



## SMART-RENO

### FIABILISER, PROFESSIONNALISER, VALORISER LA RENOVATION ENERGETIQUE

### PREMIER VOLET : FIABILISATION

LIVRABLE T1.3 / Analyse par modélisation

Auteurs : Thierry Duforestel, Kods Grissa Nacib,  
Pascal Dalicieux (EDF R&D)  
Maxime Doya, Kévin Taurines (Tipee)

Février 2022



## SOMMAIRE

1	Introduction.....	3
2	Objectifs.....	3
3	Méthodologie .....	3
4	Défaut d'étanchéité des fenêtres .....	4
4.1	Phénoménologie.....	4
4.2	Mise en évidence expérimentale.....	5
4.3	Modèle physique du défaut et calage expérimental .....	10
4.4	Discussion et analyse d'impact .....	10
5	Système d'enduit sur isolant sur mur support rugueux.....	12
5.1	Phénoménologie.....	12
5.2	Mise en évidence expérimentale.....	13
5.3	Modèle physique du défaut et calage expérimental .....	14
5.4	Discussion et analyse d'impact .....	16
6	Isolation de rampant de toiture sans écran de sous-toiture.....	16
6.1	Phénoménologie.....	16
6.2	Mise en évidence expérimentale.....	17
6.3	Modèle physique du défaut et calage expérimental .....	23
6.4	Discussion et analyse d'impact .....	24
7	Défaut d'étanchéité et d'isolation des trappes d'accès aux combles .....	25
7.1	Phénoménologie.....	25
7.2	Mise en évidence expérimentale.....	26
7.3	Modèle physique du défaut et calage expérimental .....	30
7.4	Discussion et analyse d'impact .....	38
8	Isolant extérieur exposé à la pluie pendant la phase de pose (pour TIPEE).....	39
8.1	Présentation de l'étude expérimentale et de la démarche de l'étude numérique.....	39
8.2	Etude de la couche d'isolant seule .....	40
8.2.1	Choix du matériau représentant l'isolant mis en œuvre.....	40
8.3	Impact de la teneur en eau initiale sur la performance énergétique .....	46
8.4	Etude de la paroi complète.....	54
8.5	Discussion et analyse d'impact .....	55

# 1 INTRODUCTION

Le projet Smart-Réno a permis de lancer un volume exceptionnel d'essais de grande ampleur (en climat naturel, sur de longues périodes) visant à mesurer l'impact énergétique réel de défauts courants affectant quelques solutions de rénovation classiques. Les solutions ont été choisies parmi celles qui sont les plus employées en rénovation. Et les défauts qui ont été sélectionnés se caractérisent par un impact supposé important, mais difficilement évaluable sans un retour expérimental précis.

- Manque d'étanchéité des fenêtres de rénovation montées sur un dormant bois existant.
- Système d'enduit sur isolant posé sur un mur support présentant une forte rugosité de surface.
- Isolation de rampant de toiture sans écran de sous-toiture.
- Trappe d'accès au comble non isolée ou fuyarde.
- Isolant de système d'isolation thermique par l'extérieur exposé à la pluie pendant le processus de pose.

Les essais destinés à identifier l'impact énergétique de ces défauts ont été réalisés dans le cadre de la précédente tâche du volet 1 de Smart-Réno (tâche 1.2). La tâche 1.3, à laquelle ce rapport est entièrement consacré et en constitue le livrable, est dédiée à l'analyse par la modélisation physique des résultats de ces essais.

## 2 OBJECTIFS

Le principal objectif de cette tâche est de traduire les constatations expérimentales en mécanismes puis en modèles physiques décrivant les défauts. Il s'agit de décrire notre vision des phénomènes physiques qui lient un défaut à son impact énergétique, puis de développer et de caler des modèles (jeux d'équations et d'hypothèses) représentatifs de ces phénomènes. Les modèles développés s'appuient sur des caractéristiques physiques dépendant du cas d'étude. Nous nous appuyerons sur les résultats détaillés des essais pour caler ces caractéristiques et valider la pertinence des modèles de défaut. L'idée poursuivie ici est de pouvoir intégrer ces modèles dans les outils dédiés à l'évaluation énergétique des bâtiments. On sera ainsi en mesure de prédire l'impact énergétique des défauts au-delà des seules configurations expérimentales de Smart-Réno, dans toutes les configurations possibles de bâtiments et de climats.

## 3 METHODOLOGIE

Les moyens expérimentaux mis en œuvre offrent une grande variété de résultats dans différentes conditions de sollicitation des composants et à différentes échelles. On trouve des conditions d'été, de mi-saison et d'hiver, en évolution libre et en conditions intérieures régulées et parfois avec différentes configurations du défaut. L'impact des défauts peut s'évaluer globalement à l'échelle des cellules expérimentales par l'examen de leur consommation énergétique, ou beaucoup plus finement par l'examen des mesures de centaines de capteurs disséminés dans les cellules, les composants étudiés et l'environnement extérieur qui révèlent la phénoménologie thermique qui se met en place.

Ainsi le champ des possibles est très étendu et, face à cette masse expérimentale gigantesque, nous sommes astreints à adopter les approches les plus pragmatiques, les plus pratiques et les plus fiables pour traquer la réalité physique des phénomènes générés par les défauts qui dégradent la performance thermique des solutions de rénovation étudiées.

Chacun des chapitres à venir de ce rapport sera consacré à l'analyse d'un défaut. Dans chaque cas, la démarche de compréhension physique sera décrite, les données expérimentales utilisées seront détaillées, les modèles énergétiques des défauts seront décrits et argumentés. Enfin, un volet d'analyse et de discussion mettra en perspective les résultats obtenus dans un cadre plus large. Il s'agira le plus souvent de faire valoir l'importance du défaut au regard de la performance attendue de la solution de rénovation et au regard de la performance énergétique de l'ensemble du bâtiment.

Bien entendu, l'intégralité des données mesurées a été conservée et capitalisée. C'est la matière brute de nos analyses et elle pourra être exploitée dans le futur pour d'éventuels nouveaux besoins.

## 4 DEF AUT D'ETANCHEITE DES FENETRES



### 4.1 PHENOMENOLOGIE

Le manque d'étanchéité entre une fenêtre de réhabilitation et le cadre existant dans lequel elle est posée est un défaut très courant de la rénovation. Plusieurs raisons peuvent expliquer la présence de ce défaut (voir par exemple le rapport de la tâche 1.4 à ce sujet).

Dans ces conditions, sous l'effet du vent (qui sollicite sans cesse les façades en surpression ou en dépression) et des différences de température en entre l'intérieur et l'extérieur (qui créent du tirage thermique) les défauts d'étanchéité deviennent des lieux d'échange d'air entre l'intérieur et l'extérieur.

Dans une vision simplifiée, que l'air rentre ou qu'il sorte du bâtiment, l'impact énergétique est le même. L'air qui entre en hiver devra être chauffé. L'air qui sort en hiver sera remplacé par de l'air qui entre et qui donc devra aussi être chauffé.

Dans une vision plus complète du bâtiment, ce propos peut être modulé. Par exemple, si une VMC est installée, le débit d'air total sortant du bâtiment est régulé et est conservé tant qu'il n'y a pas de débit supplémentaire qui traverse complètement le bâtiment (qui entre par une façade et qui sort par une autre).

Cependant, notamment dans le cas des maisons individuelles qui présentent presque toujours des ouvertures sur plusieurs façades, l'absence de débit traversant est une hypothèse difficilement tenable. De plus, dans le cas de la rénovation des fenêtres, il est courant de remplacer en même temps toutes les fenêtres de la maison. De ce fait, l'absence de joint affectera toutes les façades ce qui créera une situation favorable au débit traversant.

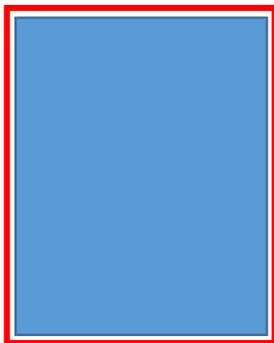
Ainsi, dans notre approche, nous avons considéré que tout débit d'air mesuré au travers des fenêtres avait un impact énergétique, estimé par le flux enthalpique. Ainsi la puissance perdue par fuite d'air ( $P$  en  $W$ ) sera estimée par la formule :

$P = 0,34 Q (T_{int} - T_{ext})$  où  $Q$  est le débit volumique de la fuite d'air exprimé en  $m^3/h$ .

## 4.2 MISE EN EVIDENCE EXPERIMENTALE

Lors des essais, une cellule de test a été équipée d'une fenêtre parfaitement posée et une cellule jumelle a été équipée de la même fenêtre mais avec des défauts d'étanchéité :

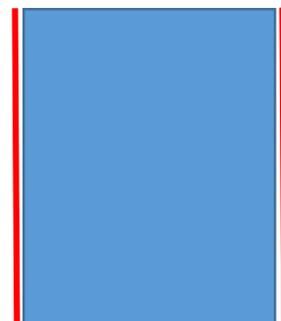
- Absence de joints verticaux (configuration V)
- Absence de joints horizontaux (configuration H)
- Absence de joints sur tout le périmètre (configuration P)



Configuration P



Configuration H



Configuration V

Les différents défauts se sont succédé dans le processus expérimental. Ainsi, chaque configuration de défaut a été mesurée sur une période qui lui est propre, et donc dans des conditions climatiques spécifiques. Comme décrit dans la partie « Phénoménologie », on sait que l'impact énergétique du défaut est proportionnel à l'écart de température entre l'intérieur et l'extérieur. Afin d'unifier les résultats mesurés pour les différentes configurations, nous présentons donc ici les pertes thermiques de chaque cas, ramenée à l'unité d'écart de température entre l'intérieur et l'extérieur.

Les cellules sont réputées parfaitement étanches sauf au niveau des fenêtres. De plus la cellule avec la fenêtre parfaitement posée est jumelle de celle avec la fenêtre présentant des défauts.

Chaque cellule de test est équipée d'un anémomètre intégré dans un tuyau calibré (diamètre 10 cm) qui connecte la cellule avec la garde thermique. Ce dispositif permet de mesurer toutes les minutes la

vitesse de l'air qui entre par la fenêtre (vitesse positive) ou qui en sort (vitesse négative). Cette vitesse multipliée par la section du tuyau permet de mesurer le débit volumique traversant la fenêtre.

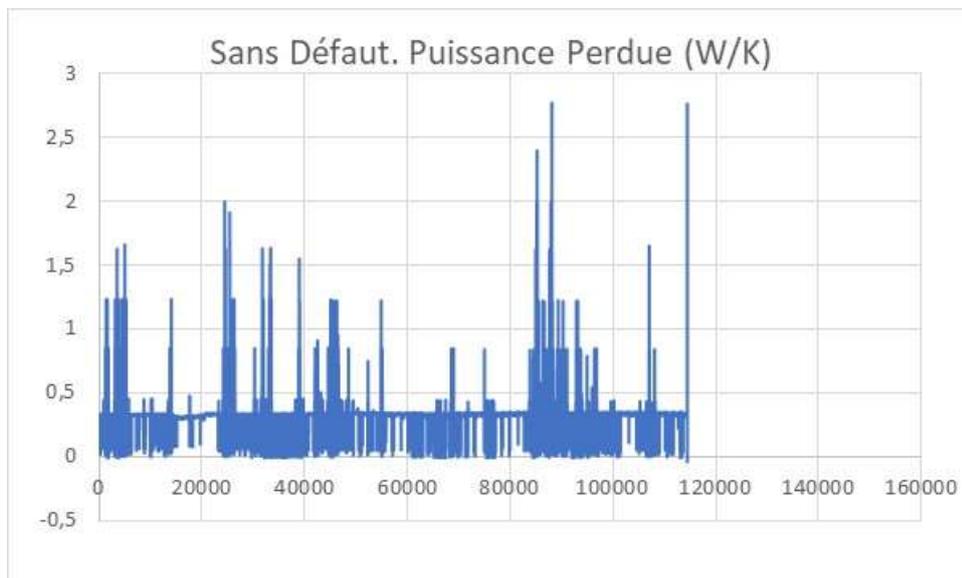
Les températures sont également relevées toutes les minutes à l'intérieur des cellules et à l'extérieur.

Ainsi à chaque pas de mesure on peut évaluer la puissance perdue par la fenêtre et la puissance perdue par unité d'écart de température.

$$P \text{ (en W)} = 0,34 Q (T_{\text{int}} - T_{\text{ext}})$$

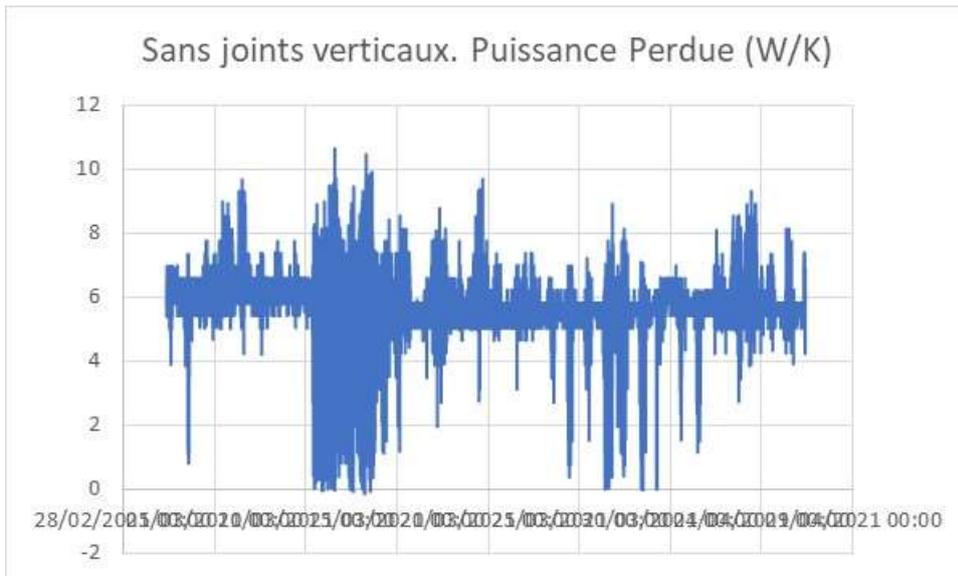
$$P \text{ (en W/K)} = 0,34 Q (T_{\text{int}} - T_{\text{ext}})$$

Les résultats pour les différentes configurations sont donnés sur les figures suivantes.



Moyenne	0,3062869
Min	0
Max	2,76044877

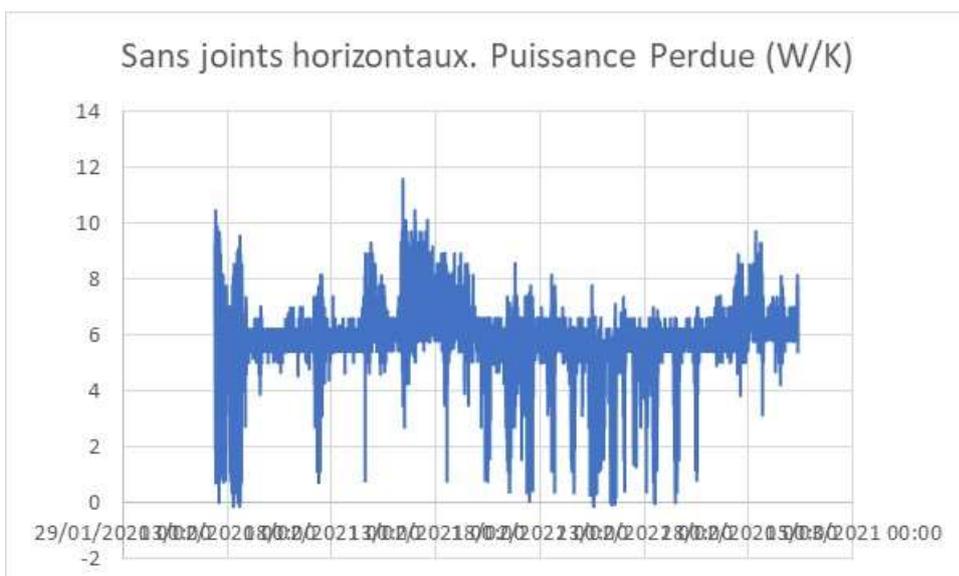
Pertes en W/K dans le cas sans étanchéité verticale



Moyenne  
Min  
Max

5,65593317  
0  
9,70050894

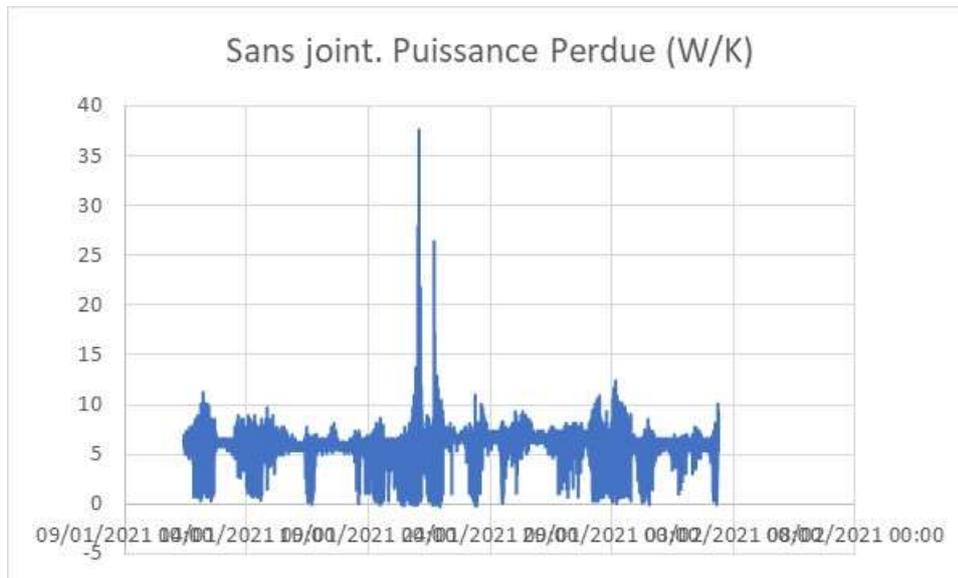
Pertes en W/K dans le cas sans étanchéité horizontale :



Moyenne 5,99178507  
Min 0,00087834

Max 11,5772211

Pertes en W/K dans le cas sans aucune étanchéité :



Moyenne 6,020823198  
Min 7,63776E-05  
Max 37,63580708

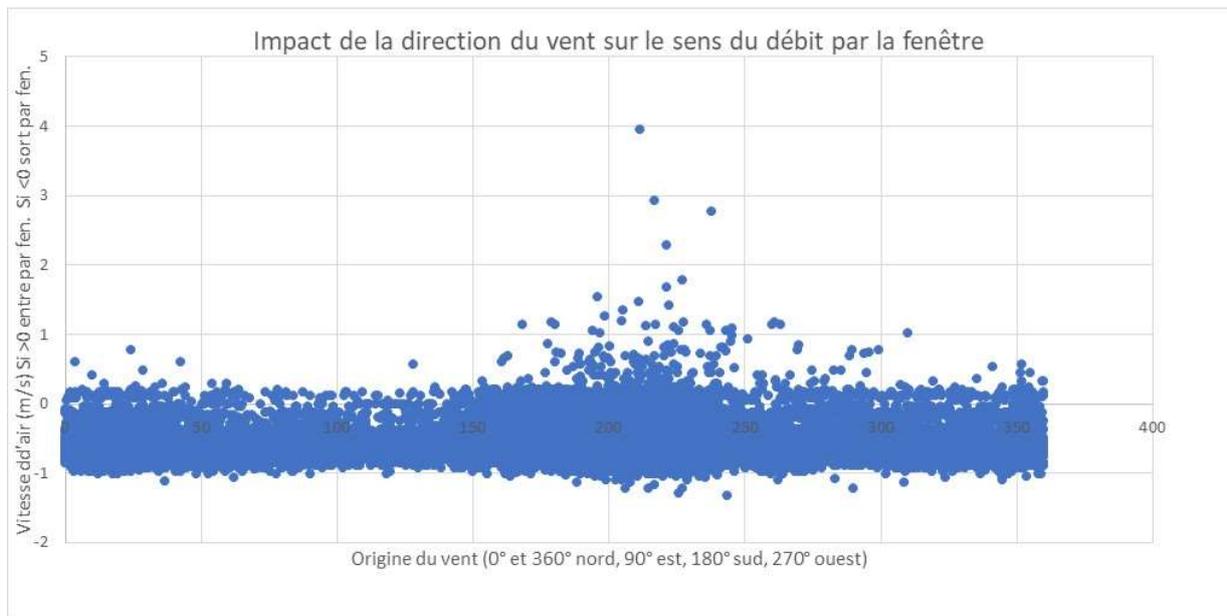
On notera donc que selon la nature du défaut d'étanchéité reproduit, la conséquence sur la déperdition occasionnée se situe entre 5,7 et 6 W/K

Comme mentionné plus haut, chaque cellule de test est équipée d'un anémomètre. C'est ce dispositif qui mesure la vitesse de l'air qui entre ou sort par la fenêtre.

- Si l'air entre dans la cellule par la fenêtre, l'anémomètre affiche une vitesse positive.
- Si l'air sort de la cellule par la fenêtre, l'anémomètre affiche une vitesse négative.

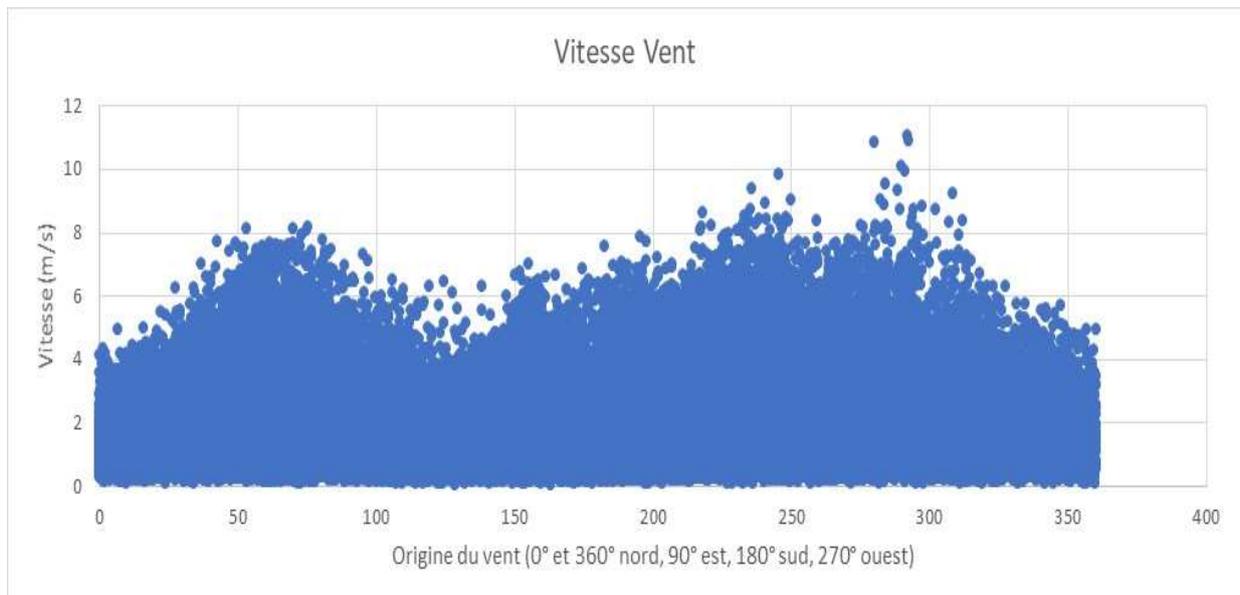
Nous avons cherché à déterminer si la direction du vent (mesurée aussi à chaque minute) permettait de déterminer les périodes d'entrées ou de sorties d'air par la fenêtre avec défaut. Pour cela nous avons tracé à chaque instant de mesure la vitesse mesurée par l'anémomètre (positive ou négative) en fonction de la direction du vent (représentée par un angle : vent du nord : 0° ou 360° ; vent d'est : 90° ; vent du sud : 180° ; vent d'ouest : 270°).

La figure suivante tend à indiquer que ce n'est pas le cas. Il y a certes une influence visible des vents de sud et de sud-ouest qui tendent à provoquer des entrées d'air significatives (les fenêtres sont posées en façade sud qui est mise en surpression par les vents de sud). Mais on voit que toutes les directions de vent peuvent s'accompagner aussi bien de sorties d'air que d'entrées d'air.



On peut remarquer cependant que nous n'introduisons ici que la direction du vent et pas sa vitesse. La vitesse mesurée sur la figure ci-dessus est celle de l'anémomètre situé dans la cellule.

Pour compléter cette vision nous présentons ci-dessous les vitesses de vent relevées sur le site en fonction des mêmes orientations.



On constate un talon de vent, de l'ordre de 4 m/s, dans toutes les directions, la dominance attendue des vents d'ouest et une bosse non négligeable sur les vents de nord-est.

De cette situation, on peut conclure les éléments suivants :

- Les fenêtres sont plus sujettes à des sorties d'air qu'à des entrées d'air.
- Cela peut avoir plusieurs explications complémentaires :
  - Les vents dominants du sites (les plus fréquents et les plus forts) ont plutôt tendance à mettre la façade sud en dépression.

- Les vents sont peu fréquents et de faible vitesse sur la période de mesure ce qui tend à favoriser les transferts d'air par tirage thermique qui eux sont permanents.

### 4.3 MODELE PHYSIQUE DU DEFAUT ET CALAGE EXPERIMENTAL

Comme expliqué plus haut le modèle physique du défaut est très simple. Il représente la puissance perdue par toute fuite d'air (P en W) par son flux enthalpique :

$P = 0,34 Q (T_{int} - T_{ext})$  où Q est le débit volumique de la fuite d'air exprimé en m<sup>3</sup>/h.

### 4.4 Discussion et analyse d'impact

Si l'on fait l'hypothèse que la fenêtre remplace une ancienne fenêtre simple vitrage mais très bien posée, c'est-à-dire sans fuite. Alors les pertes de la fenêtre initiales se limitent aux pertes par conduction et aux pertes par fuite mesurées ici pour la fenêtre parfaitement posée.

Donc la puissance perdue par la fenêtre initiale par degré d'écart de température est :

$U_S + 0,3 \text{ W/K}$

Le U typique d'une telle fenêtre est de l'ordre de 4,5 W/m<sup>2</sup>K, la puissance perdue par la fenêtre initiale devient alors :

$P_{ini} = 4,5 \times S + 0,3 \text{ W/K}$

La fenêtre posée pour notre essai est une bonne fenêtre de rénovation qui présente un U de 1,3 W/m<sup>2</sup>K, et si elle est très bien posée, sans défaut de joint d'étanchéité sa déperdition finale est :

$P_{fin-sd} = 1,3 \times S + 0,3 \text{ W/K}$

Dans le cas où cette fenêtre est mal posée (avec défauts de joints d'étanchéité) sa déperdition s'exprime alors selon la nature du défaut :

$P_{fin-ad} = 1,3 \times S + (5,7 \text{ à } 6) \text{ W/K}$

Il en résulte la perte entre la fenêtre initiale et la fenêtre de rénovation bien posée :

$$(P_{fin-ad}) - (P_{fin-sd}) = 5,36 \text{ à } 5,7 \text{ W/K}$$

Gain par rapport à la fenêtre initiale :

$$\text{Gain} = P_{ini} - P_{fin} = (4,5 \times S + 0,3 \text{ W/K}) - (1,3 \times S + (5,7 \text{ à } 6) \text{ W/K})$$

**Dans le cas d'une fenêtre bien posée**, le gain en déperdition s'écrit :

$$P_{ini} - P_{fin-sd} = (4,5 \times S + 0,3 \text{ W/K}) - (1,3 \times S + 0,3 \text{ W/K}) = 3,2 \text{ S W/K}$$

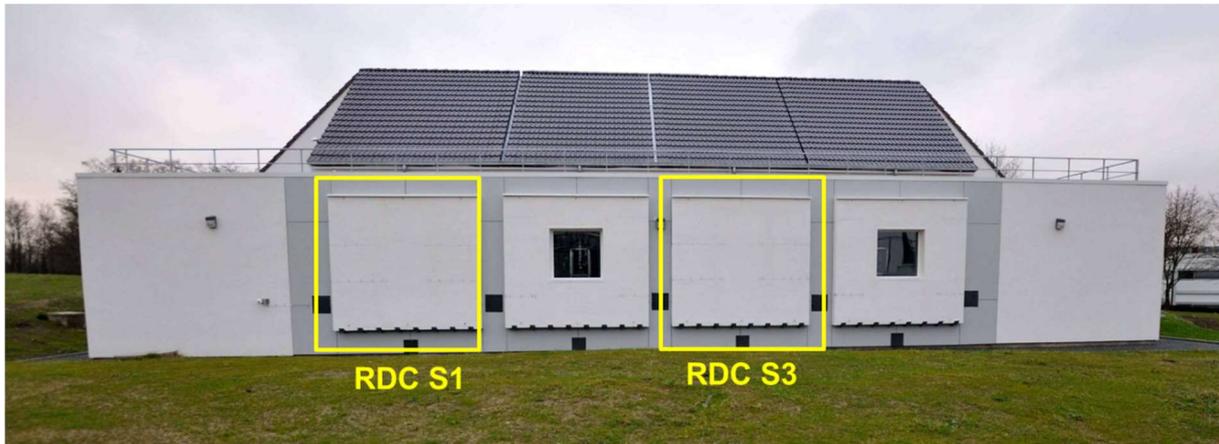
Soit pour une fenêtre moyenne de 2 m<sup>2</sup> un **Gain = 6,4 W/K**

**Dans le cas d'une fenêtre mal posée** le gain en déperdition s'écrit :

Gain = 3,2 S - (5,7 à 6) W/K

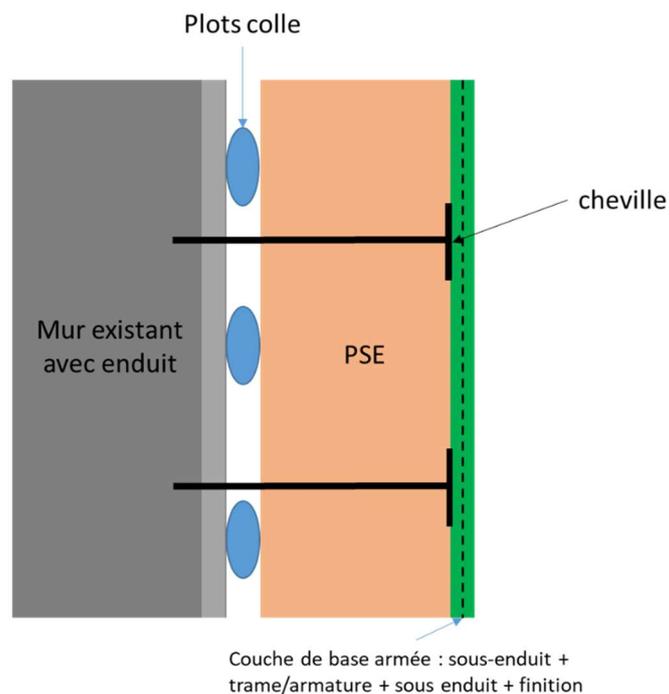
Soit pour une fenêtre moyenne de 2 m<sup>2</sup> un **Gain = 0,4 à 0,7 W/K**, soit entre 9 et 16 fois moins que prévu, et il s'en faut peu pour que le gain soit négatif (situation pire après qu'avant).

## 5 SYSTEME D'ENDUIT SUR ISOLANT SUR MUR SUPPORT RUGUEUX



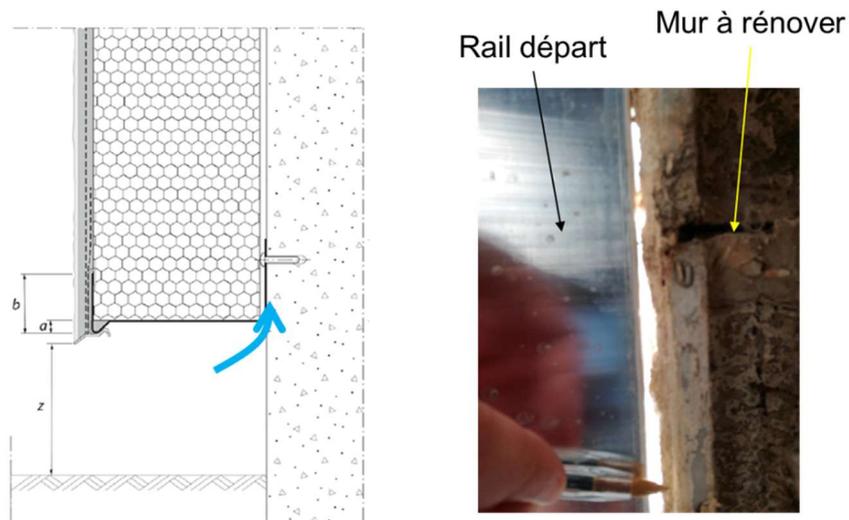
### 5.1 PHENOMENOLOGIE

Le système posé pour cet essai est un enduit sur isolant collé et chevillé. Pour des raisons pratiques, le collage de l'isolant sur le mur support se fait le plus souvent par plots ou par boudins (figure suivante). Ce mode de pose génère une lame d'air de l'ordre du cm au dos de l'isolant.



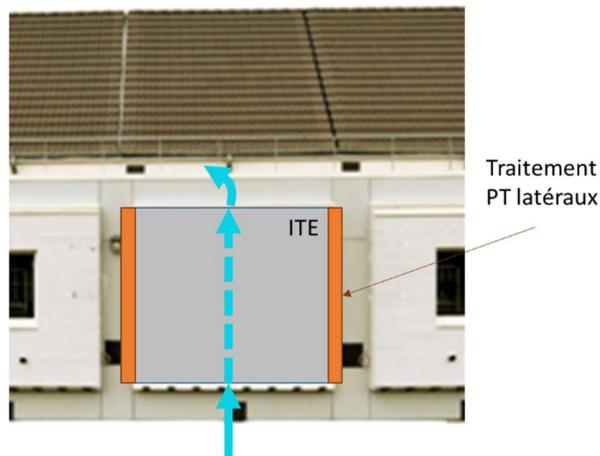
Les règles de bonne installation imposent que cette lame d'air soit fermée. Sur les côtés du système (bords verticaux) les retours d'isolant et d'enduit ferment effectivement cette lame d'air. Mais en partie basse et haute, cette lame d'air ne peut être fermée que si le rail de départ du système (en bas) est bien collé au mur support et si (en haut) un retour d'enduit jusqu'au mur support est assuré.

En pratique, il arrive que le rail de départ ne soit pas parfaitement collé au mur support. C'est le cas notamment lorsque l'enduit posé sur le mur support présente une forte rugosité de surface (enduit roulé par exemple sur la figure suivante).



En pratique également, il arrive très souvent que le retour d'enduit en partie haute ne soit pas fait, car les têtes de mur sont recouvertes d'une couverture qui protège l'ouvrage de la pluie et les poseurs ne voient pas alors l'utilité du retour d'enduit.

Dans ces conditions, la lame d'air au dos de l'isolant est ouverte du bas jusqu'en haut du mur et l'air extérieur peut circuler au dos de l'isolant.

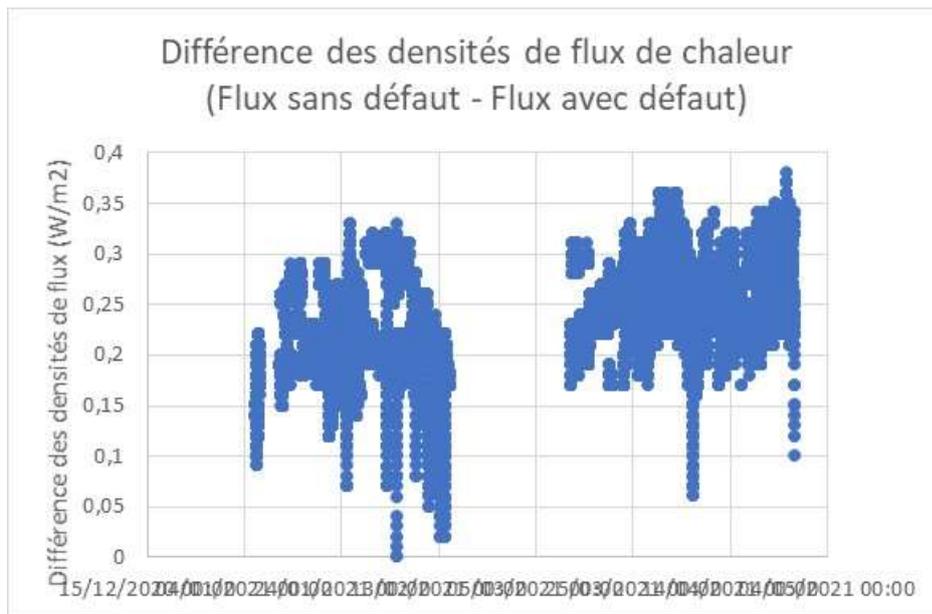


Dans ces conditions, une partie de la chaleur venant du local chauffé va s'échapper du système par le drainage de cette lame d'air et provoquer une déperdition supplémentaire qui dégradera la performance de l'isolation.

## 5.2 MISE EN EVIDENCE EXPERIMENTALE

Chaque mur est équipé d'un fluxmètre positionné au centre de sa face intérieure. Cet appareil relève à chaque pas de temps de mesure la densité de flux de chaleur qui traverse cette face (en  $W/m^2$ ).

La figure suivante montre la différence des mesures entre le fluxmètre disposé du côté défaut et le fluxmètre disposé du côté sans défaut.



Il y a eu une période de panne des capteurs, due à une panne électrique dans le laboratoire, entre le 15 février 2021 et le 12 mars 2021 (zone blanche dans la figure ci-dessus). Mais pour tous les points de mesure disponibles, on constate que le flux avec défaut est bien plus élevé que le flux sans défaut.

### 5.3 MODELE PHYSIQUE DU DEFAUT ET CALAGE EXPERIMENTAL

Notre interprétation physique de ce défaut est que la lame d'air située entre la face interne de l'isolant et le mur support (lame d'air due aux plots de colle, mais qui est ouverte dans le cas avec défaut du fait de la rugosité du mur support) est drainée par un courant d'air extérieur.

Dans le cas sans défaut, la température de cette lame d'air ( $T_{la}$ ) est mesurée. Nous proposons alors de représenter le drainage thermique du côté avec défaut en le quantifiant comme un débit enthalpique avec une différence de température égale à  $T_{la} - T_{ext}$ .

Ainsi la puissance du débit enthalpique de drainage en W s'exprimera par :

$$P = 0,34 Q (T_{la} - T_{ext}) \text{ où } Q \text{ est le débit volumique de la lame d'air exprimé en } m^3/h.$$

Les différences de densité de flux de chaleur mesurées par les fluxmètres permettent de mesurer cette puissance perdue par le mur avec défaut.

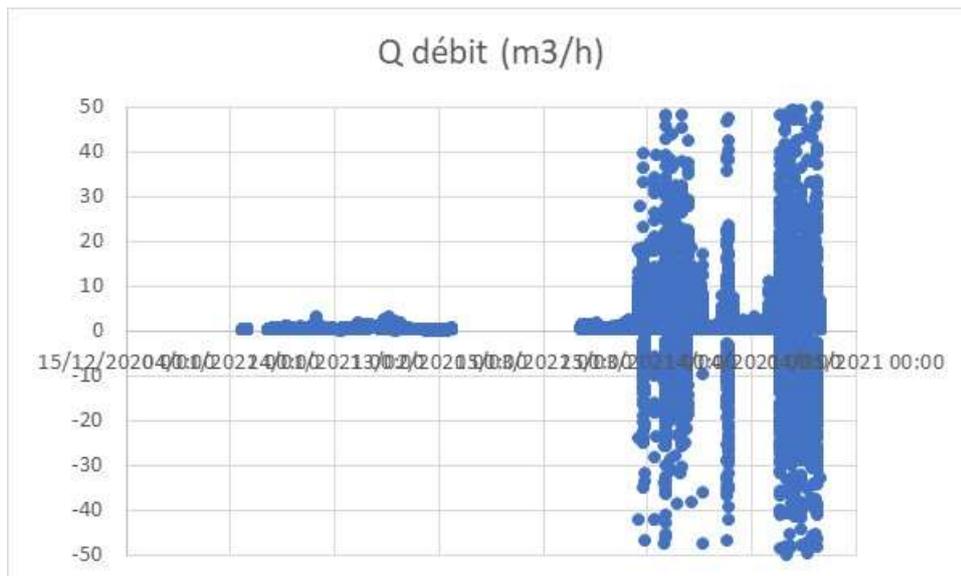
$$P = S_{mur} * DFlux_{avec-défaut} - S_{mur} * DFlux_{sans-défaut}$$

Des deux côtés, la surface déperditive est égale à  $8,21 m^2$

Ainsi les grandeurs mesurées permettent à chaque instant d'évaluer le débit volumique ( $m^3/h$ ) dans la lame d'air par :

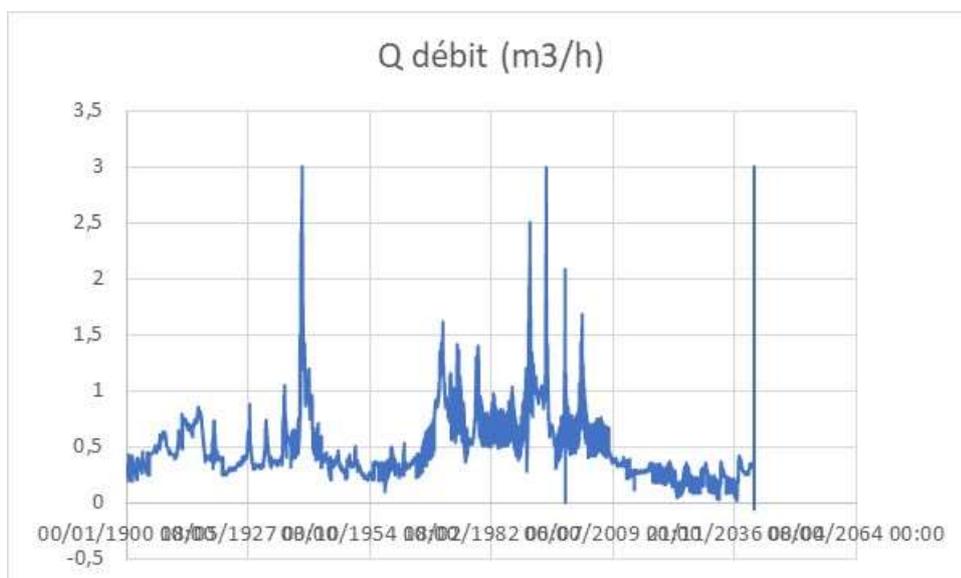
$$Q = S \Delta DFlux / 0,34 / (T_{la} - T_{ext})$$

Sur toute la période de mesure en mode chauffage, le résultat de cette analyse donne les résultats suivants.



On note que sur la deuxième période, l'évolution du débit devient chaotique. Cela est dû en fait à des périodes où les températures extérieures deviennent plus élevées que la température de consigne intérieure avec en plus un fort ensoleillement qui perturbe l'évaluation.

Nous proposons donc de limiter cette analyse à la première période d'essai (jusqu'au 15 février 2021).



Moyenne	0,48490286
Min	0,00071559
Max	3,0046263

La largeur du mur sur sa face extérieure est d'environ 4,6 m.

L'épaisseur de la lame d'air se compose du relief de l'enduit du mur support (de l'ordre de 2 cm) auquel il faut ajouter l'épaisseur des plots de colle (de l'ordre du cm), donc on peut opter pour une épaisseur approximative de l'ordre de 3 cm.

On obtient ainsi une section de lame d'air de  $0,03 \times 4,6 = 0,138 \text{ m}^2$ .

Le débit moyen  $Q$  de 0,48 m<sup>3</sup>/h correspond dans cette section  $S$  de 0,138 m<sup>2</sup> une vitesse d'air  $V=Q/S$  de 3,5 m/s.

## 5.4 DISCUSSION ET ANALYSE D'IMPACT

La déperdition théorique est de l'ordre de 1,8 W/K pour les 8,2 m<sup>2</sup> de mur.

En effet, les résistances thermiques (en m<sup>2</sup>K/W) sont :

- Pour la plaque de plâtre : 0,04
- Pour le mur support en parpaings creux de 20 cm : 0,23
- Pour l'isolant (12 cm de PSE gris avec une conductivité thermique de 0,029 W/mK) : 4,1
- Pour les surfaces intérieure et extérieure : 0,17

Ce qui donne un total de 4,54 m<sup>2</sup>K/W et donc un coefficient  $U$  (l'inverse de la résistance thermique qui s'exprime en W/m<sup>2</sup>K) de 0,22.

La déperdition (en W par degré d'écart de température entre intérieur et extérieur) se calcule comme le produit  $U*S$  ce qui donne  $8,2*0,22=1,76$  W/K

La différence de densité de flux chaleur mesurée entre les deux configurations (avec et sans défaut) est très variable dans le temps. Mais elle semble proche de 0,25 W/m<sup>2</sup> en moyenne.

Si l'on considère un écart moyen de température entre intérieur et extérieur de l'ordre de 10°C pendant la période de mesure, ça donne un écart de déperdition de  $0,25/10 = 0,025$  W/m<sup>2</sup>K.

Cet écart de déperdition étendu à la surface du mur (de 8,2 m<sup>2</sup>) est donc de  $8,2*0,025 = 0,205$  W/K.

Cette valeur peut être comparée à la déperdition théorique du mur (1,76 W/m<sup>2</sup>K).

On peut donc estimer la perte de performance par  $0,205/1,76$ , soit de l'ordre de 12%.

## 6 ISOLATION DE RAMPANT DE TOITURE SANS ECRAN DE SOUS-TOITURE



### 6.1 PHENOMENOLOGIE

La pose d'un écran de sous-toiture n'est en rien obligatoire dès lors que, comme dans la majorité des cas, la pente de la toiture est suffisante et que les tuiles sont à emboîtement et ne laissent pas pénétrer la pluie jusqu'à l'isolant qui se trouve en-dessous.

Cependant, le volume d'air entre la tuile et l'isolant est l'objet d'échanges thermiques intenses.

Cette lame d'air est ventilée. Ainsi, dans cette configuration il y a des mouvements d'air peu prévisibles, qui engendrent localement des surpressions et dépressions à un rythme qui appartient aux fluctuations des vitesses et directions du vent.

Et il y a aussi dans cet espace des échanges thermiques intenses liés au rayonnement. La toiture qui recouvre cet espace reçoit le rayonnement solaire le jour et la vue sur la voûte céleste la nuit. Cela génère des différences de température gigantesques qui se répercutent sur les échanges radiatifs entre la face interne des tuiles et la face externe de l'isolant.

Ainsi il y a dans cette zone des échanges thermiques importants qui sont dus à des phénomènes aérauliques locaux (mouvements d'air) et des phénomènes thermiques à distance (le rayonnement) et sans impact mécanique (mouvements d'air).

Dans ces conditions, un écran de sous-toiture n'a que peu d'influence sur les échanges radiatifs. Cet écran a une très faible résistance thermique et ses caractéristiques radiatives dans les grandes longueurs d'onde sont très proches de celles de l'isolant. On peut donc imaginer qu'une configuration avec écran et une autre sans écran peuvent révéler ce qui est dû à un phénomène (le rayonnement) et ce qui est dû à l'autre (les transferts aérauliques) à la surface de l'isolant. Entre les deux configurations le rayonnement est neutre. Et les différences de comportement peuvent donc être attribuées aux transferts aérauliques entre l'air extérieur et les profondeurs de l'isolant.

Ainsi, ce que nous traquons là est la pénétration d'air extérieur dans l'isolant. Les isolants utilisés pour les rampants de toiture sont en général des isolants fibreux et souples qui s'adaptent bien aux espaces entre éléments de structure dans lesquels ils doivent être insérés. Ces isolants sont très perméables à l'air et donc très sensibles aux effets de pression qui les sollicitent.

Si une surpression intervient à leur surface, l'air extérieur va entrer dans l'isolant et réduire ainsi l'espace entre la face interne de l'isolant et celle qui la sépare de la température extérieure. Si au contraire une dépression intervient à leur surface, cela va pomper vers l'extérieur l'air qui s'y trouve et accélérer le transfert thermique de l'intérieur vers l'extérieur en hiver. Et comme ces effets de surpression dépression se succèdent sans cesse, un effet de pompage de l'isolant intervient qui peut diminuer significativement le pouvoir isolant de la couche d'isolation, un effet difficilement évaluable sans un retour expérimental précis.

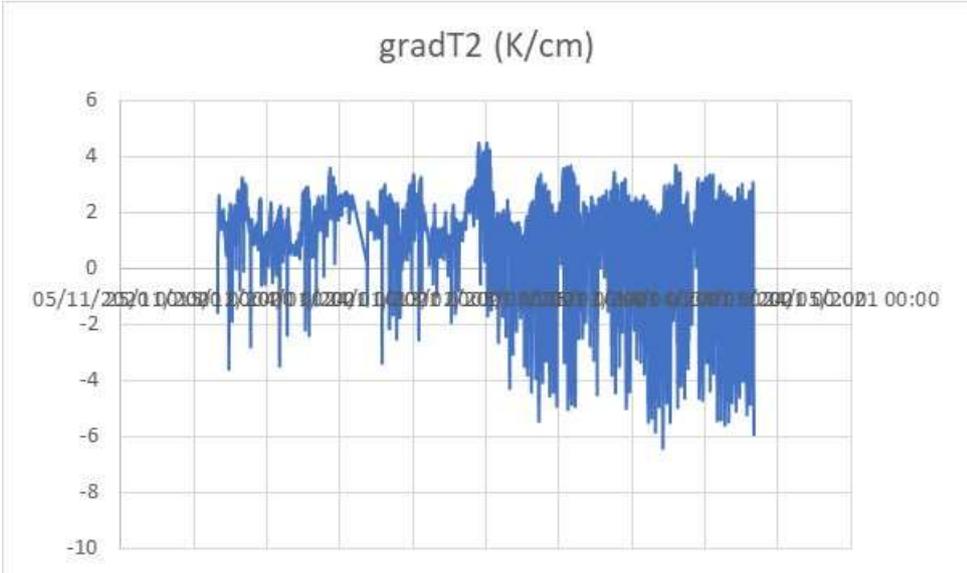
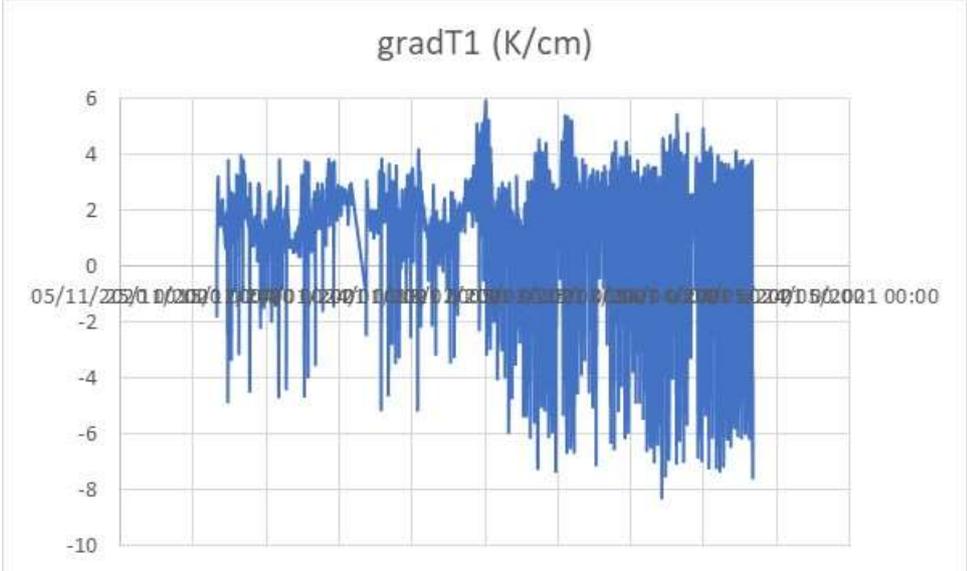
Le résultat de ces échanges est la suppression de l'effet isolant d'une couche de matériau. La conséquence est la diminution de la résistance thermique du matériau d'isolation installé. Et la profondeur de pénétration de ces phénomènes étant a priori indépendante de l'épaisseur de l'isolant (tout est une question de surpression/dépression sur la face externe de l'isolant), on peut légitimement penser que l'impact énergétique de cet effet est très dépendant de l'épaisseur installée. L'impact sera plus fort sur une faible épaisseur installée que sur une épaisseur importante.

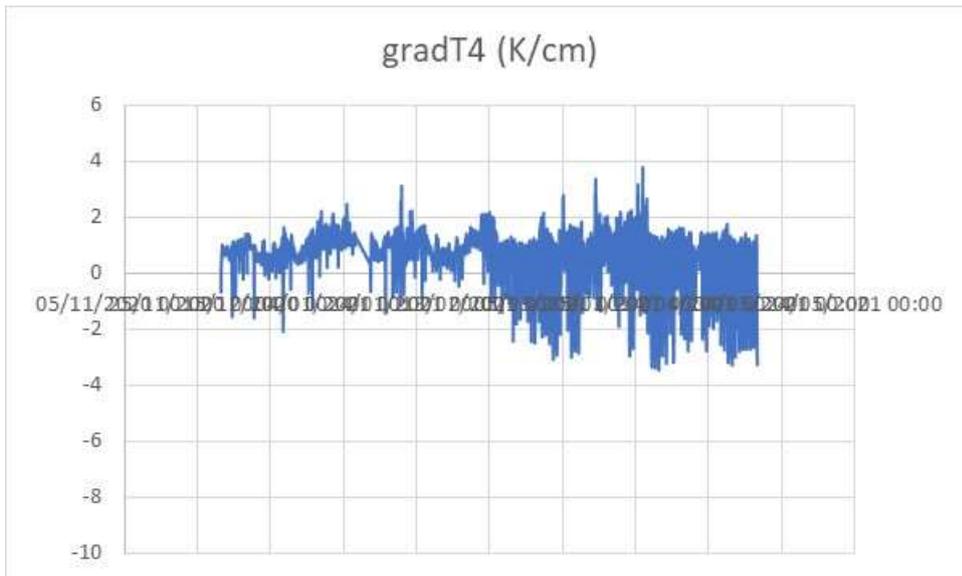
## 6.2 MISE EN EVIDENCE EXPERIMENTALE

Le processus expérimental permet de mesurer les températures à la surface extérieure de l'isolant, puis à l'intérieur de l'isolant, à 1 cm, 2 cm et 4 cm de cette surface extérieure. On s'appuie ces valeurs mesurées pour calculer des gradients de température aux trois points à l'intérieur de l'isolant, dans la configuration avec écran et dans la configuration sans écran.

- $\text{grad}T_1 = (T_{1\text{cm}} - T_{\text{surf}})/1\text{cm}$
- $\text{grad}T_2 = (T_{2\text{cm}} - T_{1\text{cm}})/1\text{cm}$
- $\text{grad}T_4 = (T_{4\text{cm}} - T_{2\text{cm}})/2\text{cm}$

Les trois premières figures ci-dessous concernent la configuration sans écran :



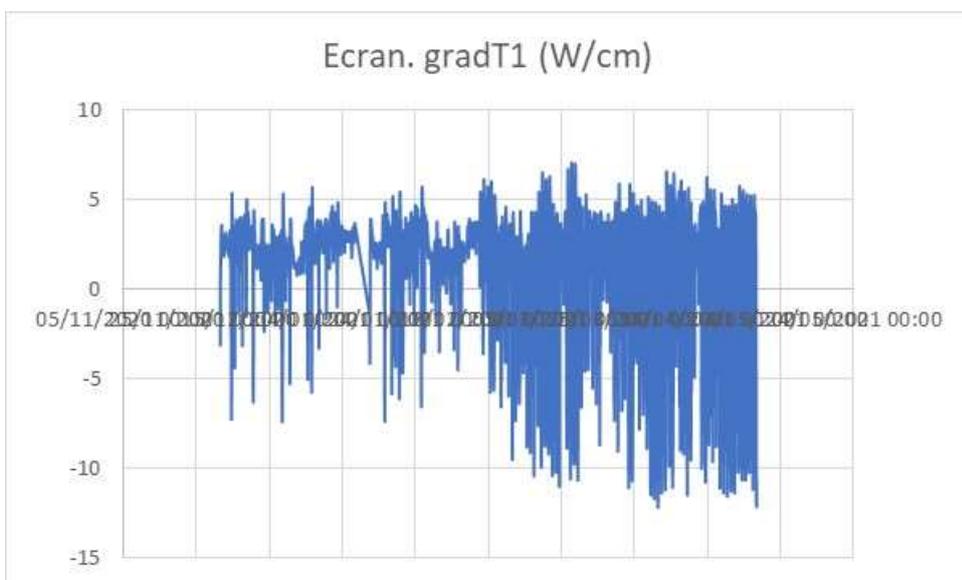


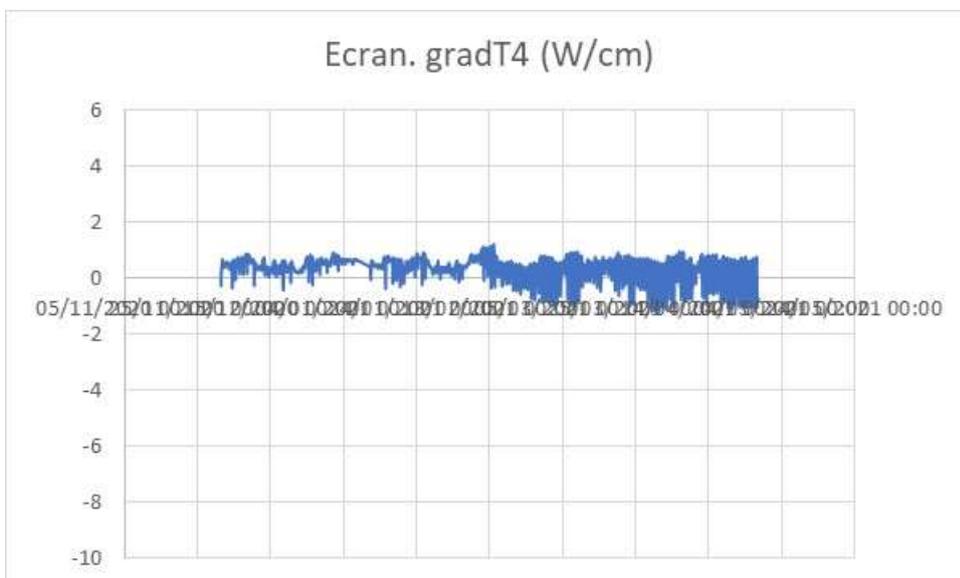
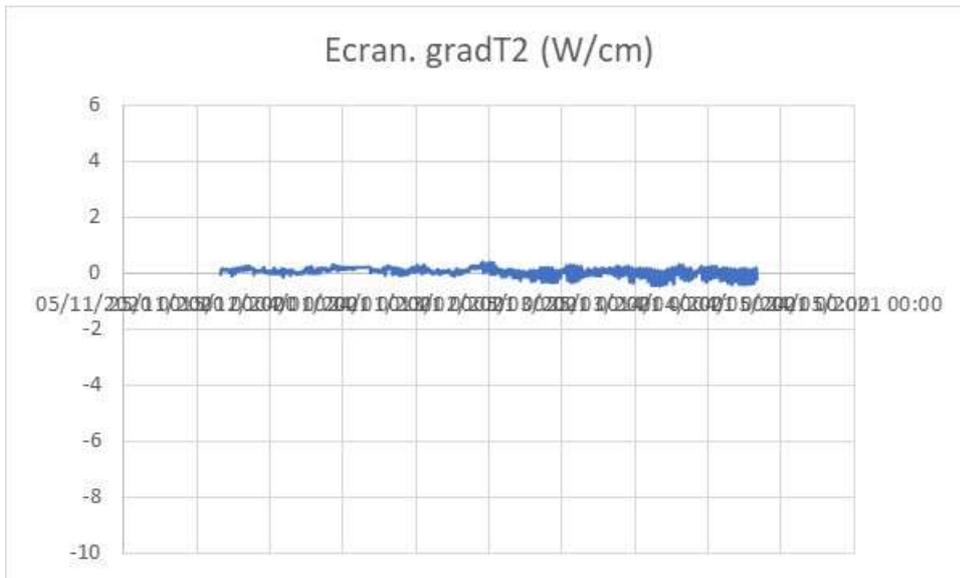
Moyenne	1,5030688	1,19115961	0,64129392
Min	-8,243233	-6,425915	-3,425543
Max	5,93185	4,500152	3,793344

On constate que sans écran, les gradients locaux de température dans les 4 premiers centimètres d'épaisseur depuis la surface extérieure sont très perturbés.

On s'attend à ce que le gradient dans le premier centimètre soit perturbé, car la surface de l'isolant est le siège d'intenses transferts thermiques, notamment radiatifs, avec la tuile soumise au soleil et au rayonnement nocturne.

Les trois figures suivantes proposent la même vision, mais pour la configuration avec écran :





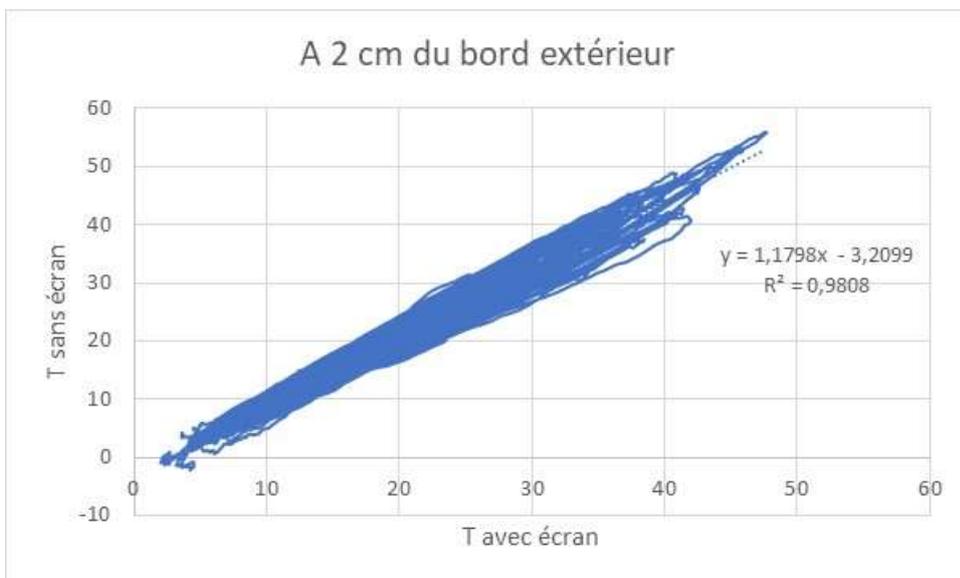
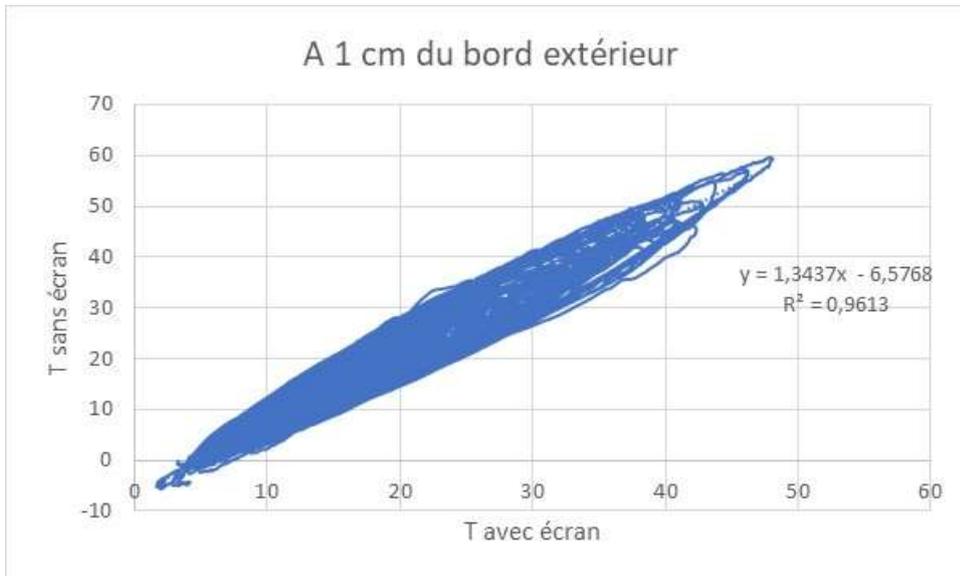
Moyenne	1,72926902	0,06510207	0,37397365
Min	-12,173951	-0,436223	-1,206083
Max	7,086695	0,402132	1,2126365

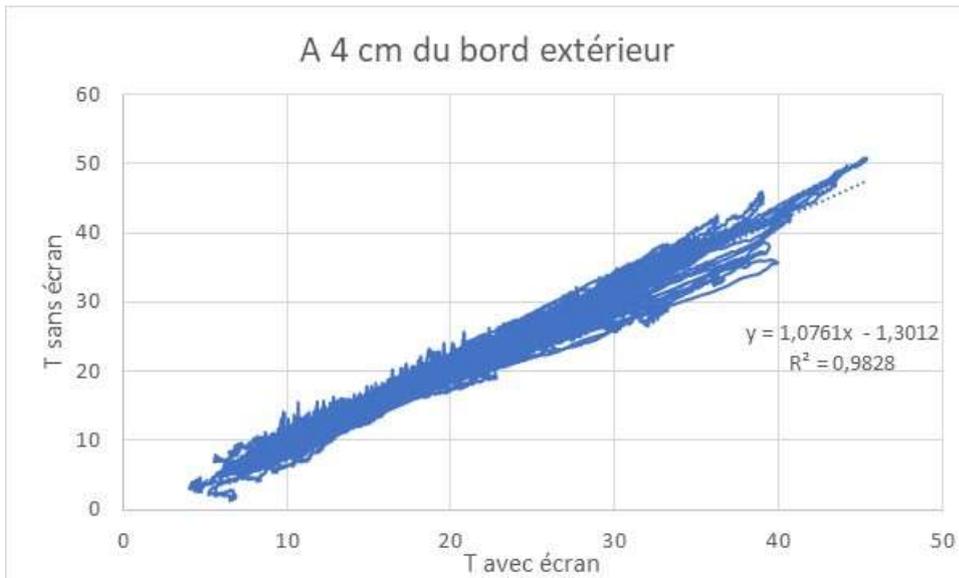
On voit clairement sur ces figures que les perturbations de surfaces (dues à l'ensoleillement pour tous et aux mouvements d'air pour le cas sans écran) agissent dans les deux cas (avec et sans écran) sur le gradient thermique calculé pour le premier centimètre extérieur de l'isolant.

Mais on voit que dans le cas avec écran, les perturbations de surface ne se propagent pas trop dans l'épaisseur alors qu'elles continuent de perturber la profondeur de l'isolant sans écran (les amplitudes de variation des gradients sont 3 à 10 fois plus faibles avec écran que sans écran).

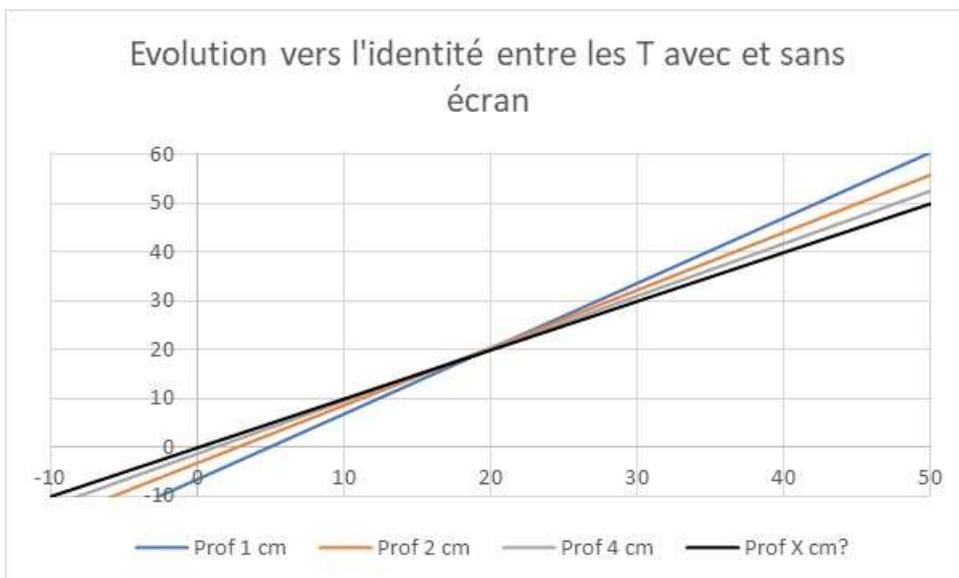
Si l'on peut admettre que cette différence de comportement est due au blocage de l'air par l'écran (car les échanges radiatifs sont les mêmes dans les deux cas) alors on peut conclure que cette situation perturbée est due à la pénétration de l'air extérieur dans l'isolant.

Sur les figures suivantes on compare les températures avec écran (abscisses) et les températures sans écran (ordonnées) pour les 4 profondeurs d'isolant où cette donnée est mesurée.



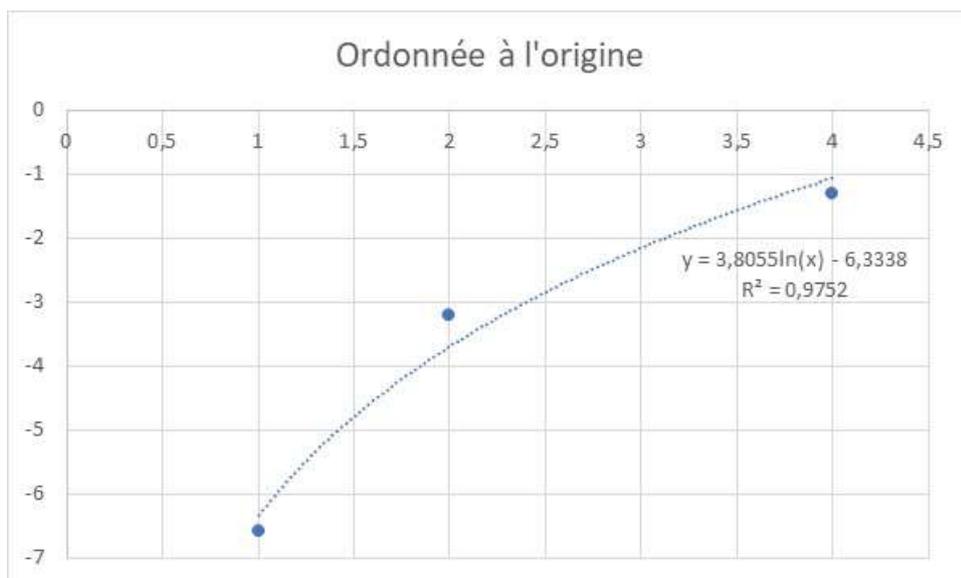
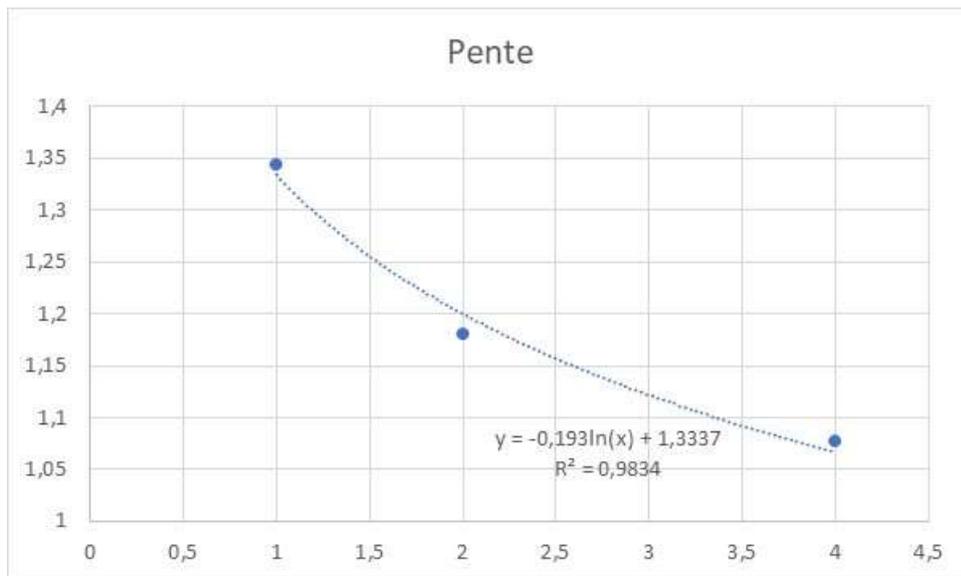


Sur les 4 centimètres mesurés, on voit clairement que les courbes de tendance s'orientent de plus en plus vers l'équation de l'identité parfaite entre les deux températures mesurées ( $y=x$ ) avec un coefficient de corrélation qui augmente. On peut y voir un processus qui, à une certaine profondeur X (en cm) mènerait à cette identité des températures. Cette profondeur marquerait la fin de la zone perturbée par l'absence d'écran.



Pour tenter de déterminer cette profondeur, qui dépasse les 4 centimètres mesurés puisqu'à cet endroit les températures sans écran sont encore différentes des températures avec écran, nous proposons de nous appuyer sur les valeurs estimées des coefficients des droites de corrélation pour les 3 épaisseurs : chacune de ces droites est caractérisée par sa pente et par son ordonnée à l'origine.

On reproduit ici l'évolution de ces coefficients avec l'épaisseur en indiquant les fonctions de corrélation trouvées pour ces deux évolutions.



Nous proposons alors de déterminer la valeur de X pour laquelle la fonction de corrélation de la pente vaudra 1 et celle de l'ordonnée à l'origine vaudra 0.

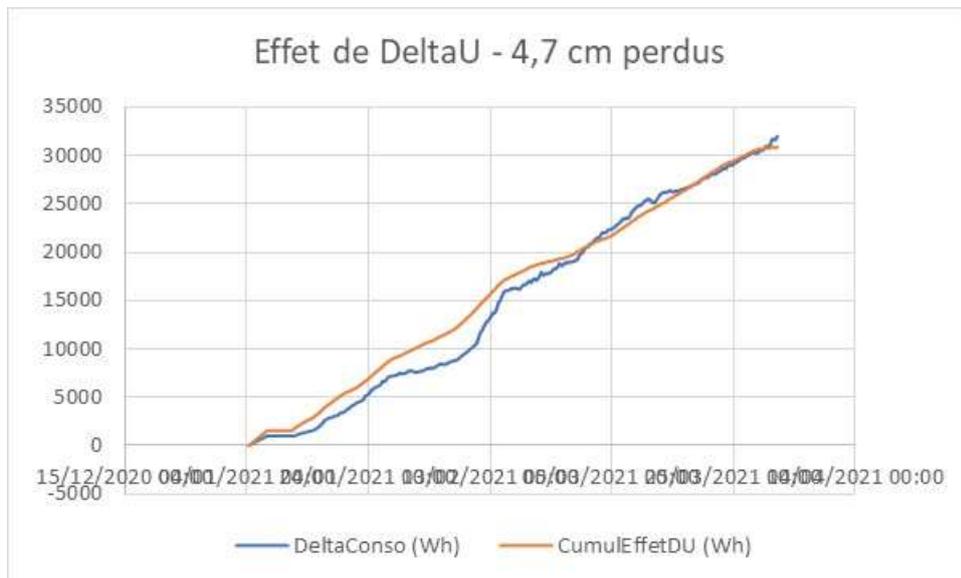
- Pour la pente on trouve une profondeur de 5,6 cm.
- Pour l'ordonnée à l'origine on trouve une valeur de 5,3 cm.

On peut donc penser que, sans écran, l'isolant est notablement perturbé sur une épaisseur de l'ordre de 5 à 6 cm, ce qui représente à peu près le tiers de l'épaisseur installée dans cet essai (16 cm).

### 6.3 MODELE PHYSIQUE DU DEFAUT ET CALAGE EXPERIMENTAL

En traçant les écarts de consommation avec et sans écran pour la période de début janvier à début avril et en calculant sur la même période l'impact de la perte d'une épaisseur d'isolant sur la consommation

cumulée, on constate que l'on peut approcher les surconsommations mesurées en considérant une perte d'isolant de 4,7 cm (figure suivante).



Ainsi, les perturbations constatées dans les couches externes de l'isolant ont pour impact la perte d'une épaisseur de presque 5 cm d'isolant.

## 6.4 DISCUSSION ET ANALYSE D'IMPACT

Cette « équivalente » perte d'épaisseur d'isolant étant indépendante de l'épaisseur installée, son impact sera d'autant plus fort sur la performance théorique que l'épaisseur d'isolant installée est faible.

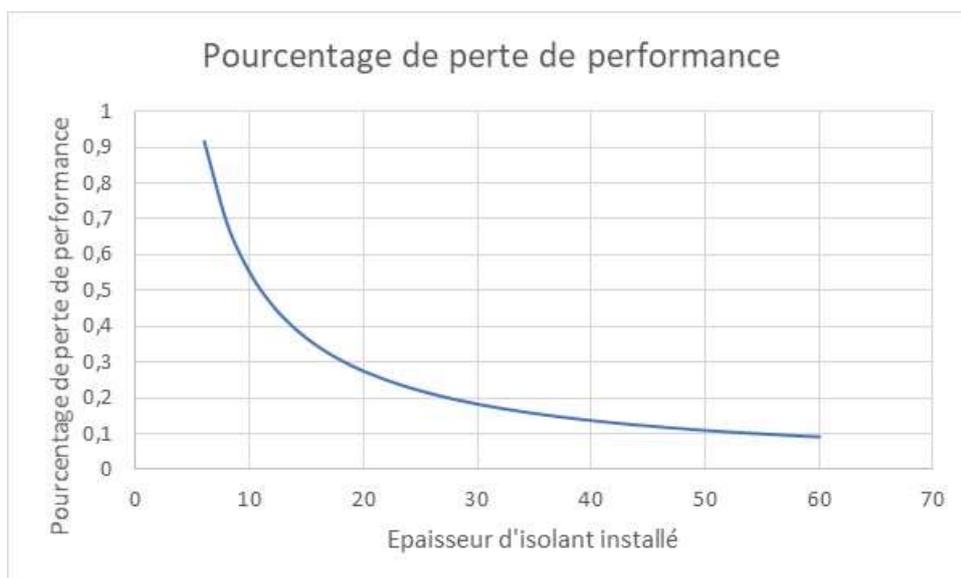
Equations :

$$R_{perdue} = X/\text{Lambda (perte maximale)}$$

$$R_{théorique} = e/\text{Lambda}$$

$$R_{réel} = (e-X)/\text{Lambda}$$

$$\text{Perte relative de performance} = 1 - R_{réel}/R_{théorique} = (e-X)/e$$



## 7 DEF AUT D'ETANCHEITE ET D'ISOLATION DES TRAPPES D'ACCES AUX COMBLES



### 7.1 PHENOMENOLOGIE

Cet essai a analysé 3 défauts :

- Un manque d'isolation thermique de la trappe
- Un manque d'étanchéité périphérique de la trappe
- Une ouverture partielle de la trappe (figure suivante)



La phénoménologie liée au premier défaut est simple. Il s'agit d'un manque d'isolation dont l'impact se mesure directement par l'évaluation de la différence de flux pour chaque valeur de différence de température entre la cellule et le volume de comble au-dessus.

Pour les fuites d'air au travers des défauts d'étanchéité, les phénomènes en jeu sont plus difficiles à appréhender.

L'écart de température entre la cellule et le comble présente une situation instable en hiver (cellule chaude surmontée d'un comble froid) et stable en été (comble chaud au-dessus d'une cellule plus froide).

Ainsi, en période de chauffage, une trappe de comble mal fermée ou fuyarde va provoquer un tirage thermique dont le moteur (la différence de pression) va dépendre de la hauteur de la trappe et de l'écart de température entre la cellule et le comble, et dont le débit dépendra de la configuration de la fuite.

La cellule étant réputée très étanche, il est attendu que ce tirage thermique provoque des boucles de convection entre la cellule et le comble au travers des fuites de la trappe.

## 7.2 MISE EN EVIDENCE EXPERIMENTALE

Les différentes combinaisons des 3 défauts ont donné lieu à 8 configurations qui ont été testées en évolution libre (d'hiver et d'été), en période de chauffage réglé et en période de climatisation réglée.

Cas test	Condition essai	Evolution libre	Chauffage	Climatisation
1	Trappe avec PSE, joint correct, position correcte	sept-20	janv-21	mai-21
2	Trappe avec PSE, joint correct, position incorrecte			
3	Trappe sans PSE, joint correct, position correcte	oct-20	févr-21	juin-21
4	Trappe sans PSE, joint correct, position incorrecte			
5	Trappe sans PSE, défaut joint, position correcte	nov-20	mars-21	juil-21
6	Trappe sans PSE, défaut joint, position incorrecte			
7	Trappe avec PSE, défaut joint, position incorrecte	déc-20	avr-21	Aout 2021
8	Trappe avec PSE, défaut joint, position correcte			

Pour les raisons exposées précédemment, nous nous concentrerons sur la période de chauffage (écarts plus importants de température entre comble et cellule, situation instable pour les fuites d'air).

Comme pour le cas des fenêtres, chaque configuration du défaut a été suivie pendant une période particulière et donc dans des conditions climatiques spécifiques. Cela complique la comparaison entre les différentes configurations de défaut, puisque les séquences climatiques ne sont pas les mêmes pour chacune d'entre elles. En revanche, on peut comparer chaque configuration de défaut au cas de référence (la cellule jumelle sans trappe) sur la même séquence climatique. C'est ce que proposent les figures suivantes.

Le cas 1 est le cas où le côté défaut intègre une trappe bien isolée, avec joint et bien fermée. On constate alors que les consommations mesurées du côté avec défaut (S2) et du côté sans défaut (S3) sont très proches. Cette mesure montre que les cellules (avec et sans défaut) sont bien jumelles énergétiquement, et que les travaux d'installation de la trappe n'ont pas perturbé le comportement thermique de la zone avec défauts. On pourra donc dans ce qui suit attribuer aux défauts générés, et à eux seuls, les différences de comportement thermique constatées sur chacune de leurs séquences expérimentales spécifiques.



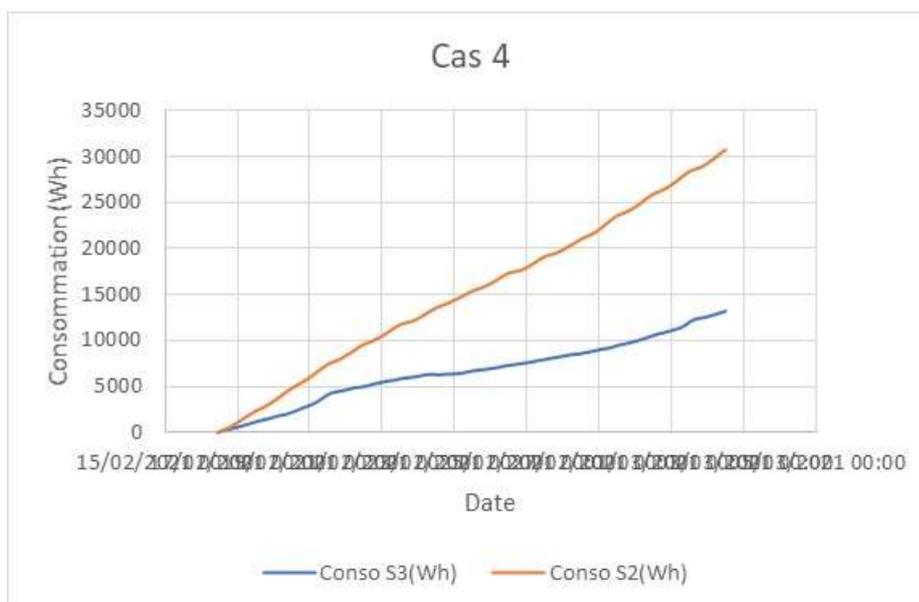
Le cas 2 est le cas de la trappe bien isolée avec son joint, mais entrouverte.



Dans le cas 3 la trappe est sans isolant, mais elle comporte un joint d'étanchéité et est bien fermée.



Le cas 4 est celui de la trappe sans isolant, avec son joint mais entrouverte (cas similaire au cas 2, mais avec une trappe non isolée).



Le cas 5 est celui d'une trappe sans isolant, bien fermée mais sans joint.



Dans les cas 6 (sans isolant) et 7 (avec isolant) la trappe est entrouverte (comme les cas 2 et 4), mais qui diffèrent de ces cas par le fait qu'il n'y a pas de joint. Ainsi la partie fermée de la trappe (sur 2 côtés) sera fuyarde et cette fuite s'ajoutera à celle due à l'ouverture de la trappe.





Le cas 8 est similaire au cas 5 (trappe fermée sans joint) mais sans isolant.



### 7.3 MODELE PHYSIQUE DU DEFAUT ET CALAGE EXPERIMENTAL

*Pour le manque d'isolation :*

On introduit les deux coefficients de déperdition  $U_{avec}$  et  $U_{sans}$  (en  $W/(m^2.K)$ ) qui traduisent la performance thermique des deux configurations de la trappe.

En notant  $S$  la surface de la trappe, on peut calculer la puissance perdue (en  $W$ ) du fait du défaut par :

$$P = (U_{sans} - U_{avec}) \cdot S \cdot \Delta T$$

En appelant  $R_1$  la résistance thermique de la trappe sans isolant et  $R_i$  la résistance thermique de l'isolant seul (les deux résistances étant exprimées en  $m^2K/W$ ) on peut calculer la différence des  $U$  par :

$$U_{sans} - U_{avec} = R_i / (R_1(R_1 + R_i))$$

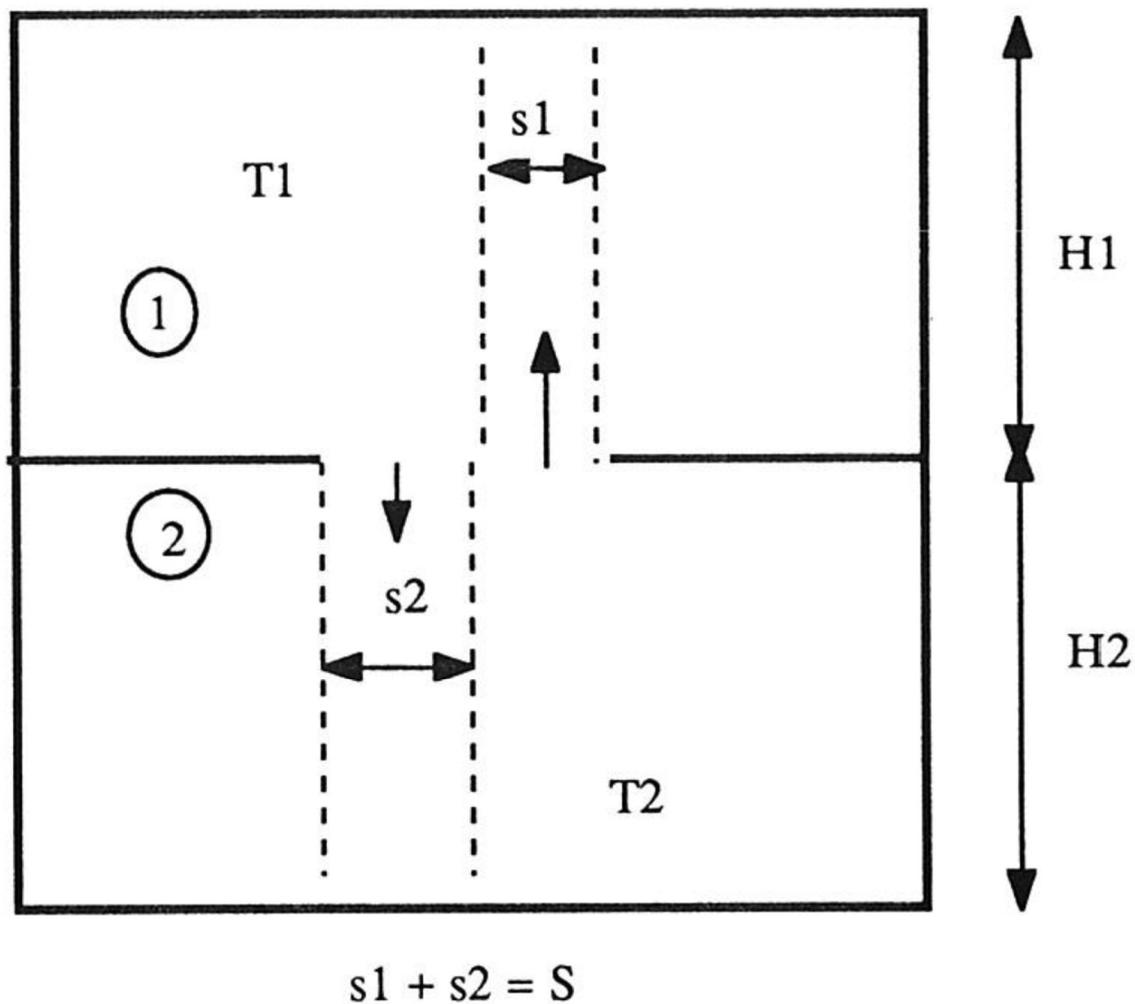
Et ainsi calculer la puissance perdue par manque d'isolant pour chaque écart de température entre la cellule de mesure et le comble.

*Pour le manque d'étanchéité :*

Pour les fuites d'air (du fait du manque de joint ou de la position entrouverte de la trappe), l'évaluation de la perte est plus délicate.

Une approche proposée par le LET de Poitiers au début des années 2000 et largement inspirée de travaux plus amont de M. Epstein développés en 1988 (« Boyancy driven exchange flow through small openings in horizontal partitions ») publiés dans le vol 10 du Journal of Heat Transfer en 1988, offre l'opportunité de tester un modèle simplifié de calcul des pertes enthalpiques entre deux zones superposées à différentes températures séparées par une ouverture.

La configuration de base est la suivante :



Un volume chaud est situé en bas (température  $T_2$ ) et un volume froid est en haut (température  $T_1 < T_2$ ) et les deux volumes échangent de l'air au travers d'une ouverture de section  $S$ .

Dans ce cas, le modèle suppose un échange d'air chaud du bas vers le haut au travers de la section  $s_2$  et un échange d'air froid du haut vers le bas au travers de la section  $s_1$ . Avec évidemment  $s_1 + s_2 = S$  la section totale. C'est en fait un scénario de boucle de convection entre les deux volumes.

La modélisation des débits avec des hypothèses spécifiques (tirage thermique, loi de Bernoulli, égalité des débits massique, ...) permet alors d'écrire la perte enthalpique totale (P en W) du volume chaud selon la formule :

$$P = \rho C_p (2g\beta H_1)^{1/2} \frac{S}{1 + \left(\frac{H_1}{H_2}\right)^{1/2}} (T_2 - T_1)^{3/2}$$

Avec :

$\rho$  la masse volumique de l'air (kg/m<sup>3</sup>)

$C_p$  la chaleur massique de l'air à pression constante (J/kg.K)

$g$  l'accélération de l'apesanteur (m/s<sup>2</sup>)

$\beta$  l'inverse de la température moyenne (K<sup>-1</sup>)

Du fait de ses hypothèses (pas d'échange entre air entrant et air sortant, conditions optimales dans chaque canal d'air chaud ou d'air froid) ce modèle donne un impact énergétique maximal de l'échange d'air entre zones. Il propose une structure phénoménologique, mais qui doit être calibrée avec des résultats expérimentaux.

Nous proposons d'appliquer ce modèle aux cas de la trappe sans joint et de la trappe entrouverte avec les hypothèses suivantes :

- Pour la trappe sans joint fermée (cas 5 et 8) nous supposons une ouverture de 3 millimètres sur tout le périmètre de la trappe (de dimension 0,7 m x 0,7 m) ce qui donne une surface d'ouverture de 0,0084 m<sup>2</sup>.
- Pour la trappe entrouverte avec joint (cas 2 et 4) avec la mesure de la hauteur  $x=2,2$  cm de l'ouverture au point le plus bas de la trappe, on peut estimer la surface de l'ouverture à deux triangles dont un des côtés mesure la longueur de la trappe et l'autre côté mesure  $x$ . ce qui nous donne une surface d'échange de  $0,022 \cdot 0,7 = 0,0154$  m<sup>2</sup>.
- Pour la trappe sans joint et entrouverte (cas 6 et 7) nous considérerons la surface d'ouverture de la trappe comme pour le cas précédent (0,0154 m<sup>2</sup>) et une fuite supplémentaire due à l'absence de joint sur un demi-périmètre ce qui donne une surface supplémentaire de 0,0084 m<sup>2</sup>. Soit une surface totale d'ouverture de 0,0238 m<sup>2</sup>.

A titre d'illustration, pour notre cas d'étude avec les hauteurs  $H_1=2,5$  m et  $H_2=2$  m et pour 20°C d'écart de température entre la cellule et le comble, on obtient un débit enthalpique perdu par la cellule d'environ 170 W dans le cas de la trappe sans joint, de plus de 300 W pour le cas de la trappe entrouverte avec joint et de l'ordre de 400 W pour la trappe entrouverte sans joint.

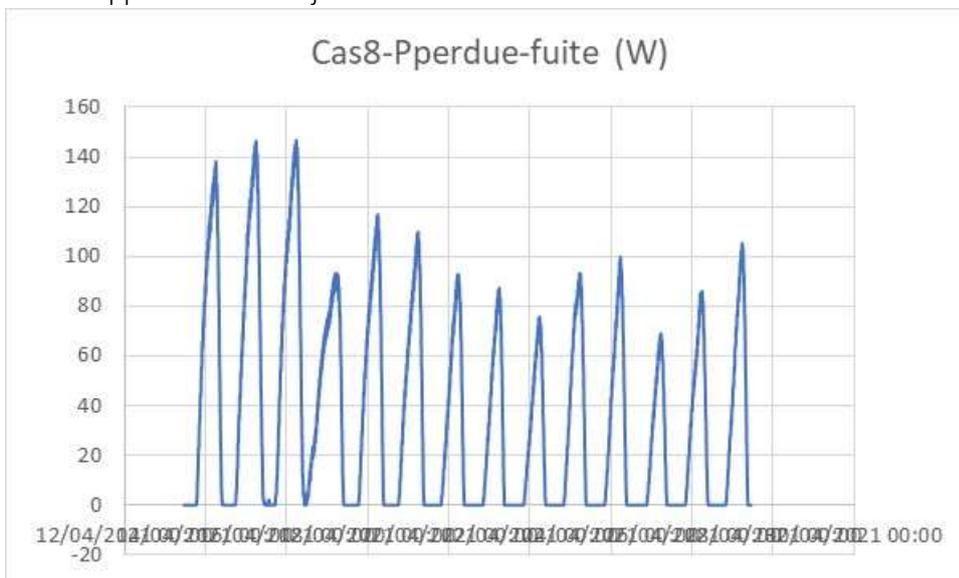
Les auteurs de ce modèle précisent que du fait des hypothèses simplificatrices adoptées (homogénéité des températures, hauteurs de tirage constante et maximales, absence d'interaction entre sorties d'air chaudes et entrées d'air froides, absence de résistance à l'entrée et à la sortie d'air) les puissances calculées sont maximales. Ils prédisent donc qu'un passage par l'expérimentation permettra de conserver la forme de l'équation mais en positionnant un coefficient de pondération représentatif du cas considéré.

C'est ce que nous proposons de faire dans ce qui suit, en commençant par appliquer ce modèle aux différentes configurations de nos défauts, sans pondération, puis en recherchant pour chaque cas le coefficient de pondération qui permettra de s'approcher au mieux des constatations expérimentales.

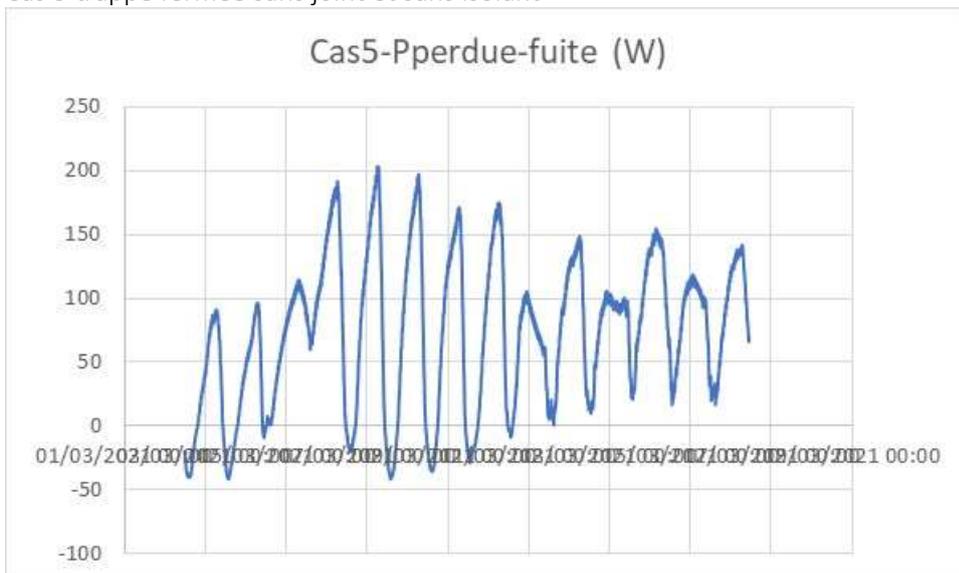
Nous présentons successivement les trappes fermées sans joint (cas 8 et 5), puis les trappes entrouvertes avec joint (cas 2 et 4) et enfin les trappes entrouvertes sans joint (cas 7 et 6).

*Résultats bruts du modèle sans pondération :*

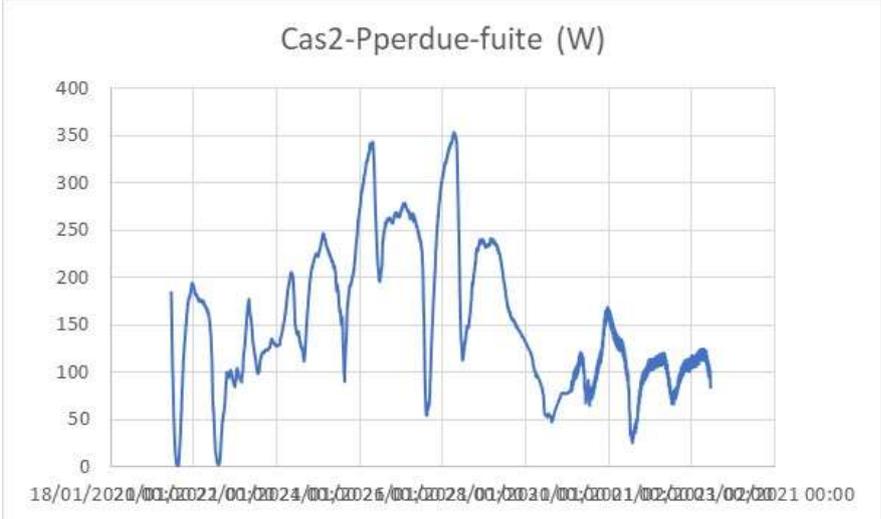
Cas 8 trappe fermée sans joint et avec isolant



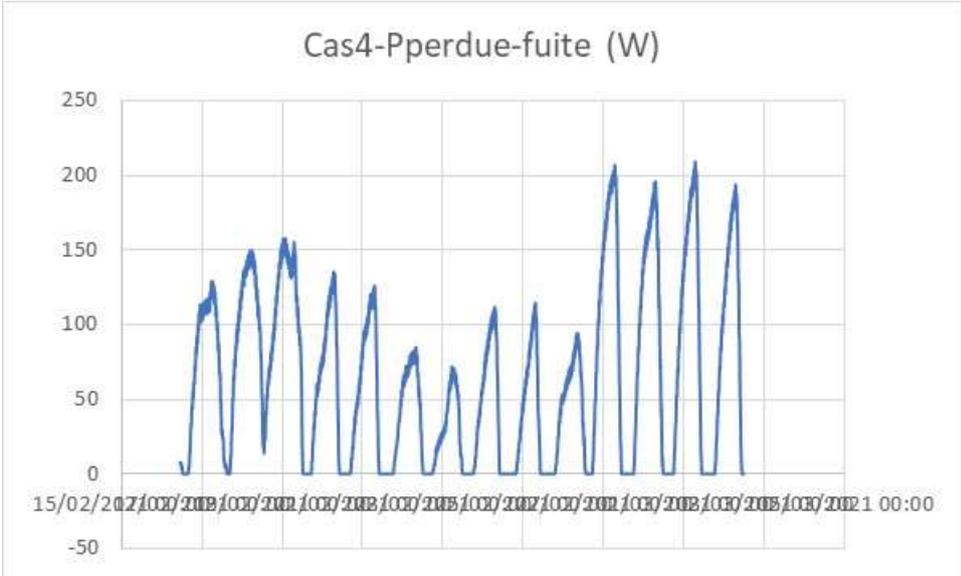
Cas 5 trappe fermée sans joint et sans isolant



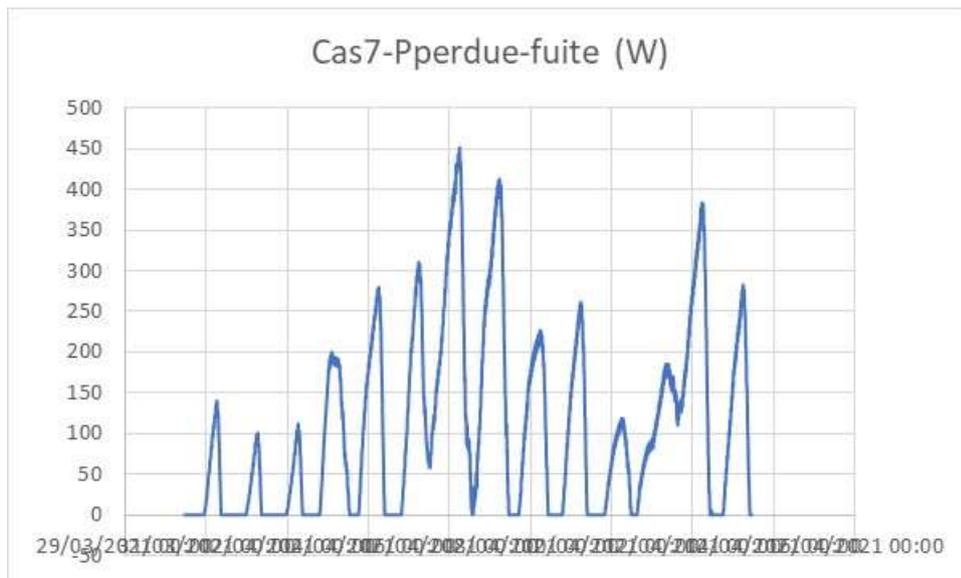
Cas 2 trappe entrouverte avec joint et avec isolant



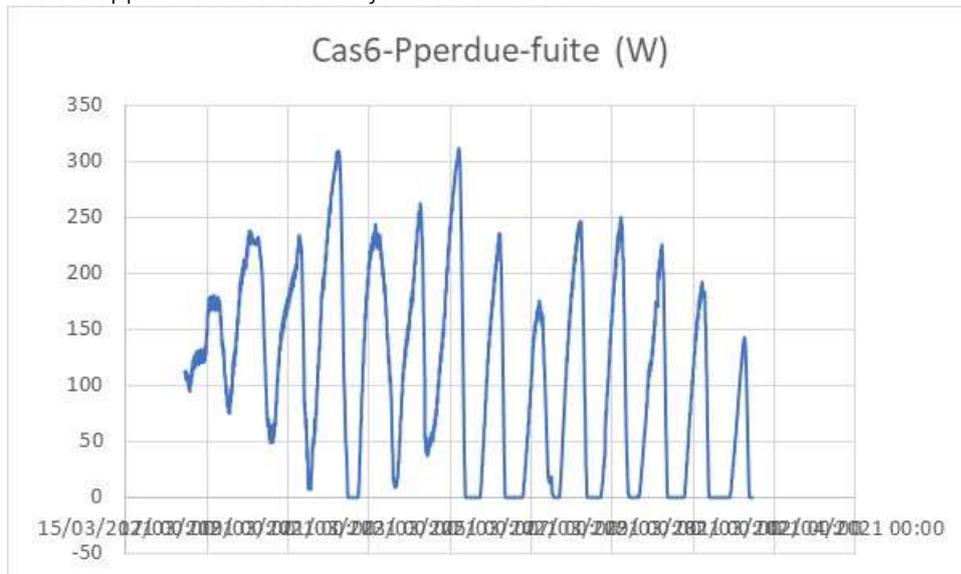
Cas 4 trappe entrouverte avec joint et sans isolant



Cas 7 trappe entrouverte sans joint et avec isolant



Cas 6 trappe entrouverte sans joint et sans isolant



On voit que la perte varie énormément en fonction des conditions d'environnement. Les pertes sont bornées à zéro car le modèle ne tient compte que des conditions où le comble est plus froid que la cellule. Et les quelques cas où des pertes négatives (donc des gains) sont visibles sont les cas de trappe fermée sans isolant pour lesquels on ajoute à la perte aéraulique calculée par le modèle, les pertes statiques liées à l'absence d'isolation (dans tous les cas de trappe entrouverte, nous avons estimé que l'isolant n'avait plus aucune fonction).

*Recherche des coefficients de pondération :*

A l'aide des mesures à l'échelle des cellules, nous pouvons calculer les écarts de consommation entre la cellule S3 sans défaut et chacun des défauts configurés dans la cellule S2.

Nous avons donc simulé à l'aide du modèle la perte thermique du défaut en fonction des conditions d'environnement (résultats ci-dessus) et nous avons calculé et tracé le cumul de ces pertes calculées dans le temps.

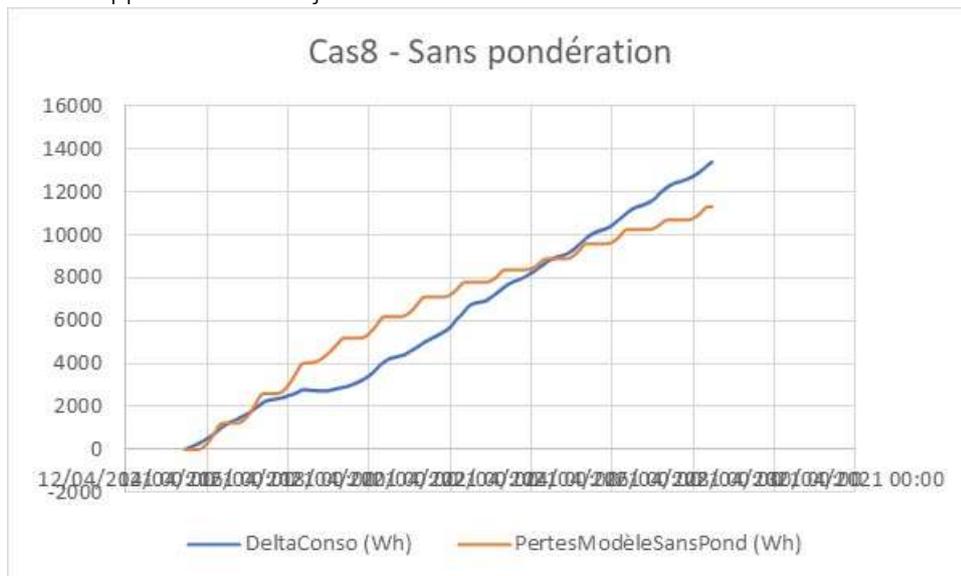
Puis nous avons comparé le cumul de ces pertes cumulées avec l'évolution de la différence de consommation entre la cellule avec défaut et la cellule sans défaut.

Sur cette base, nous avons recherché le coefficient de pondération (inférieur ou égal à 1) qui permettait de coller au mieux les pertes calculées et les différences de consommation mesurées.

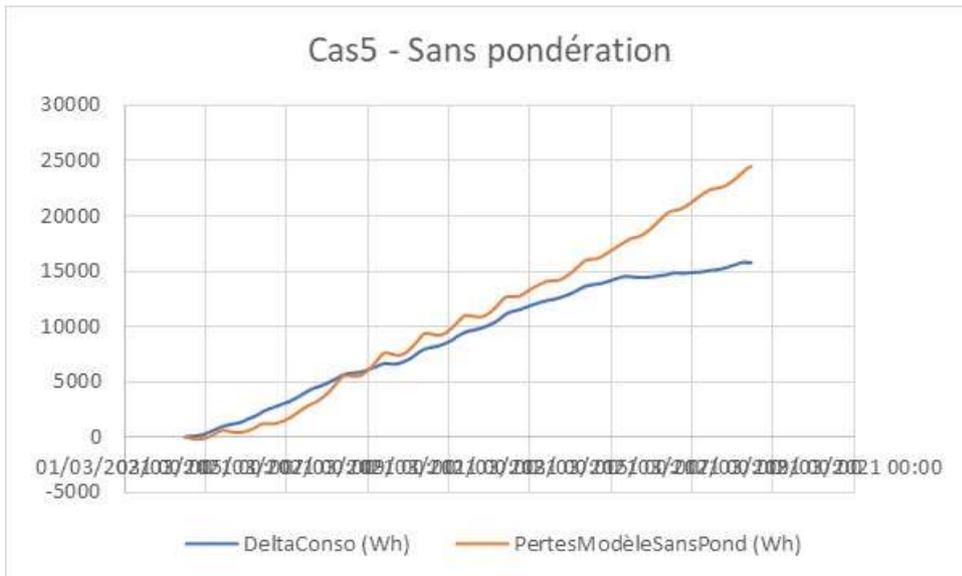
Les résultats sont montrés dans la partie suivante (en notant que pendant la période du cas2, la cellule sans défaut a connu un problème de régulation qui nous a empêché de faire cet exercice).

*Résultats du modèle avec pondération :*

Cas 8 trappe fermée sans joint et avec isolant

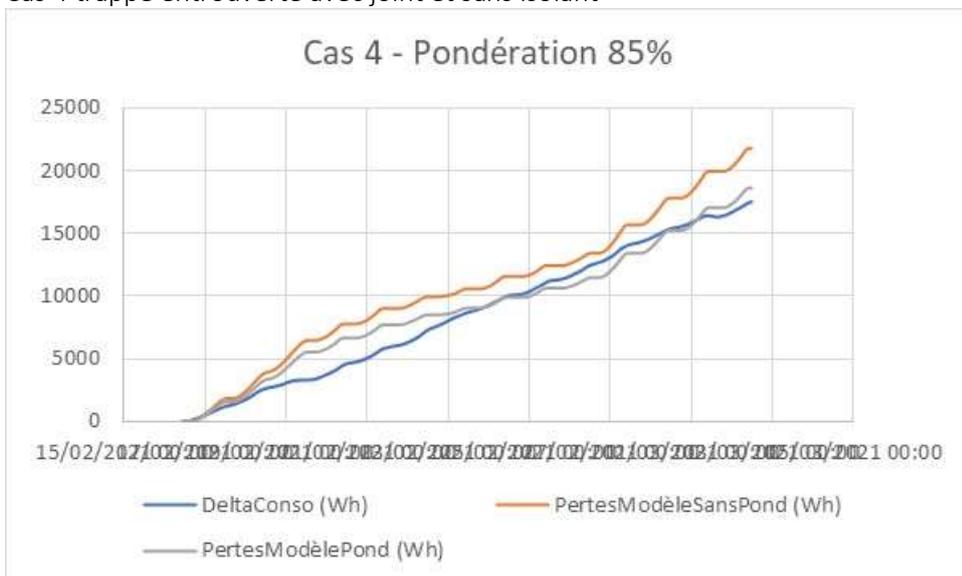


Cas 5 trappe fermée sans joint et sans isolant

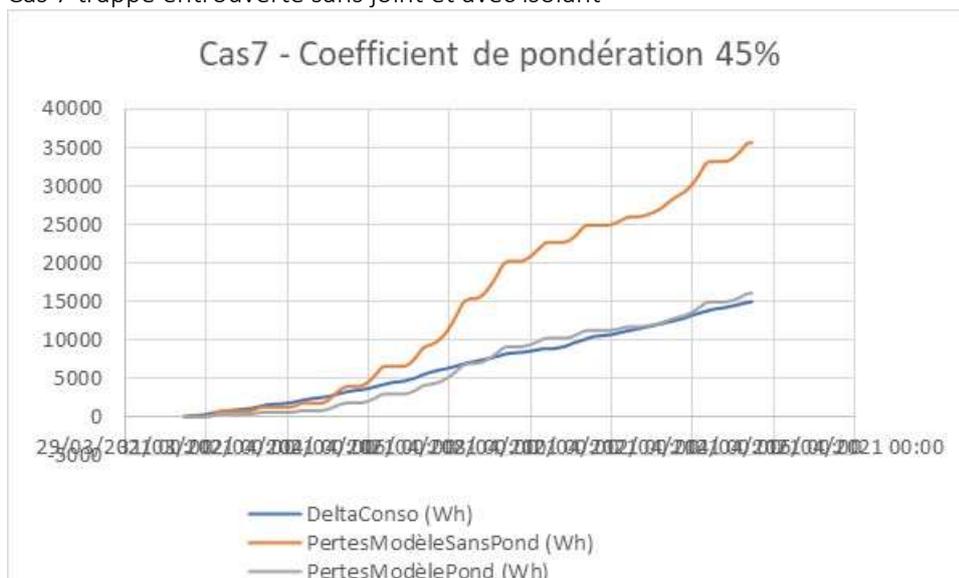


Cas 2 trappe entrouverte avec joint et avec isolant  
 Problème de régulation de la cellule sans défaut.

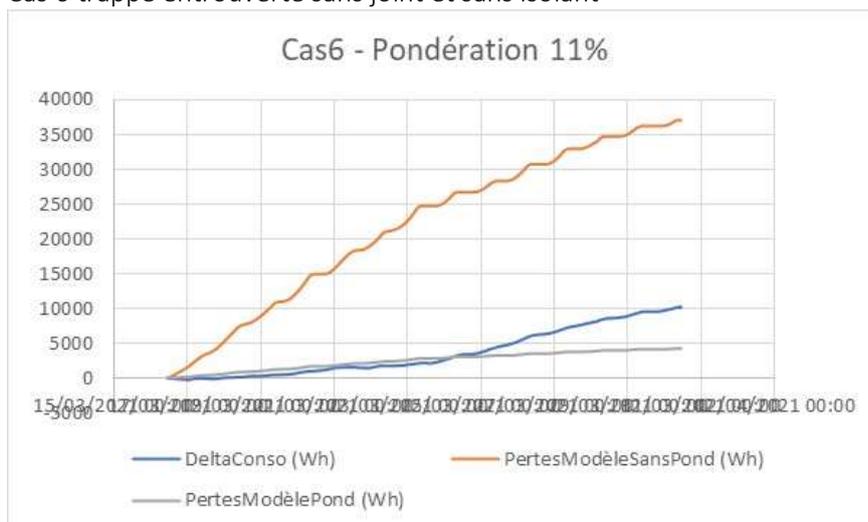
Cas 4 trappe entrouverte avec joint et sans isolant



Cas 7 trappe entrouverte sans joint et avec isolant



Cas 6 trappe entrouverte sans joint et sans isolant



On voit que le modèle donne des résultats souvent satisfaisants.

Les écarts constatés sont probablement dus au fait que la pondération applicable au modèle doit dépendre des conditions d’environnement très changeantes durant nos essais.

## 7.4 DISCUSSION ET ANALYSE D’IMPACT

Les écarts de consommation constatés durant tous les essais sont de l’ordre de 10 à 15 kWh alors que la consommation de base (sans défaut) est du même ordre de grandeur. Cela signifie qu’un défaut d’étanchéité et d’isolation sur une trappe de comble peu doubler la consommation attendue de la paroi concernée.

	Conso Base (kWh)	Delta Conso (kWh)	Pourcentage de la conso de base
Cas 4	13	17	131%
Cas 5	18	15,1	84%

Cas 6	21	10	48%
Cas 7	12	15	125%
Cas 8	13	13,5	104%

Dans le cas d'une trappe fermée sans joint, l'impact du manque d'isolant pèse pour 28% de l'impact énergétique total du défaut.

Enfin il convient de signaler que les fuites d'air responsables de ces pertes directes, ont aussi un impact très important sur le confort des occupants. Une zone d'inconfort marqué peut avoir pour conséquence un réglage à la hausse de la température de chauffage, qui peut alors augmenter la consommation de tout le volume chauffé concerné par cette mesure.

## 8 ISOLANT EXTERIEUR EXPOSE A LA PLUIE PENDANT LA PHASE DE POSE (POUR TIPEE)

### 8.1 PRESENTATION DE L'ETUDE EXPERIMENTALE ET DE LA DEMARCHE DE L'ETUDE NUMERIQUE



Figure 1 - Vue extérieure de la façade test

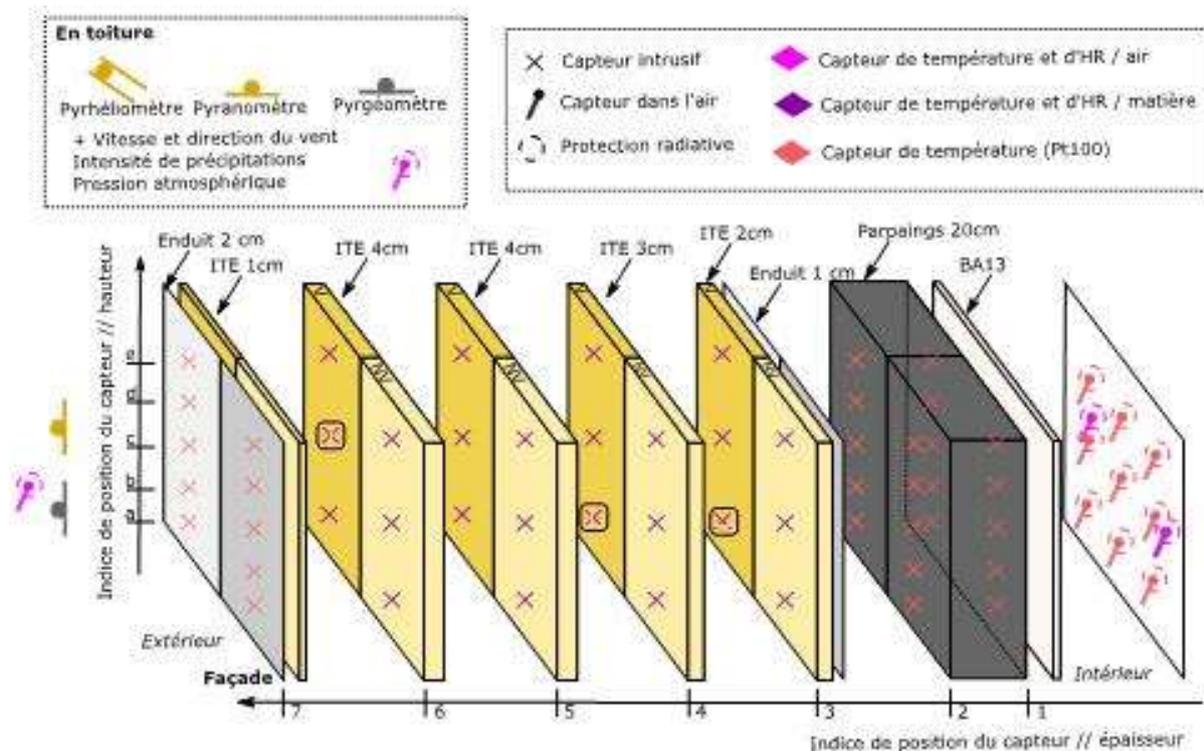


Figure 2 - Composition de parois et instrumentation mise en place

Les Figure 1 et Figure 2 présentent le système expérimental mis en place pour l'étude de l'impact du stockage non-approprié – avant mise en œuvre – de l'isolant en laine minérale dans le cas d'une ITE sur maçonnerie et sous enduit. Les indices de position des capteurs dans l'épaisseur (abscisse) sont réutilisés dans l'étude numérique pour visualiser les sections modélisées.

L'étude numérique menée en parallèle a pour but de quantifier l'impact thermique et énergétique de cet aléa chantier par rapport au cas où les règles de l'art (stockage dans un lieu sec et abrité des intempéries) sont respectées. Pour ce faire, la démarche se décompose en deux phases.

Dans la première partie, le périmètre de simulation choisi se limite à l'isolant, ce qui nous permet d'estimer une résistance thermique équivalente pour quantifier l'impact énergétique en fonction de la quantité d'humidité stockée. Cette résistance thermique équivalente est comparée à la résistance théorique facilement calculable pour un isolant seul et l'adéquation des valeurs pour la simulation avec un isolant sec nous donc de valider la démarche globale. Cette méthode a été répétée à plusieurs reprises pour plusieurs hypothèses sur le niveau de teneur en eau initiale.

Dans un deuxième temps, la même démarche est déployée pour le complexe de paroi complet. La potentielle réduction de performance d'un mur maçonné en ITE et sous enduit a ainsi été estimée et permet ainsi une bonne approximation de l'impact d'un mauvais stockage de l'isolant avant sa mise en œuvre.

## 8.2 ETUDE DE LA COUCHE D'ISOLANT SEULE

### 8.2.1 CHOIX DU MATERIAU REPRESENTANT L'ISOLANT MIS EN ŒUVRE

Les relevés de température et d'humidité relative sur les sections 3 (côté intérieur) et 6 (côté extérieur), réalisés en phase expérimentale, servent à établir les conditions aux limites du modèle numérique représentant 11 cm de laine de roche. Le maillage 2D mis en place est relativement fin dans l'épaisseur du matériau comme illustré sur la Figure 3. 74 mailles sont utilisées, le premier élément ayant une épaisseur de 0.5 mm et le facteur d'expansion est de 1.0536.

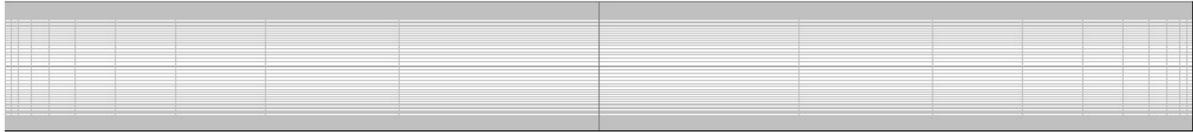


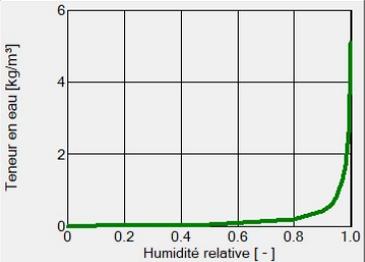
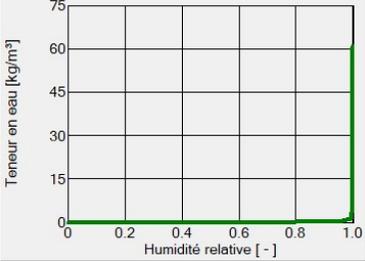
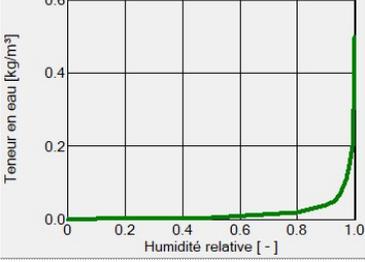
Figure 3 - Maillage utilisé pour les calculs sur la couche interne d'isolant

En l'absence de la disponibilité des propriétés hygrothermiques de l'isolant utilisé dans l'expérience, les quatre matériaux proposés dans Table 1 ont été successivement utilisés pour modéliser cet isolant. Ces produits ont été retenus parmi ceux de type laine de roche disponibles dans la base de données de WUFI sur les critères suivants :

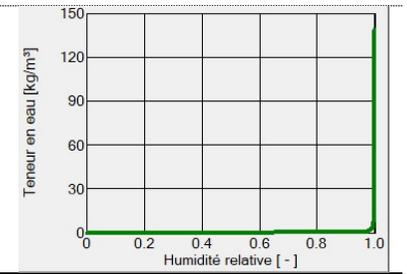
- Densité proche de celle du produit mise en place, à savoir  $70 \text{ kg.m}^{-3}$  ;
- Conductivité thermique proche de celle du produit, à savoir  $0.033 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$  ;
- Une variété de profils de courbes de sorption.

La différence la plus flagrante entre les quatre produits sélectionnés réside dans les valeurs prises par les isotherme de sorption dans la région de saturation capillaire. Les résultats numériques ont été confrontés aux données expérimentales, à la fois pour le cas des matériaux vicié et non vicié. La Figure 4 présente les écarts de température observés entre chacun des quatre modèles et les mesures associées, et ce pour les sections 4 et 5. La Figure 5 représente les différences d'humidité relative.

Table 1 - Matériaux de la base WUFI correspondant à l'isolant mis en oeuvre

PRODUIT RÉEL			PRODUIT WUFI							
MATÉRIAU	MARQUE	EPAISSEUR [MM]	VARIANTE	NOM	$\rho$ [kg.m <sup>-3</sup> ]	$\theta_a$ [m.m <sup>-3</sup> ]	$C_p$ [J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$\lambda$ [W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$\mu$ [-]	$\theta(RH)$ [kg.m <sup>-3</sup> ]
Laine roche	RockWool deDUO lambda 35 (couche intérieure 70kg/m3)	120	1.	Rockwool CavityRock	71	0.95	850	0.032	1.1	
			2.	Flumroc-Dämmplatte 3	63	0.977	830	0.033	1.0	
			3.	Rockwool CavityRock DD	87	0.95	850	0.032	1.2	

4. RockWool  
Masterrock 033 78 0.972 850 0.032 1.3  
(without lamination)



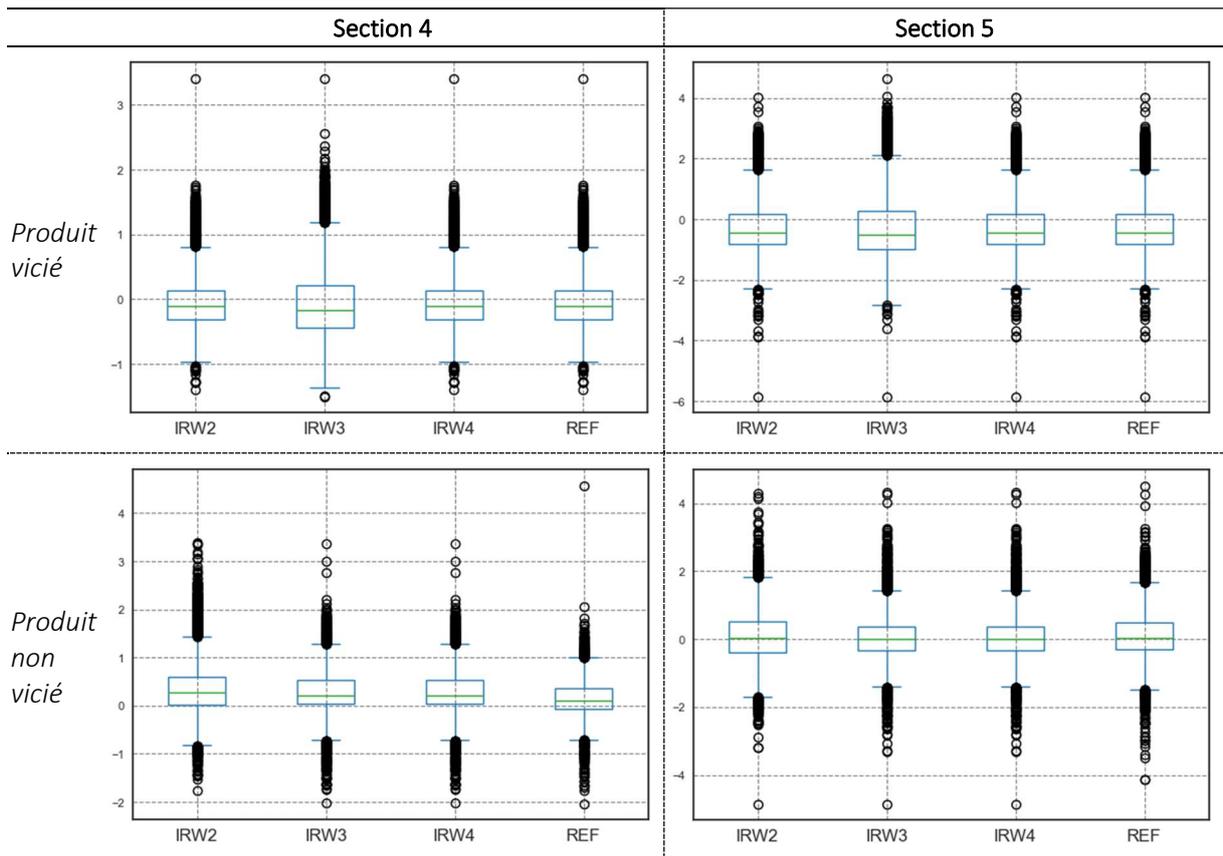


Figure 4 – Comparaison entre modèle numérique et mesures : différences de température observées pour 4 produits différents

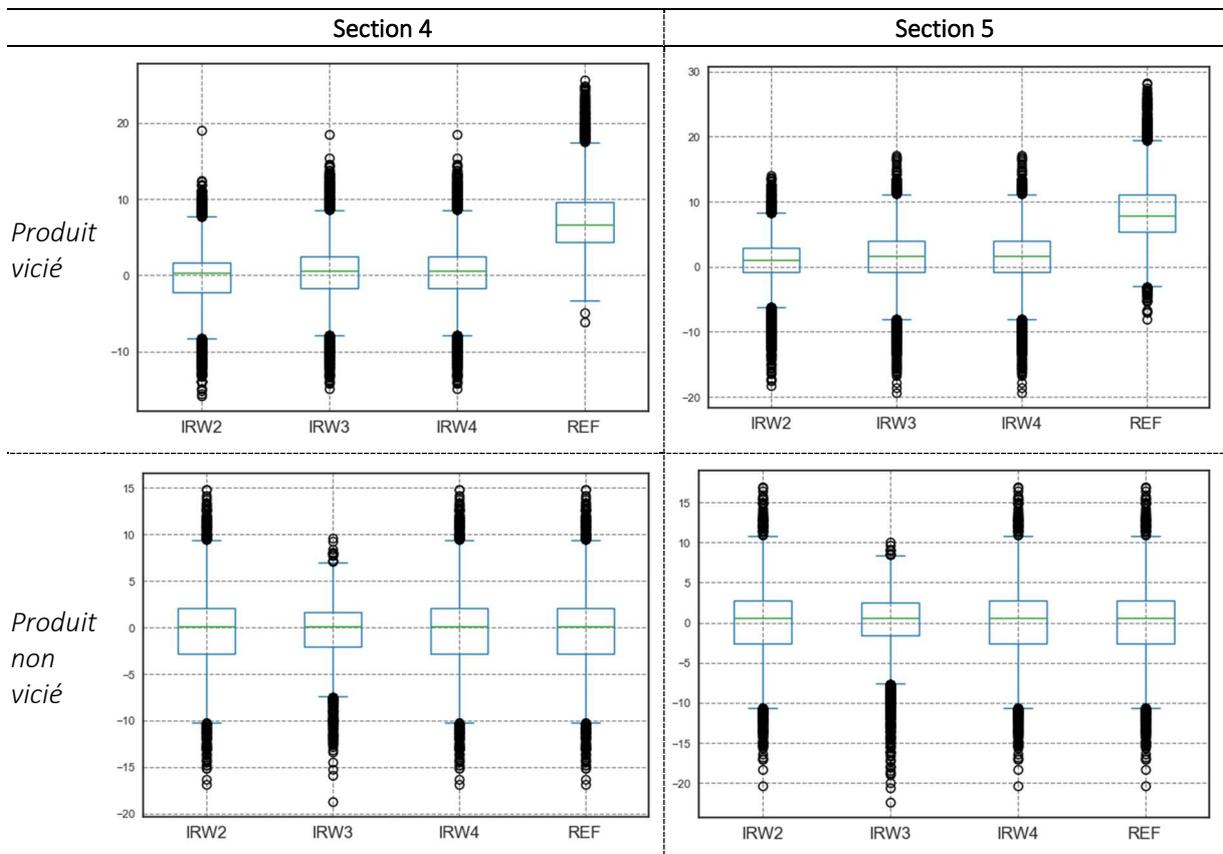


Figure 5 - Comparaison entre modèle numérique et mesures : différences d'humidité relative observées pour 4 produits différents

Il semble qu'aucun des quatre produits modélisés ne soit systématiquement le meilleur pour reproduire le comportement des mesures. Néanmoins, le premier (« REF ») ne semble pas adapté pour reproduire correctement le matériaux et peut être exclu.

Une autre analyse peut être menée en complément, en regardant la capacité d'un modèle linéaire à reproduire la « fonction » *donnée expérimentale* =  $f(\text{donnée numérique})$ . Les tableaux suivants montrent les régressions obtenues pour chaque section, matériaux et conditions initiales réalisées en confrontant les mesures aux résultats du modèle. Au-delà du coefficient de régression  $R^2$  qualifiant le niveau de corrélation entre mesure et modèle, il faut privilégier les modèles dont l'ordonnée à l'origine est proche de zéro et la pente proche de 1.

Quelles que soient la variable et la section observées, il n'y a pas de différence significative entre les différents matériaux lorsqu'ils ne sont pas initialement viciés. En revanche, lorsque le matériau est vicié, les produits 2, 3 et 4 apparaissent comme étant sensiblement plus pertinents pour modéliser le système expérimental.

Table 2 - Corrélation mesure/modèle pour l'humidité relative

Section	Matériaux	Vicié / Non vicié	Régression linéaire	R <sup>2</sup>
4	REF	Non vicié	$Y = 0.88X + 8.96$	0,85
	IRW2		$Y = 0.88X + 8.96$	0,85
	IRW4		$Y = 0.88X + 8.96$	0,85
	IRW3		$Y = 0.87X + 9.11$	0,93
	IRW3	Vicié	$Y = 0.91X + 7.61$	0,75
	IRW4		$Y = 0.91X + 7.61$	0,75
	IRW2		$Y = 0.79X + 16.54$	0,82
	REF		$Y = 0.74X + 26.18$	0,83
5	REF	Non vicié	$Y = 0.89X + 8.51$	0,87
	IRW2		$Y = 0.89X + 8.51$	0,87
	IRW4		$Y = 0.89X + 8.51$	0,87
	IRW3		$Y = 0.87X + 10.25$	0,91
	IRW3	Vicié	$Y = 1.08X - 5.91$	0,81
	IRW4		$Y = 1.08X - 5.91$	0,81
	REF		$Y = 0.8X + 24.03$	0,84
	IRW2		$Y = 1.01X - 0.11$	0,85

Table 3 - Corrélation mesure/modèle pour la température

Section	Matériaux	Vicié / Non vicié	Régression linéaire	R <sup>2</sup>
4	IRW3	Non vicié	$1.01x - 0.28$	0,98
	REF		$1.02x - 0.37$	0,99
	IRW2		$1.02x - 0.37$	0,99
	IRW4		$1.02x - 0.37$	0,99
	REF	Vicié	$0.98x + 0.46$	0,99
	IRW2		$0.91x + 2.01$	0,99
	IRW3		$0.93x + 1.56$	0,99
	IRW4		$0.93x + 1.56$	0,99
5	IRW3	Non vicié	$1.05x - 1.09$	0,97
	REF		$1.06x - 1.18$	0,98
	IRW2		$1.06x - 1.18$	0,98
	IRW4		$1.06x - 1.18$	0,98
	REF	Vicié	$0.98x + 0.39$	0,98
	IRW2		$0.97x + 0.58$	0,98
	IRW3		$0.98x + 0.38$	0,98
	IRW4		$0.98x + 0.38$	0,98

L'analyse des résultats doit prendre en considération :

- que plusieurs phénomènes physiques ne sont pas intégrés dans le modèle numérique : les écoulements gravitationnels sont négligés ainsi que l'hythérésis de sorption/désorption ;

- que les quatre matériaux modélisés ne correspondent pas exactement aux matériaux mis en œuvre ;
- que des incertitudes de mesures entâchent bien évidemment les résultats expérimentaux, liés aux sondes elles-mêmes mais également à leur positionnement.

Pour la suite de l'étude, et à la vue des résultats précédents, le matériau 2 (Flumroc-Dämmplatte 3) sera retenu pour la réalisation du modèle complet de paroi.

### 8.3 IMPACT DE LA TENEUR EN EAU INITIALE SUR LA PERFORMANCE ENERGETIQUE

Le modèle d'isolant seul présenté précédemment est lancé pour trois années successives (les CL issues des mesures obtenues sur une année ont été répétées et lissées aux jonctions) avec deux matériaux différents : le Rockwool CavityRock DD et le Rockwool Masterrock 033. Ces produits ont été choisis car leur courbe de sorption permettait de représenter les valeurs extrêmes de teneur en eau à saturation. Pour chaque isolant, quatre simulations sont lancées avec quatre niveaux différents de teneur en eau. Les deux premiers correspondent à un état sursaturé obtenu respectivement pour un épisode pluvieux de 2h à 20 mm.h<sup>-1</sup> puis d'1h à 5 mm.h<sup>-1</sup>.

La Figure 6 montre la répartition des données de la première des trois années simulées pour les flux thermiques de la surface interne du mur et la teneur en eau totale de la paroi. L'amplitude des flux thermiques augmente avec la teneur en eau initiale et ce quel que soit l'isolant modélisé. Pour les isolants supersaturés, les flux sont significativement inférieurs à ceux des trois autres conditions initiales. Les déperditions sont donc, la première année au moins, significativement impactées par une augmentation nette de la teneur en eau.

La Figure 7 montrent les mêmes grandeurs mais pour la deuxième année simulée. Contrairement à la première année, il n'y a plus de différence significative entre les flux thermiques. Les teneurs en eau observées, bien que différentes entre les deux produits, sont bien plus faibles que lors de la première année. On remarque également que les flux intérieurs sont des déperditions plus de 75% du temps.

Les Figure 8 et Figure 9 montrent plus en détail les flux, températures et humidités relatives des mois de janvier et juin respectivement. On constate qu'à moins d'une super-saturation initiale, ces variables sont rapidement – au bout de quelques jours seulement – du même ordre. En revanche, dans le cas super-saturé, elles sont durablement affectées par la présence très importante de l'humidité. Il faut cependant rappeler que :

- De tels niveaux d'humidité initiaux sont hautement improbables dans l'ensemble de l'isolant ;
- L'écoulement gravitationnel d'eau liquide est négligé et de ce fait la teneur en eau est surestimée.

Sur la Figure 10, les mêmes données sont représentées pour le mois de janvier de la deuxième année de simulation. Les écarts relevés précédemment ne s'observent plus ici. L'excès d'humidité a été éliminé de l'isolant quel que soit le produit d'isolation modélisé.

Enfin, la Figure 11 illustre l'impact énergétique de la présence d'humidité dans l'isolant au travers d'un calcul de résistance thermique équivalente. Cette résistance thermique équivalente est calculée selon l'équation (1).

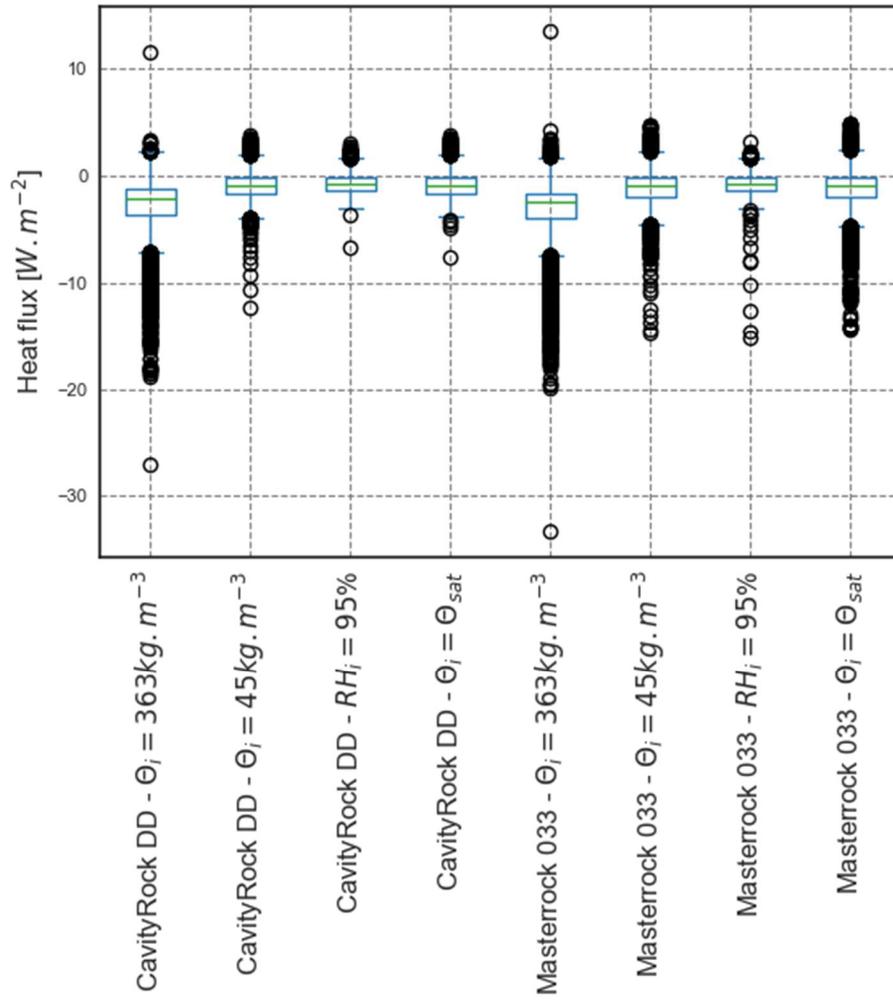
$$R_{eq}(t) = \frac{\sum_{t=0}^T (T_{surf,ext}(t) - T_{surf,int}(t))}{\sum_{t=0}^T \varphi_{surf,int}(t)} \quad (1)$$

Cette formule est une estimation car :

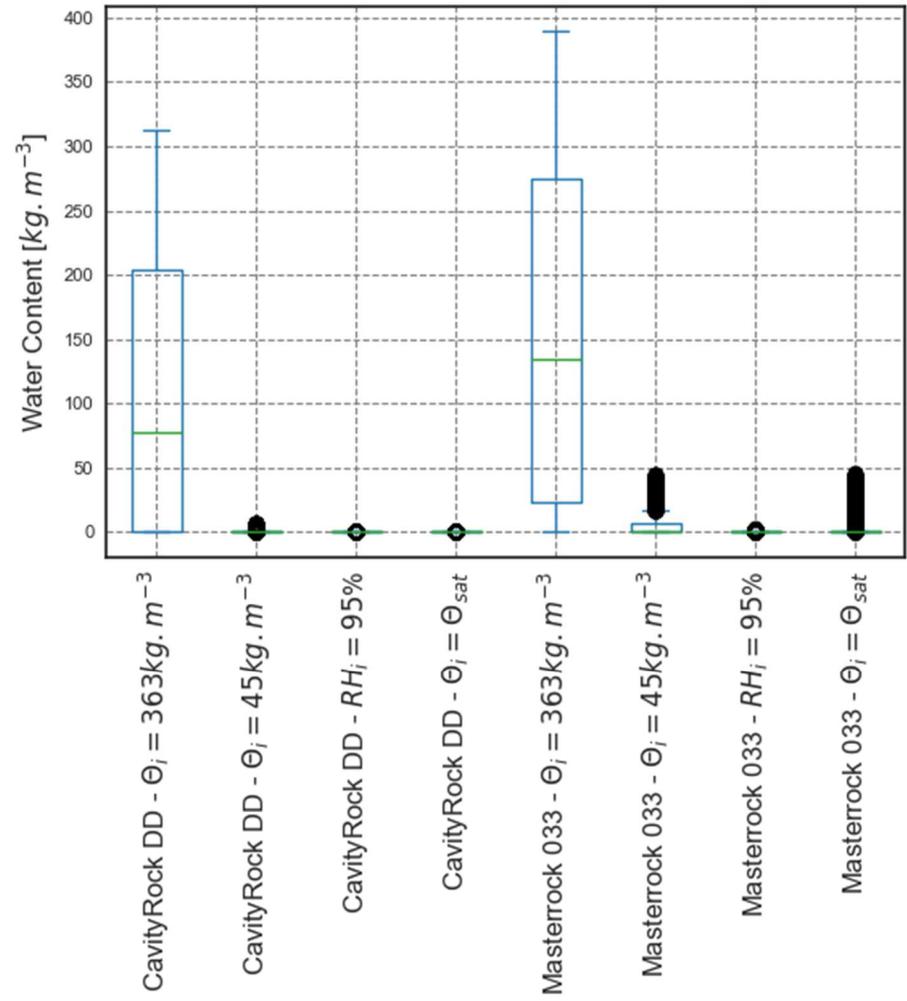
- Le flux est local alors que le gradient de température est estimé par la différence de part et d'autre de l'isolant ;
- La résistance thermique est une propriété thermique sensible pure, or les variables utilisées ici pour calculer une résistance équivalente tiennent compte des transferts d'humidité.

- De très faibles valeurs de flux peuvent mener à des estimations largement surestimées. Les sommations visent justement à éviter ces situations. La période sur laquelle est calculée la résistance équivalente doit alors être suffisamment longue afin que l'hypothèse d'énergie stockée nulle dans la paroi soit valide. La stabilisation de cette résistance après quelques – dizaines de – jours permet de vérifier la validité de cette hypothèse.

La Figure 11 montre cette grandeur pour le premier mois de la première et deuxième année simulées. Sur la première année, on constate que les isolants dont la teneur en eau initiale étaient la plus faible ont une résistance équivalente très proche de celle théorique. Les isolants les plus humidifiés voient au contraire leur résistance divisée par plus de 3 par rapport à la résistance thermique théorique. Concrètement, cela signifie que les déperditions de chaleur au travers de l'isolant seront multipliées par plus de trois à cause de la présence excessive d'humidité. Les résultats de la deuxième année de simulation montrent que ce n'est plus le cas, et donc que cet excédent a été éliminé permettant ainsi de retrouver la performance théorique de l'isolant.

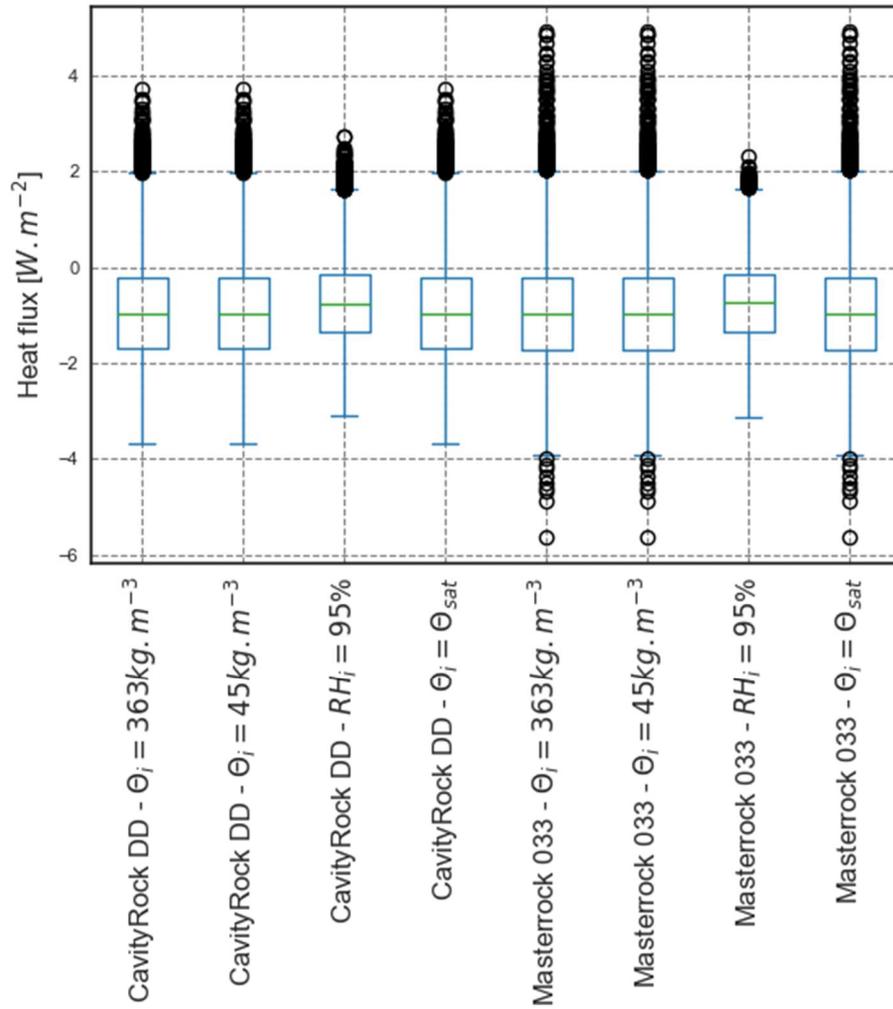


(a)

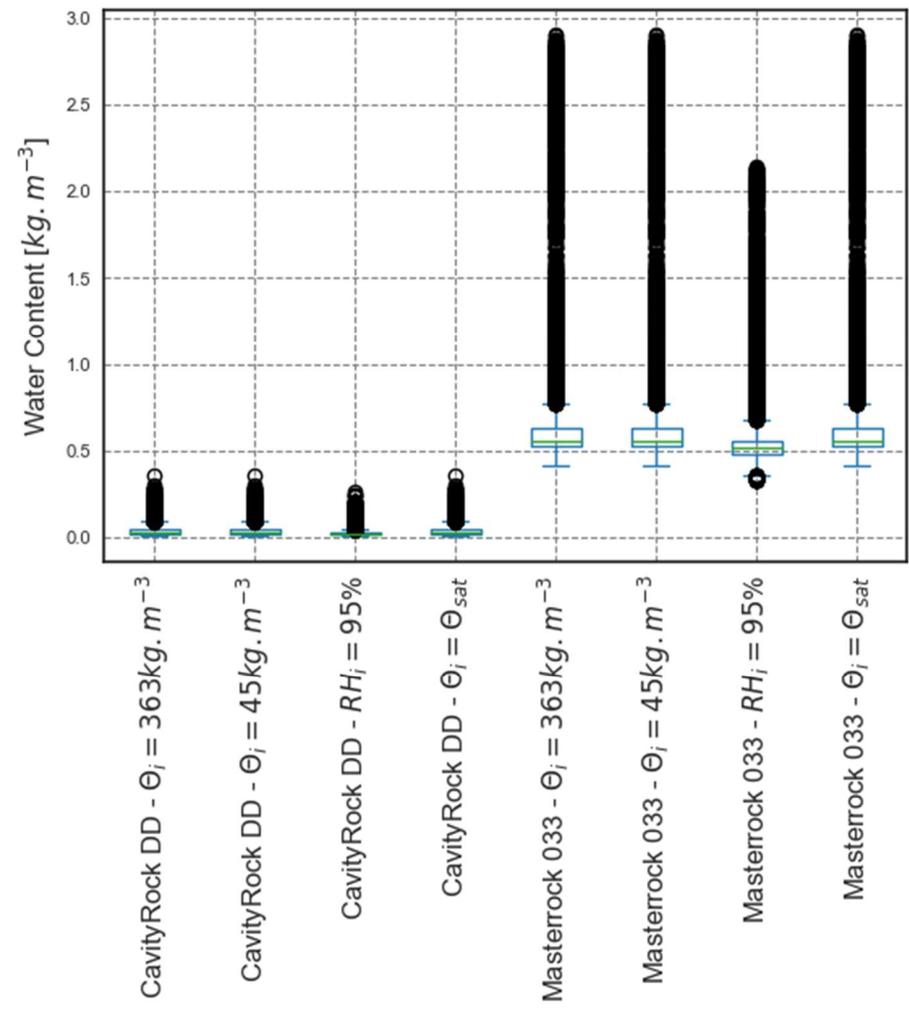


(b)

Figure 6 - Comparaison des flux surfaciques sur la paroi interne de l'isolant (a) et de la teneur en eau totale (b) pour quatre niveaux d'humidité initiale et deux isolants – Boxplot sur la première année de donnée

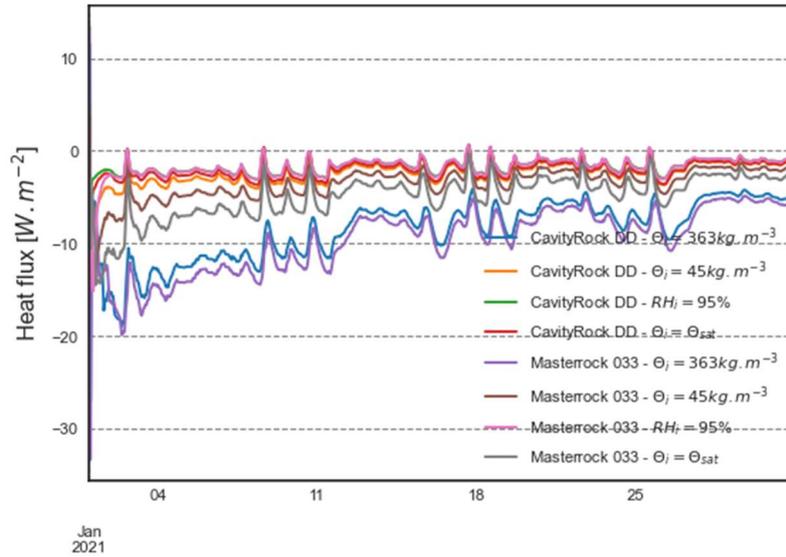


(a)

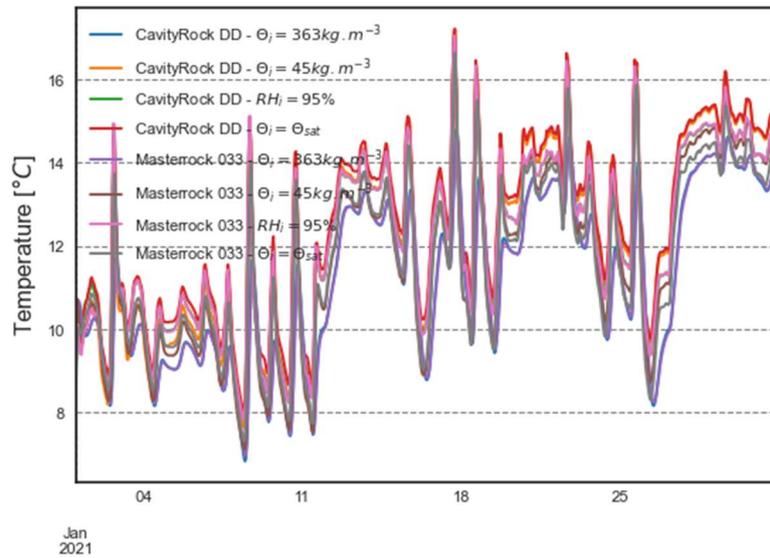


(b)

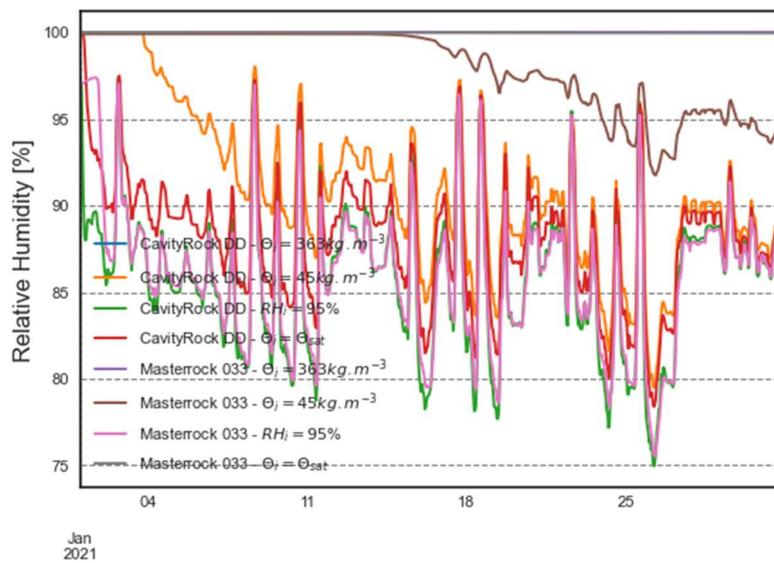
Figure 7 - Comparaison des flux surfaciques sur la paroi interne de l'isolant (a) et de la teneur en eau totale (b) pour quatre niveaux d'humidité initiale et deux isolants – Boxplot sur la deuxième année de données



(a)

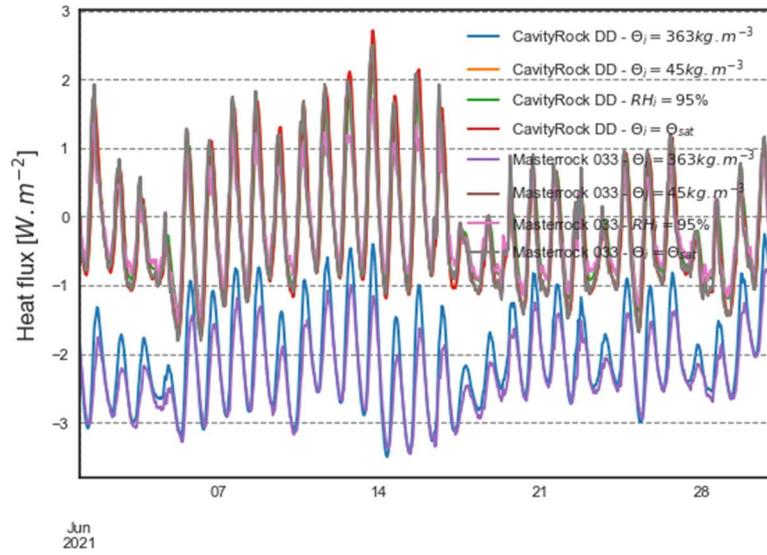


(b)

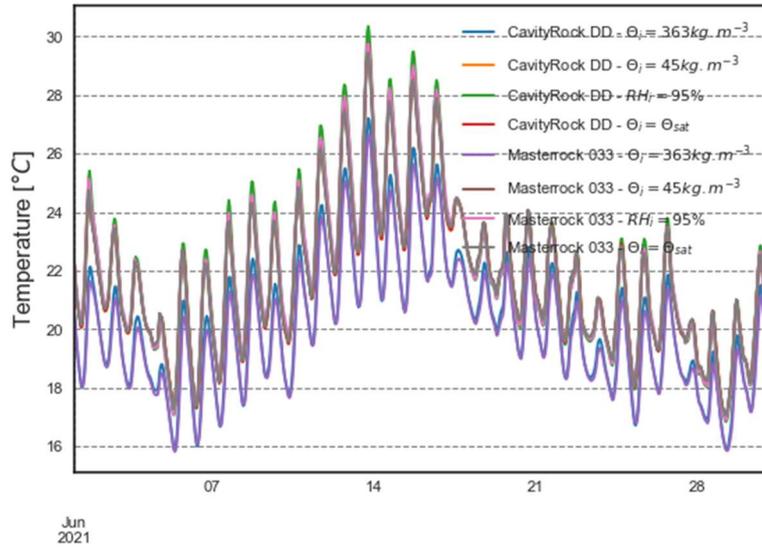


(c)

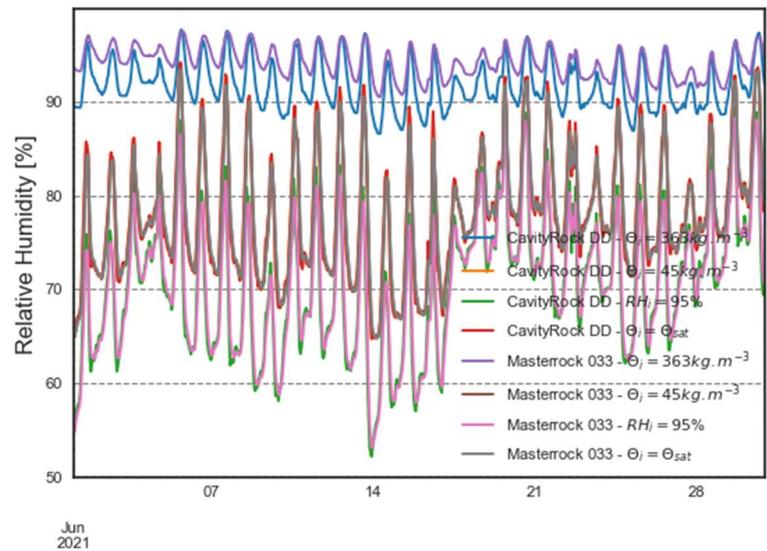
Figure 8 - Comparaison des flux surfacique interne (a), température (b) et humidité relative (c) des deux isolants et 4 conditions initiales – Année 1 – Mois 1



(a)

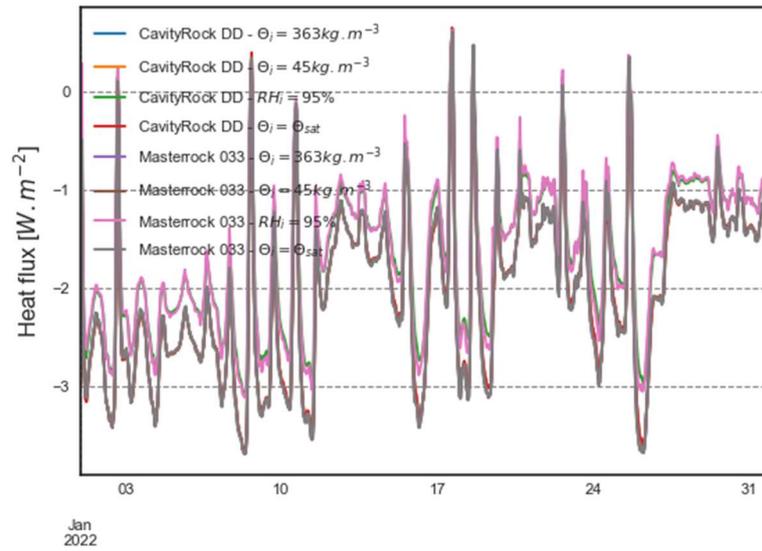


(b)

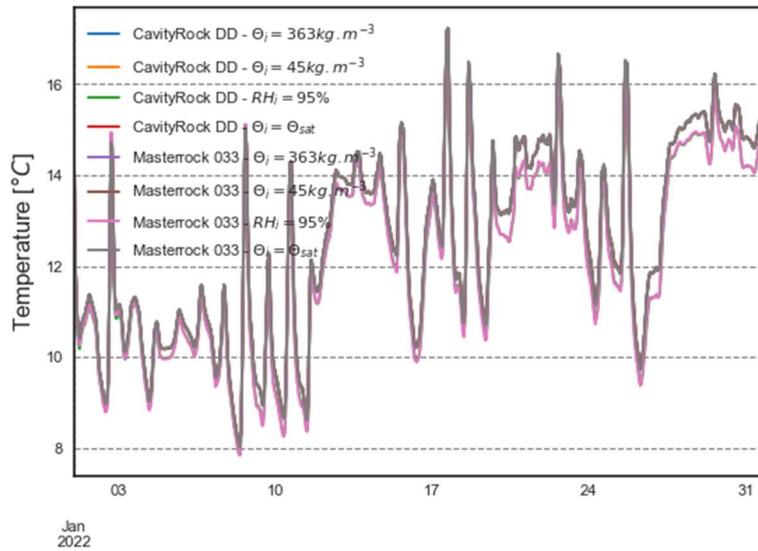


(c)

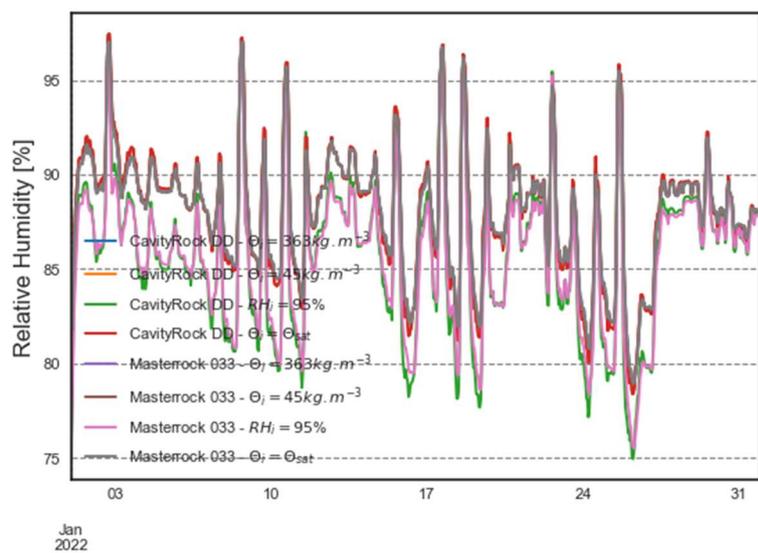
Figure 9 - Comparaison des flux surfacique interne (a), température (b) et humidité relative (c) des deux isolants et 4 conditions initiales – Année 1 – Mois 6



(a)

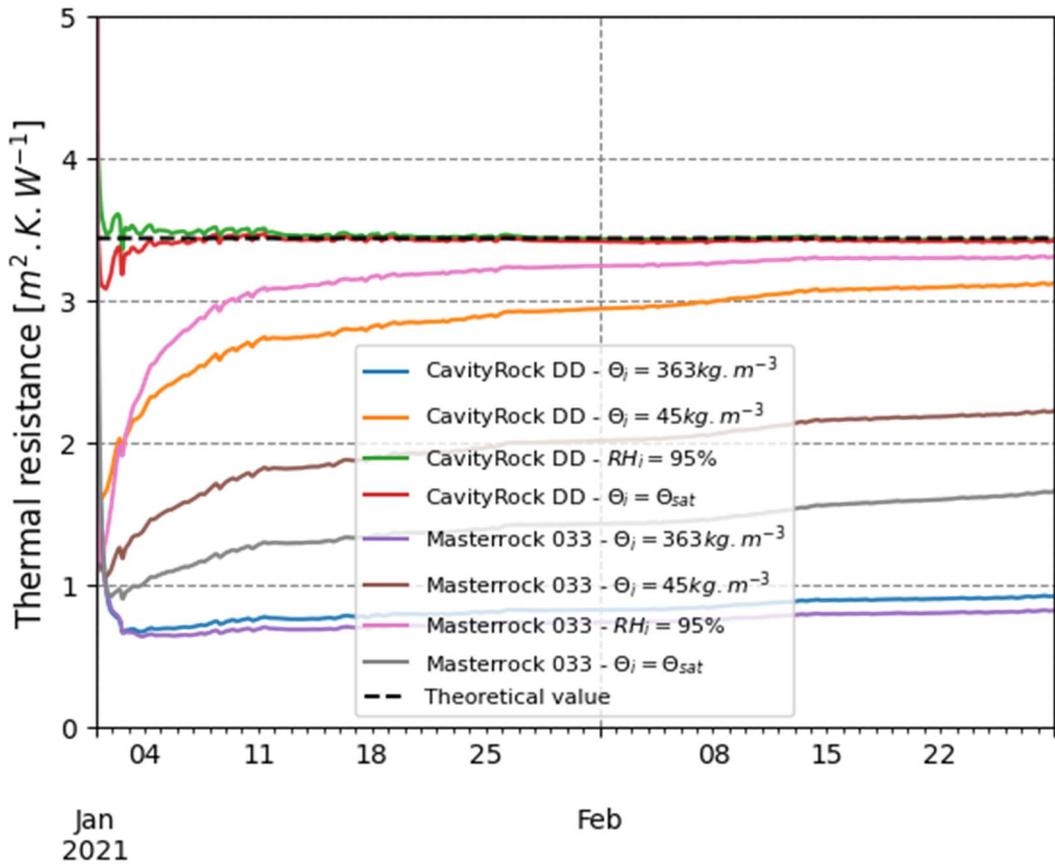


(b)

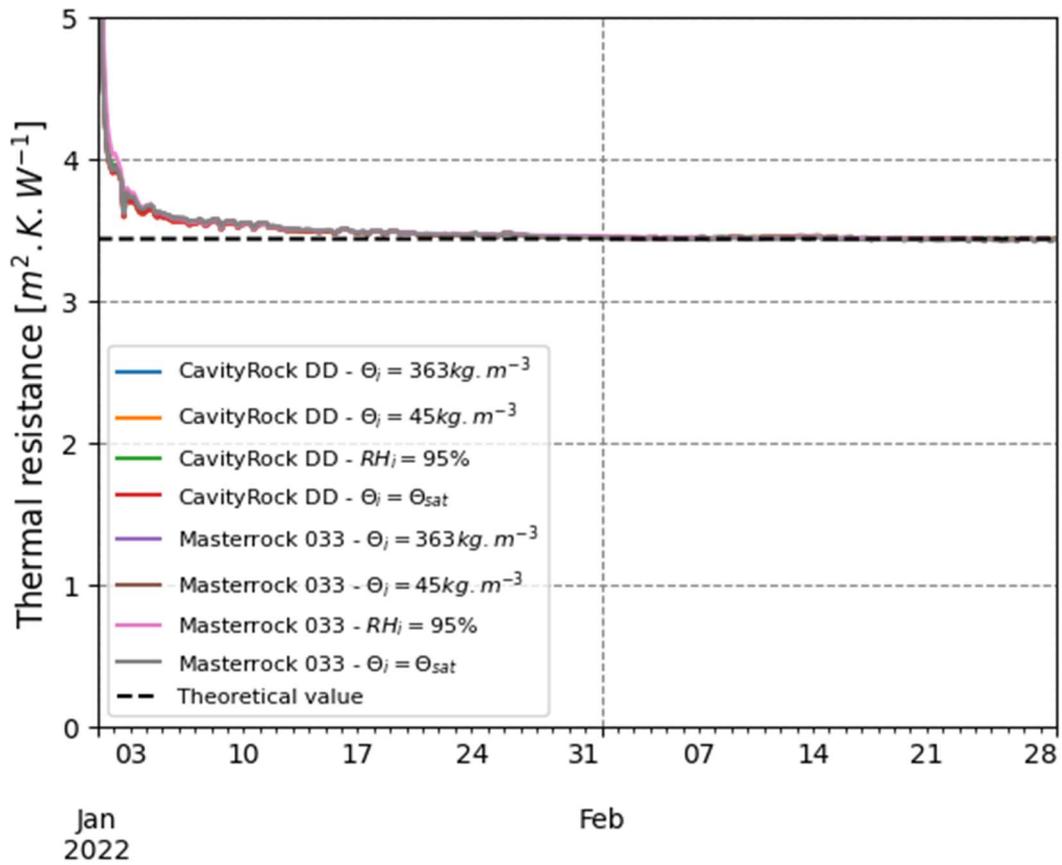


(c)

Figure 10 - Comparaison des flux surfacique interne (a), température (b) et humidité relative (c) des deux isolants et 4 conditions initiales – Année 2 – Mois 1



(a)

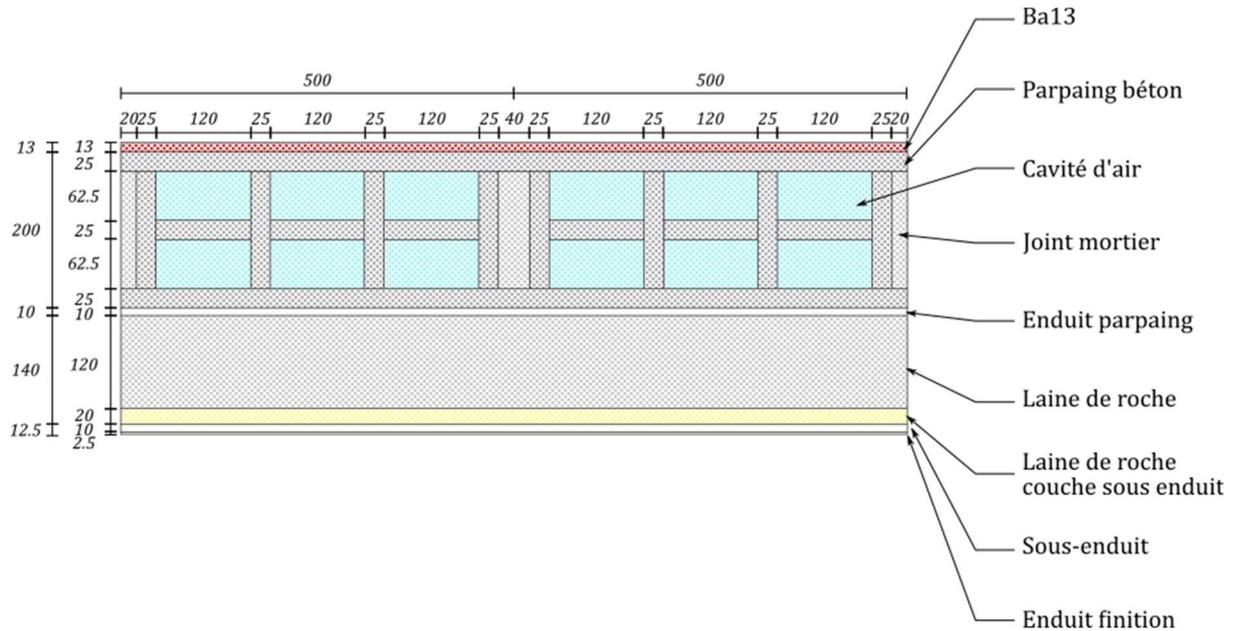


(b)

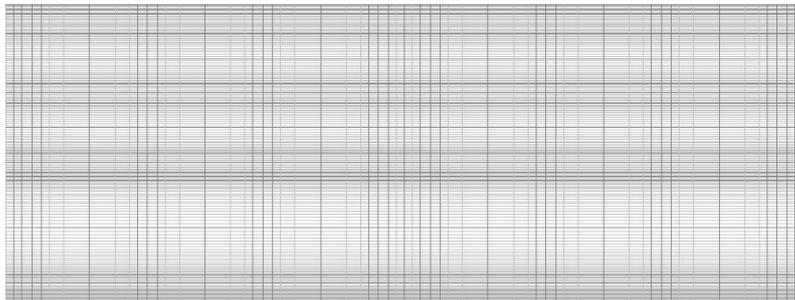
Figure 11 - Résistance thermique équivalente estimée début Année 1 (a) et début année 2 (b)

## 8.4 ETUDE DE LA PAROI COMPLETE

La démarche précédente est ici appliquée à une paroi complète. La géométrie et le maillage de la paroi modélisée sont représentés Figure 12. Les principales caractéristiques thermo-hygriques des matériaux sont répertoriées dans le Tableau 1



(b)



(b)

Figure 12 - Modèle géométrique de la paroi sous WUFI 2D (a) et maillage (b)

Afin de représenter un défaut de stockage de l'isolant, quatre simulations sont à nouveau réalisées, avec différents niveaux de teneur en eau initiale. L'idée est de représenter l'impact que pourrait avoir l'exposition à un épisode pluvieux de l'isolant. L'hypothèse qui a été retenue est que seule une épaisseur en surface de l'isolant avait été exposé à cette pluie - la laine de roche sous-enduit sur le schéma. Tout comme dans le cas de l'isolant étudié seul, la Figure 13 met en avant qu'il y a bien un impact significatif de l'augmentation de la teneur en eau initiale sur la température et l'humidité relative de la paroi. Le point pour lequel a été tracé les graphes est volontairement choisi dans la partie de l'isolant qui n'a pas été touchée par la pluie (point section 4). Le flux thermique côté intérieur montre que les déperditions vers l'extérieur sont significativement plus importantes que dans les cas les moins « viciés ».

La Figure 14 représente les valeurs de résistance équivalent de parois calculé sur les 2 premiers mois de la première et la deuxième année de simulation. On observe la première année assez peu de différence entre les quatre conditions initiales différentes. Néanmoins la valeur de la résistance estimée est environ deux fois plus faible que la résistance théorique. Cela signifie probablement que la teneur en eau initiale de l'ensemble de la paroi est élevée et affecte davantage sa performance thermique que la seule couche d'isolant sous enduit. On remarque que la performance un an plus tard est proche de la

performance attendue. Un écart subsiste néanmoins entre la performance de la paroi dont l'isolant était le plus exposé à la pluie et les trois autres. Cela s'explique par le fait que c'est le seul cas où l'isolant est super saturé, alors que le coefficient de transport d'eau liquide est nul pour ce produit dans WUFI. L'eau se retrouve ainsi « piégée » dans la paroi et affecte durablement sa performance. Ce ne serait en réalité pas le cas, l'eau serait évacuée par capillarité e gravité, même si potentiellement lentement.

## 8.5 DISCUSSION ET ANALYSE D'IMPACT

Cette étude montre un impact quantifié de la présence d'un excès d'humidité dans un ensemble constructif de type mur en ITE :

- A l'échelle d'un isolant, les déperditions peuvent être multipliées par 2 et ce pendant plusieurs semaines ;
- A l'échelle de la paroi, c'est la teneur en eau de l'ensemble de la paroi, en particulier des éléments les plus capillaires qui va influencer la performance globale ;
- Il semble que dans tous les cas, les performances théoriques soient atteintes un an après la mise en œuvre. Il est probable que ce soit plus rapide car l'écoulement gravitationnel qui pourrait favoriser l'élimination de l'excédent d'humidité est négligé dans le modèle, ainsi que le coefficient de transport d'eau liquide des isolants ;
- Considérant le point précédent, le problème concerne donc davantage la pérennité structurelle et esthétique de l'ouvrage que sa performance énergétique ;

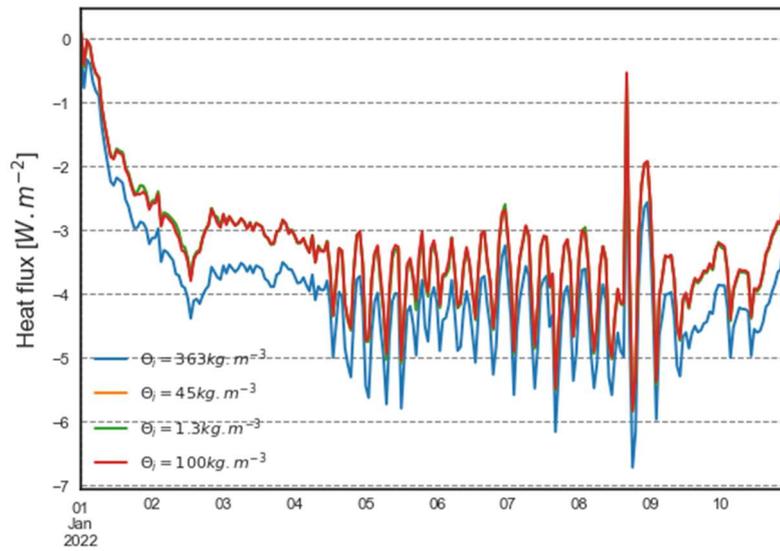
L'étude ici présente considère que la mise en œuvre – et le défaut associé - a lieu en hiver. L'impact d'un surplus d'humidité dans l'isolant au moment de la mise en œuvre pourrait également être évalué si le chantier a lieu l'été. Enfin, cette étude n'a pas considéré d'émission de vapeur particulière côté intérieur, ce qui pourrait ralentir le séchage de la paroi et donc prolonger l'impact de l'excédent d'humidité initial. Ces paramètres pourraient faire l'objet d'études complémentaires.

Tableau 1 - Caractéristiques thermo-hygriques des matériaux modélisés (1/2)

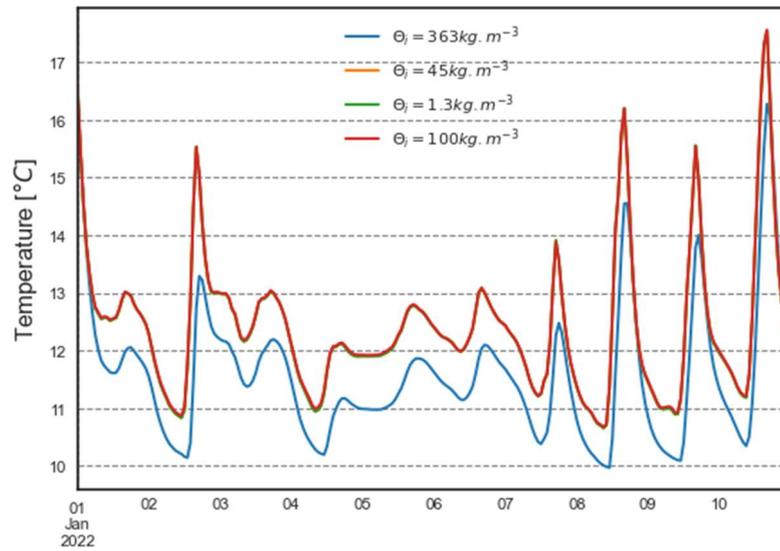
PRODUIT RÉEL				PRODUIT WUFI						
MATÉRIAU	MARQUE	EPAISSEUR [MM]	NOM	$\rho$ [ $kg.m^{-3}$ ]	$\theta_a$ [ $m.m^{-3}$ ]	$C_p$ [ $J.kg^{-1}.K^{-1}$ ]	$\lambda$ [ $W.m^{-1}.K^{-1}$ ]	$\mu$ [-]	$\theta(RH)$ [ $kg.m^{-3}$ ]	
Placoplatre BA13	PLACO	13	Interior plaster (Palster)	850	0.65	850	0.2	8.3		
Agglo béton	ALKERN	20	Concrete blocks, aggregate, pumice	664	0.67	850	0.14	4		
Joints parpaingsn.a.		150	Masonry Cement Mortar – Type N	1885	0.496	900	0.459	15.5		
Cavité d'air	n.a.	60	Air layer 60mm	1.3	1	1000	0.337	0.27		
			Air layer 120mm	1.3	1	1000	0.655	0.13		

Tableau 2 - Caractéristiques thermo-hygriques des matériaux modélisés (2/2)

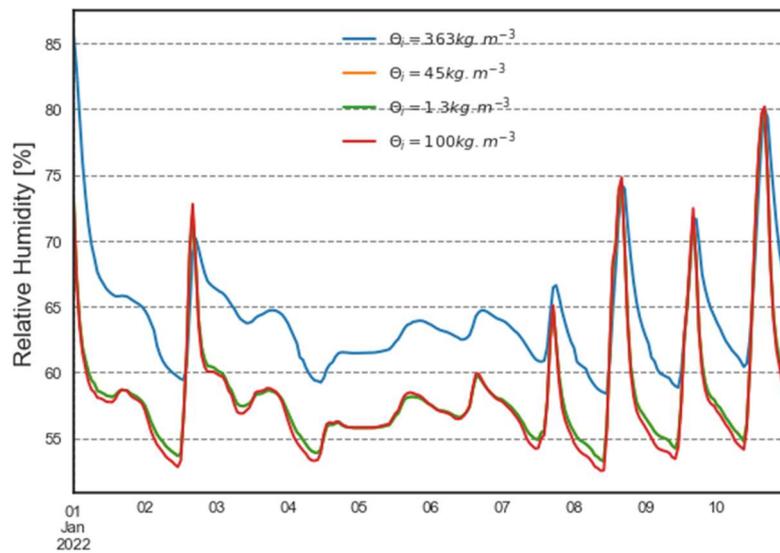
PRODUIT RÉEL				PRODUIT WUFI					
MATÉRIAU	MARQUE	EPAISSEUR [MM]	NOM	$\rho$ [ $kg.m^{-3}$ ]	$\theta_a$ [ $m.m^{-3}$ ]	$C_p$ [ $J.kg^{-1}.K^{-1}$ ]	$\lambda$ [ $W.m^{-1}.K^{-1}$ ]	$\mu$ [-]	$\theta(RH)$ [ $kg.m^{-3}$ ]
Laine de roche	RockWool ECOROCK lambda 35 (couche sous enduit 120kg/m3)	20	RockWool Coverrock II	119	0.956	850	0.034	1.3	
Laine de roche	RockWool ECOROCK lambda 35 (couche intérieure 70kg/m3)	120	Flumroc-Dämmplatte 3	63	0.977	830	0.033	1.0	
Sous enduit mince armé d'une toile de verre résistant au alcalis (1500 kg/m3)	PRB Fondisol F	10	Knauf Noblo 2.0 auf SM700	1400	0.472	850	0.54	28	
Enduit de finition RPE structuré organique (1800 kg/m3)	PRB Crépimur F	2.5	Knauf Conni 2.0 auf SM700	1800	0.269	850	0.7	215	



(a)

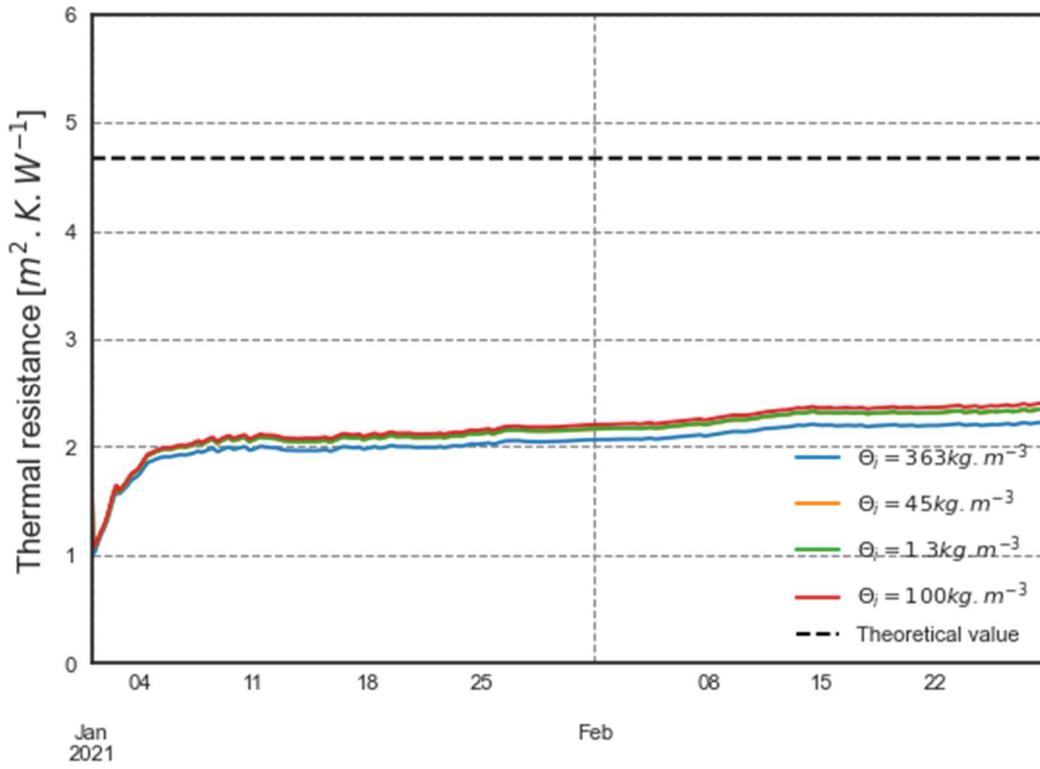


(b)

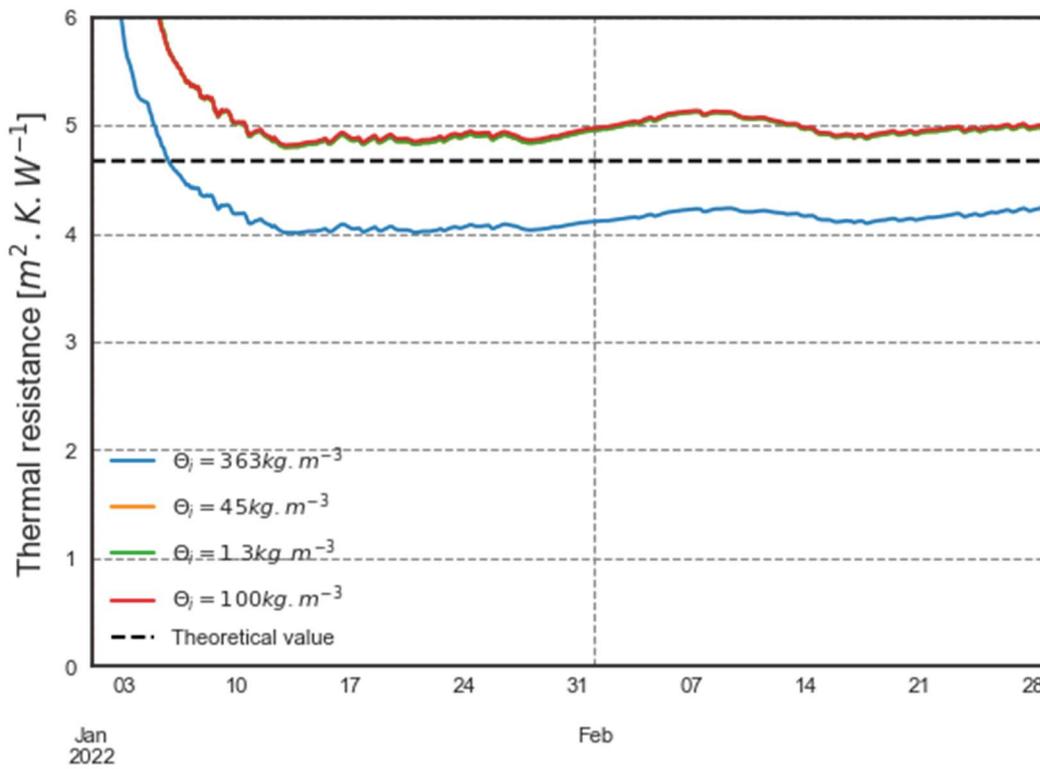


(c)

Figure 13 - Comparaison des flux surfacique interne (a), température (b) et humidité relative (c) des deux isolants et 4 conditions initiales – Année 1 – Mois 1



(a)



(b)

Figure 14 - Résistance thermique équivalente estimée début Année 1 (a) et début Année 2 (b)