



Contribution à l'évaluation in situ des performances d'isolation thermique de l'enveloppe des bâtiments

Simon Romain Thébault

► To cite this version:

Simon Romain Thébault. Contribution à l'évaluation in situ des performances d'isolation thermique de l'enveloppe des bâtiments. Thermique [physics.class-ph]. Université de Lyon, 2017. Français. NNT : 2017LYSEI008 . tel-01920684

HAL Id: tel-01920684

<https://theses.hal.science/tel-01920684>

Submitted on 13 Nov 2018

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

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



N°d'ordre NNT : 2017LYSEI008

THESE de DOCTORAT DE L'UNIVERSITE DE LYON
opérée au sein du
Centre d'Énergétique et de Thermique de Lyon (CETHIL – UMR 5008)

Ecole Doctorale N° 162
Mécanique, Énergétique, Génie Civil, Acoustique (MÉGA)

Spécialité de doctorat :
Discipline : Thermique – Énergétique

Soutenue publiquement le 27/01/2017, par :
Simon Romain THÉBAULT

Contribution à l'évaluation in situ des performances d'isolation thermique de l'enveloppe des bâtiments

Devant le jury composé de :

Monika WOLOSZYN
Staf ROELS
Christian INARD
Laurent MORA
Stéphanie DEROUINEAU
Daniel QUENARD
Frédéric KUZNIK
Jean-Jacques ROUX

Professeure, Université Savoie Mont Blanc
Professeur, KU Leuven
Professeur, Université de La Rochelle
Maître de Conférences, IUT GC Bordeaux
Docteur, CSTB
Docteur, CSTB
Professeur, INSA de Lyon
Professeur, INSA de Lyon

Présidente
Rapporteur
Rapporteur
Examineur
Examinatrice
Examineur
Directeur de thèse
Co-Directeur de thèse

Département FEDORA – INSA Lyon - Ecoles Doctorales – Quinquennal 2016-2020

SIGLE	ECOLE DOCTORALE	NOM ET COORDONNEES DU RESPONSABLE
CHIMIE	CHIMIE DE LYON http://www.edchimie-lyon.fr Sec : Renée EL MELHEM Bat Blaise Pascal 3 ^e etage secretariat@edchimie-lyon.fr Insa : R. GOURDON	M. Stéphane DANIELE Institut de Recherches sur la Catalyse et l'Environnement de Lyon IRCÉLYON-UMR 5256 Équipe CDFA 2 avenue Albert Einstein 69626 Villeurbanne cedex directeur@edchimie-lyon.fr
E.E.A.	ELECTRONIQUE, ELECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE http://edeea.ec-lyon.fr Sec : M.C. HAVGOUDOUKIAN Ecole-Doctorale.eea@ec-lyon.fr	M. Gérard SCORLETTI Ecole Centrale de Lyon 36 avenue Guy de Collongue 69134 ECULLY Tél : 04.72.18 60.97 Fax : 04 78 43 37 17 Gerard.scorletti@ec-lyon.fr
E2M2	EVOLUTION, ECOSYSTEME, MICROBIOLOGIE, MODELISATION http://e2m2.universite-lyon.fr Sec : Sylvie ROBERJOT Bât Atrium - UCB Lyon 1 04.72.44.83.62 Insa : H. CHARLES secretariat.e2m2@univ-lyon1.fr	M. Fabrice CORDEY CNRS UMR 5276 Lab. de géologie de Lyon Université Claude Bernard Lyon 1 Bât Géode 2 rue Raphaël Dubois 69622 VILLEURBANNE Cédex Tél : 06.07.53.89.13 cordey@univ-lyon1.fr
EDISS	INTERDISCIPLINAIRE SCIENCES-SANTE http://www.ediss-lyon.fr Sec : Sylvie ROBERJOT Bât Atrium - UCB Lyon 1 04.72.44.83.62 Insa : M. LAGARDE secretariat.ediss@univ-lyon1.fr	Mme Emmanuelle CANET-SOULAS INSERM U1060, CarMeN lab, Univ. Lyon 1 Bâtiment IMBL 11 avenue Jean Capelle INSA de Lyon 696621 Villeurbanne Tél : 04.72.68.49.09 Fax : 04 72 68 49 16 Emmanuelle.canet@univ-lyon1.fr
INFOMATHS	INFORMATIQUE ET MATHEMATIQUES http://infomaths.univ-lyon1.fr Sec : Renée EL MELHEM Bat Blaise Pascal 3 ^e etage infomaths@univ-lyon1.fr	Mme Sylvie CALABRETTO LIRIS – INSA de Lyon Bat Blaise Pascal 7 avenue Jean Capelle 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72. 43. 80. 46 Fax 04 72 43 16 87 Sylvie.calabretto@insa-lyon.fr
Matériaux	MATERIAUX DE LYON http://ed34.universite-lyon.fr Sec : M. LABOUNE PM : 71.70 –Fax : 87.12 Bat. Direction Ed.materiaux@insa-lyon.fr	M. Jean-Yves BUFFIERE INSA de Lyon MATEIS Bâtiment Saint Exupéry 7 avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72.43 71.70 Fax 04 72 43 85 28 jean-yves.buffiere@insa-lyon.fr
MEGA	MECANIQUE, ENERGETIQUE, GENIE CIVIL, ACOUSTIQUE http://mega.universite-lyon.fr Sec : M. LABOUNE PM : 71.70 –Fax : 87.12 Bat. Direction mega@insa-lyon.fr	M. Philippe BOISSE INSA de Lyon Laboratoire LAMCOS Bâtiment Jacquard 25 bis avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72 .43.71.70 Fax : 04 72 43 72 37 Philippe.boisse@insa-lyon.fr
ScSo	ScSo* http://recherche.univ-lyon2.fr/scso/ Sec : Viviane POLSINELLI Brigitte DUBOIS Insa : J.Y. TOUSSAINT Tél : 04 78 69 72 76 viviane.polsinelli@univ-lyon2.fr	M. Christian MONTES Université Lyon 2 86 rue Pasteur 69365 LYON Cedex 07 Christian.montes@univ-lyon2.fr

*ScSo : Histoire, Géographie, Aménagement, Urbanisme, Archéologie, Science politique, Sociologie, Anthropologie

Remerciements

Avant toute chose, je tiens à signaler que ce travail n'aurait jamais pu exister sans les rencontres et les collaborations avec toutes les personnes que j'ai pu côtoyer pendant ma thèse.

Tout d'abord, je tiens naturellement à remercier mon directeur de thèse Frédéric KUZNIK ainsi que Jean-Jacques ROUX pour leur participation à l'encadrement de cette thèse et à leur disponibilité malgré leurs nombreuses activités. Leurs remarques, toujours très fournies ont contribué à la rigueur scientifique de ce manuscrit.

Il en va de même pour mon encadrant au CSTB, Daniel QUENARD, qui a toujours su bien m'aiguiller vers les publications, les idées, et les personnes pertinentes pour poursuivre mon travail de fond.

Ensuite, je tiens à remercier toute l'équipe ISABELE du site de Champs-sur-Marne pour leurs coups de main nombreux et variés, à commencer par Stéphanie DEROUINEAU, coordinatrice du projet, pour son soutien et son aide précieuse à la planification de mon travail. Un grand merci également à Pascal SCHETELAT, mentor Python et animateur de débats passionnés, tant pour son aide sur les aspects théoriques (notamment pour les chapitres 2 et 4) que sur les aspects informatiques (initiation à Python, mais aussi à LaTeX, Inkscape, SVN, et autres outils très utiles au quotidien...)

Merci également à Rémi BOUCHÉ, expert enveloppe, pour ses remarques et propositions et toujours pleines de bon sens et de rigueur. Merci à Pierre BOISSON, l'un des pionniers du projet, pour ses discussions, son initiation à SIMBAD (avec l'aide de Delphine DESTUEL), et les premiers travaux sur lesquels je me suis appuyé. Merci à Kamel ZIBOUCHE pour son aide au calcul des ponts thermiques sous Ulys et ses entraînements musclés à la salle de sport! Enfin, merci à Jean-Robert MILLET, l'un des principaux précurseurs de la méthode ISABELE, pour ses conseils expérimentés et son aide à l'élaboration du troisième chapitre.

Je tiens également à remercier mes collègues de Grenoble avec qui j'ai passé le plus de temps. Je pense évidemment en premier lieu à Géraldine GARNIER, ma voisine de bureau, qui m'a énormément aidé pour conduire les travaux expérimentaux et avec qui j'ai pu travailler dans le calme et la sérénité. Je souhaite aussi remercier particulièrement François-Dominique MENNETEAU, véritable virtuose de la bricole, pour ses discussions passionnantes et le partage de sa technique, de sa patience et de son savoir-faire afin de me faire

mettre la main à la pâte. Parmi les "manuels", je me dois évidemment de remercier Frank, Bruno et Jonathan des services généraux pour leur bonne humeur et leur aide précieuse sur la cellule. Merci également à Hébert pour sa formation et son aide avec la caméra infrarouge. Merci à Emilie, Bernard et Nicolas ainsi qu'à la société ALDES pour les mesures de perméabilité. Merci à Gaël et Coralie pour m'avoir aidé à surmonter les prises de tête informatiques. Merci à Clément pour ses tutoriels LaTeX. Merci à Jan et Julien pour leurs éclairages sur l'art du traitement du signal.

Merci à toute la troupe du club musique CSTB de Grenoble pour les improvisations endiablées très salutaires entre midi et deux : Christophe, François, Robin, Pierre, Fabien, re-Bernard, Jérôme, Matthew, etc.

A l'international, je tiens à remercier Staf ROELS pour avoir accepté d'assurer le rôle de rapporteur (tout comme Christian INARD) et de relire ce mémoire en français bien qu'il ne s'agisse pas de sa langue maternelle (d'ailleurs, si c'était à refaire, j'aurais probablement rédigé ce mémoire en anglais). Merci également à lui pour avoir coordonné l'Annexe 58 de l'Agence Internationale de L'Énergie grâce à laquelle j'ai pu nettement élargir mon domaine de connaissances. Je remercie au passage tous les membres ayant contribué à son déroulement, ainsi qu'au collectif DYNASTEE pour l'organisation de l'école d'été autour des méthodes de calcul dynamiques pour la mesure in situ des performances énergétiques des bâtiments. De même, je remercie les membres de l'Université Technique du Danemark ayant participé à la création de l'outil open source CTSM-R sans lequel j'aurais très difficilement pu obtenir mes résultats. En particulier, merci au professeur Henrik MADSEN et son assistant Peder BACHER pour leurs enseignements, explications et échanges concernant cet outil. Enfin, je remercie Mark BOMBERG, éditeur du *Journal of Building Physics*, pour la revue de mon dernier article [Thebault and Millet, 2016] qui m'a donné l'occasion d'améliorer le contenu du troisième chapitre.

De manière plus générale, je remercie le CSTB d'avoir financé cette thèse et de m'avoir permis de rester dans le navire par la suite. Merci à tous ceux qui m'ont soutenu. Merci également à tous ceux qui m'ont critiqué (de manière constructive).

Enfin, je tiens bien évidemment à remercier ma famille et surtout ma compagne Tamara pour avoir été présente et pour avoir cru en moi. Une spéciale dédicace à ma belle-mère qui s'est proposée de m'aider à corriger mes fautes d'orthographe! En dernier lieu, je remercie ma fille Kéna née quelques mois avant la fin de cette aventure. Merci à elle d'avoir fait ses nuits et de m'avoir donné la pêche pour la dernière ligne droite.

Résumé

Dans un contexte d'économie d'énergie et de réduction des émissions de gaz à effet de serre, de nombreux efforts ont été réalisés en France pour renforcer l'isolation de l'enveloppe des bâtiments afin de contribuer à réduire les consommations de chauffage.

Toutefois, il arrive souvent que pour diverses raisons la performance thermique calculée avant construction ou rénovation ne soit pas atteinte sur le terrain (erreur de calcul, défauts de mise en œuvre, isolant non conforme, etc.). Or, pour pouvoir généraliser la construction de bâtiments à basse consommation et la rénovation, il faut pouvoir garantir aux maîtres d'ouvrage une performance réelle de leur bâtiment après travaux. Le fait de mesurer *in situ* la performance intrinsèque d'isolation thermique de l'enveloppe permet de contribuer à cette garantie.

Il existe à l'échelle internationale de nombreuses méthodes basées sur le suivi des consommations et des conditions thermiques intérieures et extérieures. Certaines ont déjà fait leurs preuves sur le terrain, mais sont souvent soit contraignantes, soit peu précises. Et surtout, les calculs d'incertitude associés sont souvent rudimentaires.

L'objectif de ce travail financé par le CSTB est de consolider scientifiquement une nouvelle méthode de mesure de la qualité d'isolation globale d'un bâtiment à réception des travaux (méthode ISABELE).

Dans le premier chapitre, un état de l'art sur les méthodes existantes a été réalisé afin de dégager des pistes d'amélioration sur la base d'une synthèse comparative.

La piste prioritaire identifiée porte sur le calcul d'incertitude (qui est un point central du problème). La propagation des erreurs aléatoires par une approche bayésienne ainsi que la propagation des erreurs systématiques par une approche plus classique feront l'objet de la méthodologie globale proposée dans le second chapitre.

L'une des importantes sources d'incertitude porte sur l'évaluation du débit d'infiltration au cours du test. La caractérisation de cette incertitude et de l'impact sur le résultat de mesure fera l'objet du troisième chapitre, avec un comparatif de différentes approches expérimentales (règle du pouce, modèles aérauliques, gaz traceur).

Enfin, une amélioration de la prise en compte de la dynamique thermique du bâtiment au cours du test sera proposée dans le dernier chapitre. Son fondement repose sur l'adaptation du modèle thermique inverse en fonction du bâtiment et des conditions du test. Pour

cela, une sélection parmi une banque de modèles simplifiés est réalisée sur la base de critères statistiques et du principe de parcimonie.

.8 Ces différentes dispositions ont été testées sur une large série de mesures menées sur un même bâtiment à ossature bois (chalet OPTIMOB). La robustesse et la précision du résultat de mesure ont ainsi pu être légèrement améliorées. La méthode de calcul du débit d'infiltration, ni trop simple ni trop complexe, a pu également être validée. Enfin, un ordre d'idée plus précis du temps de mesure minimal nécessaire a pu être déterminé en fonction de la classe d'inertie du bâtiment.

Abstract

The global context of energy savings and greenhouse gases emissions control led to significant efforts in France to boost the thermal insulation in buildings in order to reduce heating consumption.

Nevertheless, the stated thermal performance before construction or refurbishment is rarely achieved in practice, for many reasons (calculation errors, defects in materials or workmanship, etc.) Yet, guaranteeing the real thermal performance of buildings on the spot is crucial to enhance the refurbishment market and the construction of energy efficient buildings. To do so, measurement techniques of the intrinsic thermal insulation performance indicators are needed.

Such techniques already exist worldwide, and consist in processing the measurement data from the indoor and outdoor thermal conditions and the heat consumption. Some of them have already proved themselves in the field, but are either binding or very imprecise. And above all, the related uncertainty calculations are often rough.

The objective of this thesis funded by CSTB is to consolidate a novel measurement method of the thermal insulation quality of a whole building after reception of work (ISABELE method)

In the first chapter, a state of the art of the existing methods allows to identify possible ways to pursue this goal from a comparative synthesis.

The primary reflection is about the uncertainty calculation method (which is a central issue). The second chapter presents a global methodology to combine the propagation of random and systematic errors from bayesian and classical approaches.

One of the most important uncertainty sources deals with the infiltration air flow evaluation during the test. The third chapter investigates the characterization of this uncertainty, as well as its impact on the final result, depending on the chosen experimental approach (rule of thumb, simplified aerodynamic models, tracer gases).

Lastly, an improvement of the inclusion of the building thermal dynamics during the test will be proposed in the last chapter. The basis of this improvement is to adapt the inverse model according to the building type and the test conditions. To do so, the proposed algorithm selects a model from a variety of simplified greybox models based on statistical criteria and parcimony.

All these contributions have been tested on a large serie of measurements on a same timber-framed building (OPTIMOB shed). The robustness and precision of the results have been slightly improved. The intial infiltration air flow calculation, neither too simple of too complicated, has also been validated. Finally, a better ordrer of magnitude of the minimal test duration has been determined, depending on the building inertia.

Table des matières

Résumé	8
Introduction	33
L'écart entre consommation prévue et réelle dans le bâtiment	34
L'émergence de la Garantie de Performance Énergétique	35
Performance thermique de l'enveloppe : promesse tenue ?	36
Objectifs de la thèse	39
1 État de l'art des méthodes d'évaluation in situ	41
1.1 Du laboratoire au terrain	41
1.1.1 La mesure des performances thermiques en laboratoire	42
1.1.2 Les premiers pas vers la mesure <i>in situ</i>	44
1.2 La mesure in situ : un problème inverse	47
1.2.1 Le protocole	47
1.2.2 Le modèle	48
1.2.3 L'algorithme d'optimisation	48
1.2.4 Le calcul d'incertitude	49
1.3 Description et analyse de méthodes existantes	49
1.3.1 Méthode de signature énergétique	49
1.3.2 Méthode PRISM	51
1.3.3 Méthode EBBE	55
1.3.4 Méthode Coheating	57
1.3.5 Méthode QUB	61
1.3.6 Méthode PSTAR	64
1.3.7 Méthode "boite grise" de Bacher & Madsen	67
1.3.8 Méthode EVAREPE (ISABELE v0)	70
1.4 Synthèse et comparatif des méthodes décrites	76
1.4.1 Comparatif des protocoles expérimentaux	76
1.4.2 Comparatif des traitements de données (modèle, optimisation, incertitude)	76
1.4.3 Comparatif général	82
1.5 Conclusion du chapitre	84

2	Vers une évaluation globale de l'incertitude de mesure	87
2.1	Justesse et fidélité de mesure	87
2.1.1	Cas des données constructeur	88
2.1.2	Biais et erreurs aléatoires : 2 impacts différents	89
2.2	Modèle utilisé et sources d'incertitude	91
2.2.1	Les données d'entrée	91
2.2.2	Les données de sortie	92
2.2.3	Les équations du modèle	92
2.2.4	Analyses de sensibilité	92
2.3	Méthodes de propagation directe	93
2.3.1	Formule directe	94
2.3.2	Méthodes de Monte Carlo	94
2.4	L'approche bayésienne	97
2.4.1	Le théorème de Bayes	97
2.4.2	La vraisemblance	99
2.4.3	La probabilité <i>a posteriori</i>	103
2.4.4	Méthode par approximation quadratique	103
2.4.5	Méthode par chaines de Markov	104
2.5	Approche par séries de mesures	106
2.5.1	Bootstrap	106
2.6	Proposition de calcul d'incertitude pour la méthode ISABELE et application sur un cas réel	107
2.6.1	Descriptif du banc expérimental	108
2.6.2	Descriptif de l'algorithme d'inversion bayésienne	110
2.6.3	Extension du calcul d'incertitude	111
2.6.4	Résultats	112
2.7	Conclusion du chapitre	119
3	Prise en compte des phénomènes d'infiltration d'air	121
3.1	Estimation de l'impact du phénomène d'infiltration sur les déperditions de l'enveloppe	121
3.1.1	Définitions : coefficients de déperdition thermique	121
3.1.2	Modèle aéraulique simplifié	123
3.1.3	Application théorique sur 2 typologies de bâtiment	125
3.1.4	Conclusion	126
3.2	Méthodes pour estimer le débit d'infiltration dans un bâtiment	127
3.2.1	Modèles aérauliques détaillés	127
3.2.2	"Règle du pouce"	128
3.2.3	Modèles aérauliques simplifiés	128
3.2.4	Méthodes par gaz traceur	129

3.3	Comparaison expérimentale de 3 solutions de mesure du débit d'infiltration pour la méthode ISABELE	133
3.3.1	Descriptif de l'instrumentation	134
3.3.2	Mesures à la porte soufflante	135
3.3.3	Précautions liées à la mesure par gaz traceur (CO_2)	137
3.3.4	Précautions prises liées à la mesure par porte soufflante et vitesse de vent	140
3.3.5	Évaluation de l'incertitude du débit d'infiltration mesuré	141
3.3.6	Résultats de mesure	146
3.4	Conclusion du chapitre	151
4	Prise en compte de la dynamique thermique de l'enveloppe	153
4.1	L'évolution thermique d'un bâtiment et les modèles linéaires	153
4.1.1	Loi de Fourier et bilan thermique	154
4.1.2	Réseaux RC équivalents	155
4.1.3	Les obstacles à la linéarité	156
4.2	Modèles linéaires inverses du comportement thermique dynamique des bâtiments	159
4.2.1	Approches boîte blanche, boîte grise et boîte noire	159
4.2.2	Modèles d'état discrets	163
4.2.3	Modèles autorégressifs (ARX et ARMAX)	165
4.3	Choix de la sollicitation thermique	167
4.4	Impact de la durée du protocole	169
4.4.1	Pénétration de la chaleur et échelles de temps	169
4.4.2	Capacité(s) thermique(s) d'un bâtiment	171
4.4.3	Constante(s) de temps d'un bâtiment	173
4.5	Choix du pas de temps	174
4.6	Approche proposée	175
4.6.1	Utilisation d'une banque de modèles RC équivalents	176
4.6.2	Sélection du modèle approprié	178
4.6.3	Analyse des résidus	181
4.7	Validation de l'approche sur expérimentation réelle	182
4.7.1	Descriptif de l'instrumentation ajoutée	183
4.7.2	Vérification de l'étanchéité de la fenêtre	183
4.7.3	Campagne de mesure	184
4.7.4	Résultats	185
4.7.5	Conclusion	192
4.8	Extrapolation virtuelle sur d'autres classes d'inertie	194
4.8.1	Plan d'expérience	195
4.8.2	Résultats	195
4.8.3	Conclusion	199

4.9	Conclusion du chapitre	200
4.9.1	Perspectives	201
Conclusions et perspectives		209
Bibliographie		212
Annexes		227
A	Clichés infrarouges de la cellule OPTIMOB	227
A.1	Déroulement de la mesure	227
A.1.1	Rappel de la procédure de réglage de la caméra	227
A.2	Mesures	227
B	Algorithmes d'optimisation monocritère pour des problèmes non-linéaires	231
B.1	Algorithmes de simplexe	231
B.2	Algorithmes de gradient	233
B.2.1	Algorithme BFGS avec recherche linéaire	234
B.3	Algorithmes génétiques	236
B.4	Algorithmes de recuit simulé	238
B.5	Algorithmes de colonies de fourmis	240
B.6	Méthodes hybrides	240
C	Fabrication et étalonnage des prototypes de capteurs SENS	243
C.1	Fabrication	243
C.1.1	Matériel utilisée	243
C.1.2	Fabrication du boîtier	243
C.1.3	Peinture des plaques	244
C.1.4	Fixation des thermocouples	246
C.1.5	Assemblage	246
C.2	Étalonnage	249
C.2.1	Étalonnage en étuve	249
C.2.2	Essai en fonctionnement	251
D	Échanges thermiques dans l'espace intérieur, T_{star} et H_{tr}	253
D.1	Le modèle de Walton	253
D.1.1	Simplification ASHRAE	254
D.2	Représentation physique du H_{tr}	256
E	Détails constructifs de la cellule expérimentale	257
F	Calcul du coefficient de déperdition théorique de la cellule	265
F.1	Parois opaques	265

F.1.1	Impact de l'humidité	265
F.2	Ponts thermiques	266
F.3	Fenêtre	266
F.4	Résumé	266
G	Exemple d'équivalence entre analogie en réseaux RC, modèles d'état, fonctions de transferts, et modèles ARMAX	269
H	Descriptif de la banque de modèles utilisée	273
H.1	Modèle M1_Ti	273
H.1.1	Réseau RC et représentation physique ¹	273
H.1.2	Équations du modèle	273
H.1.3	H_{tr} et incertitude	273
H.2	Modèle M1_TmTi	274
H.2.1	Réseau RC et représentation physique	274
H.2.2	Équations du modèle	274
H.2.3	H_{tr} et incertitude	274
H.3	Modèle M1_TmTiBridge ou ThBCE	275
H.3.1	Réseau RC et représentation physique	275
H.3.2	Équations du modèle	275
H.3.3	H_{tr} et incertitude	275
H.4	Modèle M2_TmTi	276
H.4.1	Réseau RC et représentation physique	276
H.4.2	Équations du modèle	276
H.4.3	H_{tr} et incertitude	276
H.5	Modèle M2_TmTm2Ti	277
H.5.1	Réseau RC et représentation physique	277
H.5.2	Équations du modèle	277
H.5.3	H_{tr} et incertitude	277
H.6	Modèle M2_TmTmiTi	278
H.6.1	Réseau RC et représentation physique	278
H.6.2	Équations du modèle	278
H.6.3	H_{tr} et incertitude	278
H.7	Modèle M2_TmTiBridge	279
H.7.1	Réseau RC et représentation physique	279
H.7.2	Équations du modèle	279
H.7.3	H_{tr} et incertitude	279
H.8	Modèle M2_TmTm2TiBridge	280
H.8.1	Réseau RC et représentation physique	280
H.8.2	Équations du modèle	280

1. Code couleur : **rouge** = paramètre optimisé, **jaune** = paramètre estimé, **bleu** = condition aux limites

H.8.3	H_{tr} et incertitude	280
H.9	Modèle M2_TmTmiTiBridge	281
H.9.1	Réseau RC et représentation physique	281
H.9.2	Équations du modèle	281
H.9.3	H_{tr} et incertitude	281
H.10	Modèle M2_TmTlTi	282
H.10.1	Réseau RC et représentation physique	282
H.10.2	Équations du modèle	282
H.10.3	H_{tr} et incertitude	282
H.11	Modèle M3_TmTm2Ti	283
H.11.1	Réseau RC et représentation physique	283
H.11.2	Équations du modèle	283
H.11.3	H_{tr} et incertitude	283
H.12	Modèle M3_TmTm2TmiTi	284
H.12.1	Réseau RC et représentation physique	284
H.12.2	Équations du modèle	284
H.12.3	H_{tr} et incertitude	284
H.13	Modèle M3_TmTlTi	285
H.13.1	Réseau RC et représentation physique	285
H.13.2	Équations du modèle	285
H.13.3	H_{tr} et incertitude	285
H.14	Modèle M3_TmTm2TiBridge	286
H.14.1	Réseau RC et représentation physique	286
H.14.2	Équations du modèle	286
H.14.3	H_{tr} et incertitude	286
H.15	Modèle M3_TmTmiTiBridge	287
H.15.1	Équations du modèle	287
H.15.2	H_{tr} et incertitude	287
H.16	Modèle M3_TmTm2Tm3Ti	288
H.16.1	Réseau RC et représentation physique	288
H.16.2	Équations du modèle	288
H.16.3	H_{tr} et incertitude	288
H.17	Modèle M3_TmTm2TlTi	289
H.17.1	Réseau RC et représentation physique	289
H.17.2	Équations du modèle	289
H.17.3	H_{tr} et incertitude	289
H.18	Modèle M3_TmTm2TmiTiBridge	290
H.18.1	Réseau RC et représentation physique	290
H.18.2	Équations du modèle	290
H.18.3	H_{tr} et incertitude	290

H.19 Modèle M3_TmTm2Tm3TiBridge	291
H.19.1 Réseau RC et représentation physique	291
H.19.2 Équations du modèle	291
H.19.3 H_{tr} et incertitude	291
H.20 Modèle M3_TmTmiTlTi	292
H.20.1 Réseau RC et représentation physique	292
H.20.2 Équations du modèle	292
H.20.3 H_{tr} et incertitude	292
H.21 Modèles alternatifs "SemiBridge"	293
H.21.1 Changements pour les équations des modèles	293
H.21.2 Changements pour le calcul du H_{tr}	293

Table des figures

1	La GPEI et la GRE quant aux sources de consommations d'énergie	35
2	La GPEI et la GRE dans le cycle de vie du bâtiment	36
3	Exemples de dysfonctionnements liés à la mise en œuvre de l'enveloppe sur le terrain [AQC, 2014]	37
4	Sur-dépense mesurées sur 25 enveloppes de maisons individuelles par l'Université de Leeds [Johnston et al., 2015]	37
5	Sur-dépense mesurées sur 27 enveloppes de bâtiments BBC par le CEREMA [CEREMA, 2015]	38
1.1	Illustration simplifiée des différents flux intervenant dans le bilan thermique global d'un bâtiment	41
1.2	Illustration simplifiée de 3 différents types de mesure de la résistance thermique d'un élément de construction en laboratoire : (a) méthode par fluxmètres symétrique, (b) méthode par plaque chaude gardée (c) méthode par boîte chaude gardée	43
1.3	Atteinte du régime thermique stationnaire en laboratoire	44
1.4	Illustration simplifiée de l'appareillage d'une mesure de résistance thermique d'un élément de façade via la méthode fluxmétrique	45
1.5	Problème direct et problème inverse [Maillet et al., 2010]	47
1.6	Exemple de régression linéaire utilisée pour la méthode de signature énergétique de Ferlay sur 2 saisons de chauffe	51
1.7	Exemple d'optimisation de la régression linéaire utilisée dans la méthode PRISM pour extraire les paramètres clés de la signature énergétique d'un bâtiment	54
1.8	Graphiques de régressions linéaires utilisés pour la méthode Coheating . . .	60
1.9	Représentation tridimensionnelle et utilisation d'une régression surfacique dans l'exploitation des données d'un test Coheating (adapté de [Bauwens and Roels, 2014])	61
1.10	Allure d'un protocole QUB sur un bâtiment avec analyse des pentes finales de chauffe et de refroidissement	62
1.11	Allure d'une sollicitation de chauffe binaire pseudo-aléatoire	68
1.12	Modèle le plus simple (a) et le plus complet (b) de la banque de modèles proposée dans la méthode (figures adaptées de [Bacher and Madsen, 2011]) .	69

1.13	Allure d'un protocole "court" EVAREPE de 4 jours sur un bâtiment	71
1.14	Illustration simplifiée du réseau RC équivalent modélisant un groupe thermique dans la méthode de calcul ThBCE (sans les apports solaires et internes)	72
1.15	Prototype de capteur SENS en fonctionnement : (a) sur une paroi verticale ensoleillée (b) sous un plancher bas (c) sur une toiture enneigée	74
1.16	Réseau RC secondaire rajouté dans le modèle EVAREPE afin de rajouter l'impact de l'inertie séquentielle	76
1.17	Comparatif des paramètres de performances thermiques identifiés par les différentes méthodes listées (en W/K)	79
2.1	Illustration de différence (a) significative et (b) non-significative entre des valeurs de H_{tr} théoriques et mesurées	87
2.2	4 exemples de justesse et de fidélité de mesure du H_{tr} avec l'analogie de la cible	88
2.3	Incertitude type donnée par un constructeur, mesures répétées et valeur vraie	89
2.4	3 exemples de signaux mesurés avec (a) un appareil parfaitement juste mais peu fidèle (b) un appareil parfaitement fidèle mais non juste et (c) un appareil moyennement juste et moyennement fidèle	90
2.5	Valeurs moyennées des signaux de la Figure 2.4 avec leur incertitude associée	91
2.6	Sources d'incertitude dans un problème inverse d'identification de paramètres	91
2.7	Illustration d'un exemple de propagation directe d'incertitude (a) pour un problème direct (b) pour un problème inverse	93
2.8	3 exemples d'échantillonnage de 1000 points sur un jeu de 2 paramètres de distribution uniforme $U(0,1)$	95
2.9	Exemple de méta-modèles applicables à un problème en 2 dimensions : interpolation cubique (a) ou régression polynômiale d'ordre 2 (b)	95
2.10	Schéma illustrant la relation de Bayes	98
2.11	Sources d'incertitude dans un problème inverse d'identification de paramètres et modélisation associée dans un modèle d'état stochastique	102
2.12	Exemple de calcul d'incertitude par approximation quadratique à 2 paramètres : profil d'iso-probabilité réel (a) et profil d'iso-probabilité quadratique approché (b)	104
2.13	Schéma de principe de l'algorithme de Metropolis-Hastings appliqué à un problème d'optimisation à 1 paramètre	105
2.14	Illustration du principe de bootstrap appliqué à une méthode d'analyse de séries temporelles	107
2.15	Vue extérieure du banc expérimental	108
2.16	Vue intérieure du banc expérimental	109
2.17	Illustration de la proposition d'extension du calcul d'incertitude de la mesure ISABELE	113
2.18	Régression linéaire du test Coheating réalisée sur la cellule OPTIMOB du 8 novembre au 11 décembre 2014	114

2.19	Mesure et prédiction par le modèle thermique de la température d'air intérieur, résidus et puissance de chauffage mesurée lors du test ISABELE de référence réalisé sur la cellule OPTIMOB du 5 novembre au 15 décembre 2014 .	114
2.20	Mesures et prédictions par le modèle thermique de la température d'air intérieur, résidus et puissance de chauffage mesurée lors des 4 tests ISABELE de 4 jours réalisés sur la cellule OPTIMOB	116
2.21	Évolution des puissances, températures intérieures et extérieures au cours des 8 tests QUB sur le chalet OPTIMOB	117
2.22	Résultats de mesure des tests QUB sous différentes sollicitations de puissance	118
2.23	Premier benchmark des différents résultats de mesure du coefficient H_{tr} du chalet OPTIMOB	118
2.24	Évolution du demi-intervalle de confiance des mesures ISABELE en fonction du nombre de tirages de quasi-Monte Carlo	119
3.1	(a) Cas d'un bâtiment avec conditions extérieures uniformes; (b) Cas d'un bâtiment avec locaux non chauffés	122
3.2	Illustration du principe du modèle aéraulique réglementaire sur un cas simple pour le calcul des débits d'infiltration	123
3.3	Géométrie simplifiée du chalet Brahe (a) et de la maison Mozart (b)	125
3.4	Débits d'infiltration rapportés à la surface extérieure du chalet Brahe (a) et de la maison Mozart (b) suivant le plan d'expérience choisi	126
3.5	Déperditions thermiques surfaciques liées à l'infiltration de la maison Mozart suivant le plan d'expérience choisi, avec comparatif de 2 typologies de parois	127
3.6	Illustration de la complexité de modélisation du champ de pression extérieur d'un bâtiment [Grillaud, 2010]	128
3.7	Illustration du bilan de masse effectué lors d'une mesure de débit d'infiltration par gaz traceur	131
3.8	Illustration de la régression linéaire utilisée pour le calcul du débit d'infiltration par gaz traceur avec décroissance de la concentration	132
3.9	Disposition de l'instrumentation mise en place pour la mesure du débit d'infiltration	135
3.10	Vue aérienne du site autour de la cellule expérimentale (source : Google Earth)	136
3.11	Photographie du bâtiment et des instruments utilisés	137
3.12	Photographie extérieure du bâtiment lors des mesures d'étanchéité à la porte soufflante	137
3.13	Courbes de relation débit/pression des deux tests réalisés sur le chalet OPTIMOB à la porte soufflante	138
3.14	Localisation des défauts d'étanchéité de la cellule par thermographie via l'utilisation d'une "porte soufflante à air chaud"	138
3.15	Dérive de la concentration de CO_2 mesurée en extérieur	139

3.16	Estimation de la vitesse de vent par rapport à la vitesse mesurée en fonction de la hauteur et de la classe de terrain	141
3.17	Définition des lois de densité de probabilité des données d'entrée du modèle aéraulique utilisé : gaussienne (a), uniforme (b) et trapézoïde curvilinéaire (c)	143
3.18	Mesures répétées de concentration de CO ₂ sans injection pour évaluer la part d'incertitude aléatoire associée	144
3.19	Mesures réalisées au cours du protocole ISABELE : températures d'air, concentration de CO ₂ , vitesse de vent et estimations du débit d'infiltration d'air par les différentes méthodes décrites	147
3.20	Densité de probabilité du débit d'infiltration obtenue pour la règle du pouce .	148
3.21	Graphique en nuages de points de l'écart de mesure entre la méthode par modèle aéraulique EN 15242 et par gaz traceur, en fonction de la vitesse et de la direction du vent	148
3.22	Schéma de l'intégration des incertitudes liées au débit d'infiltration dans le calcul d'incertitude global de la méthode ISABELE	149
3.23	Comparatif des coefficients H_{tr} obtenus par la méthode ISABELE intégrant l'incertitude liée à l'estimation du débit de renouvellement d'air : part d'incertitude liée aux sources d'erreurs systématiques (a), aux sources d'erreurs aléatoires (b), et à la combinaison des sources d'erreur (c)	149
3.24	Déperditions surfaciques liées à l'infiltration d'air en fonction de la perméabilité du chalet OPTIMOB, de la vitesse de vent, et de la classe de terrain selon le modèle EN 15242 ($T_i = 20\text{ °C}$; $T_e = 0\text{ °C}$)	151
4.1	Bilan de chaleur sur un volume élémentaire	154
4.2	Résolution de l'équation de la chaleur en 3D : volumes finis et réseaux RC équivalents	155
4.3	Exemple de conductivités thermiques en fonction du taux d'humidité [Piot, 2009]	159
4.4	Boîtes noires	160
4.5	Exemple de modèle détaillé d'un bâtiment sous forme de réseau RC	160
4.6	Exemple de construction de modèle boîte grise par simplification d'un modèle détaillé d'un bâtiment sous forme de réseau RC	161
4.7	Exemple de représentation d'un modèle de réseaux de neurones pour le comportement thermique dynamique d'un bâtiment	163
4.8	Représentation de modèle linéaire MISO en fonctions de transfert	166
4.9	Représentation théorique de la réponse thermique d'un bâtiment dans le domaine fréquentiel sous forme d'un diagramme de Bode	168
4.10	Exemple de signaux de sollicitation avec leurs transformées de Fourier	169
4.11	Temps de propagation de la chaleur pour différents matériaux de construction en fonction de leur épaisseur	171
4.12	Quadripôle représentant une paroi homogène	172

4.13	Parois types en béton isolées au polystyrène expansé : (a) ITI faible isolation (b) ITI forte isolation (c) ITE faible isolation (d) ITE forte isolation	174
4.14	Illustration simplifiée du principe de parcimonie et de l'impact de la richesse des données de mesure sur le résultat	179
4.15	Exemple de paramètre identifié significatif (a) et non significatif (b)	179
4.16	Processus de sélection de modèle proposé pour la méthode ISABELE	181
4.17	Signaux et évaluations d'auto-corrélation correspondantes	181
4.18	Signaux et périodogrammes associés : Bruit blanc (a), Signal riche en basses fréquences (b), Signal riche en hautes fréquences (c)	182
4.19	Mise en place d'un fenêtrage sur le chalet OPTIMOB : vue intérieur (à gauche) et extérieur (à droite)	183
4.20	Instrumentation mise en place pour la régulation en puissance du chauffage de la cellule OPTIMOB	184
4.21	Profils de température intérieure et de puissance consommée pour les diffé- rents types de tests de la campagne de mesure : créneau de température en 4 jours (a), créneau de puissance en 4 jours (b), rampes de puissance en 4 jours (c), créneaux SBPA de puissance en 4 jours (d), créneau de température en 2 jours (e), créneau de température en 40 jours (f), créneau de puissance en 40 jours (g), et créneau de puissance en 1 nuit (h)	185
4.22	Régression linéaire du test Coheating réalisé sur la cellule OPTIMOB du 14 mars au 16 avril 2016	186
4.23	Roses des vent correspondant aux 2 tests coheating réalisés sur le chalet OP- TIMOB	187
4.24	Comparatif des résultats de mesure ISABELE sur la campagne OPTIMOB se- lon le modèle d'inertie utilisé (sources d'incertitude aléatoires uniquement) .	188
4.25	Analyse des résidus d'identification des modèles sélectionnés sur plusieurs tests type de la campagne OPTIMOB (partie 1); voir Tableau 4.6 pour le réf- érencement des tests	189
4.26	Analyse des résidus d'identification des modèles sélectionnés sur plusieurs tests type de la campagne OPTIMOB (partie 2); voir Tableau 4.6 pour le réf- érencement des tests	190
4.27	Suivi du résultat de mesure ISABELE en temps réel sur les 3 tests de 40 jours	191
4.28	Comparatif des résultats de mesure ISABELE sur la campagne OPTIMOB se- lon le modèle d'inertie utilisé (avec prise en compte des sources d'incertitude systématiques)	193
4.29	Suivi du résultat de mesure ISABELE en temps réel sur les 3 tests de 40 jours (avec prise en compte des sources d'incertitude systématiques)	194
4.30	Profils de température intérieure et de puissance consommée pour les 8 diffé- rents types de tests ISABELE de la campagne de simulations virtuelles	196

4.31	Analyse des résidus d'identification des modèles sélectionnés sur plusieurs tests types de la campagne d'expérimentation virtuelle	197
4.32	Comparatif des résultats de mesure ISABELE sur les simulations virtuelles selon le modèle d'inertie utilisé	198
4.33	Circuit électrique équivalent d'une couche de matériau dans le logiciel de simulation SIMBAD [Ansanay-alex, 2012]	199
A.1	Clichés infrarouge de la cellule OPTIMOB sans fenêtre avec estimation de la température de surface : façade sud (a), façade nord (b), façade ouest (c), façade est (d)	229
B.1	Fonctionnement de l'algorithme du simplexe à 1 paramètre (à gauche : initialisation; au milieu : progression du simplexe; à droite : convergence de la position du simplexe)	231
B.2	Fonctionnement de l'algorithme du simplexe à 2 paramètres (à gauche : initialisation; au milieu : progression du simplexe; à droite : convergence de la position du simplexe)	232
B.3	Exemple type d'optimisation à un paramètre où l'algorithme du simplexe est inadéquat	232
B.4	Illustration du principe d'un algorithme de gradient sur un espace d'optimisation à 2 paramètres	233
B.5	Exemple d'optimisation à un paramètre par la méthode de Newton	234
B.6	Exemple type d'optimisation à un paramètre où les algorithmes de gradient sont inadéquats	234
B.7	Illustration de la procédure d'un algorithme génétique appliqué à un problème simple d'optimisation à deux paramètres	237
B.8	Illustration de la procédure d'un algorithme génétique appliqué à un problème d'optimisation délicat à un paramètre	238
B.9	Illustration simplifiée du fonctionnement d'un algorithme de recuit simulé sur un problème d'optimisation délicat à 1 paramètre	239
B.10	Illustration du principe de fonctionnement d'un algorithme de colonies de fourmis appliqué à un cas simple d'optimisation à deux paramètres	241
C.1	Boitier/support brut du capteur SENS	244
C.2	Perçages réalisés sur les boîtiers	244
C.3	Pré-filetage des orifices pour le positionnement des presse-étoupes	245
C.4	Peinture des plaques des capteurs	245
C.5	Poinçonnage des plaques et fixation des thermocouples	246
C.6	Découpes des blocs d'isolant en mousse polyuréthane	246
C.7	Recouvrement des plaques de mastic polyuréthane	247
C.8	Déroutement et enfilage des thermocouples au travers des boîtiers par les presse-étoupes	247

C.9	Réalisation de saignées et insertion partielle de l'ensemble bloc/plaque/thermocouple dans le boîtier	248
C.10	Disposition du joint puis insertion complète de l'ensemble bloc/plaque/thermocouple	248
C.11	Capteur SENS finalisé	249
C.12	Disposition des capteurs SENS dans une étuve certifiée COFRAC du CSTB	249
C.13	Protocole d'étalonnage des capteurs SENS en étuve	250
C.14	Erreur de mesure des thermocouples des capteurs SENS en étuve	250
C.15	Disposition des capteurs SENS en milieu extérieur	251
C.16	Protocole d'essai des capteurs SENS en fonctionnement	252
C.17	Ecart de mesure maximums constatés lors de l'essai des capteurs SENS en extérieur	252
D.1	(a) Représentation physique simplifiée des échanges thermiques à l'intérieur de l'enveloppe d'un bâtiment constitué de 4 parois de températures différentes, (b) Représentation avec une température radiante moyenne, (c) Représentation avec une température intérieure équivalente T_{star}	253
D.2	Simplification de l'ASHRAE : échange radiatif entre une paroi d'un cube et le reste des parois assimilé à l'échange entre une paroi d'un cube et un corps noir	254
D.3	Représentation du modèle de Walton à 4 parois en tenant compte de la simplification de l'ASHRAE	255
D.4	Représentation en résistances équivalentes du H_{tr} (a) Pour une enveloppe à 1 paroi; (b) Pour une enveloppe à 2 parois	256
E.1	Vue en coupe de l'ossature de la cellule (murs de façade latéraux)	259
E.2	Vue en coupe de l'ossature de la cellule (mur de pignon nord/entrée)	260
E.3	Vue en coupe de l'ossature de la cellule (murs de pignon sud/fenêtre)	261
E.4	Vue en coupe de la fenêtre installée en novembre 2015	262
E.5	Vue en coupe des différentes liaisons entre les murs de la cellule : liaison plafond-mur de façade (a), plafond-mur de pignon (b), plancher-mur (c) et mur de façade-mur de pignon (d)	263
F.1	Vue qualitative des profils de température et lignes de flux au niveau des ponts thermiques de liaison de la cellule expérimentale : liaison plafond-mur de façade (a), plafond-mur de pignon (b), plancher-mur (c) et mur de façade-mur de pignon (d)	267
F.2	Répartition des contributions au coefficient de transmission thermique théorique H_{tr} sans fenêtre (a) et avec fenêtre (b)	268
H.1	Représentation physique équivalente du modèle réduit M1_Ti	273
H.2	Représentation du réseau RC du modèle réduit M1_Ti	273
H.3	Représentation physique équivalente du modèle réduit M1_TmTi	274
H.4	Représentation du réseau RC du modèle réduit M1_TmTi	274

H.5	Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M1_TmTiBridge	275
H.6	Représentation du réseau RC du modèle réduit M1_TmTiBridge	275
H.7	Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M2_TmTi	276
H.8	Représentation du réseau RC du modèle réduit M2_TmTi	276
H.9	Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M2_TmTm2Ti	277
H.10	Représentation du réseau RC du modèle réduit M2_TmTm2Ti	277
H.11	Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M2_TmTmiTi	278
H.12	Représentation du réseau RC du modèle réduit M2_TmTmiTi	278
H.13	Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M2_TmTiBridge	279
H.14	Représentation du réseau RC du modèle réduit M2_TmTiBridge	279
H.15	Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M2_TmTmiTiBridge	280
H.16	Représentation du réseau RC du modèle réduit M2_TmTm2TiBridge	280
H.17	Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M2_TmTmiTiBridge	281
H.18	Représentation du réseau RC du modèle réduit M2_TmTmiTiBridge	281
H.19	Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M2_TmTITi	282
H.20	Représentation du réseau RC du modèle réduit M2_TmTITi	282
H.21	Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2Ti	283
H.22	Représentation du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2Ti	283
H.23	Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2TmiTi	284
H.24	Représentation du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2TmiTi	284
H.25	Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M3_TmTITi	285
H.26	Représentation du réseau RC du modèle réduit M3_TmTITi	285
H.27	Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2TiBridge	286
H.28	Représentation du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2TiBridge	286
H.29	Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M3_TmTmiTiBridge	287
H.30	Représentation du réseau RC du modèle réduit M3_TmTmiTiBridge	287
H.31	Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2Tm3Ti	288
H.32	Représentation du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2Tm3Ti	288
H.33	Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2TITi	289
H.34	Représentation du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2TITi	289
H.35	Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2TmiTiBridge	290
H.36	Représentation du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2TmiTiBridge . . .	290
H.37	Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2Tm3TiBridge	291
H.38	Représentation du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2Tm3TiBridge . .	291
H.39	Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M3_TmTmiTITi	292
H.40	Représentation du réseau RC du modèle réduit M3_TmTmiTITi	292

Liste des tableaux

1.1	Descriptif des différents flux de chaleur intervenant dans le bilan thermique global du bâtiment monozone	42
1.2	Comparatif des aspects expérimentaux pour les principales méthodes listées	78
1.3	Comparatif des modèles et de traitements de données utilisés par les principales méthodes listées	81
1.4	Comparatif général des principales méthodes listées	83
2.1	Polynômes d'expansion utilisés dans la méthode de chaos polynômial en fonction de la loi de probabilité de l'entrée d'intérêt	96
2.2	Résultats de mesure Coheating réalisée sur la cellule OPTIMOB du 8 novembre au 11 décembre 2014	113
2.3	Résultats de mesure ISABELE de référence réalisée sur la cellule OPTIMOB du 5 novembre au 15 décembre 2014	115
2.4	Résultats de mesure des tests ISABELE de 4 jours réalisés sur la cellule OPTIMOB sur la saison de chauffe 2014-2015	116
2.5	Résultats de mesure des tests ISABELE de 4 jours réalisés sur la cellule OPTIMOB sur la saison de chauffe 2014-2015	117
3.1	Coefficients de proportionnalité entre la perméabilité à 4Pa et le débit d'infiltration surfacique pour la typologie Mozart et le plan d'expérience choisi . . .	126
3.2	Rapport de la part de l'infiltration à celle de la transmission dans les déperditions thermiques surfaciques de la maison Mozart et du chalet Brahe suivant le plan d'expérience choisi pour 2 typologies de paroi	127
3.3	Avantages et inconvénient des principaux gaz traceur utilisés pour la mesure des débits d'infiltration dans les bâtiments	130
3.4	Illustration des injections et concentrations intérieures de gaz traceur attendues suivant la méthode de mesure utilisée	131
3.5	Caractéristique techniques de l'instrumentation mise en œuvre pour la mesure du renouvellement d'air de la cellule OPTIMOB	134
3.6	Résultat des tests à la porte soufflante avec incertitudes basé sur les normes EN 13829 et ASTM E799	136
3.7	Variation de pression induite par l'effet du vent	140

3.8	Incertitudes des paramètres d'entrée aux modèles aérauliques utilisées dans la méthode de Monte Carlo	143
3.9	Estimations des incertitudes de mesure de la concentration de CO ₂ basées sur les données constructeur et tests de répétabilité	145
3.10	Coefficients de pertes thermiques par infiltration et par transmission obtenus par la mesure ISABELE selon la méthode d'estimation du débit de renouvellement d'air	150
3.11	Demi-intervalle de confiance de la mesure ISABELE du coefficient H_{tr} en fonction de la méthode d'estimation du débit d'infiltration et des sources d'erreur intégrées au calcul d'incertitude	150
4.1	Analogie entre grandeurs thermiques et électriques	156
4.2	Propriétés thermiques type de quelques matériaux de construction [Th-BCE, 2012]	170
4.3	Caractéristiques dynamiques principales de 4 types de parois multicouches .	174
4.4	Synthèse des modèles d'identification "boite grise" proposés pour l'identification ISABELE	177
4.5	Valeurs de perméabilité mesurées au perméascope (essais en dépression) sur la cellule OPTIMOB avant et après pose de la fenêtre	184
4.6	Campagne de mesure sur le chalet OPTIMOB	203
4.7	Résultats de mesure Coheating réalisé sur la cellule OPTIMOB du 8 novembre au 11 décembre 2014	204
4.8	Modèles sélectionnés, tests d'autocorrélation des résidus et évaluation du nombre de dynamiques manquantes pour l'ensemble de la campagne de mesure sur le chalet OPTIMOB	205
4.9	Campagne de simulations sur les cellules numériques	206
4.10	Erreurs et incertitudes de mesure du coefficient H_{tr} en fonction de la typologie de l'enveloppe et de la durée du test ISABELE (approche par banque de modèles)	207
4.11	Modèles sélectionnés, tests d'autocorrélation des résidus (Durbin-Watson) et évaluation du nombre de dynamiques manquantes pour l'ensemble des expérimentations virtuelles (garphes PACF)	208
A.1	Température de surface de plaques des capteurs SENS mesurés par les thermocouples et par la caméra infrarouge	228
C.1	Propriétés thermo-optiques des peintures utilisées et d'un échantillon de paroi extérieure du chalet OPTIMOB	245
E.1	Composition des parois de la cellule	257
E.2	Propriétés thermophysiques des matériaux composant la cellule (mesurées à 23 °C) [Labat, 2012]	258

F.1	Surfaces, résistances thermiques et coefficients de transfert conventionnels des parois opaques de la cellule expérimentale	265
F.2	Coefficients de transferts des parois opaques en fonction de l'humidité relative à 23 °C	265
F.3	Longueur et coefficients de ponts thermiques linéaires de la cellule expérimentale	266
F.4	Répartition des contributions au coefficient de transmission thermique théorique H_{tr} de la cellule expérimentale	267

Introduction

"If you can't measure it, you can't improve it"

LORD KELVIN

D'après les chiffres du Ministère français de l'Ecologie, le secteur du bâtiment contribue à plus de 15 % des émissions de CO₂ du pays, contre 12 % en Europe et 8 % dans le monde [CDC Climat, 2014]. Parallèlement, ce secteur est responsable d'environ 40 % des consommations nationales d'énergie finale, soit 69.4 millions de tonnes équivalent pétrole [ADEME, 2009], les deux tiers de cette énergie étant réservés au chauffage.

La sobriété énergétique dans le bâtiment, couplée à l'amélioration des performances énergétiques (notamment pour le chauffage sous nos latitudes) est donc un levier important contre l'épuisement des ressources fossiles et le réchauffement climatique.

Après le lancement du protocole de Kyoto en 1997, des objectifs précis ont été définis en Europe sur ce sujet (au travers de la directive 2010/31/UE). Ces objectifs se sont traduits en France par les lois Grenelle (lancées en 2009 et 2010) et plus récemment par la loi sur la Transition Energétique pour la Croissance Verte (TECV lancée en 2015). Dans le secteur du bâtiment et de l'immobilier, un Plan Bâtiment Durable a été élaboré par un large réseau d'acteurs du domaine missionné par l'état. Ce plan prévoit notamment :

- Une division par 4 des émissions de gaz à effet de serre entre 1990 et 2050
- Le label BBC ou *Bâtiment Basse Consommation* pour toutes les constructions neuves ultérieures à 2012 (moins de ~ 50 kWh d'énergie primaire consommée par m^2 et par an, selon la localisation)
- Le label BEPOS ou *Bâtiment à Energie POSitive* pour toutes les constructions neuves ultérieures à 2020 (production d'énergie renouvelable sur site supérieure à la consommation nécessaire à son fonctionnement)

La montée en gamme de la performance énergétique des bâtiments présente également de sérieux attraits économiques. Synonyme de baisse des charges énergétiques pour les maîtres d'ouvrage, son principal verrou est le temps de retour sur l'investissement (le temps que mettent les économies de charges pour rembourser le coût des travaux). Des audits réalisés par le Plan Bâtiment Grenelle montrent qu'il dépasse les 15 à 20 ans pour les rénovations lourdes [Costa and Jouvent, 2012], mais seulement si l'on tient compte du prix actuel de l'énergie. Toutefois, ce dernier risquant fortement d'augmenter dans les années à venir, ce

délai serait en réalité bien plus court [Hastings and Wall, 2007]. Le meilleur moment pour investir serait alors... le plus tôt possible.

Au delà de ce calcul économique se dresse également la "valeur verte" des bâtiments à forte performance énergétique, qui peut être valorisée en termes d'image, de valeur patrimoniale, etc.

La rénovation et la construction de bâtiments labellisés BBC ou BEPOS semblent donc être des solutions prometteuses, tant pour l'atteinte des objectifs des engagements de Kyoto que pour la rentabilité économique de la construction.

Ces labels fixent en effet des objectifs sur la base du calcul d'une performance énergétique prévisionnelle. La réalité, quant à elle, peut présenter des performances toutes autres.

L'écart entre consommation prévue et réelle dans le bâtiment

Les récents retours d'expérience l'ont montré : les bâtiments basse consommation consomment bien plus d'énergie que prévu [Sidler, 2009; Carassus et al., 2013; UFC - Que Choisir, 2014].

Les causes de cette différence par rapport aux études thermiques peuvent être de nature très variées [de Wilde, 2014], comme par exemple :

- L'aléa du climat (plus rigoureux que prévu par la simulation)
- La mauvaise mise en œuvre de l'enveloppe du bâti
- La déficience des équipements présents (défauts de fabrication, d'installation, de réglage, de maintenance)
- Le comportement des occupants (ouverture des fenêtres, mauvais réglage des thermostats et des protections solaires...)

Au delà de ces différences viennent s'ajouter les risques de mauvaise appréciation des consommations prévues au cours des dites études thermiques en phase de conception, qui sont dûs notamment à :

- La qualité de modélisation (compétence du modélisateur, logiciel de simulation thermique dynamique utilisé, phénomènes physiques pris en compte)
- La connaissance de l'environnement (conditions climatiques locales, présence de masques, îlots de chaleur...)
- La prise en compte des différents postes de consommation d'énergie (notamment l'impact des consommations spécifiques)

Quelques études de cas ont permis d'identifier plusieurs sources expliquant un gros écart entre les consommations prévues et réelles.

Sur le bâtiment INEED situé à Valence (2892 m² de résidences et pépinières d'entreprises, certifié HQE) un facteur 2 a été observé entre les consommations de chauffage prévues et enregistrées. Les principales raisons identifiées portent sur le comportement des occupants, les défauts de perméabilité à l'air, les défauts de maintenance des équipements et de la mau-

vaise évaluation des consommations spécifiques [Enertech, 2010].

Sur la ZAC de Bonne située à Grenoble (plusieurs centaines de logements construits en 2003), entre 5 et 70% de surconsommations ont été observés. En cause : une mauvaise évaluation des conditions météorologiques locales, des défauts étanchéité à l'air, un mauvais réglage des thermostats par les occupants, un mauvais réglage des installations (notamment de la ventilation), et un suivi de chantier très pauvre [Enertech, 2011].

Sur le bâtiment Pommier situé à Genève (117 logements Minergie[®]), une surconsommation de chauffage spectaculaire de 250% a été identifiée principalement comme le résultat d'un manque de sobriété énergétique des occupants ainsi que d'une mauvaise mise en oeuvre de l'enveloppe (ponts thermiques non maîtrisés, défauts étanchéité à l'air) [Zraggen, 2010].

La question de l'écart entre consommations de chauffage prévues et réelles est donc bien un problème de taille, dont les causes multiples doivent être mieux maîtrisées.

L'émergence de la Garantie de Performance Énergétique

Née du débat public et professionnel, la Garantie de Performance Énergétique (GPE) a pour objectif de maîtriser le risque de surconsommation dans les bâtiments. Ceci implique donc une procédure qualité tout au long du cycle de vie du bâtiment afin de déceler au plus tôt les sources potentielles de dépenses énergétiques indésirables.

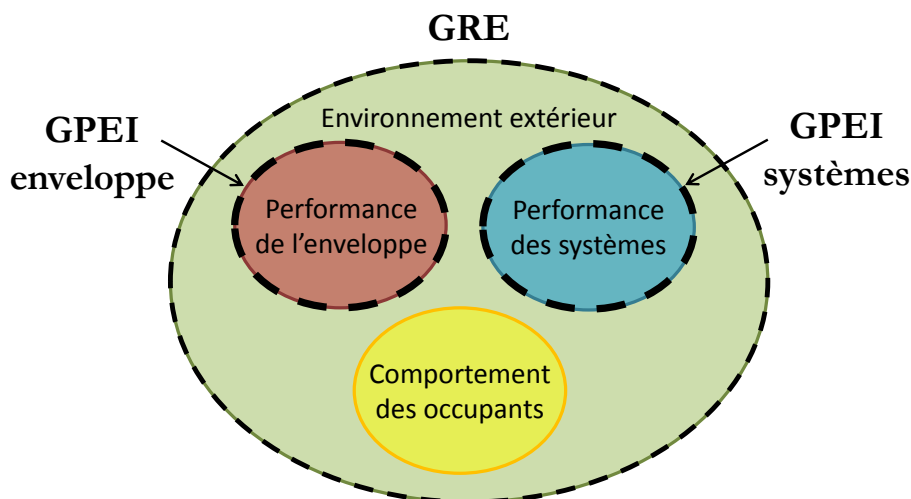


FIGURE 1 – La GPEI et la GRE quant aux sources de consommations d'énergie

Le Plan Bâtiment Durable a défini deux grands types de garanties pouvant intervenir au cours de ce processus :

1. La Garantie de Performance Énergétique Intrinsèque (GPEI) qui vise à assurer la bonne mise en oeuvre de l'enveloppe du bâti et du bon fonctionnement des équipements
2. La Garantie de Résultats Énergétiques (GRE) qui vise à assurer le suivi du bâtiment lors de son exploitation

Cette décomposition est importante car elle permet ainsi d'isoler les causes potentielles de surconsommation et d'agir au plus tôt pour les rectifier. Ainsi, il pourra être garanti que le bâtiment sera bel et bien aussi peu énergivore que prévu. Les liens entre la GRE et la GPEI quant aux sources de consommations d'énergie et au cycle de vie du bâtiment sont illustrés dans les Figures 1 et 2.

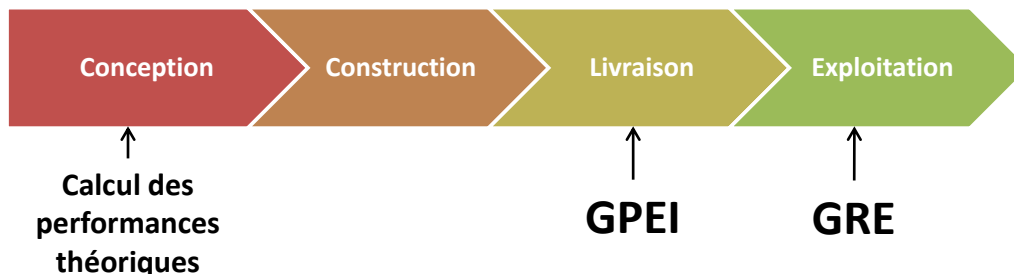


FIGURE 2 – La GPEI et la GRE dans le cycle de vie du bâtiment

Dans le cadre de ce travail, une attention particulière sera portée à la mesure de la performance intrinsèque de l'enveloppe. Cette mesure pourra à terme alimenter les dispositifs de la GPEI. Pour commencer, il est judicieux de se demander s'il existe des différences importantes ou non entre les niveaux d'isolation théoriques et réels du bâtiment construit.

Performance thermique de l'enveloppe : promesse tenue ?

Dans la pratique, il est difficile de respecter à la lettre l'exacte prescription de la maîtrise d'œuvre sur le chantier. Les professionnels de la construction peuvent en effet faire face à plusieurs non-conformités [Leysens, 2010] :

- non conformité des matériaux (erreurs de commande, défaut d'approvisionnement, contraintes économiques)
- altération des performances des matériaux durant le transport ou le stockage (isolant sous la pluie)
- qualité de la mise en œuvre (mauvaise mise en œuvre, manque de formation, contrainte de temps)

Dans le cadre du programme RAGE (Règles de l'Art Grenelle Environnement [AQC, 2014]), un retour d'expérience mené sur 400 opérations de réhabilitations et de constructions neuves variées (logements individuels et collectifs, bâtiments tertiaires) a permis de lister **près de 120 principaux dysfonctionnements** liés à la mise en œuvre de l'enveloppe (étanchéité à l'air, isolation des parois opaques, ponts thermiques, ouverture, modification des caractéristiques de l'enveloppe, revêtements extérieurs). Parmi la longue liste figurent les exemples suivants : défaut de mise en œuvre lors du jointement de la membrane d'étanchéité à l'air au dormant des menuiseries (Figure 3.a), défaut d'isolation et d'étanchéité autour des conduits d'évacuation des produits de combustion (Figure 3.b), isolant laissé à la pluie sur le chantier (Figure 3.c), découpe de l'isolant inadapté avec espace comblé à la colle

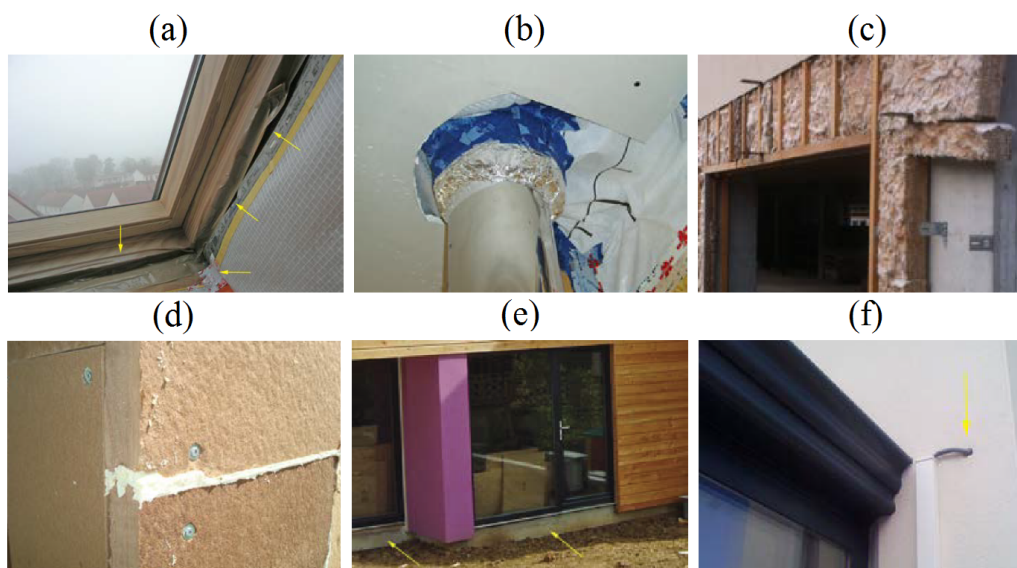


FIGURE 3 – Exemples de dysfonctionnements liés à la mise en œuvre de l’enveloppe sur le terrain [AQC, 2014]

(Figure 3.d) ponts thermiques au niveau du nez de dalle et sous les ouvertures (Figure 3.e), percement des parois opaques après la livraison pour faire passer de nouveaux réseaux (Figure 3.f).

Il est donc légitime de savoir si ces désordres induisent une surconsommation d’énergie importante ou non.

A l’heure actuelle, il est difficile de répondre précisément à cette question, mais de récents retours de recherches menées au Royaume-Uni [Johnston et al., 2015] et en France [Cheippe et al., 2015] montrent une différence significative et défavorable entre les performances thermiques théoriques et réelles de l’enveloppe globale des bâtiments.

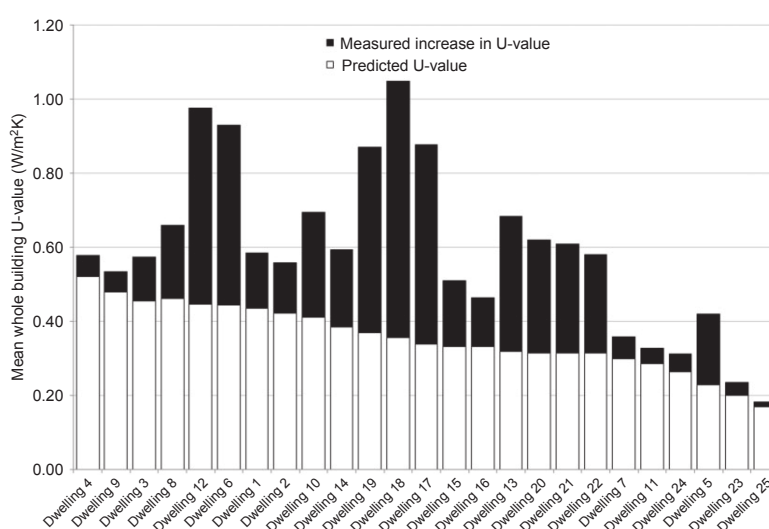


FIGURE 4 – Sur-déperditions mesurées sur 25 enveloppes de maisons individuelles par l’Université de Leeds [Johnston et al., 2015]

Dans la première étude menée au Royaume-Uni par l’université de Leeds, 25 maisons

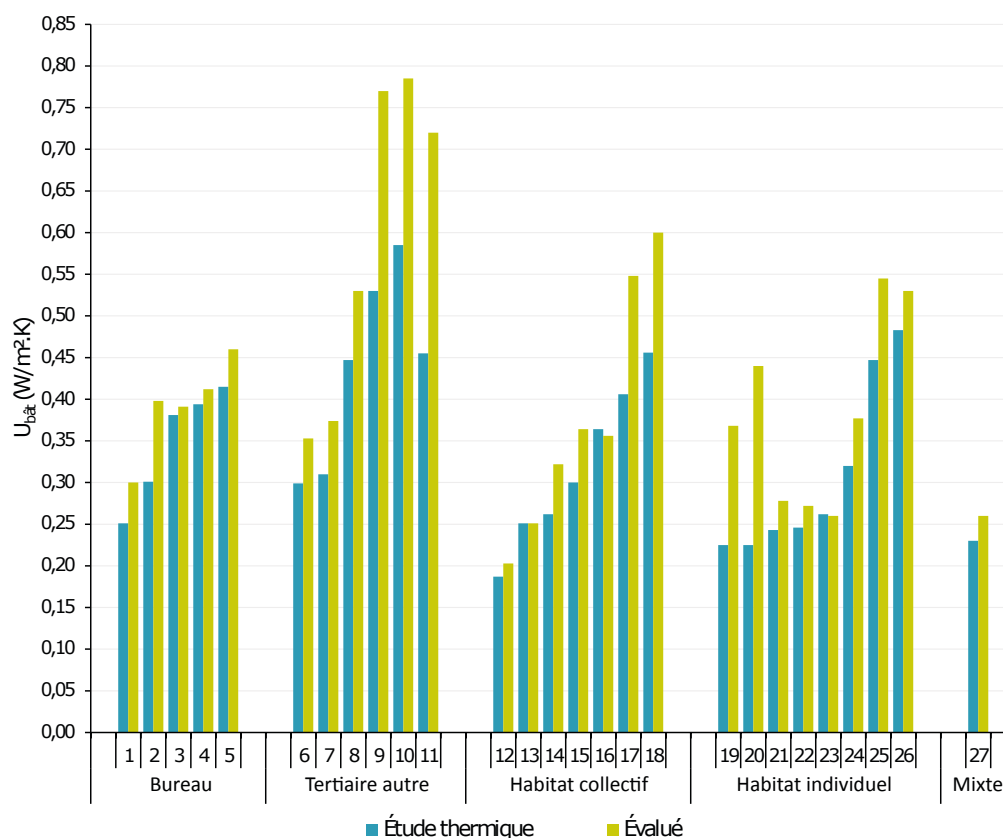


FIGURE 5 – Sur-déperditions mesurées sur 27 enveloppes de bâtiments BBC par le CEREMA [CEREMA, 2015]

de 60 à 170 m² ont fait l'objet d'études thermiques et de mesures in-situ, via la méthode de mesure du coheating (dont le principe sera analysé dans le premier chapitre de la thèse). Ces habitations, de procédés constructifs et années de constructions divers, sont toutes assez performantes thermiquement (au-dessus de la réglementation thermique anglaise des bâtiments neufs de 2006). Sur l'ensemble des cas testés, tous ont présenté un coefficient de déperditions thermiques mesuré de 6 à 140 % plus élevé que le coefficient théorique calculé à la conception (voir Figure 4)!

Cette tendance est confirmée par la seconde étude menée en France par le CEREMA : sur 27 bâtiments BBC testés (tertiaires, habitats collectifs et individuels), une augmentation quasi-systématique a été observée entre le U_{bat} évalué et celui de l'étude thermique (jusqu'à 60 %, voir Figure 5) via la méthode de mesure EBBE (qui sera également décrite dans le Chapitre 1). Le rapport précise que dans un scénario d'utilisation conventionnel, cette sous-isolation induit jusqu'à 55 kWh/m²/an de surconsommation d'énergie primaire annuelle [Cheippe et al., 2015].

Il semble donc primordial d'établir une procédure de mesure généralisable de la qualité d'isolation thermique d'un bâtiment après travaux. Les enjeux sont en effet de plusieurs ordres, notamment politique (respect des objectifs environnementaux) et économique (restauration de la confiance entre les maîtres d'œuvre et acteurs financiers, possibilité aux entreprises de faire la preuve de la qualité de leur prestation, etc.).

L'enjeu scientifique et technique consiste à élaborer une méthode de mesure fiable et robuste permettant de répondre à ce besoin, de la manière la plus simple, la plus précise et la moins coûteuse possible.

Objectifs de la thèse

Le Centre Scientifique et Technique du Bâtiment a pour ambition de mettre à disposition un outil de mesure in situ pour l'évaluation de la qualité d'isolation thermique des bâtiments : la méthode ISABELE (In Situ Assessment of the Building Envelope pErformances [Boisson and Bouchié, 2014])

L'objectif de ce travail est de contribuer à consolider cette méthode sur le plan scientifique.

Dans un premier temps, une mise en perspective de cette méthode sera réalisée par un rapide état de l'art des méthodes de mesures déjà existantes. Cette contribution bibliographique permettra de dégager des pistes d'amélioration et de mettre en lumière les très nombreux travaux menés sur le sujet.

Les 3 chapitres suivants seront consacrés aux contributions apportées à la méthode, c'est à dire :

1. Une nouvelle proposition de calcul de l'incertitude de mesure
2. Une validation de la prise en compte des phénomènes d'infiltration d'air
3. Une nouvelle proposition de prise en compte de l'inertie thermique

Chaque contribution fera l'objet de validation expérimentale sur un même bâtiment à forte isolation thermique.

Chapitre 1

État de l'art des méthodes d'évaluation *in situ*

1.1 Du laboratoire au terrain

En conditions bien maîtrisées, il est plutôt aisé de mesurer la résistance thermique des éléments de construction. Le défi de la mesure *in situ* consiste à s'adapter aux conditions de terrain non maîtrisées en les prenant en compte dans le procédé de mesure. Or, dans le cas de la thermique du bâtiment, il existe de nombreux phénomènes (liés au climat et aux usagers) susceptibles de perturber cette mesure. La Figure 1.1 et le Tableau 1.1 recensent un certain nombre de ces phénomènes.

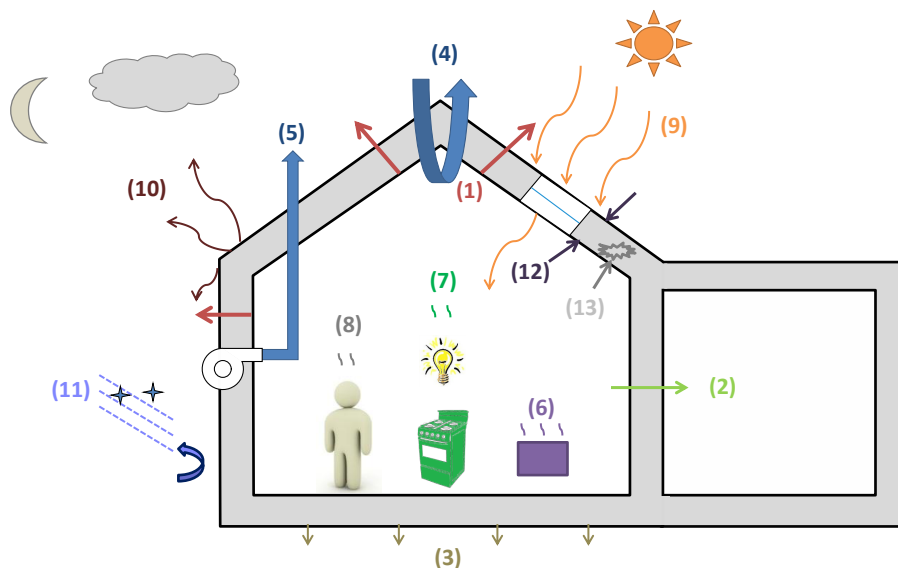


FIGURE 1.1 – Illustration simplifiée des différents flux intervenant dans le bilan thermique global d'un bâtiment

La prise en compte de ces flux de chaleur pouvant vite devenir extrêmement complexe (ces derniers étant parfois liés), il est nécessaire d'introduire dans un premier temps les principes de la métrologie des performances thermiques de l'enveloppe en milieu semi-contrôlé.

	Description
(1)	Flux de chaleur par transmission traversant l'enveloppe extérieure du bâtiment. Il est lié à la différence de température entre l'intérieur et l'extérieur de celle-ci.
(2)	Flux de chaleur traversant les cloisons voisines (habitées ou non) ainsi que les locaux non chauffés.
(3)	Flux de chaleur traversant le plancher du bâtiment.
(4)	Flux de chaleur lié aux infiltrations d'air pénétrant dans le bâtiment. Il est lié aux défauts d'étanchéité à l'air de l'enveloppe extérieure.
(5)	Flux de chaleur lié à la ventilation.
(6)	Flux de chaleur apporté par les équipements exclusivement dédiés au chauffage ou à la climatisation de l'air intérieur.
(7)	Flux de chaleur dégagée par les appareils occupant le bâtiment et non dédiés au chauffage de l'air ambiant (ex : ballon d'eau chaude, appareils ménagers, éclairage, ...)
(8)	Flux de chaleur dégagée par les occupants.
(9)	Flux de chaleur apporté par le rayonnement solaire (hors systèmes actifs). Sont inclus le rayonnement diffus et direct.
(10)	Flux de chaleur échangé par rayonnement infrarouge lointain entre l'enveloppe et l'environnement extérieur.
(11)	Flux de chaleur lié aux intempéries (neige, givre et pluie) sur la paroi extérieure de l'enveloppe. Les phénomènes sensibles et latents y sont inclus.
(12)	Flux de chaleur stockée ou déstockée par l'enveloppe.
(13)	Flux de chaleur lié aux transferts d'humidité à l'intérieur de l'enveloppe. Sont inclus la condensation, l'évaporation, l'absorption, la désorption, le gel et le dégel.

TABLEAU 1.1 – Descriptif des différents flux de chaleur intervenant dans le bilan thermique global du bâtiment monozone

1.1.1 La mesure des performances thermiques en laboratoire

En France, on associe généralement la performance thermique d'un composant de bâtiment à sa **capacité d'isolation** (résistance thermique, conductivité, ou coefficient de transmission thermique), même s'il existe d'autres propriétés thermiques intéressantes pouvant contribuer à sa performance énergétique (capacité calorifique, effusivité, etc.). Le climat tempéré et le besoin de chauffage ont en effet justifié un tel intérêt.

La mesure de résistance thermique en laboratoire est une technologie déjà mature mais limitée à l'échelle du matériau ou du composant. La Figure 1.2 illustre 3 types d'apareillage possibles pour obtenir une telle mesure.

La mesure par fluxmètre, référencée dans la norme EN 12664, est généralement réservée aux petits échantillons. L'éprouvette est alors installée entre une plaque chauffée et une plaque froide (non chauffée ou refroidie). La conductivité thermique de l'échantillon est directement déduite des mesures de température et de flux de chaleur surfacique :

$$\lambda = \frac{\varphi e}{\Delta T} \quad (1.1)$$

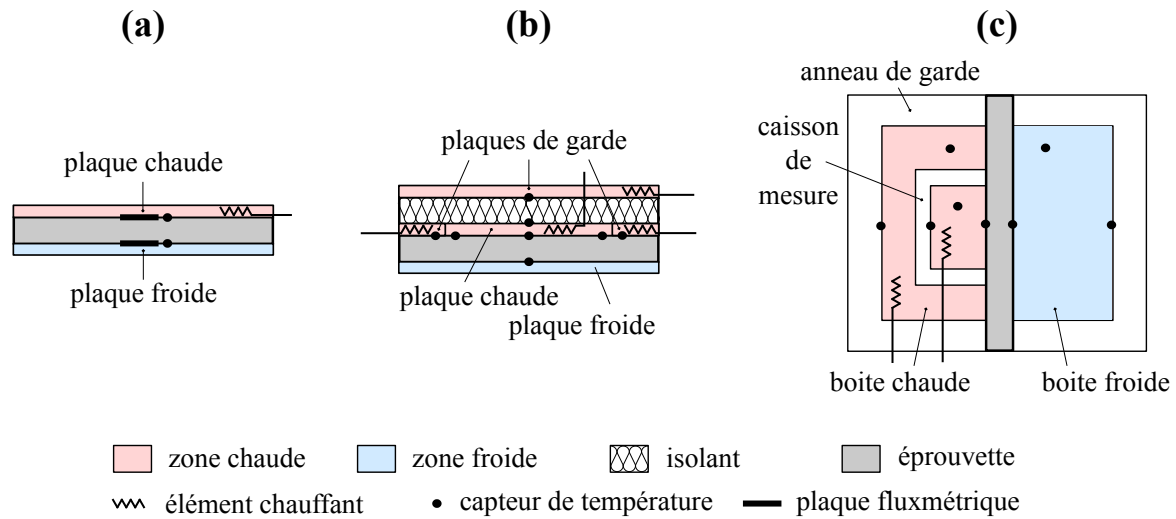


FIGURE 1.2 – Illustration simplifiée de 3 différents types de mesure de la résistance thermique d'un élément de construction en laboratoire : (a) méthode par fluxmètres symétrique, (b) méthode par plaque chaude gardée (c) méthode par boîte chaude gardée

Où ϕ représente la moyenne des flux de chaleur surfaciques enregistrés, e l'épaisseur de l'éprouvette et ΔT la différence de température aux bornes de l'éprouvette.

La mesure par plaque chaude gardée, référencée dans la même norme, peut être appliquée à des échantillons un peu plus grands. Ici, la plaque chauffante est entourée d'un dispositif dit "de garde" permettant d'empêcher les déperditions de la plaque chaude autres que celles traversant l'éprouvette. Ainsi, la totalité de la puissance dissipée par la plaque chaude est transmise vers la plaque froide au travers de l'échantillon. Les effets de bords sont également limités du fait des plaques de garde latérales (voir Figure 1.2.b). La conductivité globale de l'élément est déduite sans plaques fluxmétriques, directement des mesures de température et de la puissance dissipée par la plaque chaude :

$$\lambda = \frac{P_h e}{A \Delta T} \quad (1.2)$$

P_h représente la puissance dissipée par la plaque chaude gardée, et A la surface de la section de l'éprouvette.

Enfin, la mesure par boîte chaude gardée, référencée dans la norme ISO 8990, reprend le même principe que celui de la plaque chaude gardée, sauf que les plaques sont remplacées par des volumes d'air chauffé. Cet appareillage permet de mesurer des échantillons plus grands et de se rapprocher des conditions réelles, en y ajoutant les phénomènes de convection et de rayonnement thermique. Ainsi, le coefficient de transfert surfacique U (en $W/m^2/K$) est obtenu par la formule suivante :

$$U = \frac{P_h}{A \Delta T_{eq}} \quad (1.3)$$

ΔT_{eq} représentant la différence de température d'*ambiance équivalente* au borne de l'échantillon (combinaison linéaire des températures d'air et de surfaces dont la formule se situe dans la norme ISO 8990)

Dans les 3 cas, la mesure n'est effectuée qu'une fois le **régime thermique stationnaire** atteint (cf Figure 1.3), ou que les phénomènes de stockage/déstockage de chaleur dans l'échantillon sont devenus négligeables. Cette condition n'est atteignable qu'en laboratoire.

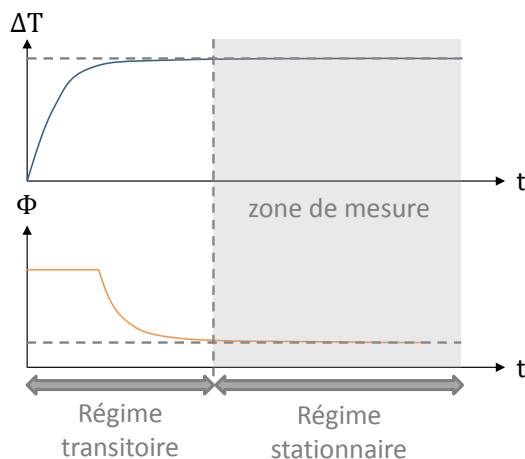


FIGURE 1.3 – Atteinte du régime thermique stationnaire en laboratoire

Remarque : il existe également des méthodes de mesure exploitant les **régimes transitoires**. On peut citer les méthodes par sources linéaires ou planes ("fil chaud" ou "disque chaud" référencées dans les normes ASTM D5930-97 et ISO 22007-2). Ces méthodes sont nettement plus complexes et nécessitent des conditions aux limites bien maîtrisées, c'est pourquoi elles ne seront pas détaillées ici.

En dehors de l'échelle matériau et élément de façade, il n'existe pas de mesures en laboratoire de la performance thermique globale de l'enveloppe d'un bâtiment, hormis des cas très anecdotiques de projets de recherche, tels que les cellules expérimentales à plus ou moins grande échelle [Judkoff et al., 2001; Roels and Jiménez, 2014] ou le projet Saint Gobain Energy House réalisé avec l'université de Salford, où un bâtiment entier a été construit à l'intérieur d'une enceinte climatique [<http://www.salford.ac.uk/built-environment/research/research-centres/applied-buildings-and-energy-research-group/energy-house/case-studies/saint-gobain-whole-house-retrofit>].

1.1.2 Les premiers pas vers la mesure *in situ*

La méthode fluxmétrique

Cette méthode, référencée dans la norme ISO/DIS 9869-1, permet de mesurer localement le coefficient de transfert surfacique U_{tr} sur un élément d'enveloppe réelle. Son appareillage, quoique plus rudimentaire, s'apparente à celui des mesures en laboratoire (voir Figure 1.4). Cette fois-ci, les conditions aux limites de l'échantillon ne sont ni stationnaires ni maîtrisées.

L'espace intérieur reste toutefois chauffé du fait des occupants. La paroi extérieure, quant à elle, est localement couverte par un caisson de protection afin de s'affranchir des perturbations thermiques liées au soleil et aux intempéries.

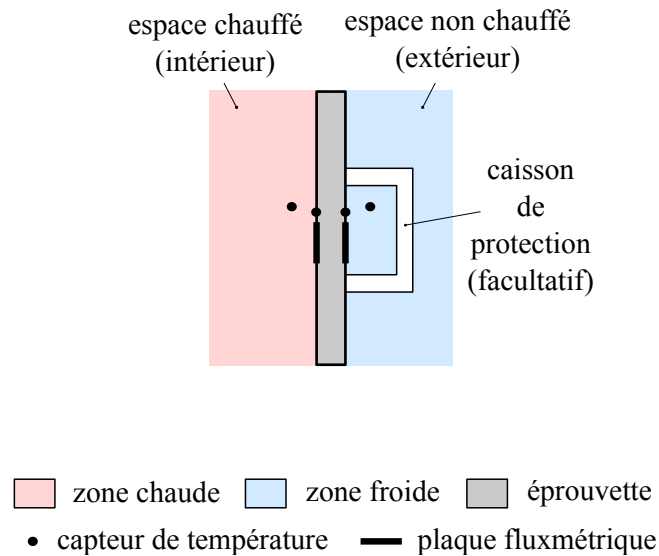


FIGURE 1.4 – Illustration simplifiée de l'appareillage d'une mesure de résistance thermique d'un élément de façade via la méthode fluxmétrique

La méthode d'analyse des données la plus simple pour obtenir le coefficient U_{tr} consiste à appliquer la formule suivante :

$$U = \frac{\sum \varphi}{\sum \Delta T_{eq}} \quad (1.4)$$

Étant donné que les conditions thermiques ne sont pas stationnaires, cette méthode peut s'avérer assez imprécise. Le temps de mesure minimal recommandé pour obtenir un résultat satisfaisant est de 3 à 7 jours.

Il existe également d'autres méthodes d'analyse permettant de tenir compte de la dynamique thermique de la paroi, réduisant ainsi le temps de mesure [Gutschker, 2008; Jiménez et al., 2009; Biddulph et al., 2014]. Une méthode d'analyse dynamique est également présente dans l'annexe de la norme ISO/DIS 9869-1.

La principale limite de ce type de mesure est qu'il s'agit d'une mesure locale sur une paroi courante. D'ailleurs, son emplacement doit être choisi de manière à éviter les ponts thermiques et fissures (pour cela, on utilise en général une caméra infrarouge pour définir la zone de mesure).

Les méthodes par thermographie

Pour éviter d'endommager la paroi par collage de capteurs de température et de plaques fluxmétriques, il existe d'autres types d'appareillages expérimentaux permettant de mesurer les températures de surface sans contact.

Le principe consiste à mesurer le rayonnement thermique issu de la paroi à l'aide d'une

caméra infrarouge, et de remonter à la température du matériau. Pour cela, l'équation suivante est utilisée :

$$I_{cam} = \underbrace{\epsilon_{rad,p} M_p^0}_{\text{Flux émis par la paroi}} + \underbrace{(1 - \epsilon_{rad,p}) I_{env}}_{\text{Flux réfléchi par la paroi}} \quad (1.5)$$

I_{cam} , M_p^0 et I_{env} correspondent respectivement au rayonnement perçu par la caméra, à l'émittance du corps noir équivalent de la paroi et au rayonnement émis sur la surface par l'environnement alentour. $\epsilon_{rad,p}$ correspond à l'émissivité thermique de la paroi dans le spectre infrarouge.

Ainsi, pour évaluer correctement la température de surface visée, il est nécessaire de connaître (ou mesurer) les propriétés thermo-optiques de la surface locale et le rayonnement alentour. Il s'agit donc d'une mesure assez délicate.

Une fois l'émittance M_p^0 identifiée, on utilise la loi de Stefan-Boltzmann pour obtenir la température de surface :

$$T_p = \sqrt[4]{\frac{M_p^0}{\sigma_{rad}}} - 273,15 \quad (1.6)$$

Où $\sigma_{rad} = 5,67.10^{-8} \text{ W/m}^2/\text{K}^4$ est la constante de Stefan-Boltzmann.

Un exemple de mesure de température in situ d'un bâtiment chauffé par thermographie est donné en Annexe A.

La mesure du flux thermique surfacique est en revanche impossible à réaliser directement par thermographie. Généralement, l'estimation utilisée est basée sur la différence de température entre ambiance et surface :

$$\varphi = (h_c + h_{rad}).(T_{env} - T_p) \quad (1.7)$$

Où h_c et h_{rad} correspondent aux coefficients d'échanges surfaciques incluant les phénomènes de convection et de rayonnement thermique. Ces derniers peuvent être estimés par des corrélations empiriques ou par des valeurs conventionnelles, ce qui rend l'estimation du flux beaucoup plus imprécise que par mesure par fluxmètres.

Il est enfin possible de déterminer localement le coefficient de transfert U_{tr} de la paroi en utilisant une méthode d'analyse similaire à celle de la mesure fluxmétrique [Fokaides and Kalogirou, 2011]. On parle alors de thermographie dite "passive".

Il existe également d'autres méthodes dites "actives" utilisant des sources de rayonnement rapportées pour solliciter thermiquement la paroi considérée (ex : méthode "flash" [Chaffar, 2012]).

Là encore, il ne s'agit que de mesures locales. Une mesure innovante par thermographie "globale" a toutefois été proposée par Wang [Wang and Cho, 2015] via l'utilisation de drones munis de radars et de caméras infrarouges. Reste à démontrer la fiabilité d'une telle méthode en termes de précision et de coût.

1.2 La mesure in situ : un problème inverse

D'une manière générale, la mesure des performances thermiques d'un bâtiment est un cas particulier de problème inverse comme le sont la plupart des mesures.

A l'opposé d'un problème direct, le principe d'un problème inverse est l'identification des entrées x d'un modèle (état initial, sollicitations et/ou paramètres de structure) à partir de la connaissance de ses sorties y (voir Figure 1.5).

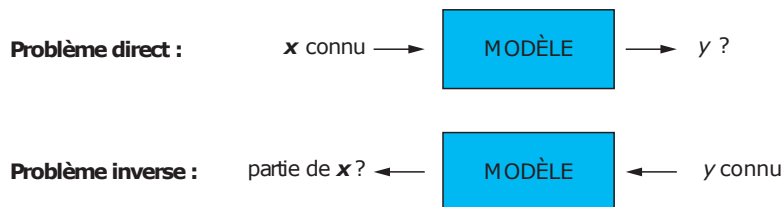


FIGURE 1.5 – Problème direct et problème inverse [Maillet et al., 2010]

Pour résoudre ce problème, il faut donc a minima disposer du modèle, du protocole permettant de mesurer ses sorties, éventuelles entrées et/ou paramètres, d'une méthode d'optimisation pour identifier les paramètres inconnus, et, si possible, d'une méthode de calcul d'incertitude associée.

1.2.1 Le protocole

Le choix du protocole expérimental dépend du contexte et des contraintes techniques et financières données pour la mesure.

De manière générale, l'intérêt du protocole est de favoriser la prédominance du phénomène physique identifié. Dans le cas de la méthode ISABELE, il s'agit en l'occurrence des déperditions thermiques par transmission et, dans une moindre mesure, de l'inertie thermique du bâti.

Dans l'idéal, tous les phénomènes physiques autres que ceux identifiés doivent être, par ordre de priorité :

- supprimés (ex : l'impact thermique de la ventilation et des occupants peut être évité en coupant le système de ventilation et en immobilisant le bâtiment)
- limités (ex : l'impact thermique de l'ensoleillement peut être réduit par fermeture des volets des fenêtres)
- estimés (ex : les effets liés à l'infiltration d'air peuvent être évalués par le biais d'autres mesures, cf Chapitre 3)

Si ces derniers ne peuvent être estimés, il doivent alors être représentés dans le modèle et être identifiés à leur tour (ex : les effets liés à la dynamique thermique du test in situ peuvent être identifiés au travers de paramètres inconnus d'inertie thermique).

Si leur modélisation, même simplifiée, s'avère trop complexe ou coûteuse, ils peuvent dans certains cas être négligés (ex : à la condition de s'assurer que leur participation dans le bilan thermique est négligeable, les effets liés aux transferts d'humidité peuvent être négligés).

Il faut également s'assurer que le protocole permet de respecter aux mieux les hypothèses du modèle choisi, et que celui-ci est suffisamment long pour permettre une bonne identification du ou des phénomène(s) mesuré(s).

Par exemple, si la mesure est faite en présence d'occupants, le fait de devoir tenir compte de leur activité et de leur interaction avec le bâtiment (équipements, fenêtres) induit des sources d'incertitudes supplémentaires, qui peuvent être compensées par un protocole d'acquisition très long (plusieurs mois à quelques années).

Inversement, si le bâtiment est inoccupé, la stratégie consistant à se rapprocher des conditions de laboratoire en maîtrisant au mieux les conditions thermiques du bâtiment, peut s'avérer payante.

Bien sûr, en pratique, les contraintes financières et techniques font que ces principes ne peuvent pas toujours être appliqués à la lettre.

1.2.2 Le modèle

Comme indiqué précédemment, le modèle a pour but de traduire en équations les différents phénomènes physiques intervenant dans le protocole de mesure. En l'occurrence ici, dans le bilan thermique du bâtiment (de façon plus ou moins fine). La définition du modèle est une étape clé dans la construction d'une méthode de mesure in situ, puisque c'est de sa pertinence que découlera la validité de l'indicateur mesuré.

Le choix du "bon" modèle est un sujet très large. Généralement, plus celui-ci représente finement la physique mise en jeu, plus la mesure s'en retrouve précise (à condition de bien maîtriser les paramètres connus et inconnus). L'excès de paramètres inconnus peut conduire à une solution non unique (cas particulier de problèmes "mal posés").

1.2.3 L'algorithme d'optimisation

L'obtention des valeurs inconnues du modèle passe par la maximisation d'une fonction objectif (ou minimisation d'une fonction coût).

Généralement, la fonction "coût" choisie dépend de l'écart entre les données de sortie du modèle mesurées et simulées (souvent, l'écart quadratique). L'idée est d'obtenir la combinaison de valeurs des paramètres inconnus la plus "vraisemblable" (au vu du modèle et des mesures réalisées). Certaines méthodes utilisent d'ailleurs une définition mathématique de

vraisemblance en modélisant les erreurs de mesure et de modélisation sous forme de lois de probabilités. On parle alors d'estimation par *maximum de vraisemblance* (voir chapitre n°2).

Quelle que soit la fonction objectif (ou fonction coût) choisie, la recherche du jeu de paramètres optimal peut être plus ou moins complexe selon le problème (selon le nombre de paramètres à optimiser, la présence ou non de maxima locaux, etc.). Le choix de l'algorithme d'optimisation doit alors être réalisé en conséquence. Le temps de calcul est également un critère important à prendre en compte.

Quelques exemples d'algorithmes d'optimisation sont donnés en Annexe B.

Dans tous les cas, une bonne initialisation des valeurs des paramètres inconnus permet de favoriser efficacement le bon déroulement du procédé d'optimisation.

1.2.4 Le calcul d'incertitude

L'utilisation d'une méthode de calcul d'incertitude n'est pas indispensable pour une mesure in situ, même si elle est nécessaire si elle est accompagnée d'une prise de décision.

En effet, l'**intervalle de confiance** du paramètre mesuré est une donnée essentielle pour le rendre utilisable dans un processus opérationnel de vérification. Cet intervalle doit donc pouvoir être estimé via une propagation des sources d'incertitude présentes au cours du test (incertitude de mesure, de modélisation, d'estimation). Il existe plusieurs manières de réaliser cette propagation. Un chapitre complet sera consacré à ce sujet.

1.3 Description et analyse de méthodes existantes

Il existe à l'heure actuelle une multitude de méthodes inverses différentes pour mesurer la performance thermique globale de l'enveloppe d'un bâtiment.

Cette section a pour objectif de décrire les principales méthodes référencées ayant été éprouvées sur le terrain.

Leurs diversité d'approche permettra d'établir un comparatif approfondi avec la première version de la méthode ISABELE et d'identifier des pistes d'amélioration envisageables pour celle-ci.

1.3.1 Méthode de signature énergétique

Origine et contexte

Les méthodes de signatures énergétiques ont pour but de réaliser une estimation du niveau d'isolation par leurs maîtres d'ouvrage de manière simple et avec peu de moyens. Un exemple typique a été rapporté par Ferlay [Ferlay, 2012b,a, 2014]. Le principe de base est le suivi des consommations en fonction des degrés-jours : il s'agit d'une méthode à la portée de tous (ou presque) car les données sont faciles d'accès (relevé de compteur, données météo locales) et l'exploitation des résultats très simple. Le contexte du déploiement de cette

méthode en France correspond à la mise en place de la Réglementation Thermique de 2000 (RT2000), première réglementation introduisant le paramètre de déperdition U_{tr} .

Protocole

L'unique protocole consiste à réaliser un relevé périodique de consommation de chauffage d'un bâtiment soumis à une utilisation réelle d'occupation. Selon le cas, il pourra s'agir de l'affichage d'un compteur électrique, des factures en combustibles, des caractéristiques des équipements, etc. Les relevés de DJU associés peuvent être obtenus grâce aux bulletins météo locaux.

La période de relevé doit être suffisamment longue pour lisser l'impact des sollicitations thermiques du climat et des occupants, mais il doit être aussi suffisamment court pour pouvoir apprécier l'effet de la différence de température sur les consommations de chauffage. Typiquement, celle-ci est de l'ordre d'un mois, si les contraintes de facturation le permettent. La durée totale du protocole est de une à plusieurs saisons de chauffer, ce qui est la principale contrainte de cette méthode.

Modèle

Dans la méthode de signature énergétique de Ferlay [Ferlay, 2012b], le modèle recalé est un **modèle quasi-statique** (au pas de temps mensuel) ayant pour seule équation :

$$E_h = 0,024 \cdot U_{tr} \cdot A_t \cdot DJU + TF \quad (1.8)$$

Les données d'entrée sont les sommes des degrés-jours unifiés caractérisant l'intégrale de la différence entre la température de consigne et la température extérieure DJU (K.j) et la somme des surfaces déperditives de l'espace chauffé A_t (m²). La donnée d'observation est la chaleur apportée par le système de chauffage E_h (kWh)

Les paramètres inconnus à recalculer sont :

- Le paramètre U_{tr} (W/m²/K) représentant le coefficient global de déperditions thermiques du bâtiment vers l'extérieur
- Le paramètre TF (kWh) appelé "terme fixe résiduel" donnant une indication sur les apports gratuits du bâtiment, supposés homogènes pour chaque période de relevé

Remarque : le coefficient U_{tr} au sens de la RT n'englobe pas les déperditions liées à la ventilation et à l'infiltration, qui sont pourtant incluses dans le coefficient estimé. Ce qui peut entraîner une surestimation de celui-ci par la méthode décrite.

Remarque 2 : La place de la consommation de chauffage dédiée à l'eau chaude sanitaire (ECS) peut parfois porter à confusion puisqu'elle est souvent assimilée à la chaudière. Ce problème n'en est pas vraiment un si cette consommation d'eau chaude est régulière tout au

long de la saison de chauffe (et donc incluse dans TF).

Optimisation

L'outil utilisé pour recalculer les paramètres U_{tr} et TF est une simple régression linéaire (voir Figure 1.6).

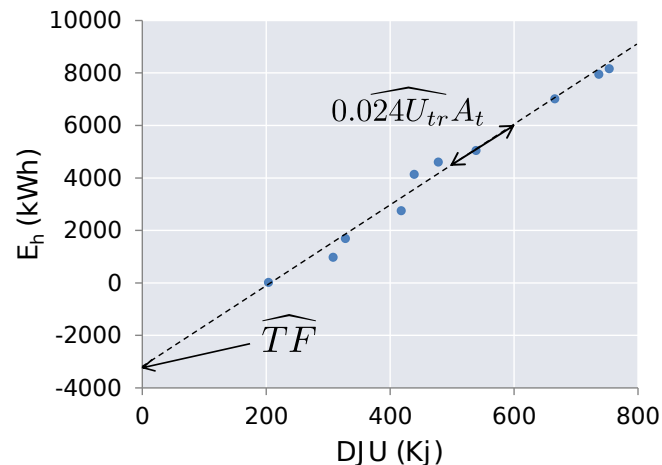


FIGURE 1.6 – Exemple de régression linéaire utilisée pour la méthode de signature énergétique de Ferlay sur 2 saisons de chauffe

Les paramètres identifiés \hat{U}_{tr} et \hat{TF} peuvent alors servir à simuler la consommation de chauffage sur une période en utilisant l'équation (1.8).

Calcul d'incertitude

Les méthodes de signatures énergétiques étant assez grossières, il n'existe pas à proprement parler de calculs d'incertitude. On peut toutefois en estimer la valeur en utilisant l'incertitude de la pente dans la régression linéaire.

1.3.2 Méthode PRISM

Origine et contexte

La méthode PRISM (pour *PRInceton Scorekeeping Method*) est une méthode américaine née dans les années 1980 au CEES (*Center for Energy and Environmental Studies*) de l'Université de Princeton (New Jersey). Elle est le fruit de travaux de recherche encadrés par la chercheuse Margaret F. Fels, qui publia en 1986 de nombreux articles sur le sujet (qui fit d'ailleurs l'objet d'un numéro spécial du Journal scientifique *Energy and Buildings* [Fels, 1986b]).

La problématique liée est principalement l'inexistence de mesures réelles pour évaluer les économies d'énergies obtenues pour les bâtiments rénovés. A l'époque, seuls des modèles théoriques et des estimations grossières étaient utilisés. [Fels, 1986a] Or, à cette même période, le besoin d'un calcul plus précis se faisait sentir aussi bien dans les secteurs publics

que privés. En effet, crise pétrolière à l'appui, le besoin d'économie de gaz et de fioul (notamment pour le chauffage des bâtiments) suscitait beaucoup d'intérêt.

En 1978, le *Federal Residential Conservation Service* lança un important programme de subventions d'audits énergétiques pour encourager la rénovation (dont l'ampleur aura touché de nombreux foyers). Les entreprises privées d'audit énergétique eurent alors besoin de mesurer des données plus précises pour garantir leurs services. En effet, c'est sur ces calculs d'économies d'énergie que se basait le chiffrage des économies financières, dont la valeur servait de base à la rémunération des sociétés de rénovation ou à un arrangement financier entre les propriétaires d'un bâtiment et leur fournisseur d'énergie.

La méthode PRISM, à la fois simple dans son protocole et techniquement rigoureuse dans sa méthode d'analyse de données (voir paragraphes suivants), deviendra plus tard une référence dans la famille des méthodes dites "de signature énergétique" (cf section 1.3.1)

Protocole

La méthode consiste à réaliser un relevé périodique de consommations de chauffage d'un bâtiment soumis à une utilisation réelle. Selon le cas, il pourra s'agir de l'affichage d'un compteur électrique, des factures en combustible, des caractéristiques des équipements, etc. Les relevés de DJU associés peuvent être obtenus grâce aux bulletins météo locaux (à cette époque par le *National Weather Service* aux États-Unis).

A l'instar de la méthode de Ferlay, la période de relevé doit être suffisamment longue pour moyenner et lisser l'impact des sollicitations thermiques du climat et des occupants, mais aussi suffisamment courte pour pouvoir apprécier l'effet de la différence de température sur les consommations de chauffage. Typiquement, celle-ci est de l'ordre d'un mois, si les contraintes de facturation le permettent.

La durée totale du protocole dépend de la période de suivi souhaitée. Les auteurs recommandent plusieurs années pour obtenir des résultats fiables. Pour évaluer les économies d'énergie réelles dues à la rénovation, il est recommandé de poursuivre les mesures pendant approximativement un an après les travaux [Fels, 1986a].

Modèle

Le modèle thermique initial de la méthode PRISM ne s'applique que pour les bâtiments équipés exclusivement de chauffage (pas de climatisation), d'où sa dénomination HO (*Heating Only*).

Il s'agit un **modèle quasi-statique** (au pas de temps mensuel) ayant pour équations :

$$E_h = \alpha + \beta \cdot H_i(\tau) + \epsilon_i \quad (1.9)$$

$$H_i(\tau) = \frac{\sum_{j=1}^{N_i} (\tau - T_{e,ij})_+}{N_i} \quad (1.10)$$

Le terme "+" signifie que si le terme entre parenthèse est négatif, il prend la valeur 0.

Les données d'entrée sont le nombre de jours du chauffe du mois N_i et les températures extérieures journalières du mois en cours $T_{e,ij}$. La donnée d'observation est la consommation moyenne journalière du mois E_h .

Les paramètres identifiés sont :

- Le paramètre β (kWh/K/jour) qui représente la charge variable due aux pertes thermiques. Converti en W/K, il correspond au BLC majoré selon le rendement du système de chauffage
- Le paramètre α (kWh/jour) qui représente la charge constante liée aux autres usages que le chauffage de l'air intérieur (ECS et autres...)
- Le paramètre τ (°C) qui représente une température extérieure fictive en deçà de laquelle le chauffage du bâtiment doit être mis en route pour atteindre la température intérieure de confort, avec l'aide des apports gratuits.

Le coefficient de pertes thermiques total du bâti (infiltrations et ventilation incluses) peut être calculé de la manière suivante :

$$\widehat{BLC} = \frac{1000}{24} \cdot \eta \cdot \hat{\beta} \quad (1.11)$$

Avec η le rendement du système de chauffage et $\hat{\beta}$ le paramètre recalé.

Les apports gratuits moyens (en kWh/jour) peuvent être estimés par la formule suivante :

$$\hat{Q} = BLC \cdot (T_i - \hat{\tau}) \quad (1.12)$$

Avec T_i la température intérieure régulée (température de confort) et $\hat{\tau}$ le paramètre identifié.

Enfin, la consommation de chauffage annuelle normalisée (en abréviation anglaise NAC), qui est le principal paramètre d'intérêt de la méthode PRISM, est calculé par :

$$\widehat{NAC} = \hat{\alpha} + \hat{\beta} \cdot H_0(\hat{\tau}) \quad (1.13)$$

Où $H_0(\hat{\tau})$ correspond aux degrés-jours annuels (en K.jour/an) en base $\hat{\tau}$ pour une année "type" (i.e. conventionnelle).

$$H_0(\hat{\tau}) = \sum_{j=1}^{365} (\hat{\tau} - T_{e,convj})_+ \quad (1.14)$$

Optimisation

Afin de déterminer les paramètres inconnus α , β et τ , une méthode de régression linéaire couplée à une méthode d'optimisation de type Newton est utilisée.

La méthode consiste à tracer les consommations moyennes journalières de chauffage E_h en fonction de la moyenne journalière des degrés jours $H_i(\tau)$ avec une valeur de τ arbitraire (par exemple, la température de confort ou 20°C , voir la courbe bleue de la Figure 1.7). En réalisant une régression linéaire, on voit que le coefficient R^2 est médiocre.

L'objectif consiste donc à ajuster la valeur de τ avec une technique d'optimisation de type Newton de manière à maximiser le coefficient de détermination R^2 . Dans l'exemple illustré en Figure 1.7, on voit que l'optimum est atteint pour $\hat{\tau} = 10.7^\circ\text{C}$ (courbe rouge).

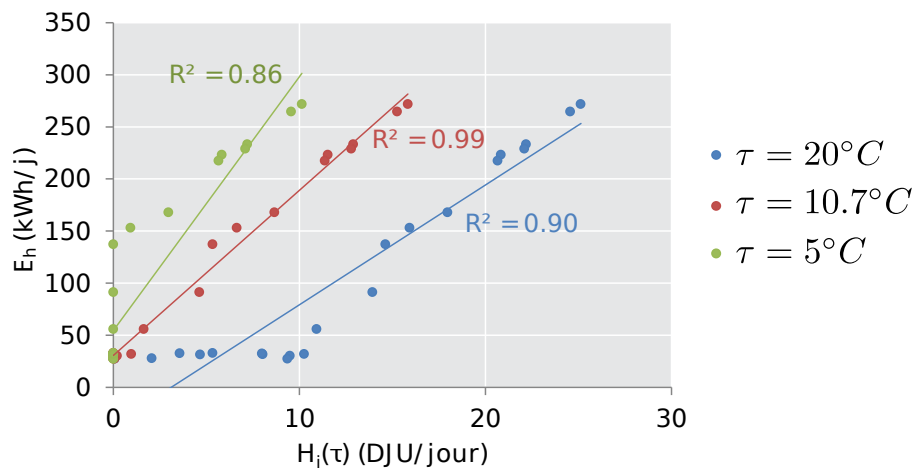


FIGURE 1.7 – Exemple d'optimisation de la régression linéaire utilisée dans la méthode PRISM pour extraire les paramètres clés de la signature énergétique d'un bâtiment

Il suffit ensuite d'extraire les coefficients de régression linéaire $\hat{\alpha}$ et $\hat{\beta}$.

Calcul d'incertitude

Les incertitudes des paramètres α et β sont estimées via la régression linéaire. L'incertitude du BLC est directement déduite par l'équation 1.11

Les incertitudes du paramètre τ et du NAC sont évaluées par une méthode "composite" développée par Goldberg [Goldberg, 1982] incluant les incertitudes induites par la régression linéaires des paramètres α et β .

Évolution de la méthode

L'application de la méthode PRISM a été très tôt validée sur des bâtiments de type maison individuelle chauffée au fioul [Fels et al., 1986a] et chauffée au bois [Fels and Stram, 1986].

Il existe d'autres variantes que celle présentée dans ce chapitre. Les principales concernent l'intégration de la climatisation dans l'analyse des consommations [Stram and Fels, 1986], ou

encore des consommations autres que le chauffage en combustible/électricité (eau chaude, frigidaire, four, éclairage, sèche-linge, etc.) [Fels et al., 1986b]

Quelques remaniements de la méthode eurent lieu quelques années plus tard, notamment avec la contribution de Cathy Reynolds du CEES : dans un premier temps, suite à des problèmes liés à la consommation parfois très variable liée à l'occupation (entraînant des variations de NAC inexplicables), un critère de fiabilité fut établi sur la base d'une nouvelle campagne PRISM de 64 maisons [Reynolds and Fels, 1988].

Ce critère est basé sur la qualité de la régression linéaire (paramètre R^2), l'incertitude du NAC, l'incertitude du paramètre τ et le pourcentage du NAC lié au chauffage. Ces informations permettent de catégoriser différents niveaux de fiabilité du résultat PRISM.

Par la même occasion, un guide pratique informel lié à l'interprétation des résultats de PRISM est rédigé. [Fels and Reynolds, 1990] Une nouvelle version de la méthode PRISM, intitulée « PRISM robuste » fit l'objet d'un nouveau rapport paru en 1993. [Fels and Reynolds, 1993] La méthode fut testée sur de nombreuses grandes structures, telles que le campus de Princeton lui-même [Haberl et al., 1989], mais aussi sur des bâtiments commerciaux [Reynolds et al., 1990; Kissonock and Fels, 1994]. Une étude de l'école des Mines de Paris consacre même un panel de 50 tests PRISM à travers toute la France [Rabl and Rialhe, 1992] et propose une amélioration quant à la prise en compte de l'occupation dans le modèle. L'étude la plus récente faisant intervenir la méthode PRISM remonte à 2008 [Kissonock and Mulqueen, 2008]. Les auteurs proposent alors d'intégrer les données météo TMY2 plutôt qu'une moyenne de données sur 10 ans pour l'évaluation du NAC. Les auteurs proposent également un outil de suivi des différents paramètres identifiés (pentes de chauffage, de refroidissement, consommations fixes, températures de référence) afin non seulement de mieux cibler la cause de l'évolution du NAC mais également d'explorer les opportunités de rénovations pour améliorer la performance énergétique des bâtiments.

1.3.3 Méthode EBBE

Origine et contexte

La méthode EBBE (pour *Energy Balance of the Building Envelope*) est une méthode de mesure de la performance thermique d'enveloppe de bâtiment en site occupé. Elle a été mise au point à la fin des années 2000 par les CETE de Saint Briec et de Nantes, aujourd'hui devenus des entités de l'établissement public CEREMA (*Centre d'Etudes et d'expertise sur les Risques, l'Environnement, la Mobilité et l'Aménagement*). Le contexte sous-jacent correspond à la réduction des consommations en énergie primaire dans le bâtiment et la lutte contre le réchauffement climatique (le gouvernement français ayant fixé un objectif de réduction de 75 % des émissions de gaz à effet de serre d'ici 2050 par rapport à la référence de 1990 -le "facteur 4"- [www.developpement-durable.gouv.fr]).

Dans cette optique, le projet PREBAT (*Programme de Recherche et d'Expérimentation sur l'Energie dans le BATiment*) est lancé par le gouvernement pour la période 2005-2010 sous la tutelle

de 4 ministères. Le projet est poursuivi dans le cadre de PREBAT 2 (période 2011-2015) avec création d'un projet plus spécifique : CEBO (*Consommation Effective des Bâtiments Occupés*) [Humbert et al., 2013] financé par le Ministère de l'Écologie, du Développement durable et de l'Énergie et réalisé par le CETE de l'Ouest en partenariat avec le CSTB. C'est dans le cadre de ce projet que la méthode EBBE fera l'objet d'une première application publiée [Berger et al., 2010]. Son objectif : identifier et prédire les consommations d'un bâtiment liées à l'enveloppe, et ce malgré l'occupation.

Protocole

Aucune sollicitation particulière n'est nécessaire pour le système de chauffage, qui est à la libre utilisation des occupants.

Toutefois les données suivantes doivent être mesurées au pas de temps horaire :

- Dégagement de chaleur du système de chauffage (via un calorimètre ou un compteur électrique)
- Température intérieure et extérieure (thermocouples ou thermistance)
- Consommation électrique des extracteurs d'air
- Ensoleillement global horizontal

L'étanchéité à l'air doit être mesurée ponctuellement (par pressurisation, suivant la norme NF EN 13829). Des informations complémentaires sont également à collecter : planning des occupants, usage des appareils électriques, manuel technique du système de ventilation, typologie des parois extérieures. Ces diverses informations servent ainsi de base aux calculs des apports gratuits (solaires et internes) et aux déperditions liées au renouvellement d'air (ventilation et infiltration).

Modèle

Le modèle thermique utilisé pour l'inversion est un **modèle quasi-statique** (au pas de temps hebdomadaire Δt) ayant pour équation :

$$U_{tr} \cdot A_t \int_{\Delta t} (T_i - T_e).dt = E_h + E_{occ} + E_s - E_{ve} \quad (1.15)$$

Les données d'entrée sont les apports thermiques E_{occ}, E_s, E_{ve} (liés à l'occupation, aux apports solaires et au renouvellement d'air), les températures intérieures et extérieures T_i et T_e et la somme des surfaces déperditives de l'espace chauffé A_t . La donnée d'observation est la consommation hebdomadaire de chauffage E_h .

Le seul paramètre inconnu à identifier est le paramètre U_{tr} ($W/m^2/K$) représentant le coefficient global de déperditions thermiques du bâtiment vers l'extérieur.

L'énergie E_h est directement mesurée à l'aide d'un compteur électrique.

Les énergies E_{occ} et E_{ve} sont estimées de façon normalisée suivant les règles françaises Th-BCE.

L'énergie E_s est évaluée à partir d'un outil de calcul développé par J.A. Bouchet [Bouchet, 2009] dont le principe repose sur un bilan radiatif solaire (direct et diffus) sur toutes les parois de l'enveloppe. Les données nécessaires sont :

- L'ensoleillement journalier global moyen à l'horizontale (mesuré par un pyranomètre ou une station météo locale)
- Les caractéristiques des façades du bâtiment (aire des murs et des vitrages, valeurs g , couleur des murs, orientations, inclinaisons, typologie de l'environnement voisin pour l'estimation des albédos, profils géométriques des masques proches)
- La latitude du lieu pour le calcul de la course solaire
- La ville la plus proche pour l'estimation du rayonnement solaire diffus (utilisation de tables)
- Les scénarios de gestion des protections solaires (facultatif)
- Les masques solaires lointains (facultatif)

Optimisation

La fonction coût utilisée pour l'optimisation du terme U_{tr} est la somme des résidus de l'équation 1.15 à chaque pas de temps.

La méthode d'optimisation utilisée est une simple méthode des incréments à un paramètre. Elle consiste à balayer très simplement l'intervalle où le paramètre U_{tr} est pressenti, et ce, par incréments réguliers (choisis à $0,05 W/m^2/K$ pour sa première application [Berger et al., 2010]). Pour chaque valeur testée, la différence relative entre consommations calculées et mesurées pour chaque semaine est alors calculée :

$$\delta = \frac{|E_h^{calcul} - E_h^{mesure}|}{E_h^{mesure}} \quad (1.16)$$

La valeur maximale, moyenne, minimale et la dispersion relative de δ sur toute la durée du test est alors renseignée pour chaque valeur de U_{tr} testée. La valeur retenue correspond alors à la valeur testée minimisant le plus ces quatre indicateurs. Aucun critère n'a été clairement défini à ce sujet. Un outil de calcul quantitatif de l'incertitude est actuellement en cours de développement.

1.3.4 Méthode Coheating

Origine et contexte

La méthode Coheating est une méthode d'évaluation des performances in situ développée par le centre de recherche britannique CeBE (Centre for Building Environment) de l'Université de Leeds. Elle est le fruit de travaux réalisés depuis 1977 au LBL (Lawrence Berkeley Laboratory) [Sonderegger et al., 1980], à l'Open University [Everett et al., 1985] et enfin à l'Université de Leeds [Johnston et al., 2013; Wingfield et al., 2009].

Créée à la même période que la méthode PSTAR (cf paragraphe 1.3.6), elle constitue une alternative plus simple à mettre en œuvre - bien que plus longue – afin de mesurer la qualité d'isolation de l'enveloppe.

C'est dans une optique liée à la rénovation des bâtiments et à la réduction des émissions de gaz à effet de serre que cette méthode s'est largement déployée au Royaume-Uni. Dès le début des années 1990, le gouvernement britannique lance le « *Greenhouse Program* », permettant au CeBE de mettre en pratique la méthode Coheating dans le cadre du projet « *York Energy Demonstration Project* » [Bell and Lowe, 2000]. C'est ensuite dans les années 2000 que son application se démocratise. Après les engagements de Kyoto de 1997, le gouvernement britannique fixe un objectif de réduction de 60 %, puis de 80 % de réduction des émissions de gaz à effet de serre d'ici 2050 (par rapport à la référence de 1990). [www.gov.uk]

L'importance de la vérification des performances thermiques des bâtiments (neufs et rénovés sur le long terme) devient alors cruciale. De nombreux projets faisant intervenir la méthode Coheating apparaissent. On peut citer parmi de nombreux exemples, le « *Stamford Brook Project* » de l'Université de Leeds [Wingfield et al., 2009], le « *HemPod Project* » de l'Université de Bath [Shea et al., 2011] ou encore le « *Lewis Castle College Project* » de l'entreprise Greenspace [Cheng, 2010]. A l'heure actuelle, cette méthode est couramment utilisée par différents bureaux d'études thermiques d'outre-manche tels que *Peter Warm* ou *Stroma Technology*.

Protocole

Le principe du protocole de la méthode est relativement simple : il s'agit de maintenir la température intérieure d'un bâtiment inoccupé à une valeur constante pendant quelques semaines et de mesurer la puissance de chauffage consommée. La mesure de la température extérieure permet alors de corréliser les résultats pour obtenir la résistance thermique globale de l'enveloppe. Il existe des règles concernant l'emplacement des éléments de chauffage. Ainsi, chaque étage et chaque pièce principale doit comporter au moins un équipement de chauffage (même s'il est conseillé d'en mettre davantage pour homogénéiser au mieux la température intérieure).

La procédure exacte est détaillée dans la publication de référence [Johnston et al., 2013].

Concernant l'exploitation des données de mesure, un relevé des moyennes de la puissance de chauffe délivrée par le chauffage P_h , de la différence de température entre l'exté-

rieur et l'intérieur du logement ($T_i - T_e$), de l'ensoleillement en face Sud (S) et des autres flux de chaleur (dallage au sol, logements voisins) est enregistré **toutes les 24h** (idéalement de 6h à 5h59) une fois le régime établi atteint. Concernant la durée du test, elle dépend des contraintes économiques et temporelles de la mesure. Un minimum d'une semaine, une fois le régime établi atteint, est fortement conseillé. Mais on recommande en général plutôt 4 semaines afin de collecter davantage de données et améliorer ainsi la précision des résultats. En pratique, il faut tenir compte de l'installation/désinstallation du matériel de mesure et du temps de stabilisation des températures (qui dépend essentiellement de l'inertie du bâtiment, mais aussi de l'humidité contenue dans l'enveloppe et de l'environnement extérieur). En général, une période de **2 à 5 semaines** est généralement admise.

Modèle

Le modèle utilisé pour l'inversion est un **modèle quasi-statique** (au pas de temps journalier) ayant pour seule équation :

$$P_h + R_s \cdot S - P_f - P_{nc} = (H_{ext} + n_{inf} \cdot Vol \cdot Cp_{v,air})(T_i - T_e) \quad (1.17)$$

Les données d'entrée sont la température d'air intérieur T_i , l'ensoleillement vertical Sud S , le débit d'infiltration d'air moyen n_{inf} , le volume d'air intérieur Vol , la capacité thermique volumique de l'air $Cp_{v,air}$ estimée à $0,33 \text{ Wh/m}^3/\text{K}$, le flux thermique par transmission vers le sol et pièces voisines P_f et P_{nc} et enfin la température extérieure T_e . La donnée d'observation est la puissance de chauffe P_h .

Les paramètres inconnus à recalculer sont :

- Le paramètre H_{ext} (W/K) représentant le coefficient global de déperditions thermiques vers l'extérieur de l'enveloppe hors sol et pièces voisines
- Le paramètre R_s (m^2) appelé "ouverture solaire" (en anglais *solar aperture*) censé représenter l'effet de l'ensoleillement vertical sud sur les apports solaires intérieurs

La part d'énergie liée aux infiltrations d'air peut être déterminée suivant deux méthodes :

- Par test de pressurisation à la porte soufflante
- Par le suivi de la concentration d'un gaz traceur au sein du bâtiment

Ces 2 méthodes seront étudiées plus en détails dans le Chapitre 3.

Dans le cas du test de la porte soufflante, le paramètre n_{inf} est estimé de la façon suivante :

$$n_{inf} = \frac{n_{50}}{20} \quad (1.18)$$

Avec n_{50} le débit d'air infiltré ou extrait sous une différence de pression de 50 Pa entre

l'intérieur et l'extérieur du bâtiment (vol/h).

Optimisation

Afin de déterminer les paramètres inconnus R_s et $\sum UA$ une simple méthode de régression linéaire est utilisée (par analyse de la pente et de l'intersection avec l'axe des ordonnées).

$$X = \frac{S}{T_i - T_e}$$

$$\text{rampe} = -\hat{R}_s$$

$$Y = \frac{P_h - P_f - P_{nc}}{T_i - T_e} - n_{inf} \cdot Vol \cdot Cp_{v,air}$$

$$\text{intersection} = \widehat{H_{ext}} \text{ (voir Figure 1.8.a)}$$

Il est aussi possible de calculer R_s à l'aide de cette première régression puis de l'injecter dans la régression suivante :

$$X = T_i - T_e$$

$$\text{rampe} = H_{ext} + \widehat{n_{inf} \cdot Vol \cdot Cp_{v,air}}$$

$$Y = P_h + \hat{R}_s S - P_f - P_{nc}$$

$$\text{intersection forcée en 0 (voir Figure 1.8.b)}$$

Il s'agit de la méthode dite de Siviour [Bauwens et al., 2012].

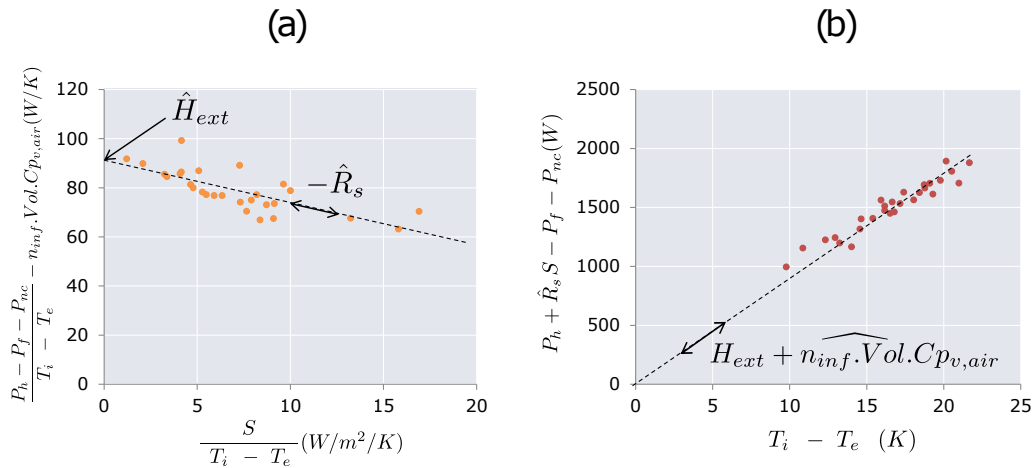


FIGURE 1.8 – Graphiques de régressions linéaires utilisés pour la méthode Coheating

Calcul d'incertitude

A l'heure actuelle, l'incertitude du résultat est obtenue statistiquement par utilisation directe des outils de régression linéaire.

Évolution de la méthode

Une nouvelle méthode de régression 3D a été proposée par Bauwens & Roels [Bauwens and Roels, 2014] : elle consiste à séparer les variables $T_i - T_e$ et S et à tracer les points de

mesures $P_h - P_f - P_{nc} = f(T_i - T_e, S)$. Au lieu d'une régression linéaire, c'est une régression surfacique qui est réalisée (voir Figure 1.9).

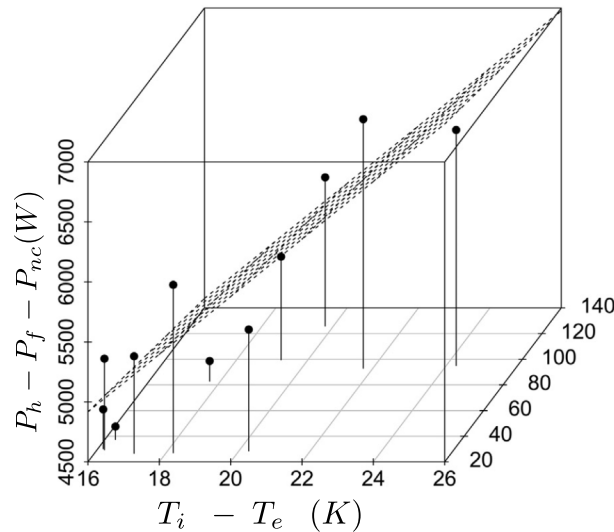


FIGURE 1.9 – Représentation tridimensionnelle et utilisation d'une régression surfacique dans l'exploitation des données d'un test Coheating (adapté de [Bauwens and Roels, 2014])

L'intersection de la surface calibrée avec le plan $(P_h - P_f - P_{nc}, T_i - T_e)$ permet de donner directement une estimation de $H_{ext} + n_{inf}.Vol.Cp_{v,air}$, au travers de l'analyse de la pente. En terme d'incertitude, cette méthode permet de tenir compte de la covariance des 2 paramètres recalés.

En termes de retours d'expérience, il a été montré que les résultats de mesure de la méthode Coheating ont tendance à sous-estimer le coefficient de déperdition du fait de la non prise en compte de la dynamique thermique dans le modèle utilisé (notamment, des interactions entre les fluctuations de température extérieure, les apports solaires, et la masse thermique [Stamp et al., 2013; Stafford et al., 2012]).

1.3.5 Méthode QUB

Origine et contexte

La méthode QUB (pour « *Quick U-value of Building* ») est une méthode d'évaluation des performances in-situ élaborée et brevetée par les filiales Isover et Recherche du groupe Saint Gobain [Pandraud et al., 2012] dans le but de proposer une méthode simple et courte (une nuit ou deux) afin de pouvoir répondre à des exigences élevées en terme de coût et de délais de mesure (la plupart des méthodes étant soit trop longues de par leur durée de mesure, ou de par leur complexité de mise en place et d'analyse des données).

Protocole

D'une manière générale, le bâtiment doit être précédemment régulé à une température supérieure à la température extérieure (typiquement 5 K), et ce afin de mieux contrôler le

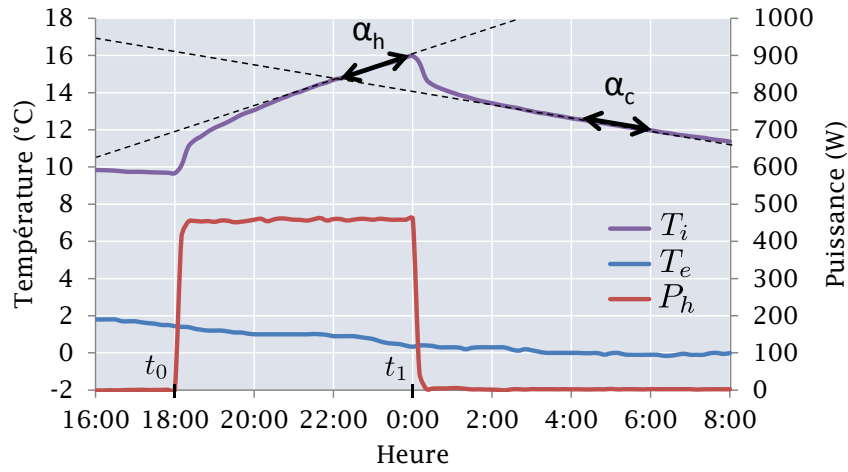


FIGURE 1.10 – Allure d'un protocole QUB sur un bâtiment avec analyse des pentes finales de chauffe et de refroidissement

gradient de température initial à l'intérieur de l'enveloppe. Au moment du coucher du soleil, un échelon de chauffage est imposé et provoque une montée de la température intérieure. On mesure alors l'évolution de la température intérieure en fonction du temps. La puissance imposée n'est pas prise au hasard et doit respecter le critère suivant :

$$P_h = 2 \cdot HLC_0 \cdot (T_i(0) - T_e(0)) \quad (1.19)$$

Où HLC_0 représente le coefficient de déperditions global théorique (infiltrations comprises) obtenu par un calcul préliminaire en W/K. $(T_i(0) - T_e(0))$ représente alors l'écart initial entre la température intérieure et extérieure au début de l'échelon de puissance (typiquement 5 K). Au cours d'une troisième phase (à partir de minuit), les appareils de chauffage sont coupés, ce qui entraîne la diminution de la température intérieure. On mesure alors son évolution au cours du temps jusqu'au lever du soleil. Les relevés sont réalisés toutes les 10 min. La consommation de chauffage électrique P_h est mesurée et pilotée par un wattmètre via une boucle de régulation.

Si l'inertie intérieure est vraiment élevée (isolation par l'extérieur, présence de dalle au sol), l'expérience peut être allongée à 2 jours, en réalisant la phase de chauffage la première nuit, puis une phase de régulation en température pendant la journée et la phase de refroidissement libre la 2e nuit.

Modèle

Le modèle utilisé est un **modèle dynamique d'ordre 1** ayant pour équation :

$$C \frac{dT_i}{dt} = HLC(T_e - T_i) + P_h \quad (1.20)$$

Les données d'entrée sont la température extérieure T_e et la puissance de chauffe P_h . La donnée d'observation est la température d'air intérieur T_i .

Les paramètres recalés sont :

- Le paramètre HLC (W/K) représentant le coefficient de fuite thermique global du bâtiment (infiltrations comprises)
- Le paramètre C (J/K) qui est un indicateur de l'inertie thermique du bâtiment

Optimisation

La méthode consiste à effectuer 2 régressions linéaires en régime transitoire (celle de la température intérieure en fonction du temps), et ce en fin de phase de chauffage et en fin de phase de refroidissement (cf Figure 1.10).

Les pentes finales d'évolution des températures en fonction du temps α_h (pour le chauffage) et α_c (pour le refroidissement libre), qui doivent être prises après le même intervalle de temps par rapport à t_0 et t_1 (voir Figure 1.10), permettent d'obtenir le système d'équations suivantes :

$$\alpha_h = -\frac{P_h}{C} - (T_i(t_0) - T_e) \frac{HLC}{C} \quad (1.21)$$

$$\alpha_c = \frac{T_e - T_i(t_1)}{\tau} \quad (1.22)$$

Il devient alors possible de calculer l'inertie et le coefficient de déperditions globales du bâtiment par substitution :

$$\widehat{HLC} = \frac{P_h}{(T_i(t_0) - T_e) + (T_e - T_i(t_1)) \frac{\alpha_h}{\alpha_c}} \quad (1.23)$$

$$\hat{C} = \frac{P_h}{\alpha_h + \frac{(T_i(t_0) - T_e)\alpha_c}{T_e - T_i(t_1)}} \quad (1.24)$$

Explications

En résolvant l'équation différentielle (1.20) et en faisant l'hypothèse que la température extérieure est stable, on obtient la solution suivante :

$$T_i(t) = T_e + \left(T_i(t_0) - T_e - \frac{P_h}{HLC} \right) \exp^{-\frac{HLC}{C}(t-t_0)} + \frac{P_h}{HLC} \quad (1.25)$$

Avec t_0 le temps de démarrage de la phase de chauffe (coucher de soleil). Au cours de phase

de refroidissement libre (à partir de minuit à $t = t_1$), la solution devient :

$$T_i(t) = T_e + \left(T_i(t_1) - T_e - \frac{P_h}{HLC} \right) \exp^{-\frac{HLC}{C}(t-t_1)} \quad (1.26)$$

Avec t_1 le temps de démarrage de la phase de refroidissement libre.

On définit alors la constante de temps thermique principale du bâtiment :

$$\tau = \frac{C}{HLC} \quad (1.27)$$

En réalisant une expérience suffisamment courte, il devient possible de linéariser les exponentielles par un développement limité.

Pour la période de chauffe :

$$\begin{aligned} T_i(t) &\simeq T_e + \left(T_i(t_0) - T_e - \frac{P_h}{HLC} \right) \left(1 - \frac{t-t_0}{\tau} \right) + \frac{P_h}{HLC} \\ &\simeq T_e + (T_i(t_0) - T_e) - \left(T_i(t_0) - T_e - \frac{P_h}{HLC} \right) \frac{t-t_0}{\tau} \end{aligned} \quad (1.28)$$

Pour la période d'évolution libre :

$$T_i(t) \simeq T_e + (T_i(t_1) - T_e) \left(1 - \frac{t-t_1}{\tau} \right) \quad (1.29)$$

Le modèle de la méthode QUB n'est donc appliqué que sur une durée faible du test (du fait du rôle important de la masse thermique de l'air intérieur aux démarrage des phases de chauffage et de refroidissement -cf Figure 1.10-, dont il faut s'affranchir).

1.3.6 Méthode PSTAR

Origine et contexte

La méthode PSTAR (pour "*Primary and Secondary Terms Analysis and Re-normalization*") est une méthode américaine développée par le *Solar Energy Research Institute (SERI)* devenu aujourd'hui le *National Renewable Energy Laboratory (NREL)*.

Elle a été conçue dans les années 1980 par le chercheur Kris Subbarao [Subbarao, 1988] (également impliqué dans le développement de la méthode Coheating, voir section 1.3.4). Elle a pour but d'améliorer la prédiction des consommations "réelles" en chauffage par rapport à celle d'un audit classique. En effet, le déploiement des énergies renouvelables passe par l'identification des charges réelles pour gérer l'intermittence et le stockage de l'énergie produite [Xue et al., 2014]. Ainsi, l'ancien Département de l'énergie américain (DOE) avait dans son plan d'action l'amélioration de l'adéquation entre l'offre et la demande de l'énergie afin d'optimiser les coûts liés à la production d'énergie et de chauffage [Subbarao, 1988]. Dans le cas particulier du NREL, dont les travaux portaient alors sur l'intégration à long terme des

systèmes solaires de production d'eau chaude et chauffage, l'intérêt d'avoir une connaissance plus fine des caractéristiques thermiques du bâti (et du système de chauffage) justifie les recherches menées sur la méthode PSTAR. Les investigations réalisées sur les possibilités d'applications de la méthode PSTAR aboutissent alors à la méthode STEM (pour "*Short-Term Energy Monitoring*") vers la fin des années 1980 [Subbarao et al., 1988]. Son principe est celui de la méthode PSTAR. Sa spécificité est liée à son modèle d'identification (légèrement plus spécifique) et son protocole, qui comme son nom l'indique est d'une durée courte (3 jours). Des tests de validation seront alors réalisés aux Etats-Unis dans les années 1990 avec l'aide de J.D. Balcomb et al. On peut citer comme exemples d'application une maison à deux étages de 240 m² [Subbarao et al., 1988], un ensemble de bureaux à deux étages de 500 m² [Subbarao and Balcomb, 1993] et enfin deux modules de 45m² testés à la fois en chambre climatique et en environnement extérieur [Judkoff et al., 2001].

En 1998, un logiciel appelé STEMWIN fait son apparition et permet d'appliquer directement la méthode PSTAR/STEM (à partir des mesures réalisées et de la description du bâtiment).

Aujourd'hui, bien que la méthode soit toujours étudiée et citée comme une référence dans le milieu de l'évaluation des performances thermiques réelles de bâtiments, elle ne sera finalement qu'assez peu appliquée. Une étude plus récente réalisée par une équipe de l'Université de Malaga [Carrillo et al., 2009] montre une application possible de la méthode PSTAR/STEM avec l'aide du logiciel EnergyPlus. Une autre étude comparant les méthodes STEM et Coheating a également été réalisée à la fin des années 2000 par une équipe mixte de la société américain AECOM et l'Université de Leeds [Palmer et al., 2011].

Protocole

La méthode générale Pstar est supposée s'adapter à tout type de protocole expérimental. Toutefois, dans le cas particulier de la méthode STEM, celui-ci est bien défini et se déroule en 4 phases :

- **Phase 1** (réalisée de nuit) : on impose une régulation en température de l'air intérieur à l'aide du chauffage électrique contrôlé (typiquement 10 à 20 K au-dessus de la température extérieure). Il s'agit d'une phase propice à l'identification du coefficient de pertes thermiques du bâtiment.
- **Phase 2** (fin de la nuit) : on coupe le chauffage, ce qui entraîne la décroissance de la température intérieure. Il s'agit d'une phase propice à l'identification de l'inertie intérieure du bâtiment.
- **Phase 3** (jour) : les apports solaires provoquent une fluctuation de la température intérieure. Cela permet une bonne identification de la dynamique apportée par les apports solaires.
- **Phase 4** (optionnelle, nuit suivante) : on impose une régulation en température à une

consigne différente de la précédente à l'aide du système de chauffage intégré au bâtiment. Cela permet une bonne identification du rendement du système de chauffage.

Le protocole est répété sur 3 jours. Les données mesurées sont donc au minimum :

1. L'évolution de la température intérieure
2. Les données météo (ensoleillement, température extérieure, température du ciel, vent, pluie)
3. Les consommations en chauffage électrique
4. Les consommations du système de chauffage

Une mesure d'étanchéité à l'air est également réalisée (par porte soufflante et/ou par gaz traceur, voir Chapitre 3). Elle permet de quantifier le taux de renouvellement d'air par infiltration et ventilation. De manière générale, il faut également mesurer toutes les données servant à calculer les différents flux thermiques (selon la complexité de l'outil de simulation). La périodicité de mesure (ou de moyennage) est de 1h.

Modèle

Le modèle général de la méthode PSTAR est un **modèle dynamique** (au pas de temps horaire) dont la structure exacte n'est pas précisément définie. Le bilan d'énergie doit toutefois respecter l'architecture suivante :

$$P_h + P_{int} + P_s = P_{tr} + P_{sto,int} + P_{sto,ext} + P_{ve} + P_{ciel} \quad (1.30)$$

Ce bilan thermique permet de garantir la prise en compte d'un certain nombre de phénomènes in situ présentés en début de chapitre (cf Tableau 1.1)

Dans le rapport de K. Subbarao [Subbarao, 1988], les flux liés aux appareils de chauffage sont séparés en deux parties (indiquées ici comme P_h et P_{int}). L'une indique la chaleur apportée par le système de chauffage intégré au bâtiment (système CVC, chauffage au sol, etc.) et l'autre la chaleur apportée par un système de chauffage « autre » (typiquement un convecteur électrique). Cette séparation permet ainsi d'évaluer la performance du système de chauffage intégré. Le flux P_s représente la somme des flux induits par le rayonnement solaire. Le flux P_{ve} correspond au flux de chaleur lié à ventilation et l'infiltration d'air. Le flux P_{ciel} peut quant à lui être assimilé au flux lié aux échanges radiatifs grande longueur d'onde à l'extérieur du bâtiment (principalement avec la voûte céleste)

Les flux P_{tr} , $P_{sto,int}$ et $P_{sto,ext}$ correspondent quant à eux aux flux liés aux déperditions par l'enveloppe, le stockage/déstockage lié aux variations de température de l'air intérieur et de l'air extérieur.

La seule contrainte du modèle PSTAR est cette segmentation des flux thermiques appliqués au bâtiment. La méthode de calcul de ces derniers est totalement libre, et permet d'utiliser le logiciel de simulation dynamique de son choix (TRNSYS, EnergyPlus, Simbad, Comfie, ect.)

Remarque : il existe d'autres variantes de décomposition. On peut en citer une qui sépare l'inertie intérieure des parois et l'inertie du sol, ou encore une bien plus complexe intégrant les transferts multizones. Ces variantes ne seront pas détaillées ici.

Le modèle **utilisé pour l'inversion** a pour équation :

$$p_h P_h + P_{int} + p_s P_s = p_{tr} P_{tr} + p_{int} P_{sto,int} + p_{ext} P_{sto,ext} + p_{ve} P_{ve} + p_{ciel} P_{ciel} \quad (1.31)$$

Les paramètres recalés sont les paramètres p_x dits **de renormalisation** pouvant s'apparenter à des facteurs de correction constants.

Toutefois, vu le nombre de coefficients à déterminer, le processus d'optimisation peut conduire à une identification non physique de ceux-ci (termes négatifs ou aberrants). C'est pourquoi le choix de termes primaires et secondaires s'impose :

- Les termes primaires sont les termes représentant les flux prépondérants, typiquement les pertes à travers l'enveloppe, les gains solaires et l'inertie : leurs coefficients de renormalisation devront alors être identifiés.
- Les termes secondaires sont les termes représentant les autres flux non prédominants : leurs coefficients de renormalisation seront fixés à l'unité

Ainsi, une meilleure identification des flux est réalisée, et peut conduire à une meilleure estimation des consommations réelles en régime dynamique.

Dans le cas de la méthode STEM, les 3 ou 4 termes primaires sont les suivants :

- Le paramètre $p_0 = p_{tr}$, qui est un indicateur de la qualité thermique réelle de l'enveloppe
- Le paramètre p_s , qui est un indicateur des apports solaires réels sur l'air intérieur
- Le paramètre p_{int} , qui est un indicateur de l'inertie intérieure réelle de l'enveloppe
- Optionnellement, le paramètre p_h qui est un indicateur sur les performances réelles du système de chauffage intégré

Optimisation

La fonction coût utilisée pour l'optimisation des termes primaires p_x est la somme quadratique des résidus de l'équation 1.31 à chaque pas de temps.

L'algorithme d'optimisation utilisé est laissé libre à l'utilisateur (voir Annexe B). La méthode PSTAR ne présente pas de méthode de calcul d'incertitude intégrée.

1.3.7 Méthode "boite grise" de Bacher & Madsen

Origine et contexte

Cette méthode, qui ne possède pas de nom, a été développée par Peder Bacher au cours de sa thèse de doctorat sous l'encadrement du Pr. Henrik Madsen de l'Université Technique du Danemark de Lyngby [Bacher and Madsen, 2011; Bacher, 2012].

Son objectif est d'améliorer la modélisation thermique dynamique des bâtiments réels (à partir de tests in situ) de manière à extraire des informations utiles à la fois pour l'utilisateur (qualité de l'enveloppe, consigne de régulation des appareils de chauffage) et pour le fournisseur d'énergie (courbe de charge de chauffage).

Or, le développement des compteurs communicants (ou *smart meters*), actuellement en plein essor, permet justement d'acquérir de nombreuses mesures à exploiter.

Par ailleurs, le Danemark est un pays avec de fortes ambitions en termes d'utilisation des énergies renouvelables. En 2012, 23 % de la consommation totale d'énergie et 17 % de la production d'énergie primaire nationale était d'origine renouvelable [Danish Energy Agency, 2012]. Le gouvernement prévoit de faire monter ce dernier chiffre à 100 % d'ici 2050 [Danish Ministry of Climate Energy and Building, 2012]. Le rôle de la gestion prédictive entre les sources d'énergie intermittentes et les consommations de chauffage et d'électricité est donc clé.

Protocole

Le protocole proposé consiste à neutraliser le bâtiment pendant 6 jours et d'appliquer une série de créneaux de puissance de chauffe de durées pseudo-aléatoires (signal SBPA ou en anglais PRBS pour *Pseudo Random Binary Sequence*, voir Figure 1.11). La puissance de chauffe maximale est définie de façon "raisonnable" de manière à solliciter significativement le bâtiment tout en évitant les surchauffes (dans le cas étudié, une puissance maximale de 5 kW a été appliquée sur une maison individuelle de 120 m²).

La méthode ne requiert pas la fermeture des volets. Le système de ventilation est toutefois coupé.

Les données suivantes sont mesurées et moyennées toutes les 5 minutes :

- P_h : Dégagement de chaleur du système de chauffage (W)
- T_i et T_e : Températures d'air intérieur et extérieur (°C)
- P_s : Ensoleillement global horizontal (W/m²)

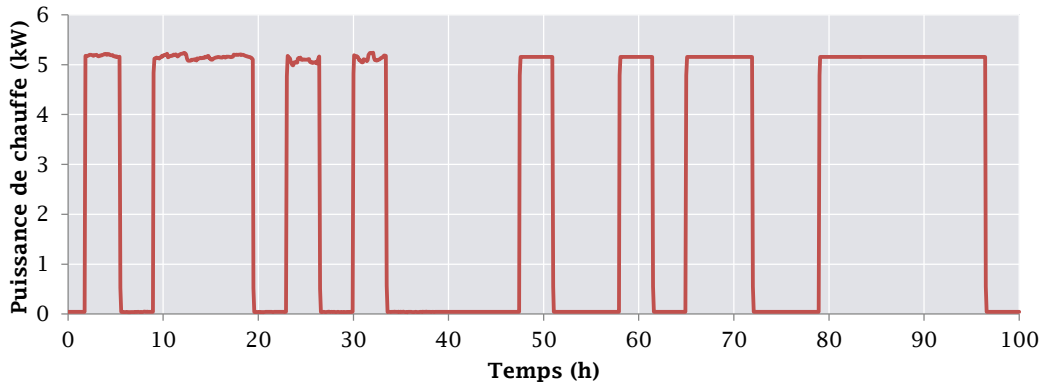


FIGURE 1.11 – Allure d’une sollicitation de chauffe binaire pseudo-aléatoire

Modèle(s)

L’originalité de la méthode est que le modèle recalé n’est pas unique. La méthode fait donc appel à une banque de modèles thermiques et à un processus de sélection de modèle (détaillée ci-après).

Les modèles recalés sont des **modèles dynamiques** (au pas de temps de 5 minutes) d’ordres 1 à 5 (15 au total). Le modèle le plus simple et le plus complexe sont représentés sous formes de réseaux RC équivalents en Figure 1.12.

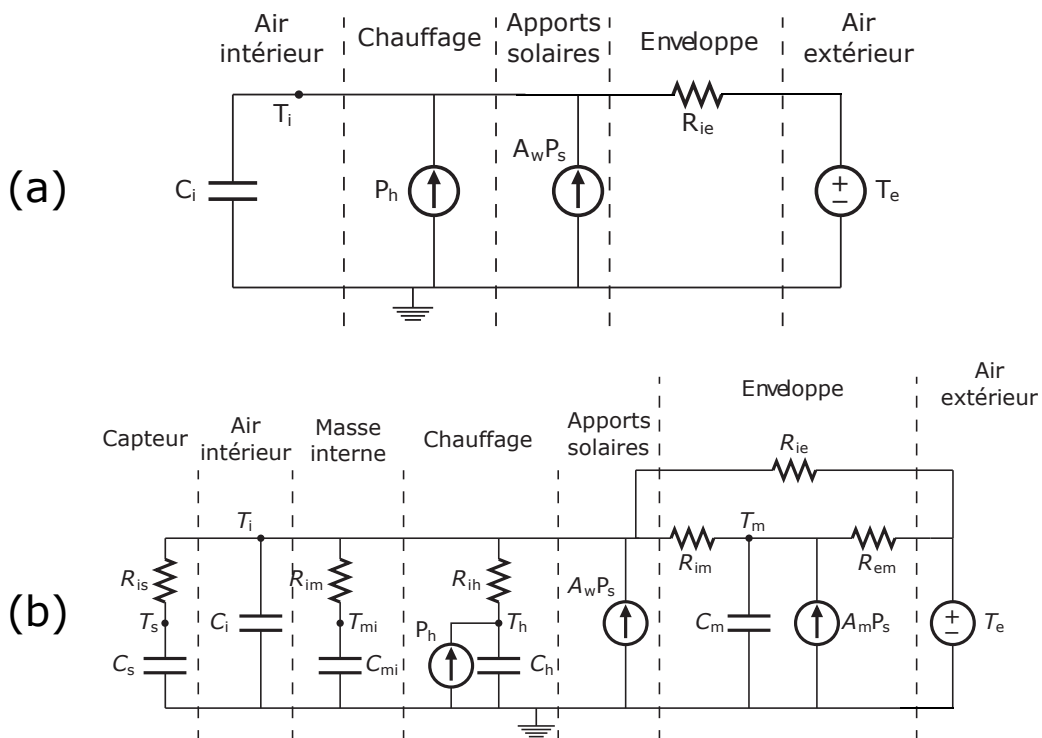


FIGURE 1.12 – Modèle le plus simple (a) et le plus complet (b) de la banque de modèles proposée dans la méthode (figures adaptées de [Bacher and Madsen, 2011])

Les données d’entrée sont la puissance de chauffe P_h , la température d’air extérieur T_e et l’ensoleillement global horizontal P_s . La donnée observée est la température d’air intérieur T_i .

Les paramètres recalés sont alors les résistances et capacités des réseaux RC simplifiés, ainsi qu'éventuellement les paramètres d'ajustement des apports solaires A_m et A_w (de 3 à 12 paramètres).

Les différents modèles (du plus simple au plus complexe) sont optimisés et leurs résultats sont comparés en utilisant un test statistique de **ratio de vraisemblance** (qui sera expliqué plus en détail dans le Chapitre 4). Le modèle finalement sélectionné est atteint lorsque le test s'avère négatif.

Optimisation et calcul d'incertitude

La méthode d'optimisation et de calcul d'incertitude font l'objet d'un même algorithme, basé sur le **maximum de vraisemblance** (ou en anglais *maximum likelihood*).

La vraisemblance, qui constitue la fonction objectif du processus d'optimisation, possède une valeur numérique de probabilité. Son calcul, qui sera détaillé dans le Chapitre 2, inclue les données d'incertitude sur le modèle utilisé pour l'inversion (inconnues donc identifiées) ainsi que les données d'incertitude de mesure.

L'algorithme d'optimisation utilisé pour maximiser cette fonction est un algorithme de gradient (BFGS) avec recherche linéaire dont le principe est détaillé dans l'Annexe B.2.1.

L'incertitude du jeu de paramètres obtenu est calculée par approximation quadratique en utilisant le gradient de vraisemblance autour du maximum obtenu. Le procédé sera détaillé dans le Chapitre 2.

Les hypothèses concernant les sources d'incertitude sont toutefois relativement restrictives. En effet, l'ensemble des incertitudes (modèles et mesures) sont toutes supposées purement aléatoires (indépendantes à chaque pas de temps) ce qui n'est pas toujours le cas.

1.3.8 Méthode EVAREPE (ISABELE v0)

Origine et contexte

La toute première version de la méthode ISABELE (pour *In-Situ Assessment of the Building Envelope pErformances*) était autrefois appelée sous son acronyme français EVAREPE (*EVALuation à Reception des Performances Energétiques*). Il s'agit d'une méthode développée par l'équipe de chercheurs du CSTB Champs-sur-Marne en lien avec cette thèse.

Le contexte de la création de cette méthode rejoint globalement celui de la méthode EBBE (voir section 1.3.3), à savoir le Grenelle de l'environnement et la nécessité de la montée en gamme de la performance énergétique des bâtiments pour répondre aux objectifs français de réduction des émissions de gaz à effet de serre.

L'un des principaux verrous de cette montée en gamme est l'incertitude des maîtres d'ouvrage quant à l'obtention des performances énergétiques prévues en phase de conception (voir Chapitre d'introduction).

Le rôle du CSTB étant de promouvoir la qualité de la construction en France, il est normal que ce dernier contribue à la levée de ce verrou, en proposant des outils de mesure et de vérification à l'intention des acteurs de la construction. Le but est de sécuriser le marché de la construction neuve et de la rénovation.

L'"outil" EVAREPE ou ISABELE a pour vocation de mesurer *in situ* l'isolation globale effective de l'enveloppe des bâtiments.

Protocole

Le protocole original consiste à immobiliser le bâtiment pendant quelques jours (le bâtiment ne doit pas être occupé durant l'essai). A l'intérieur, les volets sont fermés, le système de ventilation est stoppé et l'installation d'un système de chauffage composé de convecteurs et de brasseurs d'air (environ 1000 W pour 20m² de surface) est effectuée. De même, les capteurs de température d'air sont installés (environ 2 capteurs par pièce, à mi-hauteur). Les capteurs de température équivalente ou capteurs SENS (voir Annexe C) sont installés sur chaque face extérieure. Un capteur de température d'air est également placé à l'extérieur.

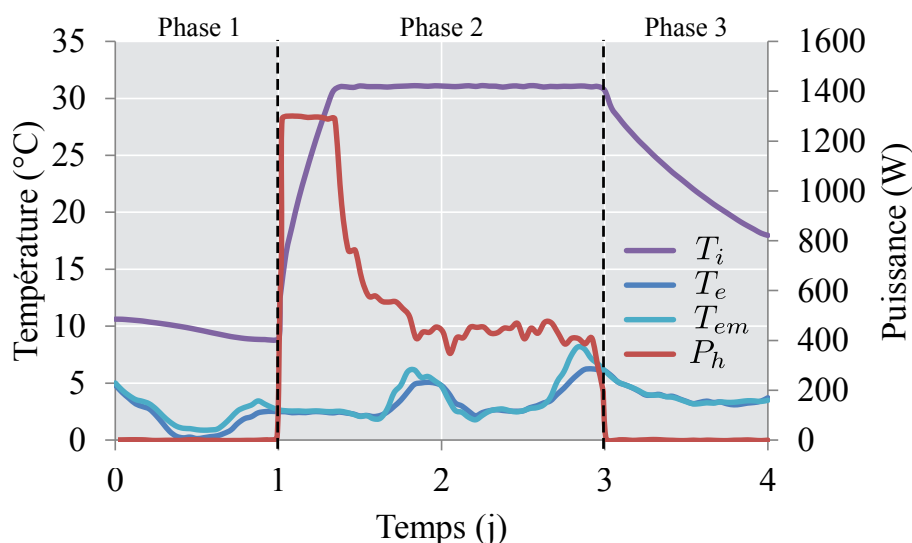


FIGURE 1.13 – Allure d'un protocole "court" EVAREPE de 4 jours sur un bâtiment

Un test d'étanchéité à l'air à la porte soufflante est réalisé selon la norme NF EN 13829 ; puis la porte est réinstallée et fermée. L'acquisition des données de tous les capteurs est alors démarrée à un pas de temps inférieur à 15 min (idéalement 1 min). Le système de chauffage doit être programmé suivant 3 phases (une phase sans chauffage + une phase de chauffage avec régulation de la température intérieure + une phase sans chauffage : environ 1-2 jour + 2-4 jours + 1-2 jours). Un exemple d'allure du protocole est donné en Figure 1.13. La température de régulation pour la 2^e phase doit être supérieure de 10 à 20 °C à la température d'air extérieure. Sur la même période, les mesures de vitesse de vent sont collectées auprès de la station météorologique la plus proche.

Modèle

Le modèle thermique utilisé pour l'inversion est le modèle du comportement d'un groupe thermique selon la réglementation thermique française [CSTB, 2012b] (sans occupants et sans apports solaires intérieurs -les volets étant fermés-). Il s'agit d'une adaptation du modèle européen issu de la norme EN ISO 13790 (pour la demande de chaleur). Ce dernier peut être représenté sous la forme d'un réseau électrique équivalent de 5 résistances et d'une capacité (illustré en Figure 1.14).

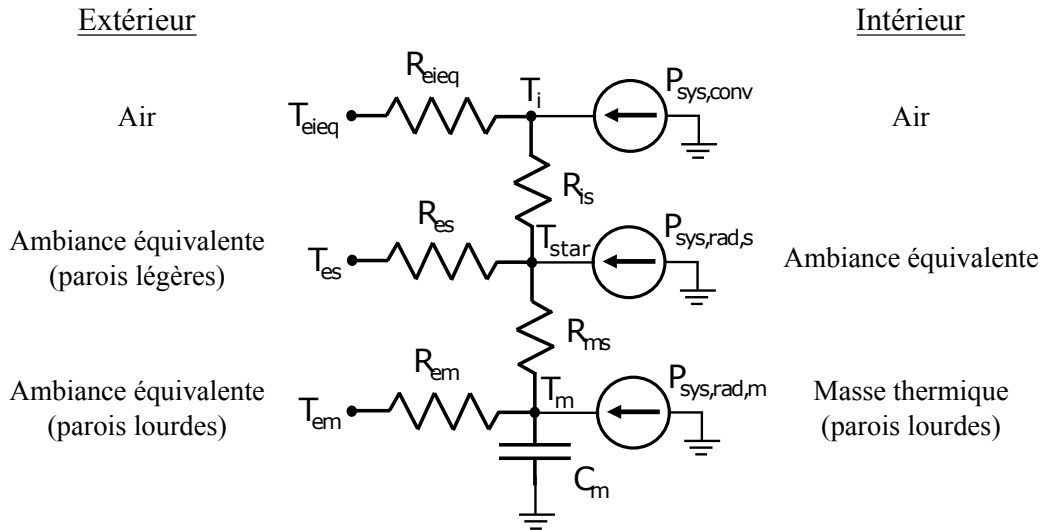


FIGURE 1.14 – Illustration simplifiée du réseau RC équivalent modélisant un groupe thermique dans la méthode de calcul ThBCE (sans les apports solaires et internes)

Il s'agit d'un **modèle dynamique** ayant pour équation :

$$C_m \frac{dT_m}{dt} = R_{ms}^{-1}(T_{star} - T_m) + R_{em}^{-1}(T_{em} - T_m) + P_{sys,rad,m} \quad (1.32)$$

Avec :

$$T_{star} = \frac{R_{ms}^{-1}T_m + P_{sys,rad,s} + R_{es}^{-1}T_{es} + (R_{ei} + R_{is})^{-1}(T_{eieq} + P_{sys,conv}R_{ei})}{R_{ms}^{-1} + R_{es}^{-1} + (R_{ei} + R_{is})^{-1}} \quad (1.33)$$

Les données d'entrée sont la résistances R_{is} liée à la prise en compte des échanges convectifs et radiatifs intérieurs (expliquée plus en détails en Annexe D), la résistance R_{eieq} liée aux déperditions thermiques par infiltration, la puissance convective du chauffage $P_{sys,conv}$, la puissance radiative du chauffage injectée sur le nœud de l'espace intérieur équivalent $P_{sys,rad,s}$ et sur le nœud de masse de l'enveloppe $P_{sys,rad,m}$, la température de l'air infiltré T_{eieq} , et enfin les températures extérieures équivalentes des parois légères et lourdes T_{es} et T_{em} . La donnée observée est la température d'air intérieur T_i :

$$T_i = \frac{R_{is}^{-1}T_{star} + R_{eieq}^{-1}T_{eieq} + P_{sys,conv}}{R_{is}^{-1} + R_{ei}^{-1}} \quad (1.34)$$

Les paramètres identifiés sont :

- Le paramètre H_{tr} représentant le coefficient de pertes thermiques par transmission de l'enveloppe du bâtiment
- Le paramètre C_m représentant l'inertie des parois lourdes sollicitée

Le coefficient H_{tr} s'exprime en fonction des résistances R_{em} , R_{ms} et R_{es} par la formule suivante :

$$H_{tr} = \frac{1}{R_{es}} + \frac{1}{R_{ms} + R_{em}} \quad (1.35)$$

Les résistances R_{es} (représentant la résistance thermique entre le noeud intérieur équivalent et le noeud extérieur équivalent des parois légères et des ponts thermiques), R_{em} (représentant la résistance thermique entre le noeud de masse des parois lourdes et le noeud extérieur équivalent des parois lourdes) et R_{ms} (représentant la résistance thermique entre le noeud de masse des parois lourdes et le noeud intérieur équivalent T_{star}) sont obtenues à chaque itération de la façon suivante :

1. Leurs valeurs théoriques sont calculées à partir des données de conception du bâtiment [CSTB, 2012b]
2. Leurs proportions théoriques sont calculées
3. Leurs valeurs "recalées" sont calculées à partir du H_{tr} supposé par la formule (1.35) tout en gardant leurs proportions théoriques

La résistance R_{is} est calculée de la façon suivante :

$$R_{is} = \frac{h_{ci}^{-1} - (h_{ci} + h_{rs})^{-1}}{A_{tgroupe}} \quad (1.36)$$

Avec h_{rs} et h_{ci} le coefficient radiatif corrigé et le coefficient convectif du côté intérieur (fixés arbitrairement à 6,6 et 2,5 W/m²/K [CSTB, 2012b]), et $A_{tgroupe}$ la surface interne totale.

La résistance R_{ei} est donnée par :

$$R_{ei} = \frac{1}{m_{eq}(C_a + C_v \omega_{hum,eq})} \quad (1.37)$$

Avec m_{eq} (kg/s) le débit d'infiltration d'air dans le bâtiment (calculé par la norme NF EN 15242 à partir de la mesure d'étanchéité à la porte soufflante, les données de vitesse de vent de la station météo et les données géométriques du bâtiment [NF EN 15242, 2007]). C_a , C_v et $\omega_{hum,eq}$ correspondent respectivement à la capacité calorifique massique de l'air sec et de l'eau (1006 et 1830 J/kg/K), et à l'humidité relative de l'air infiltré (kg/kg_{as}).

La température de l'air infiltré T_{ieq} est assimilée à la température d'air extérieur (°C). En cas de présence de locaux non chauffés, cette température peut être pondérée par les températures de ceux-ci et des débits d'infiltration correspondants.

Les flux de chaleur apportés par le système de chauffage sont calculés de la manière suivante :

$$P_{sys,conv} = f_{conv}P_h \quad (1.38)$$

$$P_{sys,rad,s} = f_{rad}f_{rs}P_h \quad (1.39)$$

$$P_{sys,rad,m} = f_{rad}f_{rm}P_h \quad (1.40)$$

Avec P_h la puissance dégagée par le système de chauffage (W), f_{rad} et f_{conv} les fractions convectives et radiatives de l'élément de chauffage ($f_{rad}+f_{conv}=1$). Les fractions f_{rs} et f_{rm} sont calculées comme suit :

$$f_{rs} = \frac{A_{tgroupe} - A_m - (R_{es}h_{is})^{-1}}{A_{tgroupe}} \quad (1.41)$$

$$f_{rm} = \frac{A_m}{A_{tgroupe}} \quad (1.42)$$

Avec A_m la surface d'échange des parois lourdes avec l'ambiance (m^2) et h_{ci} le coefficient d'échange radiatif intérieur fixé arbitrairement à $5,5 \text{ W/m}^2/\text{K}$ [CSTB, 2012b].

Remarque : Lorsque des convecteurs sont utilisés pour chauffer l'espace intérieur, on a tout simplement $P_{sys,conv} = P_h$ et $P_{sys,rad,s} = P_{sys,rad,m} = 0$.

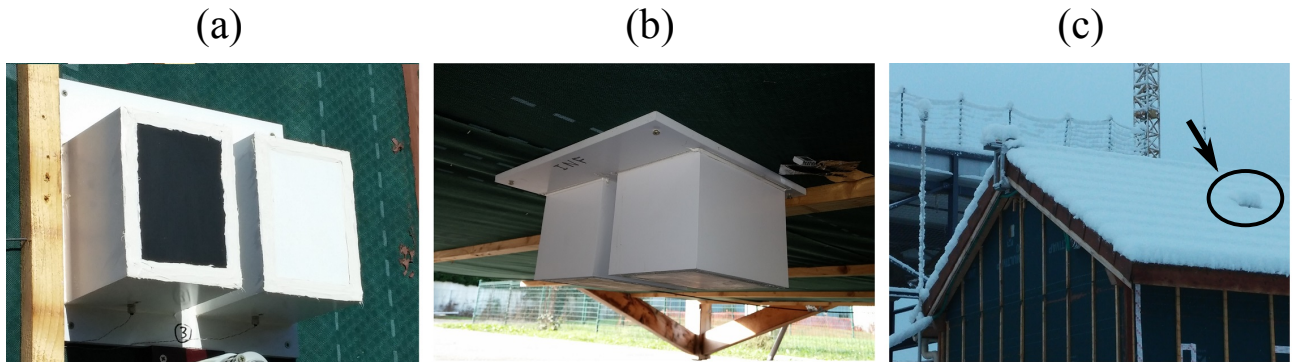


FIGURE 1.15 – Prototype de capteur SENS en fonctionnement : (a) sur une paroi verticale ensoleillée (b) sous un plancher bas (c) sur une toiture enneigée

Enfin, les températures extérieures équivalentes T_{em} et T_{es} sont mesurées par les capteurs SENS (composés d'une plaque noire et d'une plaque blanche isolées munies de sondes de température, voir Figure 1.15). Le principe de ces capteurs repose sur la mesure directe de l'ensemble des sollicitations extérieures (convection, rayonnement solaire, rayonnement grandes longueurs d'onde, condensation/évaporation/gel en surface) sur chaque paroi extérieure. À la condition que les plaques soient suffisamment isolées en face arrière, les températures de celles-ci correspondent aux conditions limites équivalentes en tempé-

rature de la paroi concernée pour 2 absorptivité solaires différentes (propres aux peintures des capteurs). La température extérieure équivalente effective de la paroi est calculée par la pondération suivante :

$$T_{em}(ou T_{es}) = \frac{\alpha_{pl,noire} T_{pl,blanche} - \alpha_{pl,blanche} T_{pl,noire} + \alpha_p (T_{pl,noire} - T_{pl,blanche})}{\alpha_{pl,noire} - \alpha_{pl,blanche}} \quad (1.43)$$

Avec $T_{pl,noire}$ et $T_{pl,blanche}$ les températures les plaques noires et blanches et $\alpha_{pl,noire}$, $\alpha_{pl,blanche}$ et α_p les absorptivités solaires respectives de la plaque noire, de la plaque blanche et de la paroi du bâtiment considérée. De plus amples explications sur le principe de fonctionnement de ces capteurs ont été détaillées par Bouchié [Bouchié et al., 2014]. Le modèle étant actuellement monozone, la température T_{em} correspond à la moyenne surfacique des températures extérieures équivalentes de tous les capteurs SENS des parois lourdes. Il en va de même pour la température T_{es} des parois légères. Pour finir, la discrétisation du modèle est réalisée au pas de temps **horaire**.

Optimisation

La fonction coût utilisée pour l'optimisation des termes primaires H_{tr} et C_m est la somme des écarts quadratiques entre les températures d'air intérieur mesurées et simulées par le modèle.

L'outil de calcul utilisé pour l'optimisation est un algorithme de simplexe de type Nelder-Mead (voir Annexe B.1).

Les valeurs initiales pour l'optimisation sont fixées aux valeurs théoriques calculées par la méthode Th-BCE [CSTB, 2012b].

Calcul d'incertitude

Une méthode de propagation d'incertitude intégrant les sources d'erreur de mesure a été proposée par Schetelat [Schetelat and Bouchié, 2014]. Cette méthode consiste à réaliser une inversion bayésienne via un algorithme de Metropolis-Hasting, qui est un cas particulier de méthode de la Monte Carlo à chaîne de Markov (MCMC). Ce type de méthode sera détaillé dans le chapitre suivant.

Les hypothèses concernant les sources d'incertitude sont toutefois assez restrictives. En effet, l'incertitude liée au modèle utilisé pour l'inversion n'y est pas intégrée (contrairement à la méthode "boite grise" de Bacher et Madsen, voir section 1.3.7). De plus, les incertitudes de mesure sont toutes supposées purement aléatoires (indépendantes à chaque pas de temps) ce qui n'est pas toujours le cas.

Évolution de la méthode

Suite à diverses applications de la méthode sur des bâtiments virtuels réalisés par Boisson [Boisson and Bouchié, 2014], d'importants biais ont été constatés dans les cas de forte inertie intérieure (parois avec isolation par l'extérieur). La solution alors proposée a été de rajouter une extension du réseau RC avec une seconde inertie :

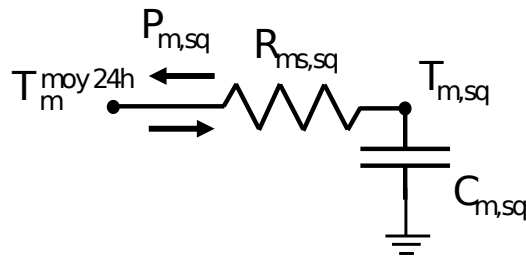


FIGURE 1.16 – Réseau RC secondaire rajouté dans le modèle EVAREPE afin de rajouter l'impact de l'inertie séquentielle

Le calcul de T_m était moyenné puis injecté dans le second réseau représenté en Figure 1.16 afin d'extraire l'échange thermique $P_{m,sq}$ réinjecté sur le nœud T_m du réseau principal (Figure 1.14).

Bien qu'améliorant légèrement les résultats, cette superposition de 2 réseaux RC rajoute une difficulté quant à l'explicabilité physique du modèle et à l'évaluation des incertitudes des différents paramètres, qui n'a toujours pas été définie.

1.4 Synthèse et comparatif des méthodes décrites

1.4.1 Comparatif des protocoles expérimentaux

Le tableau 1.2 compare les différentes méthodes évoquées dans la section 1.3 d'un point de vue expérimental. Les indicateurs suivants sont utilisés :

- Durée de mesure
- Intervalle d'acquisition
- Type de sollicitation thermique utilisée
- Contrainte d'inoccupation (basée sur la durée du test sans occupants)
- Contrainte d'instrumentation (basée sur la liste des instruments nécessaires)

Ce comparatif permet entre autres d'avoir une idée concernant l'aspect pratique de la partie expérimentale. La méthode EVAREPE, par rapport aux autres méthodes présentées, se démarque par son instrumentation légèrement plus spécifique (qui se justifie dans un souci de prise en compte des phénomènes physiques *in situ*). Les sollicitations appliquées (alternance de régulation en température et évolutions libres) restent toutefois assez classiques et relativement simples à appliquer.

1.4.2 Comparatif des traitements de données (modèle, optimisation, incertitude)

Le tableau 1.3 compare les différentes méthodes évoquées du point de vue de l'exploitation des données expérimentales. Cette partie concerne à la fois les modèles physiques mis en jeu, les méthodes d'identification, et les calculs d'incertitude. Les indicateurs suivants sont utilisés :

- Ordre dynamique du modèle (0= modèle quasi-statique)
- Pas de temps du modèle (granulométrie temporelle)
- Nombre de paramètres identifiés
- Paramètre de déperdition thermique identifié (le plus spécifique, en W/K)
- Autres paramètres identifiés
- Outil d'optimisation
- Si proposé, outil de calcul d'incertitude
- Prise en compte des phénomènes physiques (inertie, apports solaires, infiltration, ventilation, rayonnement atmosphérique, transferts d'humidité, pluie, occupants, transferts de chaleurs vers le sol et les pièces voisines). Lorsque le phénomène est modélisé, un degré de finesse qualitatif est indiqué. Si non, il est indiqué si cela apporte un gêne ou non à l'identification (par exemple, la non modélisation de l'occupation sur un bâtiment immobilisé n'est pas gênante).

Concernant le **modèle utilisé**, on constate une forte disparité sur l'ensemble des méthodes présentées. La méthode EVAREPE a l'avantage d'utiliser un modèle bien défini et présent dans la réglementation française (le modèle ThBCE). S'il reste assez peu connu à l'international, il possède de fortes similitudes avec le modèle européen de la norme EN ISO 13790 (voir paragraphe 1.3.8).

De même, une certaine disparité existe quant au **paramètre de performance thermique identifié**. La méthode segmentant au mieux le paramètre de déperditions thermiques est la méthode Coheating (identification du H_{ext}) qui caractérise les pertes thermiques uniquement par transmission vers l'extérieur. À l'inverse, une grande partie des méthodes présentées identifient le paramètre de déperditions thermiques le plus global : le *BLC* (*Building Load Coefficient*). Ce dernier inclue toutes les pertes thermiques liées à l'enveloppe, à l'infiltration et à la ventilation. Le *HLC* (*Heat Loss Coefficient*) est obtenu en discriminant les pertes thermiques liées au système de ventilation. Le H_{tr} est obtenu en discriminant en plus les pertes liées à l'infiltration.

	QUB	PSTAR/STEM	"boîtes grises" de Bacher & Madsen	EVAREPE (ISABELLE v0)	Coheating	EBBE	Signature énergétique de Ferlay	PRISM
Durée de mesure	1-2 jours	3-4 jours	6 jours	4-7 jours	2-5 semaines	4 mois	1 an	≥ 1 an
Intervalle de mesure	10 min	10 min	5 min	1 min	10 min	1 heure	1 mois	1 mois
Sollicitation de chauffage	échelon de puissance	alternance régulation en température / évolution libre	créniaux de puissance pseudo- aléatoires	alternance régulation en température / évolution libre	régulation en température continue	occupation réelle	occupation réelle	occupation réelle
Contrainte d'inoccupation	très faible (1-2 jours)	faible (3-4 jours)	faible (6 jours)	faible (4-7 jours)	forte (2-5 semaines)	aucune (site occupé)	aucune (site occupé)	aucune (site occupé)
Sophistication de l'instrumentation	faible	modérée	modérée	moyenne	modérée	faible	minime	minime
Instrumentation minimale requise	<ul style="list-style-type: none"> - Capteurs de température - Appareil de chauffage - Régulateur de puissance - kWh-mètre 	<ul style="list-style-type: none"> - Capteurs de température - Appareil de chauffage - Porte soufflante - kWh-mètre - Pyranomètre - Thermostat 	<ul style="list-style-type: none"> - Capteurs de température - Appareil de chauffage - Régulateur de puissance - kWh-mètre - Pyranomètre 	<ul style="list-style-type: none"> - Capteurs de température - Appareil de chauffage - Porte soufflante - kWh-mètre - Thermostat - Capteur de température équivalente 	<ul style="list-style-type: none"> - Capteurs de température - Appareil de chauffage - Porte soufflante - kWh-mètre 	<ul style="list-style-type: none"> - Capteurs de température - Appareil de chauffage - Compte 	<ul style="list-style-type: none"> - Capteurs de température - Appareil de chauffage - Compte 	<ul style="list-style-type: none"> - Capteurs de température - Appareil de chauffage - Compte

TABLEAU 1.2 – Comparatif des aspects expérimentaux pour les principales méthodes listées

La Figure 1.17 illustre le panel des indicateurs de déperdition identifiés, avec leurs champs physiques associés.

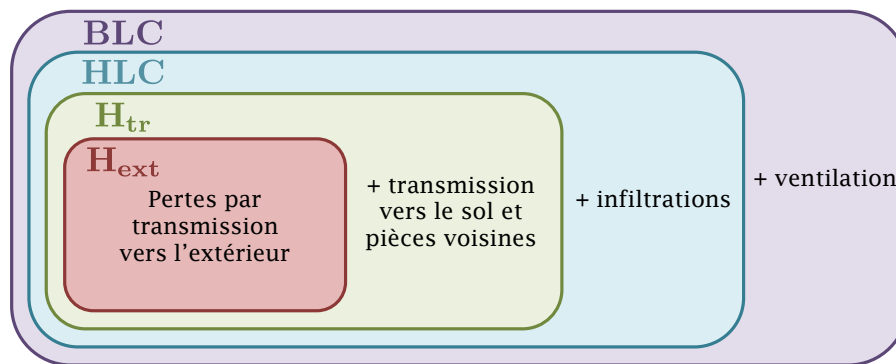


FIGURE 1.17 – Comparatif des paramètres de performances thermiques identifiés par les différentes méthodes listées (en W/K)

Par conséquent, comparer les résultats des méthodes entre elles n'est possible que pour le paramètre le plus global des deux. Par exemple, si l'on veut comparer les résultats des méthodes Coheating et ISABELE, il faut utiliser le paramètre H_{tr} (en incluant les pertes vers le sol et les pièces voisines identifiées dans la méthode Coheating).

Concernant la méthode d'optimisation utilisée, on remarque que ce dernier dépend fortement du caractère dynamique/quasi-statique du modèle. Dans le cas où celui-ci ne comporte pas de dynamique, la méthode de régression linéaire est principalement utilisée, à l'exception de la méthode EBBE utilisant la méthode des incréments. A l'inverse, dans le cas où le modèle est dynamique, des méthodes moins directes telles que celle des moindres carrés ou du maximum de vraisemblance sont utilisées (les itérations sont réalisées par le biais d'algorithmes d'optimisation "usuels" tels que les simplexes et algorithmes de gradient, voir Annexe B). Là encore, il existe une exception : la méthode QUB, dont les hypothèses bien spécifiques permettent d'utiliser des régressions linéaires.

Le calcul d'incertitude, lorsqu'il existe, est en général fortement lié à la méthode d'optimisation. C'est le cas des régressions linéaires (méthode de sigma y) ou du maximum de vraisemblance (par évaluation de son profil local). Toutefois, le lien avec les sources d'erreur est parfois flou. Par exemple, la méthode de sigma y ne considère que les erreurs aléatoires autour de la droite de régression sur l'axe y, en négligeant celles sur l'axe x. De plus, les données conventionnelles utilisées dans l'ensemble des méthodes ne font jamais l'objet d'une modélisation probabiliste, et leur incertitude n'est donc pas propagée. Il existe donc une véritable problématique autour de ce sujet qui mérite d'être approfondie.

Concernant la prise en compte des différents phénomènes physiques dans les modèles d'identification, on peut remarquer la diversité des méthodes utilisées pour les prendre en compte, les identifier, les estimer ou encore mieux : s'en affranchir (voir Tableau 1.3). Globalement, les transferts d'humidité et l'impact des intempéries (pluie, neige) sont souvent

négligés. La méthode EVAREPE est d'ailleurs la seule méthode proposant de prendre en compte l'impact des intempéries de manière simplifiée avec l'utilisation des capteurs SENS. Concernant l'inertie, toutes les méthodes courtes (de QUB à EVAREPE) en tiennent compte, mais de manière plus ou moins fine (une capacité unique pour QUB et EVAREPE contre un nombre potentiellement élevé pour les méthodes PSTAR/STEM et "boîtes grises"). De manière générale, le nombre de capacités intégrées au modèle augmente lorsque le pas de temps diminue et lorsque les sollicitations sont riches en fréquences différentes (comme c'est le cas pour la méthode de Bacher). Une prise en compte insuffisante de la dynamique peut conduire à des erreurs de mesure systématiques potentiellement importantes, comme cela est le cas pour la méthode Coheating [Stamp et al., 2013].

La méthode QUB est une méthode un peu particulière à ce sujet car elle n'utilise que les périodes de mesure où la modélisation de l'inertie peut être simplifiée [Alzetto et al., 2014]. Les méthodes les plus longues tentent de s'affranchir totalement de l'inertie grâce à un pas de temps plus élevé. Pour le cas des méthodes de signature énergétique (pas de temps d'un mois), l'effet de l'inertie a un impact moindre que pour la méthode EBBE (pas de temps d'une semaine) et encore la méthode Coheating (pas de temps d'un jour).

À l'inverse, les méthodes longues tiennent compte de l'occupation puisque celle-ci est présente tandis que les méthodes courtes s'en affranchissent en imposant la non-occupation du bâtiment. Une seule exception ici : la méthode Coheating, avec une forte contrainte d'occupation.

Concernant les apports solaires, toutes les méthodes les prennent en compte (sauf la méthode QUB en raison du protocole réalisé de nuit), mais de manière plus ou moins fine (se référer aux descriptifs des modèles respectifs).

Concernant les échanges radiatifs grande longueur d'onde (GLO), seules les méthodes EVAREPE et PSTAR en tiennent compte, ce qui peut induire une légère différence de résultat par rapport aux autres méthodes qui les englobent dans le paramètre de performance thermique.

Au-delà de la prise en compte ou non des différents phénomènes physiques se pose la question de la technique utilisée pour évaluer les différents flux thermiques. Si la méthode EVAREPE (ISABELE v0) se base essentiellement sur des données issues de la mesure (évaluation de l'infiltration, capteurs de température équivalente, etc.), d'autres ont plutôt recours à des estimations "types" comme la méthode EBBE (cf paragraphe 1.3.3), ou à l'identification comme la méthode "boîtes grises".

Ordre dynamique du modèle	QUB	PSTAR/STEM	"boîtes grises" de Bacher & Madsen	EVAREPE (ISABELE v0)	Coheating	EBBE	Signature énergétique de Ferlay	PRISM
	1	≥ 1	1 à 5	1	0	0	0	0
Pas de temps du modèle	10 min	1 heure	5 minutes	1 heure	1 jour	1 semaine	1 mois	1 mois
Nombre de paramètres identifiés	2	3 à 4	4 à 17	2	2	1	2	3
Paramètre de déperdition thermique identifié (W / K)	BLC	BLC	HLC	H _{tr}	H _{ext}	H _{tr}	H _{tr}	BLC
Autres paramètres identifiés	Capacité thermique	Facteur solaire, capacité thermique	Facteurs solaires, capacités thermiques, résistances thermiques	Capacité thermique	Facteur solaire	Aucun	Terme résiduel	Consommation résiduelle, température de basculement
Optimisation	régressions linéaires	moindres carrés ordinaires	maximum de vraisemblance (gradient)	moindres carrés ordinaires (simplexe)	régressions linéaires	méthode des incréments	régression linéaire	régression linéaire + gradient
Calcul d'incertitude	régression linéaire (sigma y)	à venir	inversion bayésienne (approximation quadratique)	inversion bayésienne (MCMC)	régression linéaire (sigma y)	à venir	à venir	méthode composite [Goldberg, 1982]
Prise en compte des phénomènes physiques	Inertie	oui (très simple)	oui (assez fine)	oui (simple)	non	non	non (peu gênant)	non (peu gênant)
	Apports solaires	non (pas gênant)	oui (assez simple)	oui (assez fine)	oui (simple)	oui (assez fine)	oui (très simple)	oui (très simple)
	Infiltrations	non (pas gênant)	non (pas gênant)	oui (fine)	oui (assez fine)	oui (assez fine)	non	non (pas gênant)
	Ventilation	oui (simple)	non (pas gênant)	non (pas gênant)	non (pas gênant)	oui (simple)	non	non (pas gênant)
	Rayonnement GLO	non	non	oui (assez fine)	non	non	non	non
	Transferts d'humidité	non	non	non	non	oui (simple)	non	non
	Pluie & neige	non	non	oui (assez simple)	non	non	non	non
	Occupants	non (pas gênant)	non (pas gênant)	non (pas gênant)	non (pas gênant)	oui (assez fine)	oui (très simple)	oui (très simple)
	Pièces voisines / sol	non (pas gênant)	non (pas gênant)	oui (assez simple)	oui (très simple)	non (pas gênant)	non (pas gênant)	non (pas gênant)

TABLEAU 1.3 – Comparatif des modèles et de traitements de données utilisés par les principales méthodes listées

1.4.3 Comparatif général

S'il est difficile de comparer les méthodes entre elles au vu de leurs différences en terme de protocole expérimental et de traitement de données, il est toutefois possible d'évaluer qualitativement leurs points forts et points faibles. Le tableau 1.4 liste les principaux avantages et inconvénients rencontrés pour les différentes méthodes comparées.

Les méthodes QUB et Coheating sont globalement des méthodes simples à mettre en œuvre et faciles à exploiter. Elles peuvent typiquement être mises en œuvre chez des particuliers (maisons individuelles) cherchant à évaluer la performance thermique de leur habitat.

La méthode de signature énergétique simplifiée (type Ferlay) peut également être utilisée par les particuliers eux-mêmes, à condition d'être vigilants quant à l'impact de leur présence et de leur comportement sur les résultats au cours de la saison de chauffe analysée.

Les méthodes EBBE et PRISM sont quant à elles des méthodes un peu plus fines, qui nécessitent un audit poussé ou bien un système de GTB. Leur application est donc plutôt orienté tertiaire ou résidentiel haut de gamme.

Les méthodes PSTAR/STEM, "boîtes grises" et EVAREPE (ou ISABELE) sont toujours des méthodes au stade de la recherche. Ces méthodes ont pour vocation une large applicabilité (du fait de leur(s) modèle(s)), mais nécessitent une forte expertise dans leur mise en place expérimentale ainsi que dans le traitement des données. Ces méthodes devront donc faire l'objet d'une prestation financée, typiquement pour des constructions performantes (neuves ou fraîchement rénovées).

Enfin, l'absence de calcul d'incertitude pour les méthodes PSTAR/STEM, EBBE et Signature énergétique de Ferlay est un inconvénient important si ces dernières ont pour vocation d'être opposables dans un processus de vérification.

	QUB	PSTAR/STEM	"boîtes grises" de Bacher & Madsen	EVAREPE (ISABELE v0)	Coheating	EBBE	Signature énergétique de Ferlay	PRISM
Principaux avantages	<ul style="list-style-type: none"> – Rapidité du protocole – Simplicité de mesure & calcul – Méthode d'identification astucieuse 	<ul style="list-style-type: none"> – Rapidité du protocole – Liberté du modèle – Prise en compte des phénomènes physiques 	<ul style="list-style-type: none"> – Rapidité du protocole – Méthodologie rigoureuse – Qualité de l'algorithme 	<ul style="list-style-type: none"> – Méthodologie rigoureuse – Modèle référencé – Prise en compte des phénomènes physiques 	<ul style="list-style-type: none"> – Maturité de la méthode – Simplicité de mesure – Segmentation du coefficient de déperditions thermique 	<ul style="list-style-type: none"> – Occupation possible – Simplicité de mesure – Un seul paramètre optimisé 	<ul style="list-style-type: none"> – Simplicité de mesure – Simplicité de calcul 	<ul style="list-style-type: none"> – Maturité de la méthode – Simplicité de mesure – Analyse des postes de consommation
Principaux inconvénients	<ul style="list-style-type: none"> – Modèle très simplifié – Sensibilité au climat – Stratification de la température intérieure 	<ul style="list-style-type: none"> – Expertise nécessaire – Liberté du modèle – Pas de calcul d'incertitude 	<ul style="list-style-type: none"> – Expertise nécessaire – Nombreux paramètres recalés – Stratification de la température intérieure 	<ul style="list-style-type: none"> – Expertise nécessaire – Instrumentation spécifique – Modélisation de l'inertie 	<ul style="list-style-type: none"> – Durée d'occupation – Modélisation de l'inertie 	<ul style="list-style-type: none"> – Sensibilité à l'occupation – Pas de calcul d'incertitude 	<ul style="list-style-type: none"> – Rigueur de la méthode – Sensibilité à l'occupation – Pas de calcul d'incertitude 	<ul style="list-style-type: none"> – Mesure permanente – Sensibilité à l'occupation
Domaines d'application adaptés	<ul style="list-style-type: none"> – prestation sur maisons individuelles 	R&D, prestation sur bâtiments performants			<ul style="list-style-type: none"> – prestation sur maisons individuelles 	<ul style="list-style-type: none"> – audits sur bâtiments tertiaires ou collectifs 	<ul style="list-style-type: none"> – prestation sur maisons individuelles, auto-contrôle 	<ul style="list-style-type: none"> – audits sur bâtiments tertiaires ou collectifs

TABLEAU 1.4 – Comparatif général des principales méthodes listées

1.5 Conclusion du chapitre

Ce chapitre a permis de mettre en évidence la complexité de la mesure in situ du (des) coefficient(s) de déperditions thermiques global d'un bâtiment ainsi que la diversité des approches existantes pour y parvenir.

Au vu de la problématique scientifique et technique, et du comparatif réalisé sur un échantillon de méthodes, on peut tirer les constats suivants :

- Il faut être vigilant concernant la **comparaison** des résultats des **différentes méthodes** listées. Le paramètre de déperdition (en W/K) n'est pas toujours le même et les différents flux thermiques ne sont pas segmentés de la même manière.
- Les travaux sur la **quantification des incertitudes** sont en général assez légers, incomplets ou inexistantes. Pourtant, il s'agit d'une **information majeure**.
- Le **protocole EVAREPE** requiert globalement une **instrumentation plus spécifique** comparé aux autres méthodes.
- Le **modèle d'identification EVAREPE** présente des lacunes en terme de modélisation de l'inertie.
- Les modèles et les méthodes d'analyse de données de la **méthode "boîte grises"** [Bacher and Madsen, 2011] (par maximum de vraisemblance) présentent des pistes intéressantes sur l'**adaptabilité du modèle** utilisé pour l'inversion et sur le **calcul de l'incertitude** des paramètres identifiés en prenant en compte l'erreur de modélisation.
- L'originalité de l'outil de calcul de la **méthode QUB** est à creuser, notamment le principe de recalculer un modèle sur une **période restreinte adaptée à celui-ci**.
- La prise en compte de l'**infiltration d'air** dans la méthode EVAREPE est relativement fine comparée aux autres méthodes mais ajoute un coût non-négligeable à l'essai (mesure par porte soufflante et récolte de données de vitesse de vent). Un tel coût doit être justifié en terme de précision de mesure additionnelle. D'autres technologies de mesure (par gaz traceur) pourraient également être testées.
- Les travaux sur la prise en compte de l'**effet de la pluie**, des échanges avec le sol et des **transferts d'humidité** dans le bilan thermique sont encore assez rares. Pourtant, le séchage des matériaux (notamment du béton frais) pourrait potentiellement avoir un impact considérable sur la mesure.

Les pistes d'études et d'amélioration de la méthode ISABELE initiale sont donc nombreuses, et ne pourront pas toutes être explorées dans le cadre de ce travail de thèse. Pour cette raison, 3 priorités de recherche et de développement ont été retenues :

1. Compléter le **calcul d'incertitude** proposé en tenant compte des erreurs de modélisation et des erreurs de mesure systématiques
2. Vérifier la pertinence de la prise en compte des phénomènes d'**infiltration d'air**, et proposer éventuellement une solution simplifiée ou plus élaborée.

3. Améliorer la prise en compte de la **dynamique thermique** dans le modèle utilisé pour l'inversion.

Chaque point fera l'objet d'un chapitre à part entière dans la suite du manuscrit.

Chapitre 2

Vers une évaluation globale de l'incertitude de mesure

Comme nous l'avons vu précédemment, la quantification de l'incertitude du résultat de mesure est au moins aussi important que le résultat lui-même. En effet, l'incertitude permet de discerner si un écart entre le résultat de mesure et la valeur théorique du H_{tr} est bien dû à un défaut de mise en œuvre et non au hasard, ou à la méconnaissance des phénomènes physiques liés au test (voir Figure 2.1).

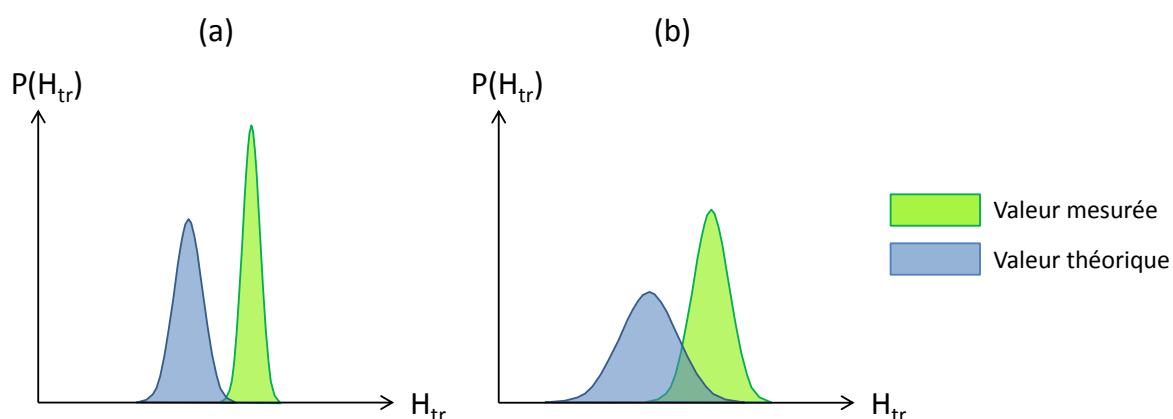


FIGURE 2.1 – Illustration de différence (a) significative et (b) non-significative entre des valeurs de H_{tr} théoriques et mesurées

Ce chapitre se consacrera à la définition d'une méthode de calcul d'incertitude pour la **valeur mesurée** par la méthode ISABELE. C'est seulement ensuite que nous chercherons à réduire cette incertitude par l'amélioration de la prise en compte des phénomènes d'infiltration d'air et de stockage thermique dans les chapitres suivants.

2.1 Justesse et fidélité de mesure

Il est tout d'abord important de clarifier la différence entre justesse et fidélité de mesure ainsi que leurs différentes influences sur un résultat de calcul.

- La **justesse** est la proximité du résultat de mesure avec la valeur vraie. On dit alors que le **biais** de mesure est faible.
- La **fidélité** est la proximité des résultats de mesures répétées. On dit alors que l'**erreur aléatoire** est faible

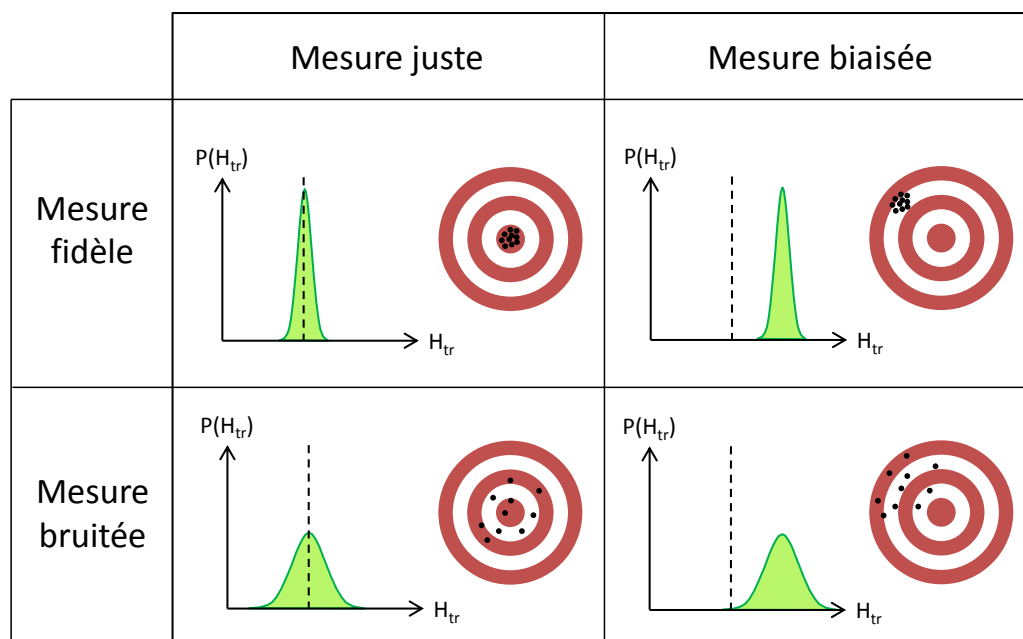


FIGURE 2.2 – 4 exemples de justesse et de fidélité de mesure du H_{tr} avec l'analogie de la cible

Une mesure exacte est une mesure à la fois juste et fidèle (cas supérieur gauche de la Figure 4.1). Il s'agit de l'objectif de la mesure ISABELE.

En attendant, le plus important est que la valeur vraie soit comprise dans l'intervalle de mesure à 95%. En d'autres termes, le biais doit être inférieur à l'incertitude. D'où l'intérêt de prendre en compte la globalité des sources d'incertitude de mesure.

2.1.1 Cas des données constructeur

En règle générale, la part de biais et d'erreur aléatoire d'un capteur est rarement renseignée. Souvent, sa précision est donnée sous la forme d'un intervalle de confiance ($\pm \Delta x$ unité) avec une loi de probabilité uniforme (voir Figure 2.3). Cet intervalle englobe à la fois le biais et l'erreur aléatoire, de telle sorte que la valeur vraie du mesurande soit comprise dans celui-ci. Dans quelque rares cas, la variance de l'erreur aléatoire est tout de même renseignée.

Pour évaluer la part d'erreur aléatoire (souvent due à des perturbations électromagnétiques ou à la chaîne de mesure), la solution la plus simple est de réaliser des mesures répétées sur un mesurande fixe (ou étalon). La dispersion des mesures, souvent gaussienne, permet d'extraire l'écart type de l'erreur aléatoire (voir Figure 2.3).

Il devient ensuite possible de déduire les parts d'erreur aléatoire et systématique par la

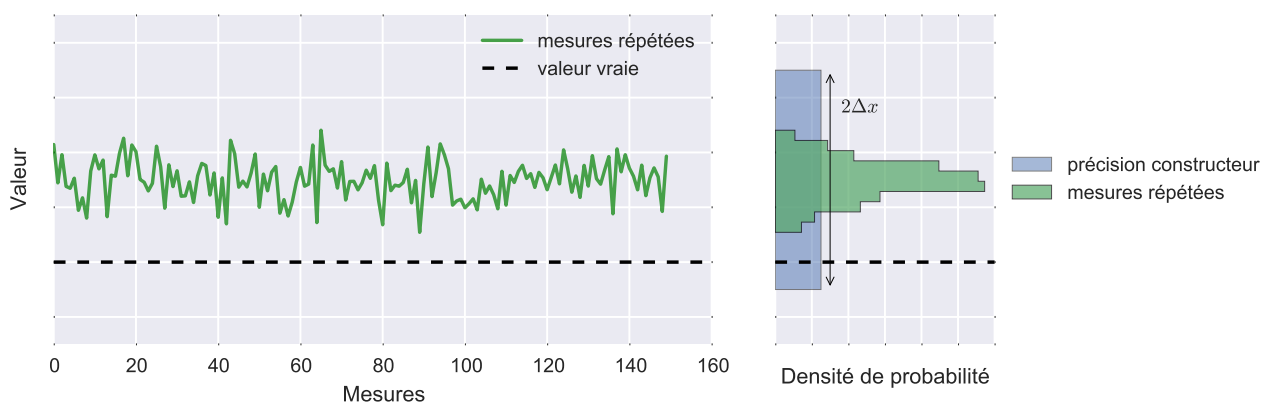


FIGURE 2.3 – Incertitude type donnée par un constructeur, mesures répétées et valeur vraie

décomposition suivante :

$$u_{constructeur}^2 = u_{alea}^2 + u_{syst}^2 \quad (2.1)$$

Avec :

$$u_{constructeur} = \frac{\Delta x}{\sqrt{3}} \quad u_{alea} = \sigma_{alea}$$

Δx correspondant au demi-intervalle de confiance du capteur donné par le constructeur et σ_{alea} l'écart type de l'erreur aléatoire donné par le constructeur ou obtenu par mesures répétées.

2.1.2 Biais et erreurs aléatoires : 2 impacts différents

Lorsque l'on utilise plusieurs mesures issues du même appareil dans un calcul, il est important de connaître la nature de son incertitude.

Prenons un exemple très simple : le calcul de la moyenne d'un signal, dont on cherche à connaître l'incertitude.

Sur la Figure 2.4, on peut voir un signal exact mesuré soit avec une erreur purement aléatoire (a) ou purement systématique (b). Dans la réalité, le signal serait mesuré avec une erreur partiellement aléatoire et systématique (voir Figure 2.4.c).

Dans le premier cas, le nombre de variables aléatoires est égal au nombre de mesures moyennées N , et l'incertitude de la moyenne se calcule de la façon suivante :

$$u(\bar{y}) = \sqrt{\sum_{i=k}^{k+N} \left(\frac{u(y_i)_{alea}}{N} \right)^2} = \frac{u(y)_{alea}}{\sqrt{N}} \quad (2.2)$$

Plus il y a d'échantillons, plus l'incertitude sur la moyenne est réduite.

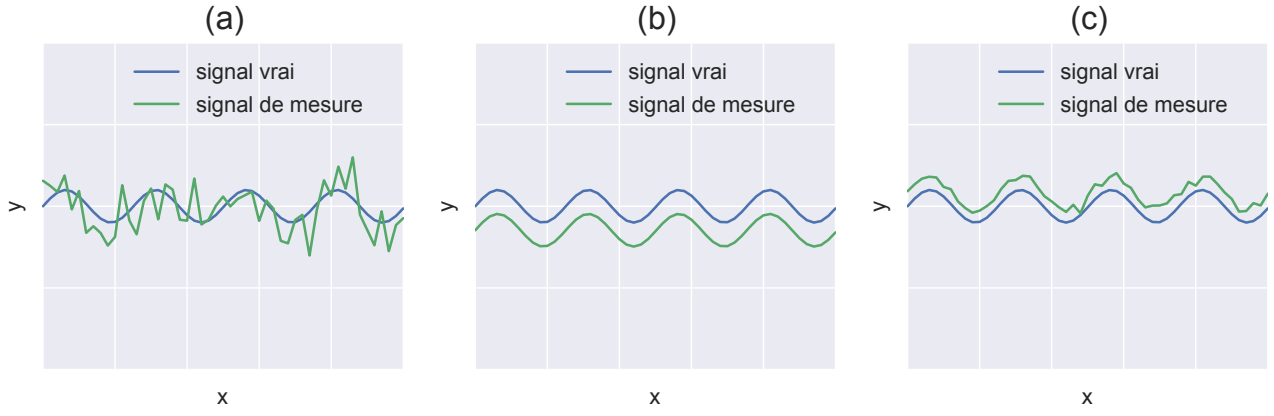


FIGURE 2.4 – 3 exemples de signaux mesurés avec (a) un appareil parfaitement juste mais peu fidèle (b) un appareil parfaitement fidèle mais non juste et (c) un appareil moyennement juste et moyennement fidèle

Dans le second cas, il n’y a qu’une seule variable aléatoire constante sur toutes les mesures. L’incertitude de la moyenne est alors :

$$u(\bar{y}) = \sqrt{\left(\sum_{i=k}^{k+N} \frac{u(y_i)_{syst}}{N} \right)^2} = u(y)_{syst} \quad (2.3)$$

L’incertitude de la moyenne reste inchangée quelle que soit la quantité de données moyennées du signal.

Dans le dernier cas enfin, le nombre de variables aléatoires est de $N+1$. L’incertitude de la moyenne est :

$$u(\bar{y}) = \sqrt{\sum_{i=k}^{k+N} \left(\frac{u(y_i)_{alea}}{N} \right)^2 + \left(\sum_{i=k}^{k+N} \frac{u(y_i)_{syst}}{N} \right)^2} = \sqrt{\frac{u(y)_{alea}^2}{N} + u(y)_{syst}^2} \quad (2.4)$$

Plus il y a d’échantillons, plus l’incertitude sur la moyenne tend vers la part d’erreur systématique. Une évaluation de l’incertitude de la valeur moyenne des signaux de mesure présentés en Figure 2.4 est illustrée en Figure 2.5 (avec une connaissance préalable correcte des fractions d’erreur aléatoire et systématique). Dans les trois cas, les intervalles de confiance ne sont ni sous-évalués, ni surestimés. La valeur de la moyenne vraie y est d’ailleurs toujours incluse.

En conclusion, l’incertitude d’une valeur calculée dépend de la nature de l’erreur de mesure utilisée dans le calcul. Ce point est crucial et reviendra à plusieurs reprises dans ce travail.

Il est à présent nécessaire de détailler les sources d’incertitude dans la méthode ISABELE.

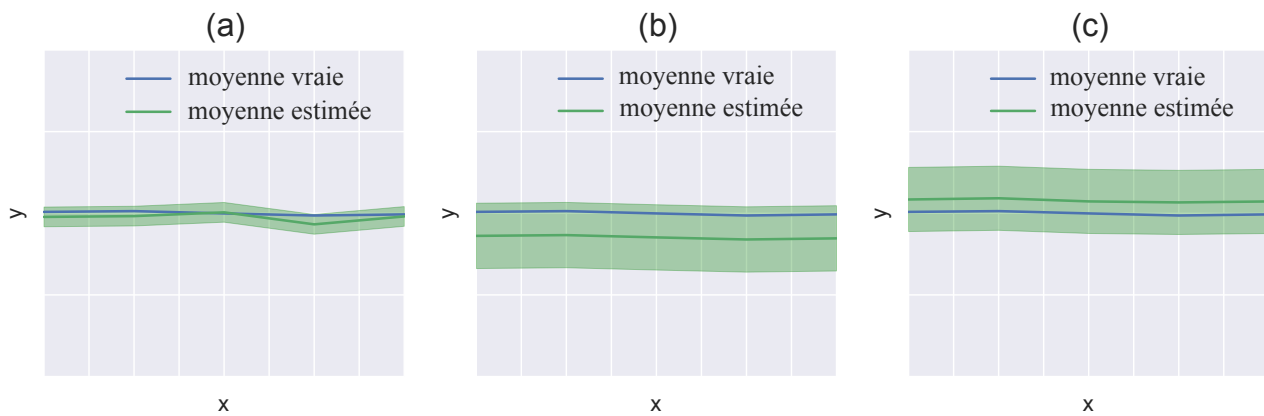


FIGURE 2.5 – Valeurs moyennées des signaux de la Figure 2.4 avec leur incertitude associée

2.2 Modèle utilisé et sources d'incertitude

La mesure *in situ* des performances thermiques d'un bâtiment est un cas particulier de **problème inverse**. En effet, il s'agit d'estimer les paramètres d'un modèle à partir de la mesure de ses données d'entrée et de sortie. Les sources d'incertitude se trouvent donc dans toutes les données du problème autres que les paramètres recherchés (voir Figure 2.6)

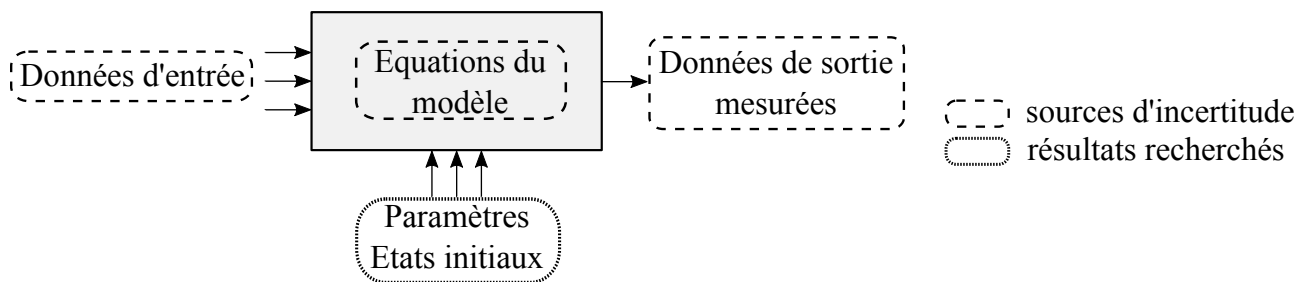


FIGURE 2.6 – Sources d'incertitude dans un problème inverse d'identification de paramètres

2.2.1 Les données d'entrée

De manière générale, les données d'entrée se réfèrent à toutes les conditions limites du problème thermique. Dans le cas de la méthode ISABELE, il s'agit :

- La puissance de chauffe P_h mesurée par le compteur d'énergie
- La température d'air extérieur T_e , mesurée par une sonde platine ventilée à l'abri du soleil
- Les températures extérieures équivalentes T_{em} et T_{es} mesurées par les capteurs SENS (cf paragraphe 1.3.8)
- Le débit d'infiltration q_{inf} estimé par le modèle aéraulique
- Le taux d'humidité intérieur et extérieur $\omega_{hum,int}$ et $\omega_{hum,ext}$
- Les coefficients d'échanges convectifs et radiatifs intérieurs, fixés à leurs valeurs conventionnelles

Toutes ces données comportent une incertitude pouvant influencer celles des paramètres

identifiés. La quantification de l'incertitude du débit d'infiltration fera l'objet d'un chapitre à part entière.

2.2.2 Les données de sortie

De manière générale, les données de sortie se réfèrent à la réaction thermique du système. Dans le cas de la méthode ISABELE, il s'agit tout simplement de la température d'air intérieur T_i , qui est elle-même une moyenne pondérée des températures mesurées par les sondes platines au centre des pièces.

Là aussi, son incertitude impacte indirectement celles des paramètres identifiés.

Remarque : Il est également possible de prendre la puissance de chauffe comme sortie et la température d'air intérieur comme entrée, ce qui nécessite de changer les équations du modèle thermique.

2.2.3 Les équations du modèle

Un modèle représentant un système est toujours imparfait, du fait par exemple :

- Du nombre limité d'équations, qui exclue certaines dynamiques du système réel.
- De la non prise en compte de certains phénomènes physiques, et donc de la présence de variables d'entrée non identifiées (transferts d'humidité, source de chaleur non considérée...).
- De la mauvaise prise en compte des variables d'entrée dans la dynamique du système (impact du débit d'infiltration, position inexacte de la source de chaleur, position des capteurs, etc.).

Au delà des incertitudes liées aux données d'entrée et de sortie s'ajoutent donc celles des équations même du modèle. Bien entendu, il s'agit de l'incertitude la plus difficile à quantifier, si bien qu'elle est souvent représentée comme une erreur aléatoire gaussienne dont la variance est identifiée à l'instar des paramètres du modèle et des états initiaux.

2.2.4 Analyses de sensibilité

Prendre en compte toutes les sources d'incertitude précédemment citées peut s'avérer être très coûteux en temps de calcul. Pour gagner du temps, il existe des méthodes dites d'analyse de sensibilité permettant de repérer les sources d'incertitude principales.

L'idée est de quantifier l'impact relatif de chaque source d'incertitude sur le résultat (H_{tr}) pour un cas donné. Il existe des méthodes dites "locales" qui consistent à faire varier une source d'incertitude à la fois et des méthodes dites "globales" faisant varier l'ensemble des sources. Pour de plus amples détails, il existe une excellente revue sur le sujet, appliquée à

Bien qu'intéressante, cette démarche ne sera pas réalisée dans le cadre de ce travail par manque de temps. En effet, de premières sources importantes d'incertitudes, liées aux phénomènes d'infiltration d'air et de dynamique thermique au sein de l'enveloppe ont déjà été identifiées par l'équipe projet du CSTB [Boisson and Bouchié, 2014] (ces points seront traités dans les chapitres suivants). Ceci n'empêchera pas, par la suite, de mener des analyses de sensibilité pour identifier d'autres sources d'incertitudes potentiellement importantes (coefficients d'échanges convectifs, transferts d'humidité, etc.).

Il est à présent nécessaire de détailler les outils permettant de propager ces sources d'incertitude sur le résultat final.

2.3 Méthodes de propagation directe

Les méthodes directes de propagation d'incertitude sont très populaires car intuitives et aisées à mettre en place. Elles sont applicables à la fois aux problèmes directs et inverses (voir Figure 2.7).

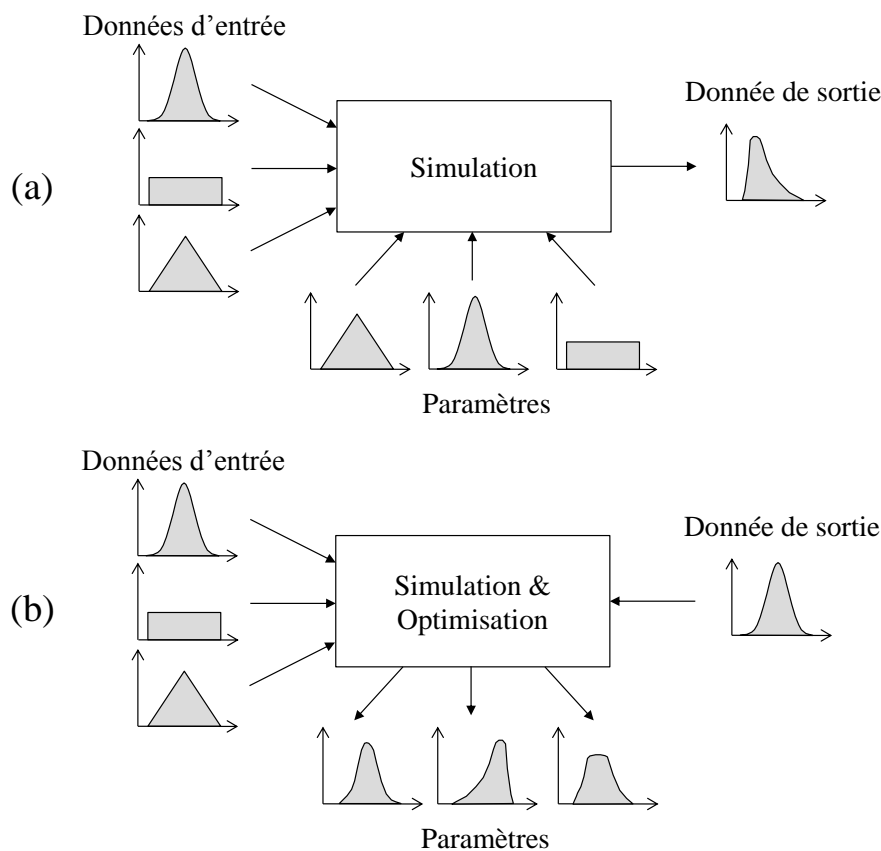


FIGURE 2.7 – Illustration d'un exemple de propagation directe d'incertitude (a) pour un problème direct (b) pour un problème inverse

Il existe de multiples méthodes numériques pour réaliser cette propagation. Le choix de

la méthode dépend fortement de la formulation et du **temps de résolution** du problème (simulation et/ou optimisation).

2.3.1 Formule directe

Cette technique de propagation d'incertitude quasi-instantanée n'est possible que lorsque le résultat du problème peut être formulé sous forme analytique (comme par exemple la **régression linéaire**)

$$y = f(x_1, x_2, \dots, x_N)$$

Lorsque les variables d'entrée (x_1, x_2, \dots, x_N) sont indépendantes, l'incertitude du résultat est alors calculée par la formule suivante [JCGM, 2008] :

$$u(y) = \sqrt{\sum_{i=1}^N \left(\frac{\partial f}{\partial x_i} \right)^2 u^2(x_i)} \quad (2.5)$$

Lorsque les variables d'entrée sont corrélées, la formule devient :

$$u(y) = \sqrt{\sum_{i=1}^N \left(\frac{\partial f}{\partial x_i} \right)^2 u^2(x_i) + 2 \sum_{i=1}^{N-1} \sum_{j=i+1}^N \frac{\partial f}{\partial x_i} \frac{\partial f}{\partial x_j} u(x_i) u(x_j) \text{cor}(x_i, x_j)} \quad (2.6)$$

Une corrélation entre 2 variables x_i et x_j peut avoir lieu lorsque celles-ci sont mesurées par le même appareil de mesure où lorsque leur calcul nécessite des données communes.

2.3.2 Méthodes de Monte Carlo

Lorsqu'il n'existe pas de formule analytique du résultat (comme c'est souvent le cas), il est possible de propager l'incertitude par tirage aléatoire des variables d'entrée selon leur loi de probabilité, puis par résolution successive du problème (cf Figure 2.7).

Pour converger vers une distribution convenable du résultat, il convient d'effectuer un très grand nombre de tirages, et par conséquent un très grand nombre de résolutions du problème.

Lorsque le temps de résolution numérique du problème est long, cette méthode peut s'avérer irréalisable en pratique.

Toutefois, il existe diverses astuces permettant une convergence plus rapide.

Algorithmes d'échantillonnage

Afin d'explorer plus rapidement l'espace des incertitudes de l'ensemble des paramètres, il existe des algorithmes permettant d'échantillonner plus équitablement les tirages. On parle alors de "quasi Monte Carlo".

On peut citer par exemple l'échantillonneur de Sobol [Sobol, 1990], de Saltelli [Saltelli et al., 2008] ou encore les méthodes FAST [McRae et al., 1982] et Latin Hypercube [McKay

et al., 1979].

La figure 2.8 montre un exemple de 3 échantillonnages sur 2 paramètres de distribution uniforme.

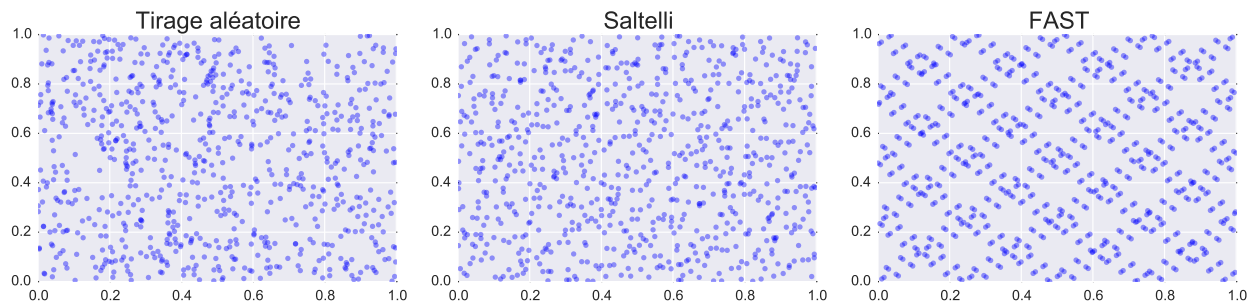


FIGURE 2.8 – 3 exemples d'échantillonnage de 1000 points sur un jeu de 2 paramètres de distribution uniforme $U(0,1)$

Surfaces de propagation

Une astuce complémentaire consiste à se servir de l'interpolation numérique ou de la régression après la résolution du problème sur un nombre limité de tirages. On parle alors de **méta-modèle**.

Ce type de technique permet ainsi d'obtenir une expression semi-analytique de la solution y en fonction des paramètres (x_1, \dots, x_N) et de réaliser ensuite une propagation d'incertitude par Monte Carlo bien moins couteuse en temps de calcul (moyennant bien sûr une dégradation de la solution sur des jeux de paramètres inconnus, voir Figure 2.9).

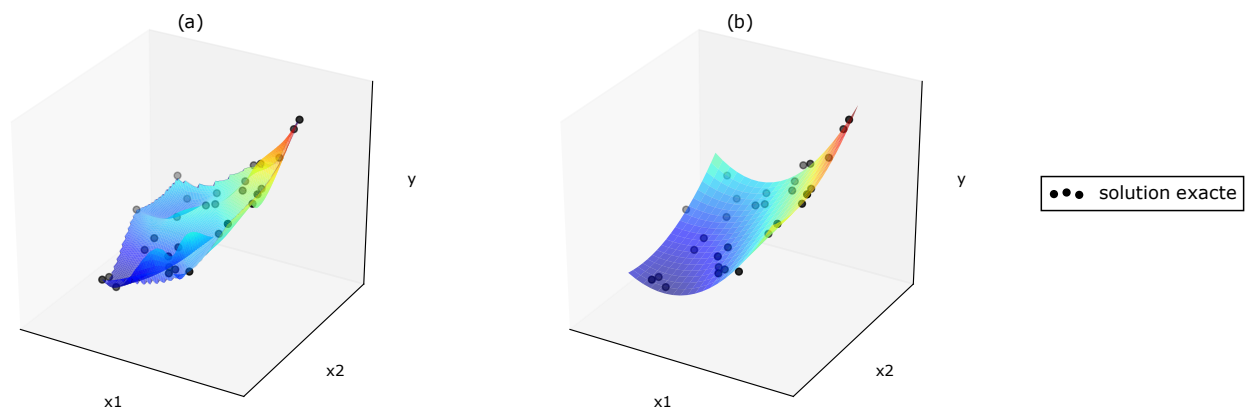


FIGURE 2.9 – Exemple de méta-modèles applicables à un problème en 2 dimensions : interpolation cubique (a) ou régression polynômiale d'ordre 2 (b)

Une étude sur la perte de précision liée à ce type de méthode pour la propagation d'incertitude a été proposée par Jin et al. sur un exemple de problème de dimensionnement mécanique d'une structure à 2 poutres [Jin et al., 2003]. Notamment, l'utilisation d'une régression quadratique sur une formulation fortement non linéaire du problème d'optimisation

a ainsi pu conduire à des biais d'estimations de paramètres importants (de l'ordre de 30% par rapport à l'utilisation du modèle exact). Selon la formulation du problème, l'interpolation linéaire peut quelques fois d'avérer plus précise qu'une régression quadratique, mais moins qu'une régression cubique. Il est donc difficile de généraliser sur la performance des métamodèles tant ils dépendent de la formulation de chaque problème, du nombre d'échantillons, et de la forme linéaire ou non de la solution.

Chaos polynômial

Une autre utilisation de méta-modèles pour la propagation d'incertitude a été introduite par Norbert Wiener [Wiener, 1938] sous le nom de "chaos polynômial". Le principe est de formuler l'incertitude de la solution sous forme d'une base de polynômes (fonctions des paramètres d'entrée incertains).

$$\begin{aligned} y(x_1, \dots, x_N) &= y_0 + \sum_{k=1}^{\infty} y_k \cdot P_k(x_1, \dots, x_N) \\ &= y_0 + y_1 \cdot P_1(x_1, \dots, x_N) + y_2 \cdot P_2(x_1, \dots, x_N) + \dots \end{aligned} \quad (2.7)$$

En pratique, le nombre de termes de la somme des polynômes est limité à 2 ou 3 selon de problème et le temps de calcul souhaité.

Si les paramètres incertains (x_1, \dots, x_N) sont supposés indépendants, les polynômes P_k correspondent au produit des polynômes propres à chaque paramètre x_i :

$$P_k(x_1, \dots, x_N) = \prod_{i=0}^N p_{k,i}(x_i) \quad (2.8)$$

Les polynômes propres $P_{k,i}(x_i)$ dépendent de la loi de probabilité de l'entrée x_i . Le tableau 2.1 présente les polynômes utilisés pour des densités de probabilité gaussiennes et uniformes.

Loi de probabilité	Type de polynôme	$p_1(x)$	$p_2(x)$	$p_3(x)$
Uniforme ($\mathcal{U}(-1, 1)$)	Legendre	x	$\frac{1}{2}(3x^2 - 1)$	$\frac{1}{2}(5x^3 - 3x)$
Gaussienne ($\mathcal{N}(0, 1)$)	Hermite	x	$x^2 - 1$	$x^3 - 2x$

TABLEAU 2.1 – Polynômes d'expansion utilisés dans la méthode de chaos polynômial en fonction de la loi de probabilité de l'entrée d'intérêt

Les coefficients y_k sont calculés de la manière suivante :

$$y_k = \frac{1}{N_k} \int \Phi(x_1, \dots, x_N) \cdot P_k(x_1, \dots, x_N) \cdot \rho(x_1) \dots \rho(x_N) dx_1 \dots dx_N \quad (2.9)$$

Avec :

$$N_k = \int P_k^2(x_1, \dots, x_N) \cdot \rho(x_1) \dots \rho(x_N) \cdot dx_1 \dots dx_N \quad (2.10)$$

Les coefficients $\rho(x_i)$ correspondant aux densités de probabilité des paramètres x_i

Les intégrales sont alors calculées numériquement. Cette opération peut donc nécessiter d'évaluer la solution d'un grand nombre de valeurs de jeux de paramètres d'entrée (x_1, \dots, x_N) (d'autant plus si le nombre de paramètres N est important)

Une fois ces coefficients calculés, la valeur moyenne du résultat ainsi que son écart type sont donnés par :

$$\hat{y} = y_0 \quad \hat{\sigma}_y = \sum_{k=1}^{k_{max}} y_k^2$$

Cette méthode avancée de propagation d'incertitude peut donc être adaptée si la quantité de paramètres incertains à propager est faible.

2.4 L'approche bayésienne

Incontournable dans les problèmes inverses [Idier, 2001], l'approche bayésienne de propagation d'incertitude présente de sérieux avantages (en temps de calcul notamment), mais également quelques limitations (dans la prise en compte des erreurs systématiques par exemple). Le principe de l'approche, assez complexe en apparence, se base pourtant sur des principes statistiques simples.

2.4.1 Le théorème de Bayes

La version usuelle du théorème de Bayes (XVIII^e siècle) se décline par la formule suivante :

$$P(A|B) = \frac{P(B|A) \cdot P(A)}{P(B)} \quad (2.11)$$

Avec :

- $P(B|A)$ la probabilité d'observer un évènement A sachant l'évènement B
- $P(A|B)$ la probabilité d'observer un évènement B sachant l'évènement A
- $P(A)$ la probabilité marginale de l'évènement A
- $P(B)$ la probabilité *a priori* de l'évènement B

Concrètement, ce théorème permet d'appliquer des raisonnements probabilistes à de nombreux cas d'études où l'on cherche à déterminer la probabilité de la cause d'un effet observé ($P(A|B)$), en connaissant :

- la probabilité des effets en jeu ($P(A), P(B)$)
- la probabilité de cause à effet $P(B|A)$

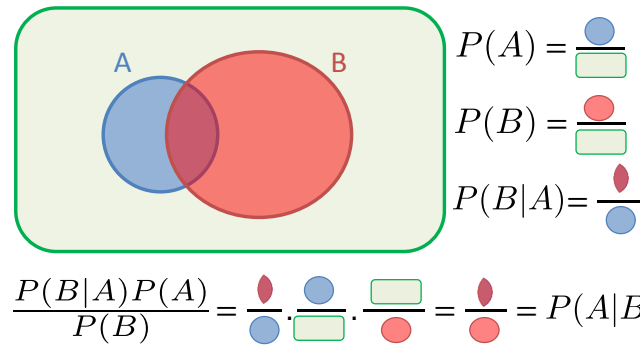


FIGURE 2.10 – Schéma illustrant la relation de Bayes

Cette approche statistique permet d'interpréter ainsi de nombreux résultats, de construire des modèles prédictifs et ce dans des domaines très variés comme par exemple :

- en finance : identification de modèles économiques [Adolfson et al., 2007]
- en géophysique : recherche des caractéristiques des sols [Tarantola, 2005]
- en médecine : test de dépistage de pathologies [Ocampo et al., 2011]
- en sciences sociales : identification d'impact d'outils pédagogiques [Fennessey, 1977]
- et bien entendu dans notre cas en thermique du bâtiment : recherche des caractéristiques thermiques de l'enveloppe et analyse prédictive des consommations de chauffage [Madsen, 2008]

Dans un problème inverse, on parle d'**inversion bayésienne**. La loi de Bayes s'écrit de la façon suivante :

$$P(\theta|T) = \frac{P(T|\theta) \cdot P(\theta)}{P(T)} \quad (2.12)$$

Avec :

- $P(\theta|T)$ la probabilité *a posteriori* du jeu de paramètres θ ayant mesuré T
- $P(T|\theta)$ la vraisemblance du jeu de paramètres θ ou probabilité observer les données T sachant θ
- $P(\theta)$ la probabilité *a priori* du jeu de paramètres θ
- $P(T)$ la probabilité d'observer les données T (inconnue assimilable à une constante)

On a donc :

$$P(\theta|T) \propto P(T|\theta) \cdot P(\theta) \quad (2.13)$$

Le cœur du problème pour évaluer les incertitudes des paramètres recherchés consiste donc à calculer la vraisemblance $P(T|\theta)$ et éventuellement de définir les densités de probabilité *a priori* desdits paramètres.

2.4.2 La vraisemblance

Le calcul de la vraisemblance dépend de la manière dont on modélise et intègre les sources d'incertitude au modèle.

Nous ne traiterons ici que du calcul de la vraisemblance appliqué aux **modèles d'état**.

Modélisation des sources d'incertitudes

Dans le cas de modèles dynamiques formulés sous la forme de **modèles d'état**, les sources d'incertitude peuvent être formulées sous forme de termes d'erreurs stochastiques. On parle alors de **modèles d'état stochastiques** :

$$dx = (Ax + Bu).dt + \sigma.dw \quad (2.14)$$

$$y = Cx + Du + e \quad (2.15)$$

L'équation 2.14 est l'équation d'état. x représente le vecteur d'état thermique du bâtiment (typiquement un champ de températures). La matrice d'état A contient la structure reliant les états entre eux (résistances thermiques, capacités calorifiques, etc.). Le vecteur u représente les entrées ou conditions limites du modèle (température extérieure, puissance de chauffe, sources de chaleur, etc.). Enfin, la matrice de commande B contient la structure reliant ces entrées aux états du modèle. σdw est un vecteur de dimension n (nombre d'états) contenant n erreurs gaussiennes indépendantes de variances σ_k inconnues. On les appelle également "procédés de Wiener" ou encore "procédés de mouvement brownien" [Madsen, 2008].

L'équation 2.15 est l'équation d'observation. y représente le vecteur de sorties (très souvent la température intérieure du bâtiment, mesurée en parallèle). La matrice d'observation C contient la relation entre le vecteur d'état et la valeur mesurée. Enfin, la matrice d'action directe D relie les valeurs d'entrée directement appliquées aux valeurs de sortie (en règle générale, cette matrice est nulle pour notre application). e représente l'erreur d'observation, également modélisée par un bruit gaussien indépendant, dont la variance peut être connue (en faisant confiance aux données du constructeur de l'appareil), ou inconnue et donc là encore identifiée.

Discrétisation temporelle

Comme les données mesurées sont acquises de manière discontinue (par convertisseurs analogique / numérique), il est nécessaire de discrétiser le modèle d'état. Une discrétisation

exacte est réalisée par intégration des équations 2.14 :

$$\mathbf{x}_{t+\Delta t} = e^{\mathbf{A}(t)\Delta t}\mathbf{x}_t + \int_t^{t+\Delta t} e^{\mathbf{A}(\mathbf{s})\cdot(t+\Delta t-s)}\mathbf{B}(\mathbf{s})\mathbf{u}(\tau) d\mathbf{s} + \int_t^{t+\Delta t} e^{\mathbf{A}(\mathbf{s})\cdot(t+\Delta t-s)}\boldsymbol{\sigma}(\mathbf{s}) d\mathbf{w}_s \quad (2.16)$$

Toutefois, une discrétisation approchée est possible afin d'éviter de lourds calculs d'exponentielles de matrices et d'intégrales. Le principe est l'utilisation des différences finies, comme par exemple la méthode d'Euler explicite :

$$\mathbf{x}_{t+\Delta t} = (\mathbf{I} + \mathbf{A}\Delta t)\mathbf{x}_t + \mathbf{B}\Delta t\mathbf{u}_t + \mathbf{w}_t \quad (2.17)$$

Il existe d'autre méthodes de discrétisation (Euler implicite, θ - schéma, Crank-Nicholson ou Tustin, Runge-Kutta ...) dont les expressions peuvent être trouvées dans des ouvrages appropriés [Haugen, 2005; Guinot and Cappelaere, 2006].

Le modèle d'état discret peut alors s'exprimer nous la forme :

$$\mathbf{x}_{t+\Delta t} = \mathbf{A}_d\mathbf{x}_t + \mathbf{B}_d\mathbf{u}_t + \mathbf{w}_t \quad (2.18)$$

$$\mathbf{y}_t = \mathbf{C}\mathbf{x}_t + \mathbf{D}\mathbf{u}_t + \mathbf{e}_t \quad (2.19)$$

\mathbf{w}_t étant le bruit de process et \mathbf{e}_t le bruit de mesure. Ces derniers sont supposés être purement aléatoires et de distribution gaussienne :

$$\mathbf{w}_t \sim \mathcal{N}(0, \boldsymbol{\Sigma})$$

$$\mathbf{e}_t \sim \mathcal{N}(0, \mathbf{S})$$

Expression de la vraisemblance

Une fois le modèle d'état stochastique discrétisé, il devient possible d'exprimer la vraisemblance de la manière suivante :

$$\mathcal{L}(\theta; T) = p(T|\theta) \propto \left(\prod_{k=t_1}^{t_n} \frac{e^{-0.5\boldsymbol{\epsilon}_k^T \mathbf{R}_k^{-1} \boldsymbol{\epsilon}_k}}{\sqrt{\det \mathbf{R}_k} (\sqrt{2\pi})^l} \right) \quad (2.20)$$

Où le vecteur d'erreur de prédiction $\boldsymbol{\epsilon}_k$ (de taille $1 \times l$) et sa matrice de covariance \mathbf{R}_k (de taille $l \times l$) peuvent être déterminés par l'utilisation d'un filtre de Kalman (équations 2.24 et 2.25)

Filtre de Kalman

Le filtre de Kalman est un puissant outil mathématique introduit dans les années 1960 par plusieurs mathématiciens dont Rudolf Kalman [Kalman, 1960]. A la base, son but est plus lié à l'estimation des états qu'à un calcul de vraisemblance. C'est pour cela qu'il est très

utilisé dans la localisation spatiale d'objets dont la mesure est très imprécise (GPS, radar, imagerie), mais aussi plus généralement dans les applications où il existe des modèles mathématiques et des mesures bruitées (météorologie, finance, neurosciences, etc.) Il peut ainsi servir à estimer un état actuel (filtrage), un état passé (lissage) ou un état futur (prédiction). En thermique du bâtiment, il peut notamment servir à la prédiction des consommations de chauffage, même si ce n'est pas l'objet ici. Lors d'un filtrage de Kalman, la première étape consiste à prédire l'état suivant en se servant du modèle :

$$\hat{\mathbf{x}}_{t+\Delta t} = \mathbf{A}_d \hat{\mathbf{x}}_t + \mathbf{B}_d \mathbf{u}_t \quad (2.21)$$

$$\hat{\mathbf{y}}_{t+\Delta t} = \mathbf{C} \hat{\mathbf{x}}_{t+\Delta t} + \mathbf{D} \mathbf{u}_t \quad (2.22)$$

Une prédiction de l'erreur des états *a priori* est également réalisée :

$$\mathbf{P}_{t+\Delta t} = \mathbf{A}_d \mathbf{P}_t \mathbf{A}_d^T + \Sigma \quad (2.23)$$

\mathbf{P} est la matrice de covariance de l'erreur du vecteur d'état, conséquence du bruit de process (caractérisé par sa matrice de covariance $\Sigma = \sigma \sigma^T$) et de la dynamique du système (prise en compte dans la matrice \mathbf{A}_d)

Les valeurs initiales $\hat{\mathbf{x}}_0$ et \mathbf{P}_0 peuvent être spécifiées ou identifiées dans le processus d'optimisation globale.

La seconde étape du filtrage de Kalman (appelée innovation) consiste à intégrer l'information liée à la mesure. C'est cette étape qui sert au calcul de la vraisemblance :

$$\epsilon_t = \mathbf{y}_t - \hat{\mathbf{y}}_t \quad (2.24)$$

$$\mathbf{R}_t = \mathbf{C} \mathbf{P}_t \mathbf{C}^T + \mathbf{S} \quad (2.25)$$

ϵ représente l'écart entre l'observation mesurée et prédite. \mathbf{R} est la matrice de covariance de l'erreur du vecteur d'observation, conséquence du bruit de mesure (caractérisé par la matrice \mathbf{S}), de l'erreur des états (caractérisée par la matrice \mathbf{P} calculée dans l'étape précédente) et de la matrice d'observation \mathbf{C}_d .

C'est ensuite qu'intervient la dernière étape du filtrage de Kalman : la mise à jour (non utilisée dans le calcul de la vraisemblance). L'état estimé est corrigé de la valeur prédite en fonction de l'erreur de prédiction et du gain de Kalman :

$$\hat{\mathbf{x}}'_t = \hat{\mathbf{x}}_t + \mathbf{K}_t \epsilon_t \quad (2.26)$$

Avec :

$$\mathbf{K}_t = \mathbf{P}_t \mathbf{C}^T \mathbf{R}_t^{-1} \quad (2.27)$$

Une prédiction de l'erreur des états *a posteriori* est également réalisée :

$$\mathbf{P}'_t = \mathbf{P}_t - \mathbf{K}_t \mathbf{R}_t \mathbf{K}_t^T \quad (2.28)$$

Le gain de Kalman \mathbf{K} calculé dans l'équation 2.27 est le résultat de la minimisation de l'erreur des états *a posteriori* de l'équation 2.28. Ce résultat peut être obtenu en substituant l'équation 2.26 dans l'équation 2.24, puis en calculant la racine de la dérivée partielle de la trace de la covariance de celle-ci par rapport à \mathbf{K} . Les détails de cette démonstration peuvent être trouvés dans des ouvrages spécifiques [Maybeck, 1979; Brown and Hwang, 1996].

Il existe également un filtre de Kalman pour les modèles d'état non linéaires (dit filtre de Kalman étendu), mais le filtre de Kalman classique est suffisant pour des modèles linéaires même instationnaires.

Lien avec les sources d'incertitude

Ici, nous avons 2 équations mais 3 types de sources d'incertitude (entrées, sorties, modèle). Les liens correspondants sont donnés dans la Figure 2.11 :

- Les incertitudes liées aux équations du modèle sont modélisées directement dans bruit de process \mathbf{w}_t
- Les incertitudes liées aux données de sortie mesurées sont modélisées directement dans le bruit de mesure \mathbf{e}_t
- Les incertitudes liées aux données d'entrée sont modélisées indirectement à la fois dans le bruit de process \mathbf{w}_t et dans le bruit de mesure \mathbf{e}_t

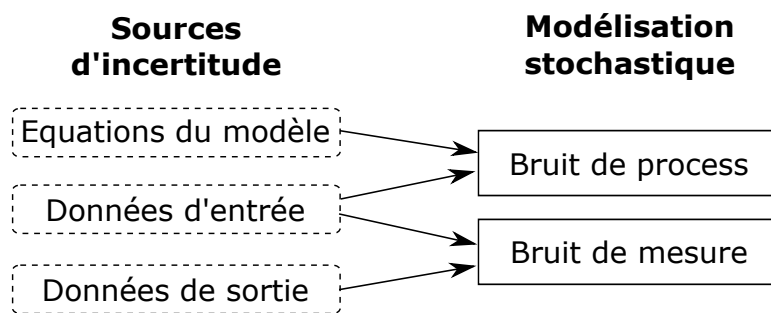


FIGURE 2.11 – Sources d'incertitude dans un problème inverse d'identification de paramètres et modélisation associée dans un modèle d'état stochastique

En effet, en supposant que l'erreur des données d'entrée soit aléatoire, gaussienne et non corrélée :

$$\mathbf{u}_t = \bar{\mathbf{u}}_t + \tilde{\mathbf{u}}_t \quad (2.29)$$

La nouvelle matrice de covariance de l'erreur du vecteur d'état devient :

$$\begin{aligned}
\mathbf{P}'_{t+\Delta t} &= \mathbf{A}_d \mathbf{P}_t \mathbf{A}_d^T + \text{cov}(\mathbf{B}_d \mathbf{u}_t + \mathbf{w}_t) \\
&= \mathbf{A}_d \mathbf{P}_t \mathbf{A}_d^T + \mathbf{B}_d \text{cov}(\tilde{\mathbf{u}}_t) \mathbf{B}_d^T + \Sigma \\
&= \mathbf{A}_d \mathbf{P}_t \mathbf{A}_d^T + \Sigma'
\end{aligned} \tag{2.30}$$

Avec $\Sigma' = \text{cov}(\tilde{\mathbf{u}}_t) \mathbf{B}_d^T + \Sigma$. La nouvelle matrice de covariance de l'erreur du vecteur d'observation devient alors :

$$\begin{aligned}
\mathbf{R}'_t &= \mathbf{C} \mathbf{P}'_t \mathbf{C}^T + \text{cov}(\mathbf{D} \mathbf{u}_t + \mathbf{e}_t) \\
&= \mathbf{C} \mathbf{P}'_t \mathbf{C}^T + \mathbf{D} \text{cov}(\tilde{\mathbf{u}}_t) \mathbf{D}^T + \mathbf{S} \\
&= \mathbf{C} \mathbf{P}'_t \mathbf{C}^T + \mathbf{S}'
\end{aligned} \tag{2.31}$$

Avec $\mathbf{S}' = \mathbf{D} \text{cov}(\tilde{\mathbf{u}}_t) \mathbf{D}^T + \mathbf{S}$. L'erreur des données d'entrées sont alors confondues dans le bruit de process avec l'erreur des équations du modèles (dans la matrice Σ') ainsi que dans le bruit de mesure avec l'erreur des données de sortie (dans la matrice \mathbf{S}'). Toutes ces erreurs aléatoires se retrouvent finalement dans la matrice \mathbf{R}' dont la vraisemblance est fonction.

2.4.3 La probabilité *a posteriori*

Pour avoir une meilleure estimation de l'incertitude des paramètres, il est préférable d'utiliser la probabilité *a posteriori* plutôt que la vraisemblance.

Pour cela, il suffit de définir la densité de probabilité des paramètres *a priori* $P(\theta)$ puis de calculer leur densité de probabilité *a posteriori* en utilisant le calcul de la vraisemblance (équation 2.20) dans la formule de Bayes (équation 2.13).

Par exemple, en supposant que les probabilités *a priori* des paramètres soient gaussiennes :

$$P(\theta) \sim \mathcal{N}(\mu_\theta, \Sigma_\theta) \tag{2.32}$$

On a :

$$p(\theta|T) = \mathcal{L}(\theta; T) \left(\frac{e^{-0.5(\theta - \mu_\theta)^T \Sigma_\theta^{-1}(\theta - \mu_\theta)}}{\sqrt{\det \Sigma_\theta} (\sqrt{2\pi})^{np}} \right) \frac{1}{p(T)} \tag{2.33}$$

np étant le nombre de paramètres identifiés. Par commodité de calcul, on optimise en général le logarithme de la probabilité *a posteriori* en s'affranchissant de la probabilité des valeurs mesurées $p(T)$, ce qui aboutit au même résultat optimal.

Remarque : Lorsqu'aucun *a priori* sur la densité de probabilité des paramètres n'est disponible, on peut supposer $P(\theta)$ uniforme sur \mathbb{R}^{np} . La probabilité *a posteriori* devient alors

équivalente à la vraisemblance.

2.4.4 Méthode par approximation quadratique

La matrice de variance-covariance des paramètres recherchés peut à présent être calculée en analysant le profil local de la fonction objectif (vraisemblance ou probabilité *a posteriori*) pour le jeu de paramètres optimal du problème inverse. Il est donc nécessaire de localiser préalablement le jeu de paramètres maximisant cette fonction (par un algorithme d'optimisation monocritère, voir annexe B).

Une fois réalisé, il convient de calculer la dérivée seconde ou **hessienne** de cette fonction objectif $\mathbf{H}_{\theta=\hat{\theta}}$ à l'aide de méthodes numériques (approximation par un ensemble de différences finies).

La matrice doit ensuite être décomposée sous la forme :

$$\mathbf{H}_{\hat{\theta}}^{-1} = \sigma_{\hat{\theta}}^T \mathbf{G} \sigma_{\hat{\theta}} \quad (2.34)$$

Avec $\sigma_{\hat{\theta}}$ la matrice diagonale des écarts types respectifs des différents paramètres et \mathbf{G} la matrice correspondante de corrélation.

On suppose alors que la densité de probabilité de l'ensemble des paramètres recherchés est gaussienne (voir exemple Figure 2.12). Cette hypothèse rend le calcul d'incertitude plus approximatif, mais nettement plus rapide.

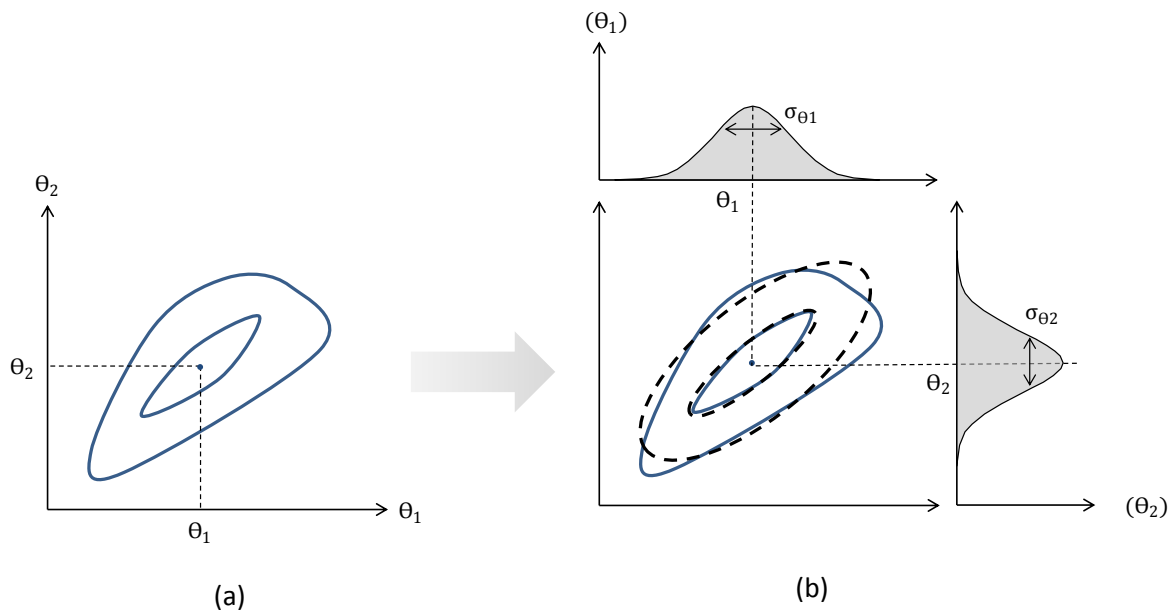


FIGURE 2.12 – Exemple de calcul d'incertitude par approximation quadratique à 2 paramètres : profil d'iso-probabilité réel (a) et profil d'iso-probabilité quadratique approché (b)

2.4.5 Méthode par chaines de Markov

Plus chronophages, les méthodes de Monte Carlo par Chaines de Markov (MCMC) permettent de tenir compte du profil exact de la fonction objectif (vraisemblance ou probabilité

a posteriori) et de calculer les densités de probabilité des paramètres identifiés de manière plus fine.

Il existe plusieurs algorithmes MCMC. L'un des plus connus est celui de Metropolis-Hastings.

Algorithme de Métropolis-Hastings

Inspiré de l'algorithme de Metropolis et al. [Metropolis et al., 1953], il fut développé puis décrit en 1970 par W. Keith Hastings [Hastings, 1970]. Son principe consiste à réaliser une chaîne de tirages aléatoires successifs et en imposant une loi particulière de transition entre chaque itération.

Le processus itératif est illustré en Figure 2.13. La structure de l'algorithme est assez similaire à celle du recuit simulé (cf Annexe B.4), sauf que le taux d'acceptation entre chaque itération n'est pas régi par un paramètre "température" mais par la fonction objectif (vraisemblance ou probabilité *a posteriori*). De plus, toutes les itérations calculées sont gardées en mémoire, ce qui est une des caractéristiques propres aux méthodes dites de "Monte Carlo".

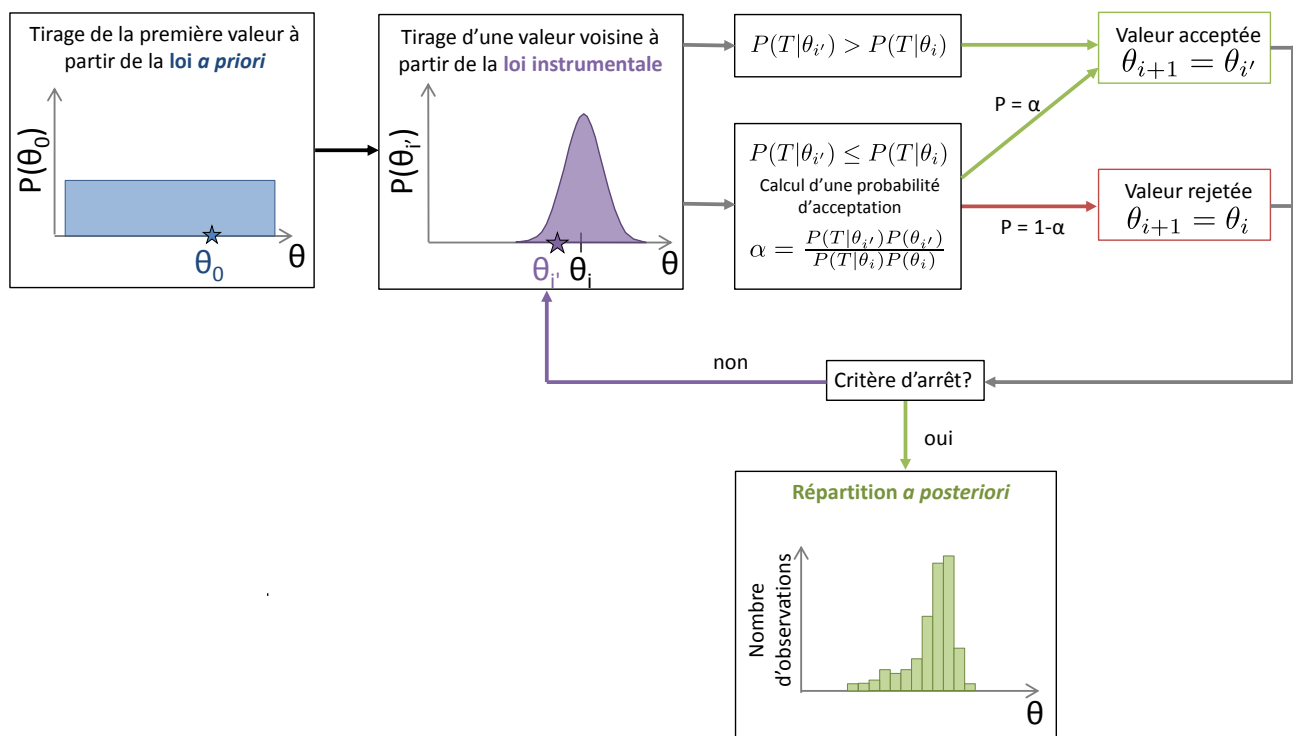


FIGURE 2.13 – Schéma de principe de l'algorithme de Metropolis-Hastings appliqué à un problème d'optimisation à 1 paramètre

Le principe est le suivant : un premier tirage de jeu de paramètre est réalisé (en suivant la loi de distribution *a priori*). Puis, à chaque itération, un nouveau jeu de paramètre est tiré au voisinage du précédent en suivant une loi définie par l'utilisateur : on appelle celle-ci la **loi instrumentale**.

Dans le cas d'une étude à un paramètre, il peut s'agir d'une loi normale, centrée sur la valeur du paramètre précédent, et possédant un écart type défini par l'utilisateur (voir

Figure 2.13). Dans un cas à plusieurs paramètres, le plus simple est d'allouer une sous-loi instrumentale à chacun des paramètres. D'autres lois instrumentales, comme celle de l'échantillonneur de Gibbs [Geman and Geman, 1984], permettent d'optimiser le nombre d'itérations au prix de calculs supplémentaires (souvent rentables selon le problème).

Une fois le nouveau jeu de paramètre tiré, celui-ci est soumis à un test :

- Si la nouvelle valeur tirée est plus vraisemblable que la précédente $P(T|\theta_{i'}) > P(T|\theta_i)$ alors celle-ci est acceptée en tant que nouvelle itération : $\theta_{i+1} = \theta_{i'}$
- Si la nouvelle valeur tirée est moins vraisemblable que la précédente $P(T|\theta_{i'}) \leq P(T|\theta_i)$ alors celle-ci est acceptée en tant que nouvelle itération avec une probabilité $\alpha = \frac{P(T|\theta_{i'})P(\theta_{i'})}{P(T|\theta_i)P(\theta_i)}$. Sinon, on conserve l'ancienne valeur $\theta_{i+1} = \theta_i$

Le procédé est alors répété jusqu'à atteindre un critère de convergence acceptable (stabilisation de la répartition des jeux de paramètres tirés, nombre d'itérations...). La distribution obtenue correspond alors à la distribution de probabilité *a posteriori* des paramètres identifiés.

Remarque : dans la première phase de l'algorithme, les premiers jeux de paramètres tirés se contentent de se rapprocher de la valeur optimale. On parle alors de "burn in". Généralement, les jeux de paramètres tirés au cours de cette phase sont "oubliés" par la suite afin de ne pas fausser le calcul d'incertitude.

2.5 Approche par séries de mesures

Une approche totalement différente pour appréhender l'incertitude de mesure de la méthode ISABELE serait de réaliser une analyse statistique d'une série de mesures répétées (sous différentes conditions climatiques). On appelle ce type d'évaluation **type A** [JCGM, 2008] par opposition aux autres approches **type B** non basées sur une série de mesures (cf sections précédentes).

L'inconvénient premier de ce type de méthode est la contrainte de temps (sachant qu'une mesure ISABELE dure environ 4 jours) qui la rend tout simplement impraticable.

Le second inconvénient est que l'incertitude obtenue ne reflète que la fidélité de la mesure (cf figures 4.1 et 2.3 en début de chapitre), la justesse ne pouvant être obtenue en l'absence de bâtiment étalon.

2.5.1 Bootstrap

Une manière de limiter l'inconvénient lié au temps (sans pour autant le supprimer) est d'avoir recours à des méthodes statistiques dites de *bootstrapping*. Ce terme anglophone, in-

troduit par Efron dans les années 1970 [Efron, 1979] fait référence à une technique générique de création d'échantillons sur le principe de **tirage avec remise**.

Dans le cas de méthodes inverses comme ISABELE qui exploite des **séries temporelles** de mesure, il devient possible d'utiliser le bootstrap en générant de multiples jeux de données de durées égales (mais de position aléatoires sur le jeu de données complet) et de calculer les paramètres optimaux pour chacun d'entre eux. L'accumulation des résultats permet ainsi d'inférer l'incertitude des paramètres pour une durée de protocole donnée (voir Figure 2.14).

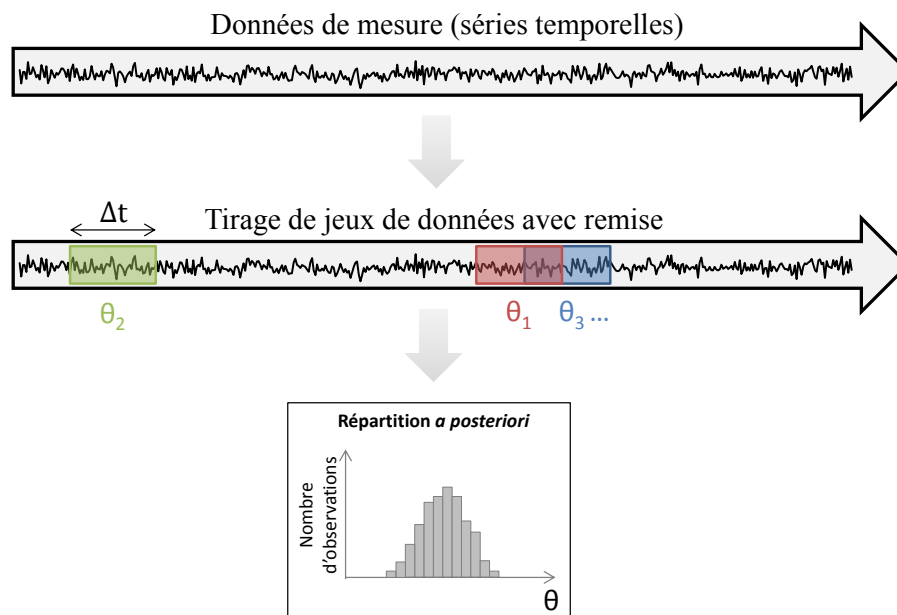


FIGURE 2.14 – Illustration du principe de bootstrap appliqué à une méthode d'analyse de séries temporelles

Cette technique dite du "bloc mobile" introduite par Künsch [Kunsch, 1989] n'est cependant valable que si la longueur du bloc est négligeable devant celle de l'essai complet et que le protocole est relativement stationnaire dans le temps (ce qui n'est pas le cas vu les phases multiples du protocole ISABELE).

Le processus itératif permet d'obtenir un grand nombre d'échantillons de mesures pour un temps plus limité.

2.6 Proposition de calcul d'incertitude pour la méthode ISABELE et application sur un cas réel

De toutes les approches décrites dans les sections 2.3 à 2.5, l'approche bayésienne avec approximation quadratique a été choisie pour des raisons apparentes de rapidité de calcul, de bonne prise en compte de l'ensemble des sources d'incertitude aléatoires (entrées, sorties, équations du modèle), et de contrainte de temps quant à la durée du protocole.

Par ailleurs, afin de tenir compte des sources d'erreur systématiques, telles que les données conventionnelles utilisées (ex : absorptivité solaire des parois, coefficients d'échanges) ou éventuels biais de mesure (ex : température d'air extérieur ou intérieur), une extension au calcul d'incertitude basée sur une méthode de quasi-Monte Carlo a été envisagée (détails dans la Section 2.6.3)

Pour valider cette technique de calcul d'incertitude, un banc expérimental à pleine échelle a été mis en place.

2.6.1 Descriptif du banc expérimental

Le bâtiment étudié est un chalet à ossature bois de 16 m² sur pilotis : il s'agit de la cellule OPTIMOB du CSTB de Grenoble (latitude 45,2 °N). Cette cellule a été construite en 2007 à l'initiative d'un projet PREBAT (Programme de Recherche et d'Expérimentations sur l'énergie dans le BATiment) encadré par l'ADEME, et a déjà fait l'objet de 2 travaux de thèse supervisés par le CSTB [Labat, 2012; Piot, 2009].

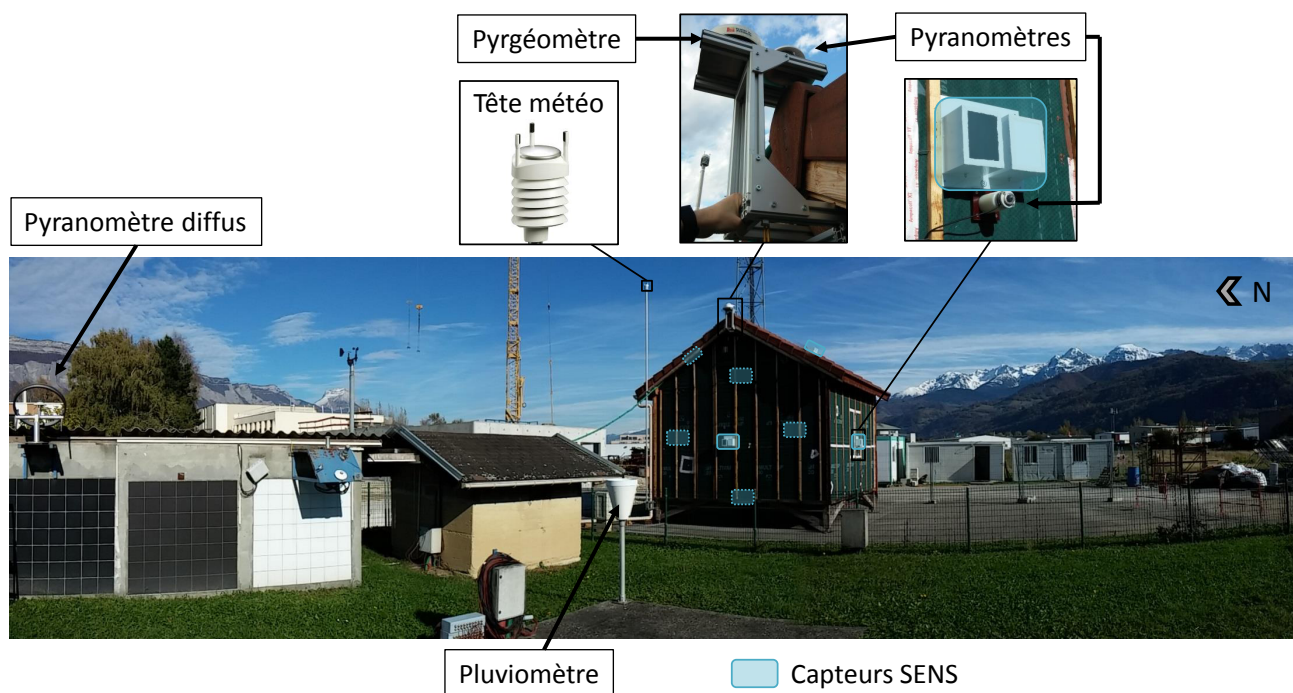


FIGURE 2.15 – Vue extérieure du banc expérimental

Dans le cadre de ce travail, une instrumentation spécifique à la méthode ISABELE a été mise en place, à savoir :

- Un convecteur électrique de 1500 W pour le chauffage du volume
- Un régulateur de température "tout ou rien" de marque Otax pour la programmation de la consigne de température intérieure
- Une pince ampèremétrique pour le relevé de la puissance électrique consommée
- Plusieurs thermocouples et une sonde platine dans l'espace intérieur

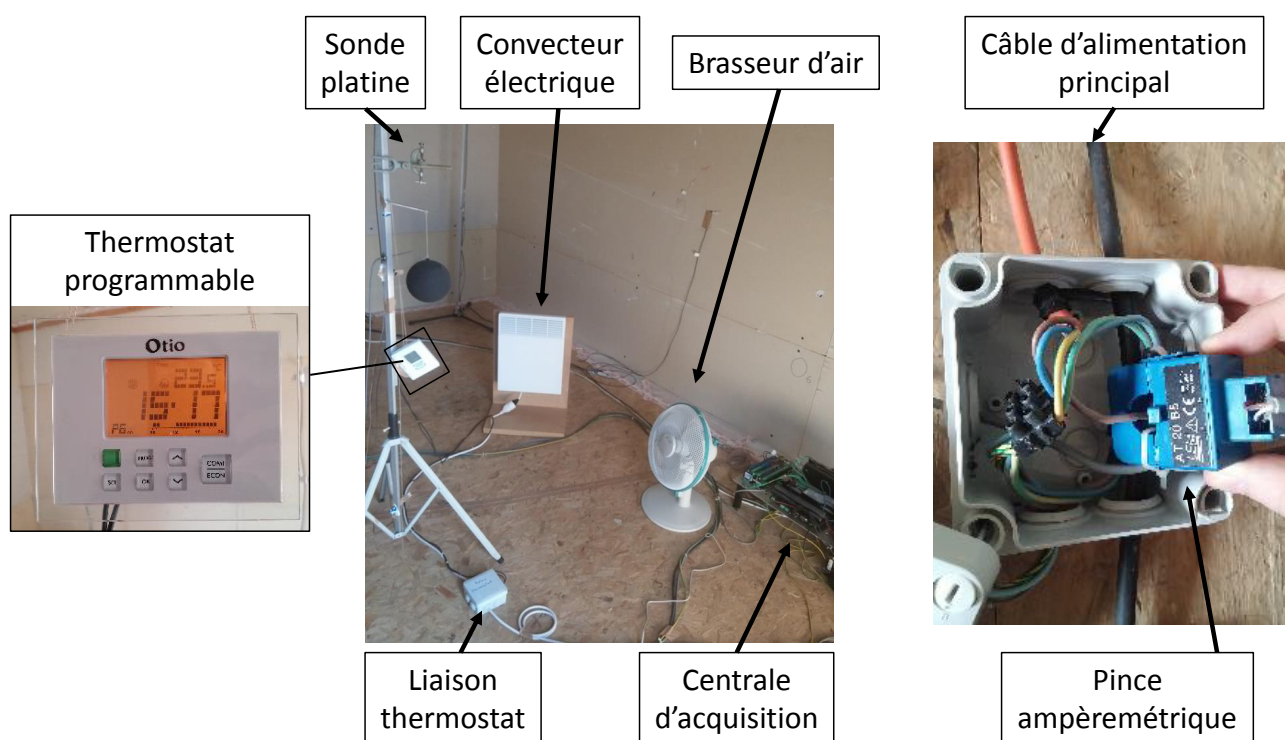


FIGURE 2.16 – Vue intérieure du banc expérimental

- Une tête météo placée sur un mat de 6,5 m pour les relevés de la vitesse du vent et de la température d'air extérieur
- 8 capteurs SENS répartis sur les 6 faces extérieures du volume chauffé ainsi que sur les deux faces en toiture

Les clichés extérieurs et intérieurs représentés dans les Figures 2.15 et 2.16 permettent de localiser ces différents éléments.

Le détail de la fabrication "artisanale" des capteurs SENS et de leur étalonnage est décrit en Annexe C. Par ailleurs, pour ajouter de la richesse aux données de mesures, d'autres instruments complémentaires ont été mis en place tels que :

- Un pyrgéomètre et un pyranomètre placé sur le toit de la cellule à l'aide d'un support pour la mesure de la température du ciel et de l'ensoleillement global horizontal
- Un pyranomètre placé verticalement sur la face Sud (pour l'application de la méthode Coheating notamment)

La station météo, présente à proximité du chalet, permet également de relever l'ensoleillement diffus horizontal (grâce à un pyranomètre muni d'un anneau équatorial) et les précipitations (grâce à un pluviomètre à godet).

L'ensemble des instruments de mesures est raccordé et piloté de manière filiaire à différentes centrales d'acquisition Campbell CR1000 et CR800 enregistrant les données avec un pas de temps de 10 minutes. Les centrales assurent également le transfert des données sur le serveur et sont équipées de batteries en cas de coupures de courant inopinées.

2.6.2 Descriptif de l'algorithme d'inversion bayésienne

L'algorithme de traitement des données de mesure a été implanté dans un script en langage Python.

Celui-ci est composé de 3 grandes phases :

1. **La préparation des données de mesure** (notamment le calcul de la température extérieure équivalente et du débit d'infiltration). Cette phase utilise les données collectées sur le bâtiment et sur l'instrumentation (hauteur, volume, surfaces, position des capteurs SENS, hauteur de mesure de la vitesse de vent, etc.).
2. **L'étape d'optimisation** permet d'identifier les paramètres optimaux du modèle thermique par maximisation de la vraisemblance.
3. **Le calcul d'incertitude** des paramètres identifiés (variance et covariance) est réalisé par approximation quadratique (voir Section 2.4.4). L'incertitude de l'indicateur H_{tr} est ensuite obtenue par formule directe (voir équations 2.35 à 2.41)

Les étapes d'optimisation et de calcul d'incertitude bayésien des paramètres identifiés sont réalisées via l'outil open source **CTSM-R** développé par une l'Université Technique du Danemark [<http://ctsm.info>]. L'outil de calcul étant codé en langage statistique R, celui-ci peut toutefois être appelé dans le script Python via l'utilisation de la librairie rpy2 [<http://rpy2.bitbucket.org>].

L'outil permet notamment de construire et discrétiser le modèle d'état à partir des équations différentielles du modèle thermique renseignées (voir équation 2.16) : les exponentielles de matrices sont calculées via une approximation de Padé [Moler and Van Loan, 2003] et les intégrales par décomposition de la matrice d'état [Kristensen and Madsen, 2003]. Le calcul de la vraisemblance y est également réalisé via l'utilisation d'un filtre de Kalman (voir Section 2.4.2) L'agorithme d'optimisation utilisé est basé sur la formule de Broyden-Fletcher-Goldfarb-Shanno (BFGS), et couplé à un algorithme de recherche linéaire. La description de l'algorithme est donnée en Annexe B.2.1.

D'une manière générale, cet algorithme peut converger comme la méthode du simplexe vers un minimum local, il faut donc veiller à bien paramétrer les valeurs initiales des variables identifiées. Une fois l'optimum obtenu, les incertitudes des paramètres identifiés sont calculées par la méthode décrite dans la Section 2.4.4.

Une documentation exhaustive du cœur de calcul peut être téléchargée aux adresse suivantes :

- Guides informatiques "utilisateur" : <http://ctsm.info/pdfs/ctsmr-reference.pdf> et <http://www.ctsm.info/pdfs/userguide.pdf>
- Guide mathématique : <http://www2.imm.dtu.dk/~ctsm/MathGuide.pdf>

L'indicateur H_{tr} et son incertitude sont calculés de la manière suivante :

$$\hat{H}_{tr} = f(\hat{\theta}_1, \dots, \hat{\theta}_n) \quad (2.35)$$

$$\hat{\sigma}_{H_{tr}} = \sqrt{J \mathbf{cov}(\hat{\theta}) J^T} \quad (2.36)$$

Avec J la matrice jacobienne de relation H_{tr} /paramètres et \mathbf{cov} la matrice de covariance des paramètres optimisés :

$$J = \left(\frac{\partial f}{\partial \hat{\theta}_1} \quad \dots \quad \frac{\partial f}{\partial \hat{\theta}_n} \right) \quad (2.37)$$

$$\mathbf{cov}(\hat{\theta}) = \begin{pmatrix} \sigma_{\hat{\theta}_1} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \ddots & \ddots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & 0 \\ 0 & \dots & 0 & \sigma_{\hat{\theta}_n} \end{pmatrix} \mathbf{cov}(\hat{\theta}) = \begin{pmatrix} \sigma_{\hat{\theta}_1} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \ddots & \ddots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & 0 \\ 0 & \dots & 0 & \sigma_{\hat{\theta}_n} \end{pmatrix} \quad (2.38)$$

$$\mathbf{cor}(\hat{\theta}) = \begin{pmatrix} 1 & \text{cor}(\hat{\theta}_1, \hat{\theta}_2) & \dots & \text{cor}(\hat{\theta}_1, \hat{\theta}_n) \\ \text{cor}(\hat{\theta}_2, \hat{\theta}_1) & \ddots & \ddots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & \text{cor}(\hat{\theta}_{n-1}, \hat{\theta}_n) \\ \text{cor}(\hat{\theta}_n, \hat{\theta}_1) & \dots & \text{cor}(\hat{\theta}_n, \hat{\theta}_{n-1}) & 1 \end{pmatrix} \quad (2.39)$$

Dans le cas du modèle thermique ThBCE, H_{tr} et J sont définis comme suit :

$$\hat{H}_{tr} = \frac{1}{\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em}} + \frac{1}{\hat{R}_{es}} \quad (2.40)$$

$$J = \left(\frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_e)^2} \quad \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_e)^2} \quad \frac{-1}{\hat{R}_{es}^2} \right) \quad (2.41)$$

2.6.3 Extension du calcul d'incertitude

Le calcul de l'incertitude par inférence bayésienne avec approximation quadratique a l'inconvénient de modéliser les sources d'erreurs comme purement aléatoires.

Or, il existe pourtant d'autres erreurs de type systématique (inconnues, mais continues sur toute la durée de la mesure) comme par exemple :

- L'absorptivité solaire des parois qui conditionne le calcul de la température extérieure équivalente (en tenant compte des apports solaires)
- Le débit d'infiltration évalué de manière simplifiée
- Les coefficients d'échanges convectifs et radiatifs supposés conventionnels
- La température d'air intérieure : bien que cette dernière soit mesurée avec une sonde platine de précision (faible erreur aléatoire), il est possible que son positionnement implique une mesure biaisée par rapport à la température moyenne du volume

Il existe également bien d'autres sources potentielles de biais. L'enjeu réside alors à tenir compte des biais les plus influents sur l'incertitude du résultat. Une étude de sensibilité globale au cas par cas est envisageable (voir section 2.2.4), mais ne rentrera pas dans le cadre de cette étude, comme expliqué précédemment.

Afin d'intégrer ces sources d'erreur dans le calcul d'incertitude et obtenir un intervalle de confiance raisonnable sur le résultat de la mesure ISABELE, une méthode de quasi-Monte Carlo a été intégrée au calcul selon la procédure suivante :

1. L'utilisateur définit les sources de biais, et leur densité de probabilité
2. De multiples biais sont ajoutés aux données de mesure par tirage dans ces densités de probabilité (suivant un échantillonnage optimisé de type Saltelli, voir section 2.3.2)
3. Chaque échantillon de données de mesure fait l'objet d'une inversion bayésienne avec approximation quadratique
4. L'ensemble des résultats (sous forme de lois normales) est combiné, formant une nouvelle densité de probabilité de l'indicateur H_{tr}
5. L'intervalle de confiance à 95% y est extrait

Le détail de la procédure est illustré en Figure 2.17.

2.6.4 Résultats

Calcul théorique

Dans un premier temps, la valeur théorique du H_{tr} de la cellule a été calculée suivant les règles Th-Bat [CSTB, 2012a]. Les explications du calcul, réalisé à partir des détails constructifs du chalet, sont donnés en Annexes E et F. Le résultat obtenu est de $H_{tr,th} = 18,2 \text{ W/K}$.

Test Coheating

Le chalet ayant été construit dans les règles de l'art, l'indicateur H_{tr} mesuré ne devrait théoriquement pas dévier significativement de cette valeur. Pour le vérifier, un premier test Coheating a été réalisé sur 5 semaines du 08/11/2014 au 12/12/2014 afin d'estimer une première valeur du H_{tr} réel. Le protocole a été réalisé conformément aux règles définies par les auteurs [Johnston et al., 2013].

Les résultats du test sont donnés dans le Tableau 2.2. La valeur et l'incertitude obtenues sont issues de la régression linéaire illustrée en Figure 2.18.

Remarque : Conformément à la méthode Coheating, le débit d'infiltration a été estimé par la formule de la règle du pouce ($q_{50}/20$ avec q_{50} le débit d'infiltration du bâtiment soumis à une différence de 50 Pascals mesuré par porte soufflante). Le détail de la mesure associée est donné dans le chapitre suivant en Section 3.3.2.

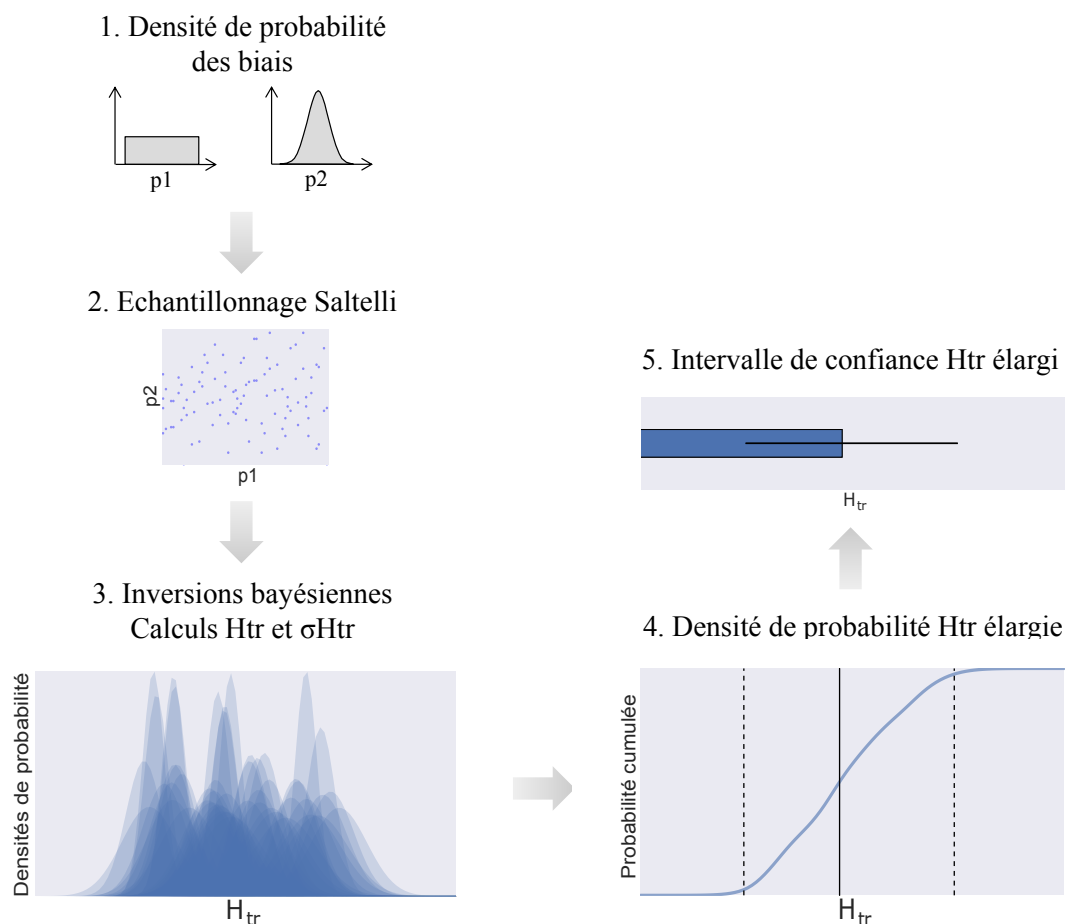


FIGURE 2.17 – Illustration de la proposition d’extension du calcul d’incertitude de la mesure ISABELE

	Déperditions par transmission H_{tr} (W/K)	Déperditions par infiltration H_{ve} (W/K)
Valeur	18,5	1,1
IC 95% (régression linéaire)	[18,0; 19,0] ($\pm 3\%$)	-

TABEAU 2.2 – Résultats de mesure Coheating réalisée sur la cellule OPTIMOB du 8 novembre au 11 décembre 2014

Test ISABELE de référence (6 semaines)

Sur ce même protocole, en y ajoutant les phases d’évolution libre avant et après la longue phase de régulation en température, la procédure de traitement de données ISABELE a été réalisée (en y intégrant le calcul d’incertitude bayésien).

Pour le calcul de l’incertitude élargie (détaillé précédemment dans la Section 2.6.3), nous allons propager 2 sources d’incertitude supplémentaires :

- L’erreur systématique sur la mesure de température intérieure (due à la stratification conduisant à un écart entre la mesure de la sonde platine et la moyenne réelle de la température d’air intérieur)
- L’erreur systématique sur l’absorptivité solaire des parois

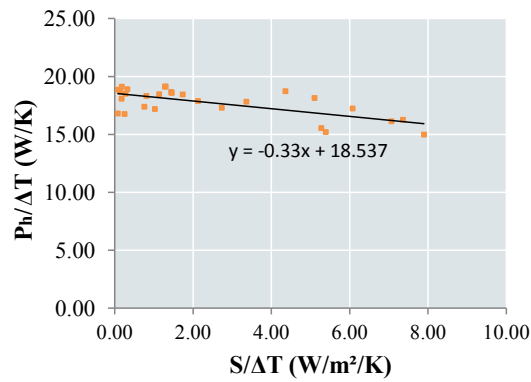


FIGURE 2.18 – Régression linéaire du test Coheating réalisée sur la cellule OPTIMOB du 8 novembre au 11 décembre 2014

L'erreur systématique sur la mesure température d'air intérieur est modélisée sous la forme d'une variable aléatoire uniforme de $\pm 0,5$ K. Cette valeur faible se justifie par le brassage de l'air intérieur de la cellule par un ventilateur.

L'erreur systématique sur l'estimation de l'absorptivité solaire des parois est modélisée sous la forme d'une variable aléatoire uniforme de ± 10 %.

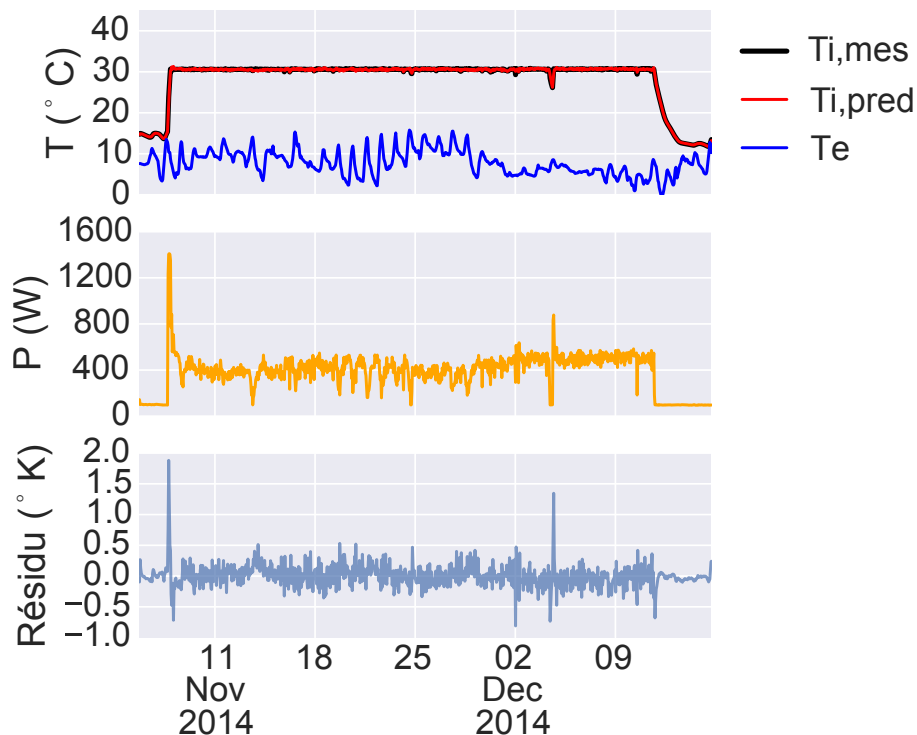


FIGURE 2.19 – Mesure et prédiction par le modèle thermique de la température d'air intérieur, résidus et puissance de chauffage mesurée lors du test ISABELE de référence réalisé sur la cellule OPTIMOB du 5 novembre au 15 décembre 2014

Les résultats du test sont donnés en Figure 2.19 et dans le Tableau 2.3. La valeur du résidu affiché correspond à la différence entre la température intérieure mesurée (en noir) et celle prédite après filtrage de Kalman (en rouge). La valeur et l'incertitude obtenues sont issues

de l'inversion bayésienne des données de mesure suivant le modèle ThBCE.

	Déperditions par transmission H_{tr} (W/K)	Déperditions par infiltration H_{ve} (W/K)
Valeur	19,4	0,7
IC 95% (calcul bayésien)	[19,2 ; 19,6] (± 1 %)	-
IC 95% élargi	[18,9 ; 20,0] (± 3 %)	-

TABLEAU 2.3 – Résultats de mesure ISABELE de référence réalisée sur la cellule OPTIMOB du 5 novembre au 15 décembre 2014

L'indicateur H_{tr} mesuré par l'approche ISABELE semble significativement supérieur à celui mesuré par l'approche Coheating. Cela peut s'expliquer par 2 raisons :

1. La valeur de l'indicateur H_{ve} déterminée par l'approche Coheating est vraisemblablement surestimée (60 % de plus que par l'approche ISABELE). En effet, le modèle aérodynamique beaucoup plus simple ne tient pas compte de la vitesse du vent assez faible durant le test (1,2 m/s en moyenne) et prévoit davantage de déperditions par infiltration plutôt que par transmission.
2. Comme indiqué dans le chapitre précédent en Section 1.3.4, la non prise en compte de l'inertie thermique dans le modèle d'inversion de la méthode Coheating est souvent responsable d'une sous-estimation des indicateurs H_{tr} et HLC

En outre, la mesure semble indiquer une valeur de H_{tr} légèrement supérieure à la valeur théorique de conception. Ceci peut s'expliquer par le fait que certains ponts thermiques ont été négligés dans le calcul (montants du plafond et du plancher, effets 3D, ponts thermiques autour de la porte), et il a été constaté qu'une humidité relative élevée a également un impact négatif non négligeable sur les déperditions de la cellule (voir Annexe F). Les résultats semblent donc cohérents.

Tests ISABELE multiples (4x4 jours)

Un protocole ISABELE de 4 jours a été appliqué sur le chalet inoccupé (1 jour d'évolution libre, 2 jours de chauffage régulé à 30°C sur l'espace intérieur, 1 jour d'évolution libre).

Ce protocole a été répété 4 fois sur différentes dates de manière à apprécier la répétabilité de la méthode sur une durée restreinte. Les résultats obtenus figurent dans le tableau 2.4.

Les 4 résultats sont tout à fait cohérents avec le test ISABELE de référence, et affichent des intervalles de confiance tout à fait comparables. La différence entre les intervalles de confiances bayésiens et élargis est ici globalement très faible, sauf pour le 4^{ème}, qui présente également une légère déviance par rapports aux autres tests.

Ceci peut s'expliquer par une réalisation non optimale du protocole ISABELE due à une température extérieure trop élevée (voir Figure 2.20).

Remarque : Là encore, la valeur du résidu affiché correspond à la différence entre la température intérieure mesurée (en noir) et celle prédite après filtrage de Kalman (en rouge).

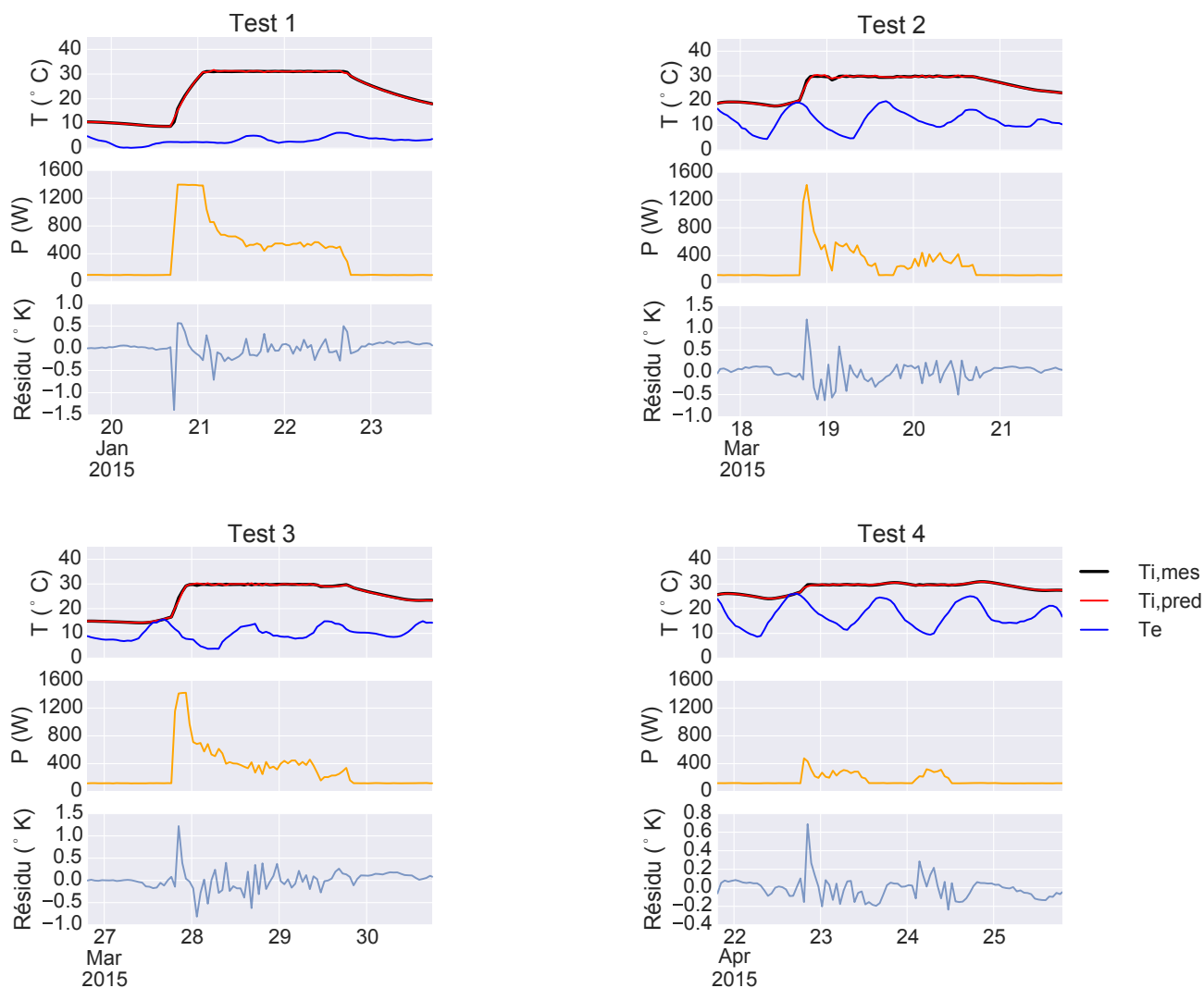


FIGURE 2.20 – Mesures et prédictions par le modèle thermique de la température d’air intérieur, résidus et puissance de chauffage mesurée lors des 4 tests ISABELE de 4 jours réalisés sur la cellule OPTIMOB

n° test	Date de mesure	Déperditions par transmission H_{tr} (W/K)		Déperditions par infiltration H_{ve} (W/K)
		IC 95% (calcul bayésien)	IC 95% élargi	
1	19-23 jan 2015	[18,6;20,2] ($\pm 4\%$)	[18,5;20,5] ($\pm 5\%$)	0,49
2	17-21 mar 2015	[18,1;20,7] ($\pm 7\%$)	[17,9;20,9] ($\pm 8\%$)	0,61
3	26-30 mar 2015	[19,1;21,5] ($\pm 6\%$)	[19,0;21,7] ($\pm 7\%$)	0,53
4	21-25 avr 2015	[16,4;18,0] ($\pm 5\%$)	[16,0;18,6] ($\pm 8\%$)	0,53

TABEAU 2.4 – Résultats de mesure des tests ISABELE de 4 jours réalisés sur la cellule OPTIMOB sur la saison de chauffe 2014-2015

Tests QUB

Afin d’ajouter une autre méthode de mesure *in situ* au comparatif, 8 tests QUB ont été réalisés sur différentes périodes et avec différents niveaux de puissance (voir Tableau 2.5)

Les évolutions de puissance, de température extérieure et intérieure sont donnés en fi-

n °test QUB	Date de mesure	ΔP (W)	Déperditions totales HLC (W/K)	Temps caractéristique τ (h)
1	18-18 dec 2014	1300	16,3	37
2	27-28 jan 2015	450	20,7	31
3	2-3 mar 2015	1300	17,0	37,6
4	4-5 avr 2015	450	11,6	47
5	3-4 oct 2015	critère QUB	18,2	68
6	9-10 nov 2015	critère QUB	18,0	42,6
7	17,18 nov 2015	critère QUB	10,9	77
8	20-21 nov 2015	critère QUB	10,5	57

TABLEAU 2.5 – Résultats de mesure des tests ISABELE de 4 jours réalisés sur la cellule OPTIMOB sur la saison de chauffe 2014-2015

gure 2.21.

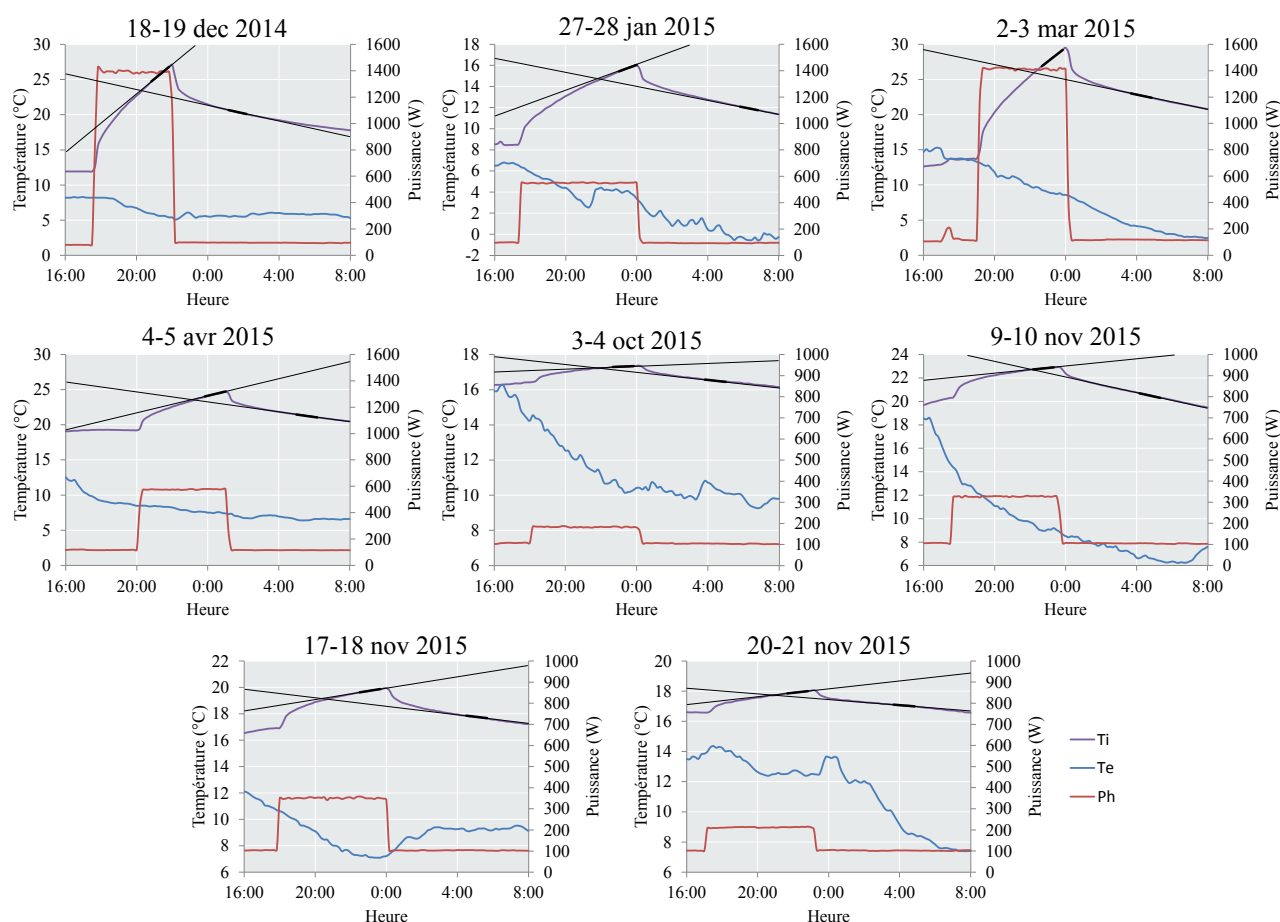


FIGURE 2.21 – Évolution des puissances, températures intérieures et extérieures au cours des 8 tests QUB sur le chalet OPTIMOB

Les résultats présentés en Figure 2.22 montrent une grande dispersion des mesures du HLC quels que soient les niveaux de puissance de chauffe utilisés (y compris avec le critère QUB défini dans le Section 1.3.5)

Avec ces 8 résultats, et en estimant les valeurs de H_{ve} à l'aide de la règle du pouce ($H_{ve} \approx 1,1$ W/K), on obtient finalement une estimation du coefficient H_{tr} de 14 ± 9 W/K qui s'avère être cohérente, mais très imprécise.

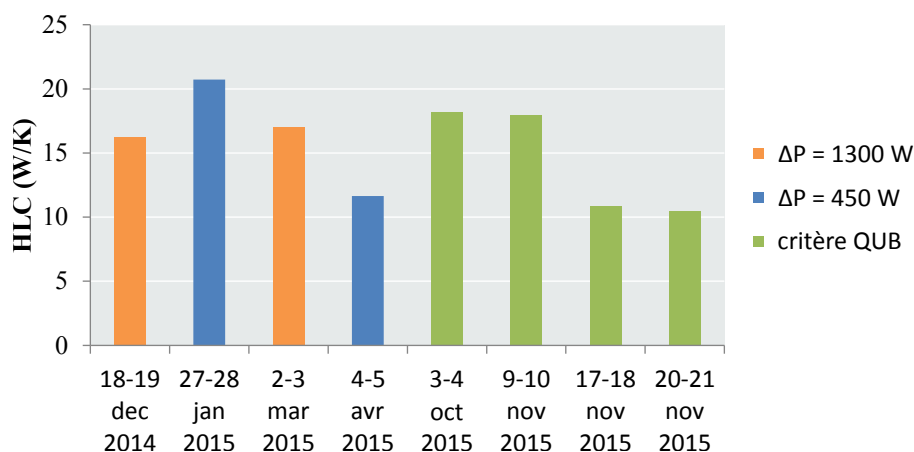


FIGURE 2.22 – Résultats de mesure des tests QUB sous différentes sollicitations de puissance

Le temps caractéristique du bâtiment est quant à lui estimé à 50 ± 38 h (entre 0,5 et 3,5 jours).

Synthèse des premiers résultats

Les différentes valeurs mesurées de l'indicateur H_{tr} sont affichées en Figure 2.23 avec leurs barres d'incertitude (bayésiennes et élargies pour la mesure ISABELE). A titre indicatif, la valeur de conception de ce coefficient calculé par les règles Th-BAT y figure également, sans incertitude (même si celle-ci existe bien!).

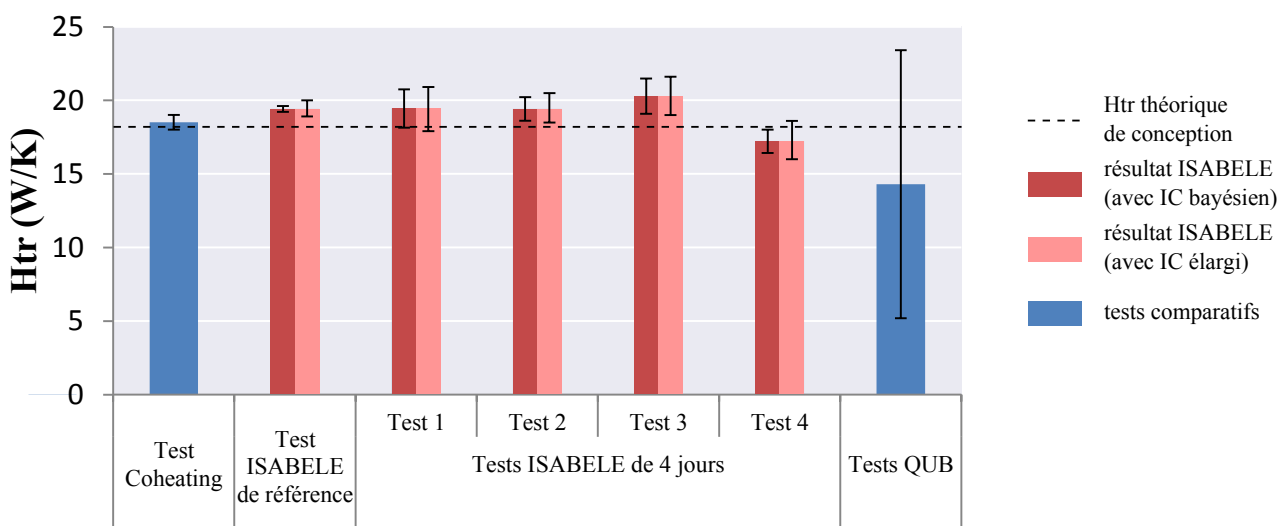


FIGURE 2.23 – Premier benchmark des différents résultats de mesure du coefficient H_{tr} du chalet OPTIMOB

Comme indiqué précédemment, les légères différences de résultats entre la valeur théorique, le test Coheating et le test ISABELE de référence sont cohérentes et explicables.

Les résultats obtenus par les 4 tests ISABELE de 4 jours présentent également des intervalles de confiance cohérents, bien que plus larges (de l'ordre de ± 5 à 10 %, ce qui peut s'expliquer par la durée d'apprentissage plus faible).

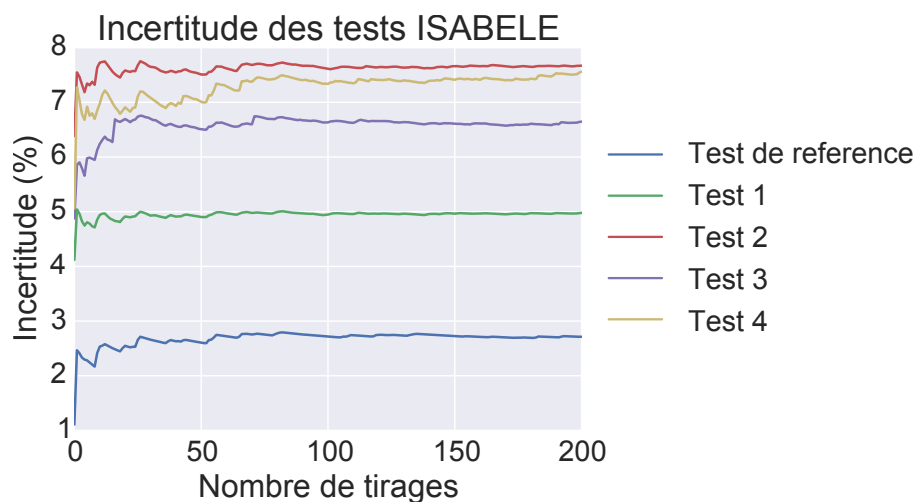


FIGURE 2.24 – Évolution du demi-intervalle de confiance des mesures ISABELE en fonction du nombre de tirages de quasi-Monte Carlo

La Figure 2.24 illustre la bonne convergence du demi-intervalle de confiance élargi de chaque mesure ISABELE avec le nombre d'échantillons tirés par l'algorithme de Saltelli. A noter que la convergence de l'algorithme est ici assez rapide (de l'ordre de 50 à 100 tirages).

Bien entendu, les autres sources d'incertitude (débit d'infiltration, coefficients d'échanges convectifs, etc.) ont été ici négligées. Les présents calculs d'incertitudes restent donc à affiner.

2.7 Conclusion du chapitre

La caractérisation de l'incertitude d'une mesure in situ des performances thermiques d'un bâtiment est un processus laborieux mais pourtant crucial. En effet, si la méthode ISABELE a vocation d'être utilisée comme un test de conformité, voire de détection de défauts, l'incertitude de son résultat a tout autant de valeur que son résultat lui-même.

De multiples pistes ont été évoquées pour réaliser ce calcul d'incertitude. L'approche bayésienne a été retenue dans un premier temps pour ses avantages de temps de calcul. Afin d'incorporer les sources d'erreur systématiques non identifiables par l'algorithme, une extension au calcul d'incertitude a été proposée par l'utilisation d'une méthode de quasi-Monte Carlo, valorisant l'expertise disponible sur les sources d'erreurs systématiques des données de mesure et des données conventionnelles utilisée dans le modèle thermique utilisé pour l'inversion.

À l'avenir, cette méthode numérique pourra potentiellement être améliorée, notamment par l'introduction des sources d'incertitude systématiques directement dans la formule de la vraisemblance comme le proposent certains auteurs [Imoto, 2013; Barlow et al., 2002; Helgesson et al., 2015].

Divers résultats de mesure expérimentales de l'indicateur H_{tr} ont été réalisées suivant 3 méthodes différentes :

- La méthode ISABELE
- La méthode Coheating
- La méthode QUB

Les principaux résultats obtenus montrent que :

1. L'ensemble des tests réalisés sont cohérents par rapport à la valeur du coefficient H_{tr} de conception.
2. L'exploitation d'un même test "long" de 40 jours suivant la méthode Coheating et ISABELE présentent des résultats légèrement différents (H_{tr} évalué légèrement plus élevé pour la méthode ISABELE) qui s'explique par la différence d'évaluation du débit d'infiltration d'air et de la prise en compte de la dynamique thermique dans la méthode ISABELE.
3. Les tests ISABELE de 4 jours permettent d'obtenir des intervalles de confiance élargis du coefficient H_{tr} à la fois robustes et cohérents face à la mesure de 40 jours, sauf pour le test réalisé fin avril où le gradient thermique intérieur/extérieur était particulièrement faible.
4. Les tests QUB réalisés sont également cohérents, mais avec une très mauvaise fidélité, même en respectant le critère de puissance de chauffe.

Parmi les perspectives concernant ce travail, une étude plus approfondie sur la définition des densités de probabilité des biais les plus influents sur le résultat de mesure sera réalisée, notamment celui sur le débit d'infiltration d'air. Ce point fera l'objet du prochain chapitre, avec un questionnement plus concret sur le type de technologie à utiliser pour minimiser cette source d'incertitude au vu de l'impact sur le résultat final ISABELE.

Ensuite, afin de tendre vers une meilleure exactitude de mesure, un travail plus profond sera réalisé pour améliorer la prise en compte de l'inertie thermique, notamment par la modification de la sollicitation de chauffe et de l'hypothèse de structure du modèle thermique. Cette étude fera l'objet du dernier chapitre.

Enfin, une analyse de sensibilité pour identifier les autres principales sources d'incertitudes systématiques et leurs densités de probabilité pourrait permettre d'affiner encore plus le calcul de l'intervalle de confiance élargi pour la méthode ISABELE.

Chapitre 3

Prise en compte des phénomènes d'infiltration d'air

Dans ce chapitre, nous présenterons l'intérêt d'évaluer le débit d'infiltration d'air au cours d'un test in situ pour caractériser la performance thermique de l'enveloppe d'un bâtiment. En effet, les pertes thermiques par infiltration ont la particularité d'être très sensibles aux conditions extérieures (tel que le vent) et ne fournissent donc pas d'information pertinente sur la qualité intrinsèque du bâti. Leur contribution dans les déperditions thermiques globales n'est pourtant pas négligeable, et il est donc important de proposer une technologie de mesure précise du débit d'infiltration avec une incertitude associée pour pouvoir l'intégrer dans la mesure finale du H_{tr}

3.1 Estimation de l'impact du phénomène d'infiltration sur les déperditions de l'enveloppe

3.1.1 Définitions : coefficients de déperdition thermique

Le **HLC** (dérivé de l'anglais *Heat Load Coefficient* en W/K) est la quantité d'énergie traversant l'enveloppe d'un bâtiment soumis à une différence de température de 1 K entre l'espace intérieur et l'air extérieur. Ce coefficient inclut à la fois les pertes par transmission P_{tr} et les pertes par infiltrations d'air P_{inf} .

$$HLC = \frac{P_{tr} + P_{inf}}{T_i - T_e} \quad (3.1)$$

La part purement liée aux transmissions, qui est **intrinsèque** au bâtiment, est le coefficient H_{tr} . La part liée aux infiltrations est le coefficient H_{inf} (dans le protocole ISABELE, la ventilation coupée fait que $H_{inf} = H_{ve}$). Pour des **conditions limites uniformes**, leur expression est simple :

$$H_{tr} = \frac{P_{tr}}{T_i - T_e} \quad (3.2)$$

$$H_{inf} = \frac{P_{inf}}{T_i - T_e} \quad (3.3)$$

En explicitant le flux déperditif par infiltration P_{inf} , on obtient :

$$H_{inf} = n_{inf} \cdot Vol \cdot Cp_{v,air} \quad (3.4)$$

Par la suite, on utilisera par commodité la capacité calorifique volumique de l'air à 0°C, i.e. $1.30 \text{ kJ}/(\text{m}^3 \cdot \text{K})$. La part des pertes thermiques par infiltration est donc purement proportionnelle au débit volumique d'air entrant dans le bâtiment.

Cas des locaux non chauffés

Lorsque l'air infiltré ne provient pas directement de l'extérieur dans la frontière définie (voir Figure 3.1), celui-ci est à une température non nécessairement égale à la température d'air extérieur.

Dans ce cas, l'expression du H_{inf} tel qu'indiquée dans l'équation 3.4 ne change pas, mais les conditions limites ne sont plus uniformes. L'expression 3.3 n'est donc plus valide.

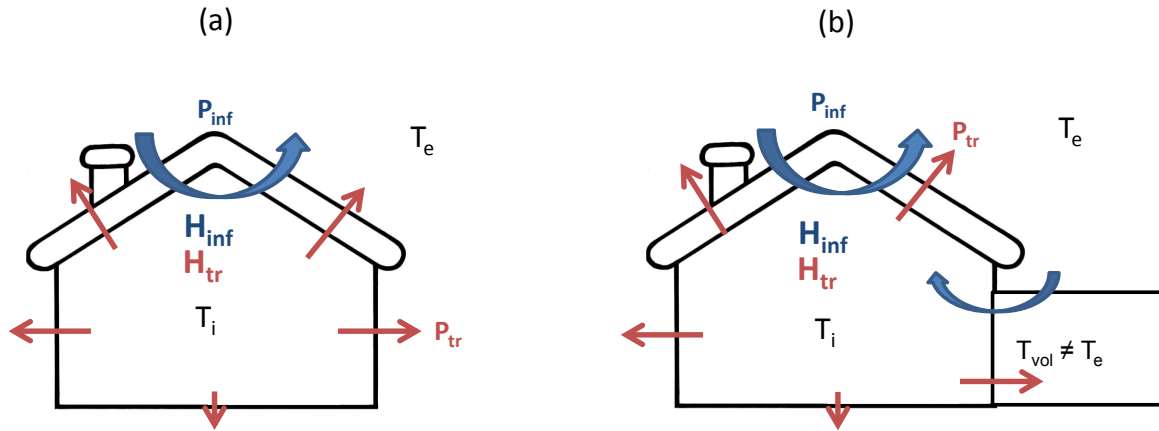


FIGURE 3.1 – (a) Cas d'un bâtiment avec conditions extérieures uniformes; (b) Cas d'un bâtiment avec locaux non chauffés

L'expression du flux de chaleur par infiltration vaut donc :

$$P_{inf} = H_{inf} \cdot (T_i - T_{e,eq}) \quad (3.5)$$

Où $T_{e,eq}$ est une température d'air extérieure équivalente (moyenne des températures d'air extérieures pondérées par les débits d'infiltration) :

$$T_{e,eq} = \frac{\sum_k \rho_k \cdot Cp_{v,k} \cdot q_{inf,k} \cdot T_{e,k}}{\sum_k \rho_k \cdot Cp_{v,k} \cdot q_{inf,k}} \quad (3.6)$$

3.1.2 Modèle aéraulique simplifié

Afin d'estimer l'ordre de grandeur des débits d'infiltration, un modèle itératif issu de la norme NF EN 15242 est utilisé. Ce modèle est notamment repris dans la réglementation thermique française, et est détaillé dans le paragraphe 7.8 de l'annexe à l'arrêté portant approbation de la méthode de calcul Th-BCE 2012 [CSTB, 2012b]. Ce dernier est basé sur un calcul simplifié des pressions extérieures et intérieures aux différentes zones du bâtiment afin de satisfaire le bilan aéraulique massique. Ce calcul prend en compte un certain nombre de paramètres afin de modéliser les débits d'infiltration dus au vent et au tirage thermique :

- Les caractéristiques du bâtiment :
 - Mesure d'étanchéité (coefficients C_L et n_e , ou à défaut $Q_{4pa,surf}$)
 - Hauteur de la zone
 - Aire de l'enveloppe extérieure (murs latéraux et toit)
 - Inclinaison du toit
- Les conditions intérieures :
 - Taux de ventilation mécanique
 - Température intérieure
- Les conditions extérieures :
 - Vitesse de vent
 - Type de terrain (urbain, campagne, ouvert)
 - Température extérieure

Une illustration de ce modèle sur un cas très simple (bâtiment monozone sans ventilation) est donnée en Figure 3.2 à titre informatif :

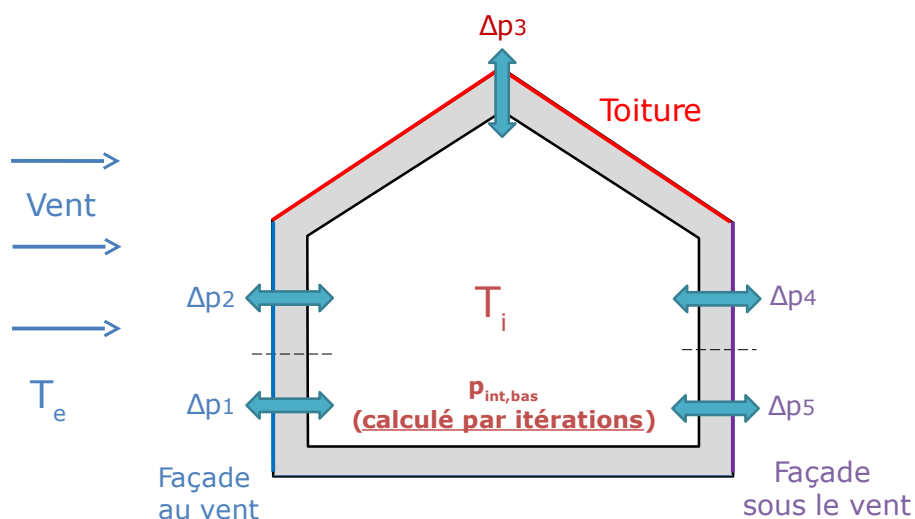


FIGURE 3.2 – Illustration du principe du modèle aéraulique réglementaire sur un cas simple pour le calcul des débits d'infiltration

La pression extérieure vue par chaque composant est estimée en fonction de l'altitude, du vent, de la température extérieure, des caractéristiques géométriques du composant, et

de l'écrantage du terrain.

$$p_{ext,comp} = -g \cdot z_{comp} \cdot \rho(T_e) + \frac{1}{2} CP \cdot \rho(T_e) \cdot V^2 \quad (3.7)$$

CP est le « coefficient de pression » du composant. Il caractérise une sorte de pondération de l'effet du vent mesuré (généralement à 10 m d'altitude en station météo) par rapport au composant étudié.

- Il est positif pour les parois au vent (compression de l'air)
- Il est négatif pour les parois sous le vent (détente de l'air)

Sa valeur absolue est comprise entre 0 et 1. La norme EN NF 15242 définit des valeurs arbitraires de CP suivant différentes classes de hauteur, inclinaison de parois, écrantage du terrain, caractère intérieur traversant ou non traversant.

Ces valeurs arbitraires sont évidemment une simplification issue de travaux numériques et expérimentaux plus détaillés, tels que les travaux réalisés en soufflerie par Bowen [Bowen, 1976] et Wiren [Wiren, 1985, 1987].

Encore à l'heure actuelle, les recherches se poursuivent pour chercher à quantifier plus finement ces coefficients de pression, notamment avec d'aide de logiciels de CFD à l'échelle urbaine [Merlier, 2015].

Notons que la norme ne tient pas compte de l'effet de la direction du vent, qui a pourtant une influence, en particulier sur les défauts locaux, comme le montrent diverses études [Swami and Chandra, 1988; Koinakis, 2005; Sharag-Eldin, 2007].

La pression intérieure au niveau inférieur de la zone ($p_{int,bas}$) est déterminée par itérations de manière à ce que les autres pressions calculées en fonction de celle-ci équilibrent le bilan massique des flux d'air dans le bâtiment (la somme des débits d'infiltration doit être égale à la somme des débits d'exfiltration). Pour cela, une technique d'optimisation (du type simplexe, voir annexe B.1) peut être utilisée. La pression intérieure vue par chaque composant varie selon la température intérieure et l'altitude :

$$p_{int,comp} = -g \cdot z_{comp} \cdot \rho(T_i) + p_{int,bas} \quad (3.8)$$

$p_{int,bas}$ étant la pression intérieure en partie basse de la zone étudiée. La relation permettant de faire le lien entre différence de pression et débit d'air surfacique infiltré est la suivante :

$$|Q_{surf}| = \frac{C_L}{A_{facade} + A_{toit}} \cdot |\Delta p|^{n_e} \quad (3.9)$$

Avec C_L et n_e les coefficients de relation débit/pression mesurés par la porte soufflante ($n_e = 2/3$ par convention). Il s'agit en fait d'un compromis entre l'hypothèse d'un écoulement laminaire ($n = 1$) et inertiel ($n = 0,5$) [Carrié et al., 2006; Walker et al., 1998]. L'hypothèse

ainsi faite est que la perméabilité de l'enveloppe est répartie de manière égale sur tous les composants de façade, faute de connaissance de la localisation des défauts d'étanchéité.

3.1.3 Application théorique sur 2 typologies de bâtiment

Afin de comparer les pertes par infiltration aux pertes par transmission, deux typologies ont été modélisées :

- Un petit chalet de 13 m^2 (cellule expérimentale du CSTB, voir Figure 3.3,a)
- Une maison individuelle de 100 m^2 (typologie « Mozart », voir Figure 3.3,b)

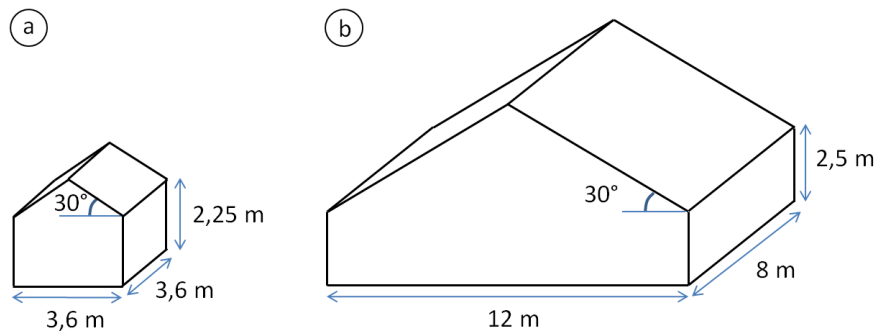


FIGURE 3.3 – Géométrie simplifiée du chalet Brahe (a) et de la maison Mozart (b)

Une série d'expériences virtuelles a été élaborée à l'aide du modèle décrit dans la section 3.1.2 afin d'étudier la sensibilité du débit d'infiltration en fonction des propriétés de l'enveloppe et des conditions climatiques :

- Perméabilité à 4 Pa : de 0 à $1 \text{ m}^3 / (\text{h} \cdot \text{m}^2)$ (10 valeurs)
- Vitesse de vent : 1 m/s et 5 m/s
- Coefficients de pression : 3 jeux de valeurs suivant un terrain ouvert, normal ou urbain (utilisation des valeurs tabulées de la norme EN NF 15242)
- Différence de température : 20 K (maximisation du tirage thermique)

L'exposant de fuite du bâtiment n_e a été supposé égal à 0,67. Le coefficient de fuite global du bâtiment C_L est alors calculé de la manière suivante :

$$C_L \approx \frac{(A_{\text{facade}} + A_{\text{toit}}) \cdot Q_{4\text{pa},\text{surf}}}{4^{0.67}} \quad (3.10)$$

Pour adimensionner les résultats suivant les deux typologies de bâtiment, les résultats obtenus sont rapportés à la surface extérieure de chaque bâtiment :

$$U_{\text{inf}} = \frac{H_{\text{inf}}}{A_{\text{facade}} + A_{\text{toit}}} \quad (3.11)$$

Les résultats obtenus (voir Figure 3.4) montrent que les débits d'infiltration rapportés à la surface extérieure de chacun des bâtiments sont très proches à $V = 1 \text{ m/s}$. En effet, les bâtiments ayant quasiment la même hauteur, le phénomène de tirage thermique varie extrêmement peu. À $V = 5 \text{ m/s}$, le débit est jusqu'à 33 % inférieur pour la maison Mozart que

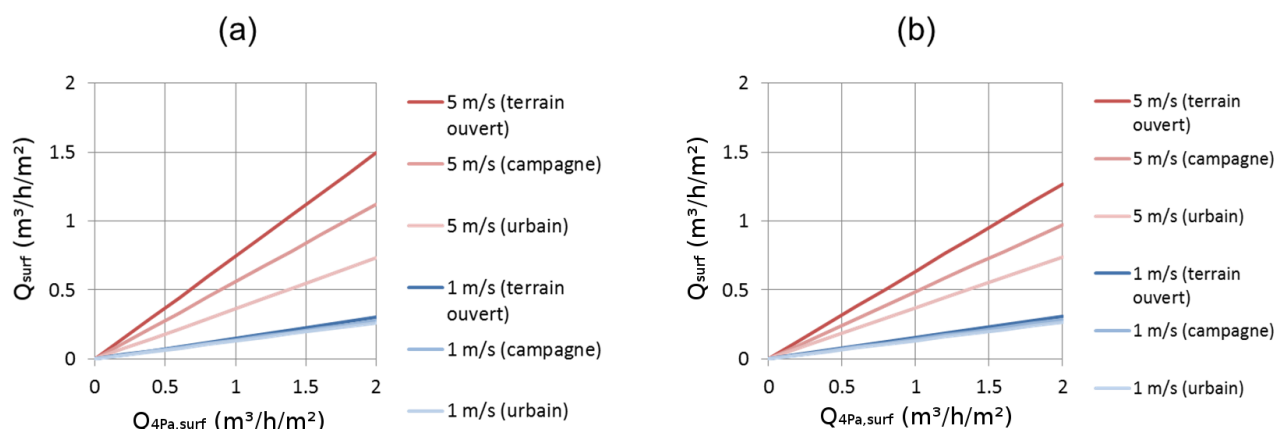


FIGURE 3.4 – Débits d’infiltration rapportés à la surface extérieure du chalet Brahe (a) et de la maison Mozart (b) suivant le plan d’expérience choisi

pour le Chalet Brahe, en raison de sa forme géométrique différente et donc des coefficients de pression répartis différemment.

On note que, par l’équation 3.9, le débit d’infiltration est purement proportionnel à la perméabilité mesurée à 4 Pa pour un même type de terrain et une même vitesse de vent. En effet, les conditions de pression extérieure sont identiques. Les coefficients de proportionnalité approximatifs pour la typologie Mozart sont donnés dans le Tableau 3.1.

		$Q_{surf} / Q_{4Pa,surf}$
V = 1 m/s		15 %
V = 5 m/s	Terrain Urbain	40 %
	Terrain Normal	50 %
	Terrain Ouvert	60 %

TABLEAU 3.1 – Coefficients de proportionnalité entre la perméabilité à 4Pa et le débit d’infiltration surfacique pour la typologie Mozart et le plan d’expérience choisi

Un autre graphique intéressant est celui du $U_{inf}(W/(m^2.K))$, qui peut être comparé au U_{tr} du bâtiment. Afin de dégager des ordres de grandeur nous considérerons 2 typologies de parois :

- Paroi 1 : bien isolée ($U_{tr} = 0,25 W/(m^2.K)$) et peu perméable ($Q_{4Pa,surf} = 0,4 m^3/(h.m^2)$). C’est une paroi type des bâtiments de construction récente RT 2012.
- Paroi 2 : mal isolée ($U_{tr} = 1,5 W/(m^2.K)$) et très perméable ($Q_{4Pa,surf} = 2 m^3/(h.m^2)$). C’est une paroi type des bâtiments de construction ancienne.

La Figure 3.5 permet de comparer visuellement les valeurs de U_{inf} et les valeurs de U_{tr} pour les 4 typologies. Les proportions chiffrées sont données dans le Tableau 3.2.

3.1.4 Conclusion

L’étude préliminaire réalisée ici nous permet de mettre en évidence la proportion non négligeable de la part de déperditions thermiques liées à l’infiltration dans la grande majorité des bâtiments neufs et anciens.

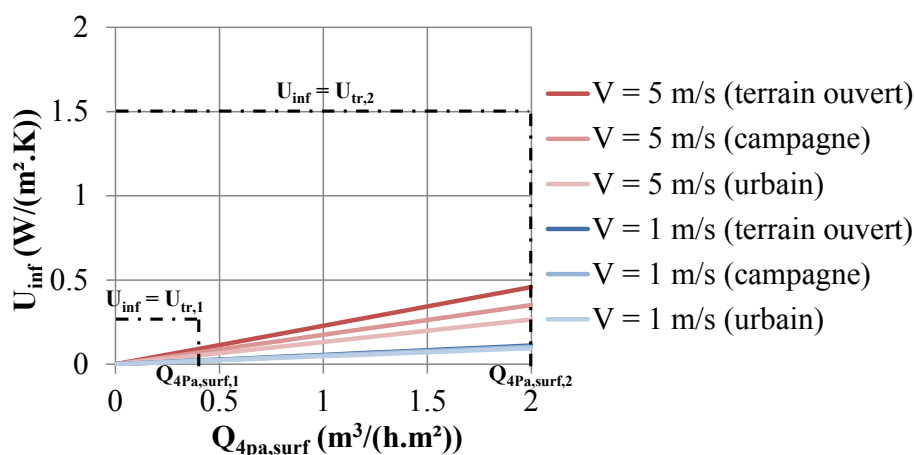


FIGURE 3.5 – Déperditions thermiques surfaciques liées à l’infiltration de la maison Mozart suivant le plan d’expérience choisi, avec comparatif de 2 typologies de parois

U_{inf}/U_{tr}		Paroi 1 : forte isolation & étanchéité		Paroi 2 : faible isolation & étanchéité	
		Chalet	Maison	Chalet	Maison
V = 1 m/s		8 %	8 %	7 %	7 %
V = 5 m/s	Terrain urbain	21 %	21 %	18 %	18 %
	Terrain normal	32 %	28 %	27 %	23 %
	Terrain ouvert	43 %	37 %	36 %	31 %

TABEAU 3.2 – Rapport de la part de l’infiltration à celle de la transmission dans les déperditions thermiques surfaciques de la maison Mozart et du chalet Brahe suivant le plan d’expérience choisi pour 2 typologies de paroi

Cette proportion est également susceptible de varier rapidement en fonction de la vitesse du vent.

Il est donc nécessaire d’intégrer à la méthode ISABELE une technique permettant d’estimer précisément, et à moindre coût, l’évolution du débit d’infiltration au cours de test de manière à extraire le coefficient de performance thermique intrinsèque de l’enveloppe H_{tr} .

3.2 Méthodes pour estimer le débit d’infiltration dans un bâtiment

3.2.1 Modèles aérauliques détaillés

Les modèles aérauliques détaillés tels que la CFD ont l’avantage de pouvoir estimer plus finement la répartition extérieure en pression du bâtiment [Hooff and Blocken, 2010; Obrecht et al., 2014]. En effet, ils permettent la prise en compte de la direction du vent, des obstacles 3D et également des régimes d’écoulement extérieurs turbulents (voir Figure 3.6).

La modélisation détaillée permet également de mieux représenter les transferts d’air à l’échelle des défauts locaux de l’enveloppe [Belleudy et al., 2015] au lieu d’utiliser l’hypothèse d’une enveloppe uniformément poreuse.

L'inconvénient évident de ce type de méthode pour notre application est le coût global pour seulement évaluer le débit d'infiltration (temps de programmation et de calcul, problématique du maillage, de convergence, etc.). La justification de ce coût en termes de gain en précision sur la mesure du H_{tr} est alors problématique, d'autant plus qu'elle nécessite de connaître la géométrie précise des défauts d'étanchéité.

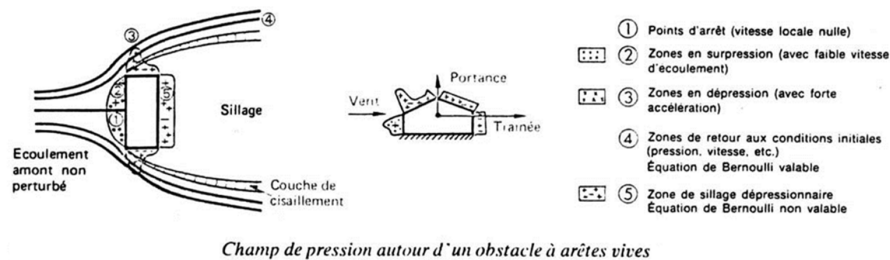


FIGURE 3.6 – Illustration de la complexité de modélisation du champ de pression extérieur d'un bâtiment [Grillaud, 2010]

3.2.2 "Règle du pouce"

À l'autre extrême, il existe également des règles empiriques très simplifiées pour évaluer grossièrement le débit d'infiltration d'un bâtiment. La "règle du pouce", introduite dans les années 1970 [Kronvall, 1978] est définie par l'expression suivante :

$$q_{inf} \approx \frac{Q_{50}}{N} \quad (3.12)$$

N étant le ratio "perméabilité-infiltration" dont la valeur varie de 10 à 30 selon la typologie du bâtiment. La valeur 20 (moyenne) est généralement utilisée, bien que certains auteurs recommandent des valeurs légèrement plus faibles [Persily, 1982; Sherman, 1987].

L'avantage de cette formule réside dans l'unique utilisation de l'indicateur Q_{50} mesuré par la porte soufflante. La méthode Coheating (cf paragraphe 1.3.4) utilise cette approximation (avec $N = 20$) pour modéliser la moyenne journalière du débit d'infiltration, supposée invariante dans le temps.

Cependant, il a été montré que la valeur instantanée du débit d'infiltration peut varier de -50 % à +500 % de cette valeur moyenne selon les conditions climatiques, la géométrie et l'exposant de fuite du bâtiment [Pouget, 2011].

Ce point rend donc la méthode trop simplifiée et trop imprécise pour une évaluation correcte du coefficient de transmission thermique, en particulier pour une méthode dynamique courte telle que ISABELE.

3.2.3 Modèles aérauliques simplifiés

Un compromis entre les deux méthodes précédentes consiste à faire appel à des **modèles simplifiés** qui ne prennent en compte que des paramètres physiques simples et facilement

récoltables. Ces modèles sont plus adéquats pour notre application puisque beaucoup moins coûteux que la modélisation détaillée mais plus précis qu'une règle du pouce.

Comme exemples, on peut citer le modèle itératif de la norme NF EN 15242 présenté dans la section 3.1.2 ou encore COMIS [Feustel and Rayner-Hooson, 1990] dont l'avantage supplémentaire est la prise en compte de l'impact de la direction du vent à partir de résultats empiriques issus d'expériences en soufflerie [Akins and Cermak, 1976; Hussein and Lee, 1980] et d'informations supplémentaires sur la configuration géométrique du bâtiment. Un autre modèle simplifié intéressant est celui développé par le LBNL [Sherman, 1987] qui présente une formulation empirique et plus simplifiée.

Modèle LBNL

Dans ce modèle, le débit d'infiltration est exprimé directement en fonction de la vitesse du vent et du gradient de température :

$$q_{inf} = ELA \sqrt{f_w^2 V^2 + f_s^2 |T_i - T_e|} \quad (3.13)$$

L'aire de fuite effective du bâtiment (ou *Effective Leakage Area ELA*), définie dans la norme ASTM E799, peut être obtenue par mesure à la porte soufflante :

$$ELA = \frac{C_L}{3600} 4^{n_e - 0.5} \sqrt{\frac{\rho}{2}} \quad (3.14)$$

Les paramètres f_w et f_s , propres aux effets du vent et du tirage thermique, sont définis par les corrélations empiriques suivantes [Grimsrud et al., 1981] :

$$f_w = C' (1 - r)^{1/3} \left[\frac{\alpha_b (z_b/10)^{\gamma_b}}{\alpha_m (z_m/10)^{\gamma_m}} \right] \quad (3.15)$$

$$f_s = \frac{1}{3} \left(1 + \frac{r}{2} \right) \left[1 - \frac{x^2}{(2 - r)^2} \right]^{3/2} \sqrt{\frac{g z_b}{T_i}} \quad (3.16)$$

Les paramètres $C', \alpha_h, \alpha_m, \gamma_h, \gamma_m$ sont des coefficients propres à l'écrantage du bâtiment et de la classe de terrain au niveau du site et du lieu de mesure. Leurs valeurs sont renseignées dans des tables spécifiques. En supposant que les défauts d'étanchéité sont uniformément répartis, les fractions d'aires r et x sont définies comme suit :

$$r = \frac{A_{toit} + A_{plancher}}{A_{facade}} \quad (3.17)$$

$$x = \frac{A_{toit} - A_{plancher}}{A_{facade}} \quad (3.18)$$

3.2.4 Méthodes par gaz traceur

Pour la mesure *in situ*, l'utilisation de **gaz traceurs** permet d'obtenir une mesure plus juste à condition de bien contrôler les injections et les mesures mises en jeu. Le principe expérimental consiste à injecter et mélanger un gaz à l'air intérieur et de mesurer l'évolution de sa concentration pour remonter aux transferts d'air au cours du temps. K.W. Cheong définit plusieurs critères concernant le choix d'un gaz traceur [Cheong, 2001]. Un gaz traceur idéal doit être :

- sans danger pour les individus et l'environnement
- non réactif
- non perturbateur pour l'expérience
- absent dans l'atmosphère
- de concentration facilement mesurable
- peu coûteux

Dans la pratique, aucun gaz ne répond à tous ces critères. Dans la plupart des cas, les gaz utilisés dans le bâtiment sont le dioxyde de carbone (CO_2), l'hexafluorure de soufre (SF_6) et le protoxyde d'azote (N_2O). M. Labat décrit dans sa thèse les différents avantages et inconvénients de ces gaz, qui ont été synthétisés dans le Tableau 3.3 [Labat, 2012] :

	CO_2	SF_6	N_2O
Points forts	<ul style="list-style-type: none"> – Disponibilité – Simplicité de mesure 	<ul style="list-style-type: none"> – Très inerte 	<ul style="list-style-type: none"> – Densité proche de l'air
Points faibles	<ul style="list-style-type: none"> – Présent dans l'atmosphère – Effet de serre 	<ul style="list-style-type: none"> – Interdit par la réglementation européenne – Effet de serre très élevé 	<ul style="list-style-type: none"> – Coûts de mesure

TABLEAU 3.3 – Avantages et inconvénient des principaux gaz traceur utilisés pour la mesure des débits d'infiltration dans les bâtiments

La norme NF EN ISO 12569 recense 3 modes opératoires différents pour réaliser une mesure du débit d'infiltration *in situ* avec utilisation de gaz traceur à l'échelle du bâtiment :

- La méthode par **décroissance de la concentration** : il s'agit de la méthode la plus simple à mettre en œuvre. Le principe est d'injecter une quantité importante de gaz traceur dans un bâtiment, puis de mesurer la vitesse de décroissance de la concentration pour remonter au débit d'air infiltré.
- La méthode par **dose continue** : cette méthode requiert une mesure de la quantité de gaz injectée de manière continue sur toute l'expérience. La mesure de l'évolution de la concentration intérieure du gaz permet de remonter au débit d'air infiltré. L'avantage

par rapport à la méthode par décroissance de la concentration est d'éviter à devoir gérer les « pics » d'injection qui peuvent compliquer l'exploitation des données.

- La méthode par **concentration constante** : Cette méthode requiert un régulateur d'injection permettant de maintenir une concentration de gaz traceur constante dans l'espace intérieur. Le débit de gaz injecté permet alors de remonter au débit d'air infiltré. Il s'agit de la méthode la plus robuste mais aussi la plus couteuse.

Le Tableau 3.4 illustre les évolutions typiques d'injection et de concentration intérieures en gaz traceur suivant la méthode utilisée :

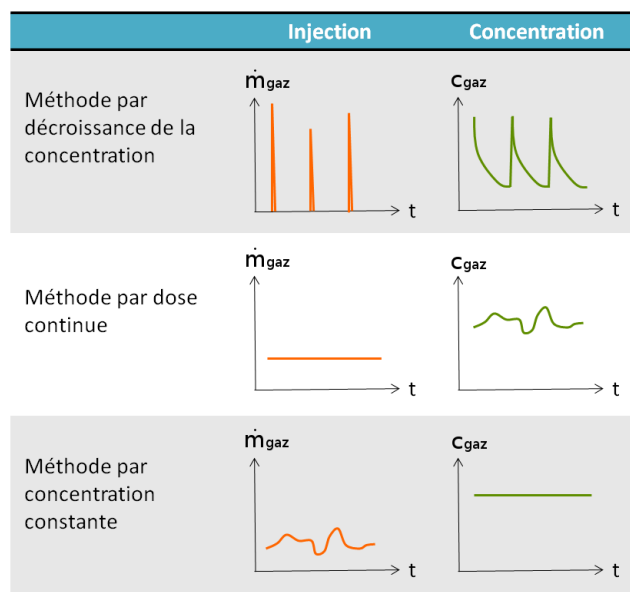


TABLEAU 3.4 – Illustration des injections et concentrations intérieures de gaz traceur attendues suivant la méthode de mesure utilisée

Remarque : il existe également une quatrième méthode dite « **par impulsion** » utilisée uniquement en conduites et canalisations. Le protocole est similaire à la méthode par décroissance de la concentration (injections courtes et répétées) mais le but est d'observer la propagation d'une « vague » de concentration et non une décroissance.

Bilan de masse

Quelle que soit la méthode utilisée, le calcul du renouvellement d'air est basé sur un bilan de masse dudit gaz traceur (voir Figure 3.7).

$$Vol \frac{d}{dt} (\rho_{i,gaz} c_{i,gaz}) = \frac{dm_{gaz}}{dt} + \rho_{e,gaz} c_{e,gaz} q_{inf,e \rightarrow i} - \rho_{i,gaz} c_{i,gaz} q_{inf,i \rightarrow e} \quad (3.19)$$

Calcul du débit par la méthode de décroissance de la concentration

Sur ce protocole, le débit injecté est nul pendant la phase de décroissance. En faisant les hypothèses suivantes :

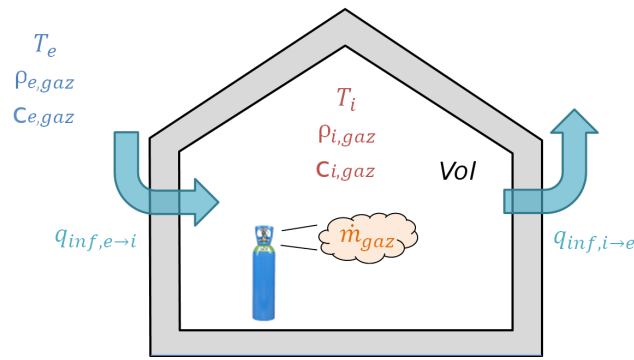


FIGURE 3.7 – Illustration du bilan de masse effectué lors d’une mesure de débit d’infiltration par gaz traceur

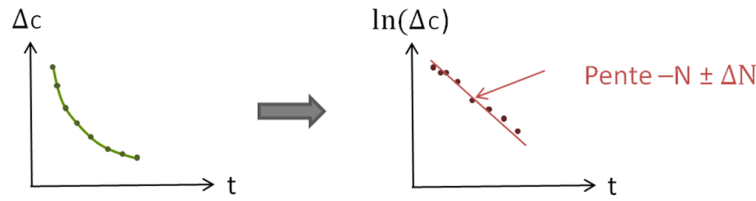


FIGURE 3.8 – Illustration de la régression linéaire utilisée pour le calcul du débit d’infiltration par gaz traceur avec décroissance de la concentration

- Les gaz sont parfaits
- Le débit d’air est établi et constant
- Le rapport T_i/T_e est constant
- La variation de concentration extérieure du gaz est négligeable devant sa variation intérieure

La résolution de l’équation différentielle du bilan de masse donne :

$$\Delta c_{gaz}(t) = \Delta c_{gaz}(t_0) e^{-\left(\frac{T_i}{T_e} q_{inf,e \rightarrow i}\right) \frac{t}{Vol}} \quad (3.20)$$

Avec :

$$\Delta c_{gaz}(t) = c_{i,gaz} - c_{e,gaz}$$

L’identification du coefficient de la décroissance exponentielle de la différence de concentration intérieure/extérieure du gaz permet de calculer le débit d’infiltration $q_{inf,e \rightarrow i}$. Il existe plusieurs méthodes numériques permettant d’identifier le coefficient. La méthode la plus robuste consiste à faire une régression linéaire du $\log(\Delta c_{gaz}(t))$ (voir Figure 3.8)

La régression linéaire permet de calculer le coefficient de décroissance N (en vol/s) ainsi que son incertitude. Le débit d’infiltration vaut alors :

$$q_{inf,e \rightarrow i} = \frac{N \cdot Vol}{\frac{T_i}{T_e}} \pm \frac{\Delta N \cdot Vol}{\frac{T_i}{T_e}} \quad (3.21)$$

Remarque : le débit d’infiltration variant avec les fluctuations du vent, il est important de

bien choisir le pas de temps de calcul. S'il est trop court, la régression linéaire sera mauvaise. S'il est trop long, son évolution au cours du temps sera mal prise en compte.

Calcul du débit par la méthode par dose continue

Cette fois-ci le débit injecté est non nul mais constant. Avec les mêmes hypothèses que pour la méthode par décroissance de la concentration, l'équation différentielle du bilan de masse peut s'écrire de la manière suivante :

$$Vol \frac{d\Delta c(t)}{dt} = \frac{T_i}{T_{gaz}} q_{gaz} - \frac{T_i}{T_e} q_{inf,e \rightarrow i}(t) \Delta c(t) \quad (3.22)$$

Le débit moyen sur un pas de temps $\Delta t = t_b - t_a$ peut être calculé par intégration :

$$\overline{q_{inf,e \rightarrow i}} = \frac{\overline{\left(\frac{T_e}{T_i}\right)}}{t_b - t_a} \left(\int_{t_a}^{t_b} \frac{T_i q_{gaz}(t)}{T_{gaz} \Delta c(t)} dt + Vol \int_{t_a}^{t_b} \frac{d\Delta c(t)}{\Delta c(t)} \right) \quad (3.23)$$

Et donc :

$$\overline{q_{inf,e \rightarrow i}} = \overline{\left(\frac{T_e}{T_i}\right)} \left(\overline{\left(\frac{T_i q_{gaz}}{T_{gaz} \Delta c}\right)} + \frac{Vol}{t_b - t_a} \ln \left(\frac{\Delta c(t_a)}{\Delta c(t_b)} \right) \right) \quad (3.24)$$

Là encore, le pas de temps de mesure doit être choisi judicieusement de manière à tenir compte des variations du débit au cours du temps. Sur k mesures ponctuelles dans l'intervalle $[t_a; t_b]$, on obtient alors :

$$\overline{q_{inf,e \rightarrow i}} \simeq \frac{1}{k} \left(\sum_{t=t_a}^{t_b} \frac{T_e(t)}{T_i(t)} \right) \left(\frac{1}{k} \sum_{t=t_a}^{t_b} \left(\frac{T_i(t) q_{gaz}(t)}{T_{gaz}(t) \Delta c(t)} \right) + \frac{Vol}{t_b - t_a} \ln \left(\frac{\Delta c(t_a)}{\Delta c(t_b)} \right) \right) \quad (3.25)$$

3.3 Comparaison expérimentale de 3 solutions de mesure du débit d'infiltration pour la méthode ISABELE

Afin de pouvoir comparer l'impact de la méthode utilisée sur l'estimation du renouvellement d'air mais aussi sur le résultat de la méthode ISABELE, une instrumentation a été mise en place autour de la cellule OPTIMOB présentée dans le chapitre précédent (section 2.6.1).

Les solutions suivantes ont été comparées :

- Méthode basée sur une mesure locale de vitesse de vent et une mesure d'étanchéité à l'air avec utilisation d'un modèle aéraulique simplifié (EN15242 & LBNL, voir sections 3.1.2 et 3.2.3)
- Méthode basée simplement sur une mesure d'étanchéité à l'air avec utilisation de la règle du pouce (voir Section 3.2.2)

— Méthode par gaz traceur (CO_2) avec dose continue (voir Section 3.2.4)

Dans de précédents travaux expérimentaux [Thébault and Bouchié, 2015], un comparatif similaire avait été réalisé sur un autre chalet à Champs-sur-Marne mais en utilisant une mesure déportée de la vitesse de vent et une méthode par décroissance de la concentration pour le CO_2 . Les résultats se sont alors révélés insuffisamment concluants du fait de l'éloignement de l'anémomètre et de la saturation du capteur de CO_2 lié aux pics d'injection du gaz.

Ce nouveau comparatif a donc permis de résoudre ces problèmes.

3.3.1 Descriptif de l'instrumentation

La liste des appareils de mesure utilisés ainsi que leurs caractéristiques sont détaillés dans le Tableau 3.5.

Instrument	Marque/Type	Gamme de mesure	Précision	Type de sortie
Analyseur CO_2 intérieur	ADC	0-10000 ppm	± 100 ppm	4-20 mA
Analyseur CO_2 extérieur	DITTRICH	0-3000 ppm	± 30 ppm	4-20 mA
Débitmètre-régulateur	BROOKS	0-500 mL _n /min	$\pm (0,5 \% + 0,5 \text{ mL}_n/\text{min})$	0-5 V
Anémomètre sonique	VAISALA	0-60 m/s	$\pm 0,3$ m/s (si < 35 m/s)	SDI-12
Sonde platine extérieure		-50-60 °C	$\pm 0,3$ °C (à 20 °C)	
Sonde platine intérieure	Pt100	-50-350 °C	$\pm 0,03$ °C (à 0 °C)	75-250 Ω (4 fils)

TABLEAU 3.5 – Caractéristique techniques de l'instrumentation mise en œuvre pour la mesure du renouvellement d'air de la cellule OPTIMOB

Afin d'injecter le gaz en toute sécurité, une bouteille a été disposée à l'extérieur de la cellule (à 5 m, près de la station météo). Celle-ci est reliée à un détendeur, puis au régulateur de débit (modèle Brooks 5850S) se chargeant de stabiliser le débit de CO_2 injecté. La concentration intérieure est mesurée via un analyseur à absorption infrarouge (de marque ADC), de même que la concentration extérieure (de marque CIMA) situé à l'abri dans la station météo voisine à la cellule.

Afin d'optimiser l'homogénéité de la concentration du gaz dans l'espace intérieur, une injection en 4 points a été élaborée avec l'aide d'un brasseur d'air rotatif (voir Figures 3.9 et 3.11). De même, pour améliorer la représentativité de la concentration mesurée, une aspiration en 4 points a également été élaborée.

Pour cela, des tubes ont été répartis sur l'espace intérieur, de façon plus ou moins aléatoire pour ne pas contraindre géométriquement le phénomène physique.

Ces tubes possèdent pour chaque appareil une longueur et un diamètre identique pour équilibrer les pertes de charges hydrauliques et les débits d'injection et d'aspiration.

L'anémomètre sonique a été placé au sommet d'un mat vertical accolé au bâtiment. Sa hauteur est de 1,5 m au-dessus du sommet du toit de la cellule de manière à se situer suf-

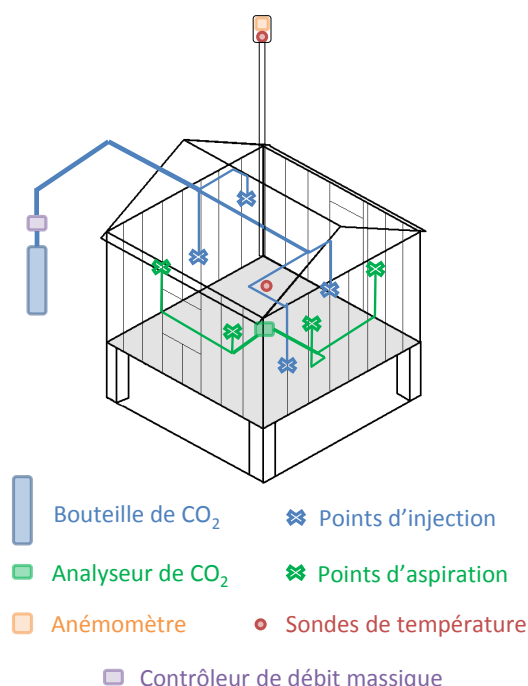


FIGURE 3.9 – Disposition de l'instrumentation mise en place pour la mesure du débit d'infiltration

fisamment proche sans être trop perturbé par la modification du champ de vitesse de vent induit par le bâtiment lui-même.

Initialement, le chalet était placé dans un terrain quasi-dégagé, rendant la mesure de la vitesse du vent peu perturbée quelle que soit sa direction (voir Figure 3.10). Toutefois, suite à la construction d'un bâtiment sur le site du CSTB Grenoble fin 2014 (visible sur la Figure 3.11), la mesure des vents sur l'axe Nord-Sud a pu être perturbée.

La fréquence de l'acquisition des données est d'une mesure ponctuelle par minute (réalisée par plusieurs centrales Campbell de modèle CR1000). Les données sont ensuite envoyées au serveur informatique sous forme d'un fichier ASCII.

3.3.2 Mesures à la porte soufflante

Deux mesures d'étanchéité à l'air (voir Figure 3.12) ont été réalisées en suivant la norme EN 13829 (pressurisation et dépressurisation) par l'utilisation d'une porte soufflante Minneapolis (modèle 4) et du logiciel TECTITE Express. Les résultats sont donnés dans la Figure 3.13 et le Tableau 3.6.

Les résultats diffèrent fortement selon si le bâtiment est en surpression ou en dépression. Cela peut être dû à un "effet clapet" entre les plaques de plâtre et le pare-vapeur qui constituent les parois intérieures du chalet : les pertes de charge sont alors modifiées selon le sens de l'écoulement de l'air.

Afin de visualiser la localisation des défauts d'étanchéité, une technique innovante ba-

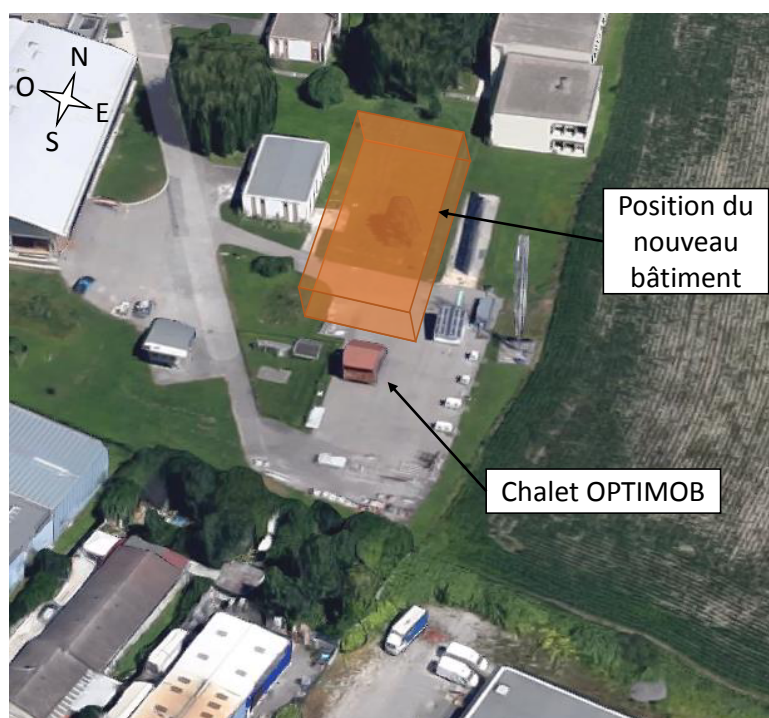


FIGURE 3.10 – Vue aérienne du site autour de la cellule expérimentale (source : Google Earth)

	Test en dépression	Test en surpression
$C_L \text{ (m}^3 \text{ / (h.Pa}^n\text{))}$	$2,9 \pm 0,2$	$6,4 \pm 0,3$
n_e	$0,80 \pm 0,02$	$0,70 \pm 0,01$
$n_{50} \text{ (h}^{-1}\text{)}$	$1,28 \pm 0,01$	$1,92 \pm 0,01$
$Q_{50} \text{ (m}^3 \text{ / h)}$	$65 \pm 0,4$	$97 \pm 0,3$
$ELA \text{ (cm}^2\text{)}$	$9,3 \pm 0,5$	$18,0 \pm 0,5$
$Q_{4Pa,surf} \text{ (m}^3 \text{ / (h.m}^2\text{))}$	0.093	0.178

TABEAU 3.6 – Résultat des tests à la porte soufflante avec incertitudes basé sur les normes EN 13829 et ASTM E799

sée sur un test à la "porte soufflante à air chaud" et de la thermographie infrarouge a été réalisée [Vics, 2009]. La méthode consiste à chauffer l'espace intérieur, puis à pressuriser ou dépressuriser le bâtiment : l'air froid s'engouffre alors au travers des défauts d'étanchéité (ou inversement, l'air chaud s'y exfiltre) et modifie le champ de température sur la surface intérieure (ou extérieure). Cette modification peut être détectée à l'aide d'une caméra infrarouge (modèle FLIR B640 dans notre cas).

Par cette méthode, il a été démontré que les défauts d'étanchéité sur le chalet OPTIMOB se situent au niveau de la liaison plancher/cloison - sans doute un décollement du scotch d'étanchéité en bordure du pare-vapeur - sur les bords Est et Nord-Est du chalet (voir Figure 3.14).

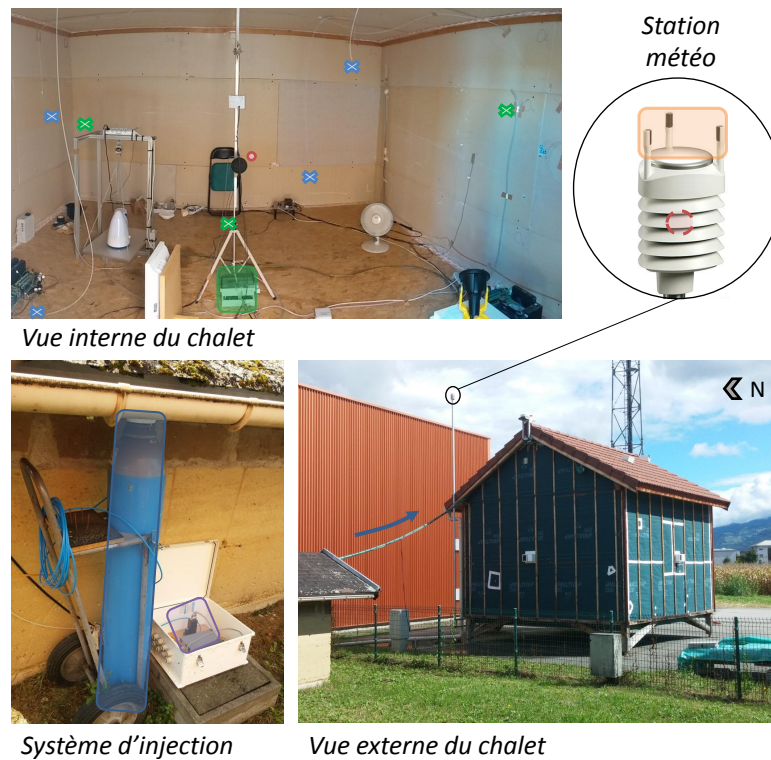


FIGURE 3.11 – Photographie du bâtiment et des instruments utilisés

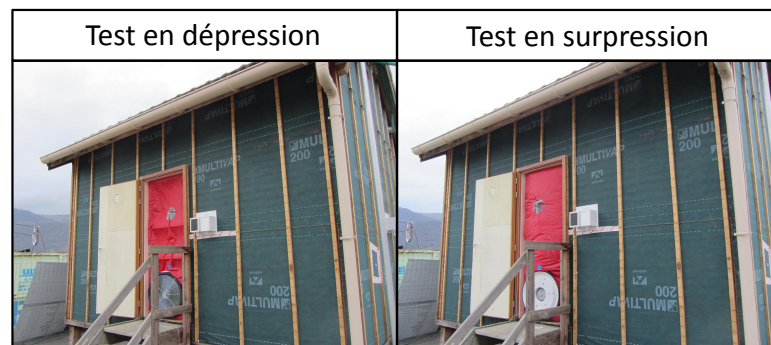


FIGURE 3.12 – Photographie extérieure du bâtiment lors des mesures d'étanchéité à la porte soufflante

Malgré ces légers défauts, il est évident que le bâtiment est particulièrement étanche à l'air comparativement aux constructions classiques et neuves ($Q_{4Pa,surf} < 0,2 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)

3.3.3 Précautions liées à la mesure par gaz traceur (CO_2)

L'utilisation du capteur de concentration de CO_2 à absorption infrarouge est une solution relativement peu coûteuse par rapport à d'autres analyseurs de gaz, permettant une mesure du débit d'infiltration à coût réduit. Mais elle nécessite certaines précautions en termes d'utilisation et de traitement des données.

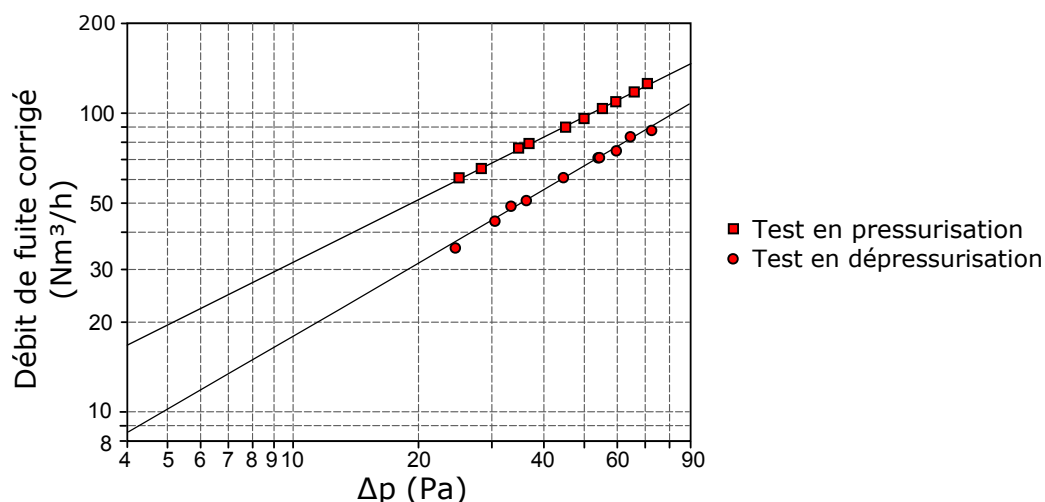


FIGURE 3.13 – Courbes de relation débit/pression des deux tests réalisés sur le chalet OPTI-MOB à la porte soufflante

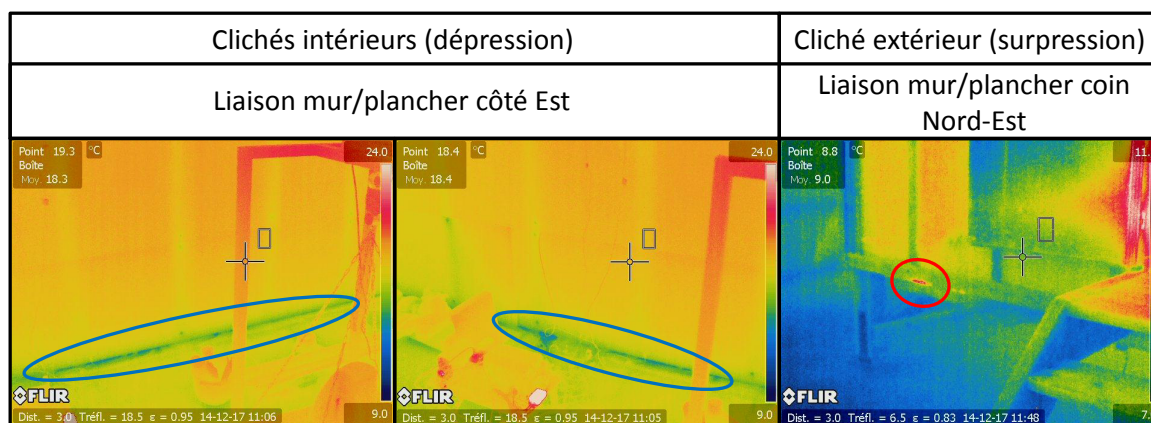


FIGURE 3.14 – Localisation des défauts d'étanchéité de la cellule par thermographie via l'utilisation d'une "porte soufflante à air chaud"

Risques sanitaires

En plus d'être un gaz à effet de serre, le dioxyde de carbone présente des risques non négligeables pour la santé, et même des risques majeurs à haute concentration en espace confiné [Agence Nationale de Sécurité Sanitaire (ANSES), 2013; Rice, 2003].

L'effet en cause lors de l'augmentation de la concentration de CO_2 est la diminution de la concentration en oxygène, pouvant entraîner des difficultés respiratoires (au delà de 2000 ppm), des maux de tête, de l'hypertension, des troubles de la vue (au delà de 7000 ppm), des nausées et vomissements (au delà de 10000 ppm) et enfin le coma ou la mort au delà de 30000 ppm. Bien sûr, l'effet et les seuils varient d'un individu à un autre, mais le risque est toujours présent.

Pour cette raison, la bouteille de CO_2 a été placée à l'extérieur de la cellule et non à l'intérieur (en cas de fuite, le gaz sera relâché dans l'atmosphère et non dans l'espace confiné). Par ailleurs, le contrôle de l'injection et de la concentration est réalisé en extérieur pour éviter au maximum l'intrusion dans le chalet. Enfin, la concentration est maintenue en deçà de 10000 ppm en intérieur.

Sensibilité à la température

Le principe de la mesure de concentration de CO_2 par analyseur à absorption infrarouge consiste à prélever un échantillon d'air et à analyser la transmission de rayonnement infrarouge émis par un filament chauffé. Ce dernier est alors muni d'un filtre optique sélectionnant la partie du spectre fortement absorbé par le CO_2 (de l'ordre de $4\text{ }\mu\text{m}$). Le rayonnement reçu est alors comparé à une référence réalisée pendant la tare.

La mesure du rayonnement et cette référence se retrouvent alors biaisées en cas de changement de température à cause du rayonnement thermique émis par les autres éléments de l'appareil.

Ce phénomène est déjà pré-corrigé pour le capteur extérieur. En revanche, l'erreur systématique liée à ce phénomène est évaluée à **50 ppm/°C** pour l'analyseur intérieur, qu'il convient de corriger avant l'exploitation des données de mesure.

Réalisation de tares

L'étalonnage de l'analyseur intérieur peut être réalisé de 2 façons :

- Par injection d'un gaz pur sans CO_2 (ex : N_2)
- Par injection d'air à basse concentration de CO_2 (le peu de CO_2 présent est adsorbé dans les cristaux composés d'un mélange de chaux et d'oxyde de calcium ($\text{NaOH} + \text{CaO}$)). Il faut donc renouveler cette solution après un certain nombre de tares afin d'éviter de la saturer et de fausser l'étalonnage. Pour la même raison, il est également recommandé d'effectuer la tare à faible concentration de CO_2 ($< 1000\text{ ppm}$).

Quelle que soit la méthode utilisée, le principe restant le même : la quantité mesurée représente une solution sans CO_2 .

Correction du capteur de CO_2 extérieur

L'analyseur extérieur est situé à l'abri dans la station météo voisine à la cellule. Celui-ci n'a pas été étalonné depuis plusieurs années (2011) et une dérive a été constatée avec le temps (voir Figure 3.15)

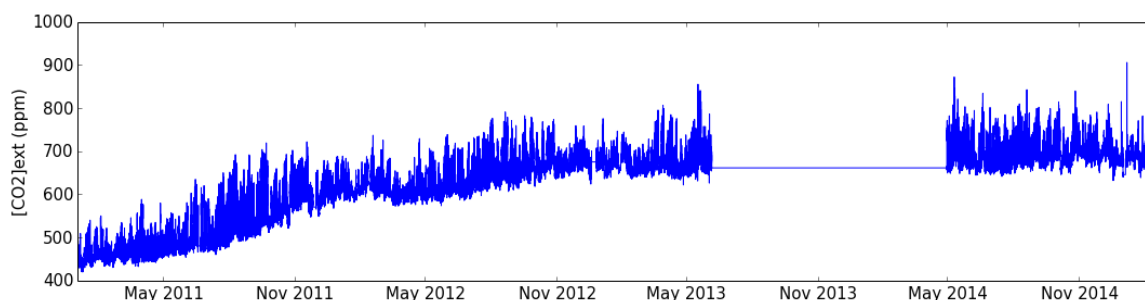


FIGURE 3.15 – Dérive de la concentration de CO_2 mesurée en extérieur

Faute de pouvoir le remplacer ou de l'étalonner en laboratoire, une correction constante sur sa valeur mesurée est réalisée à chaque début de test au moment de la tare sur l'analyseur

intérieur. Le chalet doit être alors préalablement aéré durant 40 min (renouvellement d'air complet), afin de minimiser l'écart de concentration de CO₂ mesuré par les deux capteurs.

En général, une correction de l'ordre de 300 ppm est appliquée (~ 400 ppm affiché sur le capteur intérieur muni d'une tare contre environ ~ 700 ppm sur le capteur extérieur). Compte tenu des concentrations typiques de CO₂ extérieur en milieu rural-urbain, la première valeur semble plus vraisemblable [George et al., 2007]. Ce point n'est toutefois pas crucial, dans le sens où la mesure de débit d'infiltration est basée sur une mesure différentielle de concentration de CO₂ intérieur/extérieur. L'important étant de réaliser une correction basée sur la mesure du même air (i.e. l'air extérieur).

3.3.4 Précautions prises liées à la mesure par porte soufflante et vitesse de vent

Effet du vent sur la mesure de perméabilité

Lors d'une mesure à la porte soufflante, un gradient de pression est appliqué entre l'intérieur et l'extérieur du bâtiment. En l'absence totale de vent, on peut considérer que ce gradient est quasi-uniforme sur toute l'enveloppe du bâtiment. En revanche, ce dernier varie localement en présence de vent (cf équation 3.7).

Le Tableau 3.7 donne quelques ordres de grandeur de différentiel de pression dynamique exercée (sans coefficient de pression) en fonction de la vitesse de vent pour une température d'air de 20 °C. A titre indicatif, l'échelle empirique de Beaufort [Hontarrède, 2001] y est donnée.

Vitesse de vent (m/s)	Echelle de Beaufort	Δp (Pa)
< 1	0 (Calme)	< 1
3	2 (Légère brise)	5
4	3 (Petite brise)	10
10	5 (Bonne brise)	60

TABLEAU 3.7 – Variation de pression induite par l'effet du vent

Au-delà de 3 m/s (ou à partir de 3 sur l'échelle de Beaufort), on note que l'effet du vent sur le différentiel de pression peut vite devenir important. C'est pourquoi il est recommandé dans la norme EN 13829 d'effectuer l'essai avec des conditions de vent plus calmes.

Dans le cas du test réalisé, le vent moyen mesuré par l'anémomètre sonique s'élève à 0,4 m/s avec un pic maximal de 1,7 m/s. Les conditions météorologiques pour les essais sont donc convenables.

Correction de la vitesse de vent mesurée

La mesure du vent est réalisée au plus près de la cellule (à 1,5 m au-dessus du toit, soit à 6,5 m par rapport sol) pour une meilleure prise en compte des écoulement locaux. Toutefois, le modèle aéraulique simplifié requiert la vitesse de vent à 10 m au-dessus du sol.

Une correction basée sur la loi logarithmique de la vitesse de vent est alors appliquée :

$$V(h = 10m) = V(h = 6,5m) \frac{\ln(10/z_0)}{\ln(6,5/z_0)} \quad (3.26)$$

Là encore, la norme NF EN 15242 indique des valeurs tabulées du paramètre z_0 en fonction de la classe de terrain. L'ordre de grandeur de la correction est de 10 à 20 % (voir Figure 3.16).

Le fait que la mesure de la vitesse de vent ne soit pas réalisée en terrain totalement ouvert (cf Figure 3.10) rend cette simplification tout de même discutable, et aurait tendance à sous-évaluer la vitesse de vent (et de fait, le débit d'infiltration). Il existe des corrections plus précises comportant des corrélations avec davantage de paramètres [Allard and Santamouris, 1998; Hagentoft, 2001; Labat, 2012]. Ces dernières ne seront pas utilisées vu la faible différence de hauteur présente et afin de simplifier le processus de calcul d'incertitude.

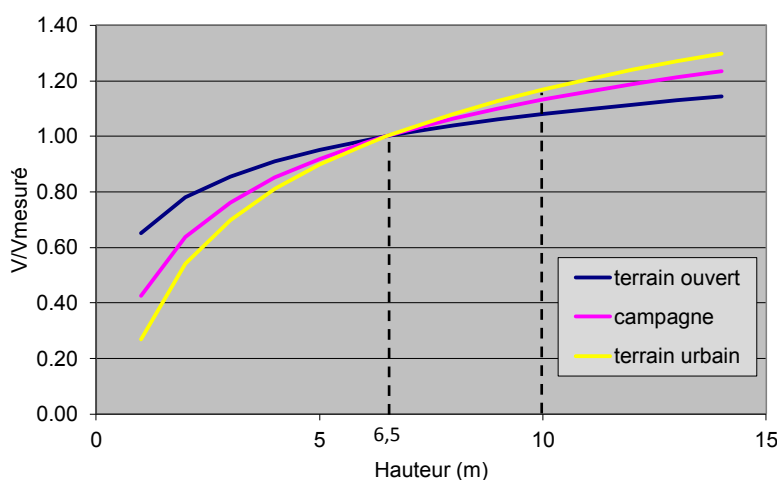


FIGURE 3.16 – Estimation de la vitesse de vent par rapport à la vitesse mesurée en fonction de la hauteur et de la classe de terrain

3.3.5 Évaluation de l'incertitude du débit d'infiltration mesuré

Méthode par modèle aéraulique simplifié (porte soufflante et vitesse de vent)

Afin de permettre la propagation d'incertitude dans le modèle itératif EN 15242, et de manière à intégrer diverses formes de densités, de probabilité des paramètres d'entrée (voir Figure 3.17), la méthode de Monte Carlo sera adoptée.

Les incertitudes des données d'entrée considérées sont :

- L'erreur sur la mesure des coefficients mesurés par la porte soufflante

- L'erreur sur de la mesure de vitesse de vent
- L'erreur sur de l'estimation des coefficients de pression

Étant donnée la précision des capteurs de températures (sondes platines Pt100) et l'effet limité du tirage thermique dû à la hauteur limitée du bâtiment, la propagation d'incertitude sur les mesures de température n'a pas été intégrée.

Les intervalles de confiance des **coefficients mesurés par la porte soufflante** (Q_{50} , ELA , C_L et n_e , mesurés par l'essai à la porte soufflante) sont déterminés en suivant la méthode détaillée dans l'Annexe C de la norme NF EN 15829. Il s'agit clairement d'une incertitude statistique liée à la dispersion des points autour de la droite de régression.

Toutefois, dans ce cas particulier, les résultats des mesures en dépression et en surpression sont très différents (cf. Section 3.3.2). Pourtant, en conditions réelles avec ventilation coupée, les deux phénomènes sont présents (une partie de l'enveloppe est en surpression, l'autre en dépression).

La valeur réelle des coefficients se situe donc entre deux valeurs entachées d'incertitudes. Selon le Guide pour l'expression de l'incertitude de mesure [JCGM, 2008], la meilleure représentation de leur densité de probabilité est la loi trapézoïdale curvilinéaire (voir Figure 3.17). Celle-ci étant construite à partir des valeurs minimales et maximales moyennes des coefficients et de leurs incertitudes moyennes (cf Tableau 3.8).

Concernant la **vitesse de vent**, l'intervalle de confiance (incertitude élargie) de l'anémomètre sonique donné par le constructeur est de $\pm 0,3$ m/s. Les mesures sont réalisées instantanément toutes les minutes, puis moyennées sur un pas de temps choisi (k minutes).

En reprenant l'équation 2.4 présentée en section 2.1.2 du chapitre précédent, l'incertitude de la valeur moyenne de la vitesse de vent doit être estimée de la manière suivante :

$$u(\bar{V}) = \sqrt{\frac{u(V)_{alea}^2}{k} + u(V)_{syst}^2} \quad (3.27)$$

En supposant que la densité de probabilité est uniforme avec une composante purement aléatoire ($u(V)_{syst} \approx 0$), celle incertitude devient :

$$u(\bar{V}) \approx \frac{0,3/\sqrt{3}}{\sqrt{k}}$$

En réalité, la composante systématique existe bel et bien, mais il aurait été nécessaire d'effectuer une grande série de mesure sur une valeur de vent contrôlée pour pouvoir estimer la part des composantes aléatoires et systématiques du capteur. De plus, les impacts de l'incertitude liée aux coefficients de pression et à la correction de la vitesse de vent étant pris en compte, il a été décidé de négliger la part d'incertitude systématique purement liée au capteur.

Le coefficient de rugosité z_0 permettant de corriger la vitesse de vent à 10 m n'est pas connu précisément. Une densité de probabilité uniforme entre ses valeurs minimum et maxi-

mum renseignées dans la norme EN 15242 est considérée.

D'autres sources d'incertitude liées à la mesure de vitesse de vent existent encore, telles que la variabilité temporelle de celle-ci entre deux mesures ou encore l'existence d'écoulements d'air localisés, qui n'ont pu être considérées faute de connaissance suffisante.

Les incertitudes les plus difficiles à quantifier sont celles qui concernent les **coefficients de pression**. Sans connaissance plus détaillée de la typologie de l'environnement et de la direction du vent, la méthode la plus prudente consiste à utiliser des densités de probabilités uniformes dont les valeurs minimales et maximales sont définies dans les valeurs tabulées de la norme EN 15242 et du descriptif du modèle LBNL [Grimsrud et al., 1981] (valeurs pour un terrain parfaitement plat et pour un terrain urbain).

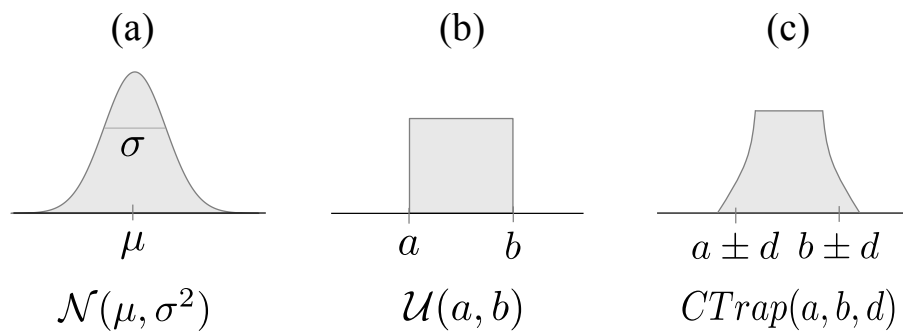


FIGURE 3.17 – Définition des lois de densité de probabilité des données d'entrée du modèle aéraulique utilisé : gaussienne (a), uniforme (b) et trapézoïde curvilinéaire (c)

Méthode par gaz traceur (CO₂ et dose continue)

L'estimation du débit d'infiltration est obtenue par l'application de la formule 3.24. Une propagation directe de l'incertitude est donc possible, sous réserve que l'erreur des données d'entrée soit décorrélée :

$$u(\overline{q_{inf,e \rightarrow i}}) = \sqrt{\sum \left(\frac{\partial \overline{q_{inf,e \rightarrow i}}}{\partial x} \right)^2 u^2(x)} \quad (3.28)$$

On considérera alors les variables incertaines x suivantes :

- L'erreur aléatoire des mesures de concentration de CO₂
- L'erreur systématique des mesures de concentration de CO₂
- L'erreur aléatoire de la mesure du débit d'injection de CO₂

La séparation entre l'erreur systématique et aléatoire de la **concentration en CO₂** est importante car le second terme de l'équation 3.24 est très sensible à l'erreur aléatoire sur Δc .

Cette part d'erreur aléatoire peut être due à la sensibilité des capteurs IR, à l'inhomogénéité du gaz prélevé, au bruit électromagnétique et à la résolution de la conversion analogique/numérique de la centrale. Elle peut être estimée grossièrement par répétition d'un grand nombre de mesures instantanées sur une période où la concentration de CO₂ est suffisamment stable (voir Figure 3.18).

Modèle	Paramètre	type	Fonction de probabilité
EN 15242	C_L (m ³ /(h.Pa ⁿ))	trapézoïde curvilinéaire	$CTrap(2,9;6,4;0,25)$
	n_e	trapézoïde curvilinéaire	$CTrap(0,7;0,8;0,015)$
	CP_v	uniforme	$\mathcal{U}(0,05;0,5)$
	CP_s	uniforme	$\mathcal{U}(-0,7;-0,3)$
	CP_t	uniforme	$\mathcal{U}(-0,6;-0,4)$
	z_0 (m)	uniforme	$\mathcal{U}(0,03;0,5)$
	\bar{V} (m/s)	gaussienne	$\bar{V}_m + \mathcal{N}(0;4,84.10^{-4})$
LBNL	ELA (cm ²)	trapézoïde curvilinéaire	$CTrap(9,3;18,0;0,5)$
	$\gamma_m \simeq \gamma_b$	uniforme	$\mathcal{U}(0,1;0,35)$
	C'	uniforme	$\mathcal{U}(0,102;0,324)$
Règle du pouce	Q_{50} (m ³ /h)	trapézoïde curvilinéaire	$CTrap(65;97;0,35)$
	N	uniforme	$\mathcal{U}(10;30)$

TABLEAU 3.8 – Incertitudes des paramètres d'entrée aux modèles aérauliques utilisées dans la méthode de Monte Carlo

On a donc :

$$u([CO_2]) = \sqrt{u^2([CO_2])_{alea} + u^2([CO_2])_{syst}} \quad (3.29)$$

Les écarts types obtenus liés aux erreurs aléatoires s'élèvent à 4,9 ppm pour l'analyseur intérieur et 3,6 ppm pour l'analyseur extérieur.

Les intervalles de confiance (incertitudes globales) donnés par les constructeurs s'élèvent quant à eux à ± 100 ppm pour l'analyseur intérieur et ± 30 ppm pour l'analyseur extérieur (voir Tableau 3.5). Cette différence de précision est due à la différence de gamme des capteurs (0-10000 ppm contre 0-3000 pmm).

En considérant les densités de probabilité uniformes on a :

$$u([CO_2]_i) = 100/\sqrt{3} = 57,7ppm$$

$$u([CO_2]_e) = 30/\sqrt{3} = 17,3ppm$$

Enfin, les incertitudes standard de la différence de concentration Δc sont obtenues par la formule suivante :

$$u(\Delta c) = \sqrt{u^2([CO_2]_i) + u^2([CO_2]_e)} \quad (3.30)$$

L'ensemble des incertitudes standard lié à la mesure de concentration de CO₂ est donné

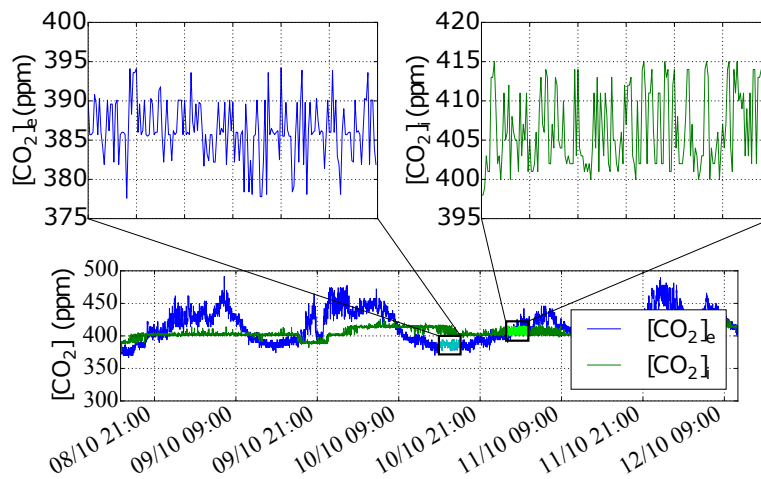


FIGURE 3.18 – Mesures répétées de concentration de CO_2 sans injection pour évaluer la part d’incertitude aléatoire associée

dans le Tableau 3.9.

(ppm)	u	u_{alea}
$[\text{CO}_2]_i$	57,7	4,9
$[\text{CO}_2]_e$	17,3	3,6
Δc	60,2	6,1

TABEAU 3.9 – Estimations des incertitudes de mesure de la concentration de CO_2 basées sur les données constructeur et tests de répétabilité

Concernant l’incertitude de la mesure du **débit d’injection**, celle-ci est considérée comme purement aléatoire et estimée par les données constructeur à $\pm (0,5 \% + 0,5 \text{ mL}_n / \text{min})$. La réalisation de mesures répétées donne effectivement une répartition du même ordre de grandeur.

La densité de probabilité est là encore considérée comme uniforme.

$$u(q_{gaz}) = (0,005 * q_{gaz} + 0,5) / \sqrt{3} = 0,3 - 1,6 \text{ mL}_n / \text{min}$$

En appliquant la formule 3.28, il devient alors possible de propager ces incertitudes sur le

débit d'infiltration :

$$\begin{aligned}
u^2(\overline{q_{inf,e \rightarrow i}}) &= \sum_{t=t_a}^{t_b} \left(\frac{\partial \overline{q_{inf,e \rightarrow i}}}{\partial \Delta c} \right)^2 u^2(\Delta c)_{alea} \\
&+ \left(\sum_{t=t_a}^{t_b} \left(\frac{\partial \overline{q_{inf,e \rightarrow i}}}{\partial \Delta c} \right)^2 \right) u^2(\Delta c)_{syst} \\
&+ \sum_{t=t_a}^{t_b} \left(\frac{\partial \overline{q_{inf,e \rightarrow i}}}{\partial q_{gaz}} \right)^2 u^2(q_{gaz})
\end{aligned} \tag{3.31}$$

Avec, pour tout $t \neq [t_a, t_b]$:

$$\frac{\partial \overline{q_{inf,e \rightarrow i}}}{\partial \Delta c}(t) = \frac{1}{k^2} \left(\sum_{t=t_a}^{t_b} \frac{T_e(t)}{T_i(t)} \right) \left(\frac{-T_i(t)q_{gaz}}{T_{gaz}(t)\Delta c(t)^2} \right) = f(t) \tag{3.32}$$

Et :

$$\frac{\partial \overline{q_{inf,e \rightarrow i}}}{\partial \Delta c}(t_a) = f(t_a) + \frac{1}{k} \left(\sum_{t=t_a}^{t_b} \frac{T_e(t)}{T_i(t)} \right) \left(\frac{Vol}{\Delta t \Delta c(t_a)} \right) \tag{3.33}$$

$$\frac{\partial \overline{q_{inf,e \rightarrow i}}}{\partial \Delta c}(t_b) = f(t_b) - \frac{1}{k} \left(\sum_{t=t_a}^{t_b} \frac{T_e(t)}{T_i(t)} \right) \left(\frac{Vol}{\Delta t \Delta c(t_b)} \right) \tag{3.34}$$

$$\frac{\partial \overline{q_{inf,e \rightarrow i}}}{\partial q_{gaz}}(t) = \frac{1}{k^2} \left(\sum_{t=t_a}^{t_b} \frac{T_e(t)}{T_i(t)} \right) \left(\frac{T_i(t)}{T_{gaz}(t)\Delta c(t)} \right) \tag{3.35}$$

k étant le nombre de mesures effectuées au cours de l'intervalle $[t_a, t_b]$.

3.3.6 Résultats de mesure

Un test ISABELE a été réalisé sur une période de 4 jours du 17 au 21 mars 2015 sur la cellule expérimentale au même moment que la mesure de débit d'infiltration d'air.

Étude comparative des débits d'infiltration mesurés

Les principales mesures liées à l'estimation du débit d'infiltration sont illustrées en Figure 3.19. Il s'agit ici de **moyennes horaires**.

Pour s'assurer de la qualité de mesure par gaz traceur, l'injection de CO_2 a été démarrée 3 jours avant le début du protocole ISABELE (15 mars 2015). Une tare a alors été réalisée à cette date afin de calibrer les analyseurs intérieur et extérieur comme indiqué dans le paragraphe 3.3.3.

La Figure 3.20 illustre l'incertitude du débit d'infiltration obtenue en utilisant la règle du pouce (évaluée par Monte Carlo). Cette dernière s'avère être très importante (environ ± 60

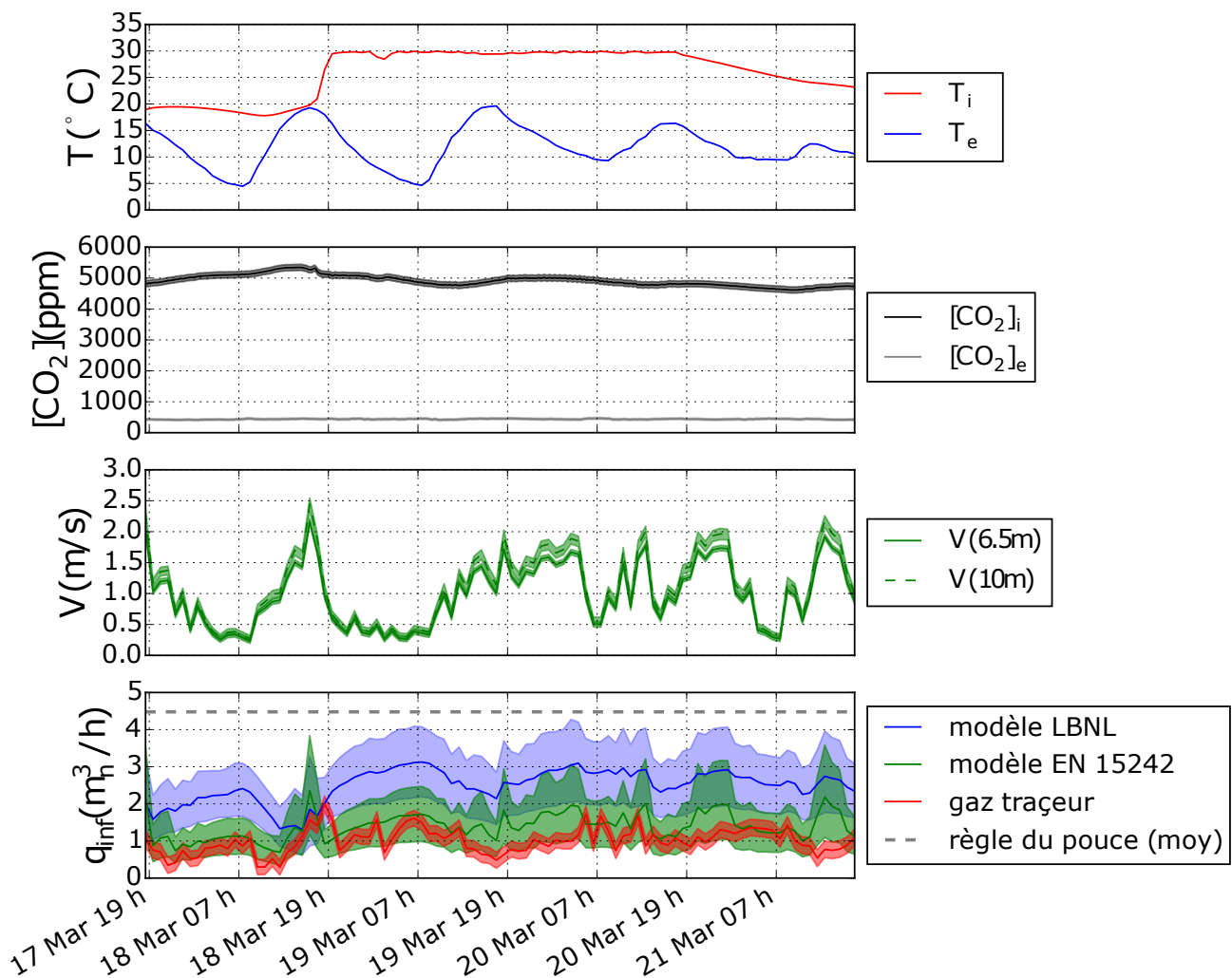


FIGURE 3.19 – Mesures réalisées au cours du protocole ISABELE : températures d’air, concentration de CO_2 , vitesse de vent et estimations du débit d’infiltration d’air par les différentes méthodes décrites

%).

Les intervalles de confiance des mesures réalisées à l’aide des modèles aérauliques correspondent aux centiles à 2,5 % et 97,5 % obtenus par la propagation d’incertitude de Monte Carlo. Quant aux intervalles liés aux mesures par gaz traceur, ils représentent l’écart à $\pm 2u$.

Au cours de cette expérience, on remarque que la mesure du débit d’infiltration à l’aide des modèles aérauliques (LBNL et EN 15242) est bien plus fidèle à la mesure par gaz traceur que la règle du pouce, bien que leurs incertitudes soient assez larges dans le cas présent (de l’ordre de $\pm 40\%$ du fait de l’incertitude liée aux coefficients mesurés à la porte soufflante).

La différence entre les résultats obtenus par les deux modèles aérauliques LBNL et EN 15242 peuvent s’expliquer par les raisons suivantes :

- Le couplage entre l’effet du vent et du tirage thermique sur les conditions de pression (cf Equation 3.7) n’est pas pris en compte dans le modèle LBNL : en effet, les deux effets sont sommés (voir Equation 3.13) ce qui peut parfois conduire à une surestima-

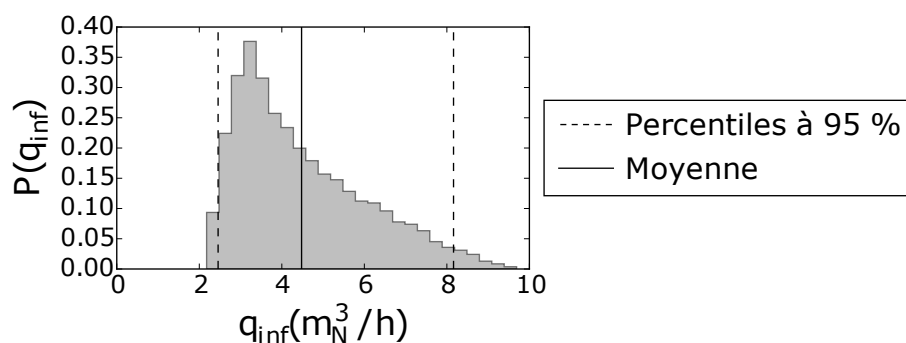


FIGURE 3.20 – Densité de probabilité du débit d’infiltration obtenue pour la règle du pouce

tion du débit d’infiltration, comme c’est le cas ici.

- Le modèle EN 15242 utilise une description plus fine de la perméabilité de l’enveloppe (2 paramètres C_L et n contre un seul pour le modèle LBNL). Ceci peut contribuer à une meilleure estimation du débit pour des gradients de pression différents de 4 Pa.

Une analyse de la différence observée entre la méthode par le modèle aéraulique EN 15242 et gaz traceur montre que la première méthode tend toujours à surestimer le débit d’infiltration, et qu’il existe une corrélation entre cette différence et la direction du vent, de même qu’avec sa vitesse (voir Figure 3.21). En effet, plus la vitesse de vent est importante, plus grand est l’impact des coefficients de pression (qui sont également dépendants de la direction du vent). Or, ces derniers sont incertains et mal connus.

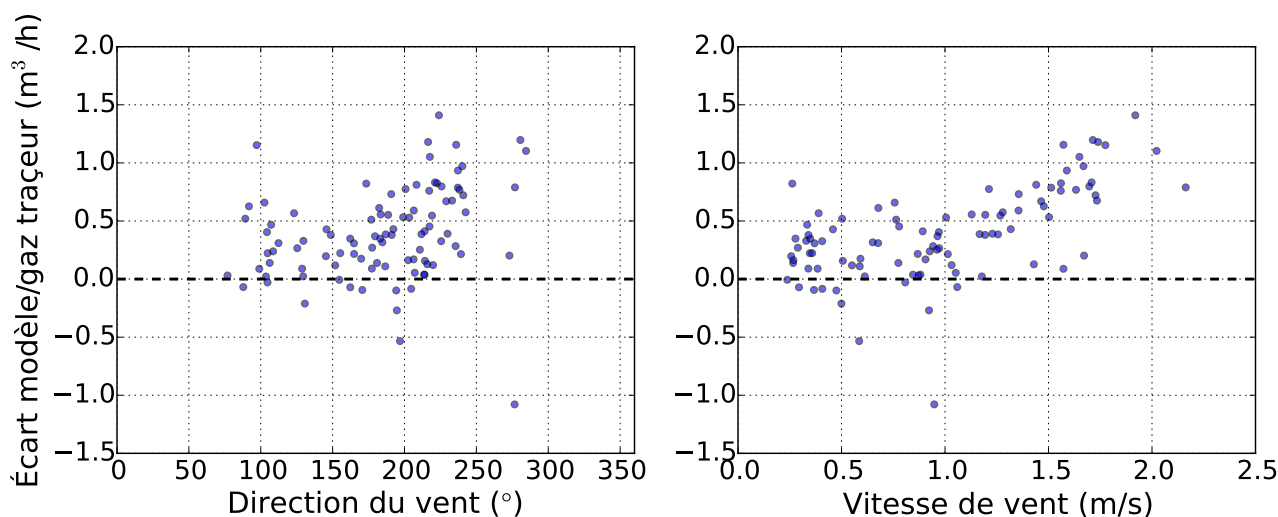


FIGURE 3.21 – Graphique en nuages de points de l’écart de mesure entre la méthode par modèle aéraulique EN 15242 et par gaz traceur, en fonction de la vitesse et de la direction du vent

Une direction de vent semble favoriser des résultats plus précis pour la méthode par modèle aéraulique (~ 130 à 160° , soit une direction SSE). Cette direction correspond en fait à l’orientation où le vent est le moins entravé d’obstacles extérieurs par rapport au chalet (tels que le grand bâtiment au Nord, ou la cabane et la barrière à l’Ouest, voir Figures 3.10 et 3.11). Il n’est donc pas surprenant que les mesures soient plus fidèles pour cette orientation

puisque la configuration de vent correspond davantage au modèle simplifié utilisé.

Impact sur le résultat du test ISABELE

En utilisant la méthode présentée dans le chapitre précédent (cf paragraphe 2.6.3) il devient possible d'intégrer les sources d'erreurs liées au calcul du débit d'infiltration dans le résultat ISABELE. Les tirages des paramètres d'entrée au modèle d'infiltration permettent d'obtenir différentes séries temporelles de débit de renouvellement d'air. Ces dernières sont ensuite utilisées comme données d'entrée à la méthode ISABELE (voir Figure 3.22)

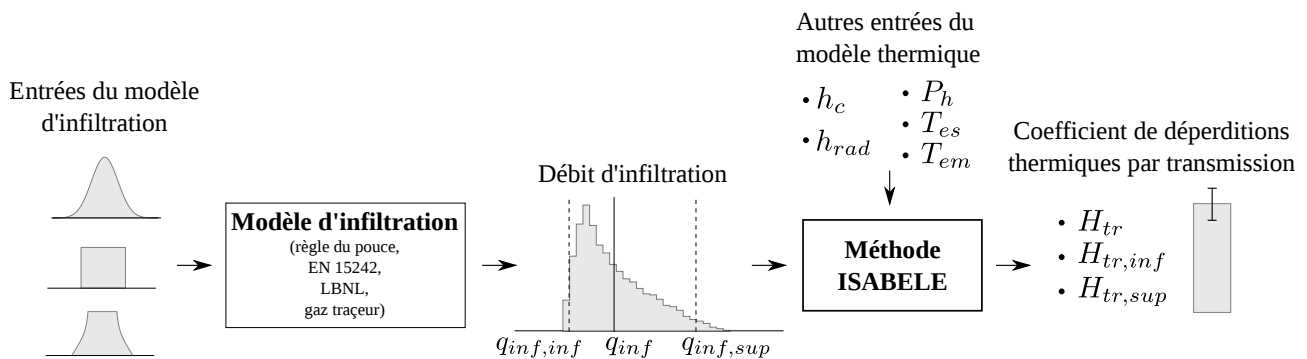


FIGURE 3.22 – Schéma de l'intégration des incertitudes liées au débit d'infiltration dans le calcul d'incertitude global de la méthode ISABELE

Les résultats de la propagation d'incertitude globale sont donnés dans le Tableau 3.10 pour les 4 méthodes d'estimation du débit de renouvellement d'air (règle du pouce, modèles aérauliques simplifiés, gaz traceur).

La Figure 3.23 et le Tableau 3.11 permettent de discriminer la part de l'incertitude liée purement aux sources d'erreurs systématiques du débit de renouvellement d'air (obtenue par quasi Monte-Carlo) et la part liée à l'ensemble des erreurs aléatoires (obtenue par inversion bayésienne, cf Section 2.4).

L'impact des erreurs systématiques sur le résultat de mesure du coefficient H_{tr} est très variable en fonction de la méthode d'estimation du débit de renouvellement d'air. Il est en effet quasiment négligeable avec la méthode par gaz traceur tandis qu'il est prédominant avec la règle du pouce (voir Figure 3.23.a)

L'impact des erreurs aléatoires (mesure de température intérieure, erreurs de modèle, erreurs des données d'entrée) est quant à lui assez uniforme quelle que soit la méthode utilisée (voir Figure 3.23.b)

Au final, la combinaison des incertitudes donne des résultats de mesure ISABELE comparables pour les 4 méthodes d'estimation, du fait de l'incertitude engendrée par les autres sources d'erreur que celles liées à l'estimation du débit d'infiltration.

Notons tout de même l'impact de la méthode utilisée sur le biais de mesure (si l'on choisit la méthode par gaz traceur comme référence). Ci celui-ci est d'environ 6% pour la règle du pouce, il est réduit à 3% par l'utilisation du modèle LBNL et à 0,2% par l'utilisation du

		Règle du pouce	LBNL	EN 15242	Gaz traceur
\bar{H}_{inf} (W/K)	inf	0,87	0,59	0,33	0,34
	moy	1,42	0,85	0,53	0,35
	sup	2,77	1,14	0,75	0,36
H_{tr} (W/K)	inf	16,28	17,48	18,02	18,05
	moy	18,26	18,90	19,38	19,41
	sup	20,00	20,35	20,75	20,78

TABLEAU 3.10 – Coefficients de pertes thermiques par infiltration et par transmission obtenus par la mesure ISABELE selon la méthode d'estimation du débit de renouvellement d'air

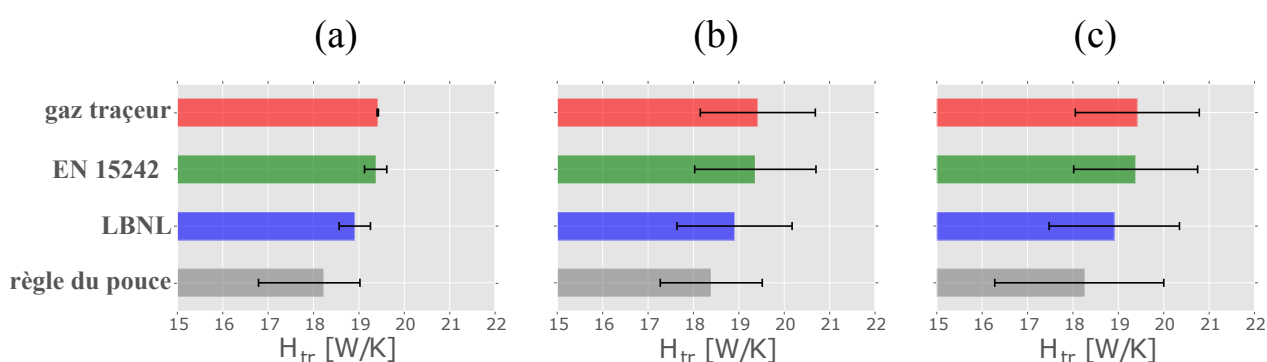


FIGURE 3.23 – Comparatif des coefficients H_{tr} obtenus par la méthode ISABELE intégrant l'incertitude liée à l'estimation du débit de renouvellement d'air : part d'incertitude liée aux sources d'erreurs systématiques (a), aux sources d'erreurs aléatoires (b), et à la combinaison des sources d'erreur (c)

	Règle du pouce	LBNL	EN 15242	Gaz traceur
Part liée aux erreurs systématiques (infiltration)	6,2 %	1,8 %	1,3 %	0,1 %
Part liée aux erreurs aléatoires	6,1 %	6,7 %	6,9 %	6,5 %
Incertitude globale	10,3 %	7,6 %	7,0%	7,0 %
Biais	- 5,9 %	- 2,6 %	- 0,2%	–

TABLEAU 3.11 – Demi-intervalle de confiance de la mesure ISABELE du coefficient H_{tr} en fonction de la méthode d'estimation du débit d'infiltration et des sources d'erreur intégrées au calcul d'incertitude

modèle EN 15242. Ceci renforce la pertinence de la mesure de vitesse de vent pour améliorer la précision de la mesure ISABELE.

Remarque : Il est important de signaler que ce comparatif expérimental reste assez peu

représentatif du parc de bâtiments neufs et existants. En effet, le ratio perméabilité/isolation du chalet OPTIMOB est particulièrement faible (voir Figure 3.24).

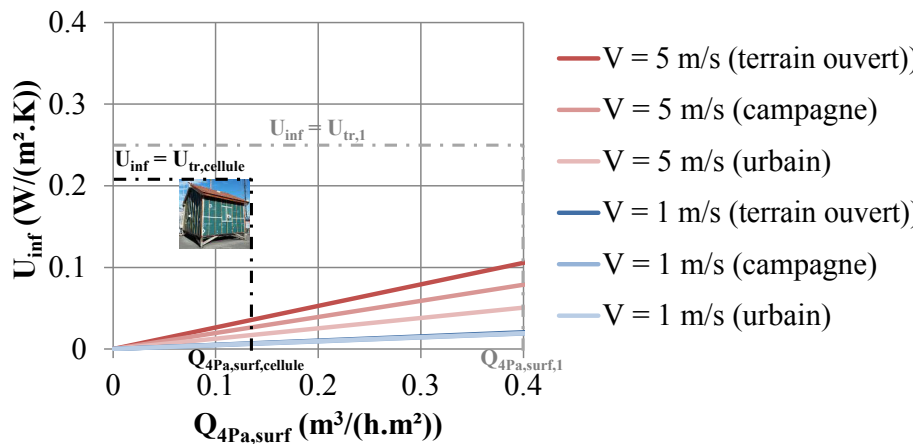


FIGURE 3.24 – Déperditions surfaciques liées à l’infiltration d’air en fonction de la perméabilité du chalet OPTIMOB, de la vitesse de vent, et de la classe de terrain selon le modèle EN 15242 ($T_i = 20\text{ °C}$; $T_e = 0\text{ °C}$)

De plus, la vitesse de vent mesurée sur cette expérience était également très limitée. L’ensemble de ces raisons a ainsi conduit à un ratio H_{inf}/H_{tr} d’environ 2%, soit beaucoup moins que les ratios typiques attendus reportés dans le Tableau 3.2 en début de chapitre).

La Figure 3.24 permet de mettre en perspective les valeurs de U_{inf} du chalet OPTIMOB au vu des valeurs de U_{tr} et $Q_{4,pa,surf}$ ($0,207\text{ W/(m}^2\cdot\text{K)}$; $0,135\text{ m}^3\text{/(h.m}^2\text{)}$) et de celles attendues pour un bâtiment neuf bien isolé et peu perméable ($U_{tr,1} = 0,25\text{ W/(m}^2\cdot\text{K)}$; $Q_{4,pa,surf,1} = 0,4\text{ m}^3\text{/(h.m}^2\text{)}$). Ces valeurs sont indiquées dans la figure en pointillés.

Ainsi, dans le premier cas, le ratio U_{inf}/U_{tr} ne pourrait atteindre que 14% maximum avec une vitesse de vent de 5 m/s et un terrain ouvert.

Par conséquent, des incertitudes systématiques plus importantes pourraient être attendues pour des bâtiments différents. De plus amples comparatifs expérimentaux pourraient potentiellement apporter des conclusions différentes sur le choix technologiques à apporter pour l’estimation du renouvellement d’air dans la méthode ISABELE.

3.4 Conclusion du chapitre

Ce chapitre a permis de soulever l’importance de la prise en compte des phénomènes d’infiltration d’air au cours d’une mesure in situ de la performance thermique de l’enveloppe d’un bâtiment. Il a également été montré que le choix de la technologie de mesure du débit d’infiltration peut avoir un impact non anodin sur le résultat de mesure du H_{tr} , ainsi que sur son incertitude, et son biais.

Une comparaison expérimentale sur un cas réel a montré que l’utilisation de modèles aérodynamiques simplifiés basés sur une mesure locale de vitesse du vent et une mesure d’étanchéité à la porte soufflante peut accroître fortement la précision du débit d’infiltration estimé

comparativement à une règle du pouce. Cependant, l'incertitude de telles méthodes sur l'estimation de ce débit reste importante à cause d'une connaissance très pauvre des coefficients de pression réels en jeu dans une configuration 3D.

Comparativement, une mesure par gaz traceur avec dose continue procure des résultats plus précis, au prix d'une instrumentation délicate et potentiellement coûteuse (voir paragraphe 3.3.3).

L'avantage de la première méthode est la valorisation du test à la porte soufflante, qui sera de toute manière effectué obligatoirement pour des constructions neuves.

Cette solution technique, qui présente un compromis entre coûts opérationnels et précision globale de mesure, peut également être utilisée dans d'autres méthodes d'évaluation des performances thermiques de l'enveloppe que ISABELE (ex : Coheating, Pstar, QUB, etc.)

Dans le cas étudié précédemment, l'utilisation de la règle du pouce plutôt qu'une méthode d'injection continue de CO_2 augmente sensiblement les sources d'erreurs systématiques dans le résultat ISABELE. L'ajout d'une mesure de vitesse de vent et d'un modèle aéraulique simplifié (LBNL ou EN15242) permet de réduire fortement ces sources d'incertitude. L'utilisation du modèle EN 15242 est toutefois plus recommandée, du fait de la prise en compte du couplage entre l'effet du vent et du tirage thermique, et de l'exploitation plus poussée de la mesure par porte soufflante.

Le résultat de la mesure ISABELE obtenue expérimentalement (incertitudes systématiques et aléatoires comprises) est en outre quasiment identique selon l'utilisation de la méthode par gaz traceur ou par modèle aéraulique. Ceci peut s'expliquer par deux raisons :

1. Les déperditions thermiques par infiltration étaient particulièrement faibles comparé aux déperditions thermiques par transmission, du fait du faible ratio $Q_{4Pa,surf}/U_{tr}$ du bâti et de la vitesse de vent mesurée. L'impact de la méthode de mesure du débit d'infiltration s'en retrouve moins sensible
2. La part d'incertitude liée aux sources d'erreurs aléatoires (obtenue par inversion bayésienne) s'avère prépondérante devant celle liée à la méthode de mesure du débit d'infiltration (sauf pour la règle du pouce). Il s'est donc pas nécessaire de rechercher une meilleure précision sur ce phénomène physique tant que les autres sources d'erreurs ne sont pas réduites.

Il est donc nécessaire de réaliser de plus amples comparaisons sur des typologies de bâtiments plus grands (maisons individuelles, bureaux) et des terrains variés (campagnes, villes) pour conclure sur le choix de technologie à adopter pour mesurer le débit d'infiltration dans la méthode ISABELE, même si la mesure par porte soufflante avec vitesse de vent semble très encourageante.

De plus, l'utilisation d'autres modèles aérauliques plus riches (prenant en compte la direction du vent et les transferts d'air inter-zones) pourrait aussi accroître la précision du débit d'infiltration mesuré, moyennant plus d'information sur la géométrie du bâtiment et de son environnement. Cette solution devrait être envisagée dans les cas où le modèle actuel

se révèle insuffisant, pour des typologies de bâtiment plus complexes par exemple.

Dans tous les cas, il est évident que l'amélioration de la mesure du débit d'infiltration n'est pas le seul levier pour améliorer la précision et la robustesse de la méthode ISABELE. Notamment, l'incertitude résiduelle observée sur les résultats du chalet OPTIMOB pourrait être réduite par une meilleure prise en compte de la dynamique thermique au cours du test.

Chapitre 4

Prise en compte de la dynamique thermique de l'enveloppe

Comme nous l'avons vu, la validité du résultat obtenu repose sur une bonne définition du modèle thermique inverse. Or, il a été démontré dans de précédents travaux basés sur des expérimentations numériques SIMBAD sur la méthode ISABELE que celle-ci s'avérait très imprécise lorsque le bâtiment testé possédait une masse thermique interne importante [Boisson and Bouchié, 2014]. Cette erreur était alors réduite par l'ajout d'une seconde inertie (dite "séquentielle") dans le modèle thermique inverse.

Les questions que l'on peut alors légitimement se poser sont alors :

- Existe-t-il une modélisation de l'inertie "enrichie" encore plus adaptée pour améliorer la précision de la méthode ISABELE ? Et si oui, laquelle ?
- À défaut, existe-t-il une sollicitation thermique plus judicieuse pour la mesure de l'indicateur H_{tr} ?
- Jusqu'où peut-on réduire la durée du test ISABELE tout en gardant un intervalle de confiance acceptable ?

Ces questions, très liées aux phénomènes de transfert de chaleur instationnaires, feront l'objet d'une tentative de réponse à travers ce chapitre.

4.1 L'évolution thermique d'un bâtiment et les modèles linéaires

Pour tenter de proposer une meilleure modélisation de l'inertie thermique dans la méthode ISABELE, il est important de réaliser une revue de celles utilisées dans le cadre d'autres méthodes de mesure *in situ* des performances thermiques de l'enveloppe.

Dans l'ensemble des méthodes détaillées en section 1.3, on remarque que tous les modèles inverses utilisés sont linéaires.

4.1.1 Loi de Fourier et bilan thermique

Le transfert de chaleur en milieu conductif est régi par la loi de Fourier [Fourier, 1822] :

$$\vec{\phi} = -\lambda \overrightarrow{\text{grad}}(T) \quad (4.1)$$

Où $\vec{\phi}$ représente le vecteur de densité de flux de chaleur (en W/m^2), λ la conductivité thermique local du milieu (en $\text{W}/\text{m}/\text{K}$) et T le champ de température (en K).

Cette loi est souvent comparée à la loi d'Ohm, assez similaire dans sa formulation (en remplaçant respectivement $\vec{\phi}$, λ , et T par la densité de courant \vec{j} , la conductivité électrique σ et le champ électrique V).

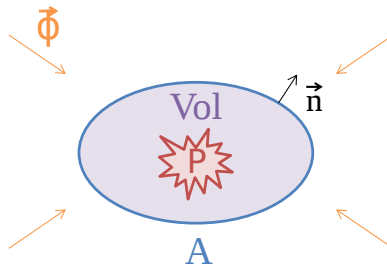


FIGURE 4.1 – Bilan de chaleur sur un volume élémentaire

Par un bilan local d'énergie thermique (par, exemple, sur un volume Vol), on définit l'équation suivante :

$$\underbrace{\iiint_{\text{Vol}} \rho C \frac{\partial T}{\partial t} dv}_{\text{Variation d'énergie interne}} = \underbrace{\oint_A -\vec{\phi} \cdot \vec{n} ds}_{\text{Echanges en surface}} + \underbrace{\iiint_{\text{Vol}} P dv}_{\text{Source de chaleur}} \quad (4.2)$$

Où ρ représente la masse volumique du matériau (en kg/m^3), C la chaleur massique du matériau (en $\text{J}/\text{kg}/\text{K}$), et P la production volumique de chaleur (si elle existe, en W/m^3).

L'application de la loi de Fourier (Équation 4.1) donne :

$$\iiint_{\text{Vol}} \rho C \frac{\partial T}{\partial t} dv = \oint_A \lambda \overrightarrow{\text{grad}}(T) \cdot \vec{n} ds + \iiint_{\text{Vol}} P dv \quad (4.3)$$

Puis, en appliquant le théorème d'Ostrogradsky :

$$\iiint_{\text{Vol}} \rho C \frac{\partial T}{\partial t} dv = \iiint_{\text{Vol}} \text{div}(\lambda \overrightarrow{\text{grad}}(T)) dv + \iiint_{\text{Vol}} P dv \quad (4.4)$$

Dans le cas où λ est constante et uniforme, on obtient enfin l'expression locale de l'équation de la chaleur :

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \nabla^2 T + P \quad (4.5)$$

Cette équation aux dérivées partielles a la propriété d'être **linéaire**. Sa résolution (analytique ou numérique) permettant de modéliser un milieu conductif (enveloppe d'un bâtiment dans notre cas) implique donc une **structure de modèle linéaire** (ex : modèles d'état linéaires, fonctions de transfert).

4.1.2 Réseaux RC équivalents

Lorsque l'équation de la chaleur est résolue par la méthode des volumes finis, il existe une analogie électrique très populaire pour représenter un milieu conductif : les réseaux électriques composés de résistances et de capacités.

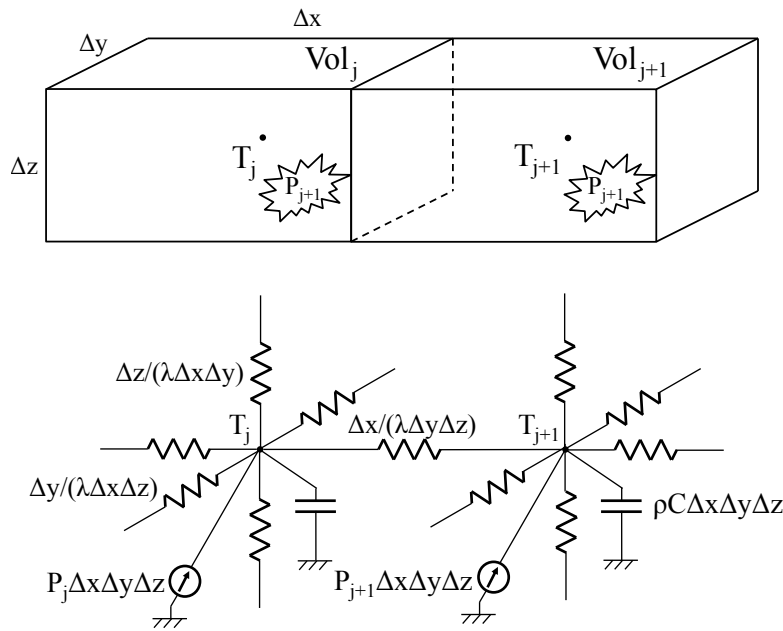


FIGURE 4.2 – Résolution de l'équation de la chaleur en 3D : volumes finis et réseaux RC équivalents

La figure 4.2 illustre un exemple de résolution en 3D avec un maillage composé de parallélépipèdes rectangles. L'équation 4.3 devient :

$$\rho C Vol_j \frac{dT_j}{dt} = \sum_{k=1}^6 \lambda A_{kj} \frac{T_k - T_j}{e_{kj}} + P_j Vol_j \quad (4.6)$$

Cette équation est très analogue à celle qui serait appliquée dans la modélisation d'un circuit RC :

$$C_j \frac{dV_j}{dt} = \sum_{k=1}^6 \frac{1}{R_{kj}} (V_k - V_j) + I_j \quad (4.7)$$

L'équivalence des grandeurs thermiques et électriques est donnée dans le tableau 4.1.

Un "nœud" électrique est donc assimilé à un volume de matière supposé homogène thermiquement (particule de matière, élément d'un mur, mur entier, bâtiment entier, etc.). Plus la taille des volumes choisis est grande, plus approximative sera la modélisation thermique

Grandeur thermique		Grandeur électrique	
T	Température [°C]	V	Potentiel [V]
$\frac{e}{\lambda A}$	Résistance conductive [K/W]	R	Résistance ohmique [Ω]
ρCV	Capacité thermique [J/K]	C	Capacité électrique [F]
P	Flux de chaleur [W]	I	Intensité de courant [A]

TABLEAU 4.1 – Analogie entre grandeurs thermiques et électriques

du système. Mais aussi, plus rapides seront les calculs.

De manière générale, le choix du taux de complexité d'un réseau RC (ou de discrétisation spatiale) dépend essentiellement de l'application visée. Il en va de même pour la discrétisation temporelle, comme nous allons le voir dans la Section 4.5.

4.1.3 Les obstacles à la linéarité

Bien que la conduction en milieu homogène soit un phénomène linéaire, les divers transferts de chaleur au niveau de l'enveloppe d'un bâtiment et de son environnement sont en fait bien plus complexes, et non linéaires. Il existe toutefois des approximations permettant de les "linéariser", ou a minima de garder une structure de modèle linéaire à paramètres variants (LPV), même si bien souvent, on les considère à tort comme constants.

Les transferts radiatifs

L'un des exemples les plus connus de non-linéarité en matière de comportement thermique de bâtiment concerne les transferts de chaleur par rayonnement. En effet, ces échanges sont liés à l'absorption et l'émission de photons principalement issus du rayonnement thermique.

En thermique du bâtiment, on différencie les échanges radiatifs ayant lieu dans le spectre solaire ou dit "courte longueur d'onde" (CLO) et les échanges dans le spectre infrarouge lointain ou dit "grande longueur d'onde" (GLO).

Les échanges CLO peuvent être intégrés au modèle linéaire en tant que sources de chaleur (l'échange étant pratiquement unilatéral).

Les échanges GLO sont plus complexes à incorporer. Dans la majorité des matériaux de construction, une bonne approximation du rayonnement GLO émis est donnée par la loi de Stefan-Boltzman :

$$\varphi_{GLO,emis} = \epsilon_{rad}\sigma_{rad}T^4 \quad (4.8)$$

Pour caractériser les échanges de manière précise, un bilan entre flux émis et flux reçus doit être réalisé en tenant compte des réflexions, absorption, transmission et émission des corps environnants, ce qui peut s'avérer très coûteux en modélisation et en temps de calcul.

L'une des astuces permettant de simplifier ces échanges est l'utilisation d'une "température d'environnement" fictive T_{env} , le flux surfacique approché étant assimilé à celui échangé avec un corps noir :

$$\varphi_{GLO} \simeq \epsilon_{rad} \cdot \sigma_{rad} \cdot (T_{env}^4 - T^4) \quad (4.9)$$

Une technique permettant de linéariser cette échange consiste à exploiter le fait que les températures de surface et d'environnement soient proches ($T \approx T_{env} \approx T_{moy}$ en Kelvin) :

$$\begin{aligned} T_{env}^4 - T^4 &= (T_{env}^2 + T^2)(T_{env} + T)(T_{env} - T) \\ &\simeq (T_{moy}^2 + T_{moy}^2)(T_{moy} + T_{moy})(T_{env} - T) \\ &\simeq 4T_{moy}^3(T_{env} - T) \end{aligned} \quad (4.10)$$

On a alors :

$$\varphi_{GLO} \simeq 4\epsilon_{rad} \cdot \sigma_{rad} \cdot T_{moy}^3 \cdot (T_{env} - T) \quad (4.11)$$

Moyennant une approximation de la réalité, il est donc possible d'intégrer les échanges radiatifs dans un modèle linéaire de bâtiment.

L'infiltration et autres échanges convectifs

Comme expliqué dans le chapitre précédent, la quantité de chaleur échangée par l'air issu de la ventilation naturelle du bâtiment est fortement dépendante du débit de ce dernier.

Dans la simplification donnée où l'échange est purement air-air, le flux thermique associé est exprimé de manière linéaire et proportionnelle au débit d'infiltration, que l'on peut considérer comme variable ou constant :

$$P_{inf} \simeq q_{inf} \cdot C_{p_{v,air}} \cdot (T_e - T_i) \quad (4.12)$$

De même, il est connu que les coefficients d'échanges convectifs dépendent du régime d'écoulement de l'air à la surface des parois et peuvent également être considérés comme variables dans le temps :

$$\varphi_c = h_c \cdot (T_e - T_p) \quad (4.13)$$

Les transferts d'humidité

Lorsqu'ils sont présents, les flux de chaleur liés aux transferts d'humidité peuvent induire des termes fortement non linéaires dans le bilan global. En effet, l'équilibre thermodynamique de la vapeur d'eau dans l'air ainsi que dans les matériaux de construction est à la fois dépendant de la température et du comportement hygroscopique du milieu.

Notamment, la pression d'équilibre de la vapeur d'eau dans l'air $p_{v,sat}$ est donnée par la loi de Clapeyron :

$$p_{v,sat}(T) = p_0 \cdot \exp \left(\frac{L_v}{R \cdot M_e} \left(\frac{1}{T_0} - \frac{1}{T} \right) \right) \quad (4.14)$$

Avec :

- p_0 la pression standard (1 atm)
- L_v la chaleur latente d'évaporation de l'eau (2454 kJ/kg à 20°C)
- R la constante des gaz parfaits (8,314 J/mol/K)
- M_e la masse molaire de l'eau (18 g/mol)
- T_0 la température standard de référence (0 °C)

Or, cette pression est le principal moteur des transferts d'humidité latents (liquide-vapeur) dont le flux thermique surfacique induit $\varphi_{hum,l,v}$ est donné par :

$$\varphi_{hum,l,v} = \beta L_v (p_v - p_{v,sat}) \quad (4.15)$$

Avec :

- β le coefficient de transfert massique de vapeur d'eau (kg/s/Pa/m²)
- p_v la pression de vapeur d'eau dans l'air (Pa)

Cette densité de flux peut être importante à intégrer en cas de présence de sources d'humidité importantes, de pluie, ou encore de séchage des matériaux de construction (ex : béton).

Très difficile à linéariser, ces transferts font généralement l'objet de modèles couplés chaleur-humidité [Rouchier et al., 2013; Belleudy et al., 2016], que l'on retrouve notamment dans les logiciels tels que WUFI, HAM-Tools, MOIST, COMSOL, etc. Dans le cas contraire, ces phénomènes sont généralement négligés, par souci de simplicité et de temps de calcul.

Les propriétés thermophysiques des matériaux

Les propriétés thermophysiques des matériaux de construction intervenant dans l'équation de la chaleur (chaleur massique, masse volumique, conductivité thermique) sont intrinsèquement liées à la composition et à la structure des molécules qui les composent.

La température et l'humidité sont des grandeurs susceptibles de modifier ces propriétés. A titre d'exemple, la Figure 4.3 présentent l'évolution de la conductivité thermique de différents matériaux à base de bois selon leur teneur en eau.

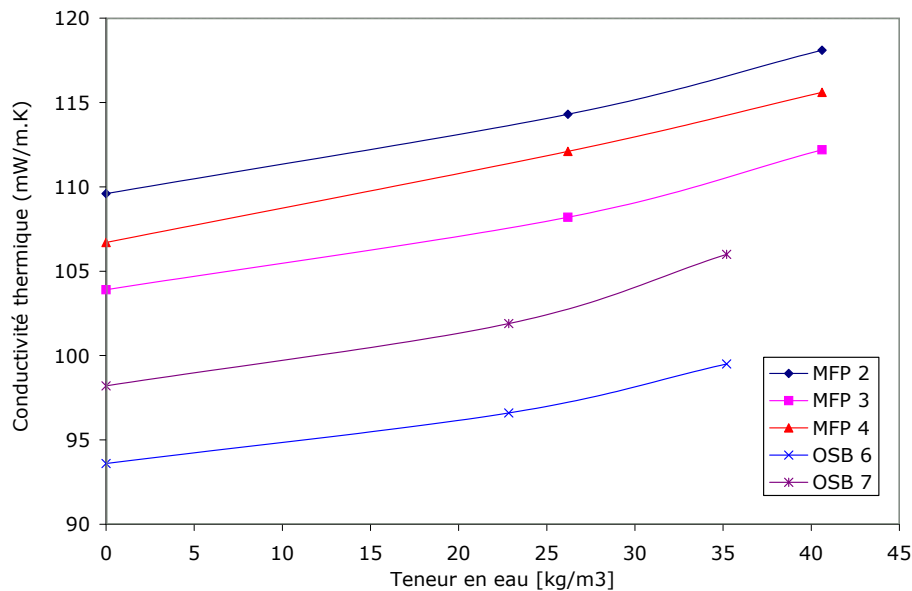


FIGURE 4.3 – Exemple de conductivités thermiques en fonction du taux d'humidité [Piot, 2009]

Souvent légères, ces variations sont généralement négligées. Autrement, leur intégration nécessite l'utilisation de modèles non linéaires, ou au moins une prise en compte comme source d'incertitude.

4.2 Modèles linéaires inverses du comportement thermique dynamique des bâtiments

Le choix du modèle linéaire pour représenter la dynamique thermique d'un bâtiment n'est pas anodin. En particulier lorsqu'il s'agit du modèle utilisé dans une méthode inverse permettant de mesurer *in situ* sa performance thermique.

Le premier pas consiste à choisir le degré de connaissance à intégrer au modèle.

4.2.1 Approches boîte blanche, boîte grise et boîte noire

Issues du vocabulaire de la théorie des systèmes, les "boîtes" représentent d'une manière générale un modèle de comportement. Leur "couleur" ou "opacité" caractérise en fait le degré d'explicabilité de ses mécanismes (voir Figure 4.4).

Boîte blanche ou modèle de connaissance

Les modèles "boîtes blanches" sont intégralement basés sur la théorie du phénomène modélisé. Dans le cas de modèles thermiques de bâtiments, ils intègrent l'ensemble des connaissances connues sur la conduction (équation de la chaleur), la convection (mécanique des fluides), le rayonnement (optique) et les transfert d'humidité (thermochimie).

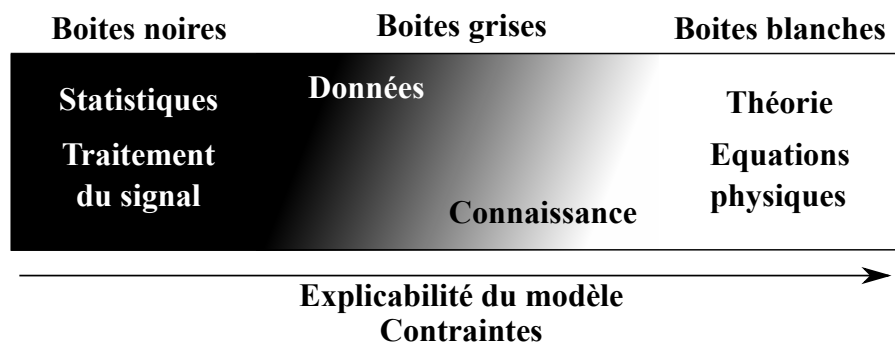


FIGURE 4.4 – Boîtes noires

Ces modèles, très détaillés, permettent de décrire au plus fin les transferts de chaleur, d'où leur intérêt dans la simulation thermique. Toutefois, leur utilisation dans les problèmes inverses pose plusieurs inconvénients majeurs :

1. La **quantité d'hypothèses** physiques réalisées peut **surcontraindre** le problème : en effet, rien ne garantit l'adéquation entre une modélisation détaillée sans défaut et le bâtiment réel.
2. Le **nombre de paramètres** élevé peut poser des problèmes d'**identifiabilité** (solutions non uniques, non physiques, minimas locaux...)
3. Le **temps de calcul** de simulation, généralement élevé, ne permet pas (à l'heure actuelle) de garantir une optimisation et un calcul d'incertitude dans un délai acceptable

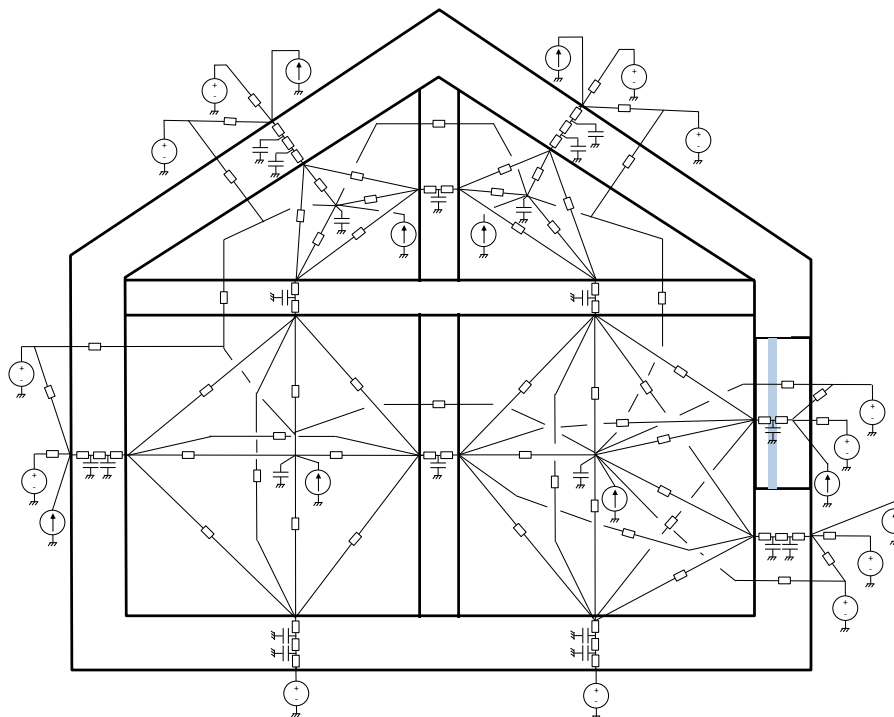


FIGURE 4.5 – Exemple de modèle détaillé d'un bâtiment sous forme de réseau RC

L'avantage (également majeur) que présentent les modèles boîte blanche sont tout de même de proposer une meilleure compréhension des phénomènes physiques et ainsi "d'amé-

liorer" leur prise en compte dans des modèles plus simples, tels que les modèles boîtes grises. À titre d'exemple, un modèle thermique relativement détaillé d'un bâtiment est représenté en Figure 4.5.

Boîte grise ou modélisation semi-physique

Les modèles "boîte grises" consistent à utiliser une représentation physique simplifiée du bâtiment étudié. Ce sont vraisemblablement les modèles les plus répandus dans la mesure *in situ* des performances thermiques des bâtiments (voir Chapitre 1).

En effet, ils ont l'avantage - contrairement aux modèles boîtes blanches - de présenter un nombre de paramètres plus réduits et un temps de simulation sensiblement plus rapide.

Toutefois, les hypothèses simplificatrices (laissant quelques libertés à l'apprentissage) sont parfois difficile à doser (leur validité, rappelons-le, dépendent de l'application).

Par exemple, le modèle R5C1 utilisé dans la première version de la méthode ISABELE (voir section 1.3.8) est très simplifié, mais a prouvé son efficacité dans le calcul de la consommation annuelle de chauffage pour les bâtiments, au même titre que des modèles bien plus détaillés tels que TRNSYS et MODELICA. Il présente toutefois des lacunes lorsque l'on s'intéresse à la dynamique journalière du bâtiment. [Da Silva et al., 2016]

Selon les besoins, certains auteurs se satisferont de la prise en compte de l'inertie globale de l'air et des parois extérieures [Fraisie et al., 2002; Zayane, 2011]. D'autres exploiteront la prise en compte d'inerties indépendantes concernant la dalle [Hazyuk et al., 2012] ou le toit [Wang and Xu, 2006]. Concernant les apports solaires, ces derniers peuvent là encore être intégrés dans leur globalité sur l'air intérieur (malgré l'absence de signification physique d'une telle représentation) [Achterbosch et al., 1985], ou bien segmentés sur l'air intérieur et les surfaces intérieures [Nielsen, 2005], les surfaces intérieures et extérieures [Berthou et al., 2012], ou bien les 3 en même temps [Kämpf and Robinson, 2007]. Dans la méthode ISABELE, il est même possible de négliger les apports solaires intérieurs étant donné que le protocole de mesure est réalisé avec les volets fermés.

La construction de modèle boîte grise simplifié est donc une question d'expertise. Plusieurs auteurs comme Roux [Roux, 1984] et Peuportier [Peuportier and Blanc Sommereux, 1990] proposent des méthodes de réduction modales de modèles détaillés afin de générer des modèles simplifiés représentant au mieux le comportement thermique dynamique du bâtiment en vue de simulation thermique dynamique. Les modèles d'état alors obtenus ne permettent pas d'obtenir directement une représentation explicite de réseaux RC, mais permettent de justifier des modèles simplifiés tels que ceux du moteur de calcul COMFIE [Salomon et al., 2005].

Il est également possible de simplifier des modèles détaillés par l'introduction d'hypo-

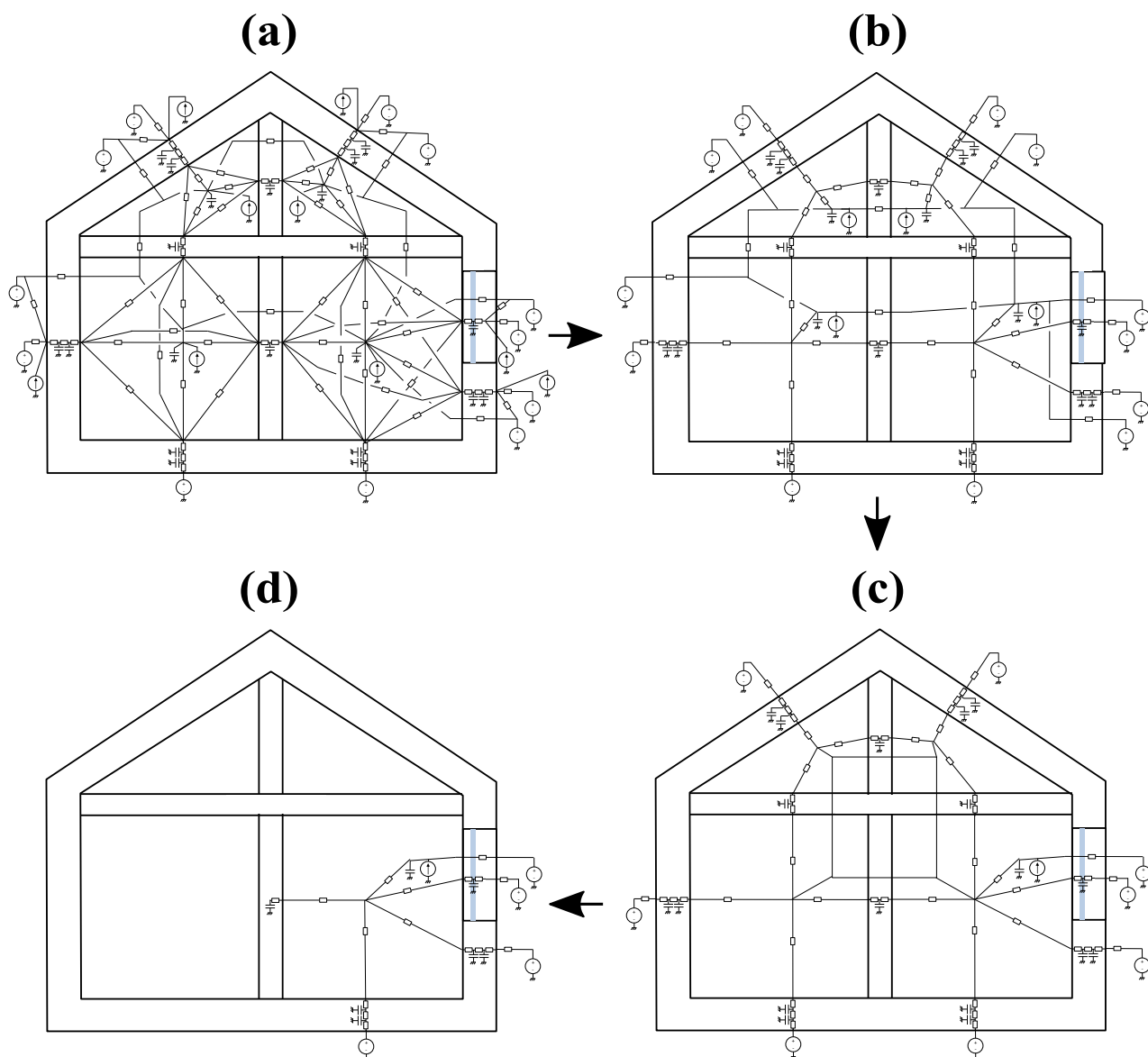


FIGURE 4.6 – Exemple de construction de modèle boîte grise par simplification d'un modèle détaillé d'un bâtiment sous forme de réseau RC

thèses simplificatrices. Dans la Figure 4.6, plusieurs étapes de simplifications du modèle boîte blanche (illustré en Figure 4.4) sont présentées :

1. Simplification des échanges radiatifs et convectifs (Figure 4.6.a → 4.6.b)
2. Unification des volumes d'air (Figure 4.6.b → 4.6.c)
3. Unification des parois et cloisons de même type (Figure 4.6.c → 4.6.d)

Une autre stratégie consiste à tester différents modèles physiques simplifiés (avec hypothèses fixées) et les valider expérimentalement pour une application spécifique. Il s'agit d'une technique très utilisée pour la prédiction et l'optimisation du contrôle thermique des bâtiments [Kummert et al., 1996; Braun and Chaturvedi, 2002; Bacher and Madsen, 2011; Berthou, 2013; Viot et al., 2015]. En effet, elle permet d'éviter la modélisation détaillée et donc une longue et coûteuse récolte de données du bâtiment nécessaire à son élaboration, qui n'est pas nécessairement utile au vu de l'objectif recherché.

Boîte noire ou modélisation statistique

Les modèles "boîte noire" sont intégralement basés sur les données observées. Aucune hypothèse physique ni théorique sur le comportement thermique du bâtiment n'est donnée, si ce n'est éventuellement son caractère linéaire lié à l'équation de la chaleur (voir Section 4.1).

La clé de ce type de modèle est le choix des données d'entrée et de sortie pertinentes pour représenter le comportement thermique dynamique du bâtiment. Par exemple, la température intérieure et extérieure, la puissance de chauffage, le débit d'infiltration, l'ensoleillement vertical en face vitrée, etc. Le but n'est alors pas la compréhension du système, mais juste le lien entre ses entrées et ses sorties, rien de plus.

L'exemple le plus simple est la régression linéaire, qui peut s'avérer efficace pour la prédiction de consommation de chauffage [Rabl and Rialhe, 1992]. Les exemples les plus complexes concernent les réseaux de neurones artificiels (RN ou en anglais *ANN : Artificial Neural Networks*, voir illustration en Figure 4.7). Non nécessairement linéaires, ils peuvent être utilisés pour la prédiction de température intérieure ou de consommations spécifiques pour des bâtiments complexes [Mustafaraj et al., 2011], mais sont relativement difficile à architecturer, longs à identifier, et sont par conséquent rarement utilisés en thermique du bâtiment.

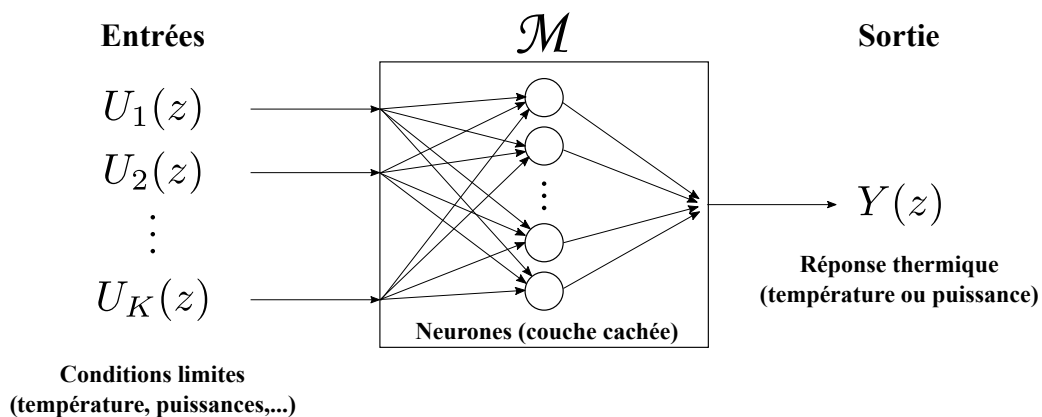


FIGURE 4.7 – Exemple de représentation d'un modèle de réseaux de neurones pour le comportement thermique dynamique d'un bâtiment

Dans le cas des boîtes noires, l'unique moyen pour remonter au coefficient de déperditions thermique du bâtiment H_{tr} consiste à identifier les liens entre chauffage et écart de température intérieure/extérieure, et à prédire le comportement du système en régime permanent.

4.2.2 Modèles d'état discrets

La résolution numérique de l'équation de la chaleur passe par une discrétisation spatiale du cas d'étude. La méthode des différences finies, éléments finis ou volumes finis implique la résolution d'un nombre fini d'équations différentielles linéaires. Par exemple, l'équation 4.6 avec $i \in (1, 2, \dots, N)$ donne, sous forme matricielle :

$$\begin{pmatrix} \rho C Vol_1 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \rho C Vol_2 & \ddots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & 0 \\ 0 & \dots & 0 & \rho C Vol_N \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \frac{dT_1}{dt} \\ \frac{dT_2}{dt} \\ \vdots \\ \frac{dT_N}{dt} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -\sum \frac{\lambda A_{k1}}{e_{k1}} & \frac{\lambda A_{21}}{e_{21}} & \dots & \frac{\lambda A_{N1}}{e_{N1}} \\ \frac{\lambda A_{12}}{e_{12}} & -\sum \frac{\lambda A_{k2}}{e_{k2}} & \ddots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & \frac{\lambda A_{N(N-1)}}{e_{N(N-1)}} \\ \frac{\lambda A_{1N}}{e_{1N}} & \dots & \frac{\lambda A_{(N-1)N}}{e_{(N-1)N}} & -\sum \frac{\lambda A_{kN}}{e_{kN}} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} T_1 \\ T_2 \\ \vdots \\ T_N \end{pmatrix} + \mathbf{I}_N \begin{pmatrix} P_1 Vol_1 \\ P_2 Vol_2 \\ \vdots \\ P_N Vol_N \end{pmatrix} \quad (4.16)$$

Cette équation matricielle est un cas particulier d'**équation d'état**, dont la forme la plus générale est :

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}\mathbf{u} \quad (4.17)$$

\mathbf{x} représente le vecteur d'état thermique du bâtiment (dans l'exemple le champ de température $(T_1, T_2, \dots, T_N)^T$). $\dot{\mathbf{x}}$ représente sa dérivée temporelle. La matrice d'état \mathbf{A} contient la structure reliant les états entre eux (résistances thermiques, capacités calorifiques, etc.). Le vecteur \mathbf{u} représente les entrées ou conditions limites du modèle (température extérieure, puissance de chauffe, sources de chaleur, etc.). Enfin, la matrice de commande \mathbf{B} contient la structure reliant ces entrées aux états du modèle.

La **discrétisation temporelle** de tels modèles, ayant déjà été évoquée dans le Chapitre 2 (section 2.4.2) permet d'obtenir la formulation suivante (sans terme d'erreur ni équation d'observation) :

$$\mathbf{x}_{t+\Delta t} = \mathbf{A}_d \mathbf{x}_t + \mathbf{B}_d \mathbf{u}_t \quad (4.18)$$

Dans l'approche boîte blanche, les matrices \mathbf{A}_d et \mathbf{B}_d sont entièrement définies par des paramètres physiques précis (à partir de l'équation 4.16 par exemple). Ces paramètres peuvent être à identifier ou imposés.

Dans l'approche boîte grise, ces matrices sont définies par des paramètres semi-physiques simplifiés (résistances et capacités thermiques équivalentes de modèles réduits par exemple). Dans l'approche boîte noire, les coefficients de ces matrices n'ont pas de signification physique et sont identifiés.

4.2.3 Modèles autorégressifs (ARX et ARMAX)

Les modèles autorégressifs sont des structures particulièrement adaptées aux approches boîte noire, même si elles peuvent être obtenues laborieusement à partir de modèles boîte grise ou boîte blanche. Les modèles autorégressifs à entrées exogènes ou ARX (*AutoRegressive with eXternal inputs*) représentant le comportement thermique dynamique des bâtiments trouvent leur origine dans la résolution de l'équation de la chaleur par l'utilisation de fonctions de transfert discrètes.

De l'équation de la chaleur aux fonctions de transfert discrètes

Une autre formulation mathématique des équations différentielles consiste à passer par la transformée en z (équivalent discret de la transformée de Laplace). Pour garder le même exemple que précédemment, l'équation 4.6 donne :

$$\rho C V_i \frac{dT_i}{dt} \approx \rho C V_i \frac{T_i(t) - T_i(t - \Delta t)}{\Delta t} = \sum \lambda A_{ki} \frac{T_k(t - \Delta t) - T_i(t - \Delta t)}{e_{ki}} + P_i(t - \Delta t) V_i \quad (4.19)$$

$$\rho C V_i \frac{T_i(z) - z^{-1}T_i(z)}{\Delta t} = \sum \lambda A_{ki} z^{-1} \frac{T_k(z) - T_i(z)}{e_{ki}} + z^{-1}P_i(z) V_i \quad (4.20)$$

Suivant ces équations pour $i \in (1, 2, \dots, N)$, il devient alors théoriquement possible d'exprimer une variable $T_k(z)$ en fonction des conditions limites $P_i(z)$ à l'aide de fonctions de transfert :

$$T_k(z) = \sum_{i=1}^N H_{P_i}(z) P_i(z) \quad (4.21)$$

Cette transformation implique des substitutions multiples (parfois très lourdes) pour remonter à cette expression, qui peut autrement être obtenue à partir du modèle d'état par calculs matriciels [Naveros and Ghiaus, 2015]. Un exemple simple de transformation sur d'un modèle boîte grise R1C1 est donné en Annexe G. Sa forme la plus générale est donnée par :

$$Y(z) = \sum H_k(z) U_k(z) \quad (4.22)$$

Il s'agit d'une représentation de modèle linéaire MISO (Multi-Inputs/Single-Output, voir Figure 4.8).

Il est également possible de formuler le problème sous forme de modèles linéaires MIMO (Multi-Inputs/Multi-Outputs) mais cela ne sera pas traité ici par souci de simplicité. Une section dédiée peut être consultée dans l'ouvrage de Madsen [Madsen, 2008].

Les entrées U_k correspondent aux conditions limites du problème (en puissances ou en températures) et Y correspond à la donnée de sortie représentant la réponse thermique du

système (température ou puissance quelconque)

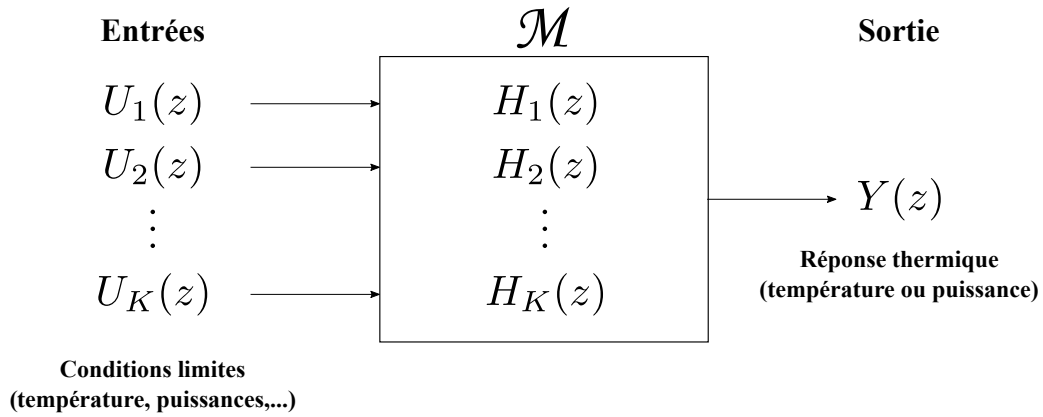


FIGURE 4.8 – Représentation de modèle linéaire MISO en fonctions de transfert

Chaque fonction de transfert H_k correspond à un quotient de polynômes en z^{-1} :

$$H_k(z) = \frac{B_k(z)}{A_k(z)} = \frac{b_{k,0} + b_{k,1}z^{-1} + \dots + b_{k,M}z^{-M}}{a_{k,0} + a_{k,1}z^{-1} + \dots + a_{k,N}z^{-N}} \quad (4.23)$$

Des fonctions de transfert discrètes au modèle ARX

Des expressions 4.22 et 4.23 se déduit :

$$Y(z) = \sum \frac{b_{k,0} + b_{k,1}z^{-1} + \dots + b_{k,M}z^{-M}}{a_{k,0} + a_{k,1}z^{-1} + \dots + a_{k,N}z^{-N}} U_k(z) \quad (4.24)$$

Lorsque les dénominateurs des fonctions de transfert sont égaux (ce qui est souvent le cas) alors l'expression devient :

$$(a_0 + a_1z^{-1} + \dots + a_Nz^{-N})Y(z) = \sum (b_{k,0} + b_{k,1}z^{-1} + \dots + b_{k,M}z^{-M})U_k(z) \quad (4.25)$$

Et, en repassant dans le domaine temporel :

$$Y(t) = \underbrace{\sum_{i=1}^N -\frac{a_i}{a_0} Y(t - i\Delta t)}_{\text{Termes autorégressifs}} + \underbrace{\sum_k \sum_{j=0}^M \frac{b_{k,j}}{a_0} U_k(t - j\Delta t)}_{\text{Termes exogènes}} \quad (4.26)$$

L'évolution de la sortie $Y(t)$ peut ainsi s'exprimer en fonction des états précédents des entrées $U_k(t)$ et de ses propres états précédents.

Si l'on oublie l'origine physique des coefficients a_i et $b_{k,j}$, il est possible d'exprimer le modèle de manière "boite noire" directement sous forme de modèle ARX :

$$Y(t) = \sum_{i=1}^N \Phi_i Y(t - i\Delta t) + \sum_k \sum_{j=0}^M \omega_{k,j} U_k(t - j\Delta t) \quad (4.27)$$

Les coefficients Φ_i et $\omega_{k,j}$ et leurs incertitudes pouvant être obtenus directement par régression linéaire (à condition qu'ils soient invariants).

Dans le cas de **modélisation stochastique** (cf section 2.4.2) le modèle peut intégrer des termes d'erreur de process et de mesure sous forme d'un terme de moyenne mobile (en anglais *Moving Average* ou *MA*) transformant le modèle ARX en modèle ARMAX :

$$Y(t) = \sum_{i=1}^N \Phi_i Y(t - i\Delta t) + \sum_k \sum_{j=0}^M \omega_{k,j} U_k(t - j\Delta t) + \sum_l \theta_l \epsilon(t - l\Delta t) \quad (4.28)$$

L'obtention de cette expression à partir du modèle d'état stochastique discret nécessite également l'utilisation d'un filtre de Kalman, et est explicitée dans le rapport technique de l'Annexe 58 de l'IEA [Madsen et al., 2015].

Remarque : La transformation d'un modèle d'état stochastique en modèle ARMAX est unique, tandis qu'il existe un continuum de modèles d'état stochastiques pour un même modèle ARMAX (il n'y a, en effet, aucune contrainte liée aux équations et variables physiques, comme celles issues de l'équation de la chaleur). Par ailleurs, la séparation du bruit de modèle et de mesure est perdue dans un modèle ARMAX.

4.3 Choix de la sollicitation thermique

La sollicitation thermique idéale pour la mesure *in situ* des performances thermiques de l'enveloppe des bâtiments dépend de l'objectif souhaité.

- Si l'objectif est uniquement la **caractérisation du coefficient de déperditions H_{tr}** , alors la sollicitation doit favoriser la prédominance des flux déperditifs dans le bilan thermique du bâtiment étudié (par création d'un gradient à l'aide d'équipement de chauffage) et limiter au maximum les phénomènes transitoires qui perturbent la mesure. Il faut alors rechercher un signal de chauffage à la fois **puissant et riche en basses fréquences**
- Si l'objectif est d'appréhender le **comportement thermique dynamique du bâtiment** en vue de l'optimisation du contrôle de chauffage, ou de gestion de l'énergie à une plus grande échelle (quartier, ville) alors il est au contraire important de solliciter l'inertie thermique et de favoriser les phénomènes transitoires autant que les flux déperditifs. Il faut alors rechercher un signal de chauffe à la fois **puissant et riche en fréquences dans la gamme d'intérêt** (en général, de l'ordre de quelques minutes à l'heure pour la gestion de la régulation [Viot et al., 2015], et de l'ordre de la journée pour la gestion du confort thermique et de l'effacement des pics de consommation [Chahwane, 2011])

La figure 4.9 illustre l'évolution théorique du gain de la réponse thermique d'un bâtiment en gradient de température en fonction de la fréquence d'un signal de chauffe sinusoïdal. Les ordres de grandeur des fréquences indiquées sont bien entendu forfaitaires (il s'agit ici des fréquences de transitions typiques d'un mur homogène en brique de 15 cm [Naveros and Ghiaus, 2015]) mais chaque bâtiment possède ses propres fréquences de transition.

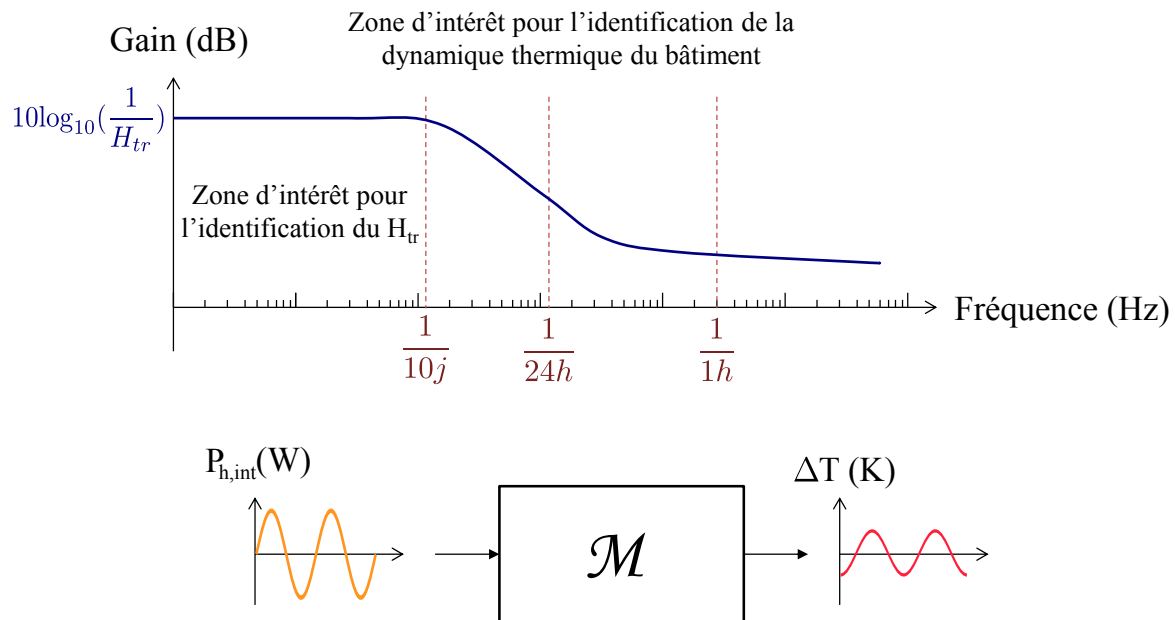


FIGURE 4.9 – Représentation théorique de la réponse thermique d'un bâtiment dans le domaine fréquentiel sous forme d'un diagramme de Bode

Cette représentation, plutôt utilisée en électronique, fait écho à l'analogie du modèle thermique sous forme de réseau RC équivalent (qui n'est autre qu'un filtre passe-bas). En effet, une fluctuation rapide de puissance induit une faible variation du gradient thermique, tandis qu'une fluctuation lente permet à la chaleur de se propager et d'amplifier la variation du gradient thermique. La fréquence nulle correspond au régime permanent où le coefficient H_{tr} est directement déduit.

Bien entendu, le régime permanent est inatteignable *in situ*, du fait des fluctuations climatiques. De plus, les contraintes d'essais ne permettent pas de piloter une sinusoïde de chauffe de fréquence inférieure à $10 j^{-1}$.

Toutefois, il est possible d'enrichir la sollicitation ISABELE en basses fréquences en utilisant des créneaux rectangulaires voire triangulaires (cf Figure 4.10).

Dans le cas (toujours ouvert) où l'identification ISABELE servirait pour d'autres objectifs que l'identification du H_{tr} (calculs de consommations, évaluation du confort d'été, etc.), un signal de type binaire pseudo aléatoire (SBPA) peut également être envisagé (en conservant une gamme de fréquences plutôt basses mais plus homogènes, voir Figure 4.10).

Remarque : les fluctuations climatiques (apports solaires, température extérieure) étant

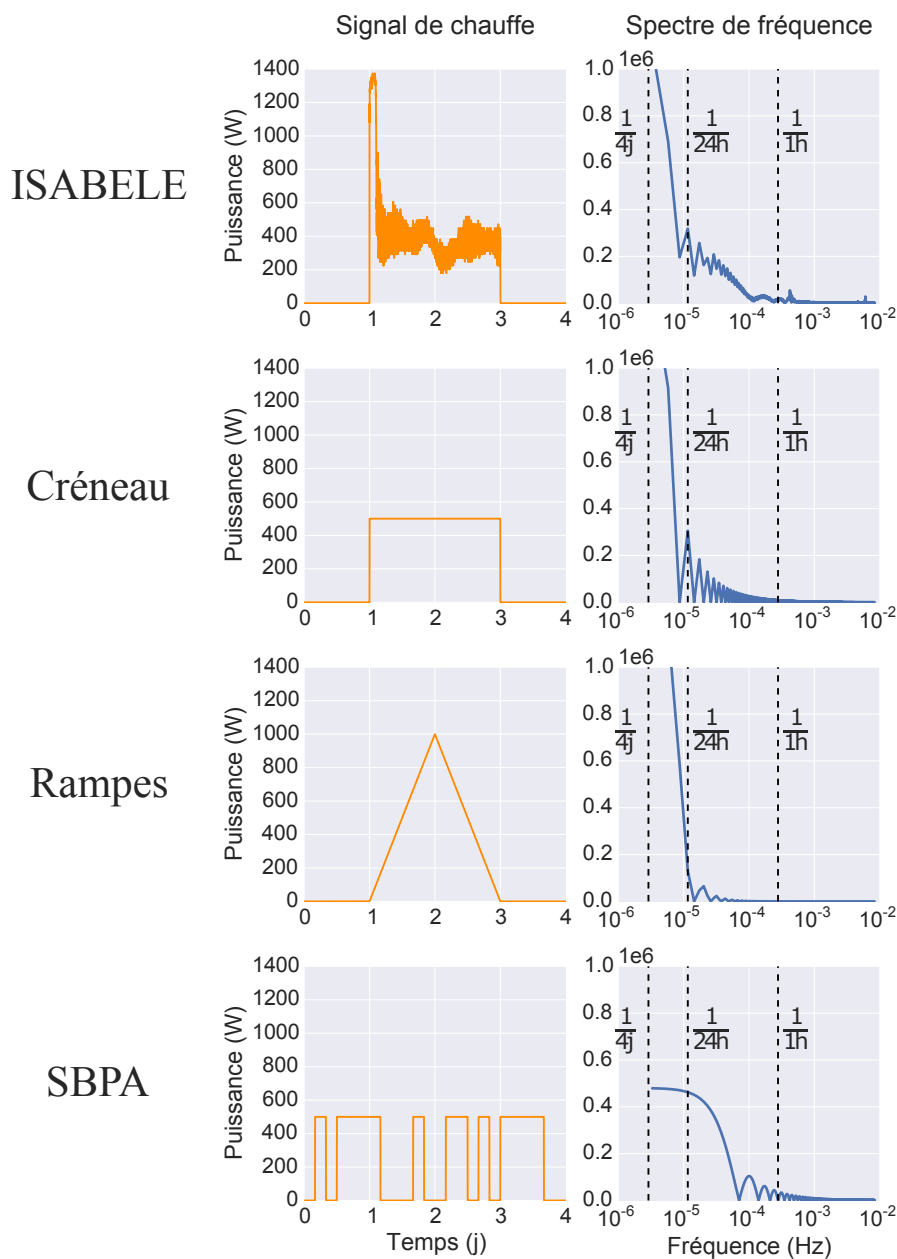


FIGURE 4.10 – Exemple de signaux de sollicitation avec leurs transformées de Fourier

riches en fréquences journalières ($1j^{-1}$), il est important d'éviter cette fréquence dans la sollicitation de chauffe, sous peine de mal interpréter la réponse thermique du bâtiment [Madsen et al., 2015].

4.4 Impact de la durée du protocole

Au-delà du choix du modèle et de sollicitation se pose la question inhérente aux méthodes inverses qu'est la durée du protocole. En effet, l'"apprentissage" du modèle thermique doit être fait sur une période représentative du phénomène mesuré. Pour la mesure ISABELE, cette durée sera essentiellement liée au temps de diffusion de la chaleur dans l'enveloppe.

4.4.1 Pénétration de la chaleur et échelles de temps

Le temps de propagation de la chaleur dans une couche de matériau dépend essentiellement de 2 choses :

1. Son épaisseur
2. Sa diffusivité thermique

En effet, l'équation de la chaleur dans un milieu homogène en 1 dimension sans source de chaleur donne :

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (4.29)$$

Soit δT une perturbation quelconque aux bornes d'un milieu d'épaisseur e . On peut définir l'ordre de grandeur du temps de propagation δt en faisant l'approximation suivante :

$$\rho C \frac{\delta T}{\delta t} \propto \lambda \frac{\delta T}{e^2} \quad (4.30)$$

On a alors :

$$\delta t \propto \frac{\rho C e^2}{\lambda} = \frac{e^2}{a} \quad (4.31)$$

$a = \frac{\lambda}{\rho C}$ étant la diffusivité thermique du milieu (m^2/s). Le Tableau 4.2 donne quelques ordres de grandeur de la diffusivité thermique de divers matériaux et isolants utilisés dans la construction. On note que malgré une forte disparité des conductivités thermiques et des densités, la diffusivité thermique de la plupart des matériaux sont du même ordre de grandeur.

Matériaux	ρ (kg/m ³)	λ (W/m/K)	C (J/kg/K)	a (m ² /s)
Panneau de particules	600	0,15	1700	$1,5 \times 10^{-7}$
Bois lourd	800	0,23	1600	$1,8 \times 10^{-7}$
Bois léger	500	0,15	1600	$1,9 \times 10^{-7}$
Plaque de plâtre	850	0,25	1000	$2,9 \times 10^{-7}$
Béton cellulaire	500	0,175	1000	$3,5 \times 10^{-7}$
Terre cuite	1950	0,79	1000	$4,1 \times 10^{-7}$
Laine de verre	60	0,038	1030	$6,1 \times 10^{-7}$
Béton plein	2500	2,0	1000	$8,0 \times 10^{-7}$
Polystyrène extrudé	30	0,046	1450	$1,1 \times 10^{-6}$

TABLEAU 4.2 – Propriétés thermiques type de quelques matériaux de construction [Th-BCE, 2012]

Les temps de propagation de la chaleur associés à chaque matériau et son épaisseur sont donnés dans la Figure 4.11. Ainsi, il faut environ 2 à 3 jours pour traverser 20 cm de bois contre 0,5 à 2 jours pour un isolant, béton ou brique.

La sollicitation thermique pilotée dans la mesure ISABELE ayant lieu à l'intérieur du bâtiment, il est donc préférable d'attendre une traversée complète de la chaleur dégagée dans la couche d'isolant pour en caractériser la résistance thermique. Le test sera donc *a priori* plus rapide en cas d'isolation par l'intérieur que par l'extérieur (l'énergie à stocker dans les matériaux non-isolants étant bien plus faible).

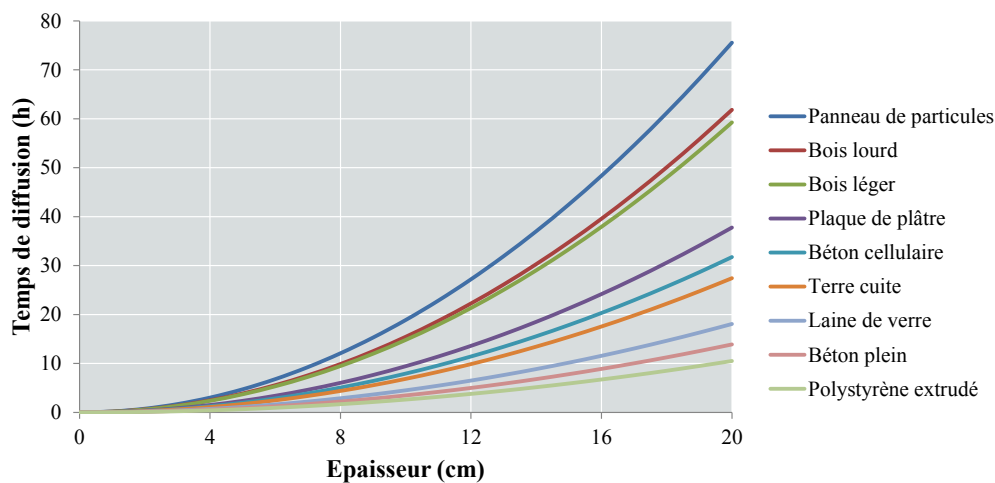


FIGURE 4.11 – Temps de propagation de la chaleur pour différents matériaux de construction en fonction de leur épaisseur

Toutefois, il ne s'agit ici que d'ordres de grandeur. L'enveloppe d'un bâtiment est composée de parois hétérogènes, dont tous les matériaux contribuent à sa résistance thermique. De plus, on considère ici que la perturbation δT est stable et constante. Il n'est donc pas aisé de préconiser précisément la durée minimale de test pour la mesure ISABELE. Cette illustration de la lenteur du phénomène de diffusion thermique permet tout de même de situer celle-ci de l'ordre de plusieurs heures... à plusieurs jours.

4.4.2 Capacité(s) thermique(s) d'un bâtiment

La capacité calorifique **totale** d'un bâtiment CTB (J/K) se définit comme la somme des capacités calorifiques à l'intérieur de son volume. Il s'agit que la quantité maximale de chaleur stockable par degré d'élévation de température. Elle inclue toute la masse thermique de l'enveloppe, mais également des cloisons, du mobilier, et de l'air intérieur :

$$CTB = \iiint_{Vol_{tot}} \rho C dVol \quad (4.32)$$

En régime dynamique toutefois, toutes les masses thermiques ne sont pas sollicitées de façon égale. Les parois extérieures par exemple sont fortement sollicitées par les variations

climatiques, tandis que l'air, le milieu et les parois intérieures sont sollicitées par les éléments de chauffage. La fréquence de variation de ces sollicitations modifie également le champ de variations thermiques, comme sous l'avons vu dans la partie 4.3.

La capacité thermique **effective** d'un bâtiment C_{eff} (J/K), au sens introduit par Antonopoulos [Antonopoulos and Koronaki, 1998] correspond à la somme des valeurs des capacités thermiques qui participent concrètement au stockage/déstockage de chaleur pour un modèle simplifié issu des différences finies (boîte grise) et **pour une sollicitation donnée**. Elle est dans tous les cas inférieure à la capacité thermique totale.

Méthode des quadripôles

Une des manières d'obtenir un ordre de grandeur de la capacité thermique effective d'un bâtiment en conditions *in situ* est basée sur la méthode des quadripôles décrites dans la norme EN ISO 13786.

Cette méthode est basée sur la résolution **analytique** de l'équation de la chaleur en 1D sur un matériau homogène soumis à des conditions limites de température **harmoniques**.

Dans ce cas bien particulier, il devient possible d'exprimer sous forme complexe la réponse en flux et en température du côté extérieur du matériau à partir de sollicitations en flux et en température du côté intérieur et vice versa [Carslaw and Jeager, 1959]. Une illustration d'un quadripôle pour une paroi homogène est donnée en Figure 4.12. On a alors :

$$\begin{pmatrix} T_e \\ \varphi_{ext} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} A & B \\ C & D \end{pmatrix} \begin{pmatrix} T_i \\ \varphi_{int} \end{pmatrix} \quad (4.33)$$

Avec :

$$\begin{aligned} A &= D = \cosh\left(e\sqrt{\frac{\omega i}{a}}\right) \\ B &= -\frac{1}{E_{ff}\sqrt{\omega i}} \sinh\left(e\sqrt{\frac{\omega i}{a}}\right) \\ C &= -E_{ff}\sqrt{\omega i} \sinh\left(e\sqrt{\frac{\omega i}{a}}\right) \end{aligned} \quad (4.34)$$

E_{ff} correspond à l'**effusivité thermique** du matériau ($J/(K.m^2.s^{1/2})$) :

$$E_{ff} = \sqrt{\lambda \rho C} \quad (4.35)$$

Dans le cas d'une paroi multicouche, il est possible de combiner les matrices de transfert

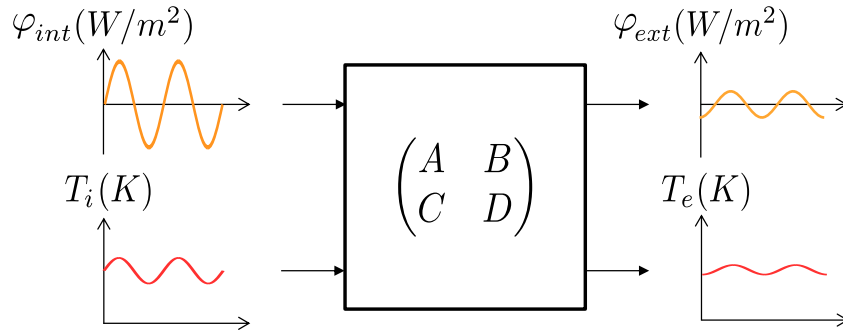


FIGURE 4.12 – Quadripôle représentant une paroi homogène

par multiplication :

$$\begin{pmatrix} A & B \\ C & D \end{pmatrix} = \underbrace{\begin{pmatrix} A_1 & B_1 \\ C_1 & D_1 \end{pmatrix}}_{\text{Couche 1}} \cdot \underbrace{\begin{pmatrix} A_2 & B_2 \\ C_2 & D_2 \end{pmatrix}}_{\text{Couche 2}} \dots \underbrace{\begin{pmatrix} A_n & B_n \\ C_n & D_n \end{pmatrix}}_{\text{Couche n}} \quad (4.36)$$

La capacité thermique surfacique intérieure est calculée de la façon suivante :

$$\kappa_{int} = \frac{1}{\omega} \left| \frac{\varphi_{int}}{T_i} \right|_{T_e=0} - \frac{\varphi_{int}}{T_e} \Big|_{T_i=0} \quad (4.37)$$

La capacité thermique journalière C_m , qui correspond à la capacité thermique effective du bâtiment pour le modèle ThBCE, est définie par :

$$C_m = A_m \kappa_{int} \left(\omega = \frac{1}{24h} \right) \quad (4.38)$$

Le choix de la période spécifique de 24 heures pour les sollicitations harmoniques est justifié par la variation journalière de la température extérieure qui représente sa dynamique principale.

Remarque : Malgré le fait que la méthode des quadripôles permette une expression analytique de la capacité thermique effective C_m , il est à noter que d'importantes hypothèses ont été réalisées pour la calculer : en effet, l'inertie est focalisée sur la typologie de paroi principale du bâtiment, elle exclut donc l'inertie sollicitée sur l'air, le sol, les cloisons et masse intérieure ainsi que sur les parois légères. De plus, elle ne fonctionne que pour des sollicitations harmoniques de période 24h et de même phase, qui ne sont jamais rencontrées *in situ*.

4.4.3 Constante(s) de temps d'un bâtiment

La décomposition en modes propres d'un modèle thermique 3D de l'enveloppe d'un bâtiment permet de montrer qu'il existe une multitudes de constantes de temps pour représenter la dynamique thermique d'un bâtiment [Roux and Kuznik, 2013]. Il n'y a donc pas à proprement parler de "constante de temps" unique pour le comportement thermique dyna-

mique d'un bâtiment, à la manière d'un circuit 1R1C (cf méthode QUB).

Toutefois, pour avoir une idée du temps nécessaire à la mesure ISABELE, on définit comme suit une estimation de la constante de temps principale du bâtiment :

$$\tau_{eff} = \frac{C_m}{H_{tr}} \quad (4.39)$$

Le tableau 4.3 donne les valeurs de constantes de temps pour 4 parois types ITE (isolées par l'extérieur) et ITI (isolées par l'intérieur) représentées en Figure 4.13. Il est à noter une grande disparité des valeurs des constantes de temps, qui s'échelonnent de 7 heures à 11 jours.

	Parois	$C_{m,surf}$ (kJ/K/m ²)	U_{tr} (W/K/m ²)	τ_{eff}
a	ITI faible isolation	16,9	0,628	7 h 29 min
b	ITI forte isolation	13,0	0,184	19 h 38 min
c	ITE faible isolation	169,6	0,628	3 j 3 h 1 min
d	ITE forte isolation	170,3	0,184	10 j 17 h 6 min

TABLEAU 4.3 – Caractéristiques dynamiques principales de 4 types de parois multicouches

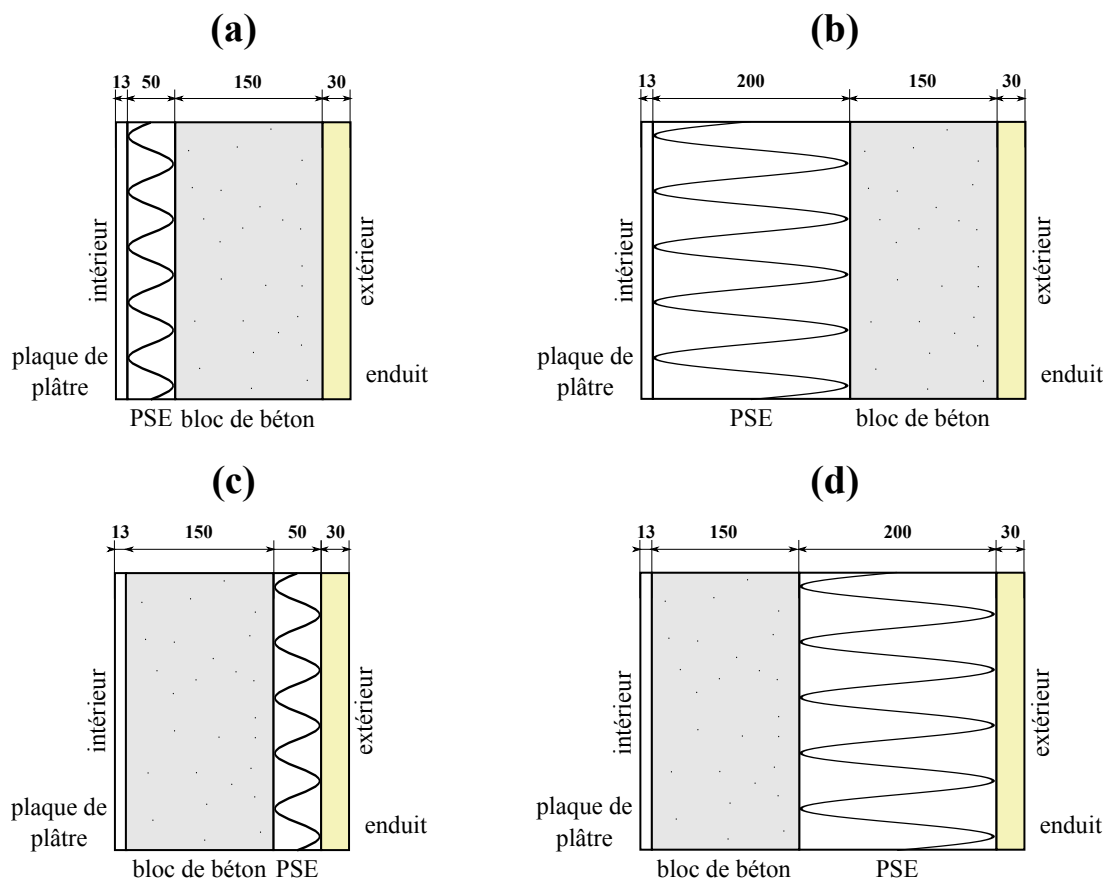


FIGURE 4.13 – Parois types en béton isolées au polystyrène expansé : (a) ITI faible isolation (b) ITI forte isolation (c) ITE faible isolation (d) ITE forte isolation

4.5 Choix du pas de temps

La discrétisation du modèle thermique dynamique en pas de temps pose la limite haute du spectre de fréquences étudié. Ainsi, selon l'objectif :

- Un pas de temps **élevé** empêche l'apprentissage fin de la dynamique thermique du bâtiment, en filtrant les hautes fréquences (de longueur d'onde supérieure au pas de temps). Mais il permet de réduire l'ordre du modèle d'identification et favoriser l'identification de dynamiques lentes, ainsi que du coefficient H_{tr} .
- Un pas de temps **faible** favorise l'apprentissage fin de la dynamique thermique du bâtiment, utile pour la gestion de la régulation des équipements de chauffage. En revanche, il augmente l'ordre du modèle d'identification et rend la tâche d'optimisation plus difficile.

Ainsi, les modèles d'ordre 0 (ou quasi-statiques) sont compatibles avec des pas de temps très élevés, tels que de l'ordre de la journée ou du mois (voir chapitre 1). Le modèle ThBCE, d'ordre 1, permet de descendre au pas de temps horaire. Fux [Fux et al., 2014] propose des modèles d'ordre 1 à 4 pour la prédiction de la température intérieure au pas de temps de 15 minutes. Bacher [Bacher and Madsen, 2011] monte jusqu'à l'ordre 5 pour un pas de temps de 5 minutes. Bien sûr, l'ordre optimal ne dépend pas que du pas de temps mais aussi de la typologie du bâti et du domaine fréquentiel des sollicitations [Naveros and Ghiaus, 2015].

Au-delà de ces considérations se pose la question de la richesse des données de mesure. En effet, un pas de temps élevé réduit le nombre de points de mesure pour une même durée de protocole et limite donc l'identifiabilité des paramètres.

Le choix du pas de temps du modèle d'identification n'est donc pas une question simple, car il faut trouver un compromis entre une valeur suffisamment courte pour capter les dynamiques rapides et assurer un minimum de points de mesure, et suffisamment longue pour réduire l'ordre du modèle et faciliter son identifiabilité.

4.6 Approche proposée

Pour les différentes raisons évoquées dans la section 4.2.1, l'approche du modèle d'inversion ISABELE restera **boite grise**. En effet, la méthode devant être appliquée sur des bâtiments où le modèle détaillé n'est pas nécessairement disponible, l'approche boite blanche n'est pas applicable. Pourtant, il serait dommage de ne pas valoriser la connaissance physique *a priori* du phénomène pour cadrer l'identification. C'est pour cette raison que l'approche boite grise a été préférée à l'approche boite noire. Ce choix permet de garder une représentation équivalente en **réseau RC**, et une formulation mathématique sous forme de

modèle d'état stochastique.

Le choix de la **sollicitation** reste une question ouverte. En effet, s'il est préférable en théorie de solliciter le bâtiment en rampes ou en créneaux de puissance pour augmenter le spectre de sollicitation en basses fréquences, cette solution a l'inconvénient de générer des gradients thermiques à l'intérieur du bâtiment (chauffer l'espace intérieur de façon équitable étant difficile en pratique). Cette perspective reste donc à valider expérimentalement. De plus, la sollicitation en puissance SBPA n'est pas écartée si elle permet à la fois une bonne identification du coefficient H_{tr} et un apprentissage supplémentaire sur la dynamique thermique du bâtiment, pouvant être valorisée par ailleurs.

Étant donné les ordres de grandeur de temps caractéristique à la diffusion thermique dans l'enveloppe, **la durée du protocole** ISABELE pourra être adaptée en fonction des typologies de parois qui composent le bâtiment mesuré. Toutefois, les temps caractéristiques n'étant que des ordres de grandeur, la durée minimale de protocole reste inconnue. Une étude comparative sera donc menée expérimentalement et numériquement. Une mesure **en temps réel** sera également envisagée afin de visualiser la convergence de la mesure du coefficient H_{tr} .

Le choix du **pas de temps** restera fixé à **1 heure** car ce dernier permet de limiter l'ordre et la complexité du modèle d'identification en filtrant les dynamiques plus fines (non utiles pour l'identification du H_{tr}) tout en garantissant un nombre de points acceptable pour un protocole de quelques jours. La sensibilité de ce choix pourra toujours être explorée en perspective mais ne fera pas partie du cadre de ce travail.

Reste la question du **niveau de simplification** adéquat du modèle thermique (discrétisation spatiale) qui est extrêmement difficile à traiter *a priori* en l'absence de modèle détaillé et en tenant compte à la fois de la durée, du pas de temps et du contenu fréquentiel des sollicitations. Pour ces différentes raisons, le modèle thermique sera choisi *a posteriori* à partir d'une banque de modèles de niveau de simplification variable. Cette approche est tout à fait similaire à celle développée par Bacher (cf Section 1.3.7).

4.6.1 Utilisation d'une banque de modèles RC équivalents

Différents modèles basés sur des représentations en réseaux RC équivalents ont été élaborés de manière à :

1. garder une représentation physique équivalente du modèle (résolution de l'équation de la chaleur en volumes finis)
2. permettre un calcul du coefficient H_{tr} à parti des paramètres identifiés
3. intégrer les mesures du kit ISABELE (débit d'infiltration, températures extérieures équivalentes, température d'air intérieur, puissance de chauffe, etc.)

4. intégrer les spécificités de la mesure ISABELE (chauffage purement convectif, pas d'apports solaires internes, ventilation coupée)

Une banque composée de **20 différents modèles** a été proposée. Ces derniers sont synthétisés dans le tableau 4.4.

n° modèle	Nom	Ordre	Masse interne	Air	Chauffage	Parois lourdes	Parois légères
1	M1_Ti	1	1 inertie				
2	M1_TmTi	1	1 nœud			1 inertie	
3	M1_TmTiBridge (ThBCE)	1	1 nœud			1 inertie	1 nœud
4	M2_TmTi	2	1 inertie			1 inertie	
5	M2_TmTm2Ti	2	1 nœud			2 inerties	
6	M2_TmTmiTi	2	1 inertie	1 nœud		1 inertie	
7	M2_TmTiBridge	2	1 inertie			1 inertie	1 nœud
8	M2_TmTm2TiBridge	2	1 nœud			2 inerties	1 nœud
9	M2_TmTmiTiBridge	2	1 inertie	1 nœud		1 inertie	1 nœud
10	M2_TmTITi	2	1 nœud			1 inertie	1 inertie
11	M3_TmTm2Ti	3	1 inertie			2 inerties	
12	M3_TmTm2TmiTi	3	1 inertie	1 nœud		2 inerties	
13	M3_TmTITi	3	1 inertie			1 inertie	1 inertie
14	M3_TmTm2TiBridge	3	1 inertie			2 inerties	1 nœud
15	M3_TmTmiTiBridge	3	1 inertie	1 inertie		1 inertie	1 nœud
16	M3_TmTm2Tm3Ti	3	1 nœud			3 inerties	
17	M3_TmTm2TITi	3	1 nœud			2 inerties	1 inertie
18	M3_TmTm2TmiTiBridge	3	1 inertie	1 nœud		2 inerties	1 nœud
19	M3_TmTm2Tm3TiBridge	3	1 nœud			3 inerties	1 nœud
20	M3_TmTmiTITi	3	1 inertie	1 nœud		1 inertie	1 inertie

TABLEAU 4.4 – Synthèse des modèles d'identification "boite grise" proposés pour l'identification ISABELE

La prise en compte de l'inertie est plus ou moins fine selon les modèles. La base physique des différentes structures proposées est la décomposition du bâtiment en différents objets (tantôt assemblés, tantôt isolés), en considérant :

- La masse interne (cloisons intérieures, mobilier, dalles)
- L'air intérieur
- Les éléments de chauffage
- L'ensemble des parois épaisses dites "lourdes" (parois principales)
- L'ensemble des parois minces dites "légères" (vitrages)

Étant donné le pas de temps horaire, les modèles ont été limités pour l'instant à l'ordre 3, bien que le principe permette l'intégration de modèles d'ordres plus élevés.

De manière à faciliter le lien entre le nom et la structure du modèle, la convention de nom suivante est utilisée :

$$\text{Mn.T}_{x1}...\text{T}_{xn}\text{T}_{y1}...\text{T}_{yk}(\text{Bridge})$$

Avec n l'ordre du modèle (de 1 à 3), suivie des $(n+k)$ noms des nœuds présents dans le modèle (à l'exception du nœud T_{star} toujours présent). Les n premiers nœuds contiennent une inertie.

En cas de présence d'une résistance supplémentaire en parallèle entre les nœuds T_{star} et T_{es} (enveloppe hétérogène avec "parois légères" sans inertie), l'additif "Bridge" est intégré (présence d'un "pont" électronique).

Exemple : M2_TmTmiTi : Modèle d'ordre 2 avec 3 nœuds intérieurs (intérieur paroi lourde avec inertie + masse interne avec inertie + air intérieur)

La nomenclature de l'ensemble des modèles (représentation physique, représentation RC équivalente, formulation mathématique et calcul du coefficient H_{tr}) est détaillée en Annexe H.

Remarque : Pour garder une cohérence avec la version initiale de la méthode ISABELE, le modèle ThBCE (R5C1) a été intégré à la banque de modèles candidats (modèle M1.TmTiBridge)

4.6.2 Sélection du modèle approprié

Comme expliqué dans les sections précédentes, la simplification adéquate du modèle thermique pour la mesure ISABELE n'est pas évidente. L'idée consiste à adapter cette dernière en fonction de la richesse des données disponibles.

Principe général

Le concept de la sélection du modèle approprié est basé sur le principe de **parcimonie**, illustré en figure 4.14 pour notre application.

En effet, une description trop fine de la dynamique thermique dans le modèle utilisé pour l'inversion peut non seulement induire des problèmes d'identifiabilité des paramètres mais également des problèmes de surapprentissage (mesure faussée du fait d'un trop grand nombre de degrés de liberté du modèle). De même, une description trop simpliste de la dynamique thermique peut induire des problèmes de sous-apprentissage (mesure faussée du fait d'un trop grande rigidité du modèle).

Bien entendu, le choix du modèle optimal limitant ces 2 phénomènes ne permet pas à lui seul de garantir une bonne justesse de mesure. La richesse des données d'acquisition (qualité et quantité de données mesurées, sollicitation adaptée,...) joue un rôle clé pour l'obtention d'une mesure juste, tout comme pour l'identification de modèles détaillés.

Les phénomènes de sous-apprentissage et de sur-apprentissage peuvent être identifiés sur la base de divers critères statistiques.

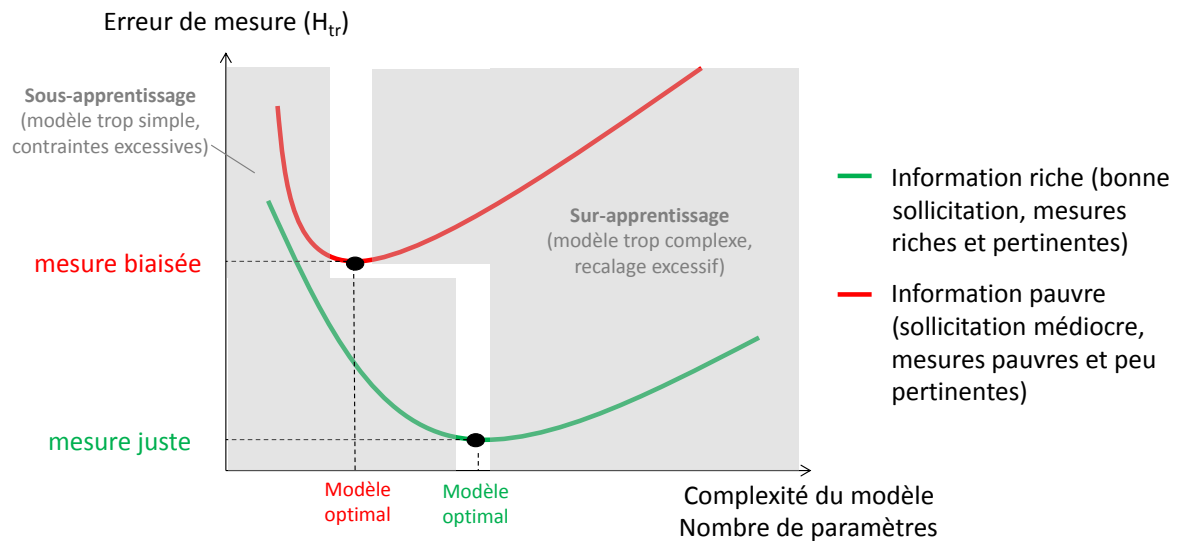


FIGURE 4.14 – Illustration simplifiée du principe de parcimonie et de l'impact de la richesse des données de mesure sur le résultat

Critères de sélection

Dans une inversion bayésienne, les **tests de Student** sur les paramètres identifiés permettent de détecter les paramètres non significatifs (dont la valeur 0 est comprise dans l'intervalle de confiance, cf Figure 4.15) et donc les phénomènes de sur-apprentissage.

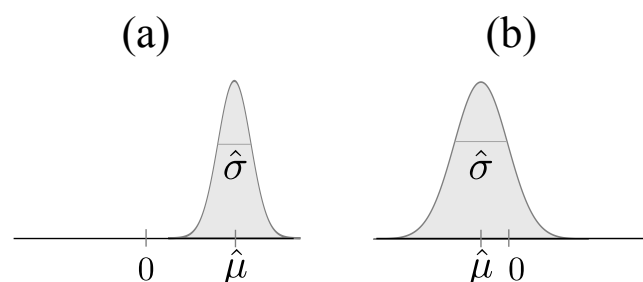


FIGURE 4.15 – Exemple de paramètre identifié significatif (a) et non significatif (b)

La **matrice de covariance** des paramètres identifiés peut également être utilisée pour identifier des corrélations très importantes entre deux paramètres (supérieure à 98%) pouvant être la conséquence d'un phénomène de sur-apprentissage.

De même, certains tests sur les résidus d'identification (différence entre la réponse thermique simulée et mesurée) permettent de mettre en évidence des phénomènes de sous-apprentissage :

- Les **tests d'autocorrélation** (ex : Durbin-Watson [Durbin and Waston, 1950]) qui s'avèrent positifs en cas de dynamique non représentée dans le modèle utilisé pour l'inversion
- Les **tests de normalité** (ex : Kolmogorov-Smirnov) qui s'avèrent négatifs lorsque le modèle est trop rigide

Enfin, pour la comparaison de modèles, le test de **ratio de vraisemblance** permet de

valider ou non le choix d'un modèle plus complexe au vu de la vraisemblance gagnée. On définit alors l'indicateur statistique suivant :

$$T = 2 \ln \left(\frac{\max(\mathcal{L}_{\text{modèle alternatif}})}{\max(\mathcal{L}_{\text{modèle initial}})} \right) \quad (4.40)$$

Le test de ratio de vraisemblance consiste à réaliser un test de χ^2 de cet indicateur avec un degré de liberté égal à la différence du nombre de paramètres identifiés ($np_{\text{modèle alternatif}} - np_{\text{modèle initial}}$). Ce test n'est valide que pour des modèles imbriqués (lorsque le premier est une simplification du deuxième).

Dans le cas contraire, le modèle peut être sélectionné en minimisant le critère d'information d'Aikake (en anglais *Aikake information criterion* ou **AIC**) ou le critère d'information bayésien (en anglais *Bayesian Information Criterion* ou **BIC**) qui sont définis par :

$$AIC = -2\ln(\max(\mathcal{L})) + 2np \quad (4.41)$$

$$BIC = -2\ln(\max(\mathcal{L})) + \ln(N)np \quad (4.42)$$

(\mathcal{L}_{\max} étant la valeur de vraisemblance maximale obtenue, np le nombre de paramètres optimisés et N le nombre d'observation).

La banque de modèles proposée contenant des modèles imbriqués, les tests de ratio de vraisemblance seront utilisés.

Procédure

Le procédé de sélection de modèle proposé est illustré en Figure 4.16. La méthode consiste à calibrer chaque modèle (de 1 à 20 ou sur une sélection restreinte de la banque de modèles) du plus simple au plus complexe (par nombre de paramètres identifiés croissants). Pour que le modèle courant soit retenu, il doit satisfaire les 2 tests statistiques suivants :

- test de Student sur le coefficient H_{tr} (significativité du résultat)
- test de ratio de vraisemblance avec le modèle précédemment retenu (sauf en cas de première calibration)

Ces tests ont pour but de se prémunir contre les problèmes de surapprentissage et d'identifiabilité.

Une fois tous les modèles calibrés, le processus de sélection est achevé. Un test de Durbin-Watson est réalisé sur le modèle retenu pour vérifier l'autocorrélation de ses résidus. Le but est de déceler un éventuel sous-apprentissage.

Si le test est positif, le modèle sélectionné est considéré comme adapté aux données de mesures, et les résultats obtenus comme fiables. Dans le cas contraire, une analyse des résidus est requise afin de proposer un nouveau modèle plus adapté ne figurant pas dans la banque.

Remarque : Il peut arriver qu'au cours du processus, certaines calibrations de modèles

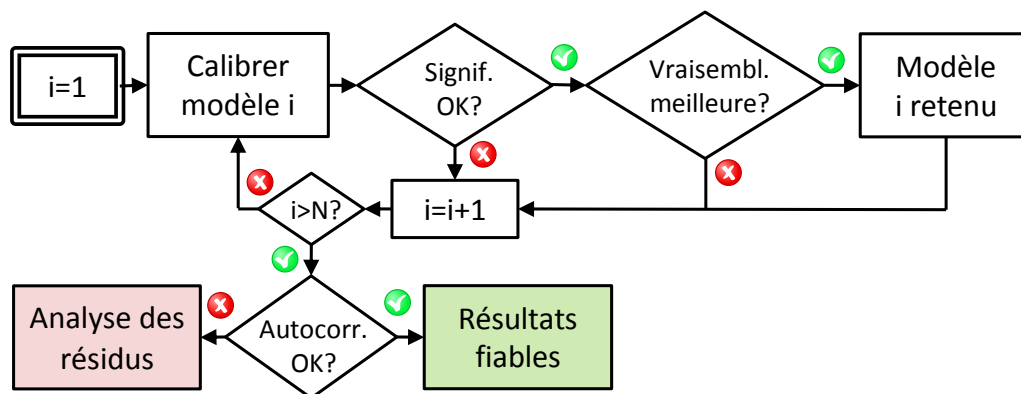


FIGURE 4.16 – Processus de sélection de modèle proposé pour la méthode ISABELE

ne convergent pas. Ceci peut être dû à une non identifiabilité du modèle ou à une mauvaise paramétrisation des valeurs initiales. Par défaut, les modèles divergents sont ignorés, mais il peut être utile d’analyser les causes de divergence (en changeant les valeurs initiales ou en étudiant le profil de vraisemblance du problème d’optimisation)

4.6.3 Analyse des résidus

Lorsque le test d’autocorrélation des résidus révèle un phénomène de sous-apprentissage, il est nécessaire de les analyser au travers de graphiques qualitatifs pour en comprendre l’origine.

Notamment, l’autocorrélation des résidus peut être analysée par un graphe d’auto-corrélation (ou *ACF* : *AutoCorrelation Function*) calculant la corrélation d’un signal avec lui-même décalé dans le temps. Dans le cas d’un bruit blanc, la quasi-totalité de ces corrélations (en dehors du décalage 0) sont non significatives (voir figure 4.17).

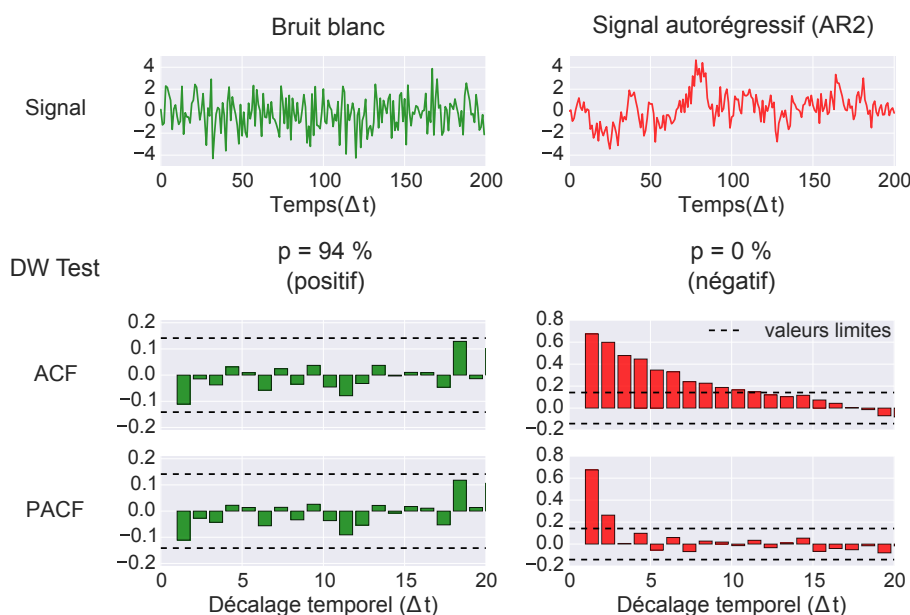


FIGURE 4.17 – Signaux et évaluations d’auto-corrélation correspondantes

Un graphe d’autocorrélation partiel (ou *PACF* : *Partial AutoCorrelation Function*) peut éga-

lement permettre d’avoir une idée du nombre de dynamiques restantes à intégrer au modèle (nombre de capacités à ajouter).

Les **périodogrammes** et périodogrammes cumulés permettent également de visualiser dans quel domaine fréquentiel se situe(nt) la ou les dynamique(s) manquante(s) (voir figure 4.18). Les basses fréquences peuvent faire référence à des phénomènes physiques lents, tels que la propagation de la chaleur dans les parois. A l’inverse, les fréquences hautes peuvent faire allusion à des sollicitations brutales, tels que les coups de vent, pics de chauffage liés à un problème de régulation, etc.

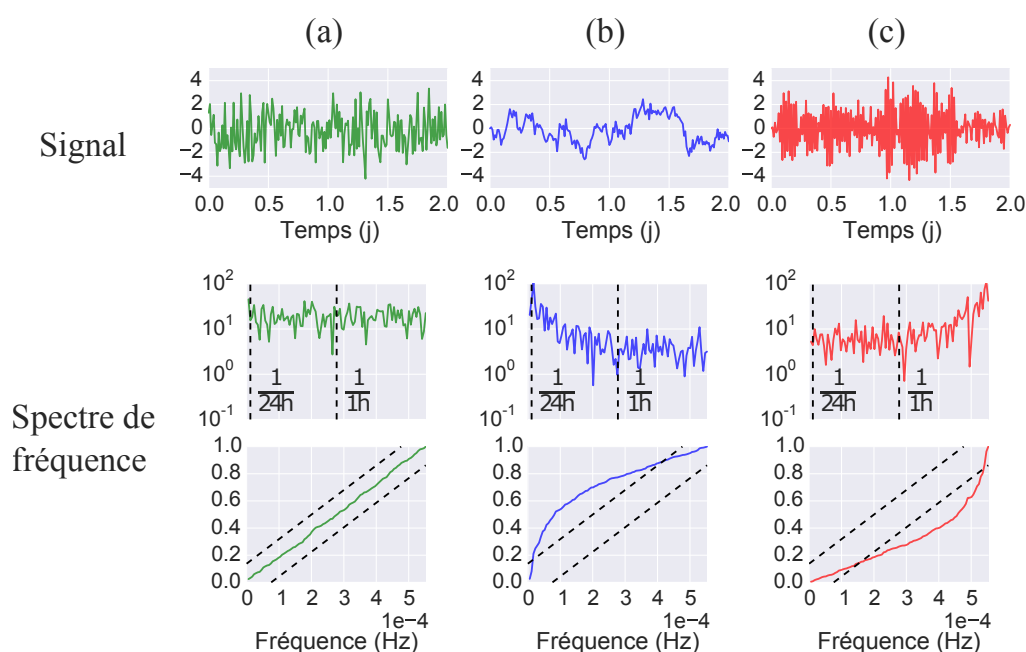


FIGURE 4.18 – Signaux et périodogrammes associés : Bruit blanc (a), Signal riche en basses fréquences (b), Signal riche en hautes fréquences (c)

Enfin, les graphes de corrélation croisée (ou **CCF** : *Cross Correlation Function*) des résidus avec les signaux d’entrée (ex : puissance de chauffe, débit d’infiltration, etc.) peuvent également permettre d’identifier des dynamiques propres à ces entrées (inertie de l’élément de chauffage, de l’air, ect.). Il peut être également intéressant d’utiliser ce type de graphe avec un signal mesuré non inclus dans le modèle d’identification (précipitations, direction du vent, humidité relative, etc.) pour éventuellement déceler de nouvelles données d’entrée à inclure.

4.7 Validation de l’approche sur expérimentation réelle

Pour vérifier le bien-fondé de l’approche proposée, un comparatif expérimental sur le chalet OPTIMOB a été réalisé.

L’objectif est de vérifier en conditions réelles les améliorations apportées par rapport à la version ISABELE antérieure, mais également :

- de vérifier la **répétabilité** de la méthode (pour un même test sur différentes périodes)
- de tester d'autres types de **sollicitations** (créneaux de puissances, rampes, SBPA, etc.)
- de comparer les résultats avec d'**autres méthodes** de mesure (coheating, QUB)

Par ailleurs, du fait de l'utilisation du chalet OPTIMOB dans d'autres projets, une fenêtre triple-vitrage a été installée au cours de l'automne 2015 (voir Figure 4.19). Cette contrainte sera considérée comme une opportunité de test pour vérifier si la méthode ISABELE est capable de détecter le "gap de performance" lié à la mise en place de la fenêtre.



FIGURE 4.19 – Mise en place d'une fenêtre sur le chalet OPTIMOB : vue intérieur (à gauche) et extérieure (à droite)

4.7.1 Descriptif de l'instrumentation ajoutée

Les convecteurs électriques disponibles dans le commerce disposent généralement d'un régulateur de température interne (les crans 1, 2, ..., N correspondant à des températures de consigne jusqu'à 30 °C). Ces régulateurs fonctionnent généralement en "tout ou rien" (la puissance consommée est soit maximale, soit nulle). Pour pouvoir directement piloter la puissance consommée, il a donc été nécessaire d'utiliser un régulateur de puissance externe (voir Figure 4.20).

Le régulateur utilisé est un variateur à thyristors monophasé de marque JUMO (TYA 201 type 709061/8-01-20). La régulation de la puissance est réalisée à l'aide d'un interrupteur chrono-proportionnel (l'interrupteur s'ouvre et se ferme sur des durées variables durant des cycles de 500 ms). La mesure de la puissance délivrée vers le chauffage (réalisée à l'aide d'un ampèremètre et d'un voltmètre) permet d'ajuster ces durées en fonction du signal de consigne envoyé par la centrale Campbell (sous forme analogique 0-5 V).

La programmation de ce signal de consigne peut être réalisée à distance via le logiciel PC400. Les programmes, écrits en langage CRBasic, sont compilés et exécutés directement par la centrale.

Ainsi, les marges de manœuvre sur la sollicitation de chauffage sont très élargies.

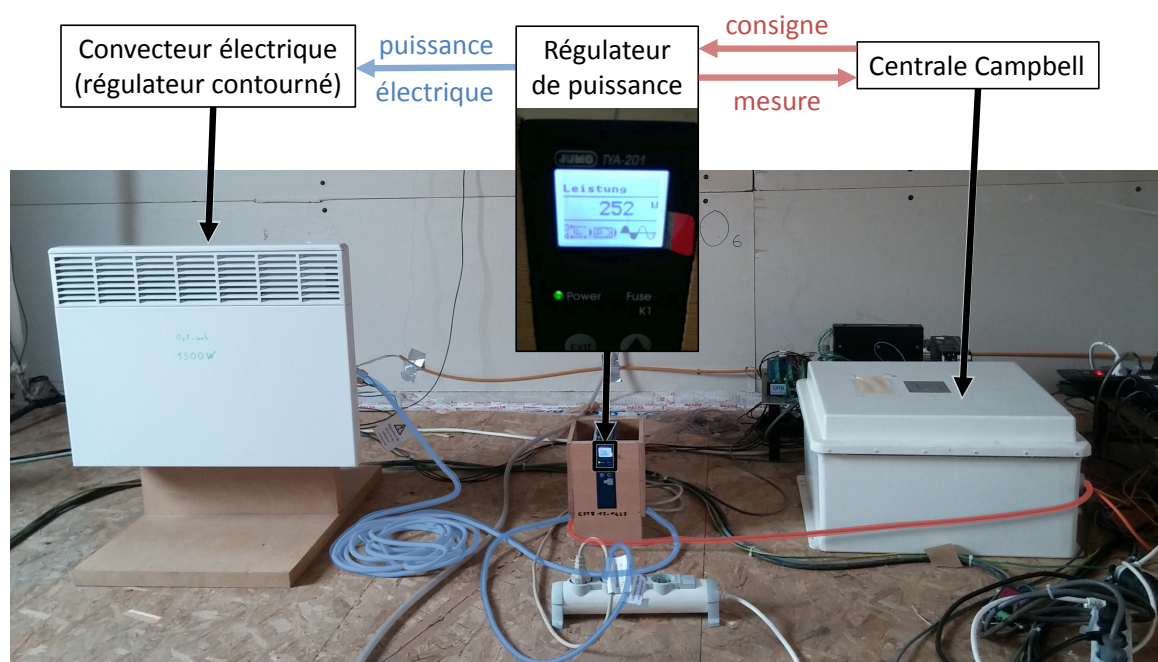


FIGURE 4.20 – Instrumentation mise en place pour la régulation en puissance du chauffage de la cellule OPTIMOB

4.7.2 Vérification de l'étanchéité de la fenêtre

Afin de vérifier si l'ajout de la fenêtre sur la cellule n'a pas modifié la perméabilité de son enveloppe, 2 tests ponctuels au perméascope ont été réalisés avant et après intégration.

	avant pose	après pose
Q_{50} (m ³ /h)	116 ± 2	119 ± 1

TABLEAU 4.5 – Valeurs de perméabilité mesurées au perméascope (essais en dépression) sur la cellule OPTIMOB avant et après pose de la fenêtre

Les résultats obtenus montrent une augmentation négligeable du Q_{50} avant et après pose de la fenêtre (voir Tableau 4.5), ce qui atteste du soin accordé au montage de celle-ci.

Notons tout de même que les valeurs obtenues sont près de 40% supérieures à celles mesurées précédemment à la porte soufflante (cf Section 3.3.2). Ceci peut être dû au fait de la prise en compte ou non de la perméabilité de la porte, qui peut être relativement importante vu la taille et l'étanchéité de la cellule. Cette différence a également été observée lors de précédents travaux [Labat, 2012].

4.7.3 Campagne de mesure

Afin d'apprécier au mieux les différences de mesures liées aux sollicitations de chauffe, à la répétabilité, et à la durée d'expérience, les tests suivants ont pu être menés au cours de la campagne de mesure :

- 4 tests de 4 jours avec créneau de régulation en température

- 4 tests de 2 jours avec créneau de régulation en température
- 4 tests de 4 jours avec créneau de régulation en puissance
- 4 tests de 4 jours avec rampes de régulation en puissance
- 4 tests de 4 jours avec créneaux de régulation en puissance binaires pseudo-aléatoires
- 8 tests de 16 heures (nuit) avec créneau de régulation en puissance
- 2 tests de 40 jours avec créneau de régulation en température
- 1 test de 40 jours avec créneau de régulation en puissance

Le tableau 4.6 recense l'ensemble des tests réalisés sur la cellule OPTIMOB sur 2 saisons de chauffe. Les 14 derniers tests ont été réalisés en présence de la fenêtre.

La Figure 4.21 détaille plus précisément les phases des protocoles choisis. Les niveaux de puissance ont été choisis de manière à générer un gradient de température significatif tout en évitant une surchauffe de l'espace intérieur (moins de 40 °C). La durée minimale des créneaux pseudo-aléatoire a été fixée à 4h de manière à favoriser les basses fréquences de la dynamique thermique du bâtiment (cf Section 4.3).

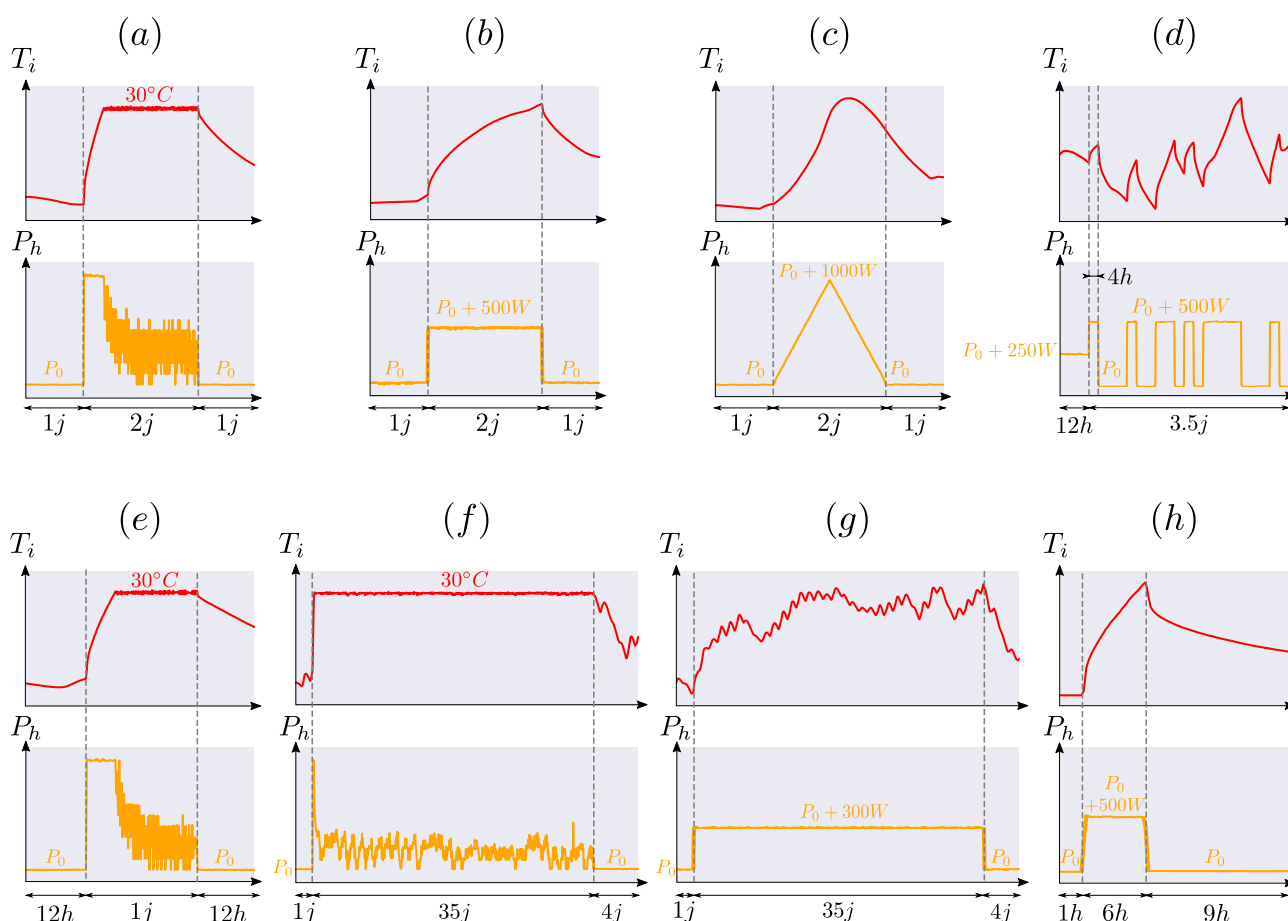


FIGURE 4.21 – Profils de température intérieure et de puissance consommée pour les différents types de tests de la campagne de mesure : créneau de température en 4 jours (a), créneau de puissance en 4 jours (b), rampes de puissance en 4 jours (c), créneaux SBPA de puissance en 4 jours (d), créneau de température en 2 jours (e), créneau de température en 40 jours (f), créneau de puissance en 40 jours (g), et créneau de puissance en 1 nuit (h)

4.7.4 Résultats

Nouveau calcul du coefficient de déperditions H_{tr} théorique

La nouvelle valeur théorique du coefficient du chalet OPTIMOB (avec fenêtre) a été calculée en tenant compte de la nouvelle fenêtre. Les caractéristiques thermiques de la fenêtre ($U_w = 1,3 \text{ W/m}^2/\text{K}$) ont été évaluées par le constructeur Bildau & Bussmann. Les détails du calcul sont donnés en Annexe F. Le résultat obtenu est de $H_{tr,th,2} = 19,6 \text{ W/K}$, soit 8 % de plus que la précédente valeur sans fenêtre.

Nouvelle mesure Coheating

Un deuxième test Coheating a été réalisé après pose de la fenêtre du 14 mars au 16 avril 2016 afin d'estimer la nouvelle valeur du coefficient H_{tr} . Les résultats du tests sont donnés dans le Tableau 4.7. La valeur et l'incertitude obtenues sont issues de la régression linéaire illustrée en Figure 4.22. L'étanchéité de la cellule n'ayant pas significativement changé, la précédente valeur du coefficient H_{ve} a été conservée.

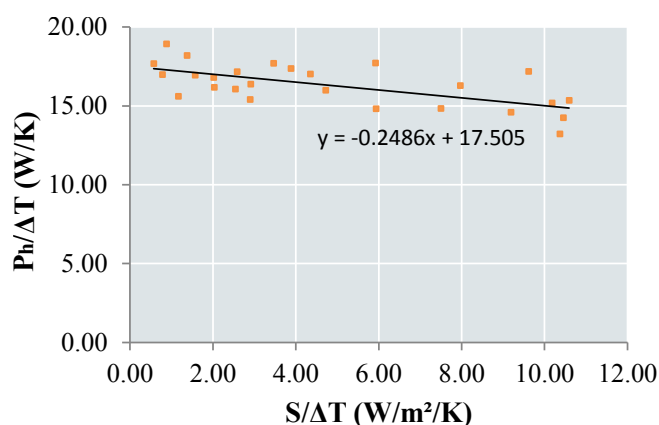


FIGURE 4.22 – Régression linéaire du test Coheating réalisé sur la cellule OPTIMOB du 14 mars au 16 avril 2016

Le résultat du test est pour le moins surprenant : alors que la valeur du coefficient H_{tr} était théoriquement censée augmenter de $1,4 \text{ W/K}$, le test semble indiquer une diminution de 1 W/K par rapport au premier test Coheating réalisé sans fenêtre (paragraphe 2.6.4). Toutefois, si l'on tient compte des incertitudes liées à la régression linéaire, les intervalles de confiance restent confondus. Ce résultat peut s'expliquer par diverses raisons :

1. Le second test a été réalisé en fin de période de chauffe (mars avril) alors qu'il est recommandé de réaliser le test en hiver, ce qui peut rendre le résultat discutable.
2. La valeur théorique du coefficient H_{tr} est sujette à variation en fonction du taux d'humidité de l'air (voir Annexe F). Le fait que le mois de mars-avril 2016 ait été assez sec comparativement au mois de novembre-décembre 2014 à Grenoble peut expliquer que les déperditions de l'ossature aient été effectivement plus faibles au cours de ce test.

3. La valeur théorique du coefficient U de la fenêtre donnée par le constructeur peut potentiellement être trop sécuritaire
4. Le test Coheating utilise la règle du pouce comme estimateur du débit d'infiltration, qui ne tient compte ni de la vitesse ni de la direction du vent (pouvant toutefois avoir un fort impact sur l'estimation du coefficient H_{ve}), bien que celles-ci étaient du même ordre de grandeur au cours des 2 tests (voir Figure 4.23)

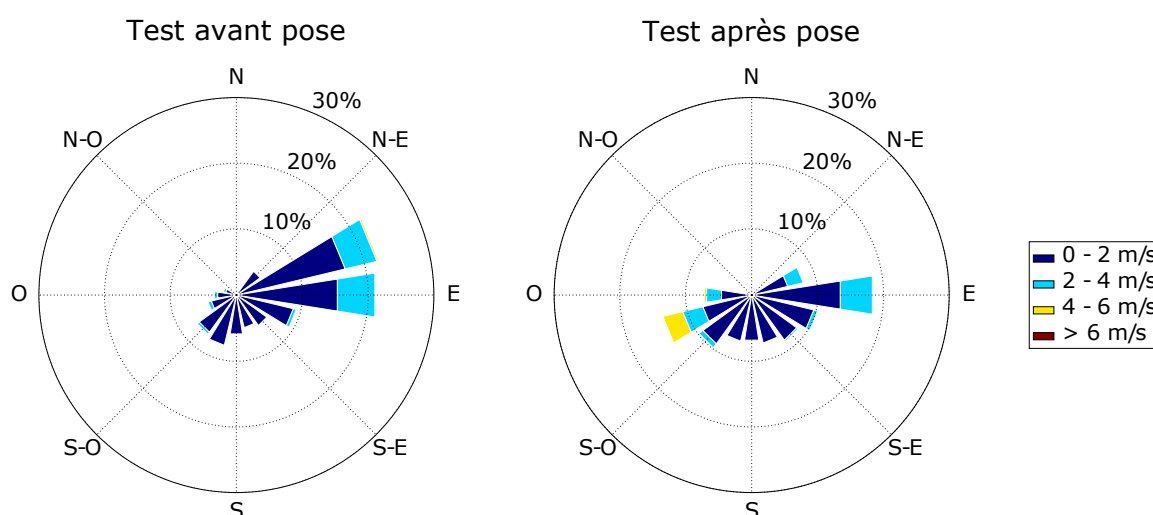


FIGURE 4.23 – Roses des vent correspondant aux 2 tests coheating réalisés sur le chalet OPTIMOB

L'exploitation de ces données de mesures par la méthode ISABELE pourrait permettre d'éclaircir cette incohérence.

Mesures ISABELE

Les résultats de mesure ISABELE obtenus avec le modèle ThBCE et celui sélectionné dans la banque de modèles RC sont rassemblés dans la Figure 4.24. Pour l'instant, seules les incertitudes aléatoires ont été considérées.

Il y a beaucoup à dire concernant ces résultats. Premièrement, il est à noter que l'utilisation d'un modèle adaptatif issu de la banque de modèles permet de diminuer la dispersion des différents résultats de mesure obtenus, tout en réduisant, la plupart du temps, leurs incertitudes.

Le Tableau 4.8 donne les modèles sélectionnés en fonction du test réalisé, le résultat du test de Durbin Watson des résidus associés ainsi que le nombre de dynamiques supplémentaires à intégrer au vu du graphe d'autocorrélation partiel (PACF).

Ce tableau permet de montrer plusieurs choses :

1. Les modèles issus de la banque ne permettent pas toujours de décrire de manière suffisante la dynamique thermique du bâtiment au vu des données mesurées.
2. Les modèles sélectionnés sont souvent similaires, et d'ordre 2. Les dynamiques supplémentaires prises en compte représentant tantôt :

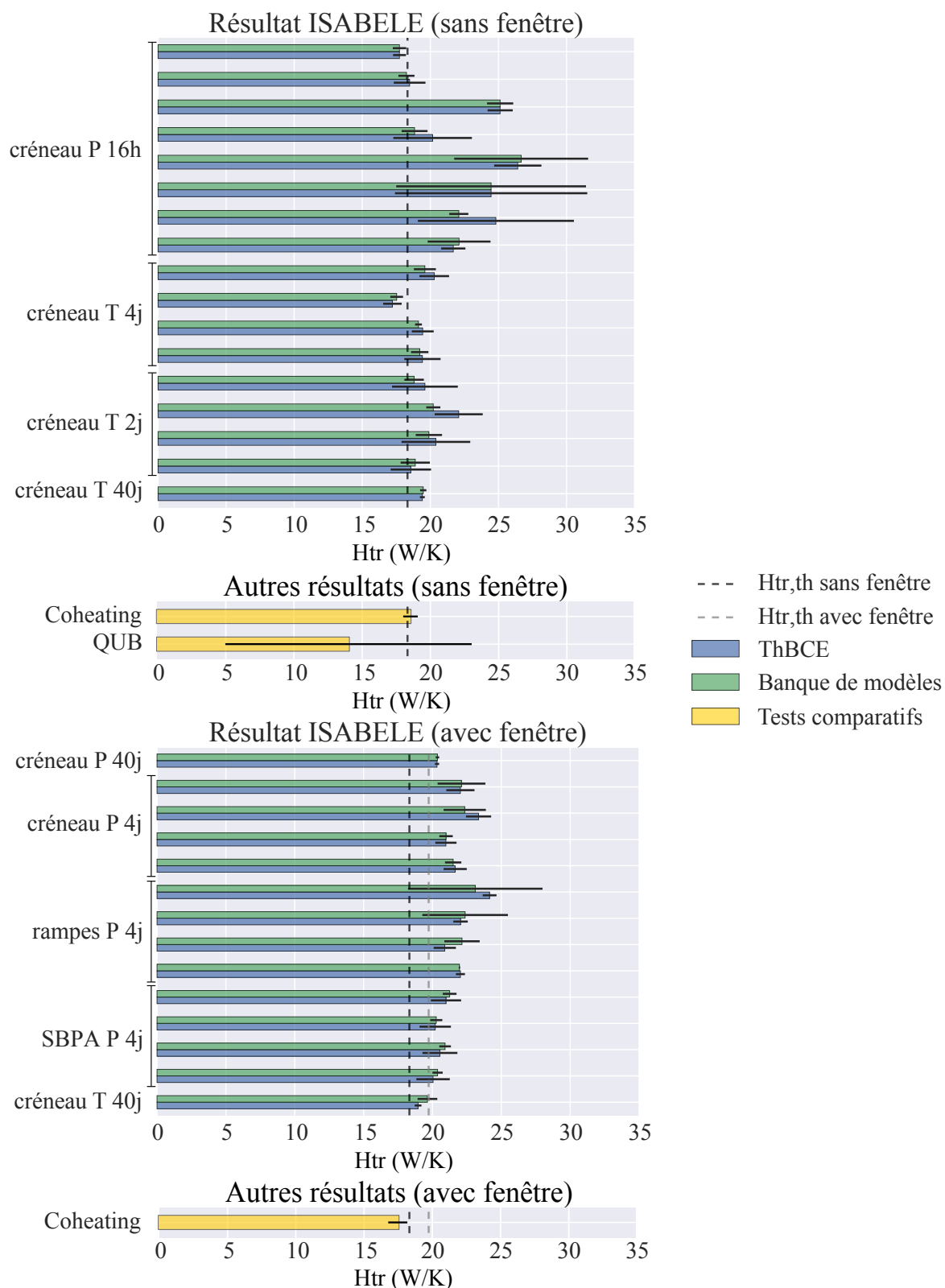


FIGURE 4.24 – Comparatif des résultats de mesure ISABELE sur la campagne OPTIMOB selon le modèle d’inertie utilisé (sources d’incertitude aléatoires uniquement)

- La masse interne du chalet (nœud Tmi)
- Une description plus fine des parois principales (nœud Tm2)
- Une différence de dynamique au niveau de la fenêtre (SemiBridge ou Tl)

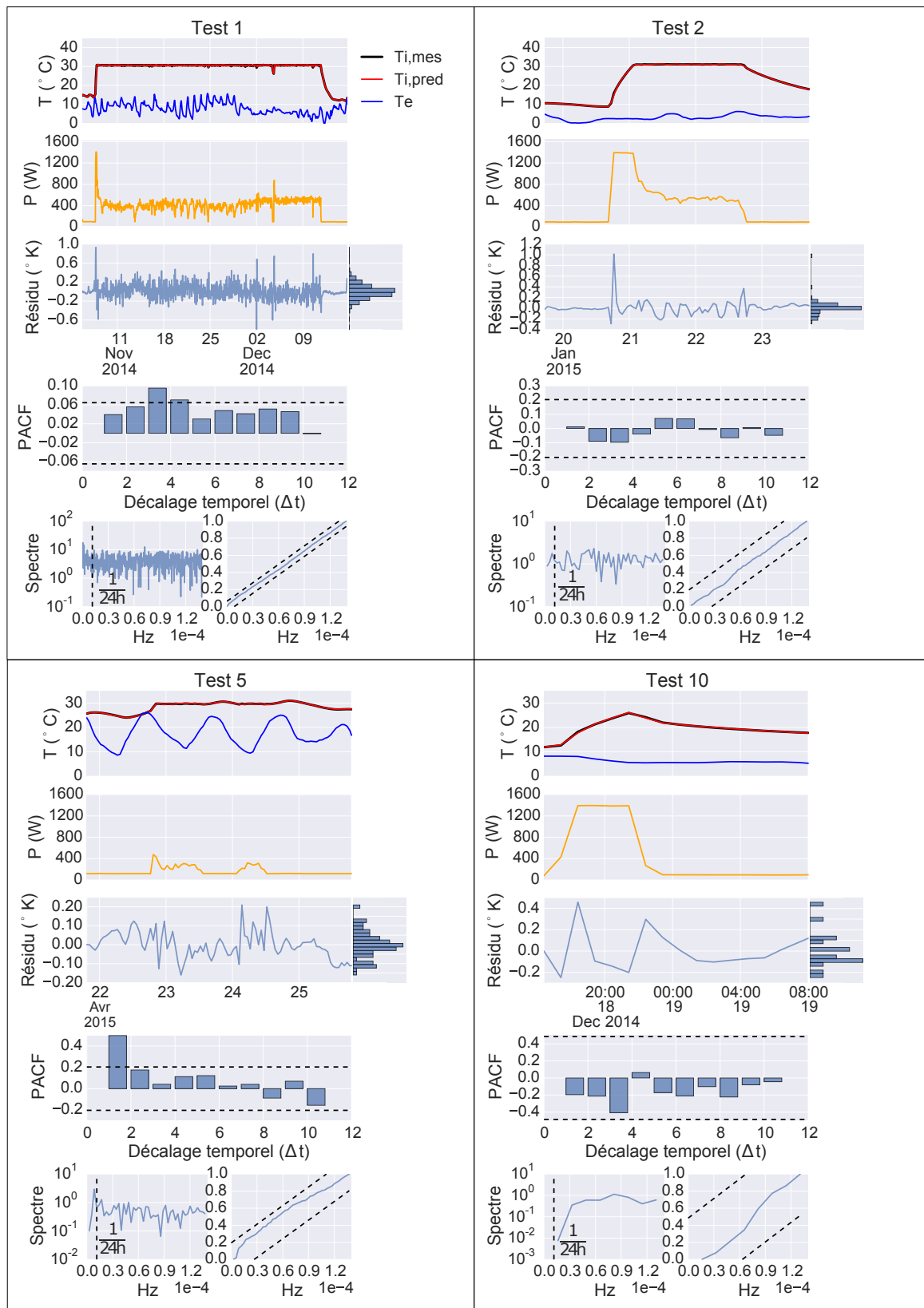


FIGURE 4.25 – Analyse des résidus d'identification des modèles sélectionnés sur plusieurs tests type de la campagne OPTIMOB (partie 1); voir Tableau 4.6 pour le référencement des tests

3. Les modèles représentant la dynamique de l'air (nœud T_i) ne sont jamais sélectionnés, sans doute du fait du pas de temps horaire filtrant probablement cette dynamique.

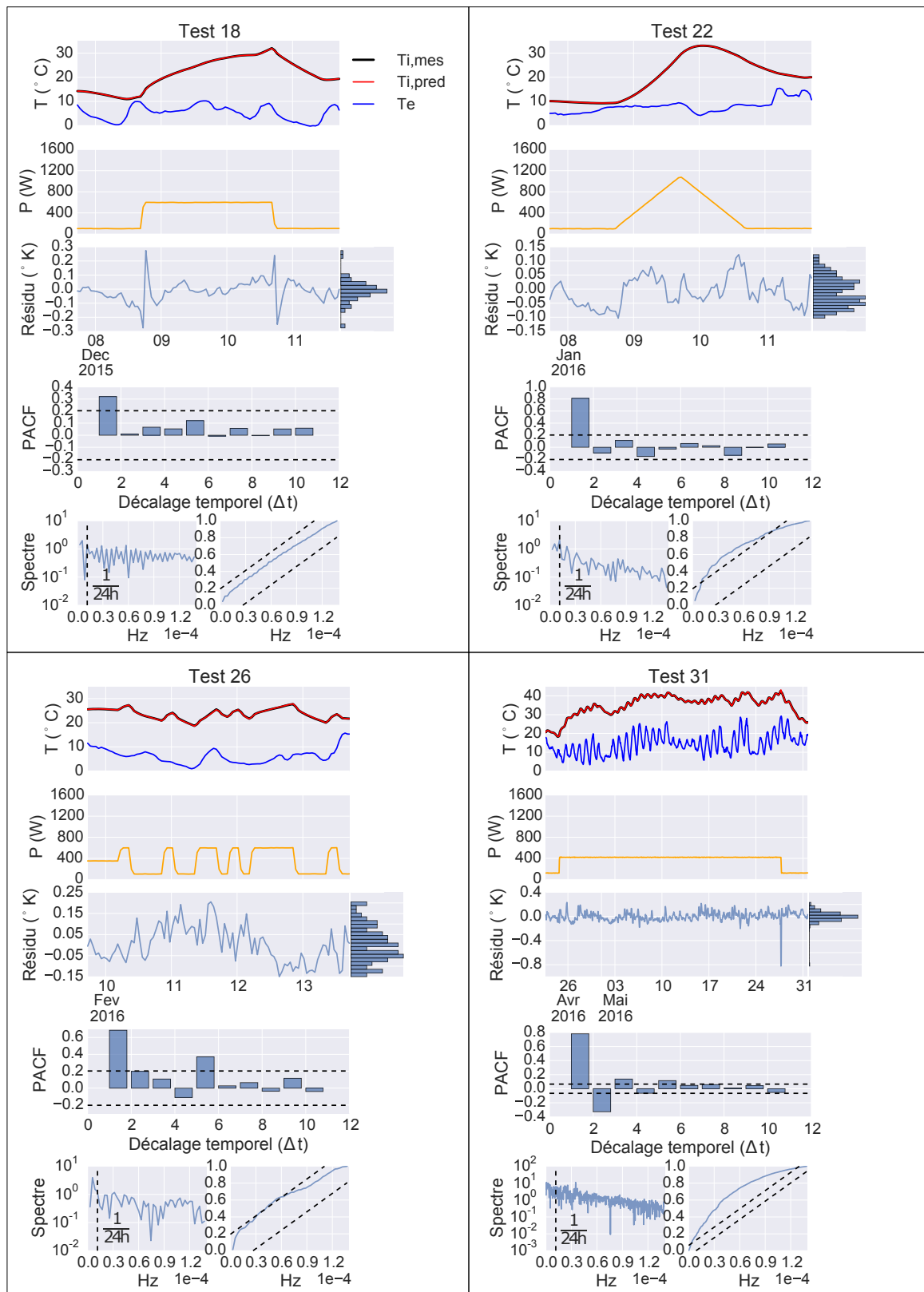


FIGURE 4.26 – Analyse des résidus d’identification des modèles sélectionnés sur plusieurs tests type de la campagne OPTIMOB (partie 2); voir Tableau 4.6 pour le référencement des tests

4. Aucun modèle d’ordre 3 n’a été sélectionné. En effet, ces derniers présentent ici des résultats de vraisemblance insuffisante, non significatifs, ou divergents durant le processus d’optimisation. La raison ne vient donc pas nécessairement d’un suraprentis-

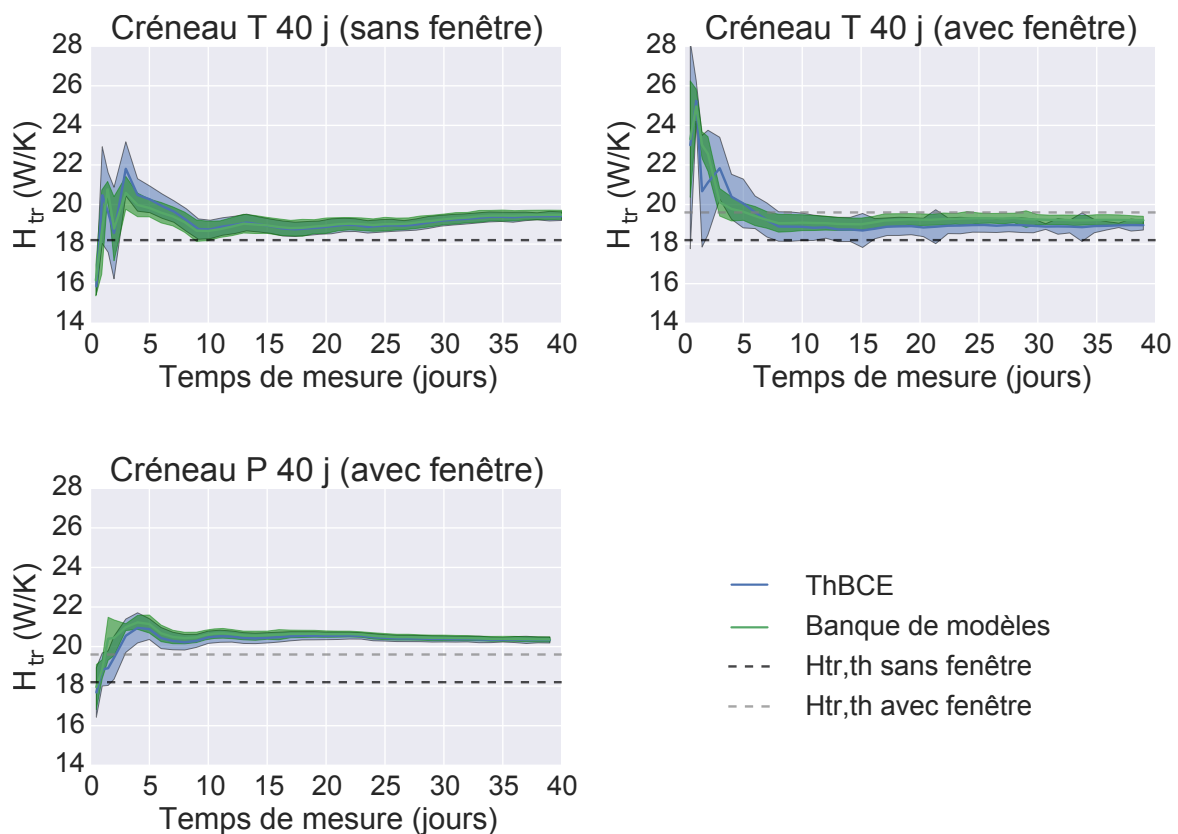


FIGURE 4.27 – Suivi du résultat de mesure ISABELE en temps réel sur les 3 tests de 40 jours

sage, mais peut-être aussi d'une mauvaise résolution numérique du problème d'optimisation ou encore de la proposition de structures de modèle RC pas suffisamment adaptée.

Ensuite, il est intéressant de voir que l'autocorrélation des résidus est fortement liée à la sollicitation de chauffe (voir Figure 4.25). Les tests avec créneaux de température de consigne ont globalement des résidus peu autocorrélés, et les modèles présents dans la banque suffisent à décrire les dynamiques thermiques observables dans les données de mesure. La seule exception concerne le test n°5, qui reste un cas particulier puisqu'il ne s'est pas déroulé comme prévu (cf Chapitre 2).

Étonnamment, les tests très courts avec créneaux de puissance ont également tous des résidus peu autocorrélés, et ce malgré une médiocre répétabilité du résultat. Il suffit alors d'observer le profil des résidus (16 points) pour comprendre que le test d'autocorrélation perd là encore sa pertinence. Ces tests illustrent donc bien l'impact de la richesse des données sur la justesse de la mesure (cf Figure 4.14). La sélection de modèle sur le principe de parcimonie ne suffit donc pas toujours : il faut aussi disposer de données suffisamment riches et pertinentes. Le suivi de mesure en temps réel (voir Figure 4.27) semble plus pertinent pour juger de la richesse suffisante de données au vu de la stabilisation du résultat de mesure. Ces suivis permettent également de montrer que la sollicitation en créneau de puissance plutôt qu'en créneau de température est plus efficace en termes de stabilisation du résultat ainsi qu'en précision. Ce point montre bien que le fait d'enrichir la sollicitation

de chauffage en basses fréquences (et décorréélées des variations journalières) améliore bien l'identification du H_{tr} .

Inversement, les autres tests plus longs avec régulation de puissance (créneaux, rampes, SBPA) ont tous des résidus très autocorrélés, en dépit de résultats de mesure cohérents et reproductibles ! L'analyse fréquentielle de leurs résidus, illustrée en Figure 4.26, montre des lacunes systématiques dans les domaines de basses fréquences. L'enrichissement de la sollicitation de chauffe en basses fréquences augmente donc le potentiel d'apprentissage des dynamiques lentes du chalet, dont les modèles d'ordre 2 proposés ne suffisent pas ici à décrire. Toutefois, ce point ne permet pas de trancher sur la consistance du coefficient H_{tr} mesuré.

Ajout des incertitudes systématiques

En utilisant la méthode de propagation des sources d'incertitudes systématiques présentée dans le Chapitre 2, il est également possible d'évaluer les intervalles de confiance élargis des mesures ISABELE.

Les incertitudes supplémentaires suivantes ont alors été considérées :

- L'erreur systématique sur la mesure de température intérieure ($\pm 0,5$ °C)
- L'erreur systématique sur l'absorptivité solaire des parois (± 10 %)
- L'erreur systématique sur le débit d'infiltration d'air (par la méthode proposée dans le Chapitre 3)

Les résultats sur l'ensemble de la campagne de mesure sont donnés dans les Figures 4.28 et 4.29. Globalement, et pour ce cas précis, les intervalles de confiance du coefficient H_{tr} restent du même ordre de grandeur que ceux des résultats précédents.

Les résultats les plus impactés par ces nouvelles incertitudes sont les tests longs (dont l'incertitude de source aléatoire est la plus faible). Inversement, les résultats possédant une incertitude de source aléatoire élevée (notamment, les plus courts) sont peu impactés dans ce nouveau calcul.

Il est d'ailleurs intéressant de voir que ce phénomène amène à une convergence plus rapide de l'incertitude du coefficient H_{tr} sur les tests longs (voir Figure 4.29)

Encore une fois, les incertitudes obtenues permettent uniquement de garantir un résultat de mesure plus réaliste, et ne prétendent pas résoudre les problèmes de répétabilité de la mesure par "élargissement" de l'intervalle de confiance (cf conclusion du Chapitre 2)

4.7.5 Conclusion

La méthodologie proposée pour mieux prendre en compte la dynamique thermique du chalet OPTIMOB a été appliquée et comparée à la précédente approche.

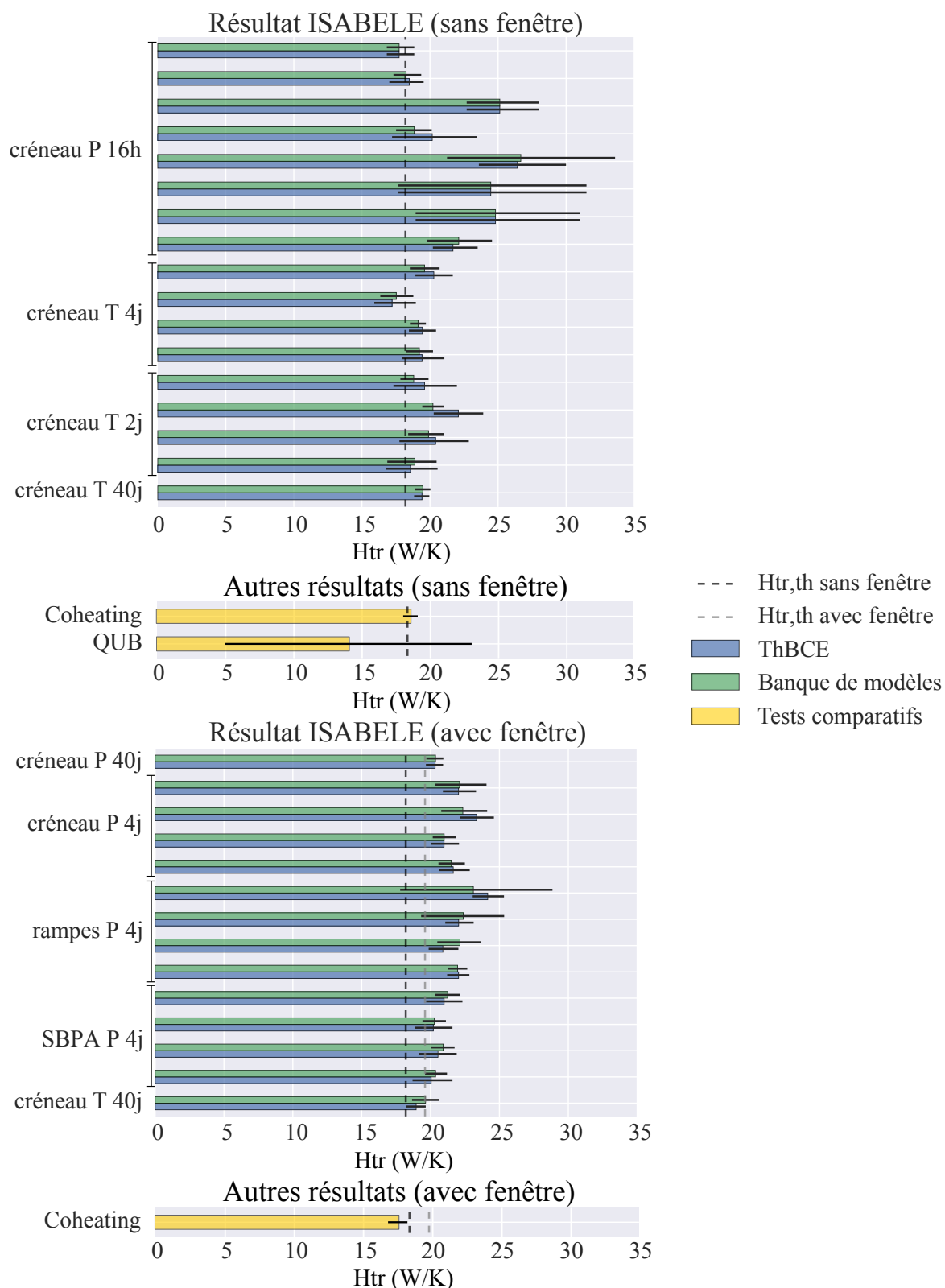


FIGURE 4.28 – Comparatif des résultats de mesure ISABELE sur la campagne OPTIMOB selon le modèle d’inertie utilisé (avec prise en compte des sources d’incertitude systématiques)

Globalement, une légère amélioration de la cohérence et de la répétabilité du résultat de mesure a été observée, bien qu’elle ne soit pas encore totalement satisfaisante.

Concernant les tests très courts (de durée inférieure à la constante de temps du bâtiment),

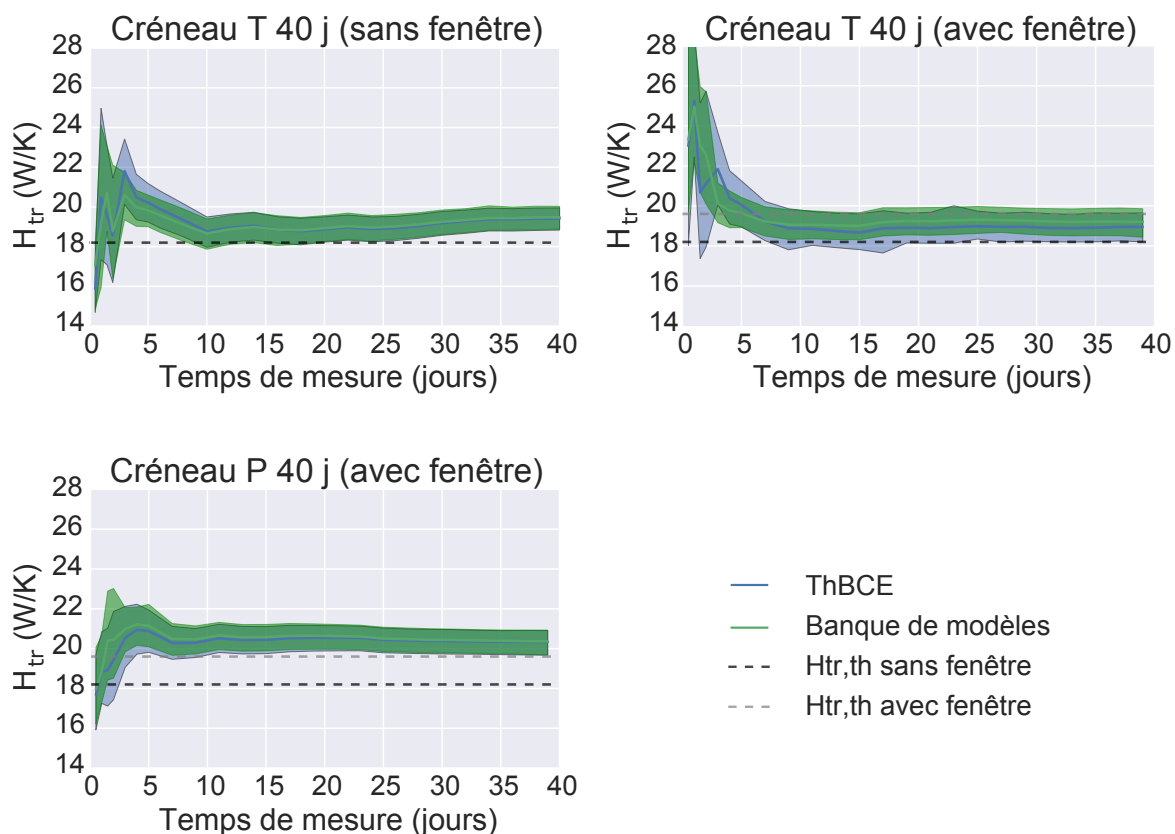


FIGURE 4.29 – Suivi du résultat de mesure ISABELE en temps réel sur les 3 tests de 40 jours (avec prise en compte des sources d'incertitude systématiques)

une très mauvaise répétabilité du résultat a été observée, ce qui est physiquement cohérent et en accord avec les résultats obtenus sur les expérimentations virtuelles (cf section 4.8.2).

Là encore, le critère d'autocorrélation des résidus ne permet pas de se prémunir de ce phénomène (voir Tableau 4.8) et n'est donc pas suffisant pour "valider" un résultat de mesure ISABELE.

La répétition des tests sur différentes périodes de l'année permet de vérifier la validité des résultats de mesure de manière plus fiable.

De même, le suivi en temps réel du résultat de mesure sur un même test est un bon moyen de juger de la convergence du résultat.

Enfin, le choix de la sollicitation thermique ne semble pas ici déterminant sur le résultat de mesure. Ce point peut sembler décevant, mais offre alors la possibilité de choisir le type sollicitation thermique la plus aisée à réaliser (à savoir une simple régulation en température) et pour une qualité de mesure similaire.

4.8 Extrapolation virtuelle sur d'autres classes d'inertie

Comme nous venons de le voir, le test ISABELE peut être réduit à 4 voir 2 jours pour une typologie à faible inertie tels que le chalet OPTIMOB. Pour étudier ce qu'il en est pour d'autres typologies d'enveloppe, une extrapolation a été réalisée sur de nouveaux cas, virtuels cette fois-ci.

L'avantage de l'approche virtuelle est la connaissance du coefficient de transmission thermique réel du cas étudié (contrairement à l'approche expérimentale où la valeur "vraie" est généralement inconnue, qui peut différer de la valeur théorique)

4.8.1 Plan d'expérience

Le plan d'expérience est issu de précédents travaux [Boisson and Bouchié, 2014] sur lequel la version intermédiaire de la méthode ISABELE (modèle ThBCE avec "inertie séquentielle", voir partie 1.3.8) avait été appliquée.

Les "cellules virtuelles", modélisées sous le logiciel SIMBAD, sont des parallélépipèdes rectangles de 5x5x2.5m (dimensions similaires à la cellule OPTIMOB) composés d'une enveloppe identique donnant sur l'extérieur. Les 4 typologies d'enveloppe retenues sont celles présentées dans le paragraphe 4.4.3 (murs en béton isolés en PSE).

Les protocoles de chauffe appliqués suivent le protocole ISABELE d'origine (évolution libre-consigne de température-évolution libre suivant des durées totales de 1 à 15 jours, voir Figure 4.30 et Tableau 4.9).

La consigne de chauffage a été choisie à 17°C de manière à créer une différence de température suffisante ($> 10^{\circ}\text{K}$) par rapport à la température intérieure initiale (5°C). Le type de régulation utilisée est réalisée via un PID virtuel.

Les conditions extérieures choisies correspondent aux données météo d'un mois de janvier à Trappes (Yvelines, Ile-de-France). Pour initialiser les températures intérieures de l'enveloppe, une pré-simulation est réalisée en évolution libre avec les données météo des 2 semaines précédant le test ISABELE.

4.8.2 Résultats

Les 8 différents tests sur les 4 différentes enveloppes ont été exploités suivant 3 versions de la méthode ISABELE :

1. Version initiale : ThBCE (R5C1) en tant que modèle utilisé pour l'inversion
2. Version intermédiaire : ThBCE + inertie séquentielle en tant que utilisé pour l'inversion
3. Version proposée : banque de modèles RC inverses avec sélection

Les incertitudes du coefficient H_{tr} ont été estimées pour la version initiale et la version proposée par inversion bayésienne (méthode présentée dans le Chapitre 2). La version intermédiaire (avec inertie séquentielle) ne possédant pas de modèle d'état, il n'a pas été possible d'estimer les incertitudes associées à celle-ci.

Bien évidemment, les incertitudes de mesure dans cette étude sont inexistantes (σ_{Ti} est fixé à 10^{-5} K pour la résolution numérique). Seules persistent les erreurs de modèle, modélisées dans les procédés de Wiener des équations différentielles stochastiques.

Les résultats sont donnés dans la Figure 4.32 et permettent de constater plusieurs points :

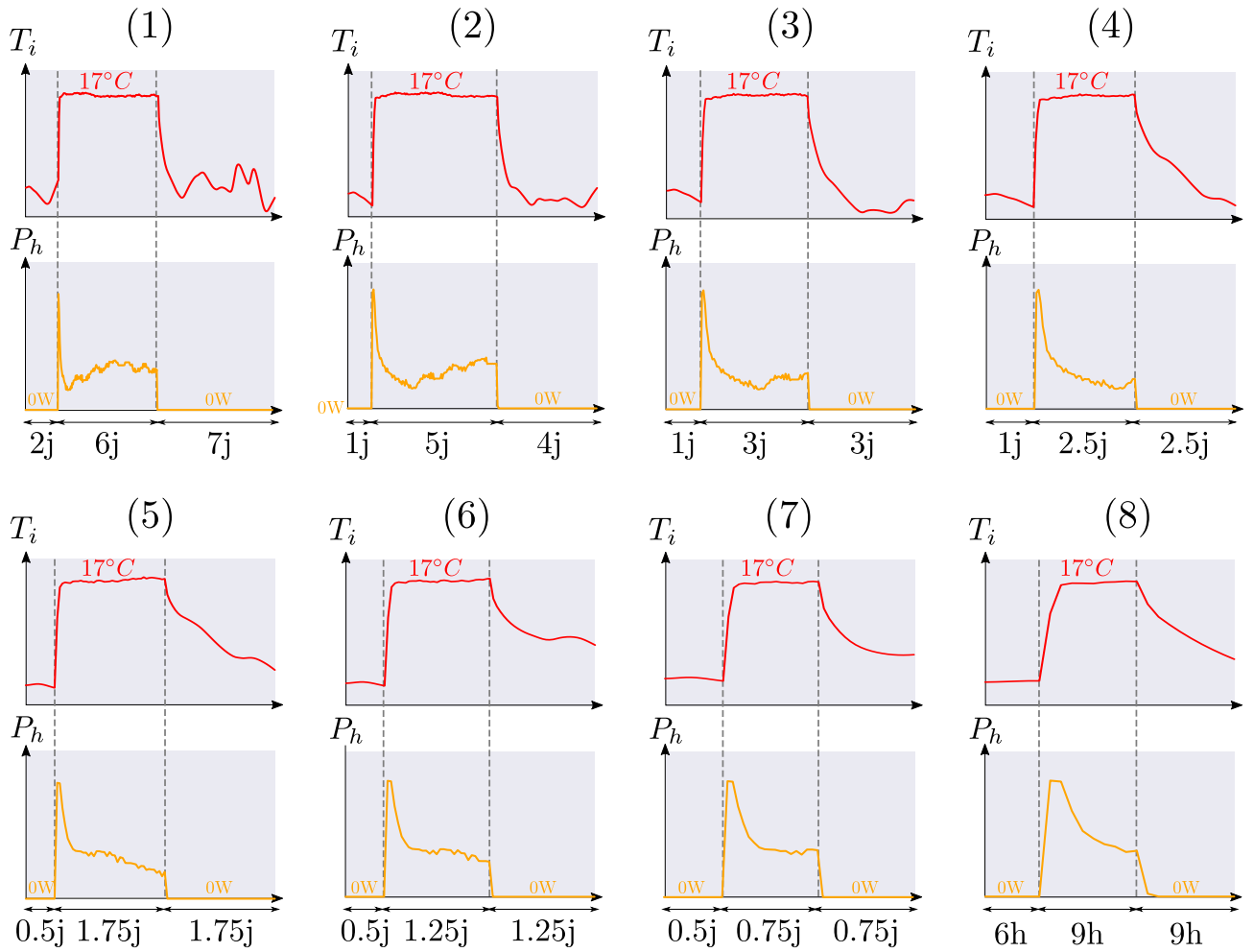


FIGURE 4.30 – Profils de température intérieure et de puissance consommée pour les 8 différents types de tests ISABELE de la campagne de simulations virtuelles

- L'utilisation de la banque de modèles plutôt qu'un modèle unique (ThBCE ou version intermédiaire avec inertie séquentielle) permet d'améliorer globalement la justesse et la fidélité du résultat pour les cas ITI. Les modèles sélectionnés sont globalement riches (ordre 2 ou 3, voir Tableau 4.11) ce qui témoigne d'un bon niveau d'apprentissage sur les données de mesure.
- À l'inverse, pour les cas ITE, la banque de modèles n'apporte quasiment pas d'amélioration du fait que c'est le modèle ThBCE qui est presque toujours sélectionné. Ceci témoigne d'un niveau d'apprentissage faible, et peut expliquer en partie la précision médiocre du résultat de mesure. Le modèle ThBCE avec inertie séquentielle, plus riche en termes de dynamiques représentées, permet d'obtenir des résultats globalement plus justes bien que l'incertitude n'y figure pas.
- Dans tous les cas, et pour une durée de test suffisamment longue (> 4 jours), la valeur vraie du coefficient H_{tr} finit toujours par être incluse dans l'intervalle de confiance évalué par la méthode proposée.

Pourtant, comme indiqué dans le tableau 4.11, les tests d'autocorrélation des résidus sur l'intégralité des expérimentations virtuelles sont favorables (même si les graphes d'autocorrélation semblent indiquer parfois la présence de dynamiques manquantes). Une analyse

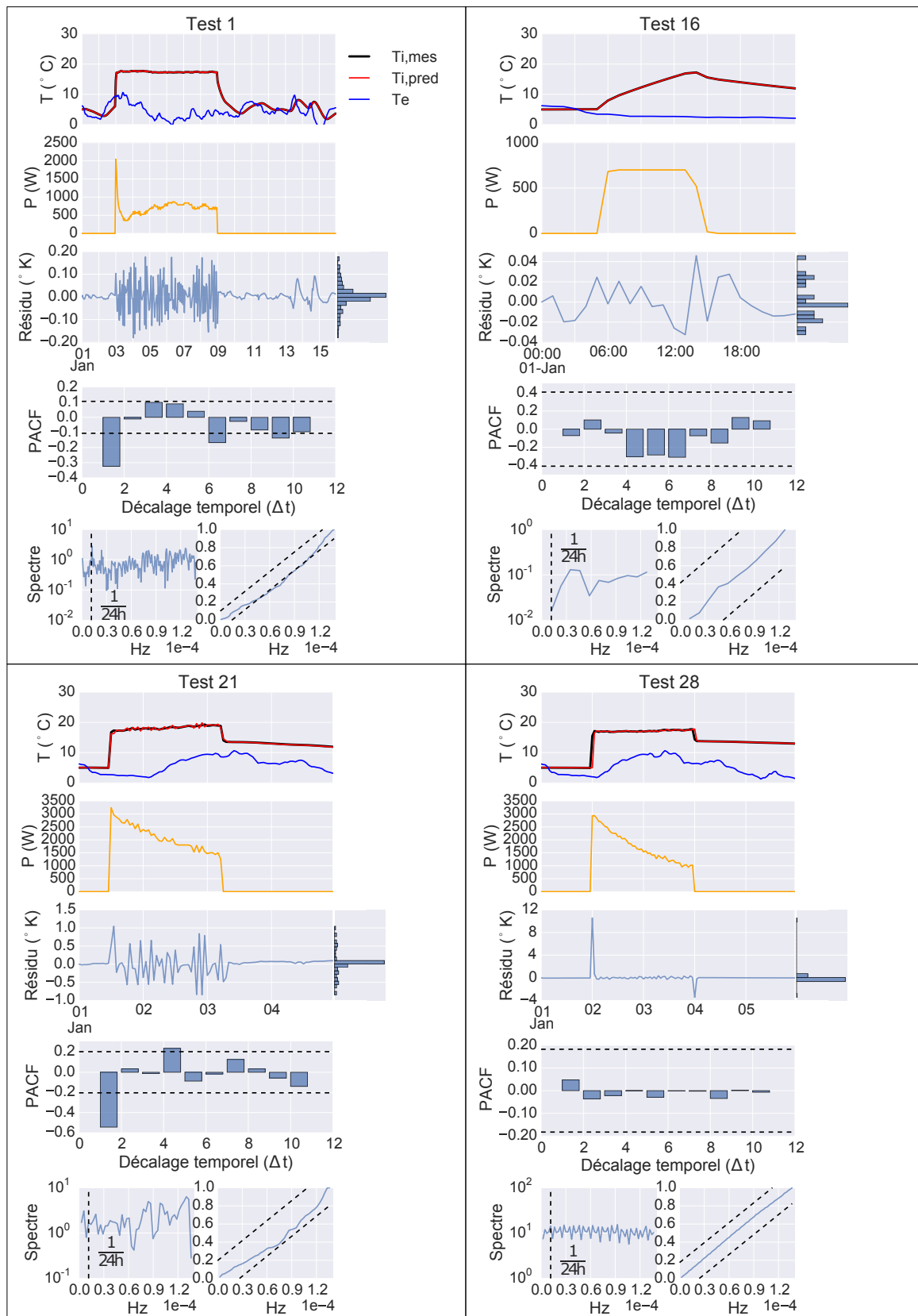


FIGURE 4.31 – Analyse des résidus d’identification des modèles sélectionnés sur plusieurs tests types de la campagne d’expérimentation virtuelle

plus poussée des résidus sur quelques cas (voir Figure 4.31) permet de rendre compte de plusieurs phénomènes :

- La valeurs des résidus et leur contenu fréquentiel peuvent être très différents d’une

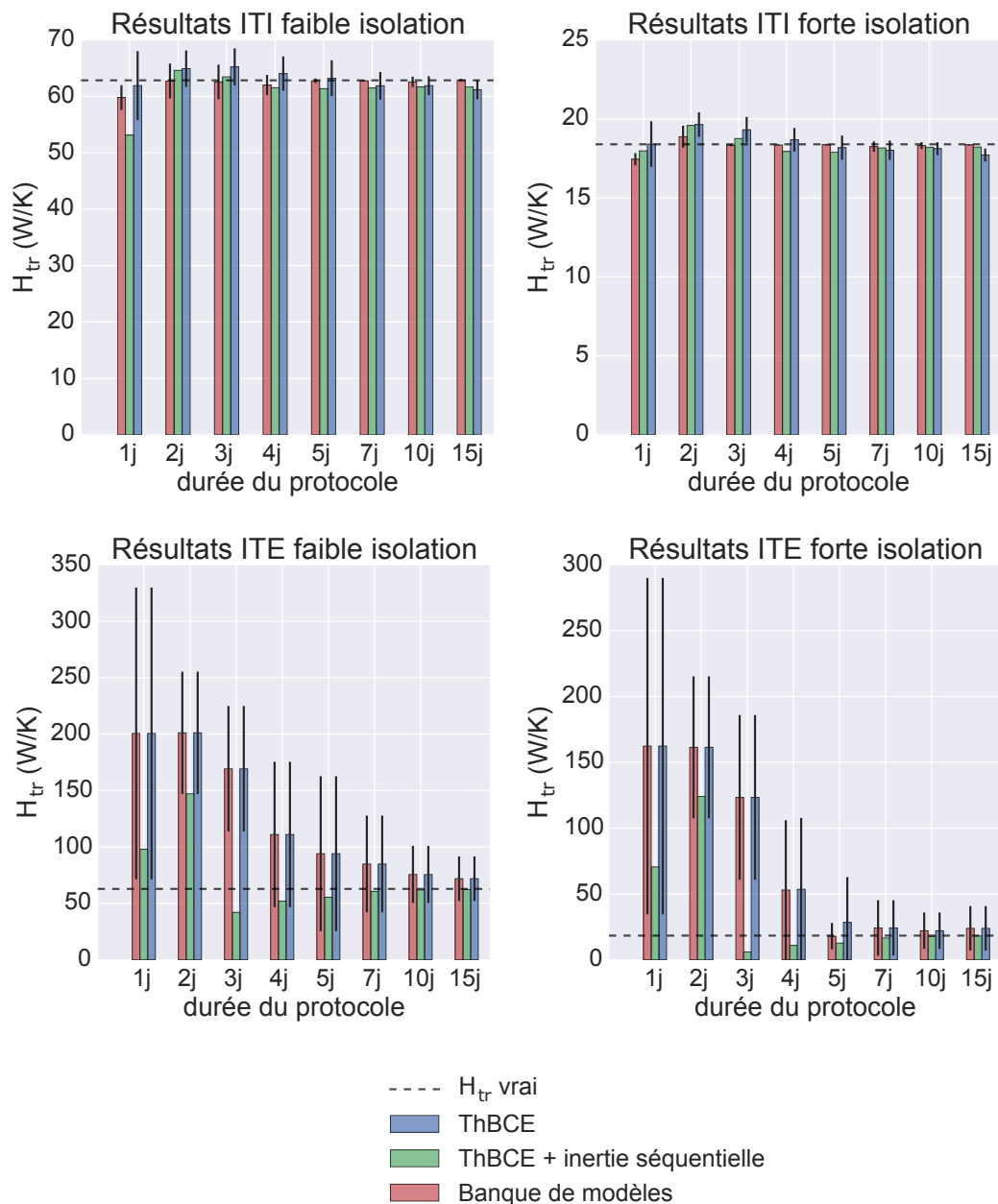


FIGURE 4.32 – Comparatif des résultats de mesure ISABELE sur les simulations virtuelles selon le modèle d'inertie utilisé

phase à l'autre (ex : Test 1 et 21). Souvent, les résidus les plus importants concernent la phase de régulation et sont riches en hautes fréquences. Il est donc possible que la dynamique de l'air ou du système de chauffage soit insuffisamment bien modélisée dans le modèle sélectionné.

- Parfois, le nombre de points sur l'expérimentation est si faible qu'un test d'autocorrélation ou une analyse de fréquence ne présente pas un grand intérêt (ex : test 16).
- De même, les résidus peuvent parfois présenter des "pics" importants (ex : test 28) qui faussent les analyses de fréquences et d'autocorrélation.

Par conséquent, les tests d'autocorrélation ne permettent pas de garantir la validité de l'intervalle de confiance du coefficient H_{tr} , mais seulement d'indiquer une amélioration possible du niveau d'apprentissage. En d'autres termes, ils ne permettent pas de juger de la

richesse ou de la pertinence des données mesurées, mais seulement de détecter un sous-apprentissage avec les données disponibles.

Une autre analyse, basée sur les temps caractéristiques des cellules permet de constater que plus ceux-ci sont élevés, plus les durées de test nécessaires à l'obtention d'un intervalle de confiance précis du coefficient H_{tr} sont longues (voir Tableau 4.10). De plus, lorsque la durée du test est inférieure au temps caractéristique, l'intervalle de confiance obtenu est généralement faux ou très imprécis (incertitude supérieure à $\pm 30\%$). Bien entendu, il est difficile d'établir un lien quantitatif entre la durée de test nécessaire, la précision de mesure et le temps caractéristique de l'enveloppe mesurée (les sollicitations thermiques mises en jeu étant différentes), mais le choix d'un protocole de durée supérieure à plusieurs fois ce temps caractéristique semble être un bon ordre de grandeur pour permettre un bon déroulement de la méthode d'analyse, et un résultat de mesure fiable.

4.8.3 Conclusion

Une première extrapolation de l'application de la méthode ISABELE basée sur des cellules virtuelles très simples et parfaitement connues a été réalisée. Celle-ci a de nouveau permis de montrer que l'approche proposée pour prendre en compte la dynamique thermique dans la méthode ISABELE est globalement plus robuste et plus précise que l'approche initiale. Toutefois, elle présente encore certaines limites.

Premièrement, le modèle de simulation SIMBAD est lui-même un modèle réduit (composé d'un réseau RC équivalent de 2 capacités par couche et par mur, voir Figure XXXXXX) et s'apparente donc plus aux modèles utilisés pour l'inversion qu'à la réalité plus complexe de la dynamique du bâti. Cette limite pourrait être levée par l'utilisation de modèles de simulation plus fins basé sur des différences finies (ex : COMSOL, Voltra, etc.)

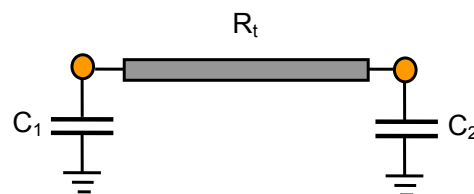


FIGURE 4.33 – Circuit électrique équivalent d'une couche de matériau dans le logiciel de simulation SIMBAD [Ansanay-alex, 2012]

Ensuite, la méthode n'a pas permis d'amélioration notable du résultat pour les cas d'enveloppes isolées par l'extérieur (ITE), les données disponibles ne permettant pas, la plupart du temps, de sélectionner des modèles plus riches que le modèle ISABELE d'origine (ThBCE) dans la banque proposée. Pour cette raison, le modèle ThBCE avec inertie séquentielle permet d'obtenir des résultats plus justes, quoique sans estimation d'incertitude.

Enfin, les tests d'autocorrélation ne permettent pas de garantir la fiabilité de l'intervalle de confiance du coefficient H_{tr} obtenu, contrairement à ce qui était attendu. En effet, ces tests ne permettent pas de déceler les cas où les données de mesures sont pauvres en information (durée du protocole trop faible et/ou temps caractéristique de l'enveloppe trop élevé), mais uniquement les phénomènes de sous-apprentissage.

Un temps de mesure minimal est donc requis pour le bon déroulement de la méthode d'analyse, quelle que soit le modèle employé. Pour les cas étudiés, le choix d'un temps de protocole supérieur au temps caractéristique de la cellule (au sens de la définition donnée dans le paragraphe 4.4.3) garantit l'inclusion de la valeur vraie du coefficient H_{tr} dans l'intervalle de confiance mesuré. Toutefois, l'incertitude de mesure reste élevée au voisinage de ce temps minimal, notamment pour les cas ITE. Un temps de mesure supérieur à plusieurs fois temps caractéristique de l'enveloppe semble donc être un bon critère.

Toutefois, la validité de ce critère repose sur le fait que l'environnement de simulation est simple est parfaitement maîtrisé. La poursuite de nouvelles expérimentations virtuelles, introduisant de nouveaux phénomènes physiques (transferts d'humidité, transferts avec le sol, masques solaires, etc.) pourraient permettre de définir d'autres limites d'application de la méthode ISABELE.

4.9 Conclusion du chapitre

La prise en compte de la dynamique thermique du bâtiment dans une mesure *in situ* des performances thermiques de son enveloppe est un enjeu à la fois central et difficile à appréhender. En effet, la "structure" du modèle optimal utilisé pour la méthode inverse ainsi que son niveau de détails dépend de nombreux paramètres, tels que :

- La structure du bâtiment lui-même (présence importante de vitrages ou non, présence de vide sanitaire ou de terre-plein, isolation par l'intérieur ou extérieur, etc.)
- Le nombre et la position des capteurs associés à la mesure (capteurs de températures et de flux)
- Le pas de temps d'acquisition (horaire, infra-horaire, journalier, etc.)
- La durée du protocole
- La forme de la sollicitation thermique apportée au cours de la mesure (régulation en puissance ou en température, courbes de consignes)

Par conséquent, une méthode de choix automatique de modèle basée sur le principe de parcimonie a été proposée. L'objectif consiste à sélectionner le modèle le plus adapté dans une banque de modèles et sur un test donné. Ceci, suivant 3 principaux critères statistiques :

1. La significativité des paramètres identifiés
2. La vraisemblance
3. L'autocorrélation des résidus d'identification

Le choix de ces critères a pour vocation de sélectionner le modèle le plus vraisemblable tout en limitant les phénomènes de sous-apprentissage et de sur-apprentissage propres aux méthodes inverses.

A cette occasion, une banque de 20 modèles thermiques construits autour du modèle ISABELE original (Th-BCE) a également été proposée. Les différents modèles, d'ordre 1 à 3, possèdent une représentation en réseaux RC équivalents. Leur architecture s'inspire de différentes études menées sur les modèles thermique réduits de bâtiments (voir section 4.8.2)

L'application de cette méthode sur une expérimentation réelle montre des signes d'amélioration en terme de répétabilité et de robustesse du résultat.

L'étude de la sollicitation a également été traitée expérimentalement, de manière à apprécier les difficultés opérationnelles liées à la régulation de puissance de chauffage. L'objectif était de vérifier si le fait d'enrichir la sollicitation de chauffe en basses fréquences (par l'utilisation de signaux de chauffe en créneaux, rampes) ou sur un large spectre de fréquences (par l'utilisation de signaux SBPA) améliorerait ou non la qualité de la mesure du coefficient H_{tr} . Dans ce cas précis, l'impact de la forme de la sollicitation sur le résultat s'est avéré minime.

L'utilisation de la méthode d'extension du calcul d'incertitude (Chapitre 2) a également été employée, en intégrant les incertitudes systématiques liées au débit d'infiltration d'air (cf Chapitre 3). Les différents tests montrent que le résultat de mesure se stabilise au bout de seulement 5 jours, soit 5 fois la constante de temps du chalet, au sens de la définition donnée dans le paragraphe 4.4.3 (qui, rappelons-le, est purement conventionnelle). Les tests de durée de 4 jours indiquent des résultats relativement reproductibles, et cohérents par rapport à la valeur théorique du coefficient de déperdition. Une différence notable du résultat a également été observée lors de l'ajout d'une fenêtre triple vitrage parfaitement étanche, ce qui témoigne d'une potentielle fiabilité de la méthode quant à la détection de défauts.

Afin d'extrapoler les résultats obtenus sur la cellule expérimentale à faible inertie, un plan d'expérimentations virtuelles réalisé par Boisson [Boisson and Bouchié, 2014] à été repris pour tester la méthodologie proposée. De nouveau, une relative amélioration des résultats de mesure a été constatée par rapport à l'utilisation d'un modèle d'ordre 1 unique (ThBCE), et offre la possibilité d'évaluer l'incertitude du résultat de mesure, contrairement à la version intermédiaire proposée avec "inertie séquentielle". Par ailleurs, il a été montré que pour ce cas d'étude, un temps minimal d'expérimentation de l'ordre de la constante de temps de la cellule est nécessaire pour l'obtention d'un intervalle de confiance consistant.

En effet, celui-ci permet de s'affranchir du "passé thermique" de l'enveloppe précédent le test.

4.9.1 Perspectives

Dans un premier temps, il semble raisonnable de simplifier la procédure de sélection de modèle en supprimant le test d'autocorrélation comme test de validation des résultats. En effet, il ne permet pas de garantir un résultat cohérent en cas de manque de richesse dans

les données de mesures. Toutefois, il restera utilisé comme outil "expert" pour indiquer si le choix d'un modèle plus complexe est possible.

Pour mieux juger de la cohérence du résultat ISABELE, un affichage du résultat "en temps réel" devrait être rendu systématique pour vérifier la convergence de l'intervalle de confiance du coefficient H_{tr} . Le fait d'imposer la durée du test à plusieurs fois la constante de temps du bâtiment est également une solution à envisager pour l'atteinte de cette convergence.

Concernant la banque de modèles, celle-ci devrait être remaniée. Certains modèles offrent en effet des résultats fréquemment peu vraisemblables, non significatifs ou divergent systématiquement (ex : modèles M2_TmTi, M3_TmTlTi, M3_TmTm2Tm3Ti, ...). Ils pourraient être remplacés par d'autres modèles, modélisant plus finement les différents murs de l'enveloppe, la dalle au sol, etc.

Il serait d'ailleurs intéressant de confronter cette banque de modèles à des bâtiments plus complexes en proposant de nouveaux modèles candidats (maisons individuelles, bâtiments collectifs). En effet, les cas d'études ayant permis de valider la méthode restent simples et bien contrôlés (petits volumes, taux de menuiseries très faibles ou nuls, pas de lame d'air, pas de transferts avec le sol ni de transferts d'humidité intérieurs, forte étanchéité).

Enfin, une autre piste à explorer concerne le choix d'une période d'identification sur des données de mesures. Jusqu'ici, la période d'identification et la période de mesure ont toujours été confondues. Pourtant, sur des tests théoriques, il a été montré que le fait de restreindre cette période d'identification pouvait être payante sur le résultat obtenu [Bouchie and Thebault, 2015]. Cette stratégie, qui consiste à filtrer l'information sur les dynamique rapides présente au début de la montée en température du bâtiment, est aussi employée dans la méthode QUB, et a également fait ses preuves dans la caractérisation thermique *in situ* des milieux poreux granulaires [Laurent, 1986].

n°test	Enveloppe	Dates	Durée	Type de régulation	Forme de sollicitation
1	sans fenêtre	5 nov - 15 dec 2014	40 j	température	créneau
2		19-23 jan 2015	4 j		
3		17-21 mar 2015			
4		26-30 mar 2015			
5		21-25 avr 2015			
6		15-17 jan 2015	2 j		
7		23-25 fev 2015			
8		8-10 avr 2015			
9		15-17 avr 2015			
10		18-19 dec 2014	16 h	puissance	
11		27-28 jan 2015			
12		2-3 mar 2015			
13		4-5 avr 2015			
14		3-4 oct 2015			
15		9-10 nov 2015			
16		17-18 nov 2015			
17		20-21 nov 2015			
18	avec fenêtre	7-11 dec 2015	4 j	puissance	créneau
19		15-19 dec 2015			
20		23-27 dec 2015			
21		31-4 jan 2016			rampes
22		7-11 jan 2016			
23		15-19 jan 2016			
24		23-27 jan 2016			
25		31 jan - 4 fev 2016			
26		9-13 fev 2016			
27		17-21 fev 2016			
28		25-29 fev 2016			
29		4-8 mar 2016			
30		12 mar - 20 avr 2016	40 j	température	créneau
31	22 avr - 31 mai 2016	puissance			

TABLEAU 4.6 – Campagne de mesure sur le chalet OPTIMOB

	Déperditions par transmission H_{tr} (W/K)	Déperditions par infiltration H_{ve} (W/K)
Valeur	17,5	1,1
IC 95% (régression linéaire)	[16,8; 18,2] ($\pm 4\%$)	-

TABLEAU 4.7 – Résultats de mesure Coheating réalisé sur la cellule OPTIMOB du 8 novembre au 11 décembre 2014

n°test	Type de test	Modèle sélectionné	p_{DW}	Auto-corrélation	Dynamiques manquantes
1	créneau T 40j	M2_TmTmiTi	0,11	OK	0
2	créneau T 4j	M2_TmTm2Ti	0,45	OK	0
3		M2_TmTmiTi	0,33	OK	0
4		M2_TmTmiTi	0,64	OK	0
5		M2_TmTmiTi	3.10^{-8}	pas OK	1
6	créneau T 2j	M2_TmTmiTi	0,58	OK	0
7		M2_TmTmiTi	0,97	OK	0
8		M2_TmTm2Ti	0,73	OK	0
9		M2_TmTmiTi	0,09	OK	0
10	créneau P 16 h	M2_TmTmiTi	0,78	OK	0
11		M2_TmTm2Ti	0,99	OK	0
12		M1_TmTi	0,61	OK	0
13		M2_TmTm2Ti	0,66	OK	0
14		M1_TmTi	0,06	OK	0
15		M1_TmTi	0,69	OK	0
16		M2_TmTmiTi	0,97	OK	0
17		M2_TmTm2Ti	0,63	OK	0
18	créneau P 4j	M2_TmTlTi	6.10^{-4}	pas OK	1
19		M2_TmTm2TiSemiBridge	1.10^{-18}	pas OK	1
20		M2_TmTm2TiSemiBridge	5.10^{-17}	pas OK	1
21		M2_TmTlTi	2.10^{-3}	pas OK	1
22	rampes P 4j	M2_TmTlTi	1.10^{-25}	pas OK	1
23		M2_TmTm2Ti	1.10^{-32}	pas OK	2
24		M2_TmTlTi	4.10^{-21}	pas OK	2
25		M2_TmTlTi	1.10^{-20}	pas OK	2
26	SBPA P 4j	M2_TmTm2Ti	2.10^{-15}	pas OK	1
27		M2_TmTmiTi	6.10^{-17}	pas OK	1
28		M2_TmTm2TiSemiBridge	2.10^{-6}	pas OK	2
29		M2_TmTm2Ti	3.10^{-14}	pas OK	1
30	créneau T 40j	M2_TmTlTi	0,38	OK	0
31	créneau P 40j	M2_TmTmiTiSemiBridge	6.10^{-127}	pas OK	3

TABLEAU 4.8 – Modèles sélectionnés, tests d'autocorrélation des résidus et évaluation du nombre de dynamiques manquantes pour l'ensemble de la campagne de mesure sur le chalet OPTIMOB

n°test	n°protocole	Enveloppe	Durée
1	1	ITI faible isolation	15 j
2	2		10 j
3	3		7 j
4	4		5 j
5	5		4 j
6	6		3 j
7	7		2 j
8	8		1 j
9	1	ITI forte isolation	15 j
10	2		10 j
11	3		7 j
12	4		5 j
13	5		4 j
14	6		3 j
15	7		2 j
16	8		1 j
17	1	ITE faible isolation	15 j
18	2		10 j
19	3		7 j
20	4		5 j
21	5		4 j
22	6		3 j
23	7		2 j
24	8		1 j
25	1	ITE forte isolation	15 j
26	2		10 j
27	3		7 j
28	4		5 j
29	5		4 j
30	6		3 j
31	7		2 j
32	8		1 j

TABLEAU 4.9 – Campagne de simulations sur les cellules numériques

W / K	Durée du protocole					
	2j		4j		15j	
	incertitude	erreur	incertitude	erreur	incertitude	erreur
ITI faible isolation $\tau_{eff} = 7,5 \text{ h}$	$\pm 3,1$ (4,9 %)	-0,1 (0,2%)	$\pm 1,8$ (2,9 %)	-0,8 (1,3 %)	$\pm 0,2$ (0,4 %)	+0,05 (0,1%)
ITI forte isolation $\tau_{eff} = 19,6 \text{ h}$	$\pm 0,7$ (3,7%)	+0,5 (2,6%)	$\pm 0,04$ (0,2%)	-0,04 (0,2%)	$\pm 0,04$ (0,2%)	-0,04 (0,2%)
ITE faible isolation $\tau_{eff} = 3,1 \text{ j}$	± 54 (27%)	+138 (220%)	± 64 (58%)	+48 (77%)	± 20 (27%)	+9,1 (14%)
ITE forte isolation $\tau_{eff} = 10,7 \text{ j}$	± 54 (33%)	+143 (778%)	± 53 (100%)	+35 (189%)	± 17 (70%)	+5,6 (30%)

TABLEAU 4.10 – Erreurs et incertitudes de mesure du coefficient H_{tr} en fonction de la typologie de l'enveloppe et de la durée du test ISABELE (approche par banque de modèles)

Enveloppe	n°protocole	Modèle sélectionné	p_{DW}	Auto-corrélation	Dynamiques manquantes
ITI faible isolation	1	M3_TmTm2TmiTi	1	OK	1
	2	M2_TmTm2Ti	1	OK	1
	3	M3_TmTm2TmiTi	1	OK	1
	4	M3_TmTm2TmiTi	0,997	OK	1
	5	M2_TmTm2Ti	0,994	OK	1
	6	M2_TmTm2Ti	0,714	OK	0
	7	M2_TmTm2Ti	0,315	OK	0
	8	M2_TmTm2Ti	1	OK	1
ITI forte isolation	1	M3_TmTm2TmiTi	0,961	OK	0
	2	M2_TmTm2Ti	1	OK	2
	3	M2_TmTm2Ti	1	OK	1
	4	M3_TmTm2TmiTi	0,939	OK	0
	5	M3_TmTm2TmiTi	0,789	OK	0
	6	M3_TmTm2TmiTi	0,855	OK	0
	7	M2_TmTm2Ti	0,685	OK	0
	8	M2_TmTm2Ti	0,624	OK	0
ITE faible isolation	1	M1_TmTi	1	OK	1
	2	M1_TmTi	0,99	OK	1
	3	M1_TmTi	0,93	OK	0
	4	M1_TmTi	1	OK	1
	5	M1_TmTi	1	OK	1
	6	M1_TmTi	1	OK	1
	7	M1_TmTi	0,995	OK	1
	8	M1_TmTi	0,865	OK	0
ITE forte isolation	1	M1_TmTi	0,64	OK	0
	2	M1_TmTi	1	OK	1
	3	M1_TmTi	1	OK	1
	4	M2_TmTi	0,3	OK	0
	5	M1_TmTi	0,97	OK	0
	6	M1_TmTi	0,91	OK	0
	7	M1_TmTi	0,88	OK	0
	8	M1_TmTi	0,79	OK	0

TABLEAU 4.11 – Modèles sélectionnés, tests d'autocorrélation des résidus (Durbin-Watson) et évaluation du nombre de dynamiques manquantes pour l'ensemble des expérimentations virtuelles (garphes PACF)

Conclusions et perspectives

Conclusion générale

Le but de ce travail de thèse était la consolidation d'une méthode existante (la méthode ISABELE développée par le CSTB pour mesurer la performance thermique de l'enveloppe des bâtiments), et ce de façon rapide, robuste, précise et économique. Ce but répond à un objectif plus global : celui de garantir la performance énergétique intrinsèque du parc réel, et ainsi contribuer à l'atteinte des objectifs de réduction des émissions de gaz à effet de serre tout en stimulant le marché de la construction neuve et de la rénovation.

Bien entendu, comme tout travail de recherche, l'avancée réalisée est loin d'avoir résolu l'ensemble des problématiques associées à un tel objectif. Toutefois, plusieurs contributions ont été apportées pour améliorer, d'une part, la justesse de la méthode ISABELE, et d'autre part, l'évaluation de son incertitude.

Pour commencer, une analyse bibliographique sur les méthodes de mesures existantes a permis de mettre en lumière de nombreuses approches sur la prise en compte des phénomènes physiques propres aux tests in situ (inertie, infiltration d'air, apports solaires, occupants, ect.). Cette diversité d'approche s'étend également au protocole, au(x) modèle(s) thermique(s), aux techniques d'optimisation et aux calculs d'incertitudes utilisés (lorsqu'il y en a).

De nombreuses pistes d'améliorations ont alors émergé, tant sur le protocole lui même que sur la manière de traiter les données de mesure. Trois sujets scientifiques prioritaires ont alors été choisis en accord avec la répartition des tâches menées par l'équipe projet du CSTB :

1. La caractérisation de l'incertitude de mesure
2. La prise en compte de l'infiltration d'air
3. La prise en compte de l'inertie thermique

La contribution de ce travail sur l'incertitude a été tout d'abord l'introduction de la modélisation stochastique du comportement thermique du bâtiment dans l'inversion bayésienne existante. En outre, une méthode de quasi Monte Carlo y a été adjointe afin d'inclure les erreurs systématiques liées aux hypothèses du modèle. Cette méthodologie a pour la conséquence d'augmenter l'incertitude du résultat, mais l'avantage d'en améliorer sa fidélité et sa robustesse. La clé du bon fonctionnement de la méthode consiste à bien identifier

les incertitudes systématiques, les quantifier, et si possible, les réduire.

Pour y intégrer l'impact de l'incertitude du débit d'infiltration d'air mesuré, il a fallu réaliser une étude plus approfondie sur l'importance et la manière de réaliser cette mesure de débit. Trois approches ont été retenues :

- La règle du pouce avec mesure de la perméabilité de l'enveloppe uniquement
- Le modèle aéraulique simplifié avec mesure de perméabilité et mesure locale de vitesse de vent
- La méthode par gaz traceur avec injection continue de CO_2

Une proposition de calcul d'incertitude sur les deux dernières méthodes a été formulée. Puis, un comparatif expérimental des 3 méthodes sur une cellule expérimentale a permis de montrer que, dans ce cas précis, la méthode par modèle aéraulique (avec mesure de perméabilité et de vitesse de vent) était la plus satisfaisante au vu des contraintes techniques et de l'incertitude induite sur l'indicateur final de la méthode ISABELE (le H_{tr}). Cette conclusion reste limitée au cas testé (une petite maisonnette à ossature bois, bien isolée et très étanche) et n'est, pour le moment, pas généralisable. D'autres comparatifs similaires doivent être réalisés sur une plus grande diversité de bâtiments.

Enfin, la plus importante contribution de ce travail concerne la nouvelle modélisation de l'inertie dite "adaptative" : le principe consiste à proposer une banque de modèles semi-physiques (aussi appelés "boîtes grises") et à en sélectionner le plus adapté à l'aide de tests statistiques. La structure de ces modèles, construits autour du modèle original ThBCE, permet de capter des dynamiques plus fines au pas de temps horaire (jusqu'à 3 ordres).

Pour valider cette méthodologie, ainsi que la répétabilité et l'influence du protocole de chauffage sur un cas réel, une série d'expériences a été établie sur la même cellule test précédemment utilisée. Les résultats obtenus montrent une bonne fidélité de la mesure quelle que soit la forme de la sollicitation thermique apportée, le modèle s'adaptant aux dynamiques mises en jeu (plus le signal de chauffe est riche, plus le modèle retenu est complexe). Cette technique permet ainsi de donner plus de liberté sur le choix de la consigne de chauffe, et donc réduire les contraintes opérationnelles du test in situ.

Une autre application de la méthode a également été réalisée sur des expérimentations virtuelles de classes d'inertie différentes. Cette dernière a permis d'une part de constater à nouveau une amélioration notable de la justesse de mesure du H_{tr} , ainsi qu'une évaluation cohérente de l'incertitude de manière générale. D'autre part, un critère de temps minimal d'expérimentation a pu être évalué (de l'ordre de grandeur du temps caractéristique du bâtiment) pour obtenir un intervalle de confiance fiable du coefficient H_{tr} . Ce critère s'est avéré bien plus fiable que les tests d'autocorrélation, qui ont l'inconvénient de ne pas discerner le manque de richesse des données, malgré l'avantage de révéler des phénomènes de sous-apprentissage.

Perspectives

Les contributions apportées par ce travail sont loin d'avoir répondu à toutes les problématiques liées à la méthode ISABELE.

Sur la prise en compte des phénomènes physiques par exemple, les pistes ne manquent pas. On peut citer :

- La prise en compte des transferts hygrothermiques, notamment lors du séchage du béton dans certains procédés constructifs
- La prise en compte plus fine des transferts convectifs et radiatifs qui sont pour l'instant fixés arbitrairement
- La prise en compte de l'inertie du sol pour les bâtiments construits sur terre-plein
- La prise en compte des apports solaires intérieurs en l'absence d'éléments de protection
- L'étude d'impact sur l'inhomogénéité des conditions limites extérieures

La poursuite des expérimentations virtuelles plutôt que sur des cas réels semble être une bonne piste pour explorer les limitations de la méthode ISABELE. En effet, la valeur vraie du coefficient H_{tr} est connue, et permet d'évaluer véritablement le biais de mesure. Les nouveaux phénomènes physiques pourront être ainsi introduits au fur et à mesure.

L'approche sur des cas réels reste toutefois importante par la suite afin de valider la faisabilité opérationnelle de la méthode (en particulier sur l'étude des contraintes techniques, temporelles et financières). Cette action avait d'ailleurs été débutée en parallèle de la thèse via le projet européen PERFORMER [<http://performer-project.eu>] où des tests ISABELE avaient été menés pour la première fois sur des typologies plus grandes telles qu'une parcelle d'école et une maison individuelle [Bouchié et al., 2014].

Sur la question de l'inertie, de récents travaux montrent qu'il peut être judicieux d'ajuster la granularité temporelle dans la méthode de mesure [Bauwens, 2015] plutôt que d'imposer un pas de temps fixe (horaire dans notre cas).

Il serait également intéressant d'explorer les potentialités de la maquette numérique sur les contributions apportées dans le cadre de ce travail. Par exemple, la prise en compte de la direction du vent pourrait être intégrée dans la mesure du débit d'infiltration (au travers d'un modèle aéraulique légèrement plus élaboré). Ou encore, des modèles détaillés "boite blanche" pourraient être générés et décomposés en modes propres afin de sélectionner des modèles réduits "boite grise" adaptés aux bâtiments testés (voir approche proposée par Roux [Roux, 1984]). Cette technique permettrait de proposer une banque de modèles réduite plus pertinente car enrichie de connaissances physiques supplémentaires.

Bibliographie

- G. Achterbosch, P. de Jong, C. Krist-Spit, S. van der Meulen, and J. Verberne. The development of a convenient thermal dynamic building model. *Energy Build.*, 8(3) :183–196, 1985. doi : 10.1016/0378-7788(85)90003-9.
- ADEME. Energie et climat : Chiffres clés. Technical report, 2009.
- M. Adolfson, S. Laséen, J. Lindé, and M. Villani. Bayesian estimation of an open economy DSGE model with incomplete pass-through. *J. Int. Econ.*, 72(2) :481–511, jul 2007. ISSN 00221996. doi : 10.1016/j.jinteco.2007.01.003.
- Agence Nationale de Sécurité Sanitaire (ANSES). Concentrations de CO2 dans l’air intérieur et effets sur la santé. Technical report, 2013.
- R. E. Akins and J. Cermak. Wind pressure on buildings. Technical report, Fluid Dynamic and Diffusion Laboratory, College of Engineering, Colorado State University, Fort Collins, Colorado, 1976.
- F. Allard and M. Santamouris. *Natural ventilation in buildings : A design handbook*. James & James Ltd, 1998.
- F. Alzetto, D. Gossard, and G. Pandraud. Mesure rapide du coefficient de perte thermique des bâtiments. *écobat Sci. Tech.*, pages 1–10, 2014.
- G. Ansanay-alex. Modèle de bâtiment multizone SIMBAD. 2012.
- K. A. Antonopoulos and E. Koronaki. Apparent and Effective Thermal Capacitance of Buildings. *Energy*, 23(3) :183–192, 1998.
- AQC. “Règles de l’Art Grenelle Environnement 2012” : Retours d’expériences (REX) - Bâtiments performants & Risques– Résultats 2012, Programme d’accompagnement des professionnels, volume 1. 2014. ISBN 9788578110796. doi : 10.1017/CBO9781107415324.004.
- P. Bacher. *Models for efficient integration of solar energy*. PhD thesis, Technical University of Denmark, 2012.
- P. Bacher and H. Madsen. Identifying suitable models for the heat dynamics of buildings. *Energy Build.*, 43(7) :1511–1522, jul 2011. ISSN 03787788. doi : 10.1016/j.enbuild.2011.02.005.

- R. Barlow, R. Cahn, G. Cowan, F. Di Lodovico, W. Ford, G. H. de Monchenault, D. Hitlin, D. Kirkby, F. Le Diberder, G. Lynch, F. Porter, S. Prell, A. Snyder, M. Sokoloff, and R. Waldi. Recommended statistical procedures for BaBar. 2002.
- G. Bauwens, P. Standaert, F. Delcuve, and S. Roels. Reliability of coheating measurements. In *1st Build. Simul. Optim. Conf.*, Loughborough, 2012.
- G. Bauwens. *In situ testing of a building's overall heat loss coefficient*. PhD thesis, KU Leuven, Faculty of Engineering Science, 2015.
- G. Bauwens and S. Roels. Co-heating test : A state-of-the-art. *Energy Build.*, 82 :163–172, oct 2014. ISSN 03787788. doi : 10.1016/j.enbuild.2014.04.039.
- M. Bell and R. Lowe. Energy efficient modernisation of housing : a UK case study. *Energy Build.*, 32(3) :267–280, sep 2000. ISSN 03787788. doi : 10.1016/S0378-7788(00)00053-0.
- C. Belleudy, M. Woloszyn, and M. Cosnier. Detailed numerical modelling of moist air flow through a complex airtightness defect. In *36th AIVC Conf.*, Madrid, 2015.
- C. Belleudy, M. Woloszyn, M. Chhay, and M. Cosnier. A 2D model for coupled heat, air, and moisture transfer through porous media in contact with air channels. *Int. J. Heat Mass Transf.*, 95 :453–465, 2016. ISSN 00179310. doi : 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2015.12.030.
- J. Berger, S. Tasca-guernouti, and M. Humbert. Experimental method to determine the energy envelope performance of buildings. 2010.
- T. Berthou. *Développement de modèles de bâtiment pour la prevision de charge de climatisation et l'élaboration de stratégies d'optimisation énergétique et d'effacement*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2013.
- T. Berthou, P. Stabat, R. Salvazet, and D. Marchio. Comparaison de modèles linéaires inverses pour la mise en place de stratégies d'effacement. *XXXe Rencontres AUGC-IBPSA*, pages 1–12, 2012.
- P. Biddulph, V. Gori, C. a. Elwell, C. Scott, C. Rye, R. Lowe, and T. Oreszczyn. Inferring the thermal resistance and effective thermal mass of a wall using frequent temperature and heat flux measurements. *Energy Build.*, 78 :10–16, aug 2014. ISSN 03787788. doi : 10.1016/j.enbuild.2014.04.004.
- P. Boisson and R. Bouchié. ISABELE method : In-Situ Assessment of the Building Envelope pErformances. In *9th Int. Conf. Syst. Simul. Build.*, volume 1, pages 1–20, Liege, 2014.
- J. Bouchet. Bâtiments démonstrateurs basse consommation d'énergie, outil de calcul solaire. 2009.

- R. Bouchié, F. Alzetto, A. Brun, P. Boisson, and S. Thebault. Short methodologies for in-situ assessment of the intrinsic thermal performance of the building envelope. In *Sustain. Places*, Nice, 2014.
- R. Bouchie and S. Thebault. Reducing time duration of full-scale thermal transmission coefficient measurements (Htr) on constructed building envelopes : first analytical criteria to define physical limitations due to thermal storage. In *8th Expert Meet. Int. Energy Agency Annex 58*, Prague, 2015.
- R. Bouchié, S. Derouineau, C. Abele, and J.-r. Millet. Conception et validation d ' un capteur de mesure de la température extérieure équivalente d ' une paroi opaque d ' un bâtiment. In *Conférence IBPSA Fr.*, number Sartori 2006, pages 1–8, Arras, 2014.
- A. J. Bowen. A wind tunnel investigation using simple building models to obtain mean surface wind pressure coefficients for air infiltration estimates. Technical report, National aeronautical establishment, National Research Council Canada, 1976.
- J. E. Braun and N. Chaturvedi. An Inverse Gray-Box Model for Transient Building Load Prediction. *HVAC&R Research*, 8(1) :73–99, 2002.
- R. Brown and P. Hwang. *Introduction to Random Signals and Applied Kalman Filtering with MATLAB : Exercises and Solutions*. Wiley & Sons, Inc., 3 edition, 1996.
- C. Broyden. The convergence of a Class of Double-rank Minimization Algorithms. *J. Inst. Math. Its Appl.*, 6 :222–231, 1970. ISSN 1098-6596. doi : 10.1017/CBO9781107415324.004.
- J. Carassus, D. Ernest, A. Heyries, F. Hovorka, L. Pancrazio, and Y. Kamelgarn. Performances environnementales de l'immobilier : du conventionnel au réel. 2013.
- R. Carrié, R. Jobert, M. Fournier, S. Berthault, and H. V. Elsande. Perméabilité à l'air de l'enveloppe des bâtiments : généralités et sensibilisation. 2006.
- A. Carrillo, F. Dominguez, and J. M. Cejudo. Calibration of an Energyplus simulation model by the STEM-PSTAR method. In *11th Int. IBPSA Conf.*, number 1993, pages 2043–2050, Glasgow, 2009.
- H. Carslaw and J. Jeager. *Conduction of Heat in Solids*, 2nd edition. Oxford University Press, 1959.
- CDC Climat. Repères : chiffres clés du climat (France et Monde). Technical report, Ministère de l'Ecologie, du Développement durable et de l'Energie, 2014.
- CEREMA. Bâtiments démonstrateurs à basse consommation d 'énergie : enseignements opérationnels tirés de 60 constructions et rénovations du programme PREBAT. Technical report, 2015.

- K. Chaffar. *Thermographie active appliquée à la caractérisation in situ de parois de bâtiment*. PhD thesis, Université d'Artois, 2012.
- L. Chahwane. Thèse : Valorisation de l'inertie thermique pour la performance énergétique des bâtiments. pages 1–222, 2011.
- P. Cheippe, M. Humbert, and J.-A. Bouchet. Bâtiments démonstrateurs du programme PREBAT : Enseignements opérationnels tirés de 32 constructions et rénovations à basse consommation d'énergie évaluées de 2012 à 2014. Technical report, CEREMA, 2015.
- A. Cheng. *Developing a Methodology to Identify Discrepancies in Comparisons Between Predicted and Actual Energy Use in Non Domestic Buildings : Lews Castle College Case Study*. PhD thesis, University of Strathclyde, 2010.
- K. W. Cheong. Airflow measurements for balancing of air distribution system — tracer-gas technique as an alternative? *Build. Environ.*, 36 :955–964, 2001.
- C. Costa and M. Jouvent. Plan Bâtiment Grenelle : La Garantie de Performance Energétique. Technical report, 2012.
- CSTB. Réglementation Thermique 2012, guide réglementaire, 2012a.
- CSTB. Annexe à l'arrêté portant approbation à la méthode de calcul Th-BCE 2012. 2012b.
- D. Da Silva, J.-m. Alessandrini, J.-b. Videau, and J.-r. Millet. Evaluation et perspectives du modèle thermique de COMETH , le cœur de calcul de la réglementation thermique des bâtiments neufs. In *IBPSA-France*, Marne-la-Vallée, 2016.
- Danish Energy Agency. Energy Statistics 2012. Technical report, 2012.
- Danish Ministry of Climate Energy and Building. DK Energy Agreement , March 22 2012. Technical report, 2012.
- P. de Wilde. The gap between predicted and measured energy performance of buildings : A framework for investigation. *Autom. Constr.*, 41 :40–49, 2014. ISSN 0926-5805. doi : 10.1016/j.autcon.2014.02.009.
- M. Dorigo and L. M. Gambardella. Ant Colony System : A Cooperative Learning Approach to the Traveling Salesman Problem. *IEEE Trans. Evol. Comput.*, 1(1) :1–24, 1997.
- J. Durbin and G. Waston. Testing for Serial Correlation in Least Square Regression. *Biometrika*, 37 :409–428, 1950.
- B. Efron. Bootstrap methods : another look at the jackknife. *Ann. Stat.*, 7(1) :1–26, 1979. doi : 10.1214/aos/1176344552.
- Enertech. INEED : Evaluation des performances énergétiques, Rapport final. 2010.

- Enertech. Evaluation par mesure des performances énergétiques des 8 bâtiments construits dans le cadre du programme Concerto - Rapport de synthèse. 2011.
- R. Everett, A. Horton, and J. Doggart. Linford Low Energy Houses. Technical report, Open University, 1985.
- M. Fels. PRISM : An introduction. *Energy Build.*, 9(1-2) :5–18, feb 1986a. ISSN 03787788. doi : 10.1016/0378-7788(86)90003-4.
- M. Fels and C. Reynolds. Robust PRISM : Background, Sample Applications, and Preliminary Documentation. 1993.
- M. F. Fels. *Measuring Energy Savings : The Scorekeeping Approach*. Special PRISM Issue of Energy and Buildings, 9, 1986b.
- M. F. Fels and C. Reynolds. Now that I've Run PRISM, What Do I Do with the Results? *Home Energy*, pages 27–34, 1990.
- M. F. Fels and D. O. Stram. The Effect of Burning Wood on Saving Electricity. 9(August 1977) :119–126, 1986.
- M. F. Fels, M. L. Goldberg, and M. L. Lavine. Exploratory scorekeeping for oil-heated houses. *Energy Build.*, 9(1-2) :127–136, feb 1986a. ISSN 03787788. doi : 10.1016/0378-7788(86)90014-9.
- M. F. Fels, J. Rachlin, and R. H. Socolow. Seasonality of non-heating consumption and its effect on PRISM results. *Energy Build.*, 9(1-2) :139–148, feb 1986b. ISSN 03787788. doi : 10.1016/0378-7788(86)90015-0.
- J. Fennessey. Improving inference for social research and social policy : The Bayesian paradigm. *Soc. Sci. Res.*, 6(4) :309–327, dec 1977. ISSN 0049089X. doi : 10.1016/0049-089X(77)90014-X.
- P. Ferlay. Coefficient Ubat sur un bâtiment : comment évaluer l'existant? *Chaud Froid Perform.* 759, pages 72–74, 2012a.
- P. Ferlay. *Mesure du Coefficient Ubat d'un Bâtiment existant*. Editions p edition, 2012b.
- P. Ferlay. Retour sur une saison de chauffe. *Chaud Froid Perform.* 784, pages 50–54, dec 2014.
- H. E. Feustel and A. Rayner-Hooson. COMIS Fundamentals. 1990.
- R. Fletcher. A new approach to variable metric algorithms. *Comput. J.*, 13 :317–322, 1970. ISSN 1098-6596. doi : 10.1017/CBO9781107415324.004.
- P. a. Fokaides and S. a. Kalogirou. Application of infrared thermography for the determination of the overall heat transfer coefficient (U-Value) in building envelopes. *Appl. Energy*, 88(12) :4358–4365, dec 2011. ISSN 03062619. doi : 10.1016/j.apenergy.2011.05.014.

- J. Fourier. *Théorie analytique de la chaleur*. Firmin Didot, 1822.
- G. Fraisse, C. Viardot, O. Lafabrie, and G. Achard. Development of a simplified and accurate building model based on electrical analogy. *Energy Build.*, 34 :1017–1031, 2002.
- S. F. Fux, A. Ashouri, M. J. Benz, and L. Guzzella. EKF based self-adaptive thermal model for a passive house. *Energy Build.*, 68(PART C) :811–817, 2014. ISSN 03787788. doi : 10.1016/j.enbuild.2012.06.016.
- S. Geman and D. Geman. Stochastic relaxation, gibbs distributions, and the bayesian restoration of images. *IEEE Trans. Pattern Anal. Mach. Intell.*, 6 :721–741, 1984.
- K. George, L. Ziska, J. Bunce, and B. Quebedeaux. Elevated atmospheric CO2 concentration and temperature across an urban–rural transect. *Atmos. Environ.*, 41(35) :7654–7665, nov 2007. ISSN 13522310. doi : 10.1016/j.atmosenv.2007.08.018.
- M. L. Goldberg. *A Geometrical Approach to Nondifferentiable Regression Models as Related to Methods for Assessing Residential Energy Conservation*. PhD thesis, Princeton University, 1982.
- D. Goldfarb. A Family of Variable Metric Updates Derived by Variational Means. *Math. Comput.*, 24 :23–26, 1970.
- G. Grillaud. *Actions du vent sur les ouvrages : Effets dynamiques*. CSTB de Nantes, 2010.
- D. Grimsrud, R. Sonderegger, and M. Sherman. Infiltration measurements in audit and retrofit programs. In *Int. Energy Agency Energy Audit Work.*, Elsinore, 1981. ISBN 9788578110796. doi : 10.1017/CBO9781107415324.004.
- V. Guinot and B. Cappelaere. *Méthodes Numériques Appliquées (Résolution numérique des équations différentielles de l’ingénieur)*. 2006.
- O. Gutschker. Parameter identification with the software package LORD. *Build. Environ.*, 43 (2) :163–169, feb 2008. ISSN 03601323. doi : 10.1016/j.buildenv.2006.10.010.
- J. Haberl, S. Englander, C. Reynolds, M. McKay, and T. Nyquist. Whole-Campus Performance Analysis Methods : Early Results from Studies at the Princeton campus. In *Proc. 6th Annu. Symp. Improv. Energy Effic. Hot Humid Clim.*, 1989.
- C. Hagentoft. *Introduction to building physics*. Studentlitteratur, 2001.
- R. Hastings and M. Wall. *Sustainable Solar Housing, Vol 1*. Earthscan, 2007.
- W. K. Hastings. Monte Carlo Sampling Methods Using Markov Chains and Their Applications. *Biometrika*, 57(1) :97–109, 1970.
- F. Haugen. *Discrete-time signals and systems*. Number February. 2005. ISBN 0000000000.

- I. Hazyuk, C. Ghiaus, and D. Penhouet. Optimal temperature control of intermittently heated buildings using Model Predictive Control : Part I - Building modeling. *Build. Environ.*, 51(2012) :379–387, 2012. ISSN 03601323. doi : 10.1016/j.buildenv.2011.11.009.
- P. Helgesson, H. Sjöstrand, A. Koning, J. Rydén, D. Rochman, E. Alhassan, and S. Pomp. Sampling of systematic errors to estimate likelihood weights in nuclear data uncertainty propagation. *Nucl. Inst. Methods Phys. Res. A*, 807(2016) :137–149, 2015. ISSN 01689002. doi : 10.1016/j.nima.2015.10.024.
- M. Hontarrède. Échelle Beaufort et mesure du vent, 2001.
- T. V. Hooff and B. Blocken. On the effect of wind direction and urban surroundings on natural ventilation of a large semi-enclosed stadium. *Comput. Fluids*, 39(7) :1146–1155, aug 2010. ISSN 00457930. doi : 10.1016/j.compfluid.2010.02.004.
- M. Humbert, S. Tasca-Guernouti, F. Barbier, R. Lahrech, and A. Ferry. Comment fiabiliser l’audit énergétique d’un bâtiment et réduire l’erreur de prédiction de sa consommation de chauffage? 2013.
- M. Hussein and B. Lee. An Investigation of Wind Forces on Threedimensional Roughness Elements in a Simulated Atmospheric Boundary Layer. Technical report, University of Sheffield, Sheffield, 1980.
- J. Idier. *Approche bayésienne pour les problèmes inverses*. Traité IC2, Série traitement du signal et de l’image, Hermès, 2001.
- M. Imoto. Application of a weighted likelihood method to hypocenter determination. *Earth, Planets Sp.*, 65(12) :1569–1574, 2013. ISSN 13438832. doi : 10.5047/eps.2013.07.010.
- ISO-1. ISO 13790 :2013 - Energy performance of buildings - Calculation of energy use for space heating and cooling, 2013.
- JCGM. Evaluation of measurement data — Guide to the expression of uncertainty in measurement. 2008.
- M. J. Jiménez, B. Porcar, and M. R. Heras. Application of different dynamic analysis approaches to the estimation of the building component U value. *Build. Environ.*, 44(2) : 361–367, 2009. ISSN 03601323. doi : 10.1016/j.buildenv.2008.03.010.
- R. Jin, X. Du, and W. Chen. The use of metamodeling techniques for optimization under uncertainty. *Struct. Multidiscip. Optim.*, 25(2) :99–116, 2003. ISSN 1615147X. doi : 10.1007/s00158-002-0277-0.
- D. Johnston, D. Miles-Shenton, D. Farmer, and J. Wingfield. Whole House Heat Loss Test Method (Coheating). 2013.

- D. Johnston, D. Miles-Shenton, and D. Farmer. Quantifying the domestic building fabric 'performance gap'. *Build. Serv. Eng. Res. Technol.*, 36(5) :614–627, 2015.
- R. Judkoff, J. Balcomb, K. Subbarao, G. Barker, and E. Hancock. Buildings in a Test Tube : Validation of the Short-Term Energy Monitoring (STEM) Method. 2001.
- R. E. Kalman. A New Approach to Linear Filtering and Prediction Problems. *Trans. ASME - J. Basic Eng.*, 82(Series D) :35–45, 1960.
- J. H. Kämpf and D. Robinson. A simplified thermal model to support analysis of urban resource flows. *Energy Build.*, 39(4) :445–453, 2007. ISSN 03787788. doi : 10.1016/j.enbuild.2006.09.002.
- S. Kirkpatrick, C. D. Gelatt, and M. P. Vecchi. Optimization by simulated annealing. *Science*, 220(4598) :671–80, may 1983. ISSN 0036-8075. doi : 10.1126/science.220.4598.671.
- K. Kissock and M. Fels. Modeling Monthly Commercial-Building Energy Use with Advanced PRISM. Technical report, CEES, Princeton University, Princeton, NJ, 1994.
- K. Kissock and S. Mulqueen. Targeting Energy Efficiency in Commercial Buildings Using Advanced Billing Analysis. In *ACEEE Summer Study Energy Effic. Build.*, pages 1–13, Pacific Grove, 2008.
- C. J. Koinakis. The effect of the use of openings on interzonal air flows in buildings : an experimental and simulation approach. *Energy Build.*, 37(8) :813–823, aug 2005. ISSN 03787788. doi : 10.1016/j.enbuild.2004.10.012.
- N. R. Kristensen and H. Madsen. Continuous Time Stochastic Modelling 2.3 : Mathematics Guide. Technical report, Technical University of Denmark, 2003.
- J. Kronvall. Testing of houses for air leakage using a pressure method. *ASHRAE Trans.*, 84(1) :72–79, 1978.
- M. Kummert, P. André, and J. Nicolas. Development of simplified models for solar buildings optimal control. In *Eurosun*, pages 1055–1061, Freiburg, 1996.
- H. R. Kunsch. The Jackknife and the Bootstrap for General Stationary Observations. *Ann. Stat.*, 17(3) :1217–1241, 1989. ISSN 0090-5364. doi : 10.1214/aos/1176347265.
- M. Labat. *Chaleur – Humidité – Air dans les maisons à ossature bois Expérimentation et modélisation*. PhD thesis, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2012.
- J.-P. Laurent. *Contribution à la caractérisation thermique des milieux poreux granulaires*. PhD thesis, Institut National Polytechnique de Grenoble, 1986.
- E. Leysens. Problèmes rencontrés sur les chantiers de trois bâtiments basse consommation, 2010.

- H. Madsen. *Time Series Analysis*. Chapman & Hall/CRC, 2008.
- H. Madsen, P. Bacher, G. Reynders, and S. Roels. Thermal Performance Characterization using Time Series Data ; IEA EBC Annex 58 Guidelines. Technical report, Technical University of Denmark (DTU), 2015.
- D. Maillet, Y. Jarny, and D. Petit. Problèmes inverses en diffusion thermique : Modèles diffusifs , mesures , sensibilités. *Tech. l'Ingénieur*, 2010.
- P. S. Maybeck. *Stochastic models, estimation, and control*. Vol. 141 edition, 1979.
- M. D. McKay, R. J. Beckman, and W. J. Conover. Comparison of Three Methods for Selecting Values of Input Variables in the Analysis of Output from a Computer Code. *Technometrics*, 21(2) :239–245, 1979. ISSN 0040-1706. doi : 10.1080/00401706.1979.10489755.
- G. McRae, J. Tilden, and J. Seinfeld. Global sensitivity analysis—a computational implementation of the Fourier Amplitude Sensitivity Test (FAST). *Comput. Chem. Eng.*, 6 :15–25, 1982.
- L. Merlier. *On the interactions between urban structures and air flows : a numerical study on the effects of urban morphology on the building wind environment and the related building energy loads*. PhD thesis, INSA de Lyon, 2015.
- N. Metropolis, A. Rosenbluth, M. Rosenbluth, and A. Teller. Equation of State Calculations by fast computing Machines. *J. Chem. Phys.*, 21(6) :1087–1092, 1953.
- C. Moler and C. Van Loan. Nineteen Dubious Ways to Compute the Exponential of a Matrix, Twenty-Five Years Later. *SIAM Rev.*, 45(1) :3–49, 2003. ISSN 0036-1445. doi : 10.1137/S00361445024180.
- G. Mustafaraj, G. Lowry, and J. Chen. Prediction of room temperature and relative humidity by autoregressive linear and nonlinear neural network models for an open office. *Energy Build.*, 43(6) :1452–1460, 2011. ISSN 03787788. doi : 10.1016/j.enbuild.2011.02.007.
- I. Naveros and C. Ghiaus. Order selection of thermal models by frequency analysis of measurements for building energy efficiency estimation. *Appl. Energy*, 139 :230–244, feb 2015. ISSN 03062619. doi : 10.1016/j.apenergy.2014.11.033.
- J. Nelder and R. Mead. A simplex method for function minimization. *Comput. J.*, 7(4) : 308–313, 1965.
- NF EN 15242. Calculation methods for the determination of air flow rates in buildings including infiltration, 2007.
- T. R. Nielsen. Simple tool to evaluate energy demand and indoor environment in the early stages of building design. *Sol. Energy*, 78(1) :73–83, 2005. ISSN 0038092X. doi : 10.1016/j.solener.2004.06.016.

- C. Obrecht, F. Kuznik, L. Merlier, J.-J. Roux, and B. Tourancheau. Towards aerodynamic simulations at urban scale using the lattice Boltzmann method. *Environ. Fluid Mech.*, 15(4) : 753–770, aug 2014. ISSN 1567-7419. doi : 10.1007/s10652-014-9381-0.
- E. Ocampo, M. Maceiras, S. Herrera, C. Maurente, D. Rodríguez, and M. a. Sicilia. Comparing Bayesian inference and case-based reasoning as support techniques in the diagnosis of Acute Bacterial Meningitis. *Expert Syst. Appl.*, 38(8) :10343–10354, aug 2011. ISSN 09574174. doi : 10.1016/j.eswa.2011.02.055.
- J. Palmer, G. Pane, M. Bell, and J. Wingfield. Comparing primary and secondary terms analysis and re-normalisation (PStar) test and co-heating test results. Technical report, Department for Communities and Local Government, 2011.
- G. Pandraud, D. Roux, and E. Mangematin. Quick measurements of energy efficiency of buildings. *Comptes Rendus Phys.*, 13(4) :383–390, may 2012. ISSN 16310705. doi : 10.1016/j.crhy.2012.04.001.
- A. Persily. Understanding Air Infiltration in Homes, Report PU/CEES 129. Technical report, Princeton University, 1982.
- B. Peuportier and I. Blanc Sommereux. Simulation tool with its expert interface for the thermal design of multizone buildings. *Int. J. Sol. Energy*, 8(2) :109–120, 1990.
- A. Piot. *Hygrothermique du bâtiment : expérimentation sur une maison à ossature bois en conditions climatiques naturelles et modélisation numérique*. PhD thesis, INSA de Lyon, 2009.
- A. Pouget. *Amélioration thermique des Bâtiments Collectifs construits de 1850 à 1974*. Le Guide ABC, Editions Edipa, 2011.
- A. Rabl and A. Rialhe. Energy signature models for commercial buildings : test with measured data and interpretation. *Energy Build.*, 19 :143–154, 1992.
- C. Reynolds, P. Komor, and M. Fels. Using Monthly Billing Data to Find Energy Efficiency Opportunities in Small Commercial Buildings. In *Proc. ACEEE 1990 Summer Study Energy Effic. Build.*, pages 10221–10232, Washington DC, 1990.
- C. L. Reynolds and M. F. Fels. Reliability criteria for weather adjustment of energy billing data. 1988.
- S. a. Rice. Health Effects of Acute and Prolonged CO₂ Exposure in Normal and Sensitive Populations. In *Third Annu. Conf. Carbon Sequestration*, Alexandria, 2003. doi : 10.1.1.464.2827.
- S. Roels and M. J. Jiménez. Reliability of characterization models and methods : a round robin experiment on a test box. In *Energy Build. Communities Program.*, pages 49–56, Ghent, 2014.

- S. Rouchier, M. Woloszyn, G. Foray, and J.-J. Roux. Influence of concrete fracture on the rain infiltration and thermal performance of building facades. *Int. J. Heat Mass Transf.*, 61 : 340–352, jun 2013. ISSN 00179310. doi : 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2013.02.013.
- J.-J. Roux. *Proposition de modèles simplifiés pour l'étude du comportement thermique des bâtiments*. PhD thesis, INSA de Lyon, 1984.
- J.-J. Roux and F. Kuznik. *Comportement thermique des bâtiments en régime dynamique*. INSA de Lyon, 2013.
- T. Salomon, R. Mikolasek, and B. Peuportier. Outil de simulation thermique du bâtiment, COMFIE. In *Journée thématique SFT-IBPSA*, 2005.
- A. Saltelli, M. Ratto, T. Andres, F. Campolongo, J. Cariboni, D. Gatelli, M. Saisana, and S. Tarantola. *Global Sensitivity Analysis : The Primer*. Jonh Wiley & Sons, 2008.
- P. Schetelat and R. Bouchié. ISABELE : a Method for Performance Assessment at Acceptance Stage using Bayesian Calibration. In *9th Int. Conf. Syst. Simul. Build.*, pages 1–16, Liège, 2014.
- J. E. Seem. *Modeling of heat transfer in buildings*. PhD thesis, University of Wisconsin-Madison, 1987.
- D. Shanno. Conditionning of Quasi-Newton Methods for Function Minimization. *Math. Comput.*, 24 :647–656, 1970. ISSN 1098-6596. doi : 10.1017/CBO9781107415324.004.
- A. Sharag-Eldin. A parametric model for predicting wind-induced pressures on low-rise vertical surfaces in shielded environments. *Sol. Energy*, 81(1) :52–61, jan 2007. ISSN 0038092X. doi : 10.1016/j.solener.2006.06.007.
- A. Shea, M. Lawrence, and P. P. Walker. Preliminary test results : Hempod Co-heating test. 2011.
- M. H. Sherman. Estimation of infiltration from leakage and climate indicators. *Energy Build.*, 10(1) :81–86, 1987. ISSN 03787788. doi : 10.1016/0378-7788(87)90008-9.
- O. Sidler. *Bâtiments à basse consommation : Retours d 'expérience*. 2009.
- I. Sobol. Sensitivity estimates for nonlinear mathematical models. *Mat. Model.*, 2 :113–118, 1990.
- R. Sonderegger, P. Condon, and M. Modera. In-situ measurements of residential energy performance using electric co-heating. Technical report, ASHRAE Transactions, vol. 86, 1980.
- A. Stafford, M. Bell, and C. Gorse. Building Confidence – A working paper. Technical report, Leeds Metropolitan University, 2012.

- S. Stamp, R. Lowe, and H. Altamirano-Medina. An investigation into the role of thermal mass on the accuracy of co-heating tests through simulations & field results. In *13th Int. IBPSA Conf.*, Chambéry, 2013.
- D. O. Stram and M. F. Fels. The applicability of PRISM to electric heating and cooling. *Energy Build.*, 9(1-2) :101–110, feb 1986. ISSN 03787788. doi : 10.1016/0378-7788(86)90011-3.
- K. Subbarao. PSTAR - Primary and Secondary Terms Analysis and Renormalization A Unified Approach to Building Energy Simulations. 1988.
- K. Subbarao and J. Balcomb. Short-Term Energy Tests of a Credit Union building in Idaho. 1993.
- K. Subbarao, J. Burch, E. Hancock, A. Lekov, and J. Balcomb. Short-Term Energy Monitoring (STEM) : Application of the PSTAR Method to a Residence in Fredericksburg, Virginia. 1988.
- M. V. Swami and S. Chandra. Correlations for pressure distribution on buildings and calculation of natural ventilation airflow. *ASHRAE Trans.*, 94(1) :27, 1988.
- A. Tarantola. *Inverse Problem Theory and Methods for Model Parameter Estimation*. Siam, 2005. ISBN 0898715725.
- Th-BCE. Règles Th-U Fascicule 2 : Matériaux. In *Réglementation Therm.* 2012. Cstb edition, 2012.
- S. Thébault and R. Bouchié. Estimating infiltration losses for in-situ measurements of the building envelope thermal performance. *Energy Procedia*, 78 :1756–1761, 2015. ISSN 1876-6102. doi : 10.1016/j.egypro.2015.11.294.
- S. Thebault and J.-R. Millet. Cost-effective air flow rate estimations using blowerdoor and wind speed measurements to assess building envelope thermal performances. *J. Build. Phys.*, 2016. ISSN 1744-2591. doi : 10.1177/1744259116659652.
- W. Tian. A review of sensitivity analysis methods in building energy analysis. *Renew. Sustain. Energy Rev.*, 20 :411–419, apr 2013. ISSN 13640321. doi : 10.1016/j.rser.2012.12.014.
- TRNSYS. Trnsys 16 Volume 6 : Multizone Building modeling with Type56 and TRNBuild. Technical report, Solar Energy Laboratory, University of Wisconsin-Madison, 2007.
- UFC - Que Choisir. Rénovation énergétique des logements : la piètre performance des professionnels impose une reconstruction du système. Technical report, 2014.
- H. Vics. Use of the Blower Door with IR / Thermal Imaging for Residential Building Diagnostics. In *InfraMation 2009 Proc.*, page 10, 2009.

- H. Viot, A. Sempey, L. Mora, and J. Batsale. Campagnes de mesures rapides pour l'identification de modèles légers de bâtiments en vue de contrôle. In *SFT 2015*, 2015.
- I. Walker, D. Wilson, and M. Sherman. A comparison of the power law to quadratic formulations for air infiltration calculation. *Energy Build.*, 27 :293–299, 1998.
- G. Walton. A new algorithm for radiant exchange in room loads calculation. *ASHRAE Trans.*, 86(2) :190–208, 1988.
- C. Wang and Y. K. Cho. Application of As-built Data in Building Retrofit Decision Making Process. *Procedia Eng.*, 118 :902–908, 2015. ISSN 18777058. doi : 10.1016/j.proeng.2015.08.529.
- S. Wang and X. Xu. Simplified building model for transient thermal performance estimation using GA-based parameter identification. *Int. J. Therm. Sci.*, 45(4) :419–432, apr 2006. ISSN 12900729. doi : 10.1016/j.ijthermalsci.2005.06.009.
- N. Wiener. The Homogeneous Chaos. *Am. J. Math.*, 60(4) :897–936, 1938.
- J. Wingfield, M. Bell, D. Miles-Shenton, T. South, and R. Lowe. Lessons from Stamford Brook : Understanding the Gap between Designed and Real Performance. 2009.
- B. D. Wiren. Effects of surrounding buildings on wind pressure distribution and ventilation heat losses for single-family houses. Part 1 :1 1/2-Storey detached houses. Technical report, The National Swedish Institute for Building Research, 1985.
- B. D. Wiren. Effects of surrounding buildings on wind pressure distribution and ventilation heat losses for single-family houses. Part 2 : 2-Storey terrace houses. Technical report, The National Swedish Institute for Building Research, 1987.
- X. Xu and S. Wang. Optimal simplified thermal models of building envelope based on frequency domain regression using genetic algorithm. *Energy Build.*, 39(5) :525–536, may 2007. ISSN 03787788. doi : 10.1016/j.enbuild.2006.06.010.
- X. Xue, S. Wang, Y. Sun, and F. Xiao. An interactive building power demand management strategy for facilitating smart grid optimization. *Appl. Energy*, 116 :297–310, mar 2014. ISSN 03062619. doi : 10.1016/j.apenergy.2013.11.064.
- C. Zayane. *Identification d'un modèle de comportement thermique de bâtiment à partir de sa courbe de charge*. PhD thesis, MINES ParisTech, 2011.
- J.-M. Zraggen. *Bâtiments résidentiels locatifs à haute performance énergétique : objectifs et réalités Bâtiments résidentiels locatifs à haute performance énergétique : objectifs et réalités. Retour d'expérience basé sur le suivi énergétique approfondi d'un complexe de*. PhD thesis, Université de Genève, 2010.

Annexe A

Clichés infrarouges de la cellule OPTIMOB

A.1. Déroulement de la mesure

L'expérience s'est déroulée sur la cellule **sans fenêtre** le mercredi 10 décembre 2014 vers 8h30 avec les conditions climatiques suivantes :

- Température extérieure : 1 °C
- Humidité relative : 75 %
- Ciel légèrement voilé

Nous avons utilisé une caméra IR FLIR B640. Cette caméra est entièrement autonome, elle est positionnée face à la paroi étudiée à une distance suffisamment importante (7,5 mètres environ) pour pouvoir effectuer une mesure sur l'intégralité de la hauteur de la paroi.

A.1.1. Rappel de la procédure de réglage de la caméra

Il est nécessaire au préalable de déterminer les paramètres suivants :

1. **La Température Apparente Réfléchie (TAR)** : elle dépend de l'environnement. Ce paramètre est estimé à l'aide d'un matériau très réfléchissant dans l'infrarouge, ici une feuille d'aluminium froissée est fixée sur la paroi de la cellule. Après avoir fixé l'émissivité à 1 et la distance paroi/caméra à 7,5 m, la TAR mesurée est de -9°C. Cette valeur est ensuite enregistrée dans les paramètres de mesures de la caméra.
2. **L'émissivité de la paroi** : Elle est déterminée à l'aide d'un adhésif noir d'émissivité connue (0,96 dans notre cas), collé sur la paroi. Après avoir déterminé la température de la zone recouverte de l'adhésif, l'émissivité est ajustée afin d'obtenir la même température sur un point quelconque de la paroi (pare-pluie extérieur). L'émissivité obtenue est de 0,83. Cette valeur est ensuite enregistrée dans les paramètres de mesures de la caméra.

La température et l'humidité relative extérieure sont également enregistrées dans les paramètres. Ces réglages terminés, la caméra est opérationnelle pour les mesures.

A.2. Mesures

La Figure A.1 représente les clichés IR réalisés pour les différentes parois de la cellule. Les deux spots au centre des photos IR correspondent aux positions des plaques (noires et blanches) des capteurs SENS. Les températures correspondantes sont regroupées dans le Tableau A.1 afin de les comparer à celles mesurées par les thermocouples. On note un écart de +1,5 °C environ avec les mesures IR. Cet écart est certainement lié au cumul des imprécisions sur les émissivités et les différents réglages de la caméra. En revanche les écarts entre la

plaque blanche et la plaque noire de chaque façade est très proche entre les deux méthodes ($\approx 0,2$ à $0,4$ °C d'écart).

Globalement les températures des façades sont très homogènes. Il n'y a pas de "fuites" thermiques. Les ponts thermiques au niveau des montants et des liaisons mur-planchers sont cependant bien visibles. La faible émissivité de l'adhésif blanc collé sur le pare-pluie et de l'adhésif brillant collé en haut de la porte donne l'illusion de "points froids" sur la façade, mais il ne s'agit ici que d'un artifice.

Parois	Type de mesure	T_{pl} (°C)		T_{ext} (°C)
		noir	blanc	
Sud	SENS	-0,8	-1,1	1
	Caméra IR	0	-0,3	
Est	SENS	0	-0,4	
	Caméra IR	1,2	0,7	
Nord	SENS	-0,3	-0,6	
	Caméra IR	1,1	1	
Ouest	SENS	-1,6	-1,7	
	Caméra IR	-0,2	-0,1	

TABLEAU A.1 – Température de surface de plaques des capteurs SENS mesurés par les thermocouples et par la caméra infrarouge

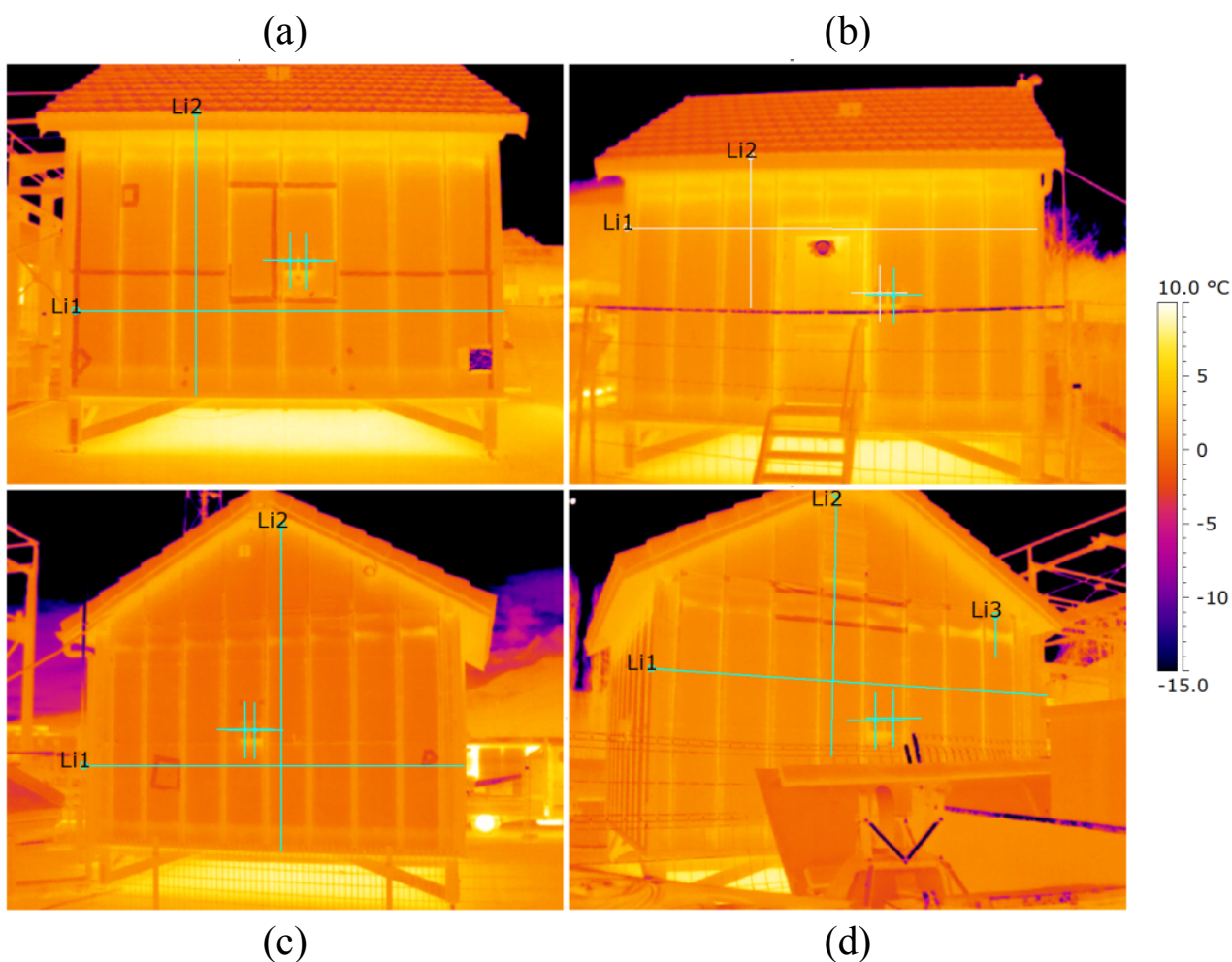


FIGURE A.1 – Clichés infrarouge de la cellule OPTIMOB sans fenêtre avec estimation de la température de surface : façade sud (a), façade nord (b), façade ouest (c), façade est (d)

Annexe B

Algorithmes d'optimisation monocritère pour des problèmes non-linéaires

B.1. Algorithmes de simplexe

L'algorithme général du simplexe consiste à construire un ensemble de jeux de paramètres voisins, appelés "extrémités du simplexe". Le nombre d'extrémités correspond alors au nombre de paramètres identifiés plus un. La première étape consiste à fixer la localisation initiale du simplexe (typiquement, autour du jeu de paramètres pressentis).

La seconde étape consiste à évaluer la solution des différentes extrémités du simplexe (par résolution du problème direct) et évaluer les erreurs de leurs solutions respectives. La troisième étape consiste alors à déplacer le simplexe en direction opposée des jeux de paramètres les moins vraisemblables (dont l'erreur de leur solution est la plus grande).

En réitérant la procédure, le simplexe est sensé se déplacer en direction du minima d'erreur le plus proche (qu'il soit local ou global).

Voici deux exemples permettant de mieux comprendre ce principe. L'exemple le plus simple est l'optimisation à un paramètre. Le simplexe correspond à un segment à deux extrémités qui se déplace en direction du minima le plus proche (voir Figure B.1).

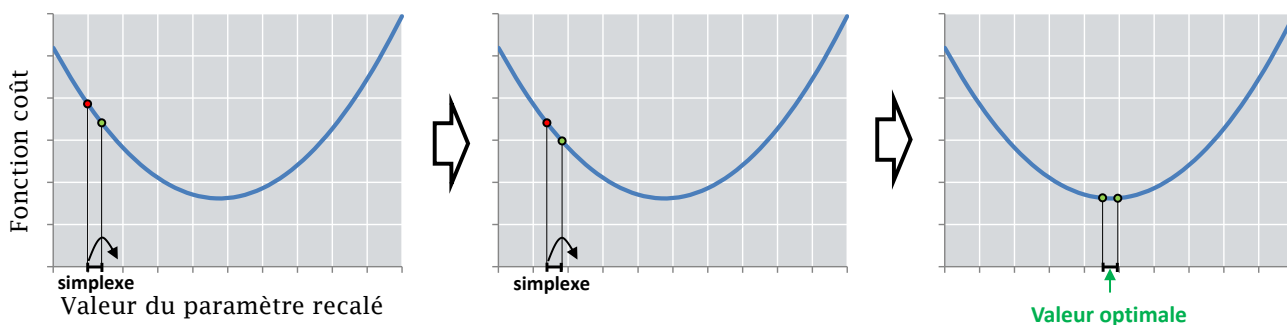


FIGURE B.1 – Fonctionnement de l'algorithme du simplexe à 1 paramètre (à gauche : initialisation; au milieu : progression du simplexe; à droite : convergence de la position du simplexe)

Dans une optimisation à deux paramètres, le simplexe correspond à un triangle, en général équilatéral (voir Figure B.2).

On peut bien sûr étendre l'optimisation à 3 paramètres où le simplexe correspond à un tétraèdre, et ainsi de suite. L'avantage de l'algorithme est sa facilité de programmation et son fonctionnement en somme assez intuitif. Le fait de se passer du calcul du gradient numé-

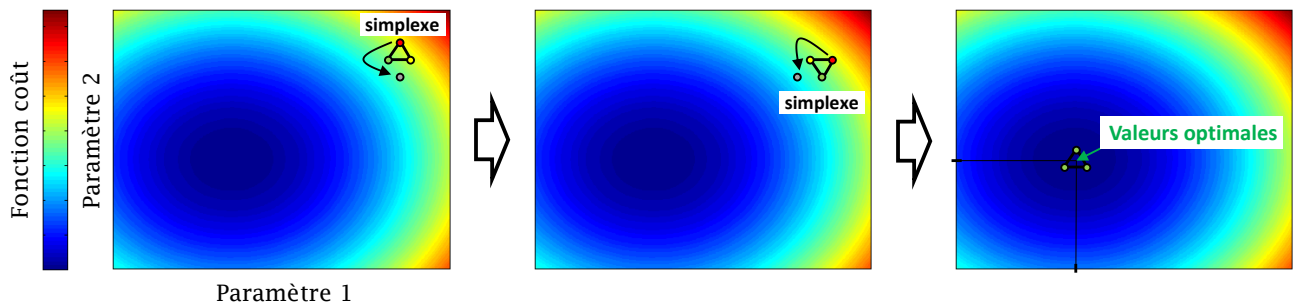


FIGURE B.2 – Fonctionnement de l'algorithme du simplexe à 2 paramètres (à gauche : initialisation; au milieu : progression du simplexe; à droite : convergence de la position du simplexe)

rique permet également de gagner en temps de calcul. Il faut tout de même garder à l'idée que le simplexe peut ne pas converger vers le minima global. C'est le cas lors de la présence d'un minima local proche. Si la fonction d'erreur est très bruitée (présence de multiples minimas locaux significatifs), il peut même arriver que le simplexe reste "bloqué" à sa position initiale (voir Figure B.3)

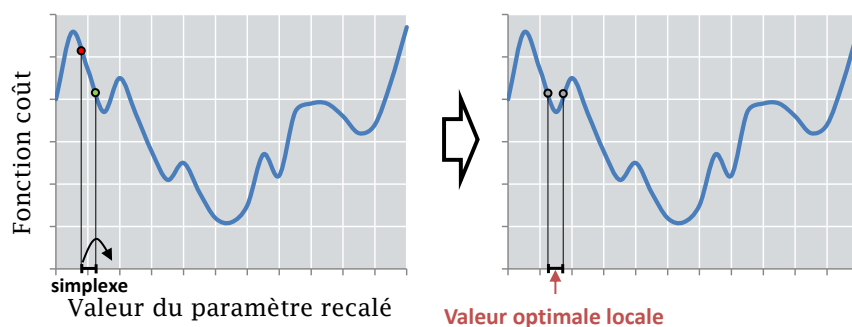


FIGURE B.3 – Exemple type d'optimisation à un paramètre où l'algorithme du simplexe est inadéquat

Le principe de l'algorithme de simplexe reste simple et intuitif. D'autres algorithmes plus élaborés, tels que l'algorithme de Nelder-Mead [Nelder and Mead, 1965] permettent de raffiner la taille et la forme du simplexe lorsque ce dernier s'approche de la solution optimale. On peut trouver ce type d'algorithme dans la plupart des packages d'optimisation des logiciels de traitements de données (Matlab, Python, etc.)

B.2. Algorithmes de gradient

Ces méthodes d'optimisation sont apparues dès le XVIII^e siècle (cf travaux d'Isaac Newton) dont le principe consiste à évaluer le gradient (ou la "pente") de la fonction coût ou de sa dérivée (à annuler) afin de réaliser un procédé de recherche plus rapide des valeurs optimales. Contrairement aux algorithmes de simplexe, chaque itération correspond à un seul jeu de paramètres (ponctuel), mais nécessite des calculs supplémentaires pour évaluer la "direction" à prendre. Il existe toutefois plusieurs variantes permettant d'alléger le temps de calcul et d'accélérer la convergence (selon la forme de la fonction coût).

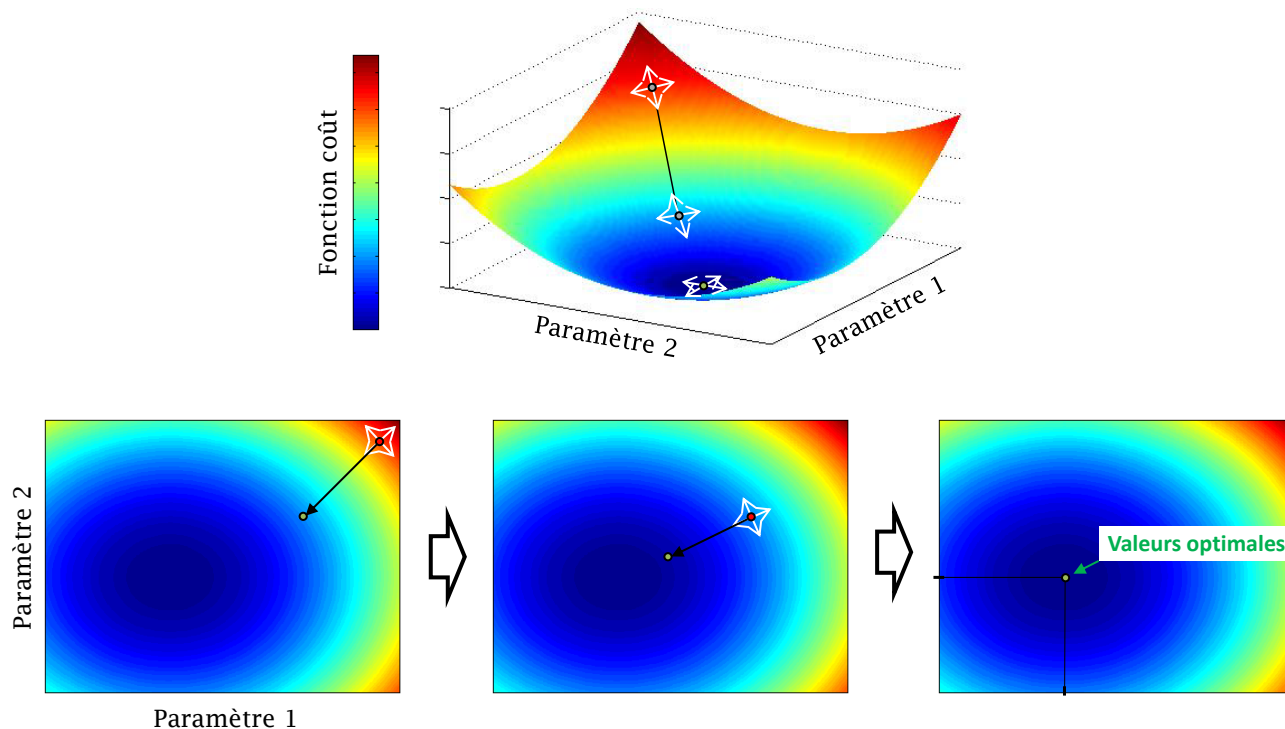


FIGURE B.4 – Illustration du principe d'un algorithme de gradient sur un espace d'optimisation à 2 paramètres

Une illustration de ce type d'algorithme est proposée en Figure B.4. Voici quelques exemples d'algorithmes de gradient usuels :

- **Méthode de Newton** : lorsque la fonction d'erreur est différentiable deux fois, la méthode de Newton peut s'avérer très rapide pour la recherche d'un minima voisin. Un calcul exact et rigoureux des matrices jacobienne et hessienne est réalisé.
- **Méthodes de quasi-Newton** : lorsque la fonction d'erreur est mal connue, il est possible d'évaluer les matrices jacobienne et hessienne de manière approchée en utilisant des techniques numériques (état adjoint, méthodes indirectes...)
- **Méthode de Gauss-Newton** : c'est une méthode spécifique à la minimisation des moindres carrés. Sa simplicité réside dans la non évaluation des dérivées secondes, les matrices hessiennes étant alors estimées de façon simplifiée.
- **Méthode de Levenberg Marquardt** : il s'agit d'une variante de la méthode de Gauss-Newton qui utilise en plus un facteur de relaxation.

Un exemple d'utilisation de la méthode de Newton pour un problème d'optimisation à un paramètre est illustré en Figure B.5. On remarque que dans ce cas que le nombre d'itérations pour aboutir à une valeur optimale précise est bien plus faible que celui d'un algorithme de type simplexe. La vitesse de convergence dépend essentiellement de la forme de la fonction coût et de sa dérivée.

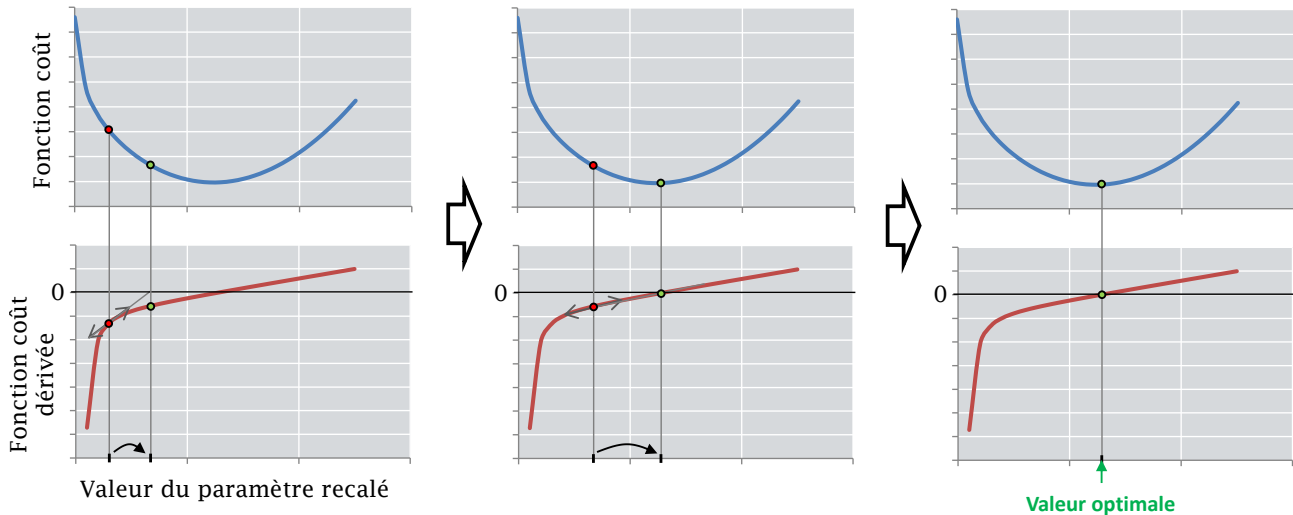


FIGURE B.5 – Exemple d'optimisation à un paramètre par la méthode de Newton

Dans certain cas, les algorithmes de gradient peuvent se révéler inefficaces (voir Figure B.6).

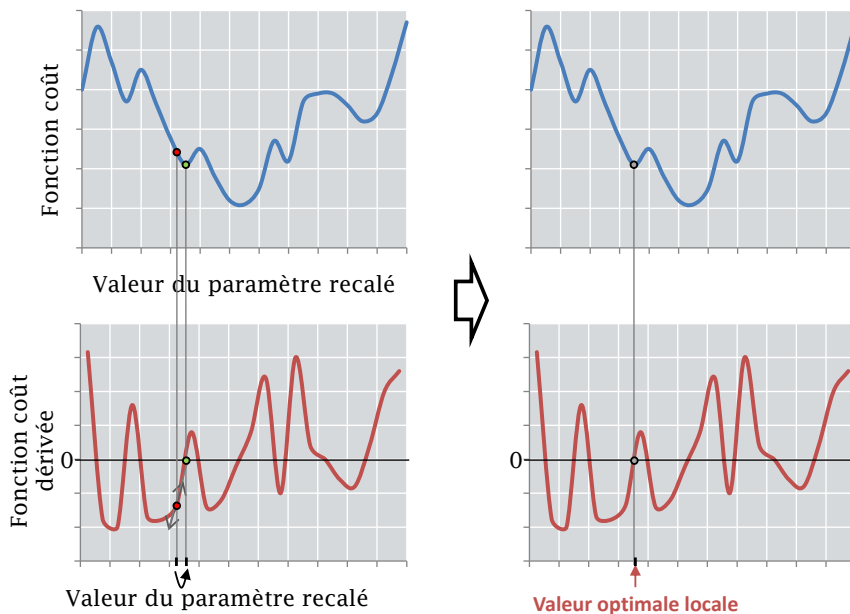


FIGURE B.6 – Exemple type d'optimisation à un paramètre où les algorithmes de gradient sont inadéquats

B.2.1. Algorithme BFGS avec recherche linéaire

L'algorithme d'optimisation utilisé dans l'outil CTSM pour l'identification des modèles RC est basé sur la méthode BGFS avec recherche linéaire. Il s'agit d'une méthode assez éla-

borée basée sur les travaux de 4 mathématiciens et numériciens dans les années 1970 [Broyden, 1970; Fletcher, 1970; Goldfarb, 1970; Shanno, 1970]. Cette méthode fait l'usage d'une technique de quasi-Newton (cf paragraphe précédent). En voici le principe général :

1. Le jacobien de la fonction coût $\mathbf{J}(\boldsymbol{\theta}_i) = \nabla \mathcal{F}(\boldsymbol{\theta}_i)$ est évalué approximativement par un ensemble de différences finies.
2. L'approximation de matrice hessienne $\mathbf{H}_i = \frac{\partial \mathbf{J}(\boldsymbol{\theta}_i)}{\partial \boldsymbol{\theta}_i}$ est mise à jour de façon itérative par la formule suivante :

$$\mathbf{H}_{i+1} = \mathbf{H}_i + \frac{\mathbf{y}_i \mathbf{y}_i^T}{\mathbf{y}_i^T \mathbf{s}_i} - \frac{\mathbf{H}_i \mathbf{s}_i \mathbf{s}_i^T \mathbf{H}_i}{\mathbf{s}_i^T \mathbf{H}_i \mathbf{s}_i} \quad (\text{B.1})$$

Avec :

$$\mathbf{y}_i = \mathbf{J}(\boldsymbol{\theta}_{i+1}) - \mathbf{J}(\boldsymbol{\theta}_i) \quad \mathbf{s}_i = \boldsymbol{\theta}_{i+1} - \boldsymbol{\theta}_i$$

3. La direction de descente de gradient est déterminée par les matrices jacobienne et hessienne :

$$\boldsymbol{\delta}_i = -\mathbf{H}_{i+1}^{-1} \mathbf{J}(\boldsymbol{\theta}_i) \quad (\text{B.2})$$

4. Au lieu de déplacer le jeu de paramètres $\boldsymbol{\theta}_i$ sur toute la longueur du pas ($\boldsymbol{\theta}_{i+1} = \boldsymbol{\theta}_i + \boldsymbol{\delta}_i$) on définit un paramètre de *recherche linéaire* λ_i qui permettra de s'assurer d'une diminution suffisante de la fonction coût :

$$\boldsymbol{\theta}_{i+1} = \boldsymbol{\theta}_i + \lambda_i \boldsymbol{\delta}_i \quad (\text{B.3})$$

Pour cela, on impose à cette recherche de respecter les *conditions de Wolfe* suivantes :

$$\mathcal{F}(\boldsymbol{\theta}_{i+1}) - \mathcal{F}(\boldsymbol{\theta}_i) \leq \alpha \mathbf{J}(\boldsymbol{\theta}_i)^T \mathbf{s}_i \quad (\text{B.4})$$

$$\mathbf{J}(\boldsymbol{\theta}_{i+1})^T \geq \beta \mathbf{J}(\boldsymbol{\theta}_i)^T \quad (\text{B.5})$$

Où les constantes α et β vérifient $0 < \alpha < \beta < 1$. La première condition permet de s'assurer que la diminution de la fonction coût est significative. Quant à la seconde, elle empêche le pas de devenir trop petit.

Cet algorithme permet une convergence relativement robuste du résultat, car il permet d'ajuster au mieux la direction à donner au jeu de paramètre tout en s'assurant d'une diminution significative de la fonction coût.

De plus amples détails sur l'algorithme et sur ses conditions de fonctionnement peuvent être obtenus sur le manuel technique de CTSM [Kristensen and Madsen, 2003]

B.3. Algorithmes génétiques

Les algorithmes génétiques sont des algorithmes puissants mais coûteux en temps de calcul dont le principe s'inspire de l'évolution biologique des espèces et de la sélection naturelle. Concrètement, des jeux de paramètres sont générés aléatoirement dans un périmètre donné et "évoluent" de manière à débusquer le minima global. L'algorithme consiste alors à répéter un cycle de 4 phases :

- Phase de **génération** : il s'agit de la phase où des jeux de paramètres sont créés. La valeur de chaque paramètre est tirée aléatoirement dans son périmètre de recherche.
- Phase de **croisement** : au cours de cette phase, de nouveaux jeux de paramètres sont créés à partir de la génération précédente. Le mode de croisement est défini par l'utilisateur. Par exemple, on peut moyenner les paramètres des "parents" pour définir les paramètres des "enfants" (voir Figure B.7 et B.8).
- Phase de **mutation** : au cours de cette phase, on peut modifier légèrement les valeurs de chaque jeu de paramètre. Là encore le mode de mutation est défini par l'utilisateur. Par exemple, on peut autoriser la mutation d'un jeu de paramètre que si celui-ci réduit sa fonction coût.
- Phase de **sélection** : au cours de cette phase, les jeux de paramètres les moins vraisemblables de la population (dont la fonction coût est la plus élevée) sont éliminés. On peut là encore décider du mode de sélection. On peut par exemple définir une loi de probabilité de "survie" pour les jeux de paramètres (égale à 1 pour les jeux de paramètres les plus vraisemblables et décroissante pour les jeux de paramètres moins vraisemblables). On peut aussi décider du pourcentage de valeurs éliminées.

Un exemple de cette procédure pour une optimisation à deux paramètres est illustré en Figure B.7.

De nombreuses répétitions de ce cycle permet, à terme, de débusquer le minima global du périmètre étudié, et ce quelle que soit la forme de la fonction de la fonction coût. Il s'agit donc d'un algorithme adapté aux problèmes d'optimisation à de nombreux paramètres, aux fonctions coût très bruitées et/ou possédant de nombreux minima locaux (voir Figure B.8)

On peut toutefois noter que la vitesse de convergence d'un tel algorithme dépend :

- De la forme de la fonction coût
- De la taille de la population générée
- Des modes de génération, croisement, mutation et sélection définis par l'utilisateur
- Du temps de calcul de la fonction coût
- Du hasard

C'est pourquoi de tels algorithmes sont souvent qualifiés de « bricolage » puisqu'ils sont souvent développés pour des études d'optimisation précises [Xu and Wang, 2007]. Quant

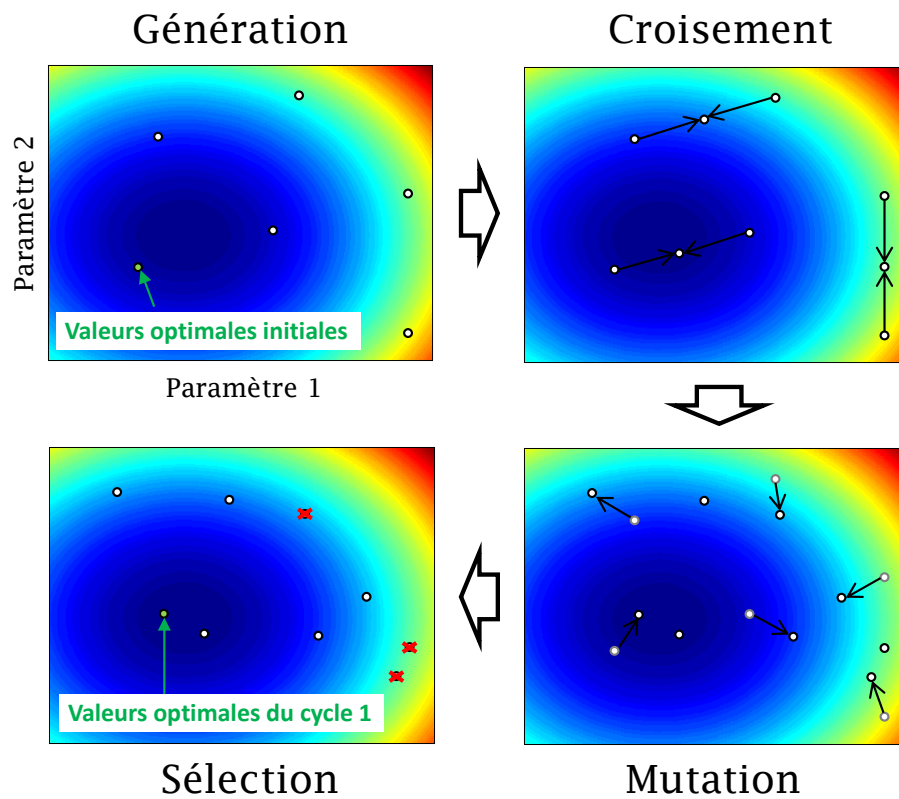


FIGURE B.7 – Illustration de la procédure d'un algorithme génétique appliqué à un problème simple d'optimisation à deux paramètres

aux modes de génération/croisement/mutation/sélection, ils sont souvent obtenus par tâtonnement. Le temps de calcul pour ce genre de méthode dépend fortement du temps de calcul de la fonction coût. S'il s'agit de l'application d'une simple formule, l'algorithme progressera très vite. Si au contraire celui-ci implique une simulation virtuelle de longue durée (Matlab-Simulink, TRNSYS, logiciel CFD), cette rapidité risque fortement d'être compromise à moins de disposer d'une grande puissance de calcul !

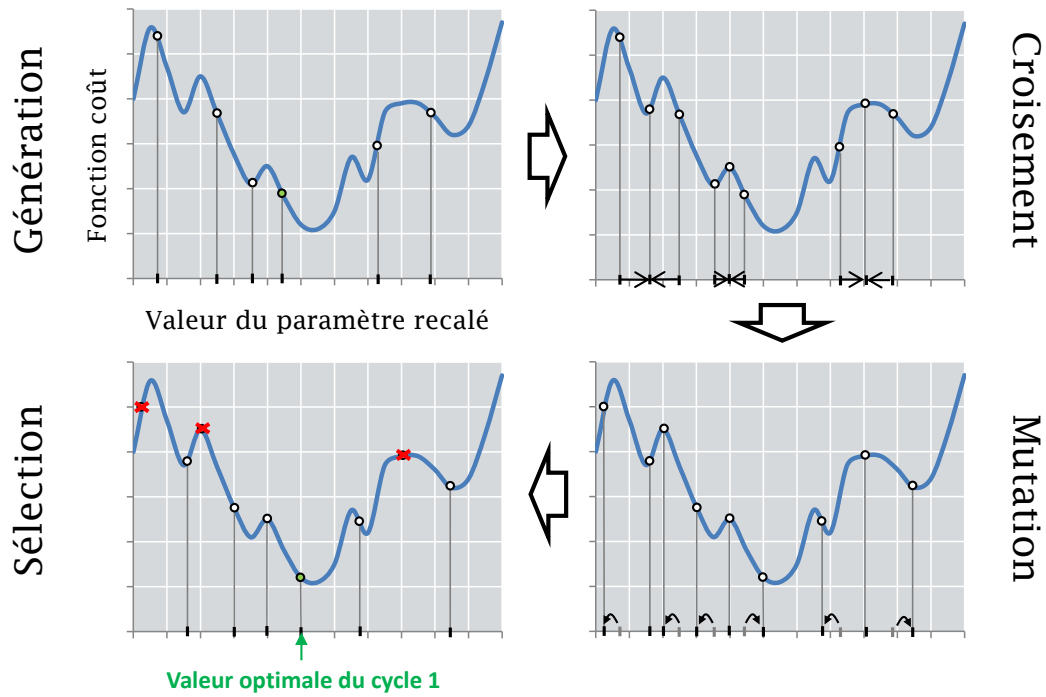


FIGURE B.8 – Illustration de la procédure d'un algorithme génétique appliqué à un problème d'optimisation délicat à un paramètre

B.4. Algorithmes de recuit simulé

L'algorithme de recuit simulé (*simulated annealing* en anglais) est une méthode stochastique de la famille dite des "chaines de Markov". Elle a été introduite dans les années 1980 par une équipe de chercheurs de la société IBM [Kirkpatrick et al., 1983]. Cette méthode doit son nom aux métallurgistes qui, maîtrisant la température d'un métal en fusion, améliorent les propriétés du matériau recuit. Ici, le "matériau" est un jeu de paramètres X_i (ponctuel) et sa propriété sa fonction coût $C(X_i)$. L'algorithme fait alors déplacer le jeu de paramètres X_i aléatoirement vers $X_{i'}$ et évalue une nouvelle fois sa fonction coût $C(X_{i'})$:

- Si la fonction coût est plus faible ($C(X_{i'}) < C(X_i)$), alors de nouveau jeu de paramètres est adopté : $X_{i+1} < X_{i'}$
- Si la fonction coût est plus élevée, ($C(X_{i'}) > C(X_i)$), alors le nouveau jeu de paramètres est adopté avec une probabilité $\pi_i = \exp\left(\frac{-(C(X_{i'}) - C(X_i))}{T_i}\right)$, sinon, l'ancien jeu de paramètres est conservé : $X_{i+1} < X_i$

Les paramètres de contrôle sont d'une part la définition de la marche aléatoire et le paramètre température T_i , qui peut évoluer au cours du temps. Plus la température est élevée, plus le jeu de paramètre est autorisé à se déplacer aléatoirement (π_i tend vers 1). A l'inverse, plus la température est faible, plus le jeu de paramètre se déplace de manière structurée vers un minima local (π_i tend vers 0). Ainsi, augmenter puis diminuer cycliquement le paramètre de température (en « recuisant » le jeu de paramètres) permet d'explorer l'espace paramétrique et d'identifier les différents minima locaux, et par extension, le minima global (voir

Figure B.9).

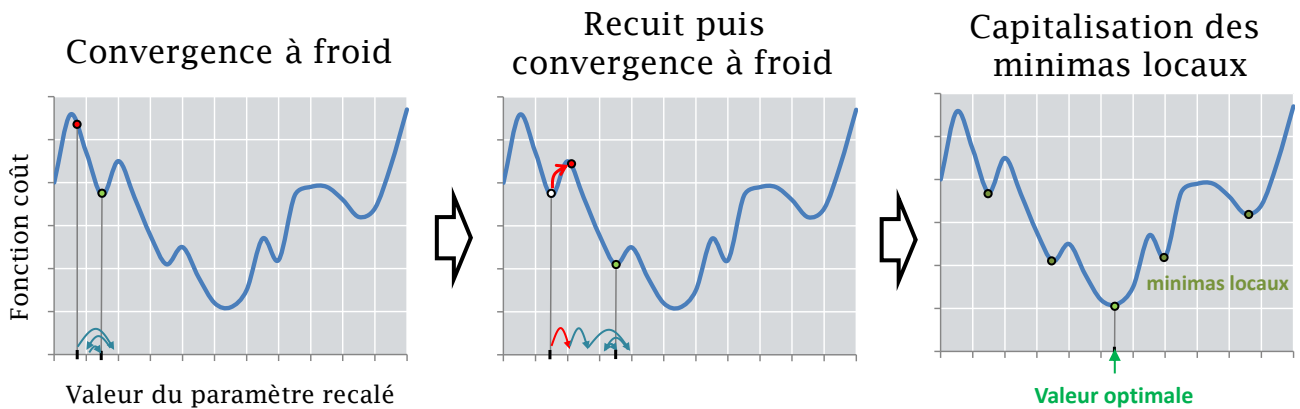


FIGURE B.9 – Illustration simplifiée du fonctionnement d'un algorithme de recuit simulé sur un problème d'optimisation délicat à 1 paramètre

Le codage d'un tel algorithme est relativement simple comparé aux algorithmes génétiques (section B.3) et aux colonies de fourmis (section B.5 ci-après)

Son bon fonctionnement, sa robustesse et son temps de calcul reste toutefois assez lié au problème et à l'utilisateur, qui doit définir lui-même la procédure de marche aléatoire et les phases de montées et descentes de la température.

B.5. Algorithmes de colonies de fourmis

Un autre algorithme stochastique bio-inspiré concerne les colonies de fourmis (en anglais *Ant Colony System*). Ce type de méthode a été développé dans les années 1990 par Marco Dorigo et al. [Dorigo and Gambardella, 1997]. En effet, ces insectes procèdent d'une manière très particulière pour rechercher leurs cibles (sources de nourriture).

Dans un programme virtuel d'optimisation, la position de la fourmilière est remplacée par celle du jeu de paramètres initial. Les fourmis sont quant à elles remplacées par des jeux de paramètres mobiles sur l'espace des paramètres recalés.

Le principe de fonctionnement de l'algorithme (illustré en Figure B.10) est le suivant :

- Au cours d'une phase initiale, une population de N fourmis part de la fourmilière pour explorer le territoire des paramètres (trajectoire aléatoire). Au cours de leur périple, les individus vont générer des traces que l'on pourrait qualifier de « phéromones de trace ». Plus la fonction coût du point où se trouve l'individu est faible, plus la valeur de la phéromone émise sera élevée. Au bout d'un certain temps de trajet, tous les individus reviennent à la fourmilière.
- L'opération est à nouveau répétée, sauf que chaque individu sera influencé par le champ de phéromones alentour et se dirigera vers la zone la plus odorante (en gardant une certaine liberté d'exploration). Cette phase se répète jusqu'à convergence des résultats (minimum de fonction coût exploré)

Remarque : chaque phéromone émise a la propriété de s'"évaporer" avec le temps. Ce point est très important car il permet d'éviter de tomber dans le piège des minimas locaux. Ainsi, la piste la plus courte menant au minima global sera in fine la plus fréquentée par les individus et attirera irrémédiablement les autres individus voisins.

Malgré le côté original et ingénieux de cet algorithme, ainsi que sa robustesse lorsque celui-ci est bien mis en œuvre, il possède les mêmes inconvénients que les algorithmes génétiques : beaucoup de paramètres à ajuster "par tâtonnement", et un temps de calcul élevé si l'évaluation de la fonction coût fait intervenir une simulation complexe.

B.6. Méthodes hybrides

D'autres méthodes dites « hybrides » consistent à tirer les avantages des méthodes dites "déterministes" (simplexes, gradient...) dont le temps de calcul est relativement faible et des méthodes dites « stochastiques » (algorithmes génétiques, colonies de fourmis, recuit simulé...) dont le piège des minimas locaux est évité.

Par exemple :

- Les « simplexes génétiques » : il s'agit d'utiliser un algorithme génétique (voir para-

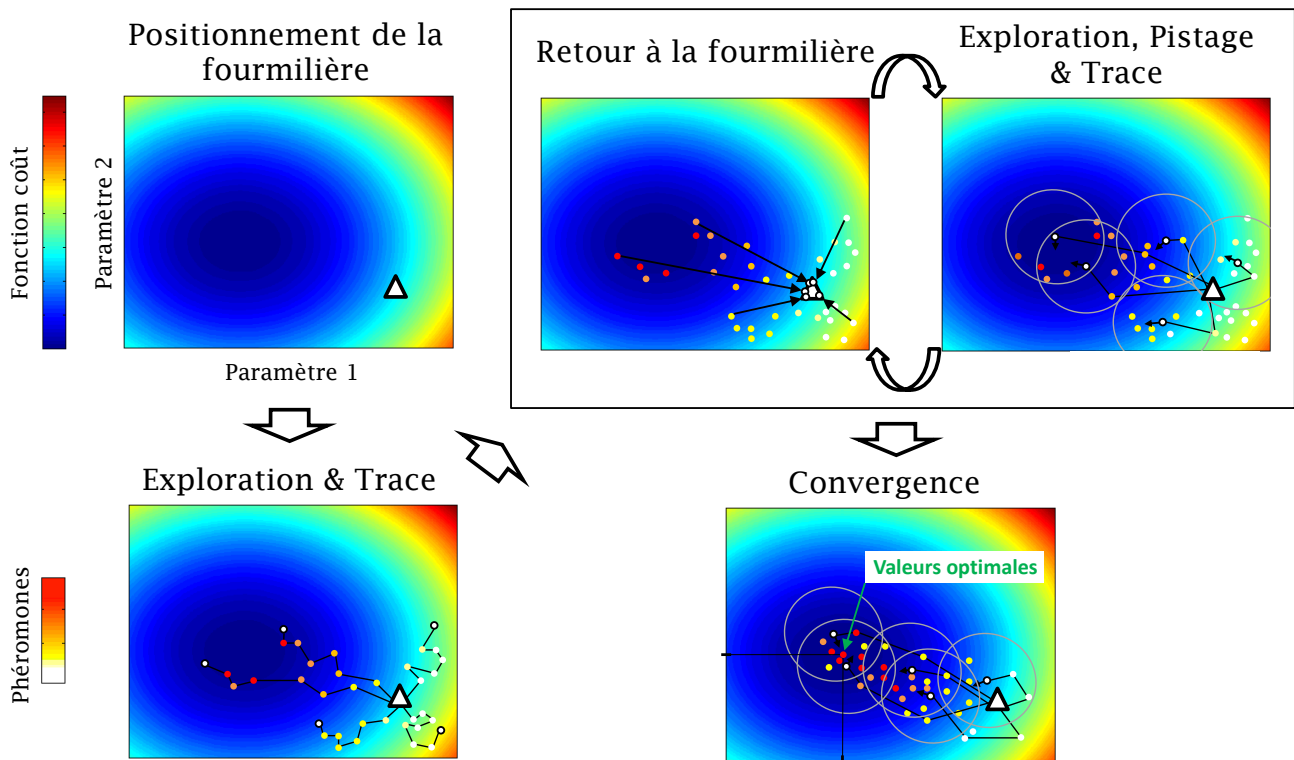


FIGURE B.10 – Illustration du principe de fonctionnement d’un algorithme de colonies de fourmis appliqué à un cas simple d’optimisation à deux paramètres

graphe B.3) mais au lieu de générer des jeux de paramètres, on génère des simplexes de petite taille. Le principe consiste alors à alterner algorithmes de simplexes (paragraphe B.1) et algorithme génétique.

- Dans le même esprit, on peut aussi croiser algorithme de recuit simulé avec algorithmes de gradients (voir paragraphes B.2 et B.4) Les inconvénients de ce genre de méthode restent l’application limitée à chaque problème étudié, le temps de codage et la nécessité d’une certaine expertise.

Les inconvénients de ce genre de méthodes restent l’application limitée à chaque problème étudié, le temps de codage et la nécessité d’une certaine expertise.

Annexe C

Fabrication et étalonnage des prototypes de capteurs SENS

C.1. Fabrication

C.1.1. Matériel utilisée

Pour fabriquer 1 prototype de capteur le matériel suivant a été utilisé :

- 9 plaques de mousse PVC de 10mm d'épaisseur (4 plaques 130*140, 4 plaques 130*180, 1 plaque 306*290)
- 2 blocs de mousse polyuréthane Recticel de 123*121*161 mm
- 2 plaques d'aluminium de 2*115*155 mm
- 2 presse-étoupes filetés de 6 mm
- 2 thermocouples de type T
- 1 vis de 6 mm
- 50 mL de mastic polyuréthane (marque Sikaflex)
- 1 mL de colle Epoxy (marque Araldite)
- quelques mL de peinture (marque Colours) noire et blanche sans composés métalliques
- Colle PVC
- Perceuse, forets métal ou bois de 5 mm et 3 mm
- Pointeau, marteau
- Ruban adhésif

C.1.2. Fabrication du boîtier

L'achat et l'assemblage des plaques en mousse PVC sous forme de boîtier-support ont été sous-traités à une petite entreprise spécialisée dans les matières plastiques (CGD Plastiques à Gières). Le choix de la mousse PVC a été réalisé pour coût, son poids, ses caractéristiques isolantes, et sa résistance physique au transport et aux sollicitations climatiques extérieures.

Le perçage a été réalisé à l'aide de forets à métaux (4 trous de 2 mm aux 4 coins du support et 1 trou pour chaque boîtier sur un côté largeur au niveau de sa base (au milieu à environ 20 mm du fond).

Les presse-étoupes ont été vissées dans les trous de 5 mm préalablement préparés à l'aide d'une vis de 6 mm (pré-filetage par écrasement).



FIGURE C.1 – Boîtier/support brut du capteur SENS

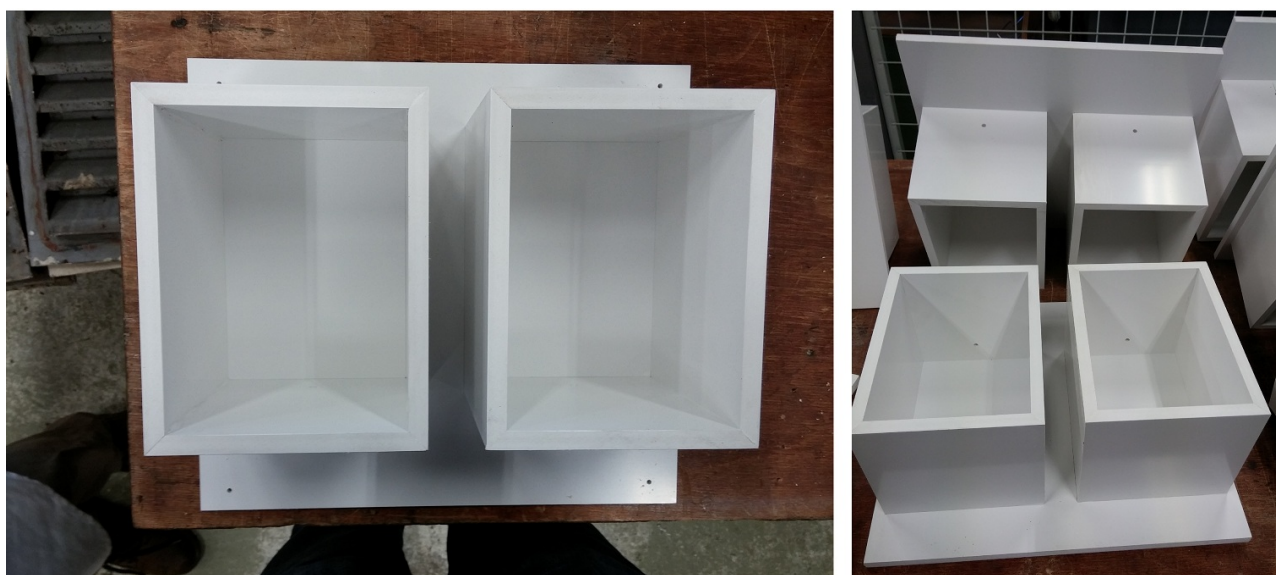


FIGURE C.2 – Perçages réalisés sur les boîtiers

C.1.3. Peinture des plaques

Les plaques ont été dégraissées et frottées au papier de verre avant d'être recouvertes par les peintures noires et blanches (3 couches sont nécessaires à 2h d'intervalle pour la peinture blanche, 2 couches suffisent pour la peinture noire)

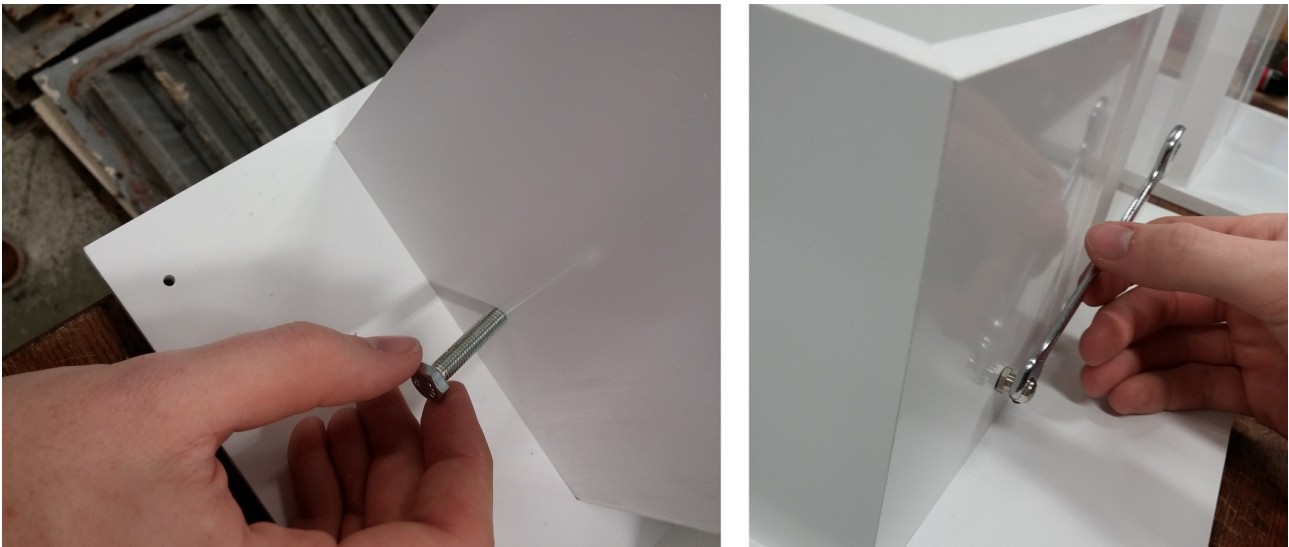


FIGURE C.3 – Pré-filetage des orifices pour le positionnement des presse-étoupes



FIGURE C.4 – Peinture des plaques des capteurs

Les émissivités et absorptions solaires des deux peintures ont été mesurées.

	Plaque noire	Plaque blanche	MFP + pare-pluie
Emissivité	0,90	0,89	0,90
Absorptivité solaire	0,95	0,24	0,90

TABEAU C.1 – Propriétés thermo-optiques des peintures utilisées et d'un échantillon de paroi extérieure du chalet OPTIMOB

C.1.4. Fixation des thermocouples

Pour assurer un meilleur contact entre la plaque et les thermocouples, les plaques ont été poinçonnées au pointeau et au marteau au niveau du centre.

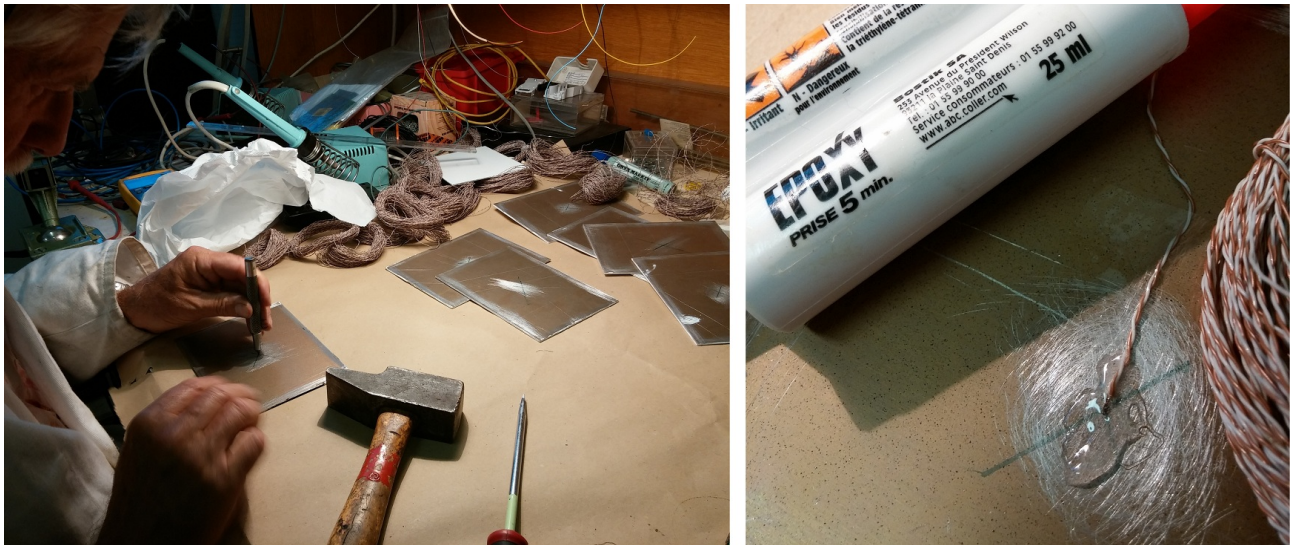


FIGURE C.5 – Poinçonnage des plaques et fixation des thermocouples

Les thermocouples ont été légèrement pliés à leurs extrémités afin que la « boule » de jonction rentre dans le trou ainsi formé. Maintenus par du scotch, ces derniers ont été recouverts de colle Epoxy (très solide et adhérente) légèrement étalée afin de les maintenir fixés sur le milieu de la plaque, préalablement frottée au papier de verre.

C.1.5. Assemblage

Les blocs polyuréthane ont été découpés à l'aide d'une scie à ruban puis chanfreinés sur les faces supérieures et inférieures (très légèrement sur 4 bords pour faciliter l'insertion dans les boîtiers et à 45 ° ainsi que la pose du joint entre la plaque, le bloc et le boîtier).



FIGURE C.6 – Découpes des blocs d'isolant en mousse polyuréthane

Les plaques ont été collées aux blocs de polyuréthane à l'aide du mastic Sikaflex bien étalé (en prenant garde à ne pas créer de bulles d'air).



FIGURE C.7 – Recouvrement des plaques de mastic polyuréthane

Les thermocouples ont été déroulés, passés à travers les presses étoupes par l'intérieur, et rembobinés.

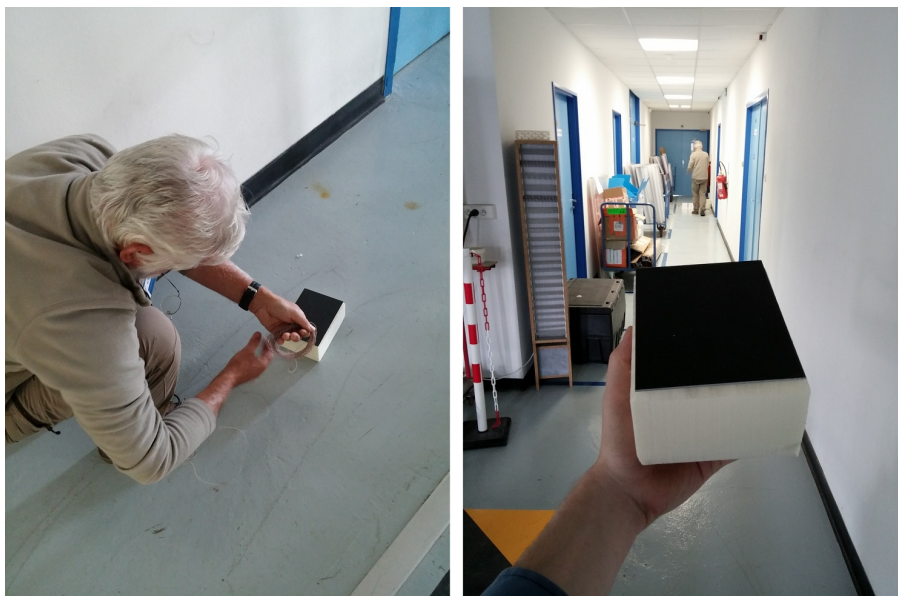


FIGURE C.8 – Déroulement et enfilage des thermocouples au travers des boîtiers par les presse-étoupes

Des saignées ont été réalisées sur le bloc afin de faciliter le passage des thermocouples. Le bloc a ensuite été inséré dans le boîtier par pressage ferme d'une main en tirant le thermocouple de l'autre main.

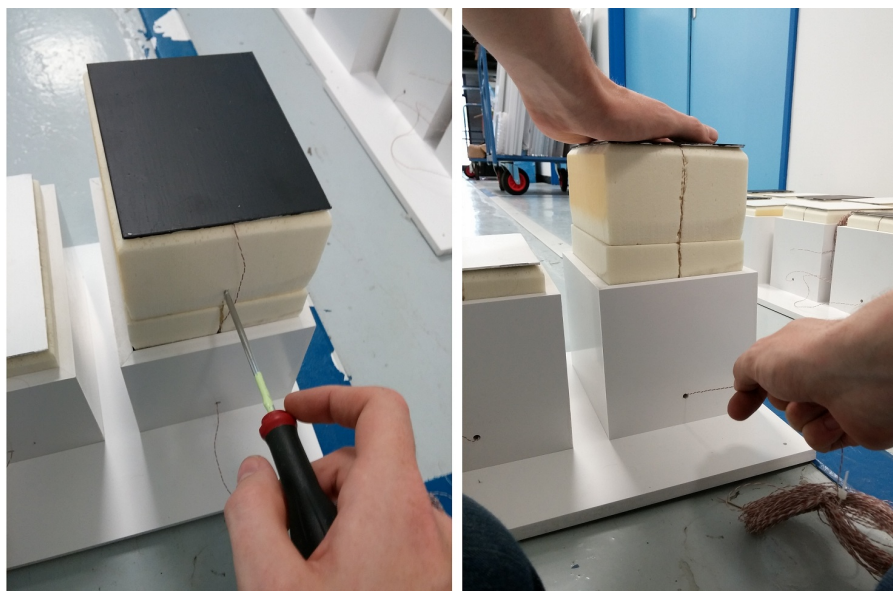


FIGURE C.9 – Réalisation de saignées et insertion partielle de l'ensemble bloc/plaque/thermocouple dans le boîtier

20 mm avant d'atteindre la surface, un joint à base de mastic polyuréthane a été ajouté sur les chanfreins du bloc. Les plaques ont été enfin pressées jusqu'à atteindre la surface du boîtier, avant de finaliser le joint proprement sans bulles d'air.



FIGURE C.10 – Disposition du joint puis insertion complète de l'ensemble bloc/plaque/thermocouple

Remarque : un espace de 5 mm au fond du boîtier sert d'espace tampon en cas de dilatation du bloc polyuréthane et évite l'arrachement de la plaque et du joint.

Le résultat est présenté en Figure C.11



FIGURE C.11 – Capteur SENS finalisé

C.2. Étalonnage

C.2.1. Étalonnage en étuve

Il est recommandé d'étalonner les capteurs en étuve de -15 à 65 °C (rang de températures auxquelles seront soumises les plaques en extérieur)

Attention : Au-delà de 70 °C (température de transition vitreuse des boîtiers PVC), des déformations irréversibles des boîtiers rendront les capteurs inutilisables.



FIGURE C.12 – Disposition des capteurs SENS dans une étuve certifiée COFRAC du CSTB

Les capteurs ont été insérés dans une étuve certifiée COFRAC. Une sonde platine (également certifiée COFRAC) y a été ajoutée. Le programme pour l'étuve a été rentré de manière à tester 9 paliers de températures de -15 à 65 °C. Chaque palier est maintenu 3 heures. Les transitions entre chaque palier ont été programmées de manière à ce que la température de varie pas plus de 10 K par heure.

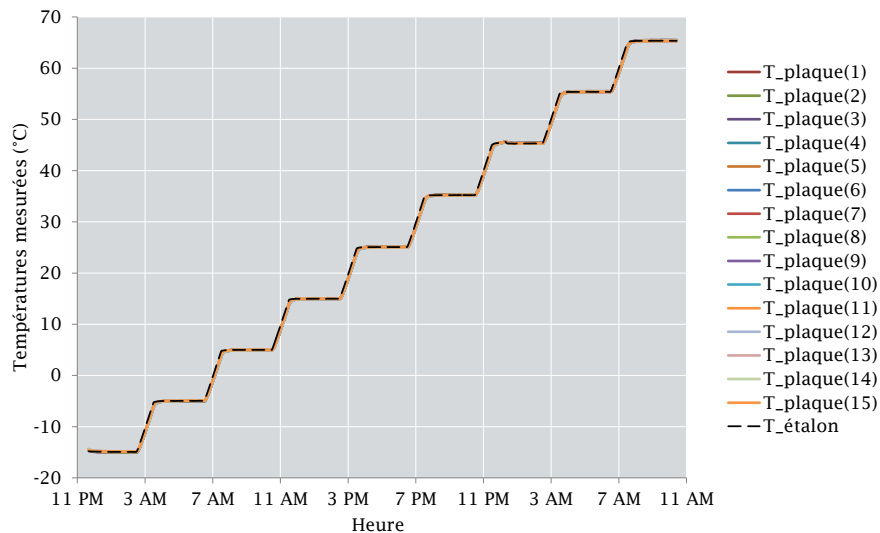


FIGURE C.13 – Protocole d'étalonnage des capteurs SENS en étuve

On remarque une très bonne adéquation entre les températures mesurées sur les 15 plaques et le thermomètre étalon. Pour toutes les plaques, l'erreur de mesure ne dépasse jamais les 0,15 K, ce qui montre une bonne qualité des thermocouples utilisés ainsi qu'une mesure très performante de la centrale CAMPBELL (ou se trouve la mesure de la température de soudure froide).

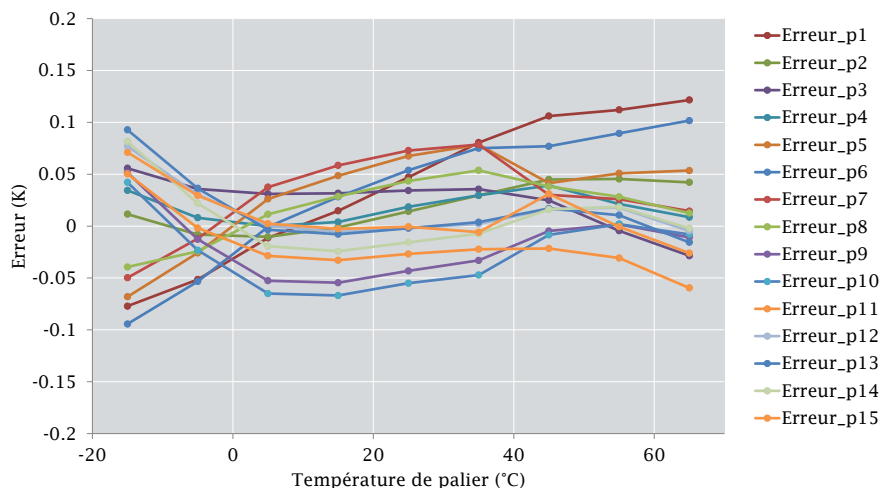


FIGURE C.14 – Erreur de mesure des thermocouples des capteurs SENS en étuve

On remarque également que l'erreur est fonction de la température tout autant que de la localisation des capteurs dans l'étuve. Au vu de l'ensemble les erreurs et biais de mesure des températures (localisation des capteurs, arrondis numériques des centrales, régulation

de la température dans l'étuve...), et au vu des biais de mesures attendus au cours de leur utilisation (isolation non parfaite, poussière sur les plaques. . .) il a donc été décidé de ne pas apporter de correction d'étalonnage sur la mesure de températures des plaques, jugée très satisfaisante.

C.2.2. Essai en fonctionnement

Afin de valider le fonctionnement des capteurs en conditions réelles, les boîtiers ont été disposés et regroupés en extérieur à l'horizontale (à proximité de la cellule test). Les thermocouples ont ensuite été raccordés aux centrales d'acquisition.



FIGURE C.15 – Disposition des capteurs SENS en milieu extérieur

L'enregistrement des températures des plaques est effectué sur une nuit et une demi-journée ensoleillée. La tête météo, le pyranomètre horizontal et le pyrgéomètre permettent d'enregistrer d'autres données utiles telles que la température ambiante, la température du ciel, la température de rosée et l'ensoleillement global horizontal.

On remarque que les températures entre plaques noires et entre plaques blanches sont très proches au début de l'expérience, ce qui montre une bonne fidélité des capteurs. En période nocturne, toutes les plaques ont une température très proches et inférieures à la température ambiante. En effet, les plaques sont orientées vers le ciel (plus froid de 5 à 15 K) vers lequel elles rayonnent, et leurs émissivités dans l'infrarouge sont quasi-identiques (0,9 et 0,89). Cependant, au cours de la matinée suivante, les températures entre plaques noires et entre plaques blanches sont bien plus dispersées (voir Figure C.17). Cela est probablement dû d'une part à une légère différence d'absorptivité solaire des différentes plaques et d'autre part à l'évaporation de l'eau ayant condensé dans les boîtiers pendant la nuit (où

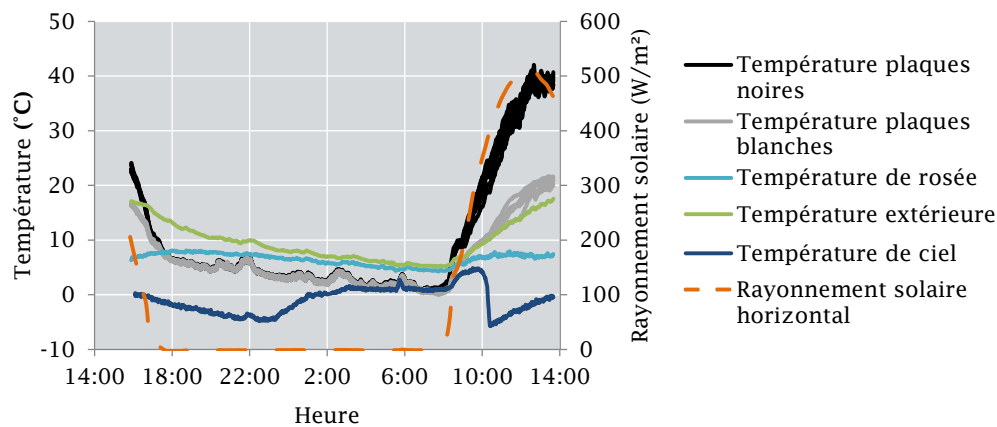


FIGURE C.16 – Protocole d'essai des capteurs SENS en fonctionnement

leur température était inférieure au point de rosée). De plus, les presse-étoupes n'ayant pas été placés pendant le test, de l'eau liquide a été retrouvée à l'intérieur des boîtiers, ce qui a pu également perturber l'expérience. Cette eau a ensuite été enlevée et les boîtiers ont été séchés au soleil pendant deux heures avant d'être fixés sur la cellule (avec des presse-étoupes bien fixés et des joints renforcés).

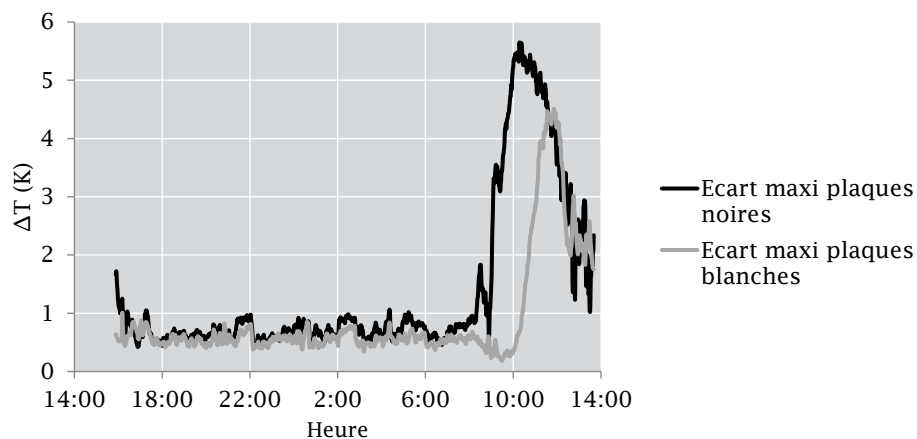


FIGURE C.17 – Ecart de mesure maximums constatés lors de l'essai des capteurs SENS en extérieur

Dans tous les cas, l'erreur due aux phénomènes physiques sur site est bien plus grande que celle liée à l'étalonnage des thermocouples en étuve.

Annexe D

Échanges thermiques dans l'espace intérieur, T_{star} et H_{tr}

Afin de bien définir le coefficient de pertes thermiques par transmission, il est important de s'intéresser aux échanges thermiques dans l'espace intérieur.

En effet, les parois de l'enveloppe échangent de la chaleur entre elles par rayonnement et par convection avec l'air intérieur.

D.1. Le modèle de Walton

Une représentation par réseau de résistances thermiques dans l'espace intérieur est illustrée en Figure D.1.a, pour un cas volontairement simplifié de 4 parois. Les résistances bleues représentent les échanges convectifs avec l'air et les résistances rouges représentent les échanges radiatifs inter-parois.

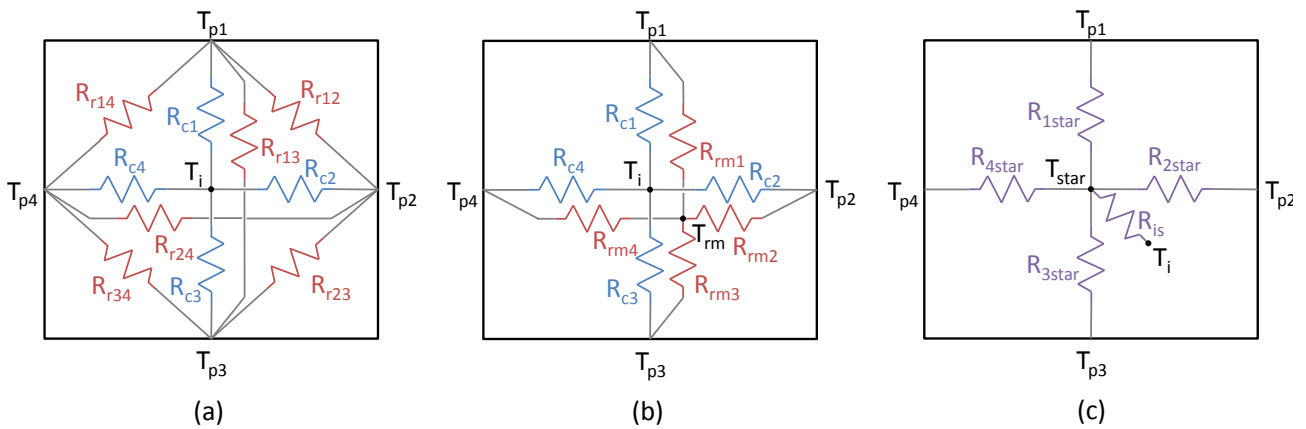


FIGURE D.1 – (a) Représentation physique simplifiée des échanges thermiques à l'intérieur de l'enveloppe d'un bâtiment constitué de 4 parois de températures différentes, (b) Représentation avec une température radiante moyenne, (c) Représentation avec une température intérieure équivalente T_{star}

Sous réserve que les températures de surface des parois soient suffisamment proches ($T_{p1} \approx T_{p2} \approx T_{p3} \approx T_{p4}$), il est possible de simplifier le réseau radiatif en introduisant une température fictive appelée "température radiante moyenne" T_{rm} (souvent estimée comme la température moyenne des surfaces). Les résistances thermiques R_{rm1-4} dépendent de la température et des facteurs de formes entre les différentes parois.

Enfin, il est possible de transformer une nouvelle fois le réseau en introduisant la température intérieure équivalente T_{star} par combinaison linéaire de la température d'air T_i et la température radiante moyenne T_{rm} (voir Figure D.1.c)

Cette transformation, introduite notamment par Walton [Walton, 1988] possède 2 avantages :

1. Réduire drastiquement le nombre de résistances thermiques du réseau (de 10 à 4 résistances en présence de 4 surfaces, de 21 à 6 résistances en présence de 6 surfaces, etc.), et donc faciliter les calculs de simulation et/ou d'identification des paramètres (il est notamment utilisé dans le logiciel de simulation thermique dynamique TRN-SYS [TRNSYS, 2007])
2. Unifier la condition limite de température de l'espace intérieur par la température T_{star}

Les formules permettant de calculer les résistances $R_{1-4star}$ sont relativement complexes. Les formulations exactes pour un espace intérieur composé de 3 surfaces peuvent être trouvées dans la thèse de Seem [Seem, 1987] (pages 41 à 56). Toutefois, il existe des simplifications.

D.1.1. Simplification ASHRAE

En supposant que la forme de l'espace intérieur soit suffisamment régulière (par exemple : un cube), les résistances radiatives R_{rij} sont alors égales. Il est donc possible d'introduire un coefficient d'échange radiatif commun h_{rad} entre chaque paroi et T_{rm} .

$$h_{rad} = 4\epsilon_{rad}\sigma_{rad}(T_{rm} + 273,15)^3 \quad (D.1)$$

Ici, $\epsilon_{rad} = 0,9$ (émissivité typique de la plupart des matériaux du bâtiment). Cette formule fait alors l'hypothèse que chaque paroi échange avec l'équivalent d'un corps noir (au lieu d'un ensemble de parois grises, voir Figure D.2)

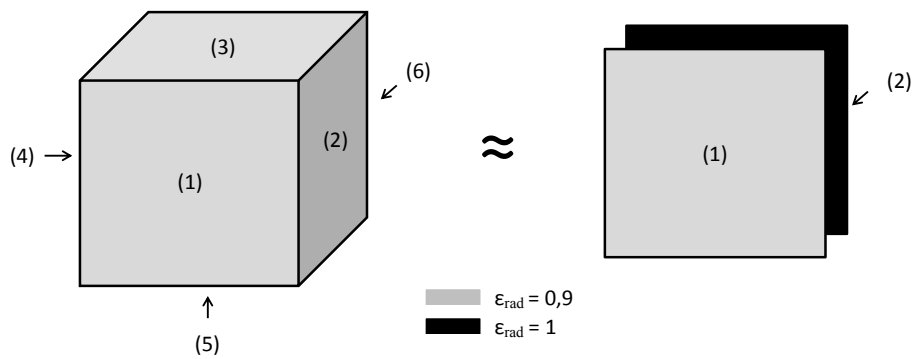


FIGURE D.2 – Simplification de l'ASHRAE : échange radiatif entre une paroi d'un cube et le reste des parois assimilé à l'échange entre une paroi d'un cube et un corps noir

Cette simplification amène à une surestimation des échanges radiatifs de 2% (par rapport au cas où l'on réalise le bilan des radiosités à l'intérieur d'un cube de parois grises d'émissivité 0,9), ce qui est minime.

De cette manière, il est possible d'exprimer chaque résistance thermique entre les surfaces intérieures et le nœud T_{star} sous la forme d'une résistance convective et d'une résistance radiative en parallèle (voir FigureD.3).

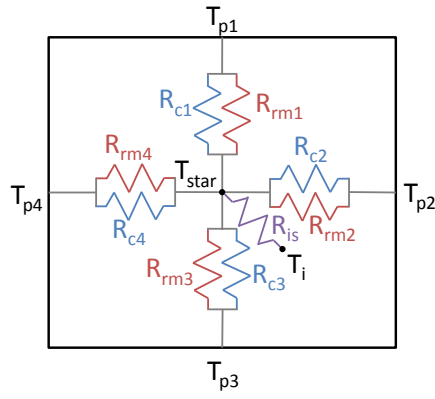


FIGURE D.3 – Représentation du modèle de Walton à 4 parois en tenant compte de la simplification de l'ASHRAE

Il devient alors très facile d'exprimer les résistances $R_{1-4star}$ Et R_{is} :

$$A_1 R_{1star} \approx A_2 R_{2star} \approx A_3 R_{3star} \approx A_4 R_{4star} \approx \frac{1}{h_c + h_{rad}} \quad (D.2)$$

$$R_{is} \approx \frac{\frac{1}{h_c} - \frac{1}{h_c + h_{rad}}}{\sum_{k=1}^4 A_k} \quad (D.3)$$

D.2. Représentation physique du H_{tr}

Le H_{tr} , au sens de la norme NF EN ISO 13790 [ISO-1, 2013], tient compte des coefficients de transfert convectifs et radiatifs pour chaque paroi, côté intérieur et extérieur, comme illustré dans la Figure D.4 dans le cas d'une enveloppe à 1 et à 2 parois.

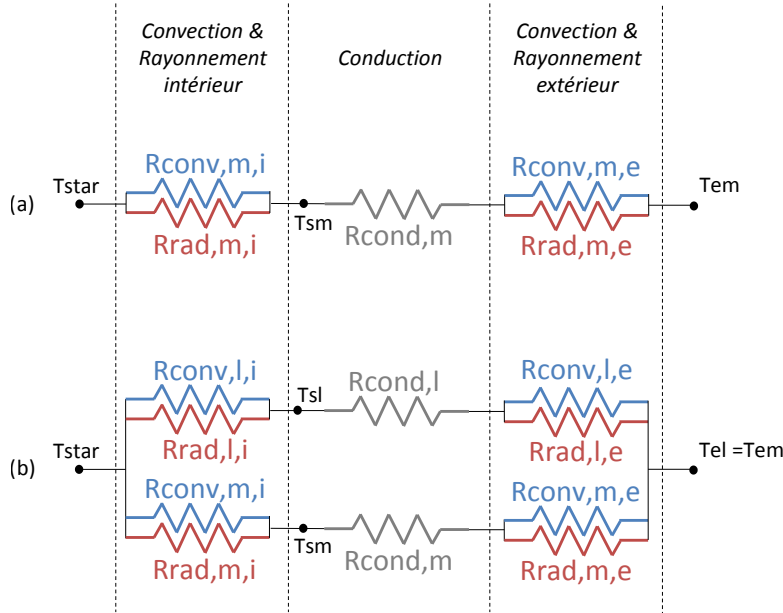


FIGURE D.4 – Représentation en résistances équivalentes du H_{tr} (a) Pour une enveloppe à 1 paroi; (b) Pour une enveloppe à 2 parois

Le H_{tr} correspond donc au flux thermique lié à une différence de température de 1 K entre l'espace intérieur équivalent T_{star} et l'espace extérieur équivalent $T_{em} = T_{el}$ (supposé uniforme).

Pour ces différentes raisons, le nœud T_{star} est représenté dans l'ensemble des réseaux RC de la banque de modèles afin calculer la valeur du H_{tr} directement à partir des résistances thermiques identifiées, et de tenir compte des échanges radiatifs intérieurs de façon simplifiée.

Annexe E

Détails constructifs de la cellule expérimentale

Les plans en coupe de la cellule OPTIMOB sont donnés en Figures E.1 à E.3. Ces plans proviennent de l'entreprise de construction Menuiserie Confort.

Le plan de la fenêtre installée en novembre 2015 est donné en Figure E.4 et provient du fabricant Bildau & Busmann.

Les plans 2D des liaisons entre paroi (Figure E.5) ont été adaptés de ceux réalisés par Amandine Piot, première doctorante ayant travaillé sur la cellule [Piot, 2009].

La composition des parois et les propriétés thermophysiques des matériaux (voir Tableau E.1) sont basées sur les travaux et mesures de Mathieu Labat, second doctorant ayant travaillé sur la cellule [Labat, 2012].

Paroi	Matériau	Epaisseur (m)
Plafond	Laine de verre	0.4
	Pare vapeur	-
	OSB	0.02
	Plaque de plâtre	0.0125
Paroi courante	Pare pluie	-
	Panneau de particules	0.01
	Ouate de cellulose	0.16
	Pare vapeur	-
	Plaque de plâtre	0.0125
Paroi trame	Pare pluie	-
	Panneau de particules	0.01
	Epicéa	0.16
	Pare vapeur	-
	Plaque de plâtre	0.0125
Porte	Epicéa	0.045
	Polystyrène extrudé	0.2
	Epicéa	0.045
Plancher	OSB	0.02
	Pare vapeur	-
	Laine de verre	0.4
	OSB	0.01

TABLEAU E.1 – Composition des parois de la cellule

Matériaux	ρ (kg/m ³)	λ (W/m/K)			Cp (J/kg/K)
		HR = 0 %	HR = 50 %	HR = 90 %	
Epicéa	367	0.090	0.103	0.128	1300
Panneau de particules	700	0.107	0.113	0.121	1270
OSB	602	0.098	0.105	0.116	1450
Plaque de plâtre	713	0.190	0.193	0.207	1010
Laine de verre	19	0.032	0.032	0.032	760
Fibre de bois	134	0.037	0.037	0.037	1200
Ouate de cellulose	50	0.042	0.042	0.042	1100
Polystyrène extrudé	30	0.035	0.035	0.035	1500

TABLEAU E.2 – Propriétés thermophysiques des matériaux composant la cellule (mesurées à 23 °C) [Labat, 2012]

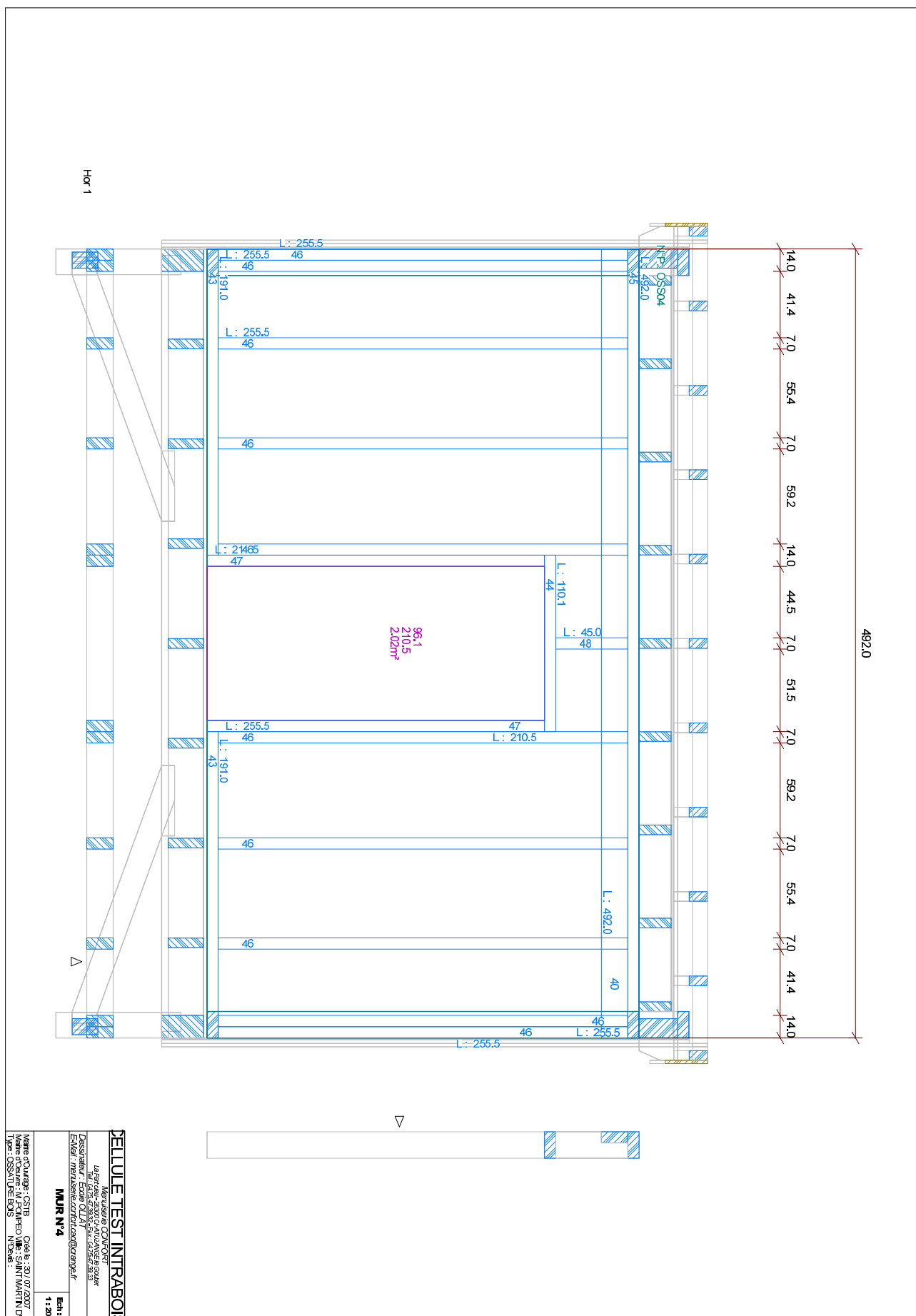


FIGURE E.2 – Vue en coupe de l'ossature de la cellule (mur de pignon nord/entrée)

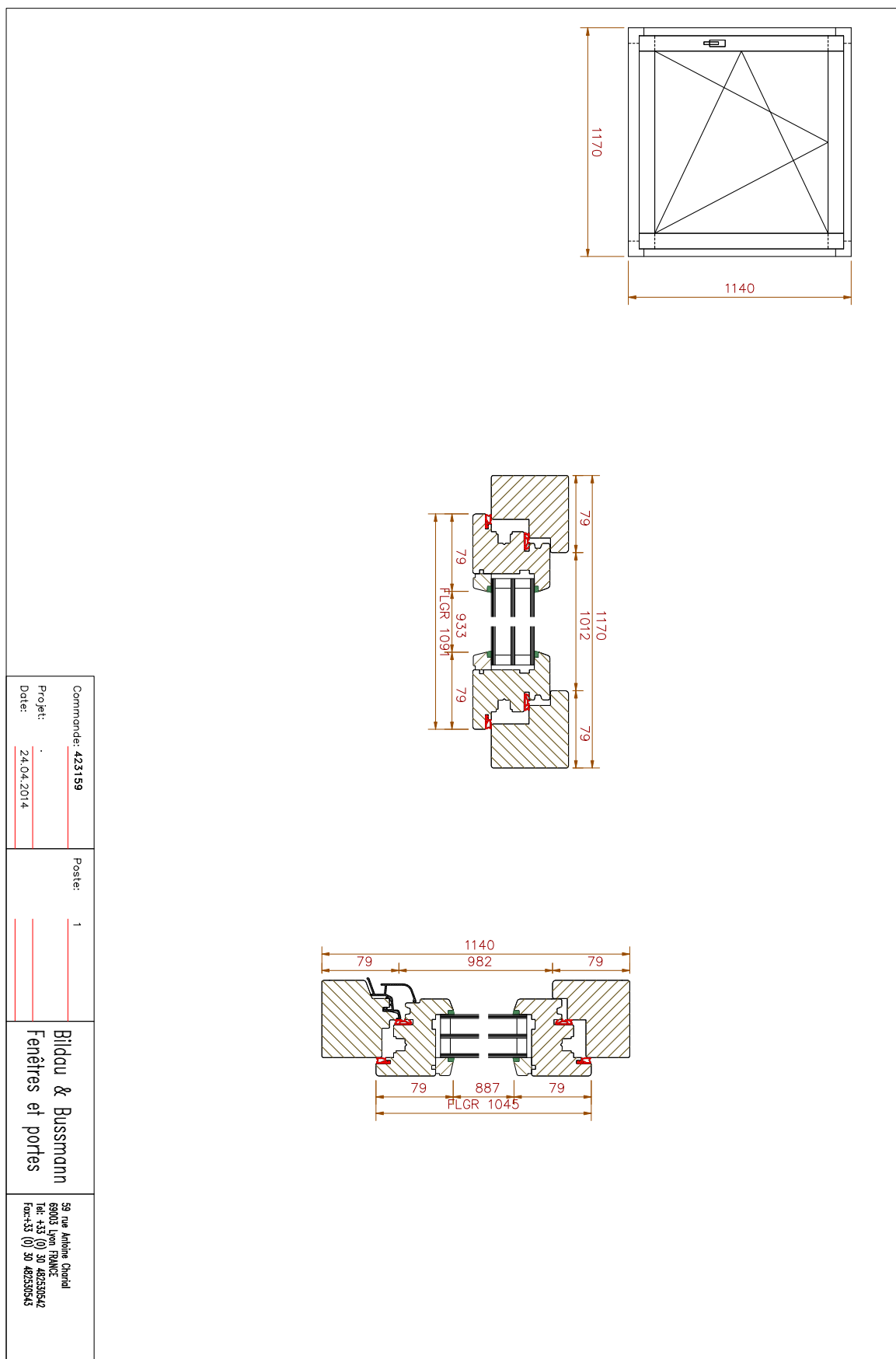


FIGURE E.4 – Vue en coupe de la fenêtre installée en novembre 2015

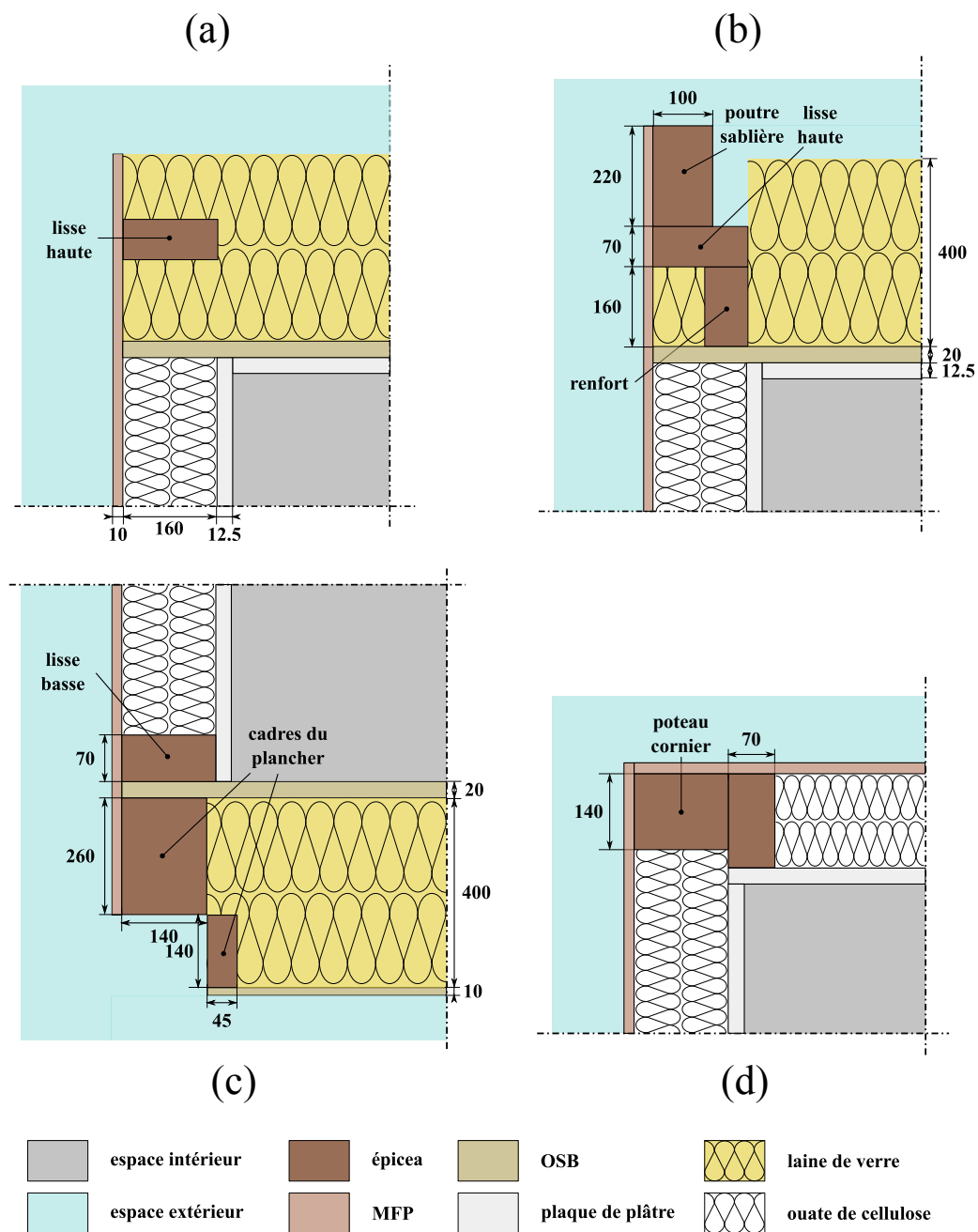


FIGURE E.5 – Vue en coupe des différentes liaisons entre les murs de la cellule : liaison plafond-mur de façade (a), plafond-mur de pignon (b), plancher-mur (c) et mur de façade-mur de pignon (d)

Annexe F

Calcul du coefficient de déperdition théorique de la cellule

F.1. Parois opaques

La Tableau F.1 donne les parts de déperditions liées aux parois opaques de la cellule OPTIMOB, calculées selon les normes Th-U de la RT2012 (en utilisant les détails constructifs et les conductivités données dans l'Annexe E)

		S (m ²)	R (m ² K/W)	R _{si} + R _{se} (m ² K/W)	U _p (W/m ² /K)	H _p (W/K)
Plafond		20.5	12.8	0.20	0.08	1.6
Paroi courante	sans fenêtre	34.8	4.0	0.17	0.24	8.4
	avec fenêtre	33.4	4.0	0.17	0.24	8.1
Paroi trame		6.7	1.7	0.17	0.53	3.6
Porte		2.0	6.6	0.17	0.15	0.3
Plancher		20.5	12.8	0.21	0.08	1.6

TABLEAU F.1 – Surfaces, résistances thermiques et coefficients de transfert conventionnels des parois opaques de la cellule expérimentale

Les conductivités utilisées correspondent à celles mesurées à 50% d'humidité relative

F.1.1. Impact de l'humidité

En utilisant les conductivités mesurées par Mathieu Labat pour d'autres valeurs d'humidité relative (voir Tableau E.2 de l'Annexe précédente), il intéressant de voir la variation du coefficient de transfert sur la partie trame de l'enveloppe (voir Tableau F.2).

		H _p (W/K)		
		HR = 0%	HR = 50%	HR = 90%
Plafond		1.6	1.6	1.6
Paroi courante	sans fenêtre	8.4	8.4	8.4
	avec fenêtre	8.1	8.1	8.1
Paroi trame		3.2	3.6	4.3
Porte		0.3	0.3	0.3
Plancher		1.6	1.6	1.6
TOTAL	sans fenêtre	15.0	15.4	16.2
	avec fenêtre	14.7	15.1	15.9

TABLEAU F.2 – Coefficients de transferts des parois opaques en fonction de l'humidité relative à 23 °C

En effet, la transmittance des montants de l'ossature possède une sensibilité importante

à l'humidité, qui peut conduire à une variation jusqu'à $\pm 0,6 \text{ W/K}$ du H_{tr} .

F.2. Ponts thermiques

Le calcul des ponts thermiques de liaison ont été calculés suivant la norme EN ISO 10211 à partir des plans donnés dans l'Annexe E et du logiciel Ulys ponts thermiques. Les profils de température des 4 ponts thermiques sont donnés en Figure F.1. Les coefficients de ponts thermiques figurent quant à eux dans le Tableau F.3.

	$l \text{ (m)}$	$\Psi \text{ (W/K/m)}$
Liaison mur-plafond pignon	9.18	0.049
Liaison mur-plafond façade	8.92	0.041
Liaison mur-plancher	18.1	0.077
Liaison mur-mur	8.2	0.065

TABLEAU F.3 – Longueur et coefficients de ponts thermiques linéaires de la cellule expérimentale

Les ponts thermiques ponctuels, les effets 2D sur les montants des parois verticales, ainsi que les ponts thermiques intégrés au plafond et au plancher ont été pour l'instant négligés, faute de temps et d'information disponible. **Il est donc possible que le H_{tr} théorique soit légèrement sous-estimé pour ces différentes raisons.**

F.3. Fenêtre

La valeur constructeur de transmission thermique globale de la fenêtre Bildau & Bussmann, ponts thermiques inclus, est de $U_w = 1,3 \text{ W/m}^2/\text{K}$. Sa surface est de $1,33 \text{ m}^2$.

F.4. Résumé

En sommant les différents coefficients de transmission thermiques, on obtient finalement un H_{tr} théorique de **18,2 W/K sans fenêtre** et de **19,6 W/K avec fenêtre**. Le détail des contributions sont donnés dans le Tableau F.4 et la Figure F.2

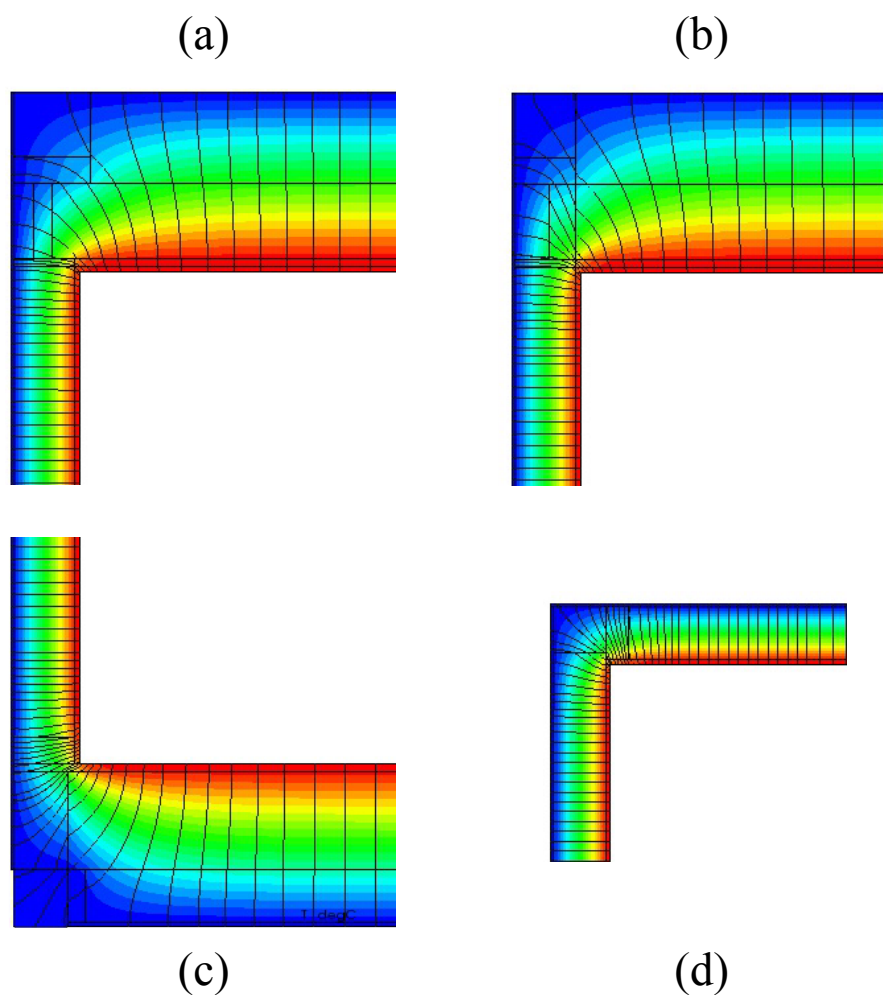


FIGURE F.1 – Vue qualitative des profils de température et lignes de flux au niveau des ponts thermiques de liaison de la cellule expérimentale : liaison plafond-mur de façade (a), plafond-mur de pignon (b), plancher-mur (c) et mur de façade-mur de pignon (d)

		Déperditions par transmission (W/K)
Paroi courante	sans fenêtre	8.4
	avec fenêtre	8.1
Plancher		1.6
Plafond		1.6
Porte		0.3
Paroi trame		3.6
Ponts thermiques		2.7
Fenêtre		1.7
TOTAL (H_{tr})	sans fenêtre	18.2
	avec fenêtre	19.6

TABLEAU F.4 – Répartition des contributions au coefficient de transmission thermique théorique H_{tr} de la cellule expérimentale

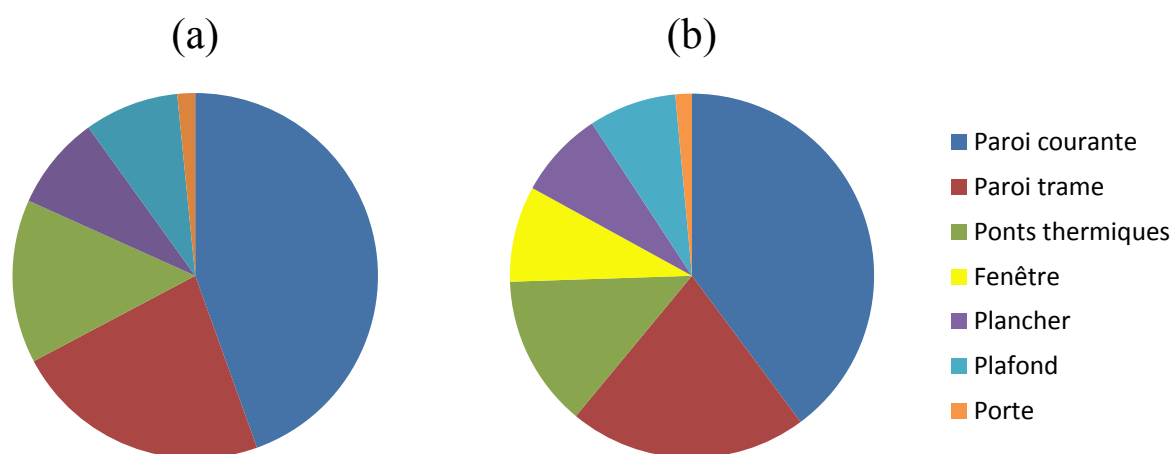


FIGURE F.2 – Répartition des contributions au coefficient de transmission thermique théorique H_{tr} sans fenêtre (a) et avec fenêtre (b)

Annexe G

Exemple d'équivalence entre analogie en réseaux RC, modèles d'état, fonctions de transferts, et modèles ARMAX

L'exemple ci-dessous est basé sur le modèle boîte grise **M1_Ti** explicité en Annexe H représentant la dynamique thermique d'un bâtiment sous forme d'un réseau RC équivalent.

L'équation différentielle continue représentant ce réseau R1C1 est, pour rappel :

$$C \frac{dT_i}{dt} = R_{inf}^{-1}(T_e - T_i) + R^{-1}(T_{em} - T_i) + P_h + e_1 \quad (G.1)$$

Il est possible d'exprimer cette équation sous forme de **modèle d'état continu** :

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}\mathbf{u} + \mathbf{e}_1 \quad (G.2)$$

$$\mathbf{y} = \mathbf{C}\mathbf{x} + \mathbf{e}_2 \quad (G.3)$$

Avec :

$$\begin{aligned} \mathbf{A} &= \begin{bmatrix} -1 & 1 \\ R_{inf}C & RC \end{bmatrix} & \mathbf{B} &= \begin{pmatrix} 1 & \frac{1}{RC} & \frac{1}{R_{inf}C} \end{pmatrix} \\ \mathbf{C} &= [1] & \mathbf{x} &= (T_i) \\ \mathbf{e}_1 &= (e_1) & \mathbf{y} &= (T_{i,mes}) \\ \mathbf{e}_2 &= (e_2) & \mathbf{u} &= \begin{pmatrix} P_h \\ T_{em} \\ T_e \end{pmatrix} \end{aligned}$$

Nous pouvons également discrétiser l'équation différentielle à l'aide par exemple d'un schéma d'Euler :

$$\frac{T_i(t + \Delta t) - T_i(t)}{\Delta t} = \frac{T_e(t) - T_i(t)}{R_{inf}C} + \frac{T_{em}(t) - T_i(t)}{RC} + \frac{P_h(t)}{C} + e_1(t) \quad (G.4)$$

$$T_{i,mes}(t) = T_i(t) + e_2(t) \quad (G.5)$$

Ceci nous permet d'obtenir un **modèle d'état discret** :

$$\mathbf{x}_{t+\Delta t} = \mathbf{A}_d \mathbf{x}_t + \mathbf{B}_d \mathbf{u}_t + \mathbf{e}_{1,t} \quad (\text{G.6})$$

$$\mathbf{y}_t = \mathbf{C}_d \mathbf{x}_t + \mathbf{e}_{2,t} \quad (\text{G.7})$$

Avec :

$$\begin{aligned} \mathbf{A}_d &= \begin{bmatrix} 1 - \frac{\Delta t}{R_{inf}C} - \frac{\Delta t}{RC} \end{bmatrix} & \mathbf{B}_d &= \begin{pmatrix} \Delta t & \frac{\Delta t}{RC} & \frac{\Delta t}{R_{inf}C} \end{pmatrix} \\ \mathbf{C}_d &= [1] & \mathbf{x}_t &= (T_i(t)) \\ \mathbf{e}_{1,t} &= (e_1(t)) & \mathbf{y}_t &= (T_{i,mes}(t)) \\ \mathbf{e}_{2,t} &= (e_2(t)) & \mathbf{u}_t &= \begin{pmatrix} P_h(t) \\ T_{em}(t) \\ T_e(t) \end{pmatrix} \end{aligned}$$

Il est également possible d'obtenir un **modèle ARMAX** par combinaison des équations G.4 et G.5 et en supprimant la variable T_i :

$$T_{i,mes}(t + \Delta t) = \Phi_1 T_{i,mes}(t) + \alpha_{Tem1} T_{em}(t) + \alpha_{Te1} T_e(t) + \alpha_{Ph1} P_h(t) + \epsilon(t + \Delta t) \quad (\text{G.8})$$

Avec :

$$\begin{aligned} \Phi_1 &= 1 - \frac{\Delta t}{R_{inf}C} - \frac{\Delta t}{RC} & \alpha_{Tem1} &= \frac{\Delta t}{RC} \\ \alpha_{Ph1} &= \frac{\Delta t}{C} & \alpha_{Te1} &= \frac{\Delta t}{R_{inf}C} \\ \epsilon(t + \Delta t) &= e_2(t + \Delta t) + \left[\frac{\Delta t}{R_{inf}C} + \frac{\Delta t}{RC} - 1 \right] e_2(t) + e_1(t) \end{aligned}$$

Il est enfin possible d'appliquer une transformée en z pour obtenir une formulation en **fonctions de transfert** :

$$T_{i,mes}(z) = H_{Tem}(z) T_{em}(z) + H_{Te}(z) T_e(z) + H_{Ph}(z) P_h(z) + \epsilon(z) \quad (\text{G.9})$$

Avec :

$$H_{Tem}(z) = \frac{\alpha_{Tem1} z^{-1}}{1 - \Phi_1 z^{-1}} = \frac{\Delta t z^{-1}}{RC - \left[RC - \Delta t \left(1 + \frac{R}{R_{inf}} \right) \right] z^{-1}}$$

$$H_{Te}(z) = \frac{\alpha_{Te1}z^{-1}}{1 - \Phi_1 z^{-1}} = \frac{\Delta t z^{-1}}{R_{inf}C - \left[R_{inf}C - \Delta t \left(1 + \frac{R_{inf}}{R} \right) \right] z^{-1}}$$

$$H_{Ph}(z) = \frac{\alpha_{Ph1}z^{-1}}{1 - \Phi_1 z^{-1}} = \frac{\Delta t z^{-1}}{C - \left[C - \frac{\Delta t}{R_{inf}} - \frac{\Delta t}{R} \right] z^{-1}}$$

$$\epsilon(z) = z^{-1}e_1(z) + \left[1 + z^{-1} \left(\frac{\Delta t}{R_{inf}C} + \frac{\Delta t}{RC} - 1 \right) \right] e_2(z)$$

Annexe H

Descriptif de la banque de modèles utilisée

H.1. Modèle M1_Ti

H.1.1. Réseau RC et représentation physique¹

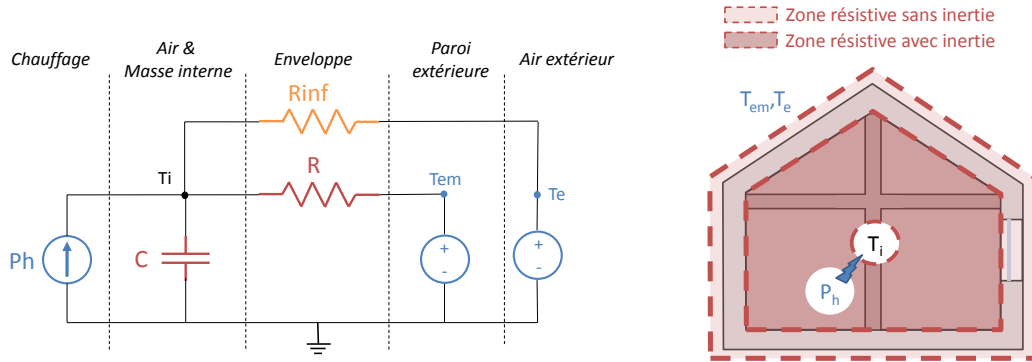


FIGURE H.1 – Représentation physique équivalente du modèle réduit M1_Ti

Sans le nœud T_{star} , le modèle est extrêmement simple. L'inertie thermique de l'ensemble du bâtiment est supposée être centrée sur le nœud d'air, qui reçoit la puissance de chauffage convective, échange avec les parois extérieures (supposées uniformes en température) et l'air extérieur (par les phénomènes d'infiltration).

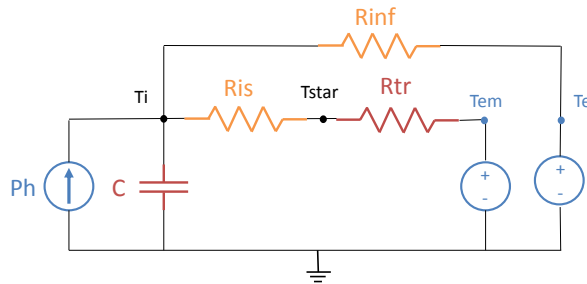


FIGURE H.2 – Représentation du réseau RC du modèle réduit M1_Ti

Le nœud T_{star} permet d'extraire la température d'ambiance intérieure équivalente (corrigée des transferts radiatifs internes, voir Annexe D). La valeur imposée pour R_{is} est commune à tout les modèles et est calculée par la formule (D.3) avec les valeurs conventionnelles de h_c et h_{rad} de la réglementation thermique (2,5 et 6,6 W/m²/K).

H.1.2. Équations du modèle

$$C \frac{dT_i}{dt} = R_{inf}^{-1} (T_e - T_i) + (R_{is} + R_{tr})^{-1} (T_{em} - T_i) + P_h + \sigma_i \frac{dw_i}{dt}$$

H.1.3. H_{tr} et incertitude

On a tout simplement :

$$\hat{H}_{tr} = \frac{1}{\hat{R}_{tr}} \quad \hat{\sigma}_{Htr} = \frac{\hat{\sigma}_{Rtr}}{\hat{R}_{tr}^2}$$

1. Code couleur : rouge = paramètre optimisé, jaune = paramètre estimé, bleu = condition aux limites

H.2. Modèle M1_TmTi

H.2.1. Réseau RC et représentation physique

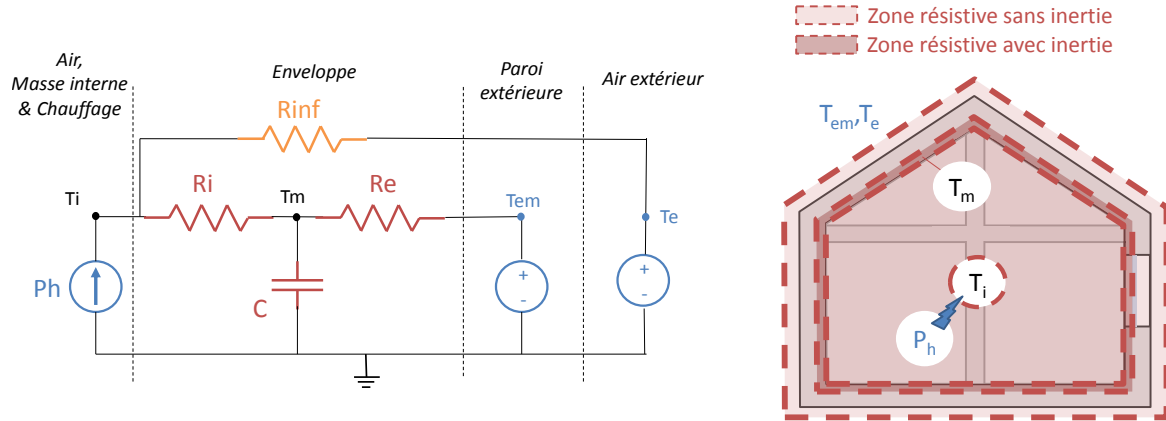


FIGURE H.3 – Représentation physique équivalente du modèle réduit M1_TmTi

Ici, l'inertie a une position libre entre le nœud d'air intérieur et celui des parois extérieures, ce qui rajoute un nouveau paramètre à identifier. Typiquement, T_m représenterait une température à l'intérieur de l'enveloppe (où l'inertie serait la plus massive).

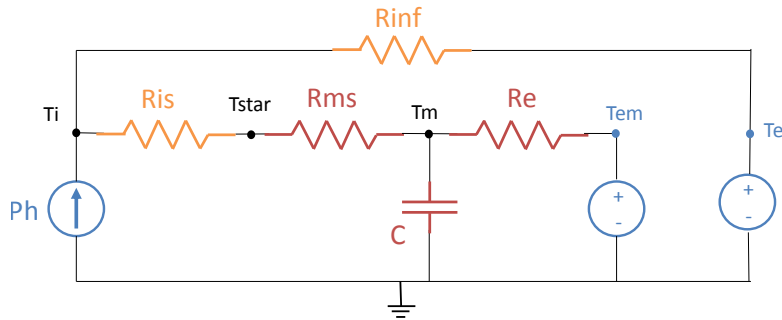


FIGURE H.4 – Représentation du réseau RC du modèle réduit M1_TmTi

H.2.2. Équations du modèle

En substituant les nœuds T_{star} et T_i par leurs équations statiques on obtient l'équation d'état suivante :

$$C \frac{dT_m}{dt} = (R_{ms} + R_{is})^{-1} \left[\frac{(R_{ms} + R_{is})^{-1} T_m + R_{inf}^{-1} T_e + P_h}{(R_{ms} + R_{is})^{-1} + R_{inf}^{-1}} - T_m \right] + R_e^{-1} (T_{em} - T_m) + \sigma_m \frac{dw_m}{dt}$$

Avec pour équation d'observation :

$$T_i = \frac{(R_{ms} + R_{is})^{-1} T_m + R_{inf}^{-1} T_e + P_h}{(R_{ms} + R_{is})^{-1} + R_{inf}^{-1}} + e(\sigma_{Ti})$$

H.2.3. H_{tr} et incertitude

$$\hat{H}_{tr} = \frac{1}{\hat{R}_{ms} + \hat{R}_e}$$

$$\hat{\sigma}_{H_{tr}} = \sqrt{J \text{cov}(\hat{R}_{ms}, \hat{R}_e) J^T}$$

$$J = \begin{pmatrix} -1 & -1 \\ (\hat{R}_{ms} + \hat{R}_e)^2 & (\hat{R}_{ms} + \hat{R}_e)^2 \end{pmatrix}$$

H.3. Modèle M1_TmTiBridge ou ThBCE

H.3.1. Réseau RC et représentation physique

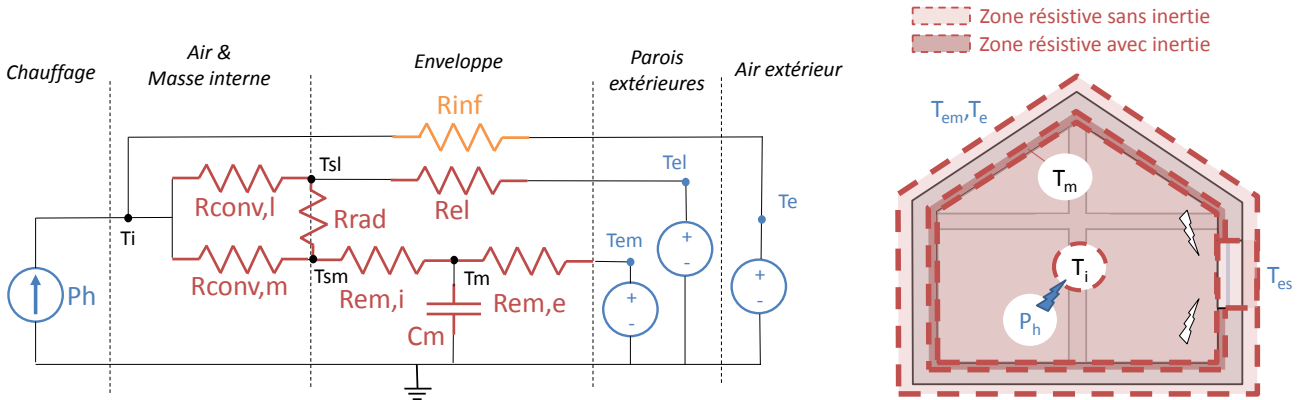


FIGURE H.5 – Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M1_TmTiBridge

Ici, l'enveloppe est assimilée à 2 parois de compositions différentes (qui échangent donc dans l'espace intérieur par convection et rayonnement). Le nombre de résistances thermiques est alors multiplié par 2. L'utilisation du nœud T_{star} permet via une transformation triangle/étoile d'obtenir à la fois un réseau RC identifiable et un calcul du H_{tr} simplifié.

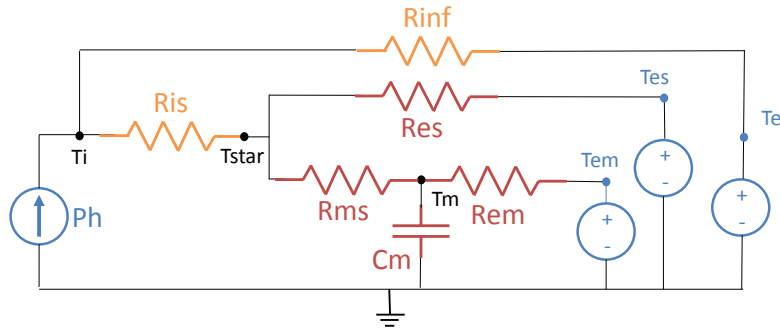


FIGURE H.6 – Représentation du réseau RC du modèle réduit M1_TmTiBridge

H.3.2. Équations du modèle

En substituant les nœuds T_{star} et T_i par leurs équations statiques on obtient l'équation d'état suivante :

$$C_m \frac{dT_m}{dt} = R_{ms}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{es}^{-1} T_{es} + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{es}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} - T_m \right] + R_{em}^{-1} (T_{em} - T_m) + \sigma_m \frac{dw_m}{dt}$$

Avec pour équation d'observation :

$$T_i = \frac{R_{is}^{-1} \frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{es}^{-1} T_{es} + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{es}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} + R_{inf}^{-1} T_e + P_h}{R_{is}^{-1} + R_{inf}^{-1}} + e(\sigma_{Ti})$$

H.3.3. H_{tr} et incertitude

$$\hat{H}_{tr} = \frac{1}{\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em}} + \frac{1}{\hat{R}_{es}}$$

$$\hat{\sigma}_{Htr} = \sqrt{J \text{cov}(\hat{R}_{ms}, \hat{R}_{em}, \hat{R}_{es}) J^T}$$

$$J = \begin{pmatrix} -1 & -1 & -1 \\ (\hat{R}_{ms} + \hat{R}_e)^2 & (\hat{R}_{ms} + \hat{R}_e)^2 & \hat{R}_{es}^2 \end{pmatrix}$$

H.4. Modèle M2_TmTi

H.4.1. Réseau RC et représentation physique

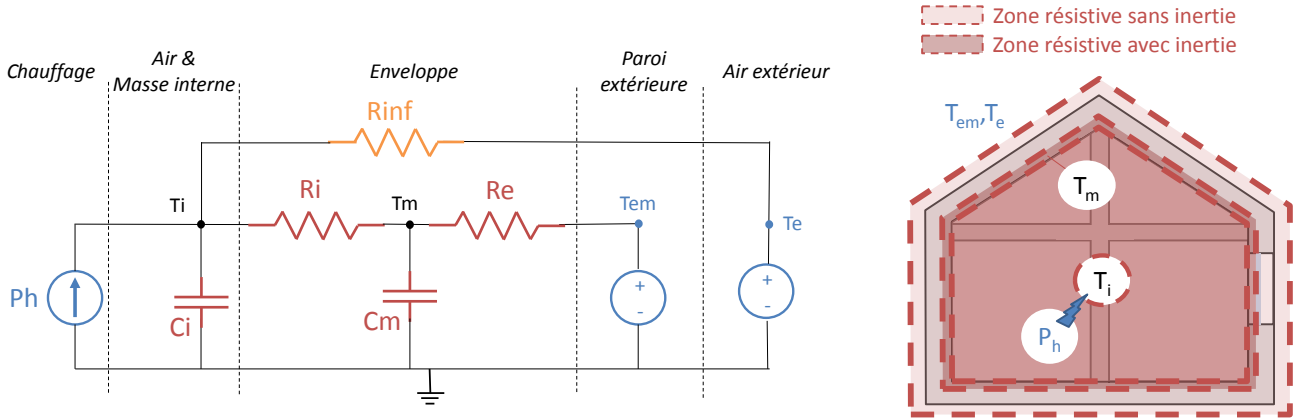


FIGURE H.7 – Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M2_TmTi

Ici, l'inertie thermique est répartie en 2 volumes d'intégration. Le premier étant centré sur l'air intérieur et la masse interne, l'autre étant assimilé à l'enveloppe. Mais en vérité, la frontière entre les 2 volumes est incertaine et identifiée dans le procédé d'optimisation de ce modèle réduit.

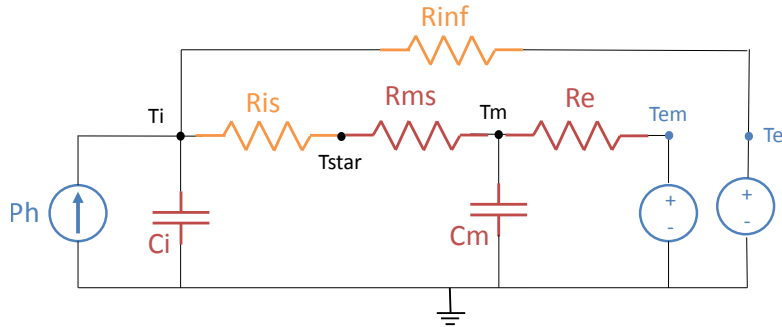


FIGURE H.8 – Représentation du réseau RC du modèle réduit M2_TmTi

H.4.2. Équations du modèle

Le modèle étant d'ordre 2, il y a donc 2 équations d'état :

$$\begin{aligned} C_i \frac{dT_i}{dt} &= (R_{ms} + R_{is})^{-1} (T_m - T_i) + R_{inf}^{-1} (T_e - T_i) + P_h + \sigma_i \frac{dw_i}{dt} \\ C_m \frac{dT_m}{dt} &= (R_{ms} + R_{is})^{-1} (T_i - T_m) + R_e^{-1} (T_{em} - T_m) + \sigma_m \frac{dw_m}{dt} \end{aligned}$$

H.4.3. H_{tr} et incertitude

$$\begin{aligned} \hat{H}_{tr} &= \frac{1}{\hat{R}_{ms} + \hat{R}_e} \\ \hat{\sigma}_{Htr} &= \sqrt{J \mathbf{cov}(\hat{R}_{ms}, \hat{R}_e) J^T} \\ J &= \begin{pmatrix} -1 & -1 \\ (\hat{R}_{ms} + \hat{R}_e)^2 & (\hat{R}_{ms} + \hat{R}_e)^2 \end{pmatrix} \end{aligned}$$

H.5. Modèle M2_TmTm2Ti

H.5.1. Réseau RC et représentation physique

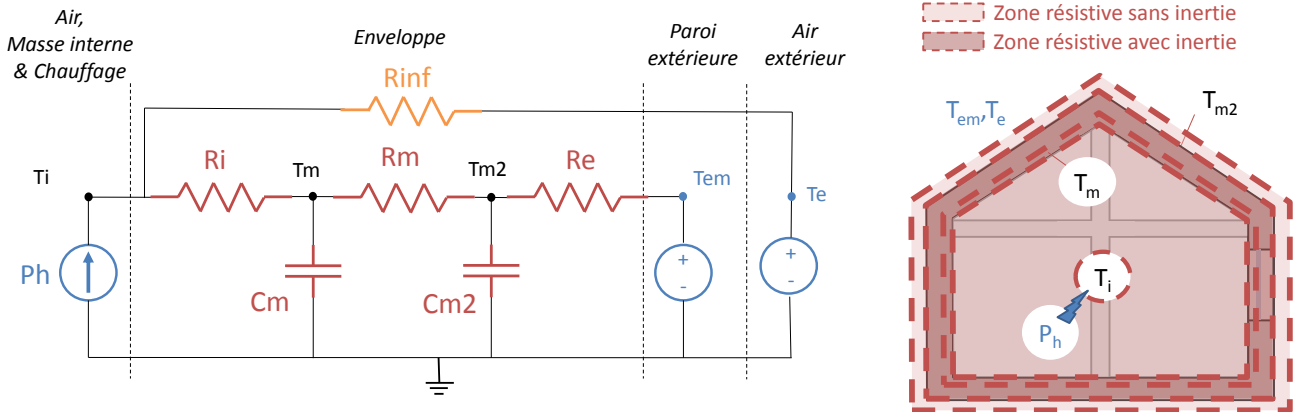


FIGURE H.9 – Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M2_TmTm2Ti

Ici, l'inertie thermique est assimilée de manière plus fine sur l'enveloppe extérieure (supposée uniforme).

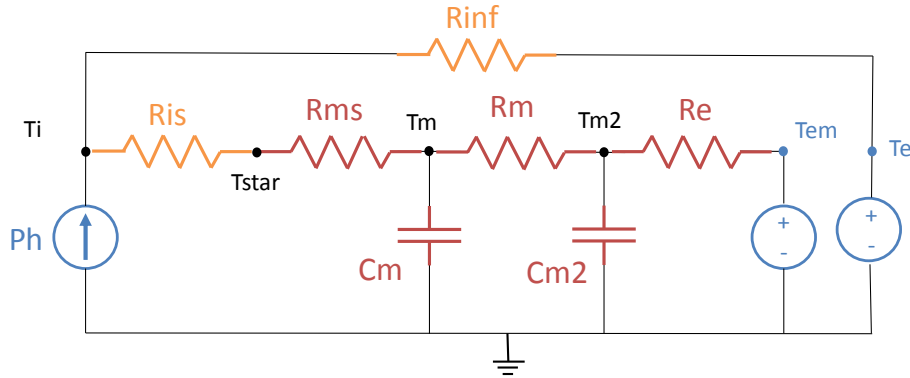


FIGURE H.10 – Représentation du réseau RC du modèle réduit M2_TmTm2Ti

H.5.2. Équations du modèle

En substituant les nœuds T_{star} et T_i par leurs équations statiques on obtient les équations d'état suivantes :

$$C_m \frac{dT_m}{dt} = (R_{ms} + R_{is})^{-1} \left[\frac{(R_{ms} + R_{is})^{-1} T_m + R_{inf}^{-1} T_e + P_h}{(R_{ms} + R_{is})^{-1} + R_{inf}^{-1}} - T_m \right] + R_m^{-1} (T_{m2} - T_m) + \sigma_m \frac{dw_m}{dt}$$

$$C_{m2} \frac{dT_{m2}}{dt} = R_m^{-1} (T_m - T_{m2}) + R_e^{-1} (T_{em} - T_{m2}) + \sigma_{m2} \frac{dw_{m2}}{dt}$$

Avec pour équation d'observation :

$$T_i = \frac{(R_{ms} + R_{is})^{-1} T_m + R_{inf}^{-1} T_e + P_h}{(R_{ms} + R_{is})^{-1} + R_{inf}^{-1}} + e(\sigma_{Ti})$$

H.5.3. H_{tr} et incertitude

$$\hat{H}_{tr} = \frac{1}{\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_e}$$

$$\hat{\sigma}_{Htr} = \sqrt{J \text{cov}(\hat{R}_{ms}, \hat{R}_m, \hat{R}_e) J^T}$$

$$J = \begin{pmatrix} \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_e)^2} & \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_e)^2} & \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_e)^2} \end{pmatrix}$$

H.6. Modèle M2_TmTmiTi

H.6.1. Réseau RC et représentation physique

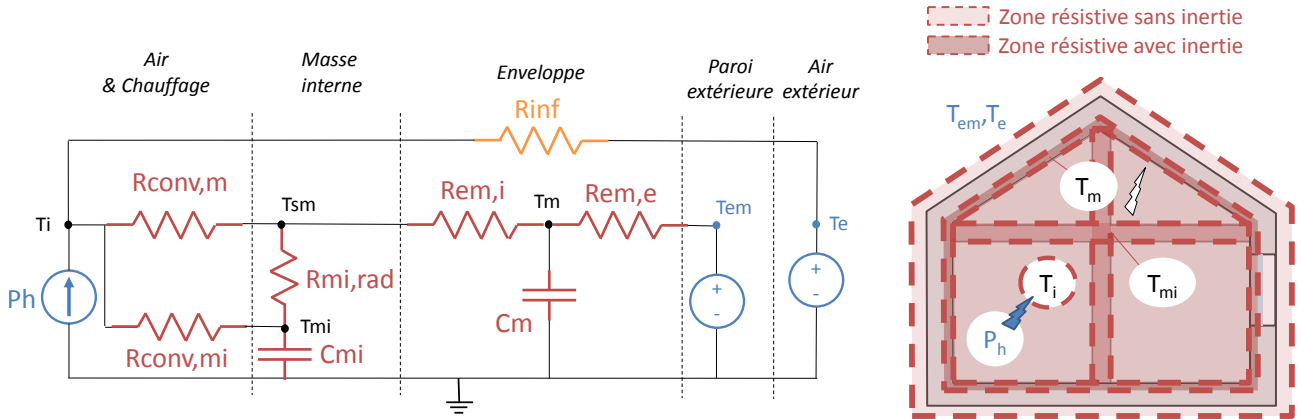


FIGURE H.11 – Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M2_TmTmiTi

Ici, l'inertie thermique est assimilée en partie sur l'enveloppe extérieure et sur la masse interne (cloisons internes, mobilier, dalles), les 2 échangeant dans l'espace intérieur par convection et rayonnement. L'utilisation du nœud T_{star} permet via une transformation triangle/étoile d'obtenir à la fois un réseau RC simplifié identifiable et un calcul du H_{tr} possible.

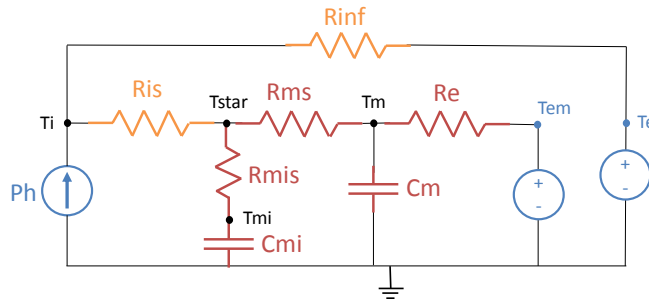


FIGURE H.12 – Représentation du réseau RC du modèle réduit M2_TmTmiTi

H.6.2. Équations du modèle

En substituant les nœuds T_{star} et T_i par leurs équations statiques on obtient les équations d'état suivantes :

$$C_m \frac{dT_m}{dt} = R_{ms}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{mis}^{-1} T_{mi} + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{mis}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} - T_m \right] + R_e^{-1} (T_{em} - T_m) + \sigma_m \frac{dw_m}{dt}$$

$$C_{mi} \frac{dT_{mi}}{dt} = R_{mis}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{mis}^{-1} T_{mi} + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{mis}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} - T_{mi} \right] + \sigma_{mi} \frac{dw_{mi}}{dt}$$

Avec pour équation d'observation :

$$T_i = \frac{R_{is}^{-1} \frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{mis}^{-1} T_{mi} + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{mis}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} + R_{inf}^{-1} T_e + P_h}{R_{is}^{-1} + R_{inf}^{-1}} + e(\sigma_{Ti})$$

H.6.3. H_{tr} et incertitude

$$\hat{H}_{tr} = \frac{1}{\hat{R}_{ms} + \hat{R}_e}$$

$$\hat{\sigma}_{Htr} = \sqrt{J \mathbf{cov}(\hat{R}_{ms}, \hat{R}_e) J^T}$$

$$J = \begin{pmatrix} -1 & -1 \\ (\hat{R}_{ms} + \hat{R}_e)^2 & (\hat{R}_{ms} + \hat{R}_e)^2 \end{pmatrix}$$

H.7. Modèle M2_TmTiBridge

H.7.1. Réseau RC et représentation physique

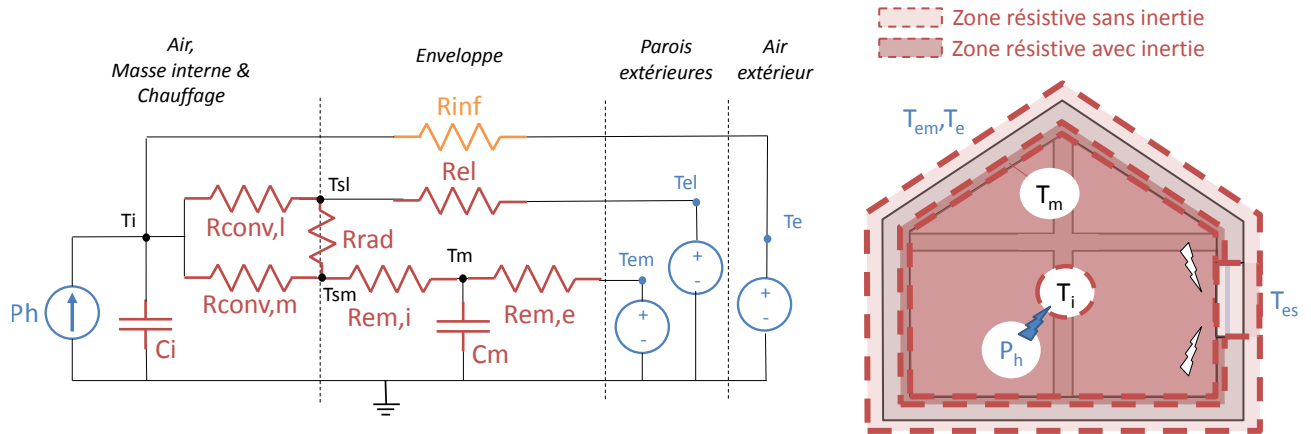


FIGURE H.13 – Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M2_TmTiBridge

Le réseau est identique au modèle M1_TmTiBridge, avec en plus une inertie assimilée à l'air et la masse interne.

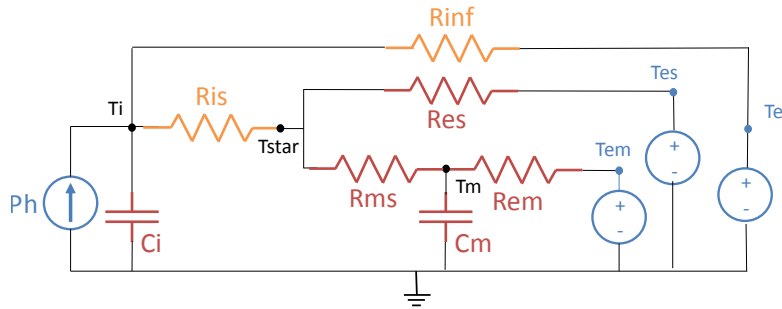


FIGURE H.14 – Représentation du réseau RC du modèle réduit M2_TmTiBridge

H.7.2. Équations du modèle

$$C_i \frac{dT_i}{dt} = R_{is}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{es}^{-1} T_{es} + R_{is}^{-1} T_i}{R_{ms}^{-1} + R_{es}^{-1} + R_{is}^{-1}} - T_i \right] + R_{inf}^{-1} (T_e - T_i) + P_h + \sigma_i \frac{dw_i}{dt}$$

$$C_m \frac{dT_m}{dt} = R_{ms}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{es}^{-1} T_{es} + R_{is}^{-1} T_i}{R_{ms}^{-1} + R_{es}^{-1} + R_{is}^{-1}} - T_m \right] + R_{em}^{-1} (T_{em} - T_m) + \sigma_m \frac{dw_m}{dt}$$

Avec pour équation d'observation :

H.7.3. H_{tr} et incertitude

$$\hat{H}_{tr} = \frac{1}{\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em}} + \frac{1}{\hat{R}_{es}}$$

$$\hat{\sigma}_{H_{tr}} = \sqrt{J \mathbf{cov}(\hat{R}_{ms}, \hat{R}_{em}, \hat{R}_{es}) J^T}$$

$$J = \begin{pmatrix} -1 & -1 & -1 \\ (\hat{R}_{ms} + \hat{R}_e)^2 & (\hat{R}_{ms} + \hat{R}_e)^2 & \hat{R}_{es}^2 \end{pmatrix}$$

H.8. Modèle M2_TmTm2TiBridge

H.8.1. Réseau RC et représentation physique

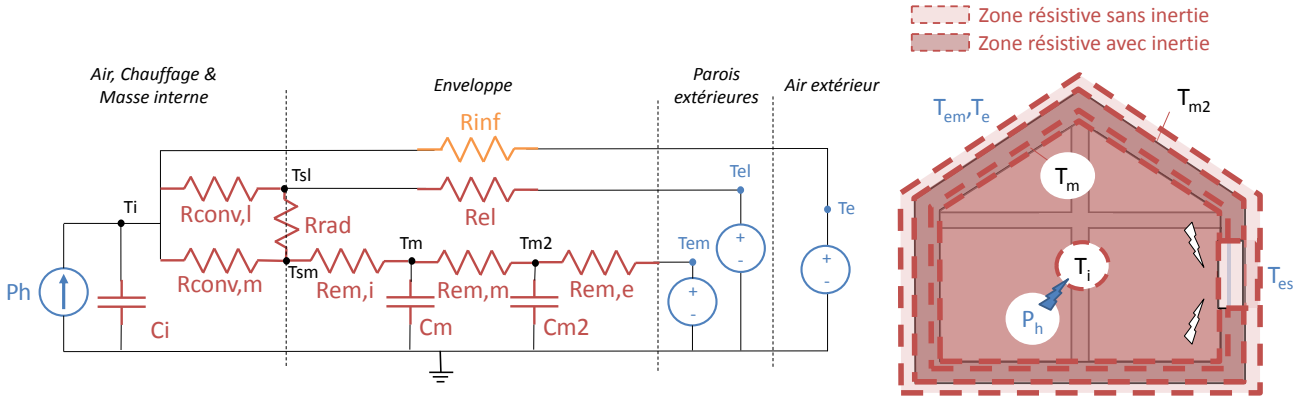


FIGURE H.15 – Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M2_TmTm2TiBridge

Le modèle est une combinaison des modèles M1_TmTiBridge (séparation parois légères/lourdes) et M2_TmTm2Ti (raffinage de l'inertie des parois lourdes).

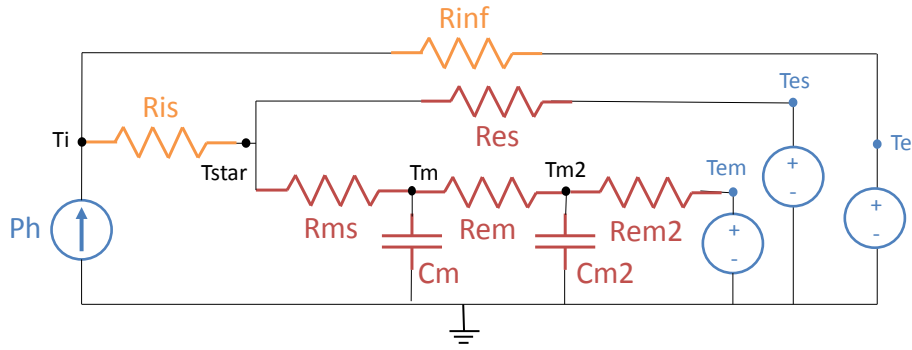


FIGURE H.16 – Représentation du réseau RC du modèle réduit M2_TmTm2TiBridge

H.8.2. Équations du modèle

$$C_m \frac{dT_m}{dt} = R_{ms} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{es}^{-1} T_{es} + (R_{is} + R_{inf})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{(R_{is} + R_{inf})^{-1} + R_{ms}^{-1} + R_{es}^{-1}} - T_m \right] + R_{em}^{-1} (T_{m2} - T_m) + \sigma_m \frac{dw_m}{dt}$$

$$C_{m2} \frac{dT_{m2}}{dt} = R_{em}^{-1} (T_m - T_{m2}) + R_{em2}^{-1} (T_{em} - T_{m2}) + \sigma_{m2} \frac{dw_{m2}}{dt}$$

Avec pour équation d'observation :

$$T_i = \frac{R_{is}^{-1} \frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{es}^{-1} T_{es} + (R_{is} + R_{inf})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{(R_{is} + R_{inf})^{-1} + R_{ms}^{-1} + R_{es}^{-1}} + R_{inf}^{-1} T_e + P_h}{R_{is}^{-1} + R_{inf}^{-1}} + e(\sigma_{Ti})$$

H.8.3. H_{tr} et incertitude

$$\hat{H}_{tr} = \frac{1}{\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em} + \hat{R}_{em2}} + \frac{1}{\hat{R}_{es}}$$

$$\hat{\sigma}_{Htr} = \sqrt{J \mathbf{cov}(\hat{R}_{ms}, \hat{R}_{em}, \hat{R}_{em2}, \hat{R}_{es}) J^T}$$

$$J = \begin{pmatrix} -1 & -1 & -1 & -1 \\ (\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em} + \hat{R}_{em2})^2 & (\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em} + \hat{R}_{em2})^2 & (\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em} + \hat{R}_{em2})^2 & \hat{R}_{es}^2 \end{pmatrix}$$

H.9. Modèle M2_TmTmiTiBridge

H.9.1. Réseau RC et représentation physique

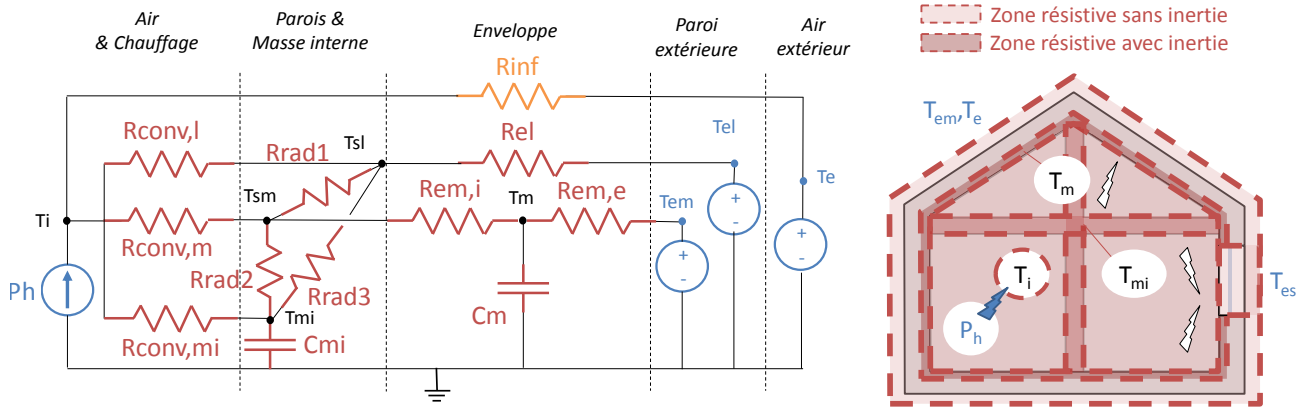


FIGURE H.17 – Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M2_TmTmiTiBridge

Ici, la masse interne possède sa propre inertie et l'enveloppe est séparée en 2 parois différentes. Les 3 ensembles échangent entre eux par convection et par rayonnement dans l'espace intérieur. Le modèle physique est donc assez complexe. L'introduction du nœud T_{star} permet de simplifier amplement le réseau...

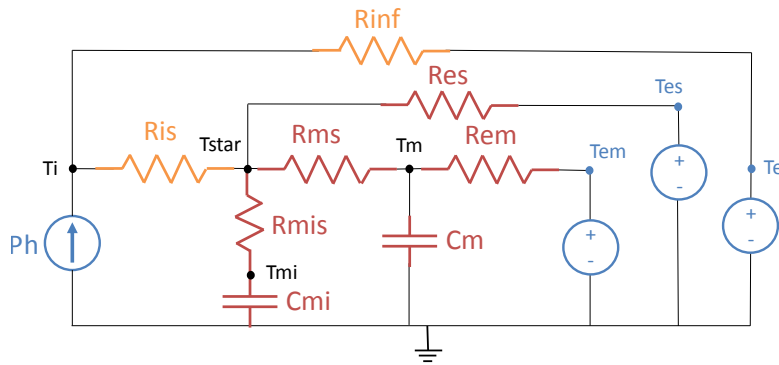


FIGURE H.18 – Représentation du réseau RC du modèle réduit M2_TmTmiTiBridge

H.9.2. Équations du modèle

$$C_m \frac{dT_m}{dt} = R_{ms}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{mis}^{-1} T_{mi} + R_{es}^{-1} T_{es} + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{mis}^{-1} + R_{es}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} - T_m \right] + R_{em}^{-1} (T_{em} - T_m) + \sigma_m \frac{dw_m}{dt}$$

$$C_{mi} \frac{dT_{mi}}{dt} = R_{mis}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{mis}^{-1} T_{mi} + R_{es}^{-1} T_{es} + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{mis}^{-1} + R_{es}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} - T_{mi} \right] + \sigma_{mi} \frac{dw_{mi}}{dt}$$

Avec pour équation d'observation :

$$T_i = \frac{R_{is}^{-1} \frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{mis}^{-1} T_{mi} + R_{es}^{-1} T_{es} + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{mis}^{-1} + R_{es}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} + R_{inf}^{-1} T_e + P_h}{R_{is}^{-1} + R_{inf}^{-1}} + e(\sigma_{Ti})$$

H.9.3. H_{tr} et incertitude

$$\hat{H}_{tr} = \frac{1}{\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em}} + \frac{1}{\hat{R}_{es}}$$

$$\hat{\sigma}_{Htr} = \sqrt{J \text{cov}(\hat{R}_{ms}, \hat{R}_{em}, \hat{R}_{es}) J^T}$$

$$J = \begin{pmatrix} -1 & -1 & -1 \\ (\hat{R}_{ms} + \hat{R}_e)^2 & (\hat{R}_{ms} + \hat{R}_e)^2 & \hat{R}_{es}^2 \end{pmatrix}$$

H.11. Modèle M3_TmTm2Ti

H.11.1. Réseau RC et représentation physique

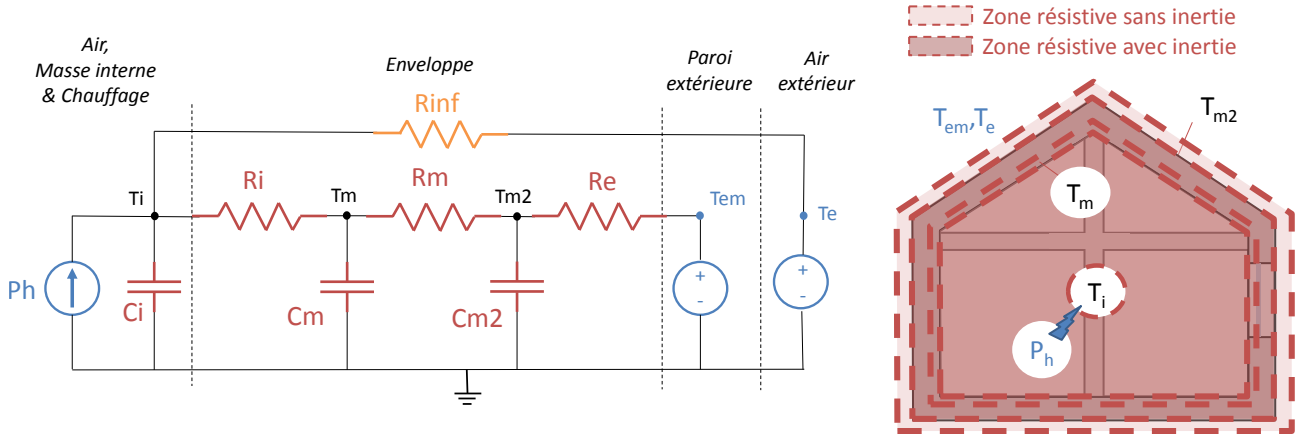


FIGURE H.21 – Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2Ti

La structure du modèle est la même que M2_TmTm2Ti avec en plus une inertie centrée sur le nœud d'air.

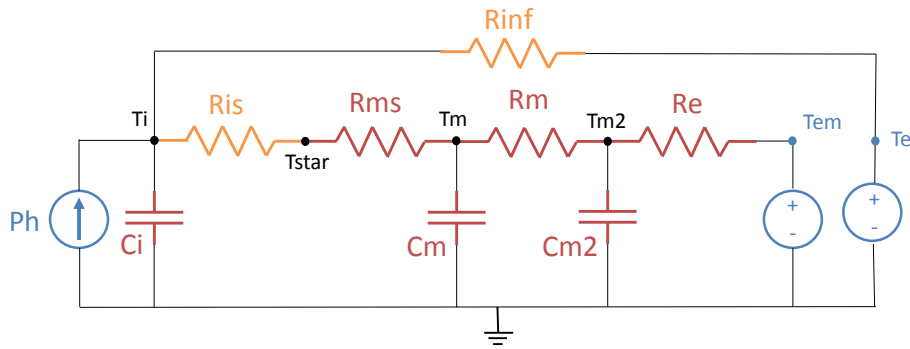


FIGURE H.22 – Représentation du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2Ti

H.11.2. Équations du modèle

$$\begin{aligned} C_i \frac{dT_i}{dt} &= (R_{is} + R_{ms})^{-1} (T_m - T_i) + R_{inf}^{-1} (T_e - T_i) + P_h + \sigma_i \frac{dw_i}{dt} \\ C_m \frac{dT_m}{dt} &= (R_{is} + R_{ms})^{-1} (T_i - T_m) + R_m^{-1} (T_{m2} - T_m) + \sigma_m \frac{dw_m}{dt} \\ C_{m2} \frac{dT_{m2}}{dt} &= R_m^{-1} (T_m - T_{m2}) + R_e^{-1} (T_{em} - T_{m2}) + \sigma_{m2} \frac{dw_{m2}}{dt} \end{aligned}$$

H.11.3. H_{tr} et incertitude

$$\begin{aligned} \hat{H}_{tr} &= \frac{1}{\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_e} \\ \hat{\sigma}_{Htr} &= \sqrt{J \text{cov}(\hat{R}_{ms}, \hat{R}_m, \hat{R}_e) J^T} \\ J &= \begin{pmatrix} \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_e)^2} & \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_e)^2} & \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_e)^2} \end{pmatrix} \end{aligned}$$

H.12. Modèle M3_TmTm2TmiTi

H.12.1. Réseau RC et représentation physique

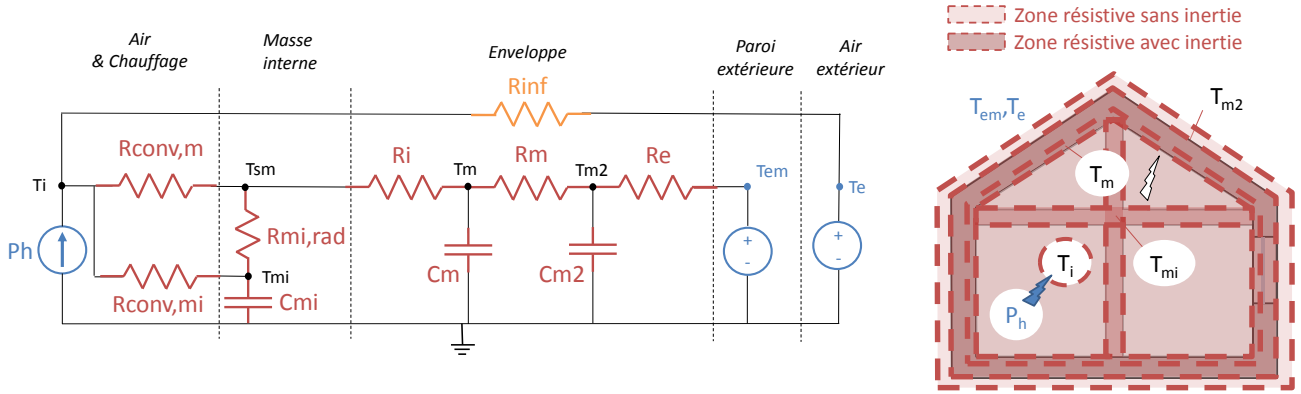


FIGURE H.23 – Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2TmiTi

La structure du modèle est une combinaison des modèles M2_TmTm2Ti et M2_TmTmiTi.

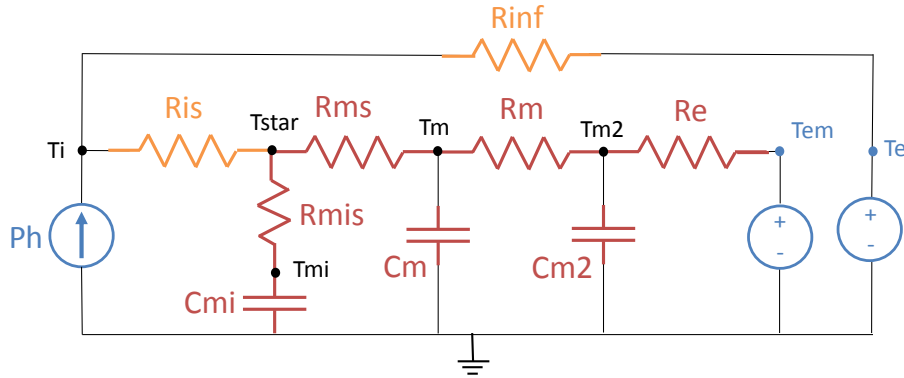


FIGURE H.24 – Représentation du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2TmiTi

H.12.2. Équations du modèle

$$C_m \frac{dT_m}{dt} = R_{ms}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{mis}^{-1} T_{mi} + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{mis}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} - T_m \right] + R_m^{-1} (T_{m2} - T_m) + \sigma_m \frac{dw_m}{dt}$$

$$C_{m2} \frac{dT_{m2}}{dt} = R_m^{-1} (T_m - T_{m2}) + R_e^{-1} (T_{em} - T_{m2}) + \sigma_{m2} \frac{dw_{m2}}{dt}$$

$$C_{mi} \frac{dT_{mi}}{dt} = R_{mis}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{mis}^{-1} T_{mi} + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{mis}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} - T_{mi} \right] + \sigma_{mi} \frac{dw_{mi}}{dt}$$

Avec pour équation d'observation :

$$T_i = \frac{R_{is}^{-1} \frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{mis}^{-1} T_{mi} + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{mis}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} + R_{inf}^{-1} T_e + P_h}{R_{is}^{-1} + R_{inf}^{-1}} + e(\sigma_{Ti})$$

H.12.3. H_{tr} et incertitude

$$\hat{H}_{tr} = \frac{1}{\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_e}$$

$$\hat{\sigma}_{Htr} = \sqrt{J \text{cov}(\hat{R}_{ms}, \hat{R}_m, \hat{R}_e) J^T}$$

$$J = \begin{pmatrix} \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_e)^2} & \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_e)^2} & \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_e)^2} \end{pmatrix}$$

H.13. Modèle M3_TmTITi

H.13.1. Réseau RC et représentation physique

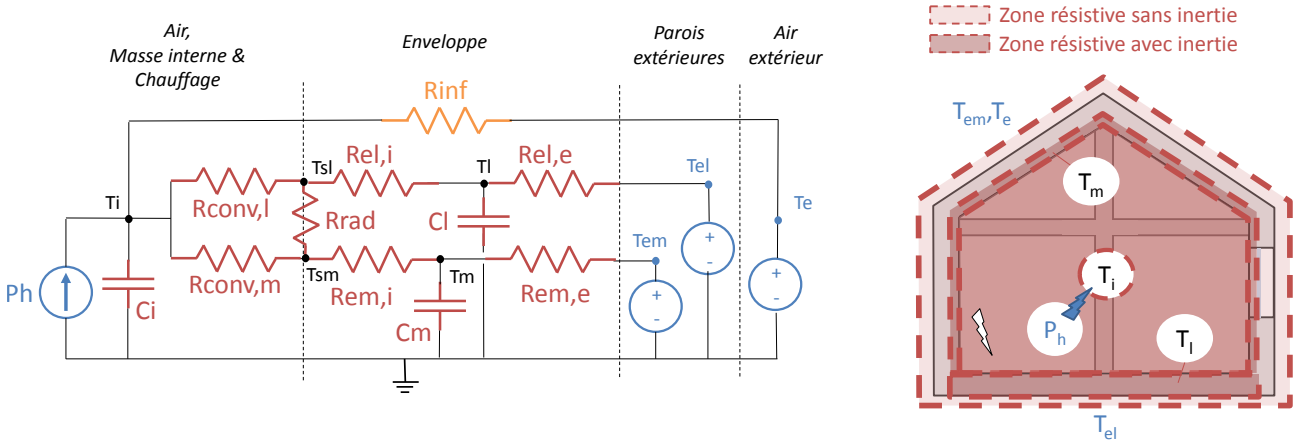


FIGURE H.25 – Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M3_TmTITi

La structure du modèle est la même que M2_TmTITi avec en plus une inertie positionnée sur le nœud d'air.

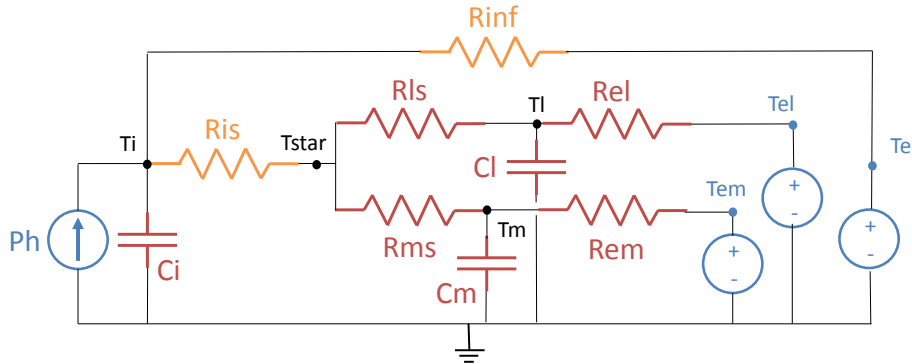


FIGURE H.26 – Représentation du réseau RC du modèle réduit M3_TmTITi

H.13.2. Équations du modèle

$$\begin{aligned}
 C_i \frac{dT_i}{dt} &= R_{is}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1}T_m + R_{is}^{-1}T_i + R_{ls}^{-1}T_l}{R_{ms}^{-1} + R_{is}^{-1} + R_{ls}^{-1}} - T_i \right] + R_{inf}^{-1}(T_e - T_i) + P_h + \sigma_i \frac{dw_i}{dt} \\
 C_m \frac{dT_m}{dt} &= R_{ms}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1}T_m + R_{is}^{-1}T_i + R_{ls}^{-1}T_l}{R_{ms}^{-1} + R_{is}^{-1} + R_{ls}^{-1}} - T_m \right] + R_{em}^{-1}(T_{em} - T_m) + \sigma_m \frac{dw_m}{dt} \\
 C_l \frac{dT_l}{dt} &= R_{ls}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1}T_m + R_{is}^{-1}T_i + R_{ls}^{-1}T_l}{R_{ms}^{-1} + R_{is}^{-1} + R_{ls}^{-1}} - T_l \right] + R_{el}^{-1}(T_{el} - T_l) + \sigma_l \frac{dw_l}{dt}
 \end{aligned}$$

H.13.3. H_{tr} et incertitude

$$\begin{aligned}
 \hat{H}_{tr} &= \frac{1}{\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em}} + \frac{1}{\hat{R}_{ls} + \hat{R}_{el}} \\
 \hat{\sigma}_{H_{tr}} &= \sqrt{J \mathbf{cov}(\hat{R}_{ms}, \hat{R}_{em}, \hat{R}_{ls}, \hat{R}_{el}) J^T} \\
 J &= \begin{pmatrix} -1 & -1 & -1 & -1 \\ (\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em})^2 & (\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em})^2 & (\hat{R}_{ls} + \hat{R}_{el})^2 & (\hat{R}_{ls} + \hat{R}_{el})^2 \end{pmatrix}
 \end{aligned}$$

H.14. Modèle M3_TmTm2TiBridge

H.14.1. Réseau RC et représentation physique

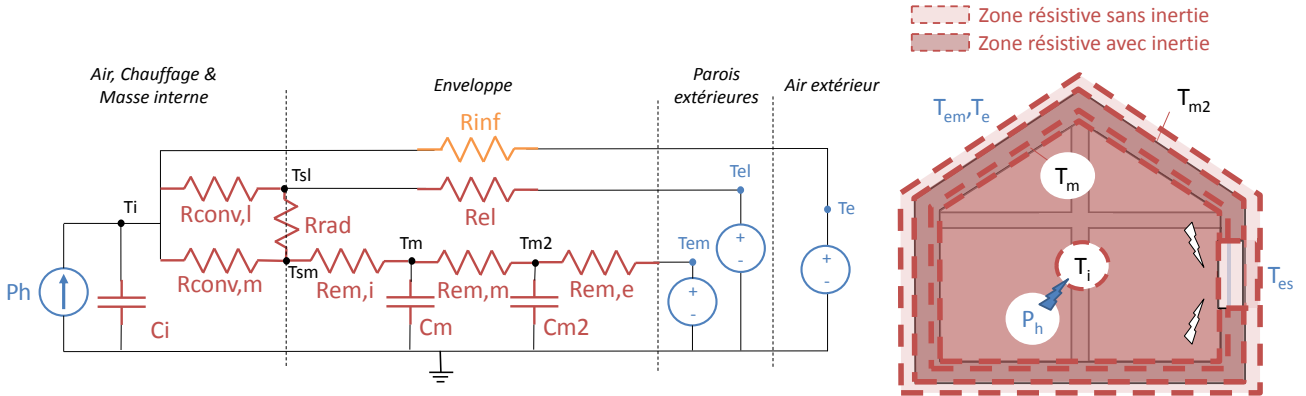


FIGURE H.27 – Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2TiBridge

La structure du modèle est la même que M2_TmTm2TiBridge avec en plus une inertie positionnée sur le nœud d'air.

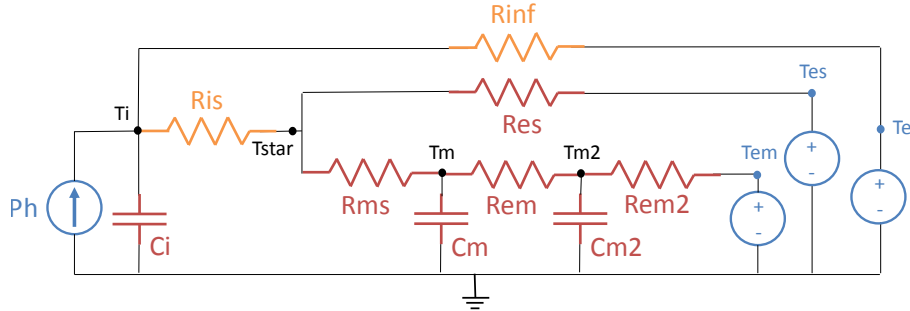


FIGURE H.28 – Représentation du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2TiBridge

H.14.2. Équations du modèle

$$C_i \frac{dT_i}{dt} = R_{is}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{is}^{-1} T_i + R_{es}^{-1} T_{es}}{R_{ms}^{-1} + R_{is}^{-1} + R_{es}^{-1}} - T_i \right] + R_{inf}^{-1} (T_e - T_i) + P_h + \sigma_i \frac{dw_i}{dt}$$

$$C_m \frac{dT_m}{dt} = R_{ms}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{is}^{-1} T_i + R_{es}^{-1} T_{es}}{R_{ms}^{-1} + R_{is}^{-1} + R_{es}^{-1}} - T_m \right] + R_{em}^{-1} (T_{m2} - T_m) + \sigma_m \frac{dw_m}{dt}$$

$$C_{m2} \frac{dT_{m2}}{dt} = R_{em}^{-1} (T_m - T_{m2}) + R_{em2}^{-1} (T_{em} - T_{m2}) + \sigma_{m2} \frac{dw_{m2}}{dt}$$

H.14.3. H_{tr} et incertitude

$$\hat{H}_{tr} = \frac{1}{\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_{em}} + \frac{1}{\hat{R}_{es}}$$

$$\hat{\sigma}_{Htr} = \sqrt{J \text{cov}(\hat{R}_{ms}, \hat{R}_m, \hat{R}_{em}, \hat{R}_{es}) J^T}$$

$$J = \begin{pmatrix} \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_{em})^2} & \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_{em})^2} & \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_{em})^2} & \frac{-1}{\hat{R}_{es}^2} \end{pmatrix}$$

H.16. Modèle M3_TmTm2Tm3Ti

H.16.1. Réseau RC et représentation physique

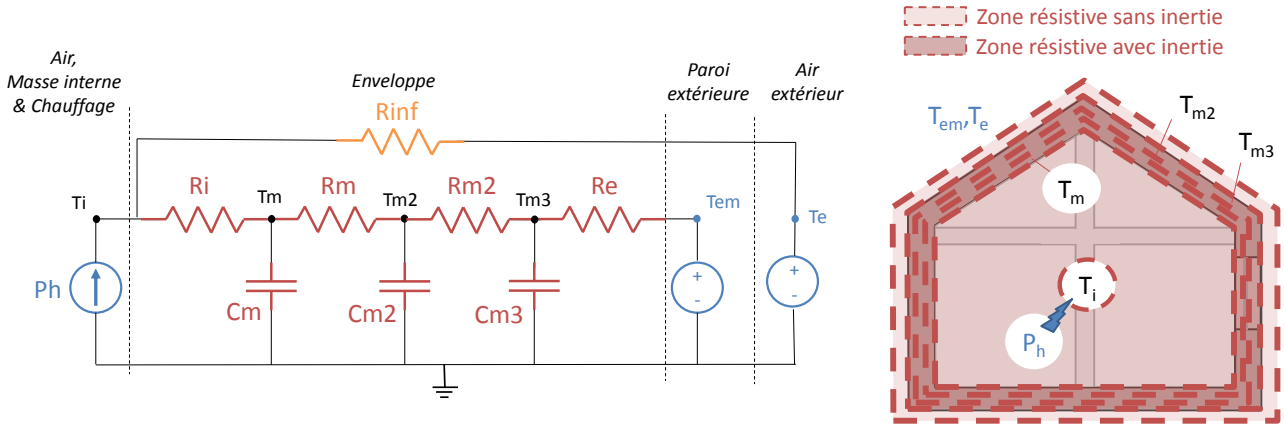


FIGURE H.31 – Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2Tm3Ti

Ici, l'inertie est assimilée à l'ensemble de l'enveloppe avec 3 résistances et capacités en série. On concentre alors toute l'attention sur la dynamique thermique de l'enveloppe.

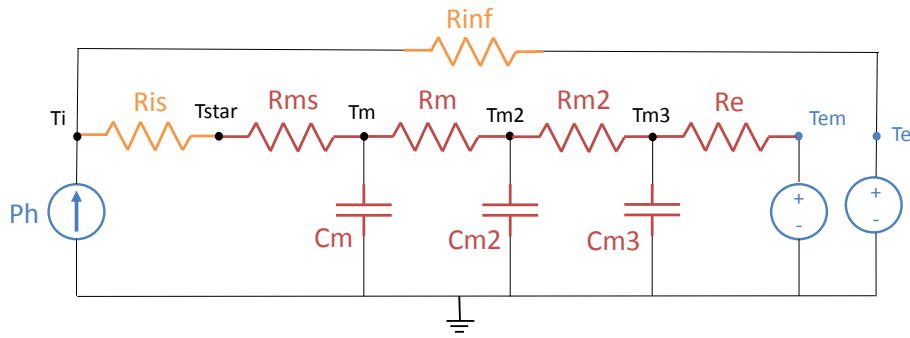


FIGURE H.32 – Représentation du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2Tm3Ti

H.16.2. Équations du modèle

$$C_m \frac{dT_m}{dt} = (R_{ms} + R_{is})^{-1} \left[\frac{(R_{ms} + R_{is})^{-1} T_m + R_{inf}^{-1} T_e + P_h}{(R_{ms} + R_{is})^{-1} + R_{inf}^{-1}} - T_m \right] + R_m^{-1} (T_{m2} - T_m) + \sigma_m \frac{dw_m}{dt}$$

$$C_{m2} \frac{dT_{m2}}{dt} = R_m^{-1} (T_m - T_{m2}) + R_{m2}^{-1} (T_{m3} - T_{m2}) + \sigma_{m2} \frac{dw_{m2}}{dt}$$

$$C_{m3} \frac{dT_{m3}}{dt} = R_{m2}^{-1} (T_{m2} - T_{m3}) + R_e^{-1} (T_{em} - T_{m3}) + \sigma_{m3} \frac{dw_{m3}}{dt}$$

Avec pour équation d'observation :

$$T_i = \frac{(R_{ms} + R_{is})^{-1} T_m + R_{inf}^{-1} T_e + P_h}{(R_{ms} + R_{is})^{-1} + R_{inf}^{-1}} + e(\sigma_{Ti})$$

H.16.3. H_{tr} et incertitude

$$\hat{H}_{tr} = \frac{1}{\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_{m2} + \hat{R}_e}$$

$$\hat{\sigma}_{Htr} = \sqrt{J \text{cov}(\hat{R}_{ms}, \hat{R}_m, \hat{R}_{m2}, \hat{R}_e) J^T}$$

$$J = \begin{pmatrix} \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_{m2} + \hat{R}_e)^2} & \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_{m2} + \hat{R}_e)^2} & \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_{m2} + \hat{R}_e)^2} & \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_m + \hat{R}_{m2} + \hat{R}_e)^2} \end{pmatrix}$$

H.17. Modèle M3_TmTm2TlTi

H.17.1. Réseau RC et représentation physique

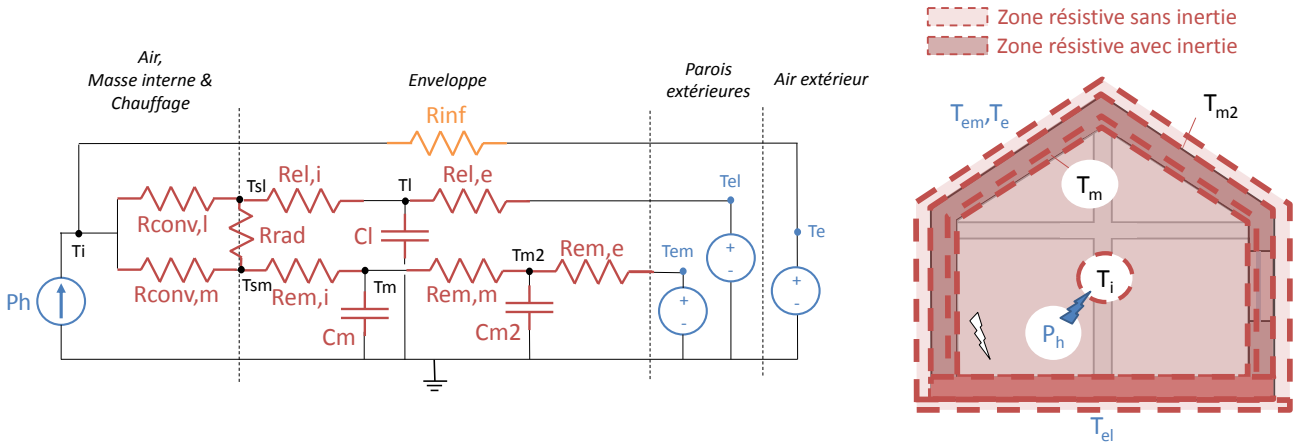


FIGURE H.33 – Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2TlTi

La structure du modèle est une combinaison des modèles M2_TmTm2Ti et M2_TmTlTi.

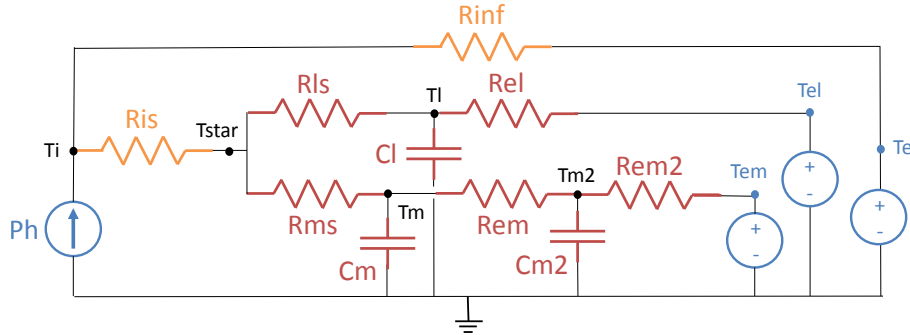


FIGURE H.34 – Représentation du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2TlTi

H.17.2. Équations du modèle

$$C_m \frac{dT_m}{dt} = R_{ms}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{ls}^{-1} T_l + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{ls}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} - T_m \right] + R_{em}^{-1} (T_{m2} - T_m) + \sigma_m \frac{dw_m}{dt}$$

$$C_{m2} \frac{dT_{m2}}{dt} = R_{em}^{-1} (T_m - T_{m2}) + R_{em2}^{-1} (T_{em} - T_{m2})$$

$$C_l \frac{dT_l}{dt} = R_{ls}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{ls}^{-1} T_l + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{ls}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} - T_l \right] + R_{el}^{-1} (T_{el} - T_l) + \sigma_l \frac{dw_l}{dt}$$

Avec pour équation d'observation :

$$T_i = \frac{R_{is}^{-1} \frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{ls}^{-1} T_l + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{ls}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} + R_{inf}^{-1} T_e + P_h}{R_{is}^{-1} + R_{inf}^{-1}} + e(\sigma_{Ti})$$

H.17.3. H_{tr} et incertitude

$$\hat{H}_{tr} = \frac{1}{\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em} + \hat{R}_{em2}} + \frac{1}{\hat{R}_{ls} + \hat{R}_{el}}$$

$$\hat{\sigma}_{Htr} = \sqrt{J \text{cov}(\hat{R}_{ms}, \hat{R}_{em}, \hat{R}_{em2}, \hat{R}_{ls}, \hat{R}_{el}) J^T}$$

$$J = \begin{pmatrix} \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em} + \hat{R}_{em2})^2} & \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em} + \hat{R}_{em2})^2} & \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em} + \hat{R}_{em2})^2} & \frac{-1}{(\hat{R}_{ls} + \hat{R}_{el})^2} & \frac{-1}{(\hat{R}_{ls} + \hat{R}_{el})^2} \end{pmatrix}$$

H.18. Modèle M3_TmTm2TmiTiBridge

H.18.1. Réseau RC et représentation physique

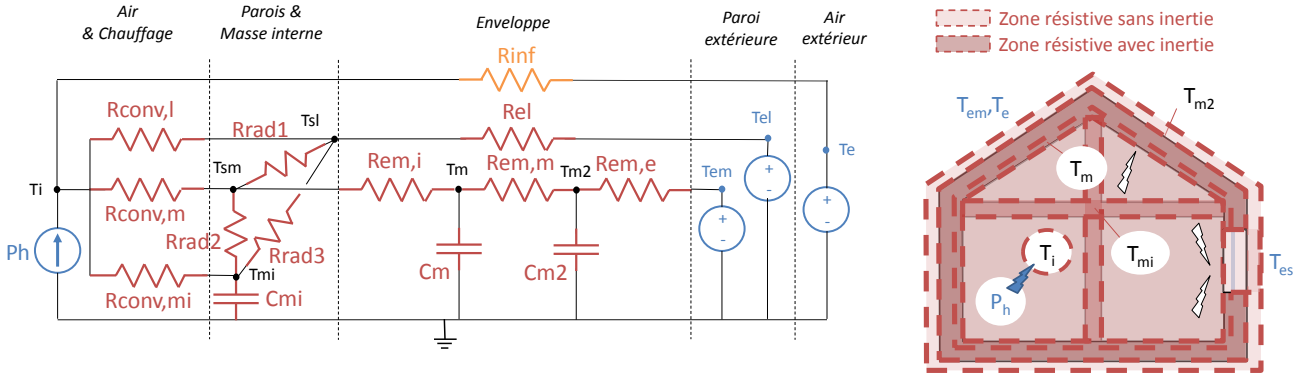


FIGURE H.35 – Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2TmiTiBridge

La structure est identique à celle du modèle M3_TmTm2TmiTi avec en plus une résistance en parallèle sur l'enveloppe (sans inertie) représentant les parois légères.

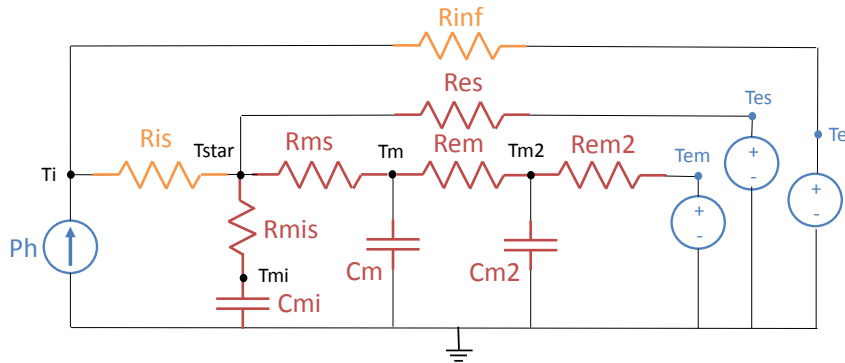


FIGURE H.36 – Représentation du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2TmiTiBridge

H.18.2. Équations du modèle

$$C_m \frac{dT_m}{dt} = R_{ms}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{mis}^{-1} T_{mi} + R_{es}^{-1} T_{es} + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{mis}^{-1} + R_{es}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} - T_m \right] + R_{em}^{-1} (T_{m2} - T_m) + \sigma_m \frac{dw_m}{dt}$$

$$C_{m2} \frac{dT_{m2}}{dt} = R_{em}^{-1} (T_m - T_{m2}) + R_{em2}^{-1} (T_{em} - T_{m2}) + \sigma_{m2} \frac{dw_{m2}}{dt}$$

$$C_{mi} \frac{dT_{mi}}{dt} = R_{mis}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{mis}^{-1} T_{mi} + R_{es}^{-1} T_{es} + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{mis}^{-1} + R_{es}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} - T_{mi} \right] + \sigma_{mi} \frac{dw_{mi}}{dt}$$

Avec pour équation d'observation :

$$T_i = \frac{R_{is}^{-1} \frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{mis}^{-1} T_{mi} + R_{es}^{-1} T_{es} + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{mis}^{-1} + R_{es}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} + R_{inf}^{-1} T_e + P_h}{R_{is}^{-1} + R_{inf}^{-1}} + e(\sigma_{Ti})$$

H.18.3. H_{tr} et incertitude

$$\hat{H}_{tr} = \frac{1}{\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em} + \hat{R}_{em2}} + \frac{1}{\hat{R}_{es}}$$

$$\hat{\sigma}_{Htr} = \sqrt{J \mathbf{cov}(\hat{R}_{ms}, \hat{R}_{em}, \hat{R}_{em2}, \hat{R}_{es}) J^T}$$

$$J = \begin{pmatrix} \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em} + \hat{R}_{em2})^2} & \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em} + \hat{R}_{em2})^2} & \frac{-1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em} + \hat{R}_{em2})^2} & \frac{-1}{\hat{R}_{es}^2} \end{pmatrix}$$

H.19. Modèle M3_TmTm2Tm3TiBridge

H.19.1. Réseau RC et représentation physique

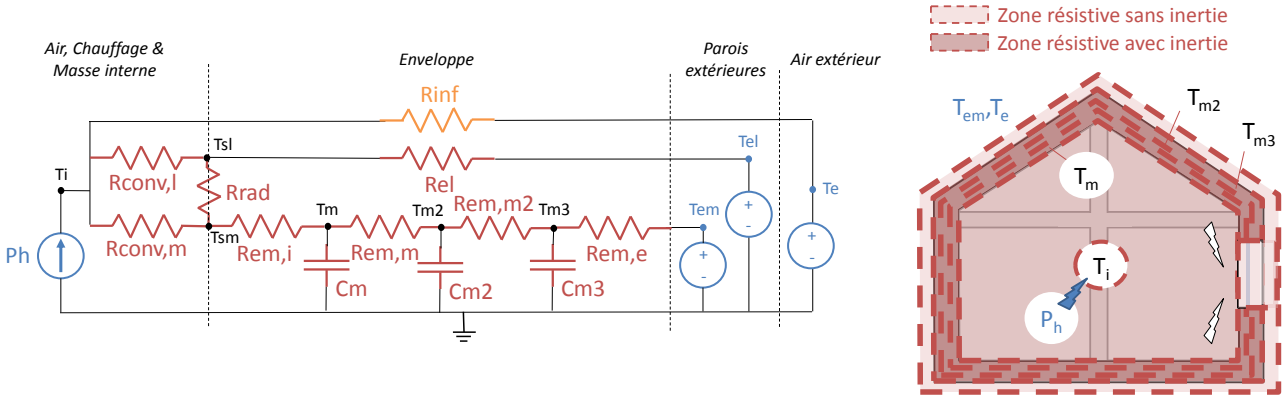


FIGURE H.37 – Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2Tm3TiBridge

La structure est identique à celle du modèle M3_TmTm2Tm3Ti avec en plus une résistance en parallèle sur l'enveloppe (sans inertie) représentant les parois légères.

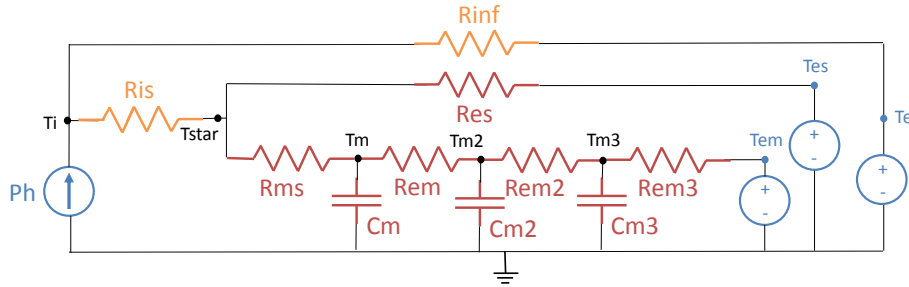


FIGURE H.38 – Représentation du réseau RC du modèle réduit M3_TmTm2Tm3TiBridge

H.19.2. Équations du modèle

$$C_m \frac{dT_m}{dt} = R_{ms}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{es}^{-1} T_{es} + (R_{is} + R_{inf})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{(R_{is} + R_{inf})^{-1} + R_{ms}^{-1} + R_{es}^{-1}} - T_m \right] + R_{em}^{-1} (T_{m2} - T_m) + \sigma_m \frac{dw_m}{dt}$$

$$C_{m2} \frac{dT_{m2}}{dt} = R_{em}^{-1} (T_m - T_{m2}) + R_{em2}^{-1} (T_{m3} - T_{m2}) + \sigma_{m2} \frac{dw_{m2}}{dt}$$

$$C_{m3} \frac{dT_{m3}}{dt} = R_{em2}^{-1} (T_{m2} - T_{m3}) + R_{em3}^{-1} (T_{em} - T_{m3}) + \sigma_{m3} \frac{dw_{m3}}{dt}$$

Avec pour équation d'observation :

$$T_i = \frac{R_{is}^{-1} \frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{es}^{-1} T_{es} + (R_{is} + R_{inf})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{(R_{is} + R_{inf})^{-1} + R_{ms}^{-1} + R_{es}^{-1}} + R_{inf}^{-1} T_e + P_h}{R_{is}^{-1} + R_{inf}^{-1}} + e(\sigma_{Ti})$$

H.19.3. H_{tr} et incertitude

$$\hat{H}_{tr} = \frac{1}{\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em} + \hat{R}_{em2} + \hat{R}_{em3}} + \frac{1}{\hat{R}_{es}}$$

$$\hat{\sigma}_{Htr} = \sqrt{J \mathbf{cov}(\hat{R}_{ms}, \hat{R}_{em}, \hat{R}_{em2}, \hat{R}_{em3}, \hat{R}_{es}) J^T}$$

$$J = \begin{pmatrix} -1 & \dots & \dots & -1 & -1 \\ \frac{1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em} + \hat{R}_{em2} + \hat{R}_{em3})^2} & \dots & \dots & \frac{1}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em} + \hat{R}_{em2} + \hat{R}_{em3})^2} & \frac{1}{\hat{R}_{es}^2} \end{pmatrix}$$

H.20. Modèle M3_TmTmiTlTi

H.20.1. Réseau RC et représentation physique

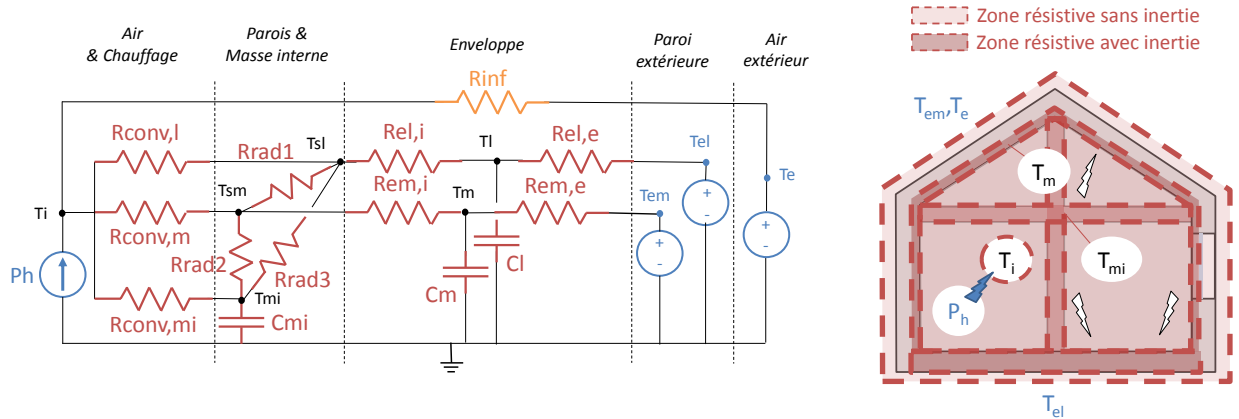


FIGURE H.39 – Représentation physique équivalente du réseau RC du modèle réduit M3_TmTmiTlTi

Dans ce modèle, l'inertie est assignée séparément aux parois lourdes, légères et à la masse interne (en considérant les échanges radiatifs entre ces 3 ensembles).

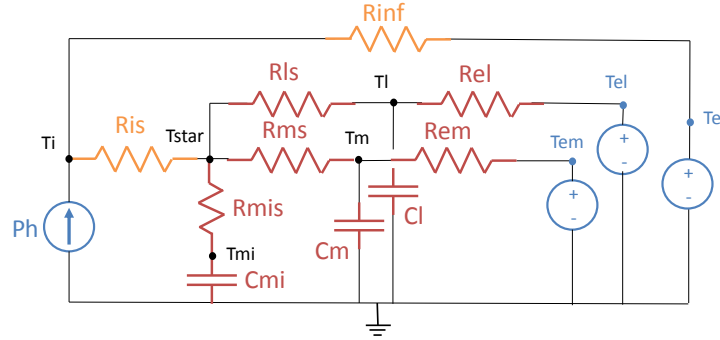


FIGURE H.40 – Représentation du réseau RC du modèle réduit M3_TmTmiTlTi

H.20.2. Équations du modèle

$$C_m \frac{dT_m}{dt} = R_{ms}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{ls}^{-1} T_l + R_{mis}^{-1} T_{mi} + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{ls}^{-1} + R_{mis}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} - T_m \right] + R_{em}^{-1} (T_{em} - T_m) + \sigma_m \frac{dw_m}{dt}$$

$$C_{mi} \frac{dT_{mi}}{dt} = R_{mis}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{ls}^{-1} T_l + R_{mis}^{-1} T_{mi} + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{ls}^{-1} + R_{mis}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} - T_{mi} \right] + \sigma_{mi} \frac{dw_{mi}}{dt}$$

$$C_l \frac{dT_l}{dt} = R_{ls}^{-1} \left[\frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{ls}^{-1} T_l + R_{mis}^{-1} T_{mi} + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{ls}^{-1} + R_{mis}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} - T_l \right] + R_{el}^{-1} (T_{el} - T_l) + \sigma_l \frac{dw_l}{dt}$$

Avec pour équation d'observation :

$$T_i = \frac{R_{is}^{-1} \frac{R_{ms}^{-1} T_m + R_{ls}^{-1} T_l + R_{mis}^{-1} T_{mi} + (R_{inf} + R_{is})^{-1} (T_e + P_h R_{inf})}{R_{ms}^{-1} + R_{ls}^{-1} + R_{mis}^{-1} + (R_{inf} + R_{is})^{-1}} + R_{inf}^{-1} T_e + P_h}{R_{is}^{-1} + R_{inf}^{-1}} + e(\sigma_{Ti})$$

H.20.3. H_{tr} et incertitude

$$\hat{H}_{tr} = \frac{1}{\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em}} + \frac{1}{\hat{R}_{ls} + \hat{R}_{el}}$$

$$\hat{\sigma}_{Htr} = \sqrt{J \text{cov}(\hat{R}_{ms}, \hat{R}_{em}, \hat{R}_{ls}, \hat{R}_{el}) J^T}$$

$$J = \begin{pmatrix} -1 & -1 & -1 & -1 \\ (\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em})^2 & (\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em})^2 & (\hat{R}_{ls} + \hat{R}_{el})^2 & (\hat{R}_{ls} + \hat{R}_{el})^2 \end{pmatrix}$$

H.21. Modèles alternatifs "SemiBridge"

Il n'est pas rare que les modèles "Bridge" (avec représentation des parois légères sans inertie) aboutissent à des résultats non significatifs faute de données suffisantes pour identifier correctement la résistance R_{es} .

Les réseaux RC des modèles "SemiBridges" sont identiques à ceux des modèles "Bridge". En revanche, le degré de liberté sur le paramètre R_{es} est enlevé.

Il existe alors une répartition imposée entre R_{es} et la somme des résistances des parois lourdes :

$$\frac{R_{léger}}{R_{lourd}} = \frac{R_{es}}{R_{ms} + R_{em}(+R_{em2})(+R_{em3})} = \beta \quad (\text{H.1})$$

Ce rapport est alors fixé à sa valeur conventionnelle, calculée par les règles Th-U [CSTB, 2012a].

H.21.1. Changements pour les équations des modèles

Il suffit d'ajouter le paramètre β comme entrée et de substituer le terme R_{es} dans les équations d'état et d'observation par :

$$R_{es} = \beta[R_{ms} + R_{em}(+R_{em2})(+R_{em3})] \quad (\text{H.2})$$

H.21.2. Changements pour le calcul du H_{tr}

Là encore, en réutilisant l'équation H.2, on obtient :

$$\hat{H}_{tr} = \frac{1 + 1/\beta}{\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em}(+\hat{R}_{em2})(+\hat{R}_{em3})} \quad (\text{H.3})$$

Cette substitution s'applique également aux termes de la matrice jacobienne permettant de calculer l'incertitude du H_{tr} :

$$J = \left(\frac{-1 - 1/\beta}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em}(+\hat{R}_{em2})(+\hat{R}_{em3}))^2} \quad \dots \quad \frac{-1 - 1/\beta}{(\hat{R}_{ms} + \hat{R}_{em}(+\hat{R}_{em2})(+\hat{R}_{em3}))^2} \right) \quad (\text{H.4})$$

Et enfin :

$$\hat{\sigma}_{Htr} = \sqrt{J \text{cov}(\hat{R}_{ms}, \hat{R}_{em}, \hat{R}_{em2}, \hat{R}_{em3}) J^T} \quad (\text{H.5})$$



FOLIO ADMINISTRATIF

THESE DE L'UNIVERSITE DE LYON OPEREE AU SEIN DE L'INSA LYON

NOM : THÉBAULT

DATE de SOUTENANCE : 27/01/2017

Prénoms : Simon Romain

TITRE : Évaluation in situ des performances thermiques de l'enveloppe des bâtiments

NATURE : Doctorat

Numéro d'ordre : 2017LYSEI008

Ecole doctorale : Mécanique, Énergétique, Génie Civil, Acoustique (MÉGA)

Spécialité : Thermique – Énergétique

RESUME :

Dans un contexte d'économie d'énergie et de réduction des émissions de gaz à effet de serre, de nombreux efforts ont été réalisés en France pour renforcer l'isolation de l'enveloppe des bâtiments afin de contribuer à réduire les consommations de chauffage.

Toutefois, il arrive souvent que pour diverses raisons la performance thermique calculée avant construction ou rénovation ne soit pas atteinte sur le terrain (erreur de calcul, défauts de mise en œuvre, isolant non conforme, etc.). Or, pour pouvoir généraliser la construction de bâtiments à basse consommation et la rénovation, il faut pouvoir garantir aux maîtres d'ouvrages une performance réelle de leur bâtiment après travaux. Le fait de mesurer in situ la performance intrinsèque d'isolation thermique de l'enveloppe permet de contribuer à cette garantie.

Il existe à l'échelle internationale de nombreuses méthodes basées sur le suivi des consommations et des conditions thermiques intérieures et extérieures. Certaines ont déjà fait leurs preuves sur le terrain, mais sont souvent soit contraignantes, soit peu précises. Et surtout, les calculs d'incertitude associés sont souvent rudimentaires.

L'objectif de ce travail financé par le CSTB est de consolider scientifiquement une nouvelle méthode de mesure de la qualité d'isolation globale d'un bâtiment à réception des travaux (méthode ISABELE).

Dans le premier chapitre, un état de l'art sur les méthodes existantes a été réalisé afin de dégager des pistes d'amélioration sur la base d'une synthèse comparative. La piste prioritaire identifiée porte sur le calcul d'incertitude (qui est un point central du problème). La propagation des erreurs aléatoires par approche bayésienne ainsi que la propagation des erreurs systématiques par une approche plus classique feront l'objet de la méthodologie globale proposée dans le second chapitre.

L'une des importantes sources d'incertitude porte sur l'évaluation du débit d'infiltration au cours du test. La caractérisation de cette incertitude et de l'impact sur le résultat de mesure fera l'objet du troisième chapitre, avec un comparatif de différentes approches expérimentales (règle du pouce, modèles aérauliques, gaz traceur).

Enfin, une amélioration de la prise en compte de la dynamique thermique du bâtiment au cours du test sera proposée dans le dernier chapitre. Son fondement repose sur l'adaptation du modèle thermique inverse en fonction du bâtiment et des conditions du test. Pour cela, une sélection parmi une banque de modèles simplifiés est réalisée sur la base de critères statistiques et du principe de parcimonie.

Ces différentes dispositions ont été testées sur une large série de mesures menées sur un même bâtiment à ossature bois (chalet OPTIMOB). La robustesse et la précision du résultat de mesure ont ainsi pu être légèrement améliorées. La méthode de calcul du débit d'infiltration, ni trop simple ni trop complexe, a pu également être validée. Enfin, un ordre d'idée plus précis du temps de mesure minimal nécessaire a pu être déterminé en fonction de la classe d'inertie du bâtiment.

MOTS-CLÉS : Garantie de performance énergétique, mesures in situ, méthode inverse

Laboratoire (s) de recherche : Centre d'Énergétique et de Thermique de Lyon (CETHIL – UMR 5008)

Directeur de thèse: Frédéric KUZNIK

Présidente de jury : Monika WOLOSZYN

Composition du jury : Staf ROELS, Christian INARD, Laurent MORA, Stéphanie DEROUINEAU, Frédéric KUZNIK, Daniel QUENARD, Jean-Jacques ROUX

