chaîne de mesure à un an.

Les sondes Pt100

L'incertitude d'étalonnage

L'incertitude composée d'étalonnage des sondes Pt100 est constituée des incertitudes-type suivantes :

- l'incertitude de la mesure de la sonde étalon,
- l'incertitude des conditions d'étalonnage (homogénéité et stabilité de la température dans le bain thermostaté),
- l'incertitude de la centrale d'acquisition des sondes Pt100 (résolution, incertitude de mesure de la résistance sur une journée et conversion en température),
- l'incertitude des sondes Pt100 en étalonnage (répétabilité de la mesure, le phénomène d'hystérésis et la capacité d'auto-échauffement).

L'incertitude de la mesure de la sonde étalon

La sonde étalon est étalonnée par comparaison dans un laboratoire accrédité COFRAC. Le laboratoire indique une incertitude d'étalonnage élargie (facteur de d'élargissement $k = 2$) égale à $e_{ref,etal} = 0,008^{\circ}\text{C}$.

Il est aussi important de prendre en compte la dérive de la sonde de référence. Le fabricant donne des informations à un an. Ces données correspondent à une erreur de $\pm 2 \text{ m}\Omega$ soit $e_{ref,dérive} = 0,005^{\circ}\text{C}$ (selon la norme IEC 60751 (AFNOR 2008a)).

L'incertitude des conditions d'étalonnage

La caractérisation de l'homogénéité du bain d'étalonnage a été réalisée par un technicien. Cette valeur est $e_{bain,hom} = 0,024^{\circ}\text{C}$ à 50°C (valeur la plus défavorable). La stabilité a également été mesurée $e_{bain,stab} = 0,009^{\circ}\text{C}$.

L'incertitude de la centrale d'acquisition des sondes Pt100

Comme présenté dans la Figure 2.11, chaque sonde Pt100 est câblée sur une centrale d'acquisition KEYSIGHT 34980A par l'intermédiaire d'un bornier. Cette centrale mesure la résistance aux bornes de la sonde. Cette mesure est entachée d'une incertitude. Elle dépend du NPLC de la centrale (integration time in Number of Power Line Cycles). Le bruit est calculé en fonction de ce paramètre. Celui-ci prend en compte la résolution de la centrale d'acquisition. Plus le temps d'intégration est grand, donc le NLPC est grand, plus la vitesse d'acquisition est faible et plus le bruit est faible. À ce bruit s'ajoutent d'autres sources d'incertitude en fonction de la période de temps considéré, la valeur mesurée et la gamme de mesure : l'erreur d'offset et l'erreur de gain du multimètre numérique de la centrale. Il est également important de prendre en compte la résolution de la centrale d'acquisition.

Lors de l'étalonnage, le NPLC vaut 1, ce qui implique 60 mesures par seconde. Le bruit vaut 10,8 mΩ. Considérant le temps d'un étalonnage, soit une période de 24h, une mesure de l'ordre de 100 Ω-120 Ω (respectivement 0°C et 50°C) et une gamme de mesure de 1 kΩ, l'erreur de gain est de 2,2 mΩ et l'erreur d'offset de 6 mΩ. L'erreur totale de la mesure lors de l'étalonnage est donc de 19 mΩ soit $e_{acc,etal} = 0,05^{\circ}\text{C}$ (selon la norme IEC 60751 (AFNOR 2008)). La résistance mesurée par la centrale d'acquisition est ensuite convertie en degrés Celsius selon la norme IEC 60751 (AFNOR 2008a)).

L'incertitude des sondes Pt100 en étalonnage

L'instrument en étalonnage, ici les sondes Pt100, comportent différentes sources d'incertitudes : la répétabilité de la mesure, le phénomène d'hystérésis et leur capacité d'auto-échauffement.

La répétabilité est définie comme l'écart-type expérimental de la valeur moyenne de la correction d'étalonnage. Il est conseillé d'utiliser cette méthode sur des échantillons supérieurs à 10 mesures (COFRAC 2017). L'écart-type est calculé à partir des 30 mesures réalisées à chaque palier pour chaque capteur. L'écart-type considéré est l'écart-type maximal calculé. Il vaut $e_{sonde,rep} = 0,005^{\circ}\text{C}$. Dans un premier temps, nous considérons que l'impact du phénomène d'hystérésis et de l'auto-échauffement des sondes est négligeable.

Bilan des sources d'incertitude et calcul des incertitudes-type

En l'état, ces incertitudes et erreurs ne sont pas comparables car elles correspondent à différentes lois de probabilité. La distribution est considérée uniforme à moins que des informations permettent de prouver que la distribution suit une autre loi (EURACHEM et CITAC 2012). Leur contribution à l'incertitude composée est estimée en calculant l'incertitude-type comme indiqué dans le Tableau B.1, en divisant l'incertitude ou l'erreur estimée par le facteur multiplicatif.

Tableau B.1 : Incertitudes prises en compte lors de l'étalonnage des Pt100

Incertitude ou erreur e	Type	Valeur [°C]	Distribution	Facteur multiplicatif	Incertitude type u [°C]
$e_{ref,etal}$	A	0,008	Normale	2	0,004
$e_{ref,derive}$	B	0,005	Uniforme	$\sqrt{3}$	0,003
$e_{bain,hom}$	B	0,024	Uniforme	$\sqrt{3}$	0,014
$e_{bain,stab}$	B	0,009	Uniforme	$\sqrt{3}$	0,005
$e_{acq,etal}$	B	0,05	Uniforme	$\sqrt{3}$	0,029
$e_{sonde,rep}$	A	0,005	Normale	-	0,005

L'incertitude-type d'étalonnage et incertitude élargie

L'incertitude-type d'étalonnage est l'incertitude composée des contributions des incertitudes-type présentées ci-avant. Si l'on suppose que ces incertitudes-type sont indépendantes, l'incertitude-type d'étalonnage composée est :

$$u_{etal} = \sqrt{u_{ref,etal}^2 + u_{ref,derive}^2 + u_{bain,hom}^2 + u_{bain,stab}^2 + u_{acq,etal}^2 + u_{sonde,rep}^2} \quad (B.1)$$

L'incertitude d'étalonnage élargie vaut donc (avec un facteur d'élargissement $k = 2$) :

$$U_{etal} = k \times u_{etal} \approx 0,067^\circ\text{C} \quad (B.2)$$

L'incertitude de la mesure lors des essais

L'incertitude d'étalonnage élargie définie ci-dessus est une composante de l'incertitude à prendre en compte lors des essais. Ils ont lieu dans les mois suivant l'étalonnage des capteurs. Il faut donc également tenir compte de l'incertitude liée au système d'acquisition sur l'année et de l'incertitude liée aux conditions expérimentales.

Pour calculer l'incertitude liée au système d'acquisition sur l'année, la méthode utilisée est la même que celle employée pour calculer l'incertitude de la centrale d'acquisition lors de l'étalonnage sauf que la période considérée n'est plus 24 heures mais une année. Le NPLC est toujours 1. Donc, le bruit vaut 10,8 mΩ. Considérant une période d'une année, une mesure de l'ordre de 100 Ω-120 Ω (respectivement 0°C et 50°C) et une gamme de mesure de 1 kΩ, on calcule une erreur de gain de 12 mΩ et une erreur d'offset de 10 mΩ. Au total, la somme vaut 32,8 mΩ soit 0,086°C.

Si on prend en compte cette erreur en plus de l'incertitude d'étalonnage, la valeur de l'incertitude d'essai élargie vaut 0,15°C.

Les thermocouples

L'incertitude d'étalonnage

L'incertitude composée d'étalonnage des thermocouples est constituée des incertitudes suivantes :

- l'incertitude de la mesure de la sonde étalon,
- l'incertitude des conditions d'étalonnage (homogénéité de la température dans le bain thermostaté),
- l'incertitude de la centrale d'acquisition des thermocouples (résolution et incertitude de mesure de la tension sur une journée),
- l'incertitude des thermocouples en étalonnage (répétabilité de la mesure, incertitude de la mesure de la jonction froide et homogénéité de la température dans le boîtier de compensation),
- l'incertitude du modèle de conversion de la tension mesurée en température.

La sonde étalon et le bain présentent les mêmes résultats que pour les sondes Pt100.

L'incertitude de la centrale d'acquisition des thermocouples

L'estimation de l'incertitude de mesure de la centrale d'acquisition est identique à celle des sondes Pt100. Lors de l'étalonnage, le NPLC vaut 1. Le bruit associé vaut $1 \mu\Omega$. Considérant le temps d'un étalonnage, soit une période de 24h, une mesure de l'ordre de $\pm 1,2 \text{ mV}$ (équivalent à $\pm 30^\circ\text{C}$) et une gamme de mesure de $0,1 \text{ V}$, l'erreur de gain est de 36 nV et l'erreur d'offset de $3,5 \mu\text{V}$. L'erreur totale de la mesure lors de l'étalonnage est donc de $4,5 \mu\text{V}$ soit $e_{acq,etal} = 0,12^\circ\text{C}$ (selon le modèle de conversion détaillé dans la suite).

L'incertitude des thermocouples en étalonnage

L'erreur due à la répétabilité vaut $e_{sonde,rep} = 0,135^\circ\text{C}$. L'incertitude de mesure de la jonction froide est $e_{jf} = 0,15^\circ\text{C}$. L'homogénéité dans le boîtier de compensation a une erreur $e_{boitier,hom} = 0,053^\circ\text{C}$.

L'incertitude du modèle de conversion de la tension en température

Un modèle est défini dans le cadre de l'étalonnage pour que le comportement des thermocouples soit le plus proche possible de leur comportement théorique selon l'ITS 90. La gamme de mesure est $\pm 30^\circ\text{C}$. Un modèle d'ordre 1 et un modèle d'ordre 2 ont été comparés au modèle théorique de comportement des thermocouples de type T. L'erreur maximale vaut $0,41^\circ\text{C}$ dans le cas du modèle d'ordre 1 et $0,08^\circ\text{C}$ dans le cas du modèle d'ordre 2. Ce dernier a été choisi. On a alors $e_{modele} = 0,04^\circ\text{C}$.

Bilan des sources d'incertitude et calcul des incertitudes-type

Tableau B.2 : Incertitudes prises en compte lors de l'étalonnage des thermocouples

Incertitude-type	Type	Valeur [°C]	Distribution	Facteur multiplicatif	Contribution \tilde{u} [°C]
$U_{ref,etal}$	A	0,008	Normale	2	0,004
$U_{ref,derive}$	B	0,005	Uniforme	$\sqrt{3}$	0,003
$U_{bain,hom}$	B	0,024	Uniforme	$\sqrt{3}$	0,014
$U_{bain,stab}$	B	0,009	Uniforme	$\sqrt{3}$	0,005
$U_{acq,etal}$	B	0,12	Uniforme	$\sqrt{3}$	0,069
$U_{sonde,rep}$	A	0,084	Normale	-	0,084
U_{jf}	A	0,15	Normale	2	0,075
$U_{boitier,hom}$	B	0,053	Uniforme	$\sqrt{3}$	0,031
U_{modele}	B	0,04	Uniforme	$\sqrt{3}$	0,023

L'incertitude d'étalonnage élargie vaut donc (avec un facteur d'élargissement $k = 2$) :

$$U_{etal} = k \times u_{etal} \approx 0,277^{\circ}\text{C} \quad (\text{B.3})$$

L'incertitude de la mesure lors des essais

Considérant une période d'une année, une mesure de l'ordre de 100 Ω -120 Ω (respectivement 0°C et 50°C) et une gamme de mesure de 1 k Ω , on calcule une erreur de gain de 12 m Ω et une erreur d'offset de 10 m Ω . Au total, la somme vaut 32,8 m Ω soit 0,09°C.

Lors des essais, le NPLC vaut 1. Le bruit vaut 1 $\mu\Omega$. Considérant une période d'une année lors de laquelle auront lieu les essais, une mesure de l'ordre de $\pm 1,2$ mV (équivalent à $\pm 30^{\circ}\text{C}$) et une gamme de mesure de 0,1 V, l'erreur de gain est de 60 nV et l'erreur d'offset de 4 μV . L'erreur totale de la mesure lors de l'étalonnage est donc de 5 μV soit 0,13°C.

Si on prend en compte cette incertitude en plus de l'incertitude d'étalonnage, la valeur de l'incertitude d'essai élargie vaut 0,40°C.

Annexe C : Estimation de la capacité thermique interne de la cellule-test

La capacité thermique interne de la cellule-test est estimée à partir de l'inventaire des équipements présents dans la pièce. Les informations chiffrées et leur source sont présentées dans le Tableau C.1. Les matériels sont regroupés en 4 groupes : les matériaux de structure, les équipements, la métrologie et l'air. Aux capacités estimées est associée une variation, de 10 ou 50 % en fonction de la confiance attribuée à l'estimation de la capacité.

Tableau C.1 : Inventaire du matériel dans la cellule-test et leur capacité thermique

	Matériel	Matériau	ρ [kg.m ⁻³]	c_p [J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	Volume [m ³]	Masse [kg]	Capacité [kJ.K ⁻¹]	Variation
Matériaux de structure	IPE	Borflex	1860	1200	0,24	443	532	10%
	Sabots	Acier	7800	450	0,002	22,5	10	10%
	Attaches	Acier	7800	450	0,002	18	8	10%
	Fixations poutres	Acier		450		4	2	50%
	Sous-total							552
Equipements	Radiateur	Acier		450		6	3	10%
	Réseau	PE	950	1000	2,3.10 ⁻⁴	0,2	0.2	50%
	Ventilo-Convecteur	Acier		450		22	10	50%
		PVC		900		22	20	50%
		Eau	1000	4190	0,01	5	22	10%
	Ventilateur	Acier		450		1	0,5	50%
		PVC		900		1	1	50%
	Néon	Acier		450		1	0,5	50%
		PVC		900		1	1	50%
	Sous-total							58
Métrologie	Centrale acquisition	Acier		450		1,8	1	50%
		PVC		900		1,8	2	50%
	Pt100	Cuivre	8900	380	4.10 ⁻⁴	0,3	0,1	10%
	Support à pt100 air	Acier		900		4,4	4	50%
	Sous-total							7
Air	Air		1,18	1020	50,6	60	61	10%
TOTAL							677	± 80
Notice		(AFNOR 2008d)		Estimation			(Cadiergues)	

Annexe D : Modèles *FEM* des ponts thermiques

Cette annexe présente les modèles de la méthodologie employée dans le Chapitre 4 pour modéliser les ponts thermiques dus aux traversées de poutres et des cadres des façades.

Pont thermique causé par les traversées de poutres

Géométrie

Ce pont thermique, montré sur la Figure D.1 est localisé dans les parois de la cellule-test, constituées de deux panneaux Dagard. Il est causé par la traversée de la poutre Borflex.

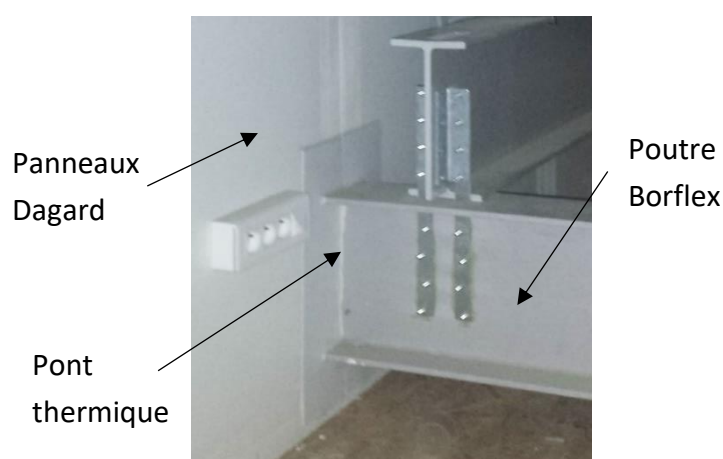


Figure D.1 : Présentation du pont thermique dû à la traversée des poutres

Mesures

Toutes les propriétés des matériaux détaillées dans le Tableau 2.1 n'ont pas été mesurées en laboratoire. Ces propriétés sont donc incertaines. Aussi, puisque la paroi est constituée de deux panneaux, il est possible qu'un passage d'air entre les panneaux réduise la performance thermique du mur et augmente l'importance du pont thermique.

Quatre ponts thermiques ont été instrumentés comme illustré sur la Figure D.3 à l'aide d'un capteur de température de type Pt100. Il est situé contre la poutre, à 3,5 cm à l'intérieur du panneau isolant. Les capteurs concernés sont les capteurs 4, 70, 76 et 77 présentés sur la Figure 2.13.

Afin de solliciter le pont thermique de manière dynamique, un essai de type *ROLBS* a été effectué du 21 décembre 2018 au 4 janvier 2019. La température de l'air dans la cellule-test et la température dans la garde thermique ont été enregistrées par des sondes Pt100. La Figure D.2 montre l'évolution de la température d'air dans la cellule-test, dans la garde thermique et la température mesurée près des ponts thermiques lors de l'essai.

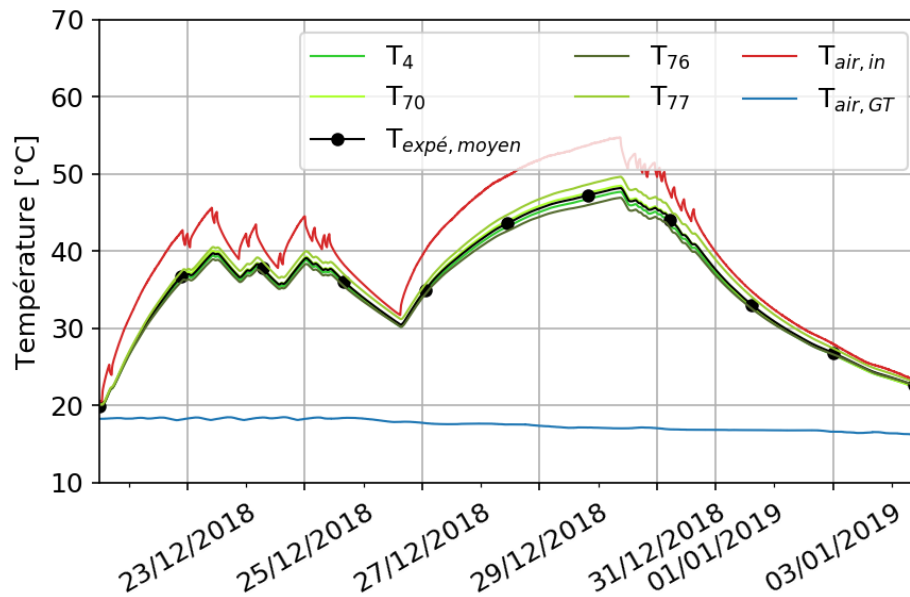


Figure D.2 : Evolution des températures d'air intérieur, de la garde thermique et auprès des ponts thermiques lors de l'essai ROLBS

La température d'air de la garde thermique évolue entre 15 et 19°C au cours de l'essai. La température d'air dans la cellule-test fluctue entre 20 et 55°C. Les courbes tracées pour les mesures des quatre capteurs instrumentant les ponts thermiques sont assez similaires et presque aussi dynamiques que celle de la température d'air. En effet, les capteurs sont positionnés assez près de la surface. L'écart maximal entre les températures mesurées par ces capteurs est de 2,7°C. Tous les ponts thermiques ne se comportent donc pas de la même manière. Plusieurs hypothèses peuvent être formulées pour en expliquer la raison : l'incertitude de position des capteurs, l'homogénéité de la mousse de polyuréthane près des poutres, ou encore d'éventuelles infiltrations d'air. Un pont thermique « moyen » a été caractérisé en considérant la moyenne des mesures réalisées près des ponts thermiques $T_{expé,moyen}$.

Modèle

Le modèle 3D pris en compte est présenté sur la Figure D.3. Les surfaces intérieures et les surfaces vers la garde thermique ont des conditions aux limites de Robin tenant compte d'un coefficient d'échange convectif et radiatif selon la norme NF EN ISO 6946 (AFNOR 2017) égale à $7,7 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$.

Ce modèle a d'abord été défini à partir d'une surface de panneaux Dagard plus grande, avec des plans de coupe situés à un mètre du pont thermique. Puis, la géométrie de ce modèle a été réduite proche du pont thermique. Il a été vérifié que le coefficient de transfert thermique linéique du pont thermique de la géométrie ainsi défini ne varie pas de plus de 1 % du pont thermique calculée avec la géométrie plus grande.

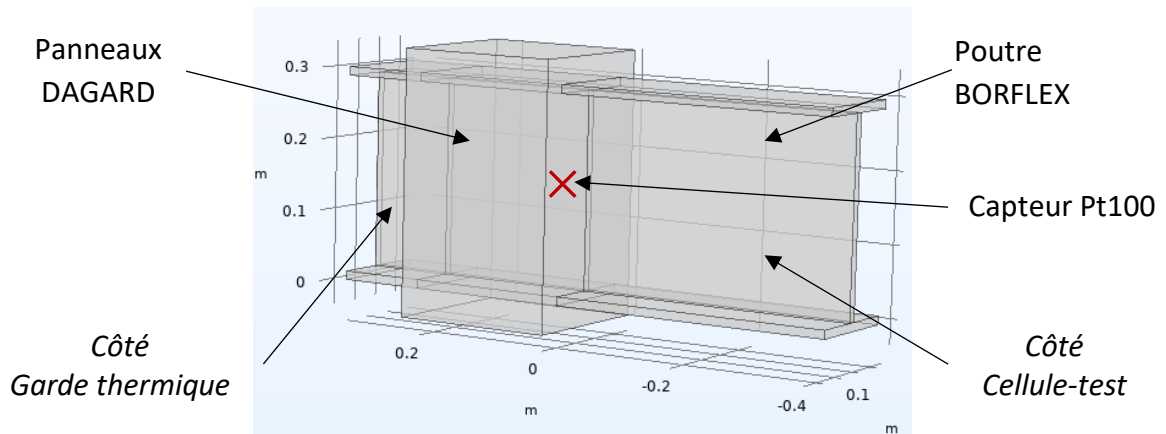


Figure D.3 : Modèle FEM 3D du pont thermique et emplacement du capteur Pt100

Dans le but d'estimer si la modélisation du pont thermique telle qu'imaginée à partir des plans de la cellule-test est correcte, les mesures des capteurs sont comparées aux résultats des simulations. Les résultats sont présentés sur la Figure D.4. L'écart moyen entre la température mesurée moyenne et la température simulée est de $0,3^{\circ}\text{C}$. Il est donc considéré que le modèle FEM est validé.

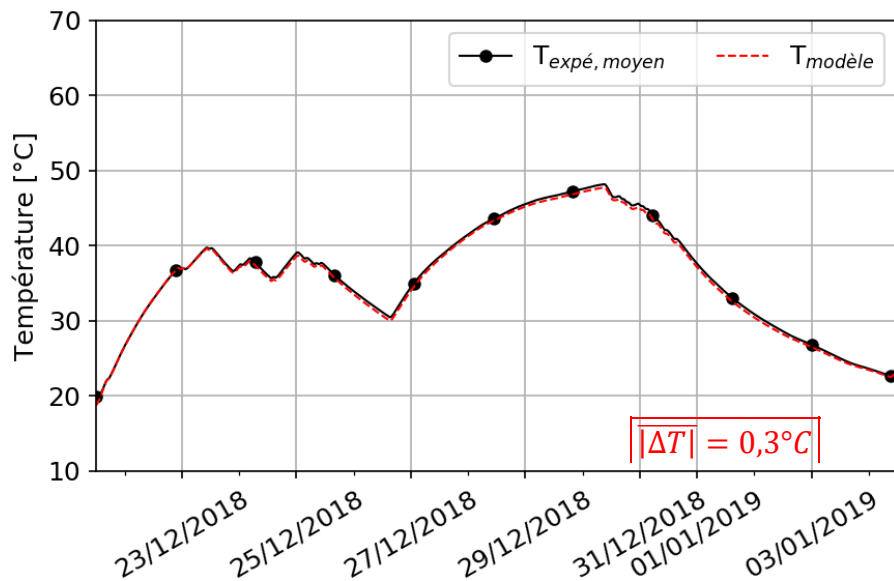


Figure D.4 : Comparaison des températures mesurées et simulées par le modèle FEM

Déperditions dues au cadre métallique (façade opaque)

Géométrie

La présence du cadre métallique est une surface déperditrice. Elle est illustrée sur la Figure D.5. Elle prend en compte l'ensemble des pertes thermiques ayant lieu entre l'élément à tester et les parois de la garde. Le comportement thermique de ce composant est complexe et tridimensionnel. Il est assimilé à celui d'une paroi composée de couches homogènes grâce à la méthodologie détaillée dans Martin et al. (2012).

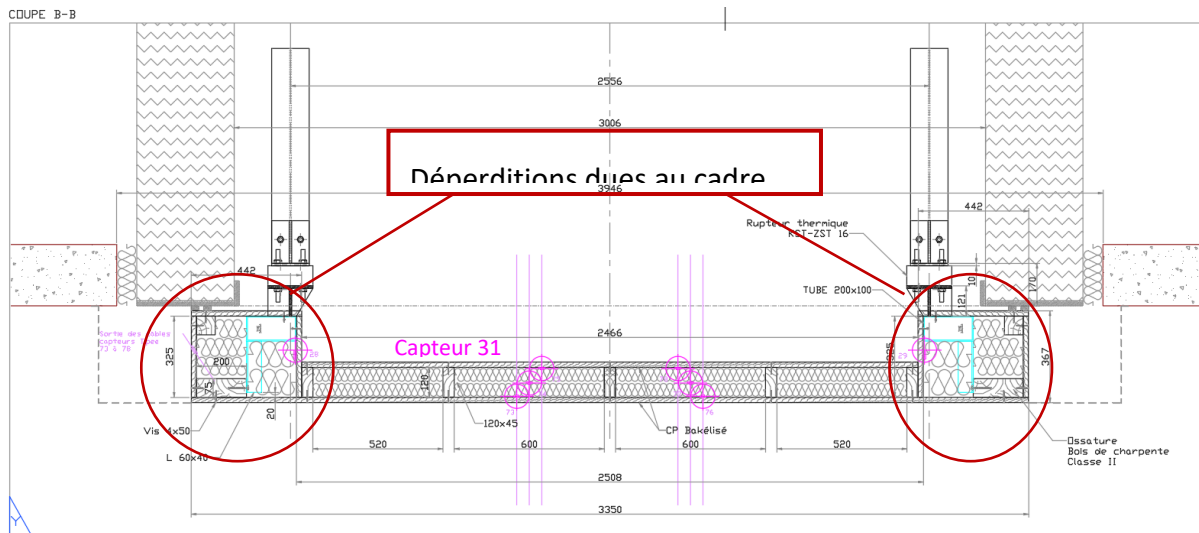


Figure D.5 : Géométrie du cadre métallique / coupe de la façade

Les capteurs exploités pour vérifier que le comportement thermique du modèle 3D réalisé grâce au modèle *FEM* corresponde au comportement thermique observé lors des essais sont les capteurs 28, 30 et 31 de la Figure 2.15.

Mesures

Les températures mesurées par ces trois capteurs sont très proches. Il a été vérifié que le modèle *FEM* reproduit correctement le comportement thermique de la paroi déperditrice du cadre métallique en comparant les mesures des capteurs et les résultats du modèle. L'écart moyen entre ces deux grandeurs est de 0,9°C. Les résultats sont présentés sur la Figure D.6.

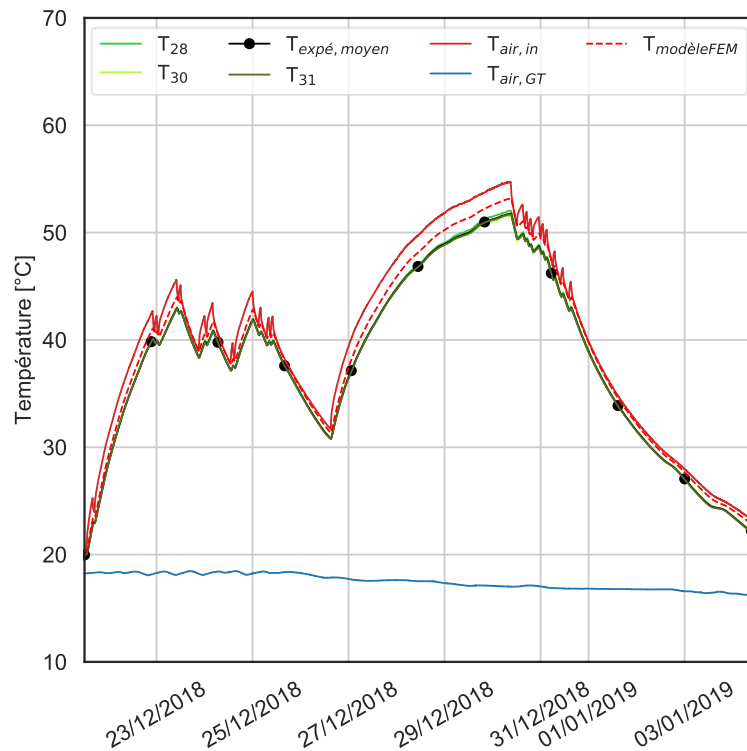


Figure D.6 : Evolution des températures d'air intérieur, de la garde thermique, près du cadre métallique et les températures simulées par le modèle FEM lors de l'essai ROLBS

Modèle

Par identification, cette paroi contenant le cadre métallique est assimilée à un mur constitué de deux couches de 10 cm d'épaisseur et d'une surface égale à l'emprise du pont thermique soit 3,48 m².

Concernant les résultats de l'identification, le modèle RC constitué de 2 couches reproduit bien le comportement thermique du modèle FEM comme montré sur la Figure D.7. L'écart absolu entre les densités de flux calculés entre le modèle FEM et le modèle RC est estimé à 1,3 W.m⁻² en moyenne pendant l'essai ROLBS. Tout comme pour le pont thermique dû à la traversée des poutres à travers les parois de la cellule-test, les résidus sont faibles, sauf ponctuellement, lors de variations importantes de densité de flux.

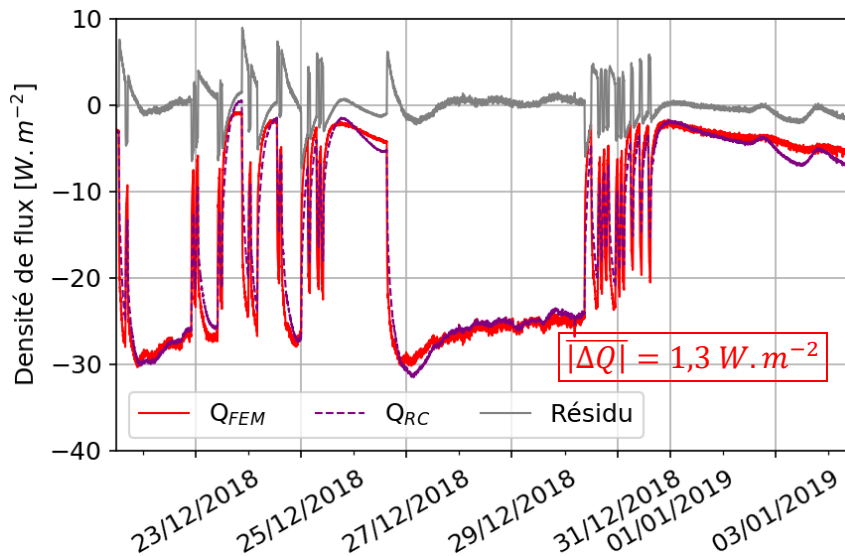


Figure D.7 : Densités de flux calculées par le modèle FEM et par le modèle RC sélectionné par méthode inverse et leurs résidus – cadre métallique

Déperditions dues au cadre bois (façade vitrée)

Géométrie

La géométrie est la même que celle montrée sur la Figure D.5.

Mesures

La caractérisation a été réalisée avec les données récoltées lors d'un essai de type ROLBS. Les capteurs exploités sont les capteurs 18, 19, 31 et 32 de la Figure 2.16. Ils servent à vérifier que le comportement thermique du modèle 3D réalisé grâce au modèle FEM corresponde au comportement thermique observé lors des essais par comparaison des températures mesurées et simulées. L'écart moyen entre ces deux grandeurs est de 0,5°C. Les températures mesurées et simulées sont présentées sur la Figure D.8.

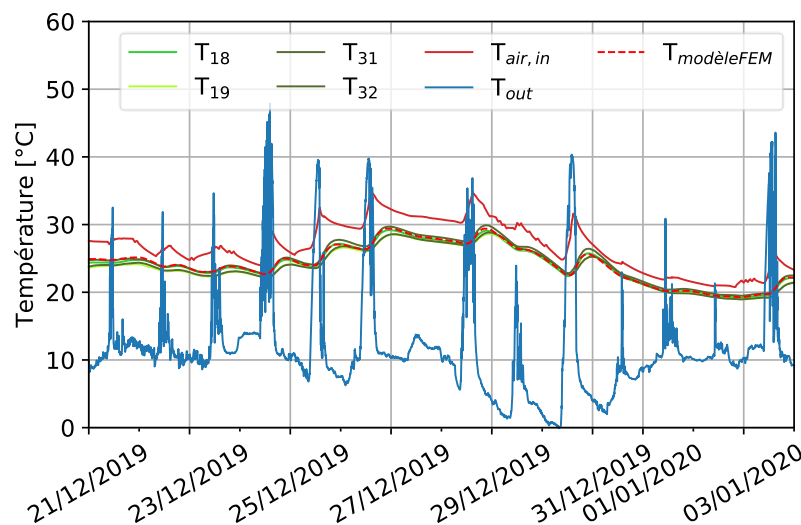


Figure D.8 : Evolution des températures d'air intérieur, dans le pont thermique et les températures simulées par le modèle FEM lors de l'essai ROLBS – cadre bois

L'écart est plus important que celui constaté pour les ponts thermiques dus aux poutres. En effet, lors de la réalisation de la façade, il est possible que les capteurs aient été déplacés (tension sur le câble, ou lors de la mise en place des matériaux).

Par identification, ce pont thermique est assimilé à un mur constitué de deux couches de 10 cm d'épaisseur et d'une surface égale à l'emprise du pont thermique soit 3,44 m².

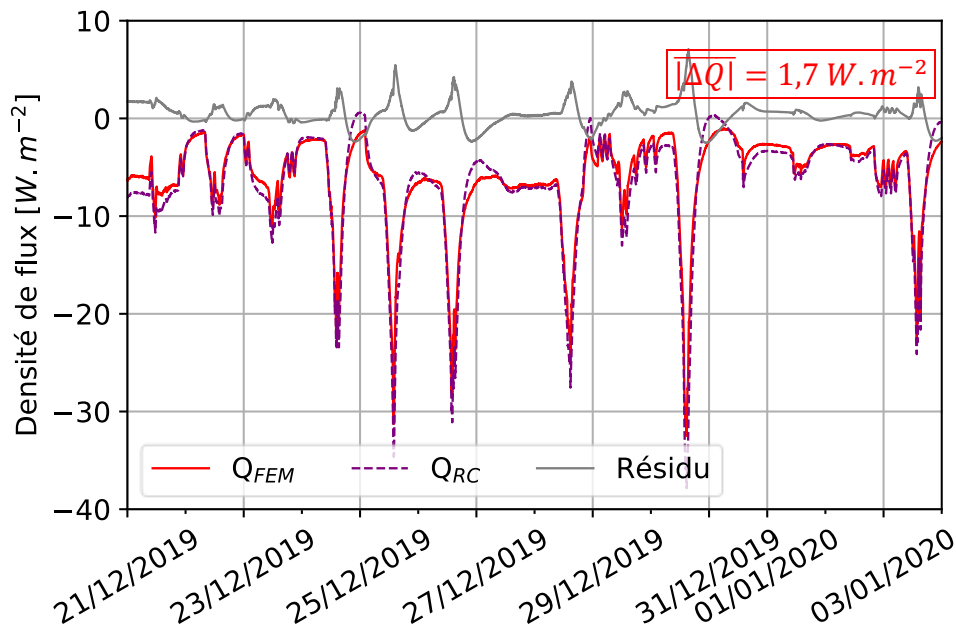


Figure D.9 : Densités de flux calculées par le modèle FEM et par le modèle RC sélectionné par méthode inverse et leurs résidus – cadre bois

Le modèle RC constitué de 2 couches reproduit bien le comportement thermique du modèle FEM (Figure D.9). En effet, la différence entre les flux calculés par le modèle FEM et ceux calculés par le modèle RC constitué de 2 couches sont faibles, hormis quand la variation est très rapide, en présence de rayonnement solaire par exemple. À ces instants, l'écart entre les densités de flux peut atteindre 5 W.m⁻². En moyenne, l'écart absolu entre les densités de flux calculées par les deux modèles vaut 1,7 W.m⁻².

Méthodologies pour la caractérisation des performances thermiques d'éléments de façades à échelle réelle

Résumé :

En Europe, le secteur du bâtiment représente plus d'un tiers des émissions de gaz à effet de serre, principalement dues à leurs besoins de chauffage et de climatisation. Ces dernières décennies ont vu apparaître de nouvelles technologies de façades aux comportements thermiques complexes. Leur but est de rendre l'environnement intérieur confortable tout en limitant les besoins énergétiques des bâtiments. La caractérisation thermique de ces façades est donc essentielle afin de garantir leur performance.

À cette fin, une nouvelle installation de type « cellule-test » a été utilisée. Cet équipement expérimental permet de tester des façades en conditions climatiques réelles, tout en disposant d'un volume intérieur contrôlé en température et dont les flux sont maîtrisés. L'objectif de la thèse est de mettre au point des méthodologies de caractérisation thermique des façades, à l'échelle du composant et à l'échelle de la cellule-test.

À l'échelle du composant, l'étude a porté sur une façade opaque fortement isolée. Ses caractéristiques thermiques ont été estimées à l'aide des mesures de températures intrusives par méthode inverse. Les résultats ont été comparés à une méthode non-intrusive : la méthode normalisée de la moyenne. En plus d'une bonne précision sur l'estimation de la résistance thermique de la paroi, la méthode intrusive a permis d'en estimer la capacité.

À l'échelle de la cellule-test, des façades opaque et vitrées ont été étudiées. En complément des mesures expérimentales, un modèle thermo-aéroulrique a été développé. Il a aidé à la construction d'une méthodologie qui estime les résistances thermiques d'une façade et des parois de la cellule-test, malgré la forte corrélation de ces paramètres. Cette étude a abouti à la formulation de préconisations pour la réalisation de futurs essais expérimentaux.

Mots clés : bâtiment, façade, caractérisation thermique, méthode inverses, climat réel, modélisation

Methodologies for characterizing the thermal performances of full-scale building walls

Summary:

In Europe, the building sector contributes fort more than one third of greenhouse gas emissions, mainly due to their heating and cooling needs. The last decades have seen the rise of new facade technologies with complex thermal behaviour. Their goal is to make the indoor environment comfortable while minimizing the energy needs of buildings. The thermal characterization of this new kind of facades is therefore crucial to guarantee their performance.

To do so, a new "test cell" facility was used. Test cells are facilities typically used to perform experiments under real weather conditions with a wide variety of facades. The objective of this PhD thesis is to develop a methodology for the thermal characterization of facades, both at the component and at the test cell scales.

At the component scale, the study focused on a highly insulated opaque façade. Its thermal characteristics were estimated using intrusive temperature measurements by inverse method. The results were compared to the standard non-intrusive method, known as the average method. The intrusive method was able to estimate its capacity in addition to good accuracy on the thermal resistance estimation.

At the test cell scale, an opaque wall and a glazed facade were studied. A coupled heat and airflow model was developed. It helped the conception of a methodology that estimates the thermal resistances of a façade and the walls of the test cell, despite the high correlation of these parameters. This study allowed to have a more accurate overview of the technical potential of this installation and it led to the definition of guidelines for future experimental works.

Keywords: building, façade, thermal characterization, inverse method, real climate, modelling



LaSIE (Laboratoire des Sciences de l'Ingénieur pour l'Environnement)

Pôle Sciences et Technologie

Avenue Michel Crépeau

17042 LA ROCHELLE Cedex 1

