



Fiabilisation des approches théoriques pour la caractérisation des matériaux et la modélisation hygrothermique des enveloppes du bâtiment

Imane Oubrahim

► To cite this version:

Imane Oubrahim. Fiabilisation des approches théoriques pour la caractérisation des matériaux et la modélisation hygrothermique des enveloppes du bâtiment. Matériaux. Université de La Rochelle, 2022. Français. NNT : 2022LAROS021 . tel-03981815

HAL Id: tel-03981815

<https://theses.hal.science/tel-03981815>

Submitted on 10 Feb 2023

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.



La Rochelle Université
École doctorale 618 EUCLIDE
Laboratoire des Sciences de l'Ingénieur pour
l'Environnement UMR CNRS 7356 (LaSIE)
Électricité de France EDF R&D
Département TREE



THÈSE DE DOCTORAT CIFRE
présentée par :

Imane OUBRAHIM

soutenue le : **14 avril 2022**
pour obtenir le grade de : **Docteur de l'université de La Rochelle**
Discipline : **Énergétique et Thermique**

**Fiabilisation des approches théoriques pour la caractérisation des matériaux et la modélisation
hygrothermique des enveloppes du bâtiment**

JURY :

Dominique DEROME
Patrick PERRÉ
Wahbi JOMAA
Nathan MENDES

Samira KHERROUF

Thierry DUFORESTEL
Rafik BELARBI

Professeure, Université de Sherbrooke, Canada, Examinatrice
Professeur, CentraleSupélec, Paris, Examineur
Professeur, Université de Bordeaux, Bordeaux , Rapporteur
Professeur, Pontifical Catholic University of Paraná, Brazil, Rap-
porteur
Docteure, Coordinatrice RDI systèmes énergétiques, ADEME,
Examinatrice
Ingénieur Sénior, EDF R&D, Examineur
Professeur, La Rochelle Université, Directeur de thèse

Table des matières

Remerciements	3
Introduction Générale	4
1 Contexte général	6
1.1 Le bâtiment et l'énergie : de la construction à la rénovation	6
1.1.1 L'énergie : le pilier d'une troisième révolution	6
1.1.2 Le bâtiment : gisement potentiel d'économie d'énergie	7
2 Bibliographie	11
2.1 La modélisation hygrothermique	11
2.2 Caractérisation expérimentale des propriétés hygrothermiques	17
2.3 Conclusion	25
3 Synthèse en français	27
4 Analyse du modèle physique : Identification des pistes d'amélioration	32
4.1 Introduction	32
4.2 Numerical study of a coupled heat and moisture transfer model	33
5 L'hystérésis de sorption de l'eau	65
5.1 Introduction	65
5.2 The impact of sorption hysteresis on the modeling of coupled heat and moisture transfer	66
6 La chaleur complémentaire de sorption	94
6.1 Introduction	94
6.2 The sorption heat impact on coupled heat/mass	95
7 Analyse théorique de la méthode de la coupelle standard	126
7.1 Introduction	126
7.2 Assessment of the Water Vapor Permeability : Effect of the total pressure	127
8 Résultats expérimentaux de la coupelle modifiée	162
8.1 Introduction	162
8.2 Revisited cup test method to measure the water vapor permeability : Experimental validation	163
9 Méthodologie d'identification de la perméabilité relative à l'eau liquide	193
9.1 Introduction	193
9.2 La détermination de la perméabilité relative au liquide	194
9.3 Méthodologie d'identification de k_{rl}	195
9.4 Résultats de la perméabilité relative au liquide	196
9.5 Discussion	199
9.6 Conclusion et perspectives	200
Conclusion Générale et Perspectives	202

Remerciements

Il m'est offert ici, par ces quelques lignes, la possibilité de remercier les personnes qui ont contribué de près ou de loin à la réussite de mon projet de doctorat. Il me sera très difficile de remercier tout le monde car c'est grâce à l'aide de nombreuses personnes que j'ai pu mener cette thèse à son terme.

Je tiens en premier lieu à remercier mon encadrant de thèse, Thierry Duforestel pour avoir rendu ce travail possible. Merci de m'avoir fait partager votre passion de l'hygrothermique du bâtiment, du temps que vous m'avez consacré et des conseils que vous m'avez prodigués et qui m'ont aidé à mener à bien ce travail. Vos grandes qualités humaines et professionnelles me serviront de modèle dans ma carrière professionnelle. J'adresse mes remerciements à toute l'équipe E35 d'EDF les Renardières, pour leur accueil, leur bonne humeur et l'aide qu'ils ont pu m'apporter. Je remercie spécialement Mickael Buronfosse, ingénieur chercheur, qui a eu la gentillesse de partager son expérience et ses astuces avec moi.

Mes remerciements sincères vont également à mon directeur de thèse et encadrant Pr. Rafik Belarbi pour m'avoir soutenu et supervisé durant ces trois années de thèse, et de m'avoir fait partager ses brillantes intuitions. Qu'il soit aussi remercié pour sa gentillesse, sa disponibilité permanente et pour les nombreux encouragements qu'il m'a prodigués.

Il m'est impossible d'oublier l'équipe du laboratoire LASIE qui m'ont beaucoup aidée pour réussir la partie expérimentale de ce travail de thèse. Un grand merci à Armelle et Ferhat, qui ont répondu avec calme et patience aux demandes et questions quotidiennes dont je les accablais et pour tous les efforts fournis pour accomplir le travail expérimental qui a été demandé.

Enfin, je remercie avec grande émotion ma famille pour son irremplaçable et inconditionnel soutien. Un grand merci donc à mes parents, Zahra et Hamid, qui ont toujours été pour moi une source d'inspiration et de bonheur, et qui m'ont toujours encouragé à aller de l'avant dans la vie malgré la difficulté d'être loin d'eux. Sans oublier aussi mes deux chères sœurs, Khaoula et Hafsa, mes deux frères, Khalil et Aymane, et mon cher mari Anas d'avoir été là pour écarter les doutes, soigner les blessures et partager les joies.

De même je tiens à remercier mes amis Khadija, Ihssane, Hanaa et Chakib qui m'ont apporté leur soutien moral et intellectuel tout au long de ma démarche.

Que Messieurs les membres du jury veuillent accepter l'expression de ma reconnaissance pour le temps et l'attention qu'ils accorderont à mon travail.

Merci !

Introduction générale

Le modèle économique de la société moderne, qui se base sur la consommation de masse, a de mauvais impacts sur la planète. Cette surconsommation humaine est à l'origine de l'épuisement du capital naturel, que la planète a mis des milliers d'années à créer, ainsi que l'abondance du gaz carbonique dans l'air. Cette situation ne peut pas durer, il faut penser à la préservation des ressources naturelles de la terre et à la dé-carbonisation des activités humaines. Pour ce faire, l'économie de l'énergie consommée a été identifiée comme une action potentielle pour préserver la terre et réduire les émissions des gaz à effet de serre.

Le bâtiment, que ce soit en résidentiel ou en tertiaire est le secteur qui consomme le plus d'énergie finale en comparaison des trois secteurs principaux de l'économie (le transport, l'agriculture et l'industrie). Avec un pourcentage de 44% ce secteur est un gisement potentiel d'économie d'énergie. En notant que 75% du parc est déjà construit et que 55% des bâtiments anciens ont été construits avant 1974. En outre le résidentiel représente 73.2% de la consommation globale de ce secteur. La rénovation du parc résidentiel est donc la clé de la réduction d'énergie consommée par ce secteur. Mais dans les logements très anciens, en France, il peut arriver que les particuliers hésitent à rénover. En effet, ces bâtiments ont été construits pour un mode de vie très différent de celui d'aujourd'hui, et ils ont passé des décennies voire des siècles dans une situation certes dégradée du point de vue de l'énergie, mais durable du point de vue de l'humidité. L'introduction, lors de la rénovation, de matériaux très différents et de nouvelles techniques peut causer la rupture de cet équilibre ou harmonie. Et de la crainte de créer un déséquilibre hydrique qui causerait des dégradations hygrothermiques dans les logements rénovés, est née cette réticence. Dans ce contexte, même les spécialistes des questions hygrothermiques hésitent à s'engager pleinement. Tout d'abord, les matériaux qui ont été utilisés dans la construction de ces bâtiments sont peu connus (on a même de la peine à savoir ce que c'est parfois !), ils ont des propriétés non évaluées (toutes les évaluations du domaine hygrothermique ont concerné le neuf) et ils sont souvent très hétérogènes. Ensuite, les modèles hygrothermiques ont montré des limites pour traiter des situations complexes comme celle rencontrées lors de la rénovation des bâtiments très anciens.

Le projet HYGRO-BAT [98] a montré les limites des outils de modélisation hygrothermique actuels, surtout en situation dynamique et avec des matériaux très hygroscopiques. Dans ce projet, trois conditions aux limites en température et humidité relative (isotherme, non-isotherme et cyclique) ont été appliquées sur quatre configurations des parois en fibre de bois pour créer un transfert d'humidité et de chaleur à travers ces dernières. Ensuite, ces configurations expérimentales ont été simulées par quatre outils de modélisation des transferts couplés de chaleur et de masse. La comparaison entre les résultats de la simulation des différents outils utilisés et l'expérimental a montré que :

- la différence entre les résultats simulés par les quatre outils est négligeable ;
- les résultats calculés pour la température, la pression de vapeur d'eau et l'humidité relative pour les conditions isothermes et non-isothermes sont acceptables ;
- la température et la pression de vapeur calculées en conditions dynamiques sont acceptables ;
- la différence entre l'humidité relative mesurée et calculée est non-négligeable ;

Il est à noter que toutes les propriétés physiques nécessaires à la modélisation hygrothermiques des matériaux utilisés dans ce projet ont été caractérisées avec les méthodes les plus abouties possibles. Cependant, la comparaison confirme les limites des outils à prédire et reproduire la réalité expérimentale en conditions dynamiques, qui représentent les conditions se rapprochant le plus des conditions réelles. C'est dans ce contexte que se situe le projet "SmartReno" [92] qui propose de contribuer à fiabiliser les approches hygrothermiques pour regagner la confiance des acteurs de la rénovation.

Les travaux de cette thèse sont inscrits dans ce projet. Ils concernent toutes les approches théoriques, expérimentales pour la caractérisation des matériaux et analyses physiques pour la modélisation hygrothermique des composants d'enveloppes du bâtiment. Et ils proposent, grâce à une analyse détaillée des différents phénomènes mis en jeu, des méthodes pour améliorer la prédiction des outils de simulation des transferts dans les matériaux de construction. L'outil qui a été choisi pour analyser et valider les développements est SYRTHES (développé à EDF

R&D). La complétude du modèle physique des transferts couplés de la chaleur et de masse intégré dans cet outil permet de bien appréhender et évaluer le fonctionnement et l'interaction entre les différentes propriétés apparaissant dans le modèle pour simuler la réalité expérimentale.

Ce rapport de thèse est présenté sous forme d'une thèse par articles scientifiques. Il est composé de neuf chapitres. Les trois premiers chapitres et la conclusion sont rédigés en français, les autres sont en anglais. Cependant, les chapitres sous forme d'articles scientifiques commencent par une introduction rédigée en français qui résume le chapitre.

Le premier chapitre présente le contexte global des travaux de cette thèse. Cette partie montre et explique pourquoi nous nous étions intéressés en premier lieu à fiabiliser la modélisation hygrothermique des composants de l'enveloppe des bâtiments.

Le deuxième chapitre se base sur des éléments de la bibliographie pour aborder les différents phénomènes mis en jeu pour développer des modèles de transferts couplés de chaleur et de masse. Ainsi que les méthodes de détermination de l'ensemble des propriétés hygrothermiques régissant ces phénomènes.

Le troisième chapitre présente une synthèse en français des travaux menés dans cette thèse. Il y est présenté les résultats et les conclusions de l'analyse de tous les axes étudiés dans ce travail.

Le quatrième chapitre propose une analyse numérique détaillée du modèle physique des transferts couplés de chaleur et de masse utilisé dans ce travail. Cette analyse permet tout d'abord de comprendre le fonctionnement global de ce modèle complet mais complexe. Elle permet aussi d'identifier comment nous pouvons simplifier les équations constituant le modèle, et quelles propriétés hygrothermiques doivent être reconsidérées et réévaluées pour améliorer la modélisation hygrothermique.

Le cinquième chapitre propose d'étudier le phénomène d'hystérésis de sorption d'eau et son impact sur la modélisation hygrothermique. Il y est proposé de prendre en compte ce phénomène pour modéliser, en conditions dynamiques, une paroi faite d'un matériau isolant et très hygroscopique, et d'analyser les résultats de simulation pour comprendre l'impact de ce phénomène sur la modélisation des transferts couplés.

Le sixième chapitre aborde la chaleur de sorption complémentaire des matériaux poreux. La prise en compte de cette propriété (souvent négligée dans les outils de modélisation hygrothermique) et son apport à l'amélioration des simulations hygrothermiques y sont étudiés.

Le septième chapitre propose une analyse détaillée de la méthode de la coupelle pour mesurer le coefficient de la diffusion à la vapeur d'eau des matériaux de construction. Il y est analysé la supposition de l'uniformité de la pression totale durant cet essai expérimental et l'impact que pourrait avoir cette hypothèse sur la caractérisation de ce coefficient, qui joue un rôle important dans la prise en compte des transferts d'humidité dans les enveloppes des bâtiments. Une version modifiée de cet essai est proposée pour prendre en compte la pression totale. Cette méthode modifiée permet d'identifier, en plus du coefficient de diffusion de la vapeur, la perméabilité à l'air.

Le huitième chapitre propose une campagne expérimentale pour tester la version modifiée de la coupelle standard présenté au chapitre précédent. Le protocole expérimental, les matériaux testés ainsi que les difficultés rencontrées pour réussir les essais y sont abordés. Les résultats de ces essais pour identifier simultanément le coefficient de diffusion à la vapeur et la perméabilité à l'air sont présentés.

Le dernier chapitre propose une méthodologie d'identification de la perméabilité à l'eau liquide par méthode inverse. Y sont abordés les algorithmes d'optimisations, la séquence expérimentale et les résultats d'identification de ce paramètre.

Chapitre 1

Contexte général

1.1 Le bâtiment et l'énergie : de la construction à la rénovation

1.1.1 L'énergie : le pilier d'une troisième révolution

Il va sans dire que les deux révolutions industrielles ont contribué au développement de la société. Elles ont notamment contribué au développement de la production et à l'industrialisation de nouvelles technologies. Ce qui a eu des impacts non-négligeables sur le plan social, économique et environnemental. Cependant, ces deux révolutions n'ont pas que des avantages, elles sont à l'origine de plusieurs problèmes, et ce, sur de nombreux plans. En effet, le modèle économique basé sur la consommation et la production de masse a accéléré l'épuisement des ressources naturelles de la planète, ainsi que la création de plusieurs types de pollutions (pollution d'eau, d'atmosphère et des sols) qui détruisent chaque jour l'environnement.

Cette situation ne peut pas durer, il faut penser à la préservation des ressources naturelles de la terre et à la réduction de la pollution. Face à cette urgence écologique, il faut entrer dans une troisième transformation : celle des énergies renouvelables. Ainsi, « **Jeremy Rifkin** » a popularisé le concept d'une « **troisième révolution industrielle** », qui se différencierait des secteurs des activités classiques de la production. Rifkin la juge nécessaire pour une transition vers un développement plus soutenable nécessitant une économie décarbonée. Depuis 2006, l'économiste et futurologue américain propose cette révolution (TRI) comme vision stratégique permettant une gestion plus durable des ressources et une survie de l'économie sous une forme différente, après une phase de transition.

Pour assurer cette transition énergétique et construire une économie durable, Rifkin pose les cinq piliers de cette révolution industrielle, celle de l'énergie [87] :

- produire de l'énergie verte : la transition d'un régime d'énergies carbonées en utilisant les énergies renouvelables ;
- distribuer l'énergie par les bâtiments : la transformation de tous les bâtiments, toutes les maisons, en micro-centrales permettant de produire ces énergies ;
- stocker l'énergie sous forme d'hydrogène ;
- partager la production et l'utilisation de l'énergie : la création de moyens de transport électrique capables d'acheter ou de vendre de l'énergie sur le réseau internet mondial ;
- rouler électrique.

Plusieurs pays ont commencé à adopter cette feuille de route pour agir sur l'énergie et le climat dans les différents secteurs par le biais de protocoles et de directives. A l'échelle internationale, des protocoles ont été mis en place pour diminuer les émissions de GES (protocole de Montréal, Protocole de Kyoto, Accord de Paris, ...) [34].

A l'échelle européenne, l'objectif fixé est de réduire de 80 à 95% les émissions de gaz à effet de serre d'ici à 2050, par rapport à leur niveau de 1990, afin de contribuer à la limitation du réchauffement global à moins de 2 °C [3].

L'UE a mis en place une politique de climat comportant trois volets :

- le marché européen du carbone EU-ETS : concerne la production énergétique carbonée et l'industrie, le secteur de l'aviation et les secteurs de la chimie et de l'aluminium ;
- le « partage de l'effort » : l'objectif de réduction des émissions des secteurs non couverts par le marché carbone a été fixé au niveau de l'ensemble de l'UE à 10 % en 2020 par rapport à 2005, en cohérence avec la réduction de 20 % tous secteurs confondus par rapport à 1990. Les secteurs concernés sont : les transports, les bâtiments, le tertiaire et l'agriculture ;

- et la politique UTCF (ou LULUCF en anglais) : concerne les émissions de CO₂ non énergétiques et qui sont liées à l'utilisation des terres, leurs changements et la forêt.

La France, quant à elle, soutient cette approche en proposant le projet de plan national intégré énergie-climat de la France. Ce plan national est fondé sur deux documents nationaux de programmation et de gouvernance sur l'énergie et le climat [4] :

- la programmation pluriannuelle de l'énergie (PPE), qui fixe les priorités d'actions des pouvoirs publics dans le domaine de l'énergie pour les 10 années à venir, partagées en deux périodes de 5 ans. Elle traite de l'ensemble des énergies et de l'ensemble des piliers de la politique énergétique : maîtrise de la demande en énergie, promotion des énergies renouvelables, garantie de sécurité d'approvisionnement, maîtrise des coûts de l'énergie, développement équilibré des réseaux, etc. Elle permet de construire une vision cohérente et complète de la place des énergies et de leur évolution souhaitable dans la société française ;
- la stratégie nationale bas-carbone (SNBC), qui est la feuille de route de la France pour conduire la politique d'atténuation du changement climatique. Elle donne des orientations pour mettre en œuvre la transition vers une économie bas-carbone dans tous les secteurs d'activités. Elle définit des objectifs de réduction des émissions de gaz à effet de serre à l'échelle de la France à court/moyen terme – les budgets carbone – et vise l'atteinte de la neutralité carbone, c'est-à-dire zéro émissions nettes, à l'horizon 2050.

Ces politiques ont été mises en place pour réduire l'impact nocif des activités humaines, dans les différents secteurs (industrie, transports, habitat), sur l'environnement et réussir ensemble à construire un avenir énergétique sobre, efficace et renouvelable. Il est vrai que plusieurs moyens existent pour préserver la planète et assurer une utilisation efficace des ressources, mais l'énergie semble un axe potentiel pour que les pays se développent « durablement ». Il est donc indispensable que, tout le monde de son côté et selon ses moyens, réduise sa consommation d'énergie (particuliers, entreprises, collectivités, pays, etc), exploite plus efficacement l'énergie et diversifie les sources de production de cette dernière.

1.1.2 Le bâtiment : gisement potentiel d'économie d'énergie

Le plan national énergie-climat propose deux stratégies (« PPE » et « SNBC ») pour agir sur cinq dimensions [4] :

- **la dimension dé-carbonisation** : limiter l'empreinte carbone des différents secteurs d'activités, assurer la transition vers une économie bas-carbone et atteindre la neutralité carbone en 2050 ;
- **la dimension efficacité énergétique** : réduire la consommation d'énergie des différents secteurs en rendant les mêmes services ;
- **la dimension sécurité d'approvisionnement énergétique** : la sécurité d'approvisionnement se définit comme la capacité des systèmes énergétiques à satisfaire de façon continue et à un coût raisonnable la demande pré-visible ;
- **la dimension marché intérieur de l'énergie** : permettre d'anticiper ces adaptations par le développement des interconnexions, réseaux intelligents, de l'auto-production / autoconsommation et du stockage, pour accompagner la transition énergétique des territoires ;
- **la dimension recherche, innovation et compétitivité** : amplifier des actions en matière de recherche et d'innovation dans le domaine de l'énergie, afin de développer les technologies et comportements qui contribueront à réduire les émissions, tout en positionnant la France de manière compétitive sur les marchés en devenir de biens et services bas-carbone ;

La dimension efficacité énergétique est un gisement d'économies d'énergie [27]. Sont concernés par cette dimension les quatre secteurs : le bâtiment (le résidentiel et le tertiaire), le transport, l'agriculture et l'industrie. Cependant, les enquêtes et les statistiques montrent que le bâtiment (résidentiel et tertiaire) représente le pourcentage le plus élevé de la consommation de l'énergie finale [34]. En effet, la consommation d'énergie par secteur en 2016 révèle les chiffres suivants :

Avec un pourcentage de 44%, le bâtiment est non seulement le plus gros consommateur, mais aussi, du fait d'une forte proportion de bâtiments anciens, il détient un fort potentiel d'économie et d'efficacité énergétique. Ce

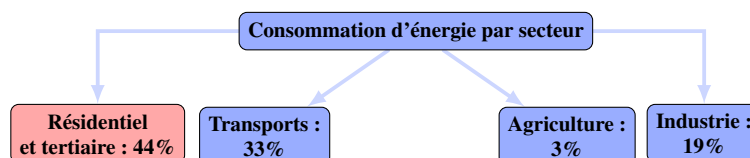


FIGURE 1.1 – La consommation d'énergie par secteur

secteur comprend le « résidentiel », c'est-à-dire les logements individuels ou collectifs. Il comprend également le « tertiaire », c'est-à-dire les locaux à usage professionnels. La consommation d'énergie par le résidentiel représente 73,2% de la consommation totale de ce secteur, tandis que le tertiaire consomme 26,8%.

Comment réduire la consommation de l'énergie dans les bâtiments ?

Des mesures et des réglementations thermiques ont été mises en œuvre pour économiser l'énergie consommée par le bâtiment. Pour les constructions neuves, la « RT2012 » généralise les bâtiments basse consommation. Ensuite, en fin de 2016 l'expérimentation d'un label **Bâtiments à Énergie Positive et Réduction Carbone** a été lancée. Ce label permet de reconnaître en plus de la **performance énergétique**, la **performance environnementale** des bâtiments. Sont éligibles au label « E⁺C⁻ » les bâtiments réunissant des exigences à la fois en matière d'énergie et d'émissions de gaz à effet de serre. Ce label permet de préparer la réglementation environnementale « **RE2020** ». L'objectif de cette réglementation est de poursuivre l'amélioration de la performance énergétique et du confort des constructions, tout en diminuant leur impact carbone. Elle repose sur une transformation progressive des techniques de construction, des filières industrielles et des solutions énergétiques, afin de maîtriser les coûts de construction et de garantir la montée en compétence des professionnels. Mais les réglementations thermiques ne concernent que le neuf.

On peut noter que 75% du parc des logements de 2050 sont déjà construits, dont 55% ont été construits avant 1974, c'est-à-dire avant la mise en place de la première réglementation thermique. L'ancienneté du parc résidentiel est à l'origine des besoins de chaleur très élevés des logements (chauffage, eau chaude), représentant trois quarts des consommations des bâtiments. L'ancien existant donc représente le vrai enjeu de l'efficacité énergétique [27]. Dès lors, la rénovation de ce parc est primordial pour atteindre la sobriété énergétique dans ce secteur.

Alors, un plan de rénovation énergétique des bâtiments (communiqué en Avril 2018) projette de disposer d'un parc rénové au standard à l'horizon 2050. Et pour encourager la rénovation dans le résidentiel et répondre aux objectifs mis en places, des aides financières ont permis de diminuer la facture des travaux de rénovation des ménages de 17% en moyenne [34]. Parmi ces mesures nous pouvons citer :

- Cite ;
- Les CEE ;
- L'éco-prêt logement social ;
- L'éco-prêt à taux zéro (éco-PTZ) ;
- La TVA à taux réduit ;
- Les aides de l'Agence Nationale de l'habitat (programme « Habiter mieux ») ;
- Les aides des collectivités locales.

En complément des dispositifs financiers, des initiatives d'information et de conseil sont proposées aux particuliers. Le plan de rénovation énergétique de l'habitat (**Preh**) lancé en 2013, a permis la mise en place d'un numéro azur unique pour permettre aux particuliers de contacter des conseillers FAIRE « Faciliter, Accompagner et informer pour la rénovation énergétique » et d'un site internet dédié, ainsi que la création de plus de 450 PRIS « Points rénovation info service » répartis sur l'ensemble du territoire [34]. En dépit des différentes aides proposées pour encourager le passage à la rénovation, le parc ancien se renouvelle très lentement. **Franfinance** a publié une enquête sur « Les Français et les travaux d'éco-rénovation ». Cette enquête montre que 42% des français ne souhaitent pas réaliser des travaux de rénovation dans leurs logements.

Pourquoi hésite-t-on à rénover ?

Il existe trois types de freins à la rénovation :

Freins financiers : les travaux sont très coûteux, malgré les aides financières proposées par l'état. Ceci dit, un manque de connaissance ainsi que la complexité des outils de financement disponibles sont toujours soulevés, tant par les particuliers que par les professionnels ;

Freins réglementaires : il n'existe pas de réglementation claire pour l'existant et « RT 2007 Existant » est très mal connue.

Freins techniques : un manque de confiance énorme envers les professionnels de la rénovation énergétique. Il a été remarqué que les solutions techniques proposées et les matériaux conçus sont plutôt adaptés pour le neuf mais pas toujours à la rénovation de l'ancien ;

En effet, ce manque de confiance observé entre les différents acteurs de rénovation vient des dégradations et des pathologies qu'apparaissent dans les logements après la pratique des gestes de rénovation. Ces dégradations sont souvent des problèmes liés à l'humidité.

La maîtrise d'humidité dans les bâtiments est un sujet de préoccupation des concepteurs depuis les années 70. L'introduction dans le champ constructif des matériaux d'isolation thermique, qui sont très légers, très poreux et de faible conductivité thermique a généré une hétérogénéité de comportement dans les enveloppes du bâtiment avec des risques de condensation. Un arsenal méthodologique a alors été mis en place pour évaluer ces risques et mieux contrôler l'humidité dans les bâtiments. Pourtant, toutes ces approches se révèlent insuffisantes pour traiter les problématiques de maîtrise hygrothermique actuelles. Le cas spécifique de la rénovation des parois existantes illustre l'émergence de nouveaux besoins en matière d'hygrothermique du bâtiment.

Les bâtiments les plus anciens, dans leur configuration d'origine, ont été en équilibre pendant des décennies avec leur environnement. Ces logements ont été construits pour un mode de vie très différent du mode de vie moderne (peu de chauffage, peu d'humidité) et en utilisant des matériaux différents et méconnus aujourd'hui par les constructeurs. Ainsi, l'application de techniques nouvelles sur des bâtiments très anciens (construits avant 1974) pourrait causer un déséquilibre inédit. Ce qui peut se traduire par l'apparition des pathologies, notamment hygrothermique, après la rénovation. Face à ce risque les différents acteurs de la rénovation sont peu armés et le passage à l'acte de rénovation est compliqué.

Il est donc nécessaire de réviser et compléter les approches théoriques et expérimentales actuelles pour les mettre au point et pour contribuer à la fiabilisation de l'acte de rénovation. Pour ce faire, on peut procéder par :

- L'expérimentation : Il serait très coûteux en temps et en argent de tout tester pour prédire le comportement des bâtiments dans les cas complexes comme la rénovation. Il existe plusieurs types de bâtiments, différents matériaux, différents climats, type d'occupation, etc. ;
- L'expérience : il existe peu de retour d'expérience sur les cas de rénovation des bâtiments les plus anciens. Il est donc impossible de se baser sur le passé et l'expérience pour compléter et mettre au point les approches hygrothermiques ;
- L'analogie : C'est un outil et une méthode pour produire de la connaissance et du savoir. Elle a permis des avancées cruciales dans plusieurs domaines scientifiques. Cependant, la phénoménologie du bâtiment est très spécifique et complexe ;
- La modélisation : La modélisation permet de tester et d'explorer différents scénarios en économisant du temps et de l'argent. Pour cela, il est indispensable d'avoir des outils de simulation fiables qui permettraient de choisir les scénarios les plus adaptés pour les bâtiments à rénover

La modélisation constitue donc le meilleur outil pour accompagner la conception des bâtiments. Plusieurs outils de simulation hygrothermiques existent aujourd'hui. Cependant, les retours d'expérience sur l'utilisation de ces logiciels montrent qu'ils ne permettent pas de bien prédire la réalité.

Le projet HYGROBAT [98], achevé en 2015, est l'un des projets qui a confirmé ce constat. Il avait pour objectif de développer des outils et des méthodes fiables pour qualifier et quantifier des solutions techniques innovantes exploitant le transfert de l'humidité à travers les matériaux, en ciblant le cas spécifique de la construction bois et plus généralement des matériaux biosourcés, qui par leurs propriétés hygroscopiques maximales sont les configurations qui semblent les plus délicates à traiter et qui, de plus, semblent se positionner sur un marché prometteur. Dans ce projet, cinq outils de modélisation hygrothermique ont été testés et comparés aux résultats expérimentaux. L'essai porte sur un panneau de fibres de bois soumis à trois conditions aux limites d'humidité relative et de température (isotherme, non-isotherme et dynamique). La comparaison entre ces outils et les résultats expérimentaux a montré que la différence entre les résultats simulés par les cinq outils est négligeable mais significative par rapport aux résultats expérimentaux. Ce projet a donc prouvé que nos modèles peinent à reproduire la réalité expérimentale.

Le projet « SmartRéno » s'inscrit dans ce contexte général pour faciliter le passage à l'acte de la rénovation. Les développements proposés dans ce projet se déclinent en trois objectifs :

Fiabiliser l'acte de rénovation :

- Dans ce cadre nous nous intéresserons à l'analyse des défauts des systèmes d'isolation et à la mesure de leurs impacts. Il s'agira d'établir un catalogue des défauts les plus courants, d'en identifier les causes, d'en mesurer les conséquences puis d'établir des procédures de contrôle qui permettent de les éviter ;

- Nous étudierons également la difficile question de la maîtrise de l'humidité en configuration de rénovation. Sur ce terrain en effet, les matériaux sont mal connus, les conditions initiales sont peu maîtrisées et la prise de risque est si importante que beaucoup de candidats renoncent finalement à la rénovation, surtout pour les bâtiments les plus anciens du parc soumis à des occupants en situation de précarité énergétique.

Industrialiser les processus et professionnaliser les filières :

- Dans ce volet du projet, nous nous concentrerons sur le développement d'outils qui, en s'appuyant sur des moyens récents tels que le scan 3D, le BIM, les données issues d'objets connectés ou de compteurs intelligents, les méthodes d'analyse d'images et toutes les ressources du Net, permettront la génération automatique de services liés à la rénovation : diagnostic, analyse d'impact de gestes de rénovation, métrés, devis, etc.

Valoriser la qualité perçue par les habitants :

- Il s'agit là de renforcer l'attrait pour les solutions de rénovation en mettant en avant un levier souvent jugé prioritaire qui est l'amélioration de la qualité d'usage du bâtiment. L'argument économique seul permet rarement d'emporter la décision. Nous examinerons donc dans cette partie du projet quels sont les critères objectifs que l'on peut mettre en avant (la qualité de l'air, le confort hygrothermique, le confort acoustique, etc.) et comment nous pouvons valoriser la rénovation sur ce champ en tenant compte des particularités de chaque bâtiment, et notamment de l'environnement de chaque bâtiment.

Les travaux de cette thèse s'inscrivent dans le premier volet du projet « SmartRéno » et ils portent sur la fiabilisation des approches théoriques pour la caractérisation des matériaux et la modélisation hygrothermiques des enveloppes du bâtiment. On va travailler sur la modélisation et l'expérimentation pour réduire les écarts observés entre les résultats expérimentaux et simulés.

Les analyses des écarts observés dans le projet HYGRO-BAT ont permis d'identifier deux points faibles essentiels des approches actuelles :

- L'évolution des profils d'humidité relative et de pression partielle de vapeur d'eau calculés présentent un retard comparée aux mesures. Cette dynamique des transferts d'humidité calculés plus lente pourrait être attribuée à une sous-estimation du coefficient de diffusion du matériau étudié. Cette sous-estimation pourrait être liée à un biais expérimental non traité actuellement dans la méthode expérimentale la plus utilisée pour l'identification de ce paramètre : Méthode de la coupelle ;
- Il a été remarqué dans ce projet que lors d'une phase d'adsorption, l'humidité relative calculée est sous-estimée comparée à la mesure. Inversement, le calcul sur estime l'humidité relative en phase de désorption. Cette différence avec les mesures pourrait être due au fait de ne pas prendre en compte l'hystérésis des isothermes de sorption dans les modèles.

La séquence expérimentale 1.2 provient du projet HYGRO-BAT. Cette séquence a été choisie vu sa complexité. En effet, une paroi en fibre de bois de $1\text{ m} \times 1\text{ m}$ et d'épaisseur de 80 mm a été soumise à des sollicitations très dynamiques en humidité relative et en température. En outre, la fibre de bois est un matériau très hygroscopique mais avec une faible conductivité thermique.

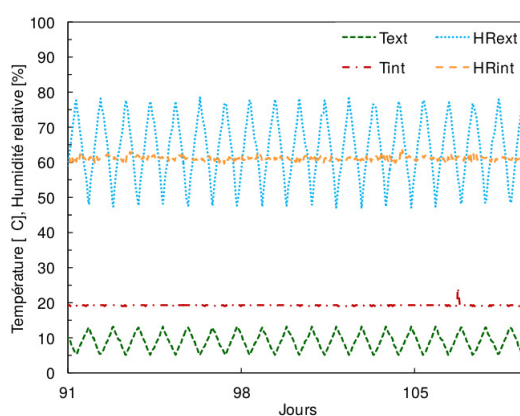


FIGURE 1.2 – Les conditions aux limites testées dans le projet HYGRO-BAT

Chapitre 2

Bibliographie

2.1 La modélisation hygrothermique

L'objectif principal de la modélisation d'un système est d'évaluer comment ce dernier se comporte dans la réalité sans avoir à réaliser des expériences physiques. Le but de chaque modèle est donc d'imiter, au mieux, comment réagit ce système dans la réalité face aux différentes contraintes qui lui seront appliquées.

En considérant le bâtiment comme un système composé de différentes technologies qui réagissent entre elles et avec l'environnement. Sa construction est une opération complexe qui nécessite des expertises diverses et une étude détaillée avant de le construire. D'où l'importance de la modélisation des bâtiments qui permet de prédire leurs comportements (mécanique, thermique, etc.) selon les différentes charges qui leurs seront appliquées. Pour ensuite construire des bâtiments qui vont durer dans le temps car ils sont conçus pour répondre aux différentes contraintes imposées par leurs environnements.

A partir des années 70 et avec l'apparition des exigences pour des normes d'isolation thermiques croissantes les problèmes liés à l'humidité dans les bâtiments (comme la condensation) ont été accélérés. Nombreuses sont les conséquences de la présence d'humidité, peu maîtrisée dans les constructions comme la corrosion, les moisissures, le pourrissement du bois, etc. Outre les pathologies des bâtiments causées par l'humidité, et qui pourraient détériorer la qualité d'air intérieur des constructions et provoquer des problèmes de santé chez les occupants, il a été remarqué que la perte de chaleur dans les bâtiments humides est plus élevée que lorsque ce dernier est sec.

Nombreuses sont les raisons pour mieux maîtriser l'humidité dans les bâtiments. Le modèle le plus ancien et le plus courant pour tenir compte du transfert d'humidité est celui de Glaser [39]. Ce modèle a été développé pour identifier les risques de condensation dans les composants des enveloppes des bâtiments. Cependant, il considère que le transfert d'humidité est purement diffusif et dû à la variation de la pression de vapeur d'eau autour du matériau, en régime permanent, et des valeurs constantes pour les propriétés des matériaux. Cette méthode simplifie aussi le calcul des transferts de chaleur. Elle ne prend en compte que la résistance thermique des matériaux. Ce modèle est très simple et rapide pour faire des calculs numériques, mais il n'est pas suffisamment précis pour les matériaux hygroscopiques. En effet, les propriétés hygrothermiques des matériaux hygroscopiques varient avec leurs taux d'humidité. En outre, il a été montré que le transfert enthalpique est un quatrième phénomène de transfert thermique; un fluide en mouvement transporte sa chaleur dans l'espace [29]. L'hypothèse des flux de chaleur et de vapeur découplés sous-estime les transferts de chaleurs à travers les matériaux hygroscopiques [21].

La théorie des transferts couplés de chaleur et de masse a été développée dans la science des sols et a été décrite dans plusieurs travaux ([80], [56]). Puis, avec le développement du calcul numérique et la croissance informatique, des outils intégrant des modèles plus complexes prenant en compte l'hygroscopicité et le couplage des transferts ont été développés pour les calculs hygrothermiques dans les composants de l'enveloppe du bâtiment. Dans les années 90, avec les thèses de doctorats de [88], [48] et [40] qui ont présenté les premières versions des outils des simulations des transferts couplés de chaleur et de masse, respectivement, de MATCH(Moisture and Temperature Calculations for Constructions of Hygroscopic Materials), WUFI(Wärme- und Feuchtetransport instationär("Transient Heat and Moisture Transport")) et DELPHIN [62].

L'élaboration des modèles physiques pour simuler les transferts dans les bâtiments se base sur l'étude et l'analyse des phénomènes qui se déroulent dans les matériaux composant leurs enveloppes. Ces matériaux sont des milieux dit poreux. Un matériau poreux se compose d'une matrice solide et de pores. Dans les pores, des fluides peuvent s'écouler. Dans le bâtiment, on considère que seules l'eau (liquide ou vapeur) et l'air sec peuvent coexister dans les pores. Ainsi, le volume total de ces matériaux est partagé en trois volumes différents : le volume de la squelette solide (V_s), le volume de la phase liquide (V_l) et le volume de la phase gazeuse (air sec +vapeur d'eau)

(V_g) (fig. 2.1). Le volume totale des pores est donc défini par la somme des volumes occupés par le gaz et le liquide : $V_p = V_g + V_l$. Dans la physique des milieux poreux, on utilise la porosité ϵ pour décrire les pores vides d'un matériaux poreux. Elle est définie comme le rapport entre le volume des pores vides (occupé par du gaz V_g) et le volume total du matériau ($V_t = V_p + V_s$). Lorsque le matériau est sec, cette grandeur est appelé « la porosité sèche » et définit comme le rapport entre le volume des pores V_p et le volume total V_t .

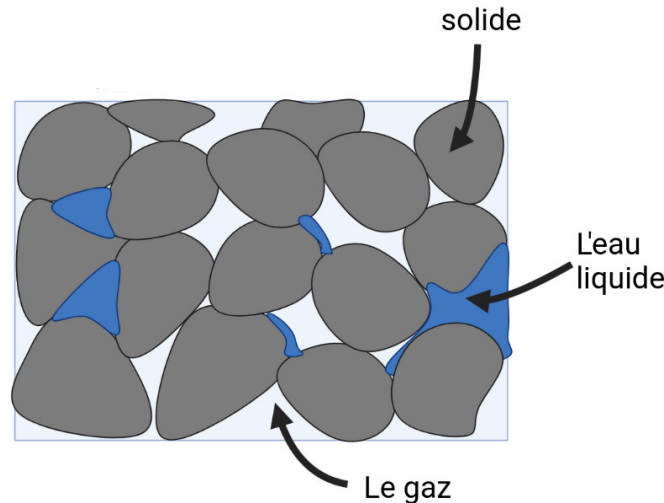


FIGURE 2.1 – Les différentes phases dans un matériaux poreux

Les hypothèses classiques utilisées globalement dans le développement de ces modèles sont issues de l'analyse physique des milieux poreux [29] :

- Les interactions entre les fluides et le solide sont supposées concentrées dans les interfaces ;
- La phase gazeuse est supposée être un mélange idéal de deux gaz parfaits, la vapeur d'eau et l'air sec. Cette hypothèse implique que chaque composant du mélange respecte la loi des gaz parfaits ($p_i = \rho_i r_i T$ pour $i = as$ et $i = v$) et que la somme des pressions partielles est égale à la pression totale du mélange gazeux ;
- Partout dans le milieu poreux et à chaque instant, toutes les phases en présence sont en équilibre. Ceci impose qu'en tout « point » (en fait dans tout VER) du milieu, les températures de toutes les phases sont en permanence égales. Cela signifie également que les deux phases de l'eau qui coexistent dans le milieu sont en équilibre thermodynamique ;
- Enfin, pour éviter une complication inutile lorsque l'on centre le propos sur la description des phénomènes de transfert, on considérera que le squelette est indéformable et chimiquement inerte vis à vis de son environnement.

Ajoutons-nous que ces modèles physiques décrivent et simplifient des phénomènes de transports de l'eau, de l'air et de la chaleur qui pourront se produire dans les matériaux poreux. Les principaux phénomènes physiques souvent considérés pour l'élaboration des équations des transferts couplés sont présentés ci-après.

La sorption d'eau par les matériaux poreux

Les matériaux poreux ont la capacité d'absorber l'humidité d'un environnement d'air qui les entoure. Ceci est principalement dû aux forces d'adsorption par lesquelles les parties solides du matériau, même à de faibles pressions de vapeur, attirent et fixent les molécules de vapeur à l'intérieur du système poreux, et à la dépression de la pression de vapeur sur les ménisques courbés des capillaires remplis d'eau. Il a été vérifié expérimentalement qu'il existe une relation étroite entre l'humidité relative de l'air ambiant et la quantité d'humidité absorbée par le poreux.

L'humidité relative représente le niveau de saturation de l'air en eau, et elle est définie comme le rapport entre la pression de vapeur d'eau réelle et la pression de vapeur saturante lorsque l'air est saturé de vapeur (p_{sat}). Il est à noter que la pression de vapeur saturante est une fonction croissante de la température :

$$HR = 100 \times \left(\frac{p_v}{p_{sat}(t)} \right) \quad (2.1)$$

où :

HR : L'humidité relative (%)

p_v : Pression partielle de la vapeur d'eau (Pa)

$p_{sat}(t)$: Pression de vapeur saturante (Pa)

Le taux d'humidité des matériaux poreux sont souvent tracés en fonction de l'humidité relative de l'air ambiant pour une température constante, puisque le taux d'humidité dépend aussi de la température. Pour la même humidité relative, le taux d'humidité est une fonction décroissante de la température. Pour la même température, le taux d'humidité d'un poreux croît avec l'humidité relative de son environnement, ce processus est appelé adsorption. Et il décroît avec ce paramètre, ce processus est appelé désorption. Ces courbes sont appelés des isothermes de sorption en général ; des isothermes d'adsorption dans des conditions de mouillage (HR croissante) ; et des isothermes de désorption dans des conditions de séchage (HR décroissante). Nous allons exprimer le taux d'humidité des matériaux dans ce chapitre par $\tau_v (kg/m^3)$ qui caractérise le rapport entre la masse d'eau présente dans les pores et le volume total du matériau.

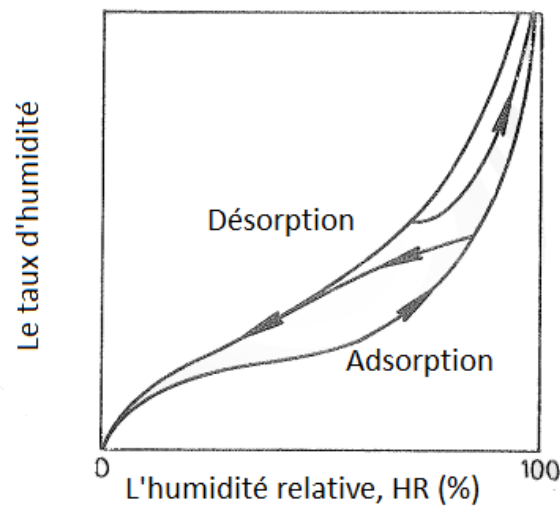


FIGURE 2.2 – Les isothermes de sorption [88]

La figure 2.2 illustre un exemple des isothermes de sorption. On voit sur la figure que les courbes d'adsorption (la courbe inférieure) et de désorption (la courbe supérieure) sont différentes et elles forment une enveloppe. La raison de cette différence est qu'il y a une certaine hystérésis dans l'adsorption et la désorption d'humidité dans les poreux. Les courbes intermédiaires dans la figure sont des courbes de transition entre les courbes d'enveloppe. Il est bien de noter qu'une infinité de courbes intermédiaires existent pour se déplacer entre les courbes principales. L'une des explications de cette hystérésis est l'effet « bouteille d'encre » [42], qui découle du fait que la structure des pores est constituée d'une succession de gorges de pores (Fig. 2.3), lors d'une invasion de la porosité par le gaz (drainage), la progression des ménisques est régie par le rayon des gorges des pores, tandis que, lors d'une invasion de la porosité par l'eau (imbibition), la progression des ménisques est régie par le rayon des pores.

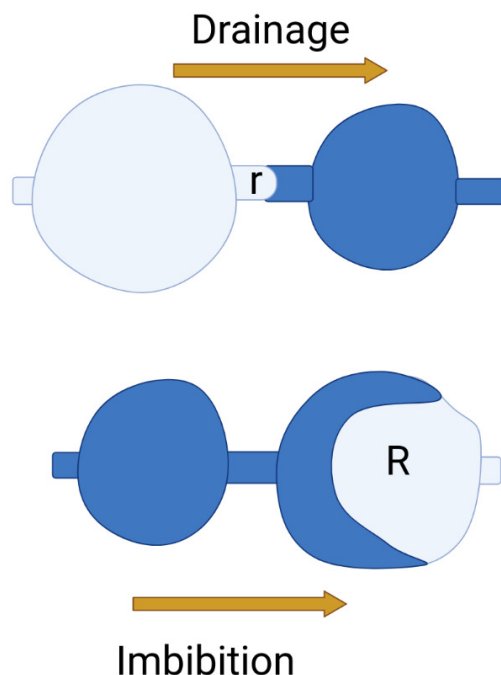


FIGURE 2.3 – L'effet bouteille d'encre

L'International Union of Pure and Applied Chemistry (IUPAC) (1985), propose une classification des courbes d'hystérésis de sorption en quatre types, chaque type est associé à un modèle de structure poreuse (fig. 2.4) :

- Le premier type, noté H1, correspond aux solides poreux composés de sphères ;
- Le deuxième type H2 correspond aux matériaux à large distribution porale comme le béton ;
- Les deux derniers types H3 et H4 correspondent aux matériaux composés des particules plates séparées par des pores inter-feuillets.

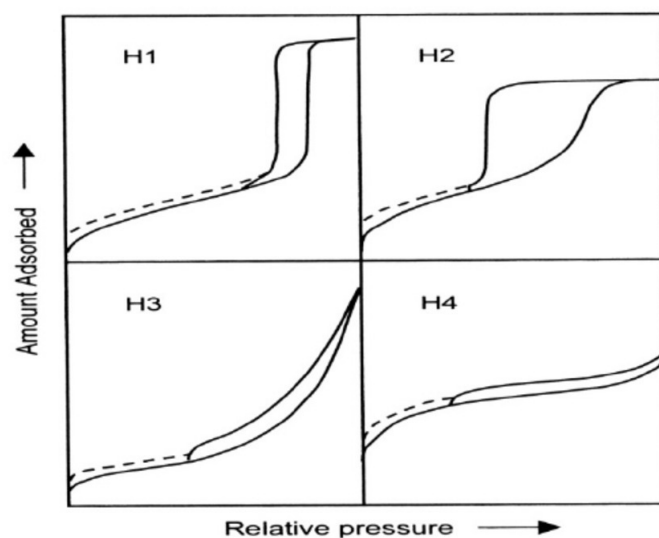


FIGURE 2.4 – La classification IUPAC des courbes d'hystérésis

La diffusion de la matière

Le phénomène de diffusion désigne la tendance naturelle d'un système à rendre uniforme le potentiel chimique de chacune des espèces chimiques qu'il comporte. C'est un phénomène de transport qui tend à homogénéiser la composition du milieu.

Ce phénomène est décrit par la loi de Fick qui a été établie en 1855. Cette loi relie le flux de la matière au gradient de concentration de celle-ci (2.2) :

$$\vec{g}_i = -D_i \vec{\nabla} c_i \quad (2.2)$$

Avec :

$\vec{g}_i$: La densité de flux massique du constituant i ($kg.m^{-2}.s^{-1}$).

D_i : Coefficient de diffusion du constituant i dans le système ($kg/m.s$).

c_i : Le titre moléculaire du constituant i dans le système (-).

Ce processus a lieu dans des mélanges de gaz ainsi qu'à travers des matériaux poreux. Dans le cas d'un mélange gazeux binaire idéal d'air sec et de vapeur d'eau dans les pores des matériaux. La formule (2.2) s'écrit pour les deux gaz :

$$\vec{g}_i = -\pi_i^* \vec{\nabla} \frac{p_i}{p_t} \quad (2.3)$$

Avec :

$\vec{g}_i$: La densité de flux massique du gaz i (v pour vapeur d'eau et as pour air sec) dans le mélange binaire ($kg.m^{-2}.s^{-1}$).

π_i^* : Coefficient de diffusion de gaz i ($kg/m.s$).

p_i : Pression partielle de gaz i (Pa).

p_t : Pression totale du mélange gazeux (Pa).

Remarque :

Dans le cas d'un mélange binaire, le constituant i diffuse dans le constituant j (et vice versa) sans aucun mouvement d'ensemble, ce qui permet d'exprimer le coefficient de diffusion du constituant j en fonction de celui du constituant i par [57] :

$$\frac{\pi_i^*}{M_j} = \frac{\pi_j^*}{M_i} \quad (2.4)$$

avec :

$M_j(M_i)$: La masse molaire du constituant j (du constituant i).

L'écoulement de DARCY

Les études de l'écoulement de l'eau à travers le sable par H. Darcy ont mené à la formulation d'une loi en 1856 permettant d'exprimer le débit en régime stationnaire visqueux d'un fluide incompressible dans un milieu poreux (figure 2.5), en fonction de sa perméabilité et du gradient de pression appliqué.

$$\vec{q}_f = \frac{K_f \times A \times \vec{\nabla} \cdot p_f}{\mu_f} \quad (2.5)$$

Dans le cas des matériaux du bâtiment deux fluides coexistent : gaz g (l'air) et l'eau liquide l . L'utilisation de la loi de Darcy dans ce travail concerne l'écoulement de l'eau liquide et du gaz (l'air) à travers les pores des matériaux. À l'exception de la définition générale de cette loi, l'indice f (qui réfère au fluide dans (eq. 2.5) sera remplacé par l pour décrire l'écoulement de l'eau liquide et par g pour l'écoulement de l'air dans le poreux.

Avec :

q_f : Le débit du fluide $f=(g \text{ ou } l)$ (m^3/s);

K_f : La perméabilité du matériau au fluide $f=(g \text{ ou } l)$ (m^2);

μ_f : La viscosité dynamique du fluide $f=(g \text{ ou } l)$ ($kg/m.s$);

p_f : La pression du fluide dans le matériau (Pa);

A : La surface de la section du matériau (m^2);

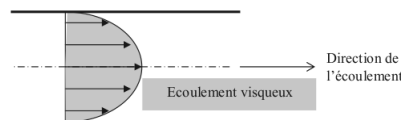


FIGURE 2.5 – L'écoulement visqueux dans un tube capillaire [53]

Remarque :

La perméabilité est une caractéristique du matériau qui décrit son aptitude à laisser passer un fluide dans sa structure

complexe. Initialement globale et valable pour un milieu poreux saturé, K_f est une perméabilité intrinsèque au matériau (ou perméabilité saturée) qui ne dépend que de sa structure poreuse, la formulation de la loi de Darcy devint rapidement locale, généralisée à des milieux non saturés. Pour un milieu non saturé, la perméabilité dépend de la teneur en fluide et sa valeur augmente avec la quantité du fluide présente dans le poreux. Dans le cas d'un poreux partiellement saturé d'un fluide f , elle s'exprime par :

$$K_f = K \times k_{r,f} \quad (2.6)$$

où K représente la perméabilité intrinsèque (saturée) du poreux, et $0 \leq k_{r,f} \leq 1$ (—) est la perméabilité relative au fluide qui s'écoule à travers le poreux (gaz ou l'eau liquide dans notre cas).

Aujourd'hui, plusieurs groupes de recherche ont développé leurs propres outils qui sont adaptés à leurs besoins en modélisation hygrothermique, en considérant, à peu près, les mêmes phénomènes, hypothèses et lois de conservation (TranSpore, SYRTHES, COMSOL, Dymola, etc.).

Mais deux grandes catégories apparaissent dans les modèles physiques des transferts couplés de chaleur et d'humidité :

- Les modèles prenant en compte le transfert de chaleur, le transfert d'humidité et le transfert d'air ;
- Les modèles qui négligent le transfert d'air ;

L'outil SYRTHES (Système de Résolution de la Thermique Solide) est un outil de simulation des transferts couplés de chaleur et de masse, qui a été développé par EDF R&D [2]. Le modèle physique intégré dans ce dernier fait parti de la première catégorie des modèles physiques. Donc, le système physique intégré dans SYRTHES est composé de trois équations établies à partir de lois de conservation de la masse d'eau (2.1), de la masse d'air sec (2.1) et de la chaleur (3.1), avec des conditions aux limites couplées pour ces trois grandeurs (2.10, 2.11, 2.12). La résolution de ce système permet de calculer trois variables d'état indépendantes (la température T , la pression partielle de vapeur d'eau p_v et la pression totale p_t). L'établissement de ce système est détaillé dans [29].

L'équation de conservation de la masse d'eau :

$$\begin{aligned} (\beta_p - \frac{\varepsilon p_v}{r_v T^2}) \frac{dT}{dt} + (\alpha_T + \frac{\varepsilon}{r_v T}) \frac{dp_v}{dt} = \vec{\nabla} \cdot (K_l \rho_l (r_v \ln(\frac{p_v}{p_{sat}(T)}) - \frac{L(T)}{T}) \vec{\nabla} T \\ + (\frac{\pi_v^*}{p_t} + K_l \frac{\rho_l r_v T}{p_v}) \vec{\nabla} p_v + (\omega_{mv} K_t - \frac{p_v \pi_v^*}{p_t^2}) \vec{\nabla} p_t) \end{aligned} \quad (2.7)$$

L'équation de conservation de l'air sec :

$$\begin{aligned} - \frac{(p_t - p_v)}{r_{as} T} (\frac{\beta_p}{\rho_l} + \frac{\varepsilon}{T}) \frac{dT}{dt} - \frac{1}{r_{as} T} (\frac{\alpha_t (p_t - p_v)}{\rho_l} + \varepsilon) \frac{dp_v}{dt} + \frac{\varepsilon}{r_{as} T} \frac{dp_t}{dt} \\ = \vec{\nabla} \cdot ((-\frac{\pi_v^* M_{as}}{p_t M_v}) \vec{\nabla} p_v + (\rho_{as} \frac{K k_{rg}}{\eta_t} + \frac{\pi_v^* p_v M_{as}}{p_t^2 M_v}) \vec{\nabla} p_t) \end{aligned} \quad (2.8)$$

L'équation de conservation de la chaleur :

$$\begin{aligned} (\rho_s C_s + \tau_v C_l - \tau_v h_p + \varepsilon \rho_v (C_l + \frac{dL(T)}{dT})) + \varepsilon \rho_{as} C_{pas} - (L(T) + h^m) (\frac{\beta_p p_v}{\rho_l r_v T} \\ + \frac{\varepsilon p_v}{r_v T^2}) + \frac{p_t \beta_p}{\rho_l} \frac{dT}{dt} + (-\tau_v h_T + (L(T) + h^m) (-\frac{p_v \alpha_T}{\rho_l r_v T} + \frac{\varepsilon}{r_v T}) + \frac{p_t \alpha_T}{\rho_l}) \frac{dp_v}{dt} \\ - \varepsilon \frac{dp_t}{dt} = \vec{\nabla} \cdot (\lambda^* \vec{\nabla} T + (L(T) + h^m) (\frac{\pi_v^*}{p_t} \vec{\nabla} p_v + (L(T) + h^m) (\omega_{mv} K_t - \frac{\pi_v^* p_v}{p_t^2}) \vec{\nabla} p_t) \end{aligned} \quad (2.9)$$

Les conditions aux limites dans SYRTHES sont aussi couplées pour les trois variables :

Description du flux d'humidité :

$$\vec{g}_v = \bar{h}_v (\frac{p_{vext}}{p_{ttext}} - \frac{p_{vsurf}}{p_{tsurf}}) + \omega_{mv} \bar{h}_t (p_{ttext} - p_{tsurf}) \quad (2.10)$$

Description du flux d'air sec :

$$\vec{g}_{as} = \frac{M_{as}}{M_v} \bar{h}_v \left(\frac{p_{vsurf}}{p_{tsurf}} - \frac{p_{vext}}{p_{text}} \right) + (1 - \omega_{mv}) \bar{h}_t (p_{text} - p_{tsurf}) \quad (2.11)$$

Description du flux de la chaleur :

$$\vec{g}_c = \bar{h}_c (T_{ext} - T_{surf}) + L(T) \vec{g}_v \quad (2.12)$$

2.2 Caractérisation expérimentale des propriétés hygrothermiques

Les outils de modélisation hygrothermiques ont besoin d'être alimentés par les valeurs des différentes propriétés caractérisant le comportement des matériaux. On présente dans cette partie les méthodes expérimentales d'identification de certaines d'entre elles.

Isotherme de sorption d'eau

Les isothermes de sorption sont déterminées expérimentalement pour les matériaux poreux par :

- Méthode gravimétrique : l'échantillon dans ce cas est placé dans une enceinte climatique maintenue à une température constante. Ensuite, des solutions salines concentrées sont utilisées pour fixer l'humidité relative de l'air. Un suivi de masse de l'échantillon est nécessaire pour vérifier que l'équilibre est atteint (masse inchangée). On modifie l'humidité relative de l'air selon le sens d'évolution souhaité et on refait la même opération jusqu'à l'obtention des points de mesure suffisants pour tracer les courbes des isothermes souhaités.

Ces méthodes pourront être utilisées pour mesurer les isothermes d'enveloppe, ainsi que les courbes intermédiaires. Cependant, il est impossible de mesurer toutes les courbes intermédiaires qui pourront exister. On opte souvent pour la modélisation de ces courbes pour prédire le taux d'humidité d'un matériau selon les sollicitations en humidité relative de l'air ambiant.

Nombreux sont les modèles proposés dans la littérature pour modéliser le taux d'humidité en fonction de l'humidité relative. On constate que beaucoup de modèles d'hystérésis ont été développés pour les sols. Mais d'autres travaux ont permis de les appliquer à d'autres matériaux poreux, notamment les matériaux cimentaires ([103]). On trouve parmi ces modèles ceux pour prédire le taux d'humidité du poreux sur les courbes principales (ou d'enveloppe). d'autres pour prédire les courbes intermédiaires.

- Les courbes principales : ils sont généralement des modèles empiriques à caler à l'aide des résultats expérimentaux. Ils peuvent être classés en deux catégories :
 - Modèles uni-modaux : cette première famille suppose que le solide est composé d'un seul système des pores. On en cite :
 - Van-Genuchten [38]. Deux version de ce modèle existe, une première qui considère que les trois paramètres (a, n, m) sont indépendants et il faut les identifier à l'aide des résultats expérimentaux (VG3). Une deuxième version qui considère que les coefficients m et n sont reliés par la relation (eq. 2.14). Il ne reste que deux paramètres à déterminer (VG2);

$$\tau_v = \tau_{vr} + \frac{\tau_{vs} - \tau_{vr}}{[1 + (-\rho_l r_v T \ln(RH)a)^n]^m} \quad (2.13)$$

$$m = 1 - \frac{1}{n} \quad (2.14)$$

- Fredlund et Xing [37]. Il est en fait une version modifié de VG2 [38] pour améliorer ses résultats dans la régions des humidités relatives très basses.

$$\tau_v = \tau_{vr} + \frac{\tau_{vs} - \tau_{vr}}{\ln[e + (-\rho_l r_v T \ln(RH)a)^n]^m} \quad (2.15)$$

où e est l'exponentielle de 1, τ_{vr} est le taux d'humidité résiduelle, τ_{vs} est le taux d'humidité saturé, ρ_l est la masse volumique de l'eau liquide en kg/m^3 , r_v est la constante massique des gaz parfaits relative à la vapeur d'eau ($J/kg.K$), $r_v = R/M_v$ et T est la température en Kelvin.

Bien entendu, les paramètres a , m et n ont le même sens que dans l'équation VG2. Ainsi, la relation entre m et n est conservée.

- Modèles multi-modaux : ces modèles supposent que plusieurs systèmes des pores pourront exister dans un solide. La prise en compte de plusieurs systèmes de pores dans un matériau, se traduit par une équation dans laquelle la relation $\theta(HR)$ est composée par une somme pondérée des fonctions de taux d'humidité $\theta_i(HR)$ de chaque système de pores. Ainsi pour un modèle à N systèmes on obtient :

$$\tau_v = \sum_{i=1}^N w_i \tau_{vi}(HR) \quad (2.16)$$

Avec :

N est le nombre des systèmes à considérer dans le matériau.

$w_i = [0,1]$ ($\sum_{i=1}^N w_i = 1$), chaque w_i est compris entre 0 et 1, avec la contrainte que la somme de tous les w_i est égale à 1.

À priori, on a le libre choix des fonctions τ_{vi} à utiliser pour chaque système. Les facteurs w_i représentent la contribution du système i à la teneur en eau du solide. Ces paramètres s'ajoutent aux paramètres inconnus des fonctions τ_{vi} à identifier avec les résultats expérimentaux.

Le modèle bimodal de Durner [32] (développé pour les sols) fait parti des modèles multi-modaux les plus utilisés. Il considère deux familles de pores et utilise la fonction $VG2$ pour chaque système.

- Les courbes intermédiaires : ces courbes permettent de calculer le taux d'humidité des courbes intermédiaires en utilisant les valeurs des courbes d'enveloppe. Deux familles de modèles existent dans la littérature.
 - Les modèles empiriques. Ces modèles ne se basent que sur les formes des courbes pour proposer des équations empiriques.
 - La méthode linéaire [44]. Cette méthode permet d'approcher les courbes intermédiaires par une droite reliant les deux courbes principales d'enveloppe. [44] propose deux équations pour les courbes intermédiaires d'adsorption et de désorption qui commencent à partir des courbes principales (ces courbes sont appelées courbes primaires). La pente de ces droites doivent être inférieure à la pente des courbes principales à l'intersection. Toutes les courbes primaires sont calculées à partir des mêmes équations, tandis que les courbes secondaires et plus élevées restent sur la même droite que les courbes primaires jusqu'à l'intersection avec une courbe principale.
 - La méthode du Point [26]. Cette méthode consiste à calculer les valeurs du taux d'humidité τ_v pour une nouvelle humidité relative en calculant une valeur intermédiaire entre les valeurs figurant sur les courbes principales.
 - La méthode de la pente [47]. C'est une méthode qui dérive de la méthode du point. [47] utilise les pentes des courbes principales pour construire des équations pour calculer les taux d'humidité intermédiaires au lieu de valeurs des taux d'humidité prédits par les courbes principales.
 - Modèles incrémentaux. Ces modèles proposent d'exprimer les équations sous une forme incrémentale, c-à-d en termes de dHR et $d\tau_v$. Ensuite, en intégrant ces équation, on peut exprimer la relation $HR-\tau_v$ pour modéliser les courbes intermédiaires. [52] propose un modèle qui permet de prédire la réponse en humidité relative pour un incrément du taux d'humidité. Les deux équations proposées par [52] pour l'adsorption (eq. 2.18) et la désorption (eq. 2.17) intermédiaires sont les suivantes :

$$HR(\tau_v) = \exp(\ln(HR_1) \times \exp(-(|\ln[\frac{\ln(HR_d(\tau_v))}{\ln(HR_1)}]|^{\beta_d+1} - |\ln[\frac{\ln(HR_{d1})}{\ln(HR_1)}]|^{\beta_d+1})^{\frac{1}{\beta_d+1}})) \quad (2.17)$$

$$HR(\tau_v) = \exp(\ln(HR_1) \times \exp(-(|\ln[\frac{\ln(HR_w(\tau_v))}{\ln(HR_1)}]|^{\beta_w+1} - |\ln[\frac{\ln(HR_{w1})}{\ln(HR_1)}]|^{\beta_w+1})^{\frac{1}{\beta_w+1}})) \quad (2.18)$$

où β_d et β_w sont des paramètres à identifier par calibrage à l'aide des résultats expérimentaux, HR_1 est le point de départ de la courbe intermédiaire, HR_d l'humidité relative sur la courbe de désorption pour une valeur de τ_v donnée, HR_w l'humidité relative sur la courbe d'adsorption pour une valeur de τ_v donnée, HR_{d1} l'humidité relative sur la courbe de désorption pour le taux d'humidité τ_v du point de départ de la courbe intermédiaire et HR_{w1} l'humidité relative sur la courbe d'adsorption pour le taux d'humidité τ_v du point de départ de la courbe intermédiaire.

- Les modèles conceptuels : Ces modèles ont fait l'objet de nombreux travaux de recherche. L'essentiel de ces travaux se basent sur la description de la distribution de l'eau adsorbée et désorbée sous

forme de diagrammes de distribution, avec des domaines qui se remplissent ou qui se vident selon les alternances d'imbibition et de séchage. Plusieurs diagrammes ont ainsi développés : le diagramme de Preisach [84], le diagramme de Néel [72] et le diagramme de Enderby [33]. Le diagramme de Néel [72] a été repris par Poulouvassilis [82] pour proposer le premier modèle d'hystérésis. Ce premier modèle nécessite beaucoup de données expérimentales sur les courbes principales et intermédiaires pour prédire tous les scénarios possibles de sorption. Ensuite, Philip [79] a proposé une alternative basée aussi sur le diagramme de Néel [72]. Avec cette nouvelle proposition, seules les courbes principales sont nécessaires pour déterminer les courbes intermédiaires. Plusieurs modèles ont été développés après (Everett [35], Mualem ([64], [65]), Parlange [75], Hogarth [45], etc.) pour simplifier la prédiction des courbes intermédiaires avec des modèles conceptuels. Le modèle de Mualem [65] fait figure de référence des modèles conceptuels, car il propose des équations (eq. 2.19 pour l'adsorption et eq. mualemSCD74 pour la désorption) explicites et donc simples à implémenter dans des outils numériques :

$$\tau_v(RH) = \tau_{vw}(RH) + [\tau_{vw}(RH_{N-1}) - \tau_{vw}(RH)] \frac{\tau_{vd}(RH_N) - \tau_{vw}(RH_N)}{\tau_{vu} - \tau_{vw}(RH_N)} + \sum_{i=1}^{(N/2)-1} [\tau_{vw}(RH_{2i-1}) - \tau_{vw}(RH_{2i+1})] \frac{\tau_{vd}(RH_{2i}) - \tau_{vw}(RH_{2i})}{\tau_{vu} - \tau_{vw}(RH_{2i})} \quad (2.19)$$

$$\tau_v(RH) = \tau_{vw}(RH) + [\tau_{vw}(RH_N) - \tau_{vw}(RH)] \frac{\tau_{vd}(RH) - \tau_{vw}(RH)}{\tau_{vu} - \tau_{vw}(RH)} + \sum_{i=1}^{(N-1)/2} [\tau_{vw}(RH_{2i-1}) - \tau_{vw}(RH_{2i+1})] \frac{\tau_{vd}(RH_{2i}) - \tau_{vw}(RH_{2i})}{\tau_{vu} - \tau_{vw}(RH_{2i})} \quad (2.20)$$

où N est le nombre de processus alternés d'adsorption et de désorption.

Ces modèles supposent tous que si un domaine poreux est vide, il est complètement vide, et que s'il est plein, il est complètement plein, d'où l'appellation de ces modèles « conceptuels indépendants ». Or on peut imaginer que pour des raisons de connexion avec leur environnement, notamment, avec des pores qui n'appartiennent pas au même domaine. Ce principe mériterait d'être relativisé, sans pour autant rejeter totalement les théories précédentes. C'est ainsi que les modèles conceptuels dépendants ont été développés pour prendre en compte la dépendance des domaines entre eux (Mualem and Dagan's model-III [69], Poulouvassilis and El-Ghamry (1978), Mualem et Miller's model-IIIexpl [70], and Mualem [68], Everett (1967), Topp (1971a) et Poulouvassilis et Childs [83]). La base reste celle des modèles conceptuels indépendants. Pour introduire la dépendance entre les domaines, deux coefficients de pondération ont été ajoutés pour calibrer la fonction de distribution de l'eau dans les pores ; p_d et p_w (d pour désorption et w pour adsorption (wetting)). Le coefficient p_d (p_w) représente le ratio des pores réellement vides (remplis) sur ceux qui sont supposés vides (remplis) dans la théorie des domaines indépendants.

La caractérisation expérimentale des isothermes de sorption principales et quelques isothermes intermédiaires permettent de prédire le taux d'humidité τ_v pour tout changement d'humidité relative RH de l'air ambiant.

La chaleur complémentaire de sorption

La chaleur totale de sorption H_{st} (J/kg) est une propriété thermodynamique qui caractérise l'écart d'enthalpie massique entre l'eau adsorbée dans un milieu et la vapeur d'eau libre. Ainsi, elle décrit la quantité d'énergie libérée lorsque la vapeur d'eau de l'air est adsorbée sur le matériau. Ou la quantité d'énergie qu'il faut mobiliser pour désorber un matériau. La chaleur totale de sorption dépend des conditions environnementales dans lesquelles l'adsorption ou la désorption se produit, et principalement, on constate qu'elle diminue lorsque les quantités d'eau adsorbées augmentent.

Le phénomène d'hystérésis qui caractérise la sorption de l'eau laisse penser que la chaleur d'adsorption pourrait être différente de celle de désorption. La relation de Clausius-Clapeyron relie l'enthalpie massique de la transition liquide-vapeur, la température et la pression partielle du changement de phase, par la formule :

$$H_{st} = -\frac{R}{M_v} \times \left[\frac{\partial \ln(P_v)}{\partial \left(\frac{1}{T}\right)} \right]_{\tau_v} \quad (2.21)$$

où :

R : Constante des gaz parfait ($J/mol.K$).

M_v : La masse molaire de la vapeur d'eau (kg/mol).

τ_v : Le taux volumique d'humidité (kg/m^3).

On peut noter qu'une partie de cette énergie traduit l'énergie de liaison entre l'eau et le matériau, et est donc spécifique au phénomène de sorption. L'autre partie traduit la chaleur latente de changement d'état de l'eau libre en vapeur. Pour des raisons pratiques, nous nous concentrons sur la partie de la chaleur liée à la sorption. Cette énergie est notée h^m (J/kg). Cette dernière est définie comme la différence entre la chaleur isostérique totale de sorption H_{st} (J/kg) et la chaleur latente de vaporisation de l'eau pure $L(T)$ (J/kg).

$$H_{st} = h^m + L(T) = -r_v \times \left[\frac{\partial \ln(P_v)}{\partial (\frac{1}{T})} \right]_{\tau_v} \quad (2.22)$$

$$h^m = -r_v \times \left[\frac{\partial \ln(P_v)}{\partial (\frac{1}{T})} \right]_{\tau_v} - L(T) = -r_v \times \left[\frac{\partial \ln(\frac{P_v}{P_{sat}(T)})}{\partial (\frac{1}{T})} \right]_{\tau_v} = -r_v \times \left[\frac{\partial \ln(HR)}{\partial (\frac{1}{T})} \right]_{\tau_v} \quad (2.23)$$

r_v : Constante des gaz parfait pour la vapeur d'eau ($J/kg.K$) ($r_v = \frac{R}{M_v}$).

Ce paramètre est plus étudié dans les domaines économiques pour lesquels cette énergie est importante (séchage, agroalimentaire, etc.), dans ce dernier domaine, on peut notamment identifier des travaux relatifs aux stockage et durée de conservation ([74]), séchage ([96]), mélange et emballage des aliments ([95], [8], [13], [11], etc.). Dans le domaine du stockage thermique par adsorption/désorption, ce paramètre est également de première importance. On s'y intéresse aussi dans l'industrie de la séparation et de la purification, où la connaissance des chaleurs de sorption aide à prédire et à maintenir les bilans thermiques des processus.

À l'aide des travaux identifiés et cités précédemment, on peut distinguer trois méthodes expérimentales pour mesurer la chaleur isostérique de sorption [91] :

- Mesure par les isostères de sorption (SIT) ([90], [93]) : Le principe de cette méthode est de mesurer la pression d'équilibre de la vapeur d'eau en fonction de la température, pour une valeur quasi constante du taux d'humidité du matériau poreux. On refait ensuite la même mesure pour différentes valeurs du taux d'humidité. Les courbes de $\ln(p_v)$ en fonction de $\frac{1}{T}$ sont ensuite tracées pour les différentes valeurs du taux d'humidité. Ces courbes sont appelées des isostères (fig. 2.6). Une fois les isostères obtenus, la chaleur de sorption isostérique peut être calculée à partir de la pente de ces isostères et la loi de Clapeyron (eq. 2.21). Cette méthode expérimentale repose sur la linéarité des isostères sur de très larges régions de température et de pression.

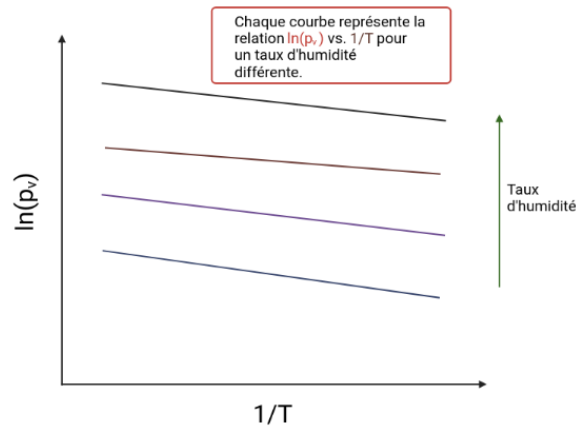


FIGURE 2.6 – Un exemple des isostères

- Calorimétrie (ATD/ATG) ([63]) :

Cette méthode de mesure directe nécessite l'utilisation d'un calorimètre relié à un système de mesure de la masse d'eau adsorbée m . La chaleur Q mesurée par le calorimètre lors de l'adsorption, et la masse adsorbée lors de l'introduction de l'adsorbat dans la cellule de mesure permet de déterminer l'enthalpie d'adsorption Q_{st} par la relation :

$$H_{st} = \frac{dQ}{dm} \quad (2.24)$$

- Différenciation des isothermes de sorption :

On a besoin pour cette technique, à des isothermes de sorption mesurées à différentes températures (au

moins deux). Ces isothermes sont utilisées pour calculer $\ln(p_v)$ en fonction de l'inverse de la température absolue $\frac{1}{T}$ à des taux d'humidité différents (les isostères de sorption (fig. 2.6)). En supposant que la chaleur de sorption ne dépend pas de la température, les isostères peuvent être ajustées avec des fonctions linéaires. Puis, en calculant les pentes de ces nouvelles courbes, on peut obtenir la chaleur de sorption pour chaque isostère tracée en utilisant la formule de Clapeyron (eq. 2.21). Ainsi, on obtient la chaleur de sorption en fonction du taux d'humidité.

Cette méthode est une identification indirecte de l'enthalpie de sorption, et elle est probablement la plus utilisée pour déterminer la chaleur isostérique de sorption, car elle est simple et les isothermes de sorption sont disponibles ([7], [86], [9], [23], etc.).

Coefficient de diffusion de la vapeur d'eau

La diffusion de la vapeur d'eau à travers les pores des matériaux composant l'enveloppe des bâtiments est un phénomène principal de transfert d'eau dans les matériaux poreux. Le flux diffusif à travers un matériau poreux est entièrement défini par son coefficient de diffusion de la vapeur d'eau. Cette grandeur décrit la mesure de cette propriété physico-chimique, indiquant la facilité de mouvement au hasard de la vapeur d'eau par rapport aux particules qui constituent la structure poreuse dans laquelle se fait son déplacement.

Les méthodes de détermination expérimentale de ce coefficient sont classées selon deux grandes catégories :

- Les méthodes du régime permanent : la méthode de la coupelle est largement utilisée, dans le domaine du bâtiment, pour déterminer le coefficient de diffusion à la vapeur d'eau en régime permanent au travers d'un échantillon de matériaux poreux. Cette technique fait même l'objet d'une norme internationale (NF EN ISO 12572) [1]. Le principe de cette expérience est basé sur le modèle du Glaser [39] qui considère que le flux de vapeur à travers un matériau est entièrement dû à la diffusion moléculaire. On prend un échantillon du matériau concerné et on le place sur la partie supérieure d'un récipient qui contient une solution saline saturée. Les rebords de l'assemblage composé de la solution saline et l'échantillon sont ensuite étanchéifiés. La solution saline à l'intérieur de la coupelle permet de fixer l'humidité relative. L'assemblage est placé après dans une enceinte climatique maintenue à une température et humidité relative fixes. Étant donné que l'assemblage n'est pas isolé thermiquement, la température est supposée constante et uniforme. Cependant, l'humidité relative imposée à l'extérieur de l'assemblage (coupelle+échantillon) doit être différente de celle imposée à l'intérieur. Ainsi, un gradient de pression partielle de vapeur d'eau est créée (eq. 2.1) et un flux massique de vapeur se produit de la pression de vapeur la plus élevée à la pression la plus basse. La solution saline joue alors le rôle d'un puits ou d'une source pour la vapeur d'eau. Comme l'assemblage est régulièrement pesé pendant l'essai de la coupelle, le changement de sa masse permet de déterminer la valeur de la densité du flux de vapeur à travers l'échantillon. Le régime permanent est identifié par la linéarité du tracé de la masse de l'assemblage en fonction du temps. Enfin, on détermine le coefficient de diffusion en utilisant la formule suivante :

$$\pi_v^* = \frac{g_v \times p_t \times e}{\nabla p_v} \quad (2.25)$$

où g_v est la densité de flux de vapeur en régime permanent ($kg/m^2.s$), π_v^* est le coefficient de diffusion à la vapeur du matériau, p_t est la pression totale de l'air, et e est l'épaisseur de l'échantillon.

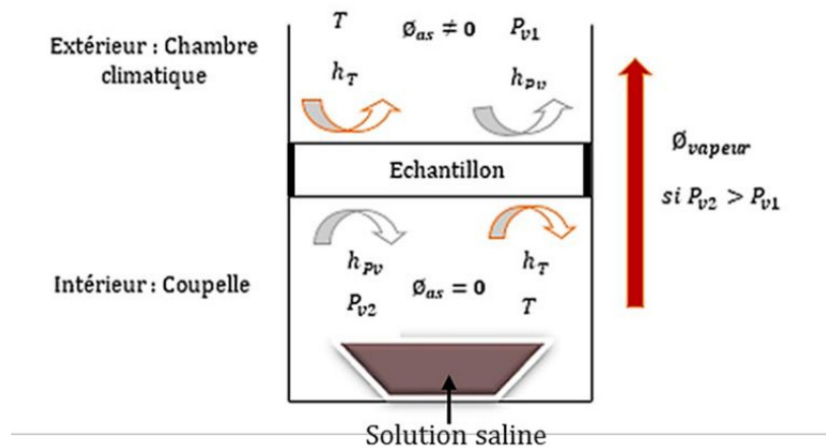


FIGURE 2.7 – Assemblage de la coupelle

La méthode de la coupelle est largement utilisée par la communauté scientifique et industrielle. Cependant, il a été montré dans [104] qu'avec des matériaux très perméables, des corrections dues à la résistance de la lame d'air entre la solution saline et l'échantillon ou à celle de la surface de l'échantillon ne pouvaient pas être négligées. De même, il a été souligné dans [29] que sur certains types de matériaux, la non prise en compte du flux advectif à travers l'échantillon a un effet non négligeable sur la mesure du coefficient de diffusion. Une analyse détaillée de cet essai et de l'impact du flux diffusif sur les résultats est présentée dans le chapitre 7.

- Les méthodes du régime transitoire : ce coefficient peut également être mesuré en régime transitoire. On peut procéder par analyse de l'évolution du profil de teneur en eau dans l'échantillon. Le profil peut par exemple être visualisé par résonance magnétique nucléaire [76], radiographie à neutron [81] ou gammamétrie. L'idée consiste à déterminer des distributions spatiales d'humidités, à différents temps de sorption ou désorption dans l'échantillon, ensuite on identifie les coefficients de transferts en utilisant les équations de transport.

Plus récemment, le LGPM a proposé une nouvelle méthode dynamique appelée **méthode Face arrière** (fig. 2.8). Cette expérimentation consiste à soumettre un échantillon à une variation d'humidité relative ambiante sur sa face avant, en conditions isothermes, et à enregistrer l'évolution de cette même grandeur sur sa face arrière. Les données recueillies sont alors utilisées dans une procédure inverse afin d'identifier la diffusivité massique. L'un des paramètres d'entrée de cette procédure étant l'isotherme de sorption. La méthode a été conçue pour avoir un flux unidirectionnel sans aucun transfert de chaleur ou de masse sur la face arrière de l'échantillon [21].

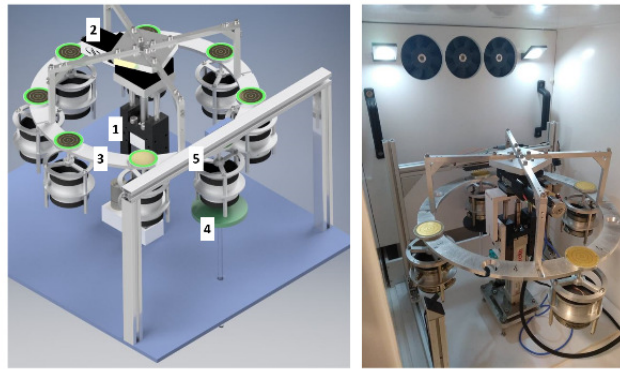


FIGURE 2.8 – Appareil la méthode face arrière [21]

Remarque :

Ces méthodes transitoires permettent d'identifier "la diffusivité D (m^2/s)" des matériaux par méthode inverse en utilisant souvent l'équation (eq. 2.26) pour décrire le transport d'humidité dans le matériau poreux.

$$\frac{\partial \tau_v}{\partial t} = \vec{\nabla} \cdot (D \vec{\nabla} \tau_v) \quad (2.26)$$

où τ_v est le taux d'humidité du matériau.

Le coefficient de diffusion à la vapeur d'eau peut s'obtenir à partir de la diffusivité en utilisant la formule (eq. 2.27).

$$\pi_v^* = p_t \times D \times \left(\frac{\partial \tau_v}{\partial p_v} \right)_T \quad (2.27)$$

où $\left(\frac{\partial \tau_v}{\partial p_v} \right)_T$ représente la pente des isothermes de sorption.

Les perméabilités

On va aborder dans cette partie la perméabilité régissant l'écoulement de Darcy (eq. 2.5) décrit dans la section 2.1. Comme expliqué dans cette même section, seule l'eau liquide et l'air qui coexistent et s'écoulent à travers les pores des matériaux du bâtiment. Sont présentées les méthodes expérimentales de détermination de la perméabilité au gaz (K_g), la perméabilité à l'eau liquide (K_l) et la perméabilité intrinsèque au matériau (K).

La perméabilité au gaz : Cette grandeur décrit la capacité d'un matériau poreux partiellement saturé de gaz (seulement une partie des pores est remplie par ce gaz) à se laisser traverser par ce dernier. Sa valeur donc dépend de la teneur en gaz du matériau. Les méthodes de mesures de cette propriété sont classées en deux catégories :

- Mesure en régime permanent ([54] et [14]) : Le principe de ces techniques consiste à mesurer la perméabilité au gaz d'un matériau poreux en utilisant un écoulement stationnaire. Cet écoulement à travers le poreux est créé en imposant un gradient de pression entre la face aval et amont d'un échantillon confiné à une pression de confinement p_c . Le gradient est créé en injectant le gaz sur la face amont de l'échantillon à une pression constante p_{inj} et en drainant la face aval à une pression p_d . Pour des raisons pratiques, les mesures sont souvent réalisées avec une pression de drainage égale à la pression atmosphérique p_{atm} (fig. 2.9). Lorsque le régime stationnaire est atteint, le débit du gaz drainé q (m^3/s) par la face aval de l'échantillon est mesuré.

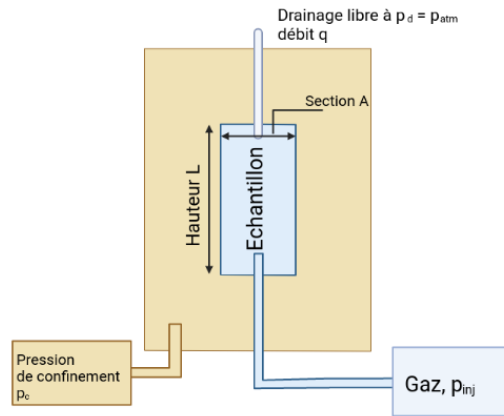


FIGURE 2.9 – Schéma du dispositif expérimental pour mesurer K_g en régime permanent

La combinaison de la loi de conservation de la masse et la loi de Darcy permet d'écrire l'équation de diffusion du gaz de viscosité μ_g , dans un milieu poreux de porosité ϵ et de perméabilité K_g [25] :

$$\frac{K_g}{\mu_g} \nabla \cdot (\nabla p) = \epsilon \frac{\partial p}{\partial t} \quad (2.28)$$

où p est la pression de gaz dans l'échantillon.

En régime permanent, pour un écoulement unidirectionnel dans la direction x et une perméabilité constante dans l'échantillon, la pression peut s'écrire (eq. 2.29) :

$$p(x) = \sqrt{(p_{inj}^2 (1 - \frac{x}{L}) + p_d^2 (\frac{x}{L}))} \quad (2.29)$$

où L la hauteur de l'échantillon.

En utilisant le débit mesuré q , la pression imposée sur la face amont de l'échantillon p_{inj} , la pression de drainage p_d , la continuité du débit au niveau de la face de drainage et la loi de Darcy (eq. 2.5), la perméabilité se déduit comme :

$$K_g = \frac{2 \times \mu_g \times q \times L \times p_d}{A \times (p_{inj}^2 - p_d^2)} \quad (2.30)$$

où A est la section de l'échantillon.

- Mesure en régime transitoire (Pulse-Test) : Le principe de cette mesure consiste à soumettre l'échantillon une pression de confinement p_c . Une pression p_{inj} est ensuite appliquée sur les deux extrémités de l'échantillon. Par la suite, une surpression Δp_{inj} est imposée sur la face amont du poreux. Deux réservoirs tampons de volumes V_{aval} et V_{amont} en (m^3), placés respectivement à l'amont et à l'aval de l'échantillon, permettent de réguler la surpression initiale (fig. 2.10). L'évolution de la différence de pression entre les deux extrémités ($p_{aval}(t) - p_{amont}(t) = \Delta p(t)$) est mesurée par un capteur de

pression différentielle.

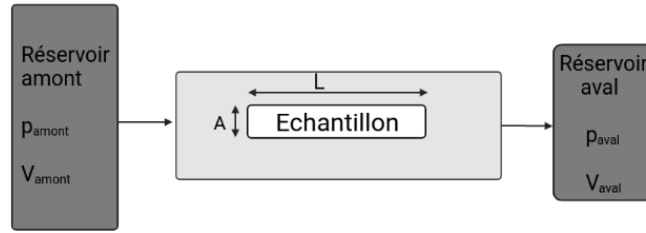


FIGURE 2.10 – Schéma du dispositif expérimental pour mesurer K_g en régime transitoire

Les conditions appliquées dans ce test et qui permettent de déterminer la perméabilité sont :

- quand $t < 0$, $p_{amont}=p_{aval}=p_{inj}$;
- quand $t = 0$, $p_{amont}=p_{inj}+\Delta p_{inj}$, $p_{aval}=p_{inj}$;
- quand $t > 0$, $p_{amont}=p_{amont}(t)$, $p_{aval}=p_{aval}(t)$;
- quand $t = t_f$, $p_{amont}=p_{aval}(t)=p_f$;

L'expression analytique de la surpression $\Delta p(t)$ (eq. 2.31) a été développée par [25], et validée par plusieurs auteurs ([43], [54], [6] et [22]) :

$$\Delta p(t) = \Delta p_{inj} \exp(-c p_f t) \quad (2.31)$$

où $c = \frac{K_g A}{\mu_g L} \left(\frac{1}{V_{amont}} + \frac{1}{V_{aval}} \right)$.

K_g est ensuite identifiée en calibrant l'expression analytique (eq. 2.31) avec la mesure expérimentale de cette surpression.

La perméabilité à l'eau liquide : Cette grandeur décrit l'aptitude d'un matériau poreux non saturé de l'eau liquide (seulement une partie des pores est remplie par de l'eau liquide) à se laisser traverser par ce dernier. La mesure de cette propriété se fait en suivant la même procédure de détermination de la perméabilité au gaz en régime permanent. En effet, une pression d'injection p_{inj} est imposée sur la face amont de l'échantillon, confiné à une pression p_c , par une pompe d'eau. L'autre extrémité du matériau est laissée en drainage libre à la pression atmosphérique ($p_{atm} < p_{inj}$) (fig. 2.11). Le débit d'eau q traversant le matériau est déduit de la valeur du volume d'eau liquide injecté V_{inj} après une période Δt :

$$q = \frac{V_{inj}}{\Delta t} \quad (2.32)$$

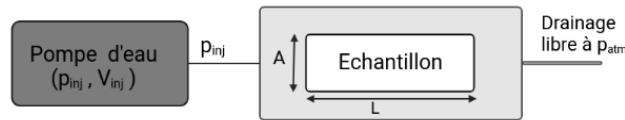


FIGURE 2.11 – Schéma du dispositif expérimental pour mesurer K_l en régime transitoire

Et en utilisant la loi de Darcy (eq. 2.5), la perméabilité à l'eau liquide s'écrit :

$$K_l = \frac{V_{inj} \times \mu_l \times L}{\Delta t \times A \times (p_{inj} - p_{atm})} \quad (2.33)$$

où A est la section de l'échantillon, et L la hauteur de ce dernier.

Remarque :

Comme précisé dans la première définition de l'écoulement de Darcy dans la section 2.1, les perméabilités non saturées au gaz et à l'eau liquide d'un poreux dépendent de sa teneur en gaz et en eau. Il est donc important que cette teneur reste inchangé pendant un essai de détermination de perméabilité.

La perméabilité intrinsèque : Cette caractéristique est une propriété du matériau décrivant sa capacité à se laisser traverser par un fluide saturant ses pores. Elle représente la capacité maximale d'écoulement. La perméabilité intrinsèque est donc la valeur maximale de la perméabilité au gaz (lorsque le matériau est saturé de gaz) et celle de l'eau liquide (quand le matériau est saturé de l'eau liquide). Elle est identifiée expérimentalement par les mêmes mesures présentées ci-dessus mais en utilisant des matériaux saturés. Cependant pour le gaz, la loi de Darcy n'est pas applicable en raison du libre parcours moléculaire. En effet, pour Darcy l'écoulement doit être visqueux et sans glissement sur la paroi. Dans le cas de gaz, les molécules n'adhèrent pas à la paroi, ainsi la vitesse de l'écoulement du gaz au contact de la paroi est non nulle (fig. 2.12).

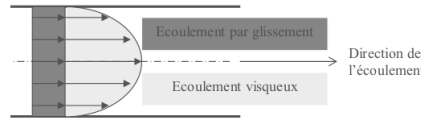


FIGURE 2.12 – Profil des vitesses d'un gaz dans un tube capillaire [53]

Il a été montré que la perméabilité intrinsèque mesurée avec un gaz est fonction de son libre parcours moyen (la distance moyenne parcourue entre deux collisions successives avec d'autres particules en mouvement). Ainsi, cette propriété intrinsèque au matériau dépendra de la pression de gaz, de la température et de sa nature. Donc, lorsque le libre parcours moyen du gaz est petit par rapport au diamètre des pores (c-à-d le gaz est à haute pression), la perméabilité intrinsèque au gaz est considérée égale à celle identifiée avec un liquide. En effet, quand le $l_{pm} > \text{diamètre des pores}$, les molécules de gaz n'entrent pas en collision entre eux. Une partie de ces molécules arrivent à la paroi avec une vitesse différente de zéro. Le gaz donc en contact avec la paroi aura une vitesse d'écoulement finie. La vitesse de cet écoulement, dans ce cas, ne peut pas être négligée.

Klinkenberg [50] a proposé une méthode pour déterminer la perméabilité intrinsèque en utilisant le gaz comme fluide saturant et la loi de Darcy (eq. 2.5) (le développement mathématique de ces formules ne sera pas repris dans ce rapport). Klinkenberg a pris en compte l'écoulement par glissement dans le calcul de la densité de flux de gaz à travers un poreux et a déterminé une formule reliant la perméabilité identifiée avec la loi de Darcy (perméabilité apparente notée K_a) et la vraie perméabilité intrinsèque du matériau (eq. 2.34).

$$K_a = K \left(1 + \frac{\beta}{P_m} \right) \quad (2.34)$$

où P_m est la pression moyenne sur le poreux et elle se calcule par : $P_m = \frac{P_{inj} + P_d}{2}$ et β est un coefficient de Klinkenberg (coefficient empirique à calibrer avec les résultats expérimentaux).

Le principe de Klinkenberg consiste à mesurer la perméabilité apparente selon la loi de Darcy pour différents gradients de pression de gaz. Ensuite, la courbe de cette perméabilité est tracée en fonction de l'inverse de la pression moyenne sur le matériau. L'intersection de cette courbe avec l'axe des perméabilités représente la valeur de la perméabilité intrinsèque de ce dernier.

Les perméabilités relatives (au gaz et à l'eau liquide) : Comme défini dans la section 2.1, cette propriété décrit la capacité d'un milieu partiellement saturé par rapport à sa capacité maximale à laisser passer un fluide à travers ses pores. Les deux perméabilités relatives, au gaz et à l'eau liquide, sont définies à partir des mesures expérimentales des perméabilités non saturées et la perméabilité intrinsèque du matériau poreux en utilisant la formule (eq. 2.6). Les perméabilités relatives au gaz (eq. 2.35) et à l'eau liquide (eq. 9) s'écrivent :

$$k_{r,g} = \frac{K_g}{K} \quad (2.35)$$

$$k_{r,l} = \frac{K_l}{K} \quad (2.36)$$

2.3 Conclusion

Nous avons montré dans le chapitre 1 que la rénovation des bâtiments très anciens, surtout résidentiels, est une solution prometteuse pour réduire l'énergie consommée par le secteur du bâtiment et répondre aux exigences des

normes actuelles. Cependant, la réticence des différents acteurs de la rénovation à passer à l'acte ne permet pas d'atteindre les objectifs d'économies d'énergie espérés. Il est donc nécessaire de fiabiliser la procédure de rénovation pour rétablir la confiance entre les différents acteurs. Comme mentionnée dans le chapitre 1, la modélisation reste l'outil le plus utilisé, car plus simple, par les industriels. Il est donc important de fiabiliser les outils numériques employés pour simuler les transferts d'énergie (transferts de chaleur) à travers les enveloppes des bâtiments. Pour ce faire, avec cette thèse, nous souhaitons apporter notre pierre à l'édifice en travaillant sur la fiabilisation de la modélisation hygrothermique.

L'outil SYRTHES présenté dans ce chapitre fera l'objet de cette étude. Il intègre un modèle complet permettant de simuler les transferts dans les matériaux composant les enveloppes des bâtiments (voir section 2.1). L'objectif est d'analyser les propriétés hygrothermiques régissant les phénomènes physiques principaux considérés dans l'élaboration du modèle : la détermination expérimentale de ces paramètres et la manière dont ils sont pris en compte dans l'outil.

Nous proposons donc dans cette thèse d'analyser les quatre propriétés hygrothermiques présentées dans ce chapitre : la sorption d'eau, le coefficient de diffusion de la vapeur d'eau, les perméabilités non-saturées (perméabilité au gaz et à l'eau liquide) et la chaleur supplémentaire de sorption. En effet, nous nous intéressons à l'étude de la prise en compte de l'hystérésis de sorption d'eau dans SYRTHES. Ensuite, une réévaluation de la méthode de la coupelle est effectuée pour proposer une version modifiée de cet essai permettant de déterminer des coefficients de diffusion de vapeur plus réels. En outre, il permet de déterminer une deuxième propriété hygrothermique, simultanément avec le coefficient de diffusion, qui est la perméabilité au gaz. Puis, l'impact de la prise en compte de la chaleur de sorption sur les calculs hygrothermiques des matériaux de construction est examiné. Enfin, une méthodologie pour identifier la perméabilité relative au liquide par méthode inverse est présentée.

Chapitre 3

Synthèse en français

Contexte :

Le secteur du bâtiment que ce soit en tertiaire ou en résidentiel est le secteur qui consomme le plus de l'énergie finale (44%). La rénovation des bâtiments très anciens, qui représentent 55% parc bâti [27], est la clé pour réduire l'énergie consommée par ce secteur. Cependant le parc se renouvelle très lentement, ce qui ne permet pas d'atteindre les objectifs en économie d'énergie ainsi qu'en la dé-carbonisation de ce secteur. Beaucoup d'explications différentes peuvent être avancées pour justifier l'hésitation des gens à rénover : Manque de moyens, manque de confiance dans les filières de rénovation et vision peu claire des gestes à privilégier. Et on peut aussi évoquer des problématiques plus thermiques, liées à certains risques jugés mal maîtrisés par les filières. L'AQC [10] mentionne souvent des problèmes qui apparaissent dans les bâtiments anciens rénovés. Un problème principal est évoqué dans les cas de rénovation :

- L'humidité : les bâtiments très anciens n'ont pas été construits pour des modes de vie caractérisés par une production d'humidité très élevée.
- Les matériaux utilisés dans les bâtiments anciens : plusieurs matériaux qui ont été utilisés pour construire ces bâtiments ne sont plus utilisés aujourd'hui. Et depuis des années l'accent est surtout mis sur les transferts thermiques purs. De ce fait les propriétés hygrothermiques de ces matériaux sont méconnues et la prédiction donc de leur comportement hygrothermique, important en situation de rénovation, est mal maîtrisée.

Pour remédier à ces problèmes, il faut adapter nos approches au contexte spécifique des bâtiments anciens. Et notamment, il faut caractériser les matériaux très anciens pour compléter les bases de données des matériaux des différents outils de calculs des transferts. Il faut aussi considérer tous les phénomènes physiques qui peuvent influencer le comportement hygrothermique dans ces configurations complexes. Aujourd'hui dans le domaine de la recherche scientifique, plusieurs de ces modèles physiques sont proposés pour les calculs des transferts couplés de masse et de chaleur. Plusieurs modèles sont intégrés dans des outils pour simuler ces transferts. Quelques uns de ces outils ont été analysés et comparés avec des résultats expérimentaux dans le cadre du projet HYGRO-BAT [98]. La comparaison a été menée dans des conditions variées en température et en humidité (isothermes, non-isothermes et dynamiques). Pour les sollicitations statiques, tous les outils ont montré des résultats acceptables. Mais pour les sollicitations dynamiques ces outils se sont révélés moins convaincants, notamment pour le calcul de l'humidité relative (fig. 3.1, 3.2 et 3.3). En terme de validation, l'évaluation de cette grandeur est très importante, car c'est, avec la température, le paramètre qui est mesuré sur terrain. Ainsi, il apparaît important d'adapter les modèles des transferts couplés pour les rendre plus fiables et améliorer la confiance des acteurs de la rénovation dans la prédiction de ces outils.

Dans ce contexte, le projet « SmartRéno » [92] a été proposé pour encourager le passage à l'acte de rénovation. L'aspect de la fiabilisation des actions de rénovation a structuré le premier volet de ce projet. Dans ce volet, une panoplie des matériaux anciens ont été caractérisés. Ce projet s'est aussi intéressé à l'adaptation de la modélisation des transferts couplés en analysant les différents phénomènes physiques susceptibles de se produire en situation de rénovation. Le modèle en appui de ces développements est décrit dans [29] et dans la partie bibliographie de ce rapport. Il est intégré dans l'outil SYRTHES (Système de Résolution de la Thermique Solide) développé par EDF R&D.

Dans sa conclusion, le projet HYGRO-BAT a proposer quelques points pouvant expliquer les écarts observés :

- Une valeur sous-estimée de la perméabilité à la vapeur d'eau ;
- La non-considération de l'hystérésis dans la sorption d'eau par les matériaux ;

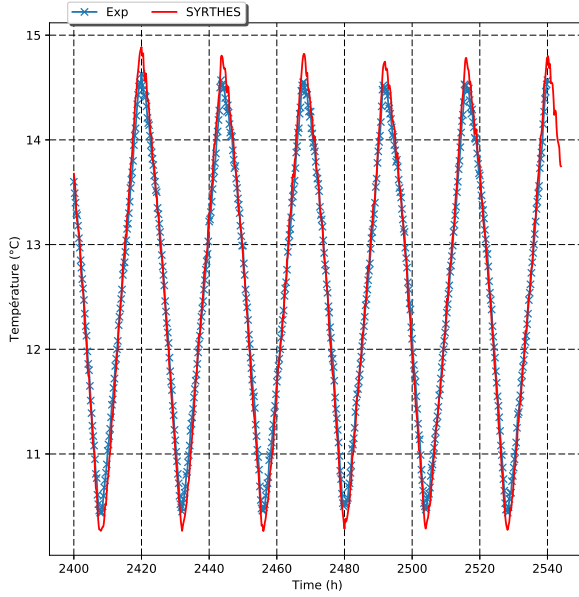


FIGURE 3.1 – The temperature at 20mm from the outer surface of the wall

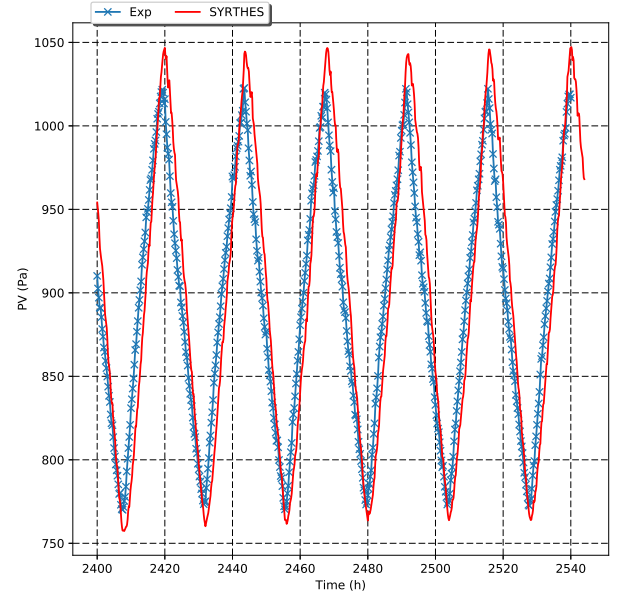


FIGURE 3.2 – The vapor pressure at 20mm from the exterior surface of the wall

Ces deux points vont être étudiés dans cette thèse. Mais nous tenons aussi une approche plus globale visant à limiter l'écart entre les résultats mesurés et les résultats simulés.

À ce titre, les travaux de de cette thèse constituent une partie importante du volet fiabilisation du projet Smart-Réno. Ils visent à identifier les pistes d'amélioration, à les étudier et à les intégrer dans l'outil SYRTHES. Afin de valider de dernier à l'aide des résultats expérimentaux issus du projet HygroBat.

Analyse numérique du modèle (chapitre 4) :

Ce chapitre est consacré à une analyse numérique du modèle physique intégré dans SYRTHES. Cette analyse numérique a pour objectifs :

- de comprendre le fonctionnement du modèle hygrothermique composé des trois équations de conservation (2.1, 2.1 et 3.1) : en effet, le couplage du modèle fait que plusieurs coefficients sont partagés entre les différents parties des trois équations à la fois. Cette analyse permettra d'identifier l'importance ainsi que l'impact de chaque partie des équations sur les potentiels calculés. Dans cette partie, on va multiplier et diviser par cinq la valeur de chaque bloc de chaque équation séparément et comparer les résultats calculés avec la version de l'outil non modifiée. On appelle bloc le coefficient qui apparaît devant chaque dérivée des trois potentiels (T , p_v et p_t) du modèle compact décrit par l'équation (eq. 3.1). Cette comparaison permettra d'identifier les blocs qui influencent le calcul des potentiels de ceux qui n'ont que peu d'impact. La comparaison avec les résultats expérimentaux permet d'estimer si la modification de la valeur d'un bloc permet ou non de se rapprocher des résultats mesurés ;
- d'identifier les caractéristiques hygrothermiques qui pourront être modifiées (ou améliorées) pour réduire les écarts observés entre la simulation et l'expérimental. En analysant dans les blocs identifiés comme influents, les coefficients hygrothermiques qui les composent, on peut alors changer l'échelle et redescendre vers les caractéristiques hygrothermiques qui pourraient être modifiées pour améliorer la prédiction ;

$$A_{Tt} \frac{dT}{dt} + A_{Tv} \frac{dp_v}{dt} + A_{Ta} \frac{dp_t}{dt} = \vec{\nabla} \cdot (B_{Tt} \vec{\nabla} T + B_{Tv} \vec{\nabla} p_v + B_{Ta} \vec{\nabla} p_t) \quad (3.1)$$

Cette étude a permis de tirer les conclusions suivantes :

- Dans des conditions d'utilisation d'un composant d'enveloppe du bâtiment en situation de rénovation, les effets de la pression totale ne sont pas mobilisées. Il est possible de supprimer l'équation de la conservation de la masse d'air sec, ainsi que tous les termes liés à la pression totale dans les équations restantes ;
- Il est possible de découpler le premier membre de l'équation de conservation de la chaleur (en supprimant le terme lié à la pression de la vapeur ($\frac{dp_v}{dt}$)) ;

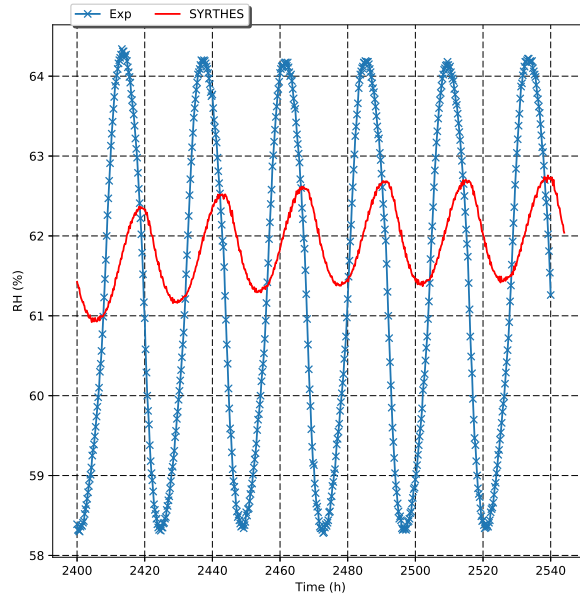


FIGURE 3.3 – The relative humidity at 20mm from the outer surface of the wall

- Dans le cas où le transport de l'eau liquide est négligeable, il est possible de découpler le deuxième membre de l'équation de conservation de la masse d'eau en supprimant le terme lié à la température ($\vec{\nabla}T$);
- Les caractéristiques hygrothermiques qui pourraient être améliorées et qu'on retrouve dans les blocs influents sont : la pente des isothermes de sorption, la chaleur complémentaire de sorption, le coefficient de diffusion de la vapeur d'eau, et la perméabilité relative au liquide;

Chacune des caractéristiques hygrothermiques identifiées avec cette analyse fera l'objet d'une étude spécifique et un chapitre de cette thèse lui est consacré.

L'hystérésis de sorption d'eau (chapitre 5) :

Notre analyse s'intéresse en premier lieu aux isothermes de sorption et plus particulièrement à une de ses caractéristiques, le paramètre α_T (eq. 3.2) qui représente la pente de ces courbes.

$$\alpha_T = \left(\frac{\partial \tau_v}{\partial p_v} \right)_T \quad (3.2)$$

où τ_v est le taux d'humidité du matériau.

La quantité d'eau présente dans un matériau poreux dépend de l'humidité relative et de la température de son environnement. Les courbes liant le taux d'humidité du matériau à l'humidité relative dans un environnement isotherme sont appelées les isothermes de sorption. La pente de ces isothermes α_T est un paramètre important dans la modélisation des transferts de la masse d'eau. En pratique, elle joue le rôle d'inertie hydrique.

La sorption d'eau par les matériaux poreux connaît un phénomène d'hystérésis. Ainsi, d'une façon générale, les courbes d'adsorption et de désorption ne coïncident pas. Une infinité de courbes intermédiaires existent pour la transition entre les deux courbes d'enveloppes pour décrire l'évolution du taux d'humidité d'un matériau, selon le sens de variation de l'humidité relative et l'histoire de chargement hydrique de ce de matériau. Ce phénomène est souvent négligé dans la modélisation hygrothermique des bâtiments.

Aujourd'hui, dans SYRTHES le taux d'humidité τ_v et la pente α_T sont calculés en utilisant une courbe moyenne des deux courbes principales de sorption (adsorption et désorption). Pour tenter d'améliorer la prise en compte de ce phénomène dans l'outil, nous avons intégré un modèle d'hystérésis pour le calcul du τ_v et α_T . En se basant sur la littérature nous avons opté pour le modèle conceptuel indépendant de Mualem [65].

Ce modèle permet de calculer des courbes intermédiaires en utilisant les courbes principales seulement. La formulation proposée par ce modèle permet de garder les courbes intermédiaires à l'intérieur des courbes d'enveloppe et assure que les boucles restent enfermées.

La comparaison avec les résultats expérimentaux du projet HYGRO-BAT ont montré que l'intégration d'un modèle d'hystérésis ne change guère les résultats des simulations. Nous nous attendons pourtant à ce que la prise en

compte de l'hystérésis diminue la pente des isothermes, donc diminue l'inertie hydrique du matériau. Cependant, on peut remarquer qu'avec le modèle de Mualem, cette pente est quasi identique à celle des courbes principales d'adsorption et de désorption. En conséquence, la prise en compte de l'hystérésis avec ce modèle n'a quasiment aucun impact sur l'inertie hydrique et ne permet pas de modifier significativement les résultats simulés.

La forme des courbes intermédiaires de sorption pourrait être en cause. Il faudrait trouver des équations de courbes intermédiaires, basées sur les valeurs de τ_v calculés par Mualem, mais qui généreraient des pentes plus faibles. Pour cela, nous avons testé un modèle qui définit les courbes intermédiaires comme segments de droite (la pente la plus faible qu'on peut envisager).

L'intégration de ce modèle linéaire permet de significativement modifier les résultats de la simulation et de réduire les écarts entre les potentiels calculés et ceux mesurés. On voit ainsi qu'une diminution l'inertie hydrique a un impact positif sur les résultats simulés. Cependant ces modifications ne suffisent pas pour corriger totalement l'écart observé.

La chaleur complémentaire de sorption (chapitre 6) :

Cette grandeur physique noté h^m représente l'énergie de liaison entre l'eau adsorbée et le milieu poreux. Elle décrit la quantité d'énergie nécessaire pour transformer l'eau liquide liée au matériau en une eau liquide libre. L'importance de ce phénomène se révèle par une forte dépendance des isothermes de sorption à la température. L'équation de Clausius-Clapeyron permet de lier l'enthalpie molaire de la transition liquide-vapeur, à la température et à la pression partielle, dans le cas de la sorption, par :

$$h^m + L(T) = -r_v \times \left[\frac{\partial \ln(P_v)}{\partial \left(\frac{1}{T}\right)} \right]_{\tau_v} \quad (3.3)$$

Ainsi, il est possible de mesurer directement la chaleur de sorption complémentaire, par calorimétrie ou par mesure d'isostères d'adsorption (courbes d'égal taux d'humidité, reliant la température et la pression partielle de vapeur d'eau). On peut aussi y accéder indirectement à partir de mesure d'isothermes de sorption mesurées à différentes températures. En effet, la formule de Clapeyron (eq. 3.3) montre que si l'on trace les courbes $\ln(P_v)$ en fonction de $\frac{1}{T}$ pour différents taux d'humidité constants (points obtenus sur des isothermes de sorption mesurées à différentes températures), la chaleur complémentaire de sorption peut être obtenue en estimant la pente de ces courbes.

Pour les modèles physiques, cette caractéristique apparaît toujours en somme avec la chaleur latente d'évaporation $L(T)$, et est souvent négligée pour les applications du bâtiment. Ceci a pu se justifier car les matériaux isolants sont souvent des matériaux non-hygroscopiques et les matériaux hygroscopiques utilisés dans ce secteur sont souvent à base minérale (béton, plâtre, etc.). Pour ces deux types de matériaux la valeur de la chaleur complémentaire de sorption est effectivement soit nulle, soit négligeable devant la chaleur latente d'évaporation. Mais pour l'essentiel des matériaux bio-sourcés utilisés en bâtiment, et notamment la fibre de bois, cette hypothèse est objectivement erronée.

Ainsi, nous avons identifié h^m pour la fibre de bois en utilisant des isothermes d'adsorption et de désorption mesurées pour trois températures différentes. Les chaleurs de sorption complémentaires ainsi déterminées ont été intégrées dans l'outil SYRTHES pour analyser l'impact de ce paramètre sur les résultats modélisés. La comparaison entre les résultats expérimentaux, la version de l'outil où h^m est nulle et la version qui prend en compte les valeurs identifiées de h^m montre l'écart entre les simulations et l'expérimental diminue avec des valeurs non-nulles de la chaleur latente supplémentaire.

Le coefficient de la diffusion de la vapeur d'eau (chapitre 7) :

Le coefficient de diffusion de la vapeur d'eau π_v^* est classiquement obtenu par la méthode de la coupelle, une des méthodes expérimentales les plus répandues de la physique du bâtiment.

Cet essai est normalisé au niveau international [NF EN ISO 12572-October 2001] est pratiquée par la plupart des centres techniques dédiés au bâtiment. Le principe de la méthode consiste à établir, de part et d'autre du matériau à tester, des ambiances dont les humidités relatives sont différentes mais les températures identiques. Le flux de vapeur qui traverse le composant est mesuré.

Lorsque le régime permanent est atteint, on écrit simplement la proportionnalité entre le flux mesuré et le gradient de pression de vapeur :

$$\vec{g}_v = -\pi \vec{\nabla} p_v \quad (3.4)$$

Or la théorie utilisée avec cette expérimentation décrit la diffusion des gaz sans tenir compte de la pression totale des gaz. En effet, on sait qu'un flux de vapeur peut résulter de deux phénomènes différents :

— La diffusion qui est générée par un gradient de titre moléculaire :

$$\vec{g}_{v,diff} = -\pi_v^* \vec{\nabla} \frac{p_v}{p_t} \quad (3.5)$$

— L'advection qui est générée par un gradient de pression totale :

$$\vec{g}_{v,adv} = -\omega_{mv} K_t \vec{\nabla} p_t \quad (3.6)$$

Dès lors, le flux de vapeur isotherme ne peut pas s'exprimer sous la seule influence d'un gradient de pression de vapeur, mais sous la double influence d'un gradient de pression de vapeur et d'un gradient de pression totale.

$$\vec{g}_v = -\frac{\pi_v^*}{p_t} \vec{\nabla} p_v - (\omega_{mv} K_t - \frac{\pi_v^* p_v}{p_t^2}) \vec{\nabla} p_t \quad (3.7)$$

On démontre physiquement que la méthode de la coupelle, qui implicitement considère que la pression totale du gaz est uniforme, conduit à une sous-estimation de la perméabilité à la vapeur d'eau. Ainsi, il est probable que la perméabilité à la vapeur d'eau définie pour la plupart des matériaux de construction actuels soit sous-estimée.

Dans cette thèse, nous proposons une nouvelle procédure expérimentale, la méthode de la coupelle modifiée, intégrant une mesure de la pression totale du gaz des deux côtés de l'échantillon. Nous montrons alors que les flux mesurés par la coupelle et les écarts de pression du gaz dépendent bien entendu du coefficient de diffusion de vapeur, mais aussi de la perméabilité au gaz. Dès lors nous proposons cette méthode d'essai modifiée qui permet de déterminer simultanément le coefficient de diffusion de la vapeur d'eau et la perméabilité au gaz.

Les résultats expérimentaux de la coupelle modifiée (chapitre 8) :

Cette partie complète la partie précédente. Elle présente les premiers résultats expérimentaux de la méthode de la coupelle modifiée. Cet essai reprend le même principe que l'essai coupelle standard, mais des capteurs différentiels de pression totale ont été ajoutés pour vérifier la non-uniformité de la pression du gaz durant cet essai. Ces essais ont été menés dans la campagne expérimentale du projet « SmartRéno » sur une panoplie des matériaux variés et des conditions d'essais différentes.

Nous présentons dans ce chapitre les différences de pression totale mesurées pendant les essais de coupelle modifiée. Ces mesures valident la non-uniformité de la pression de gaz et sa dépendance aux propriétés des matériaux et des conditions des tests. Les coefficients de diffusion de vapeur de ces matériaux ont été ensuite déterminés en suivant deux méthodes différentes : la procédure d'identification prenant en compte la différence de pression totale (méthode présentée dans le chapitre précédent) et la méthode traditionnelle utilisée usuellement avec les mesures de la coupelle standard. Une comparaison entre les deux valeurs identifiées pour ce coefficient a été menée pour analyser l'impact de prise en compte de la pression totale sur la détermination de ce paramètre de transfert hygrothermique. Enfin, les perméabilités au gaz des matériaux testés ont été calculées aussi en suivant la méthode d'identification décrite dans la partie théorique de cette méthode (chap. 8).

La perméabilité relative au liquide (chapitre 9) :

La perméabilité relative au liquide $k_{r,l}$ est un coefficient hygrothermique caractérisant le transfert liquide de l'eau dans les matériaux poreux. Dans la modélisation des bâtiments, ce transfert est souvent négligé. Les sollicitations appliquées aux bâtiments restent souvent dans le domaine hygroscopique. Toutefois, un début de transfert liquide pourrait exister même en restant dans ce domaine. Il est donc intéressant de considérer cette partie de transfert d'eau dans la modélisation hygrothermique des bâtiments. Pour ce faire, nous avons besoin de déterminer ce coefficient pour les matériaux de construction. Sont nombreuses les essais expérimentaux pour mesurer directement la perméabilité au liquide. Cependant, ces essais sont chers et complexes à effectuer. L'objectif de ce chapitre est donc de proposer une méthode numérique d'identification de ce coefficient avec des moyens d'expérimentation plus simples et accessibles.

Nous proposons dans cette thèse une méthodologie pour déterminer la valeur de la perméabilité relative au liquide par méthode inverse en utilisant un essai d'imbibition avec un suivi spatial de l'évolution d'humidité relative et un outil de modélisation des transferts couplés de chaleur et de masse. Nous montrons ensuite les résultats de cette identification pour le matériau béton et pour différents modèles de ce paramètre.

Chapitre 4

Analyse du modèle physique : Identification des pistes d'amélioration

4.1 Introduction

La compréhension fine du fonctionnement d'un modèle complexe est une étape primordiale pour analyser ses résultats et, si besoin, tenter de l'améliorer. Les modèles des transferts couplés de chaleur et de masse sont constitués d'équations de conservations qui prennent en compte les transferts que l'on souhaite modéliser. On distingue alors deux familles de modèles :

- les modèles à trois équations qui intègrent les trois transferts d'eau, de chaleur et d'air sec ;
- les modèles à deux équations qui négligent le transfert d'air sec ;

Dans ce chapitre, le modèle de transferts couplés étudié se compose de trois équations des transferts et il est résolu par éléments finis dans l'outil numérique SYRTHES.

Une difficulté rencontrée de ces modèles est le couplage physique entre les phénomènes de transferts. Cela entraîne la présence des mêmes coefficients (les paramètres ou caractéristiques physiques) dans plusieurs segments des différentes équations du modèle. Dans ce contexte, les études de sensibilité du modèle à une propriété donnée et leur interprétation sont complexes car le changement d'un paramètre d'entrée entraîne son changement à différents endroits dans le modèle.

Pour affronter cette difficulté et identifier les segments responsables de la réponse du modèle, nous proposons une analyse « par blocs ». Nous définissons un bloc comme le coefficient global qui apparaît devant les dérivées et les gradients des trois potentiels calculés par le modèle.

Notre méthode propose de diviser et multiplier chaque bloc séparément par un facteur 5 et d'analyser la réponse du modèle pour la température, la pression de vapeur d'eau et l'humidité relative.

Cette analyse est menée en trois étapes. La première étape consiste à comparer les résultats calculés après le changement du bloc avec les résultats sans aucune modification. Cela permettra de mettre en évidence le rôle de chaque bloc dans chaque équation dans la modification des résultats de simulation, et d'identifier les blocs qui influencent les sorties de l'outil de ceux qui impactent d'une façon négligeable les potentiels. La deuxième étape, consiste à comparer les résultats des blocs les plus influents avec les résultats expérimentaux pour identifier ceux qui permettent de réduire l'écart entre la simulation et l'expérimental. La troisième étape propose de décomposer ces blocs pour mettre en évidence les coefficients hygrothermiques qui peuvent être adaptés pour améliorer la précision des simulations.

Ce travail a été soumis dans **Journal of Building Physics** le 27 avril 2022.

Analysis of the physical model of coupled heat and mass transfer : Identification of leads for improvement

Imane Oubrahim^{a,b,c,*}, Thierry Duforestel^{a,c}, Rafik Belarbi^{b,c}

^a*EDF R&D, TREE, EDF Lab Les Renardières, 77818 Moret-sur-Loing, France*

^b*LaSIE, UMR 7356, CNRS, La Rochelle Université, Avenue Michel Crépeau, 17042 La Rochelle Cedex 1, France*

^c*4ev Lab, CNRS, Université de La Rochelle, Electricité de France EDF, Avenue Michel Crépeau, 17042 La Rochelle Cedex 1, France*

Abstract

In 2015, the HYGROBAT project aimed to develop reliable tools and methods to qualify and quantify innovative building envelope solutions exploiting the transfer of moisture through materials, targeting the specific case of wood construction and more generally bio-based materials. By their maximum hygroscopic properties these materials define complex that seem the most delicate to treat and which moreover seem to be positioned on a promising market. In this project five hygrothermal modeling tools have been tested and compared with experimental results. The test concerns a wood fiber panel subjected to three boundary conditions in relative humidity and temperature (isothermal, non-isothermal and dynamic). The comparison between these tools and the experimental results showed that the difference between the results simulated by the five tools is negligible but significant when compared with the experimental results. This project has thus shown that our models struggle to reproduce the experimental reality.

The principal objective of this paper is then to examine and analyze the physical modeling of coupled heat, air and moisture transfer to identify ways of improvement. This physical model is integrated into SYRTHES, one of the tools tested

*Corresponding author

Email addresses: thierry.duforestel@edf.fr (Thierry Duforestel),
rafik.belarbi@univ-lr.fr (Rafik Belarbi)

URL: oubrahimimane@gmail.com (Imane Oubrahim)

in the project HYGROBAT. This numerical study will help understand the functioning of this model composed of the three conservation equations. In a first step, we will propose a compact form of the model and we will analyze the impact of changing its parameters on the calculated results. This first step show that some of these parameters have almost no influence on the results. Then the next step focuses on the influencing parameters and examine which hygrothermal properties could be modified to improve the accuracy of the modeling. Finally, in a third step, influencing hygrothermal properties are identified and using a comparison with experimental results, we will determine whether these parameters need to be increased or decreased.

Keywords: Coupled heat and moisture transfer, sorption heat, net isosteric heat, moisture, modeling

List of symbols.

K_t, K_l	Gas, Liquid water permeability (s)
M_{da}, M_v, M_t	Dry air, water vapor, Gas molar mass (kg/mol)
p_{da}, p_v	Dry air, water vapor partial pressure (Pa)
p_t	Total pressure of the gas phase (Pa)
T	Generic notation of a temperature (K)
π_{da}^*	Dry air diffusion coefficient ($kg/(m.s)$) $\vec{g}_{da,diff} = -\pi_{da}^* \vec{\nabla} \frac{p_{da}}{p_t}$
π_v^*	Water vapor diffusion coefficient ($kg/(m.s)$) $\vec{g}_{v,diff} = -\pi_v^* \vec{\nabla} \frac{p_v}{p_t}$
ω_{mi}	Mass fraction of gas i ($\frac{\rho_i}{\rho_t}$)
ρ_{da}	Dry air partial density (kg/m^3)
ρ_v	Water vapor partial density (kg/m^3)
ρ_{da}	Total gas density (kg/m^3)
ρ_l	Water liquid partial density (kg/m^3)
ρ_s	Dry material density (kg/m^3)
β_p	$\beta_p = \frac{-\alpha_T p_v (L(T) + h^m)}{r_v T^2}$ Partial derivative of the sorption isotherm with respect to T

ϵ	Porosity
r_v	Ideal gas constant for water vapour $r_v = \frac{R}{M_v}$
r_{da}	Ideal gas constant for dry air $r_{as} = \frac{R}{M_{as}}$
α_T	The sorption isotherm slope $\alpha_T = (\frac{\partial \tau_v}{\partial p_v})_T$
p_{sat}	saturated vapor pressure (Pa)
$L(T)$	Latent heat of evaporation of water (J/Kg)
K	Intrinsic permeability
k_{rg}	Relative gas permeability ($-$)
μ_t	Dynamic viscosity of the gas phase ($Pa.s$)
C_s	Porous medium: Specific heat of the dry material ($J/kg.K$)
τ_v	Moisture content (mass of water per unit volume of porous medium) (Kg/m^3)
C_l	Specific heat of liquid water ($J/Kg.K$)
h^m	Heat sorption of adsorbed water (J/Kg)
h_p	Partial derivative of h^m isotherm with respect to T ($J/Kg.K$)
h_T	Partial derivative of h^m isotherm with respect to P_v ($J/Kg.Pa$)
λ^*	Thermal conductivity of wet material ($W/m.K$)

1. Introduction

Studying transfer through the building envelope is an important part of building design. Usually, we are interested in thermal transfer to assure energy efficiency of the building and the thermal comfort of occupants. But, for energy efficiency and durability reasons, recent studies have proven the importance of considering mass transfer together with heat transfer ([1], [2], [3], etc.). Therefore, coupled heat and mass transfer is becoming a common practice in building conception, chiefly in building renovation. Surveys ([4]) have shown that after renovation, buildings can show some pathologies directly linked to humidity (such as mold growth, condensation, degradation of bio-based materials, etc.). These observations have led to an awareness of the importance of studying moisture especially in a renovation context and/or when bio-based

15 materials are concerned.

Besides conduction, convection and radiation, the enthalpy transfer related to mass transfer can be considered as the fourth phenomenon of heat transfer.

Commonly, the thermal studies of the building envelope ignore this phenomenon.

Then, the materials constituting them are considered as purely conductive and
20 completely characterized by their thermal conductivity. However, in practice all materials composing the building envelopes are porous. Therefore, mass transfers are likely to happen through these media. Furthermore, materials that are the most insulating are the most porous, so potentially the most permeable and then sensitive to enthalpy transfer. Accordingly, it seems reasonable to consider
25 the mass transfer in the thermal modeling of building envelope components.

Since the introduction of the GLASER method in current building physics practices [5], many more sophisticated models have been developed to study the evolution of heat, air and moisture in porous materials that are used in building components ([6], [7], [8], [9], etc.). Some of these coupled models have led to the
30 development of simulation software tools (e.g. WUFI ([10] and [11]), DELPHIN [12], MATCH [8]) which are supposed to include all relevant heat and mass transfer phenomena that can occur in building envelopes. In France, the validation of some of these tools was an objective of the HYGRO-BAT project in 2015 [2]. Indeed, in this project, five tools to simulate coupled heat and mass trans-
35 fer were tested. The first part of this project consisted of an inter-comparison between the five tools. This inter-comparison showed that despite the difference of hypotheses adopted to develop the physical model used in the different tools, their results were sharply similar. The second part of this project consisted of testing four configurations of fiber-wood boards with three types of boundary
40 conditions (isotherm, non-isotherm, and dynamic). The last part of this project aimed at evaluating the numerical tools' performance using the experimental results on the fiber-wood [13]. The comparison showed a negligible gap between the experiment and simulation for temperature and water vapor pressure, but a non-negligible difference for the relative humidity. Two main hypotheses were
45 put forward to explain these gaps :

- An excessive hydric inertia in the model: this might be due to the lack of consideration of the water sorption hysteresis in the coupled heat and mass transfer's model;
- A lack of water vapor supply: this might be due to an underestimation of the water vapor permeability caused by an experimental bias;

Herein, we analyze the physical model developed and used by EDF R&D to simulate coupled heat and moisture transfer. It is integrated into the numerical finite elements tool SYRTHES [14], which is also developed by EDF R&D. This analysis will be accurately described later. Roughly, it consists in evaluating the impact of changes imposed to the main “ blocks ” of the model's governing equations. The comparison with the simulation results of the non-changed version of SYRTHES will help identify influencing “blocks”. Whereas the comparison with experimental results will indicate which changes are favorable to close the gaps between experimental and simulation results. Then, the analysis of the influencing “blocks” will highlight the model's parameters that need to be studied deeply for improving the reliability and the accuracy of the model.

2. Generalities

2.1. Modeling of heat and mass transfer : Main hypotheses [1]

A porous medium is composed of a solid skeleton traversed by a network of pores containing a fluid phase. If open, this pore network allows mass exchange between the medium and its environment.

In this paper, we will focus only on moisture and air exchange. In this specific case, we will consider that the porous medium contains the following phases:

- A solid phase that can also be called the material's skeleton;
- A liquid phase composed of pure condensed water in the material's pores;
- A gas phase that occupies the rest of the porous network.

Furthermore, certain assumptions are required in this article to analyze the porous media:

- The equations of state of the fluids included in the porous medium are assumed to be conserved. This hypothesis implies in fact that the interactions between both the phases of the fluids and between the fluids and the solid are assumed to be concentrated in the interfaces;
- The gas phase is assumed to consist of an ideal mixture of two ideal gases, the water vapor (v) and dry air (da). This assumption implies that each component of the mixture respects the ideal gas law ($p_i = \rho_i \times r_i \times T$ for $i = v$ and $i = da$) and that the sum of partial pressures is equal to the total pressure of the gas mixture;
- Everywhere in the porous medium and at every moment, all the phases are in equilibrium. This imposes that at any point of the medium, the temperatures of all phases are permanently equal. It also means that the two phases of water which coexist in the medium are in thermodynamic equilibrium;
- Finally, to avoid an unnecessary complication when we focus on the description of transfer phenomena, we will consider that the skeleton is indeformable and chemically inert with respect to its environment. The main consequence of this assumption is that the dry porosity ϵ_0 remains constant.

2.2. The modeling of coupled heat and mass transfer : Conservation equations

The physical model used to model coupled heat and moisture transfer is based on three conservation equations:

- Water mass conservation equation;
- Dry air mass conservation equation;
- Heat conservation equation.

For each of them, the structure is strictly identical. The first member represents
100 the accumulation of the transferring entity (mass of water, the mass of dry air or
heat) per unit of time and per unit volume of the porous medium. The second
member represents the difference between the incoming flow and the outgoing
flow at the border of the elementary volume. In its differential form, this balance
is expressed as the divergence of the flow density of the transferring entity.
105 Then the model consists of three independent conservation equations, and the
correspondent physical system has three independent state variables, which can
be freely chosen by developers, provided they are state variables of the physical
system and they are independent (None of them can be calculated with the
two others). For the SYRTHES model, we've chosen the following three state
110 variables [1]:

- Temperature T ;
- Water vapor pressure P_v ;
- The gaseous phase absolute pressure P_t .

Then physical model is represented by the following equations:

Water mass conservation equation:

$$\begin{aligned}
(\beta_p - \frac{\varepsilon p_v}{r_v T^2}) \frac{dT}{dt} + (\alpha_T + \frac{\varepsilon}{r_v T}) \frac{dp_v}{dt} &= \vec{\nabla} \cdot (K_l \rho_l (r_v \ln(\frac{p_v}{p_{sat}(T)}) - \frac{L(T)}{T}) \vec{\nabla} T \\
&+ (\frac{\pi_v^*}{p_t} + K_l \frac{\rho_l r_v T}{p_v}) \vec{\nabla} p_v + (\omega_{mv} K_t - \frac{p_v \pi_v^*}{p_t^2}) \vec{\nabla} p_t)
\end{aligned} \quad (1)$$

115

Dry air mass conservation equation:

$$\begin{aligned}
-\frac{(p_t - p_v)}{r_{as} T} (\frac{\beta_p}{\rho_l} + \frac{\varepsilon}{T}) \frac{dT}{dt} - \frac{1}{r_{as} T} (\frac{\alpha_t (p_t - p_v)}{\rho_l} + \varepsilon) \frac{dp_v}{dt} + \frac{\varepsilon}{r_{as} T} \frac{dp_t}{dt} \\
= \vec{\nabla} \cdot ((-\frac{\pi_v^* M_{as}}{p_t M_v}) \vec{\nabla} p_v + (\rho_{as} \frac{K k_{rg}}{\eta_t} + \frac{\pi_v^* p_v M_{as}}{p_t^2 M_v}) \vec{\nabla} p_t)
\end{aligned} \quad (2)$$

Heat conservation equation:

$$\begin{aligned}
& (\rho_s C_s + \tau_v C_l - \tau_v h_p + \varepsilon \rho_v (C_l + \frac{dL(T)}{dT}) + \varepsilon \rho_{as} C_{pas} - (L(T) + h^m) (\frac{\beta_p p_v}{\rho_l r_v T} \\
& + \frac{\varepsilon p_v}{r_v T^2}) + \frac{p_t \beta_p}{\rho_l} \frac{dT}{dt} + (-\tau_v h_T + (L(T) + h^m) (-\frac{p_v \alpha_T}{\rho_l r_v T} + \frac{\varepsilon}{r_v T}) + \frac{p_t \alpha_T}{\rho_l} \frac{dp_v}{dt} \\
& - \varepsilon \frac{dp_t}{dt} = \vec{\nabla} \cdot (\lambda^* \vec{\nabla} T + (L(T) + h^m) (\frac{\pi_v^*}{p_t} \vec{\nabla} p_v + (L(T) + h^m) (\omega_{mv} K_t - \frac{\pi_v^* p_v}{p_t^2}) \vec{\nabla} p_t)
\end{aligned} \tag{3}$$

2.3. The numerical tool

The physical model presented in section 2.2 can be resolved in 2D and 3D configurations through a finite elements method encoded in the SYRTHES software. Originally, SYRTHES [14] (Système de Résolution de la THERmique Solide) was developed at EDF R&D for the pure thermal calculation in solid media. Its vocation was to couple with existing fluid thermal tools to integrate their results as boundary conditions of the solid problem and vice versa.

In its basic version, SYRTHES had a large variety of boundary conditions, including the possibility to compute the radiative exchange between external surfaces taking into account mask and screen effects. The formal similarity between the heat equation and the mass transfer equations (they are based on a diffusive formalism.) and the richness of the boundary conditions encouraged us to exploit this platform to integrate the coupled resolution of the heat, water mass, and dry air mass conservation equations [14].

3. Experimental

The experimental results used in this paper have been obtained in the project: “HYGRO-BAT” (ANR-HABISOL 2010) [2]. Among a variety of tested configurations, we have selected one experiment which concerns a wood fiber panel (dry density 146 kg/m³) 1 m x 1 m with a thickness of 80 mm. The sample has been solicited by various hygrothermal conditions on its both faces (tab. 1). Temperatures and relative humidities have been measured at different

140 locations in the panel (fig. 1).

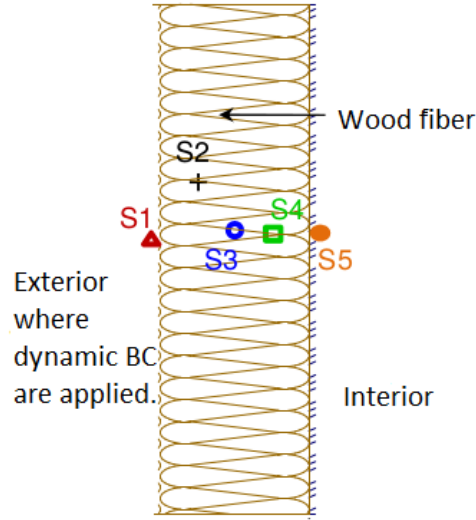


Figure 1: HYGRO-BAT tested panel and positions of temperature and relative humidity sensors

In table 1 and figure 3, we set forth the applied boundary conditions on the both faces of the sample :

Case study	Start date	End date	Time (h)	Interior		Exterior	
				$T(^{\circ}C)$	$RH(\%)$	$T(^{\circ}C)$	$RH(\%)$
Conditioning	24/11/2012	01/12/2012	0 to 168	20	60	20	60
Isotherm	01/12/2012	21/12/2012	168 to 648	20	40	20	80
Conditioning	21/12/2012	14/01/2013	648 to 1224	20	60	20	60
Non-Isotherm	14/01/2013	06/02/2013	1224 to 1776	20	60	5	80
Conditioning	06/02/2013	25/02/2013	1776 to 2232	20	60	20	60
Dynamic	25/02/2013	23/03/2013	2232 to 2880	20	60	10 ∓ 5	60 ∓ 20

Table 1: Applied boundary conditions and conditioning

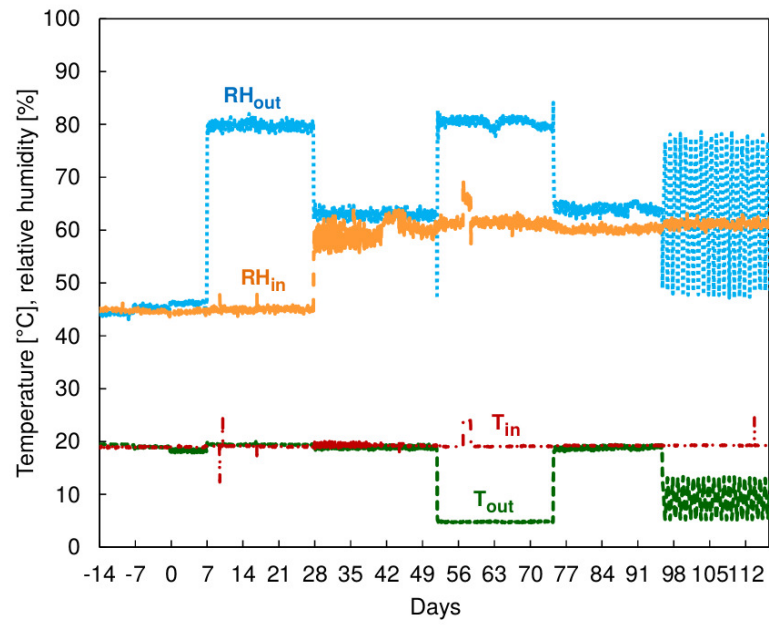


Figure 2: Applied boundary conditions and conditioning

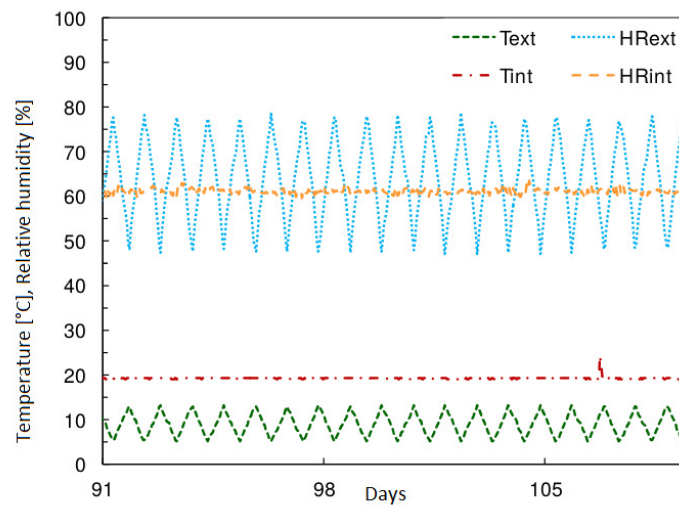


Figure 3: Zoom on the cyclic boundary conditions

Comparison between numerical tools for hygrothermal modeling and measured results showed acceptable results for isotherm and non-isotherm conditions. In dynamic conditions, small (and acceptable) gaps between simulated and measured temperatures (fig. 4) and water vapor pressures (fig. 5) have been found. Nevertheless, this has resulted in a significant gap between measured and calculated relative humidities (fig. 6).

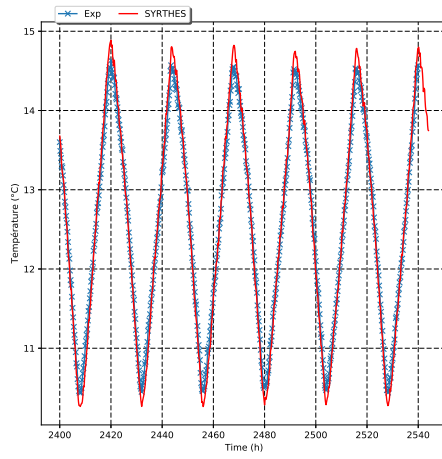


Figure 4: Comparison between simulated (SYRTHES) and measured values of temperature in position $S2$ (20 mm)

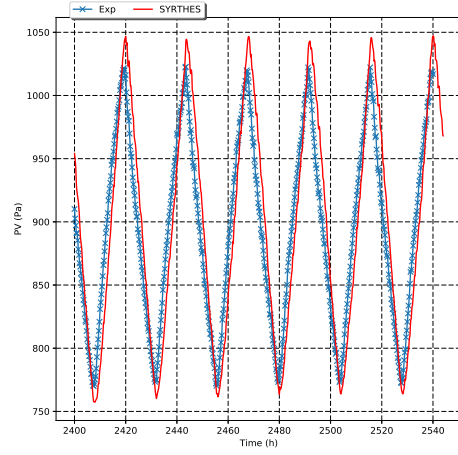


Figure 5: Comparison between simulated (SYRTHES) and measured values of partial pressure of vapor in position $S2$ (20 mm)

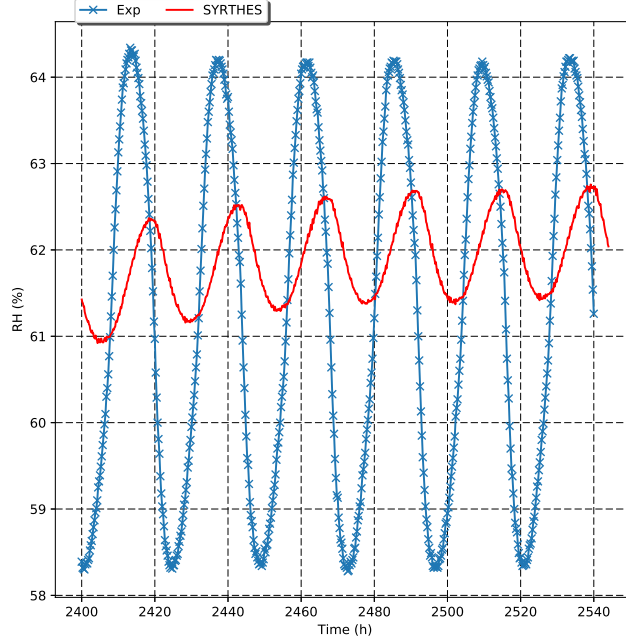


Figure 6: Comparison between simulated (SYRTHES) and measured values of relative humidity in position *S2* (20 *mm*)

150 Differences between measured and calculated results can be analyzed through three main parameters : amplitude, time shift and mean value. For the purpose of the simulation improvement, desirable evolutions can be derived from these comparisons. They are summarized in table 2.

155 Since in real life situations the measured potentials are temperature and relative humidity, we decided to analyze these differences in dynamic conditions. For clarity reasons, in this article, we will only show the results at 20 *mm* of the external face of the sample, where the impact of material is visible and the amplitude of variations is significant.

Compared parameters	Expected impact to reduce the gap between Exp/SYRTHES		
	T(°C)	P _v (Pa)	RH(%)
Amplitude	↓	↓	↑
Time shift	-	←—	←—
Mean value	↓	↓	↓

Table 2: The expected changes to reduce the difference between experimental results and simulation

160 4. Methodology in three steps

The objective of this analysis, as mentioned before, is to identify the parameters which would allow to close the gap between simulated and measured relative humidities during the dynamic conditions of the test. Given the complexity of the model, for which, the same coefficient might appear in several places of the three equations, we propose a progressive approach. First, we write the three conservation equations in a compact version :

Water mass conservation equation:

$$A_{Vt} \frac{dT}{dt} + A_{Vv} \frac{dp_v}{dt} = \vec{\nabla} \cdot (B_{Vt} \vec{\nabla} T + B_{Vv} \vec{\nabla} p_v + B_{Va} \vec{\nabla} p_t) \quad (4)$$

Dry air mass conservation equation:

$$A_{At} \frac{dT}{dt} + A_{Av} \frac{dp_v}{dt} + A_{Aa} \frac{dp_t}{dt} = \vec{\nabla} \cdot (B_{Av} \vec{\nabla} p_v + B_{Aa} \vec{\nabla} p_t) \quad (5)$$

Heat conservation equation:

$$A_{Tt} \frac{dT}{dt} + A_{Tv} \frac{dp_v}{dt} + A_{Ta} \frac{dp_t}{dt} = \vec{\nabla} \cdot (B_{Tt} \vec{\nabla} T + B_{Tv} \vec{\nabla} p_v + B_{Ta} \vec{\nabla} p_t) \quad (6)$$

Coefficients	Coefficient Formula
A_{Vt}	$A_{Vt} = \beta_p - \frac{\epsilon p_v}{r_v^2 T^2}, \beta_p = \frac{-\alpha_T p_v (L(T) + h^m)}{r_v T^2}$
A_{Vv}	$A_{Vv} = \alpha_T + \frac{\epsilon}{r_v T}$
B_{Vt}	$B_{Vt} = K_l \rho_l (r_v \ln(\frac{p_v}{p_{sat}(T)}) - \frac{L(T)}{T})$
B_{Vv}	$B_{Vv} = \frac{\pi_v^*}{p_t} + K_l \frac{\rho_l r_v T}{p_v}$
B_{Va}	$B_{Va} = \omega_{mv} K_t - \frac{p_v \pi_v^*}{p_t^2}$
A_{At}	$A_{At} = -\frac{(p_t - p_v)}{r_{as} T} (\frac{\beta_p}{\rho_l} + \frac{\epsilon}{T})$
A_{Av}	$A_{Av} = -\frac{1}{r_{as} T} (\frac{\alpha_t (p_t - p_v)}{\rho_l} + \epsilon)$
A_{Aa}	$A_{Aa} = \epsilon r_{as} T$
B_{Av}	$B_{Av} = (-\frac{\pi_v^* M_{as}}{p_t M_v})$
B_{Aa}	$B_{Aa} = (\rho_{as} \frac{K k_{rg}}{\eta_t} + \frac{\pi_v^* p_v M_{as}}{p_t^2 M_v})$
A_{Tt}	$A_{Tt} = (\rho_s C_s + \tau_v C_l - \tau_v h_p + \epsilon \rho_v (C_l + \frac{dL(T)}{dT})) + \epsilon \rho_{as} C_{pas} - (L(T) + h^m) (\frac{\beta_p p_v}{\rho_l r_v T} + \frac{\epsilon p_v}{r_v T^2}) + \frac{p_t \beta_p}{\rho_l}$
A_{Tv}	$A_{Tv} = (-\tau_v h_T + (L(T) + h^m) (-\frac{p_v \alpha_T}{\rho_l r_v T} + \frac{\epsilon}{r_v T}) + \frac{p_t \alpha_T}{\rho_l})$
A_{Ta}	$A_{Ta} = -\epsilon$
B_{Tt}	$B_{Tt} = \lambda^*$
B_{Tv}	$B_{Tv} = (L(T) + h^m) (\frac{\pi_v^*}{p_t})$
B_{Ta}	$B_{Ta} = (L(T) + h^m) (\omega_{mv} K_t - \frac{\pi_v^* p_v}{p_t^2})$

Table 3: Detailed of the model's coefficients appearing in the compacted version

170 These compacted equations reveal sixteen blocks (A_{xy} and B_{xy}). Our methodology proposes to multiply the blocks and divide them by a factor of 5. Then, we analyze the impact of these changes on the calculated variables (T , p_v and RH), in terms of amplitude, time shift and mean value. We propose a progressive approach in three steps.

175 The first step consists of comparing the simulation results of SYRTHES with
 and without the changes in order to identify the most influencing blocks. The
 second step consists of identifying which physical characteristics appearing in
 the influencing blocks could be modified to change and improve the simula-
 tion results. The third step consists of identifying the direction in which these
 180 properties should be modified to approach the experimental results.

5. Results

5.1. First step : Influencing and non-influencing blocks

In this analysis the sixteen blocks of the three equations were divided and multiplied by 5 to analyze their impact on the simulation results.

Comparison with SYRTHES' basic version : This first comparison allows to identify the influencing and non-influencing blocks. For the configuration studied in this paper, it appears that 10 of the 16 blocks have a very weak influence on the calculated parameters (T , p_v , and RH). These blocks are highlighted in the following equations :

$$A_{Vt} \frac{dT}{dt} + A_{Vv} \frac{dp_v}{dt} = \vec{\nabla} \cdot (\boxed{B_{Vt}} \vec{\nabla} T + B_{Vv} \vec{\nabla} p_v + \boxed{B_{Va}} \vec{\nabla} p_t) \quad (7)$$

$$\boxed{A_{At}} \frac{dT}{dt} + \boxed{A_{Av}} \frac{dp_v}{dt} + \boxed{A_{Aa}} \frac{dp_t}{dt} = \vec{\nabla} \cdot (\boxed{B_{Av}} \vec{\nabla} p_v + \boxed{B_{Aa}} \vec{\nabla} p_t) \quad (8)$$

$$A_{Tt} \frac{dT}{dt} + \boxed{A_{Tv}} \frac{dp_v}{dt} + \boxed{A_{Ta}} \frac{dp_t}{dt} = \vec{\nabla} \cdot (B_{Tt} \vec{\nabla} T + B_{Tv} \vec{\nabla} p_v + \boxed{B_{Ta}} \vec{\nabla} p_t) \quad (9)$$

Fig. 7 illustrates this statement for RH calculation. Fig. 8 presents the relative differences between RH calculations with changed and unchanged blocks. This relative difference is calculated as :

$$Relative\ Difference(\%) = 100 \times \frac{RH_{changedblock}(\%) - RH_{basicversion}(\%)}{RH_{basicversion}(\%)} \quad (10)$$

It can be seen that the modification of each of these 10 blocks results in calculated RH values that don't change by more than 0.1%.

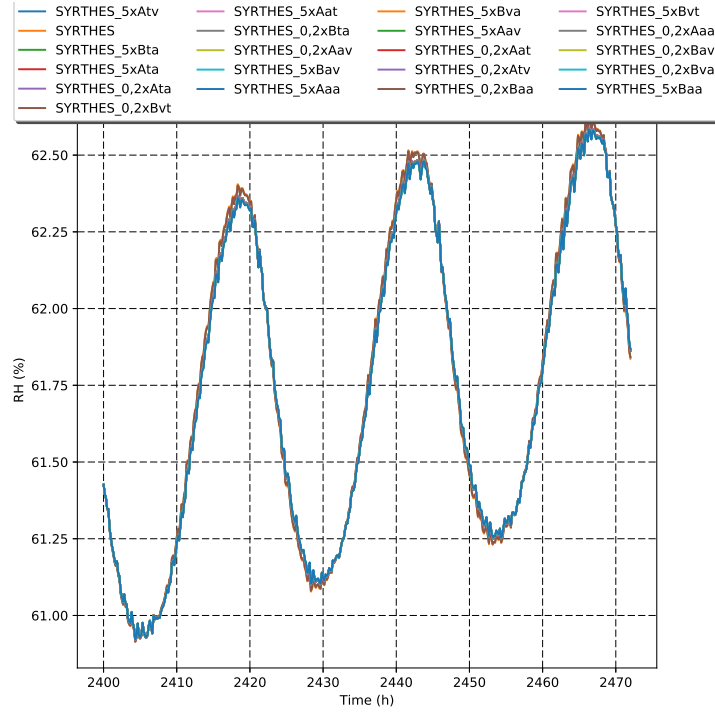


Figure 7: RH comparison between the non-changed simulation and simulations with modified non-influencing blocks in position $S2$ (20 mm)

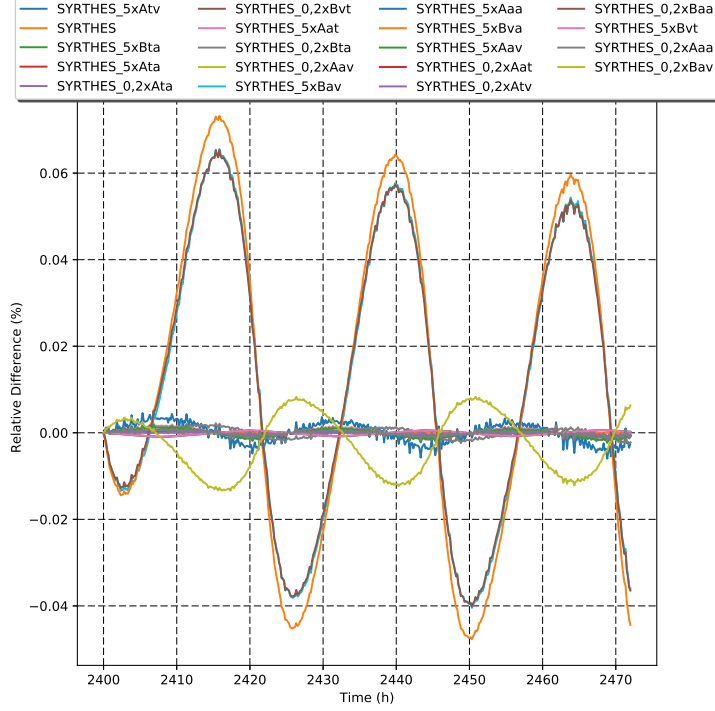


Figure 8: RH relative difference between the non-changed SYRTHES and the non-influencing blocks at 20 mm

Comparison with the experimental results : the six remaining blocks (A_{Vt} , A_{Vv} , B_{Vv} , A_{Tt} , B_{Tt} and B_{Tv}) have demonstrated a more significant influence on the calculated parameters. They will be studied accurately to highlight the changes (increase or decrease the value of the block) that can have a positive influence on the simulated results ;

5.2. Second step : Identification of the physical properties which could help to improve simulation results

The impact of the six influencing blocks on the main three parameters (amplitude, time shift and mean value) has been summarized in table (4) for blocks of the water vapor conservation equation, and in table (5) for the blocks of

the heat conservation equation (According to the previous analysis, the dry
 air conservation equation has no influence on the studied configuration). The
 200 arrows in the fifth, sixth and seventh columns show if changing the block in-
 creases/decreases or doesn't change the concerned parameter (amplitude, time
 shift, and the mean value) compared to the basic version of SYRTHES. Regard-
 ing what is expected to reduce the gap between simulation and experimental
 results in table (2), these changes are considered as positive (P) or negative (N).

Equation	Block		Compared parameters	T(°C)	P _v (Pa)	RH(%)	Compliance with expected impact (P/N)		
							T(°C)	P _v (Pa)	RH(%)
Water mass conservation	A _{V_t}	×5	Amplitude	↓	↑	↑	P	N	P
			Time shift	-	-	-	P	N	N
			Mean value	↑	↓	↓	N	P	P
		/5	Amplitude	↑	↓	↑	N	P	P
			Time shift	-	-	→	P	N	N
			Mean value	↓	↑	↑	P	N	N
	A _{V_v}	×5	Amplitude	↑	↓	↑	N	P	P
			Time shift	→	-	→	N	N	N
			Mean value	↓	↑	↑	P	N	N
		/5	Amplitude	↓	↑	↑	P	N	P
			Time shift	-	-	←	P	N	P
			Mean value	↑	↓	↓	N	P	P
	B _{V_v}	×5	Amplitude	↑	↓	↑	N	P	P
			Time shift	-	←	←	P	P	P
			Mean value	↓	↑	↑	P	N	N
		/5	Amplitude	↑	↓	↓	N	P	N
			Time shift	-	←	-	P	P	N
			Mean value	↑	↓	↓	N	P	P

Table 4: Analysis of the impact of the water mass conservation equation's influencing blocks

Equation	Block		Compared parameters	T(°C)	P _v (-)	RH(-)	Compliance with expected impact (P/N)		
							T(°C)	P _v (Pa)	RH(%)
Heat conservation	A _{Tt}	×5	Amplitude	↓	↓	↑	P	P	P
			Time shift	→	→	→	N	N	N
			Mean value	-	-	↓	N	N	P
		/5	Amplitude	↑	↑	↓	N	N	N
			Time shift	←	←	←	N	P	P
			Mean value	-	-	-	N	N	N
	B _{Tt}	×5	Amplitude	↑	↑	-	N	N	N
			Time shift	←	←	←	N	P	P
			Mean value	↓	↑	↑	P	N	P
		/5	Amplitude	↓	↓	-	N	N	N
			Time shift	→	→	→	N	N	N
			Mean value	↑	↓	↓	N	P	P
	B _{Tv}	×5	Amplitude	↓	↓	↓	P	P	N
			Time shift	←	-	→	N	N	N
			Mean value	↓	↓	↓	P	P	P
		/5	Amplitude	↑	↑	↑	N	N	P
			Time shift	-	-	←	P	N	P
			Mean value	↑	↑	↑	N	N	N

Table 5: Analysis of the impact of the heat conservation equation's influencing blocks

From this analysis, we can conclude that :

- A_{Vt}, B_{Vv}, A_{Tt} and B_{Tt} values should be increased to approach the experimental results;
- A_{Vv} and B_{Tv} values should be decreased to approach the experimental results;

What does it mean in term of hygrothermal characteristics ?

. The expressions of the blocks (table 3) show the hygrothermal properties which appear in each block. Then these properties might be concerned by the changes mentioned above, and contribute to close the gap between experimental and simulation results.

- For the blocks that should be increased :

- $A_{Vt} = \frac{-\alpha_T p_v (L(T) + h^m)}{r_v T^2} - \frac{\epsilon p_v}{r_v^2 T^2}$. Two uncertain properties appear in this block the slope of the sorption isotherm α_T and the heat of sorption h^m . According to this expression, the increase of these two properties could change the simulation results in a positive direction ;

- $B_{Vv} = \frac{\pi_v^*}{p_t} + K_l \frac{\rho_l r_v T}{p_v}$. Two uncertain properties appear in this block the water vapor diffusion coefficient π_v^* and the permeability to liquid water K_l . Here again, it appears that the increase of those properties could lead to more positive results ;

- $A_{Tt} = (\rho_s C_s + \tau_v C_l - \tau_v h_p + \epsilon \rho_v (C_l + \frac{dL(T)}{dT}) + \epsilon \rho_{as} C_{pas} - (L(T) + h^m) (\frac{\beta_p p_v}{\rho_l r_v T} + \frac{\epsilon p_v}{r_v T^2}) + \frac{p_t \beta_p}{\rho_l})$; with $\beta_p = \frac{-\alpha_T p_v (L(T) + h^m)}{r_v T^2}$. As for A_{Vt} , α_T and h^m appear as uncertain properties. And here again, their increase could have a positive impact ;

- $B_{Tt} = \lambda^*$. To increase this block, we should increase the value of the thermal conductivity of the humid material λ^* ;

- For the blocks that should be decreased :

- $A_{Vv} = \alpha_T + \frac{\epsilon}{r_v T}$. Again, the slope of the isotherm appears in another block in the conservation of water mass equation α_T . However, in this block, the decrease of this characteristic allows to change the simulated results in the positive direction ;

- $B_{Tv} = (L(T) + h^m) (\frac{\pi_v^*}{p_t})$. Two hygrothermal characteristics figure in this block h^m and π_v^* . By analyzing the expression of this block, these two parameters must decrease to reduce the differences between measured and simulated results ;

The analysis of the blocks allows to identify five hygrothermal uncertain properties that their changes would allow to reduce the gap between the simulated and measured results :

- The thermal conductivity of the humid material : λ^* ;
- The liquid water permeability : K_l ;
- The complementary heat of sorption : h^m ;
- The slope of the sorption isotherm : α_T ;
- The water vapor diffusion coefficient : π_v^* ;

Nevertheless, the desirable variations of these hygrothermal properties (see table 6) is not always straight forward. Some of them (α_T , h^m and π_v^*) must increase in one block but decrease in another.

The hygrothermal property	The expected change
λ^*	must increase in A_{Vt}
	must increase in B_{Tt}
K^l	must increase in B_{Vv}
h_m	must increase in A_{Tt}
	must decrease in B_{Tv}
	must increase in A_{Vt}
α_T	must decrease in A_{Vv}
	must increase in A_{Tt}
	must increase in A_{Vt}
π_v^*	must increase in B_{Vv}
	must decrease in B_{Tv}

Table 6: The expected changes of SYRTHES to reduce the difference between experimental results and simulation

5.3. Third step : Direction of modification of the properties

Obviously, dilemmas appear for α_T , h^m and π_v^* , which should increase and decrease at the same time to improve the simulation results. In order to highlight the impact of each coefficient in each block, a more detailed approach is proposed. It consists in analyzing the model's response by changing the values of these coefficients (As the analysis at the scale of the blocks, we propose to multiply and divide these coefficients by a factor 5) directly in the concerned blocks.

The thermal conductivity of the humid material (λ^*) : This parameter represents the thermal conductivity of the humid material and it increases with the moisture content of the material. According to Tab. 6, this property needs to be increased to improve the simulations results. There are two possible reasons for an inaccurate (or false) value of this characteristic :

- Experimental : The measurement of the thermal conductivity of a humid material is rather delicate because it must be fast to avoid moisture displacement during the test. Therefore, it may be inaccurate.
- Modeling : The λ^* is often expressed in terms of τ_v in the simulation tools to take into account the dependence between these two coefficients. The possible underestimation of τ_v during the simulations could lead to a mechanical underestimation of λ^* .

The liquid water permeability (K_l) : For the configuration presented in this paper, this parameter is null. Indeed, it is common to neglect liquid water contribution when the configuration stays inside the hygroscopic domain. But, it is not yet known if, even in these conditions, a liquid transfer could exist. It is known that apparent water vapor diffusion coefficient measured by the cup test method tends to increase when average relative humidity increases. And this evolution is often attributed to a beginning of liq-

uid transfer. it is possible that this phenomena is not well represented in simulations. However, this coefficient can only increase.

The complementary heat of sorption (h^m) : The value of this parameter is greater than or equal to zero. In our simulations it has been neglected and set to zero.

According to Tab. 6, h^m must decrease in two blocks (A_{Tt} and B_{Tv}) and increase in a third one (A_{Vt}). By noting that this coefficient can only increase two questions arise. What will allow us to approach the experimental results ? Increase this parameter or keep it zero ?

To answer this question, we increase the value of this coefficient in these three blocks to see if this change allows to get closer to the experimental results. We will replace $h^m=0$ by $50\% \times L(T)$ to study the impact of increasing it on the calculated relative humidity.

Fig. 9 shows a comparison between experimental results and two simulations results : one with a zero value for h^m and the second one with a changed value of h^m in the three identified blocks (A_{Tt} , B_{Tv} and A_{Vt}). We notice on this figure that the increase of the value of this coefficient allows to calculate relative humidities which are closer to the experimental results than those calculated with a null value of h^m . Obviously, increasing this parameter helps to close the gap between experimental and simulated results.

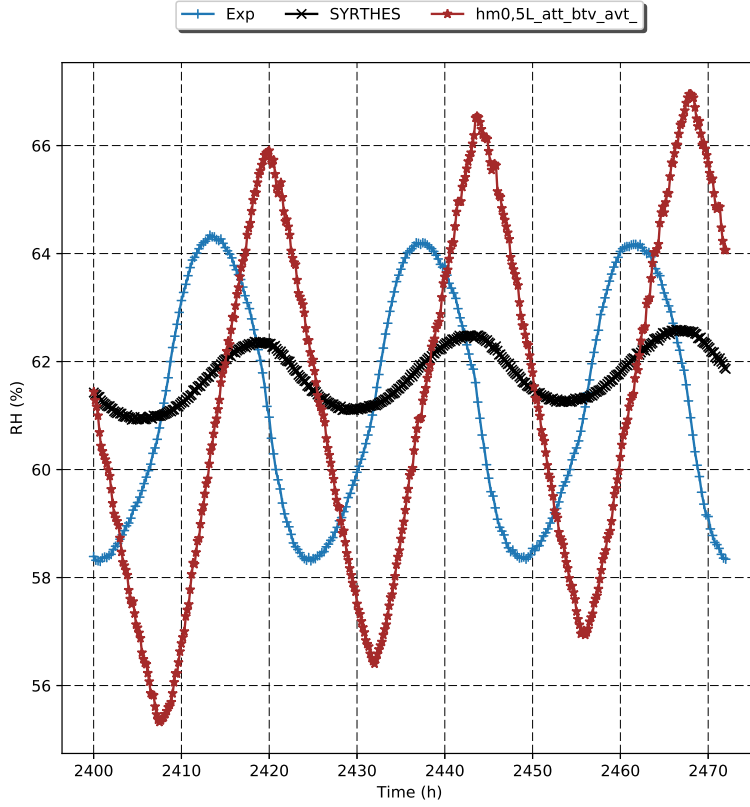


Figure 9: RH evolutions in position $S2$ (20 mm). Impact of a non-zero heat of sorption (h^m)

The slope of the sorption isotherm (α_T) : According to Tab. 6, α_T must decrease in two blocks (A_{Tt} and A_{Vv}) and increase in a third one (A_{Vt}). To solve this dilemma, we increase and decrease the value of this coefficient in these three blocks to see which change allows to get closer to the experimental results. We will divide and multiply α_T by 5 and study the impact of both changes on the calculated relative humidity.

Fig. 10 shows a comparison between experimental results and three simulations : the initial simulation, the second one with an increased value

310 of the slope of the isotherm ($5 \times \alpha_T$) and the third one with a decreased
 value of the slope of the isotherm ($0.2 \times \alpha_T$). We notice on this figure that
 decreasing this coefficient allows to calculate relative humidities which are
 closer to the experimental results than those calculated with the initial or
 the increased values. Then it seems that the dilemma appearing in Tab.
 315 6 can be resolved, and that the most favorable evolution is an increase of
 α_T . This might be a consequence of a modeling adaptation taking into
 account the sorption hysteresis.

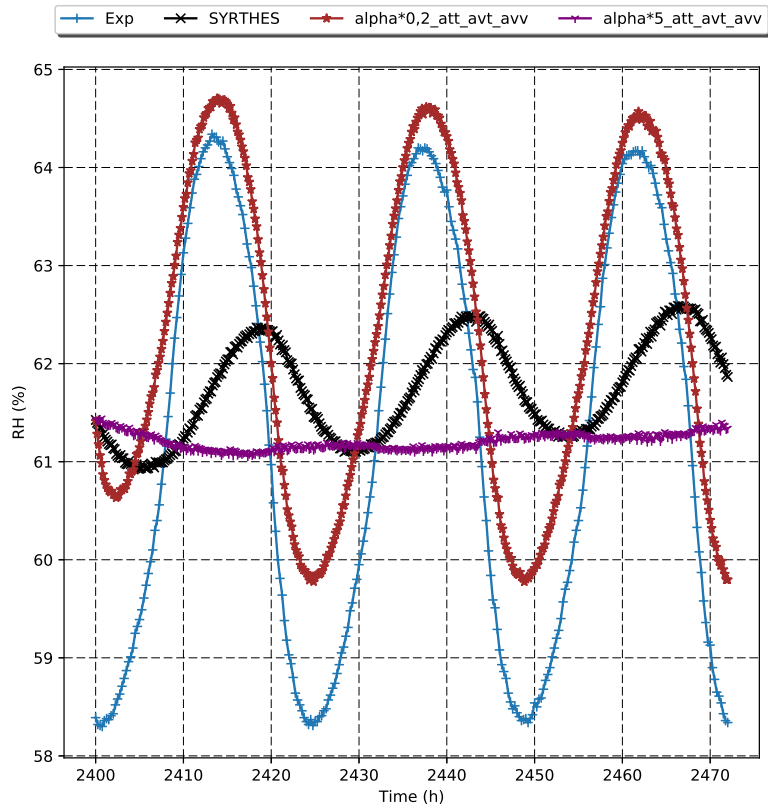


Figure 10: RH evolutions in position $S2$ (20 mm). Impact of the slope of isotherm (α_T)

The water vapor diffusion coefficient (π_v^*) : According to Tab. 6, π_v^* must decrease in the block B_{Tv} and increase in B_{Vv} .

320 As for α_T , we propose to solve this dilemma by increasing and decreasing the values of this coefficient in these blocks to estimate the impact of these changes on the simulation results. Here again, the π_v^* value will be divided and multiplied by 5.

325 Fig. 11 clearly shows that increasing π_v^* allows approaching the experimental results for RH and obviously yields better results than decreasing its value. Indeed, the fact that this analysis shows that π_v^* is underestimated is in total coherence with the doubts that we have concerning this hygrothermal property. A detailed analysis of the most used experimental method to measure this characteristic (the cup test method) has allowed
330 to demonstrate that a systematic underestimation of this parameter could occur in the experimental measurement of this parameter.

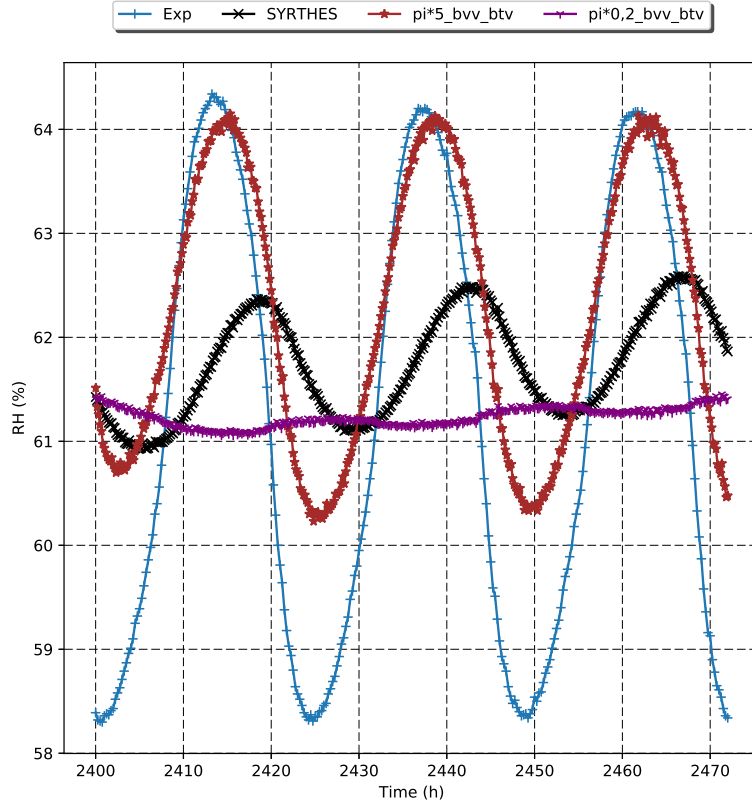


Figure 11: RH evolutions in position $S2$ (20 mm). Impact of the diffusion coefficient π_v^*

6. Conclusions

The coupled heat and mass transfer models have a complex structure and integrate a lot of physical characteristic whose impact can't be easily evaluated.

335 Measurements carried out in the Hygro-Bat project have demonstrated that non-negligible deviations appear in the simulation results especially for relative humidity.

Then our main objective is to seek for models adaptations which could reduce

the discrepancies between experimental and simulated results. To overcome
 340 the complexity of the model, we propose a three steps methodology which pro-
 gressively leads to desirable measures. In the first step influencing and non-
 influencing blocks are identified. In the second step, we highlight the physical
 characteristics which could be changed to contribute to simulations improve-
 ment. And in the last step, the most favorable directions of modifications can
 345 be determined.

This study has identified five hygrothermal properties which can contribute to
 simulations improvement : the liquid water permeability (K_l), the complemen-
 tary heat of sorption (h^m), the slope of the sorption isotherm (α_T), and the
 water vapor diffusion coefficient (π_v^*).

350 The proposed changes are well supported by various physical considerations.
 But this proposal needs to be strengthened for each characteristic, and espe-
 cially for three of the (h^m , α_T and π_v^*). These analysis will be described in
 separate papers that still under construction.

References

355 References

- [1] T. Duforestel, Des transferts couplés de masse et de chaleur à la conception
 bioclimatique: près de 30 ans de recherches sur l'efficacité énergétique des
 bâtiments. (2015).
- [2] J. Virgone, Vers une méthode de conception hygro-thermique des batiments
 360 performants – hygro-bat (2014).
- [3] Cerema, Projet humibatex : Comment prédire les désordres causés par
 l'humidité ? quelles solutions techniques pour rénover le bâti existant ?
- [4] Humidité dans la construction : 12 enseignements à connaitre , Tech. rep.,
 AQC. Pôle Observation. Dispositif REX Bâtiments performants. (2016).
- 365 [5] H. Glaser, Graphisches Verfahren zur Untersuchung von Diffusionsvor-
 gänge., Vol. 10, Kalfetechnik, 1959, pp. 345–349.

- [6] J. R. Philip, D. A. De Vries, Moisture movement in porous materials under temperature gradients, *Eos, Transactions American Geophysical Union* 38 (2) (1957) 222–232. doi:<https://doi.org/10.1029/TR038i002p00222>.
 370 URL <https://agupubs.onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1029/TR038i002p00222>
- [7] A. Luikov, Heat and mass transfer in capillary-porous bodies, Vol. 1 of *Advances in Heat Transfer*, Elsevier, 1964, pp. 123–184. doi:[https://doi.org/10.1016/S0065-2717\(08\)70098-4](https://doi.org/10.1016/S0065-2717(08)70098-4).
 375 doi:[https://doi.org/10.1016/S0065-2717\(08\)70098-4](https://doi.org/10.1016/S0065-2717(08)70098-4).
- [8] C. Rode, P. Hansen, K. Hansen, Combined heat and moisture transfer in building constructions, Ph.D. thesis, Technical University of Denmark, Lyngby (September 1990).
- [9] P. Crausse, Etude fondamentale des transferts couplés de chaleur et d’humidité en milieu poreux non saturé, Ph.D. thesis, Institut National Polytechnique de Toulouse, Toulouse, France (1983).
 380
- [10] A. Karagiozis, Wufi-ornl/ibp hygrothermal model, 2001.
- [11] Wufi, <https://wufi.de/>.
- [12] Delphin, <http://bauklimatik-dresden.de/delphin/documentation.php>.
- [13] M. Woloszyn, N. Pierrès, Y. Kedowidé, J. Virgone, A. Trabelsi, Z. Slimani, E. Mougél, R. Reymond, H. Rafidiarison, P. Perre, F. Pierre, R. Belarbi, I. Nabil, K. Abahri, T. Bejat, A. Piot, E. Wurtz, T. Duforestel, M. Colmet Daâge, O. Legrand, Vers une méthode de conception hygro-thermique des batiments performants: démarche du projet hygro-bat, Conference IBPSA France, Arras, France, 2014.
 385
 390
- [14] Syrthes, [//rd.edf.com/syrthes](http://rd.edf.com/syrthes).
- [15] M. MAINGUY, Modèles de diffusion non linéaire en milieux poreux. applications à la dissolution et au séchage des matériaux cimentaires, Ph.D. thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, France (1999).

- 395 [16] A. Tveit, Measurements of moisture sorption and moisture permeability of porous materials, no. 45, Oslo, Norway, 1966.
- [17] MACHA, Définir l'impact des transferts de masse sur les transferts de chaleur (2010).
- [18] SmartRéno, Le projet smart réno, <https://smart-reno.recherche.univ-lr.fr/>.
- 400 [19] TRNSYS, A transient systems simulation program, <https://sel.me.wisc.edu/trnsys/> (2017).
- [20] EnergyPlus, Energyplus, <https://energyplus.net/>.
- [21] V. Baroghel-Bouny, M. Mainguy, O. Coussy, Isothermal drying process in weakly permeable cementitious materials - assessment of water permeability, 1999, pp. 59–80.
- 405 [22] M. Mainguy, O. Coussy, V. Baroghel-Bouny, Role of air pressure in drying of weakly permeable materials, *Journal of Engineering Mechanics* 127 (2001) 582–592. doi:doi:10.1061/(ASCE)0733-9399(2001)127:6(582).
- [23] S. Zohoun, E. Agoua, G. Degan, P. Perré, An experimental correction proposed for an accurate determination of mass diffusivity of wood in steady regime, *Heat and Mass Transfer* 39 (2003) 147–155. doi:10.1007/s00231-002-0324-9.
- 410 [24] P. Rousset, P. Perré, P. Girard, Modification of mass transfer properties in poplar wood (p. robusta) by a thermal treatment at high temperature, *Holz als Roh- und Werkstoff* 62 (2004) 113–119. doi:10.1007/s00107-003-0459-5.
- 415 [25] A. Tarmian, R. Remond, H. Dashti, P. Perré, Moisture diffusion coefficient of reaction woods : Compression wood of picea abies l. and tension wood of fagus sylvatica l. 46 (2012) 405–417. doi:https://doi.org/10.1007/s00226-011-0413-3.
- 420

- [26] O. Vololonirina, M. Coutand, B. Perrin, Characterization of hygrothermal properties of wood-based products – impact of moisture content and temperature, *Construction and Building Materials* 63 (2014) 223–233. doi:<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.04.014>.

425

URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0950061814003316>

Chapitre 5

L'hystérésis de sorption de l'eau

5.1 Introduction

Plusieurs modèles des transferts couplés de chaleur et de masse ont montré leurs limites pour reproduire des situations complexes comme les conditions cycliques avec des matériaux très hygroscopiques. Divers hypothèses existent pour expliquer les écarts souvent observés entre les simulations et les résultats expérimentaux. La non-prise en compte de l'hystérésis de sorption pour calculer le taux d'humidité des matériaux dans les outils de modélisation hygrothermique est l'un des points faibles identifiés.

En effet, les matériaux poreux placés dans un environnement isotherme qui change d'humidité relative, verront leurs taux d'humidité augmenter ou diminuer selon les variations de l'ambiance. La relation entre le taux d'humidité et l'humidité relative des matériaux représentent un équilibre qui se mesure à l'aide de courbes isothermes de sorption. Cependant, ce processus d'humidification/séchage connaît un phénomène d'hystérésis qui se traduit en pratique, non par une courbe d'équilibre, mais par une infinité de courbes pour calculer le taux d'humidité d'un matériau selon l'humidité relative environnante. Dans ce contexte, l'approche à privilégier est de passer par la modélisation de ce phénomène pour déterminer les taux d'humidité des matériaux correspondant aux variations de l'environnement. Malgré la diversité des modèles proposés dans la littérature pour prendre en compte ce phénomène, il est souvent négligé dans les outils de simulation des transferts couplés. On utilise souvent l'une des courbes principales ou la moyenne des deux pour calculer les taux d'humidité dans les outils numériques.

Actuellement dans l'outil de modélisation hygrothermique SYRTHES développé et utilisé par EDF R&D, on calcule les taux d'humidité des matériaux par une courbe moyenne des courbes principales. Et on souhaite améliorer la détermination de ce paramètre en prenant en compte le phénomène d'hystérésis pour augmenter l'inertie hydrique. En effet, une inertie forte permet d'améliorer les résultats de modélisation hygrothermique. Dans l'article qui suit, nous avons commencé par une revue de littérature pour repérer un modèle adapté aux besoins de l'outil et permettant de bien prédire les courbes intermédiaires. Ce modèle a été intégré dans SYRTHES et nous avons comparé les résultats de simulations avec des résultats expérimentaux. Cette comparaison a montré que le modèle intégré ne permet pas de changer sensiblement les résultats. L'analyse de cette comparaison et du modèle d'hystérésis utilisé ont mené à une proposition de modification de ce dernier. La version transformée du modèle d'hystérésis a été ensuite intégrée dans SYRTHES et comparée aux résultats expérimentaux. Avec le modèle modifié, le changement est plus marqué, on arrive à se rapprocher de l'expérimental. Cependant, cette seule adaptation ne permet pas de réduire tous les écarts observés.

L'analyse des paramètres qui changent avec l'intégration du phénomène d'hystérésis dans SYRTHES a permis de comprendre l'effet observé sur les différents potentiels calculés. Elle a ainsi souligné le rôle et l'importance d'un autre coefficient hygrothermique, la chaleur de sorption supplémentaire.

Ce travail a été publié dans **Heat and Mass Transfer** le 11 avril 2022.

Water sorption hysteresis and coupled heat and moisture transfer

Imane Oubrahim^{1,2,3*}, Thierry Duforestel^{1,3†} and Rafik Belarbi^{2,3†}

^{1*}TREE, EDF R&D Lab Les Renardières, Moret-sur-Loing, 77818, France.

²LaSIE, UMR 7356, CNRS, La Rochelle Université, Avenue Michel Crépeau, La Rochelle Cedex 1, 17042, France.

³4ev Lab, CNRS, Université de La Rochelle, Electricité de France EDF, Avenue Michel Crépeau, La Rochelle Cedex 1, 17042, France.

*Corresponding author(s). E-mail(s): oubrahimimane@gmail.com;
Contributing authors: thierry.duforestel@edf.fr;
rbelarbi@univ-lr.fr;

[†]These authors contributed equally to this work.

Abstract

In the present work, the impact of water sorption hysteresis on the coupled heat/moisture transfer of building materials is investigated. After a review of the literature, the independent model of Mualem was identified and integrated into a simulation tool for coupled transfers. Then, a comparison between the simulation (with and without hysteresis) and experimental results was carried out for temperature, partial vapor pressure and relative humidity. This comparison shows that the integration of Mualem changes slightly the simulations. Further, this model was modified and integrated into the same tool. The modified model improves the simulations and reduces the relative humidity error by **2%** (***RH*** presents the highest error compared to other parameters). Finally, an analysis of the results obtained is conducted. This analysis made it possible to identify another hygrothermal parameter which often neglected and could impact the hygrothermal modeling: the complementary sorption heat.

Keywords: Sorption hysteresis, hygrothermal modeling, heat and mass transfers, moisture, modeling

66

1 Introduction

Heat transfer is commonly encountered in various industries ([1–5]) and other aspects of life, and you don’t have to look far to see some application areas of heat transfer. Detailed knowledge of heat transfer mechanisms is also essential for the construction of a building ([6–8]). Indeed, a building is composed of porous materials allowing the transfer of energy. The mastery of the transfer mechanisms through these materials is necessary ([9–11]).

In addition to heat transfer in the materials composing the building envelopes, mass transfer is also present and important in the design of the latter. Often these two transfers are considered separately. But, several studies have proved the importance of coupling both transfers in building envelope components [12–15]. Especially in renovation cases.

Given the importance of hygrothermal modeling in buildings conception, several research projects have been carried out to develop reliable tools and methods to qualify and quantify innovative technical solutions using moisture transfer through materials [16]. The HYGRO-BAT project [17] in 2015 is one of them. This project aimed at evaluating the precision of the numerical modeling approaches by comparing the numerical results with the experimental data (one of the tested tools was SYRTHES [18] developed by EDF R&D) in dynamic solicitations on hygroscopic materials. In the experimental part of this project, four configurations of wood fiber panels were tested, with three types of boundary conditions (isotherm, non-isotherm, and dynamic) by changing two physical parameters: Temperature and relative humidity. The temperature and relative humidity were then measured at three positions of the panel (20mm, 40mm, and 60mm). The comparison between the numerical tools used by the different participants and experimental results in dynamic conditions showed:

- The different numerical tools show similar responses;
- these responses compared to experimental results were acceptable regarding temperature (T)(Fig 1) and water vapor pressure (p_v) (Fig. 2) but showed non-negligible gaps regarding the relative humidity (RH) (Although relative humidity is a function of p_v and T which appear as correctly simulated) (Fig. 3);
- Small gaps for p_v and T can result in large gaps for RH ;

The lack of amplitude and the shift of the simulated relative humidity are caused by the synchronization in time between partial vapor pressure and temperature. The non-consideration of water sorption hysteresis phenomenon in SYRTHES, with such cyclic solicitation, is suspected of causing the slopes of the isotherms to be too high. Thus, an excess of hydric inertia.

In the current paper, the consideration of the sorption hysteresis in the SYRTHES tool to reduce the gap observed in the relative humidity is investigated. To do this, the independent model of Mualem [19] to predict intermediate sorption loops was identified in the literature and integrated into

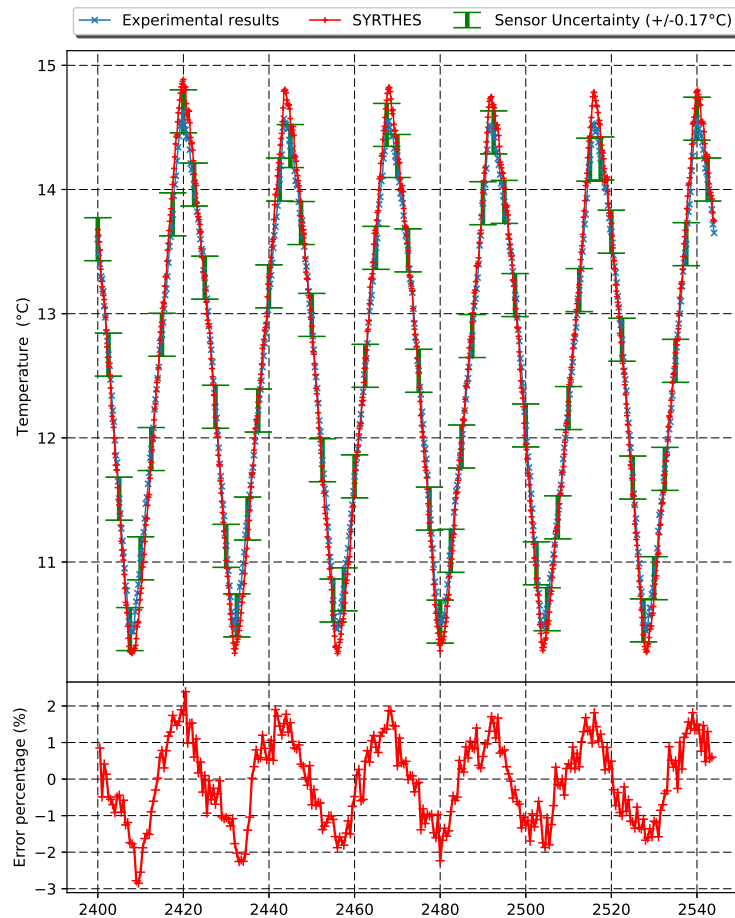


Fig. 1 The temperature at 20mm from the outer surface of the wall

the hygrothermal modeling tool. Afterwards, the comparison with the experimental for the same cyclic conditions showed that the integration of Mualem does not reduce the gap in relative humidity. A modified version of this model has been proposed to reduce the slope calculated with Mualem, which is the parameter impacted by taking into account the water sorption hysteresis. This change reduced the gaps but not enough to close them. These results led us to analyze the physical model used to simulate the coupled transfers to better understand and interpret them. This analysis will identify the net isotheric sorption heat as another coefficient to be reconsidered to reduce the observed gap.

2 State of the art

The moisture content of a material is related to the relative humidity and temperature of its environment. It also depends on the history of RH and T

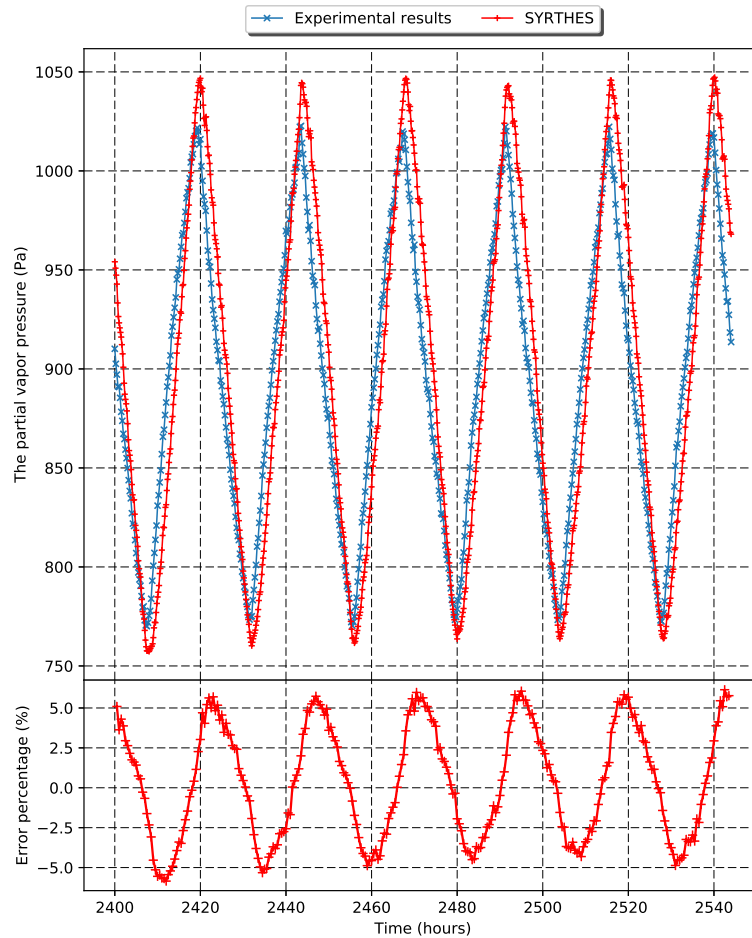


Fig. 2 The vapor pressure at 20mm from the exterior surface of the wall

change underwent by the material [20]. Consequently, in an isotherm environment, the moisture content may have different values for the same water potential (relative humidity, capillary pressure, suction, etc.). The curves describing the moisture content evolution as a function of a water potential are called desorption isotherms when the relative humidity is decreasing and the material is drying out, and adsorption isotherms when the relative humidity is increasing and the water is filling the material.

Actually, there is an infinite number of ads/desorption curves to represent the moisture content variation in the material. It is common to distinguish between main isotherms: main adsorption (starting with a 0% relative humidity) and main desorption (starting with a 100% relative humidity), and intermediate curves: the ones inside the main isotherms for incomplete cycles (starting with values between 0% and 100% of relative humidity).

In real-life conditions, building materials undergo incomplete cycles of adsorption and desorption. Therefore, it is important to predict the sorption curves for every potential situation. Then the modeling of water sorption hysteresis

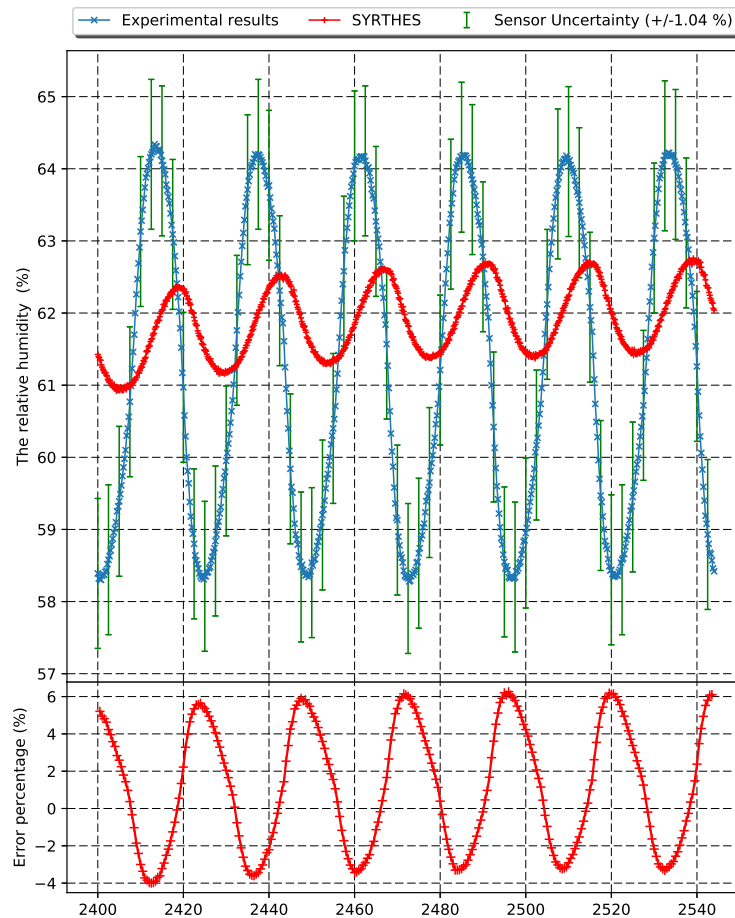


Fig. 3 The relative humidity at 20mm from the outer surface of the wall

seems indispensable to estimate the moisture content evolution of every situation.

Several models exist in the literature to accurately predict main isotherms as well as scanning ones. These models were firstly developed for soils and later validated for other types of materials like cementitious ones.

Models to fit the main isotherms: Empirical mathematical models can be used to represent the main isotherms. These models include coefficients that should be defined by fitting equations to experimental results. Many fitting models ([21], [22]) can be found in the literature, like the Van Genuchten 3 and 2 model [23], Fredlund and Xing model [24] (a modified version of the Van Genuchten 2), and Durner's [25].

Models to predict intermediate curves: In the literature, the models can be classified into two different categories ([21],[22]):

- Empirical or mathematical models: They are based on fitting the shapes of experimental water vapor isotherms. Several types of empirical models exist in the literature: linear models [26], the first or point method models, the slope method models [27] and incremental models. The last ones assume there is a relation between the differential of $\theta(RH)$ on the scanning curve and the differential of the moisture content on the main isotherm [28]. These models do not include the water loading history of the material. Therefore, knowledge of the previous moisture content is enough to calculate the actual moisture content. However, neglecting the physics behind the hysteresis phenomenon in these models can cause the scanning curves to exceed the main isotherms. This overshooting is called “The pumping effect” or “The pumping errors”. Hence, to correct this numerical problem, [29] suggests “The gripped-box” model that allows limiting the scanning curves inside the main ones. They developed this model for lignocellulosic materials.
- Conceptual or domain models: they predict the scanning curves using the diagram of water distribution in the pores. One can categorize these models into two families: Independent domain models. They consider that one pore can only be empty or filled. Many models exist in the literature like: Enderby (1955) [30], Preisach (1935) [31], and the Néel diagram (1942, 1943) [32], Philip 1964 [33], Mualem 1973 and 1974 [34] [19], Topp, Parlange and Everett [35] and Poulovassilis [36]. And dependent domain models that include the dependence between pores. These models represent the relation between the state of pores by two weighting coefficients of the water distribution function; p_d and p_w (d for desorption and w for wetting). The coefficient p_d (or p_w) represents the ratio of really dry (or filled) pores to the ones assumed dry (or filled) in the independent domains theory. Among these models, Mualem and Dagan’s model-III (1975) [37], Mualem and Miller’s model-III (1979)[38], Mualem (1984b)[39], Hogarth et al. (1988) [40], Poulovassilis and Childs (1971)[41] can be quoted.

The review articles [21] and [22] have been analyzed to choose hysteresis models that could be integrated into SYRTHES for predicting the moisture content evolutions during hygrothermal simulations. The first paper [21] compares and validates hysteresis models for sands and soils, while [22] validates almost the same models for cementitious materials. According to these references Mualem independent model [19] (for conceptual models) and Li model [28] (for empirical ones) are considered as efficient for intermediate curves’ prediction.

For this work, the Mualem’s independent model was chosen to avoid pumping errors and chiefly to predict scanning curves and loops using the main isotherms only (which are easily accessible to measure experimentally).

Mualem’s independent model defines every intermediate curve by a starting point (RH, θ) , which is the point where the direction of evolution changes.

Mualem's equations:

- Wetting after a series of alternating processes (N processes) of drainage and imbibition is given by:

$$\theta(RH) = \theta_w(RH) + [\theta_w(RH_{N-1}) - \theta_w(RH)] \frac{\theta_d(RH_N) - \theta_w(RH_N)}{\theta_u - \theta_w(RH_N)} + \sum_{i=1}^{(N/2)-1} [\theta_w(RH_{2i-1}) - \theta_w(RH_{2i+1})] \frac{\theta_d(RH_{2i}) - \theta_w(RH_{2i})}{\theta_u - \theta_w(RH_{2i})}, \quad (1)$$

- Drainage after a series of alternating processes (N processes) of drainage and imbibition is given by:

$$\theta(RH) = \theta_w(RH) + [\theta_w(RH_N) - \theta_w(RH)] \frac{\theta_d(RH) - \theta_w(RH)}{\theta_u - \theta_w(RH)} + \sum_{i=1}^{(N-1)/2} [\theta_w(RH_{2i-1}) - \theta_w(RH_{2i+1})] \frac{\theta_d(RH_{2i}) - \theta_w(RH_{2i})}{\theta_u - \theta_w(RH_{2i})}, \quad (2)$$

w : Wetting; d : Drainage; θ_u : Maximal moisture content.

3 Material and methods

3.1 Hygrothermal modeling

Originally, SYRTHES [18] (Système de Résolution de la THERmique Solide) was developed at EDF R&D for the pure thermal calculation of complex finite element structures in 2D and 3D. Its vocation was to couple with existing fluid thermal tools to integrate their results as boundary conditions of the solid problem and vice versa.

In its basic version, SYRTHES had a large variety of boundary conditions, including the possibility to compute the radiative exchange between external surfaces taking into account mask and screen effects. The formal similarity between the heat equation and the mass transfer equations (they are based on a diffusive formalism.) and the richness of the boundary conditions encouraged us to exploit this platform to integrate the coupled resolution of the heat, water mass, and dry air mass conservation equations. These features are now integrated into the current version of SYRTYHES [18]. The hypothesis included in these equations are [42]:

- The equations of state of the fluids included in the porous medium are assumed to be conserved. This hypothesis implies in fact that the interactions between the fluids and the solid are assumed to be concentrated in the interfaces;

- The gas phase is assumed to consist of an ideal mixture of two ideal gases, the water vapor and dry air. This assumption implies that each component of the mixture respects the ideal gas law ($p_i = \rho_i \times r_i \times T$ for $i = as$ and $i = v$) and that the sum of partial pressures is equal to the total pressure of the gas mixture;
- Everywhere in the porous medium and at every moment, all the phases present are in equilibrium. This imposes that at any point of the medium, the temperatures of all phases are permanently equal. It also means that the two phases of water which coexist in the medium are in thermodynamic equilibrium;
- Finally, to avoid an unnecessary complication, the skeleton is considered indeformable and chemically inert with respect to its environment. The main consequence of this assumption is that the dry porosity ϵ_0 remains constant.

To summarize, our physical model is represented by the following equations:

Water mass conservation equation:

$$\begin{aligned} (\beta_p - \frac{\varepsilon p_v}{r_v T^2}) \frac{dT}{dt} + (\alpha_T + \frac{\varepsilon}{r_v T}) \frac{dp_v}{dt} = \vec{\nabla} \cdot (K_l \rho_l (r_v \ln(\frac{p_v}{p_{sat}(T)}) - \frac{L(T)}{T}) \vec{\nabla} T \\ + (\frac{\pi_v^*}{p_t} + K_l \frac{\rho_l r_v T}{p_v}) \vec{\nabla} p_v + (\omega_{mv} K_t - \frac{p_v \pi_v^*}{p_t^2}) \vec{\nabla} p_t), \end{aligned} \quad (3)$$

Dry air mass conservation equation:

$$\begin{aligned} - \frac{(p_t - p_v)}{r_{as} T} (\frac{\beta_p}{\rho_l} + \frac{\varepsilon}{T}) \frac{dT}{dt} - \frac{1}{r_{as} T} (\frac{\alpha_t (p_t - p_v)}{\rho_l} + \varepsilon) \frac{dp_v}{dt} + \frac{\varepsilon}{r_{as} T} \frac{dp_t}{dt} \\ = \vec{\nabla} \cdot ((-\frac{\pi_v^* M_{as}}{p_t M_v}) \vec{\nabla} p_v + (\rho_{as} \frac{K k_{rg}}{\eta_t} + \frac{\pi_v^* p_v M_{as}}{p_t^2 M_v}) \vec{\nabla} p_t), \end{aligned} \quad (4)$$

Heat conservation equation:

$$\begin{aligned} (\rho_s C_s + \tau_v C_l - \tau_v h_p + \varepsilon \rho_v (C_l + \frac{dL(T)}{dT})) + \varepsilon \rho_{as} C_{pas} - (L(T) + h^m) (\frac{\beta_p p_v}{\rho_l r_v T} \\ + \frac{\varepsilon p_v}{r_v T^2}) + \frac{p_t \beta_p}{\rho_l} \frac{dT}{dt} + (-\tau_v h_T + (L(T) + h^m) (-\frac{p_v \alpha_T}{\rho_l r_v T} + \frac{\varepsilon}{r_v T}) + \frac{p_t \alpha_T}{\rho_l}) \frac{dp_v}{dt} \\ - \varepsilon \frac{dp_t}{dt} = \vec{\nabla} \cdot (\lambda^* \vec{\nabla} T + (L(T) + h^m) (\frac{\pi_v^*}{p_t}) \vec{\nabla} p_v + (L(T) + h^m) (\omega_{mv} K_t - \frac{\pi_v^* p_v}{p_t^2}) \vec{\nabla} p_t). \end{aligned} \quad (5)$$

4 Experimental

The experimental results have been obtained in the project: “HYGRO-BAT” (ANR-HABISOL 2010) [17]. Among a variety of tested configurations, one experiment concerned a wood fiber panel 80 mm x 1 m x 1 m (146 kg/m³).

The physical parameters (temperature, relative humidity) in this project were measured at the different locations (S1, S2, S3, S4 and S5) as indicated in the Figure 4. The sensors' precisions (Δx) used in this experiment are $\pm 1.8\%$ for the relative humidity and $\pm 0.3^\circ\text{C}$ for the temperature. The measurement uncertainty δx is calculated using: $\frac{\Delta x}{\sqrt{3}}$. And the relative uncertainty of measurement is $\frac{\delta x}{x}$.

The applied boundary conditions on the wall in the HYGRO-BAT project are

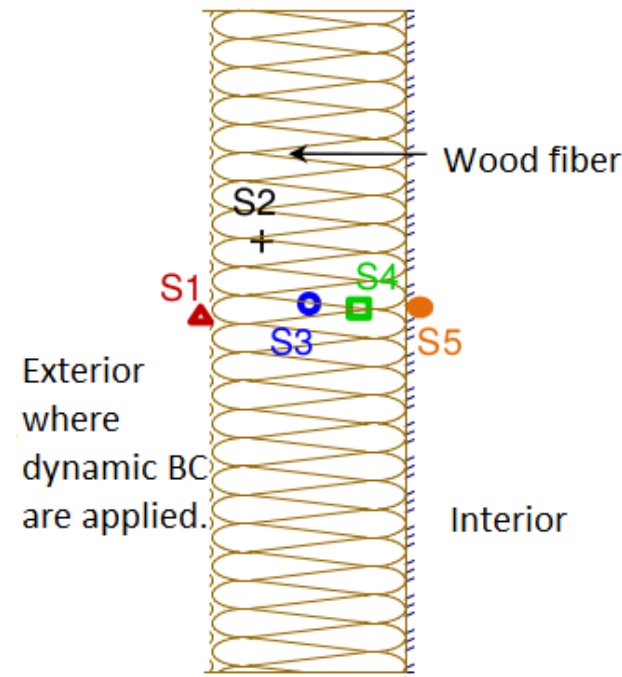


Fig. 4 HYGRO-BAT tested wall

set forth in Table 1 and Figure 5:

Table 1 Applied boundary conditions and conditioning

Case study	Start date	End date	Interior conditions		Exterior conditions	
			$T(^{\circ}\text{C})$	$RH(\%)$	$T(^{\circ}\text{C})$	$RH(\%)$
Conditioning	24/11/2012	01/12/2012	20	60	20	60
Isotherm	01/12/2012	21/12/2012	20	40	20	80
Conditioning	21/12/2012	14/01/2013	20	60	20	60
Non-Isotherm	14/01/2013	06/02/2013	20	60	5	80
Conditioning	06/02/2013	25/02/2013	20	60	20	60
Dynamic	25/02/2013	23/03/2013	20	60	10 ± 5	60 ± 20

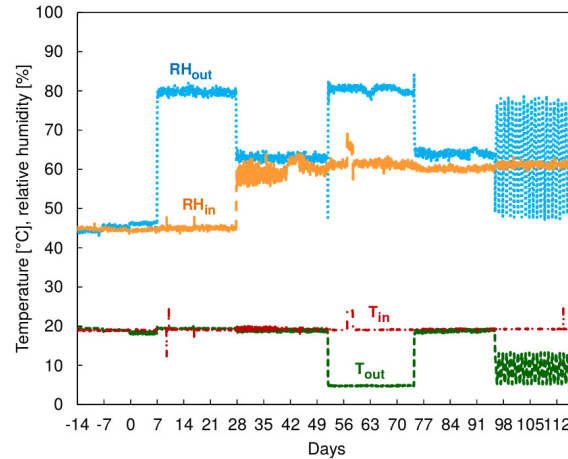


Fig. 5 Applied boundary conditions and conditioning

In this project, comparison between numerical tools for hygrothermal modeling and measured results showed acceptable results for isotherm and non-isotherm conditions. But dynamic conditions showed a small (and acceptable) gap between simulated and measured temperature and water vapor pressure. And a non-negligible gap between measured and calculated relative humidity. Since, in real life situation the measured potentials are temperature and relative humidity, it was decided to analyze these differences in dynamic conditions. Also, only results at 20 mm are discussed in this paper because they are clearer at this position (more amplitude in this position since they are close to the surface where the dynamic conditions are applied).

5 Results

5.1 Initial conditions

In HYGROBAT, experiments were performed successively with conditioning periods between every tested boundary condition (Table 1). Therefore, the dynamic conditions are tested after five experiments with different boundary conditions. To get closer to the experience, the five periods (before dynamic conditions) using the basic version of SYRTHES integrating an average sorption curve and use the results as initial conditions to our calculations, are simulated.

5.2 Mualem's independent model

In this part, a comparison is carried out between:

- Experimental results for T , P_v and RH ;
- Simulation results of SYRTHES basic version: Version with an averaged curve of the main sorption isotherms;
- Simulation results of SYRTHES integrating Mualem's independent model;

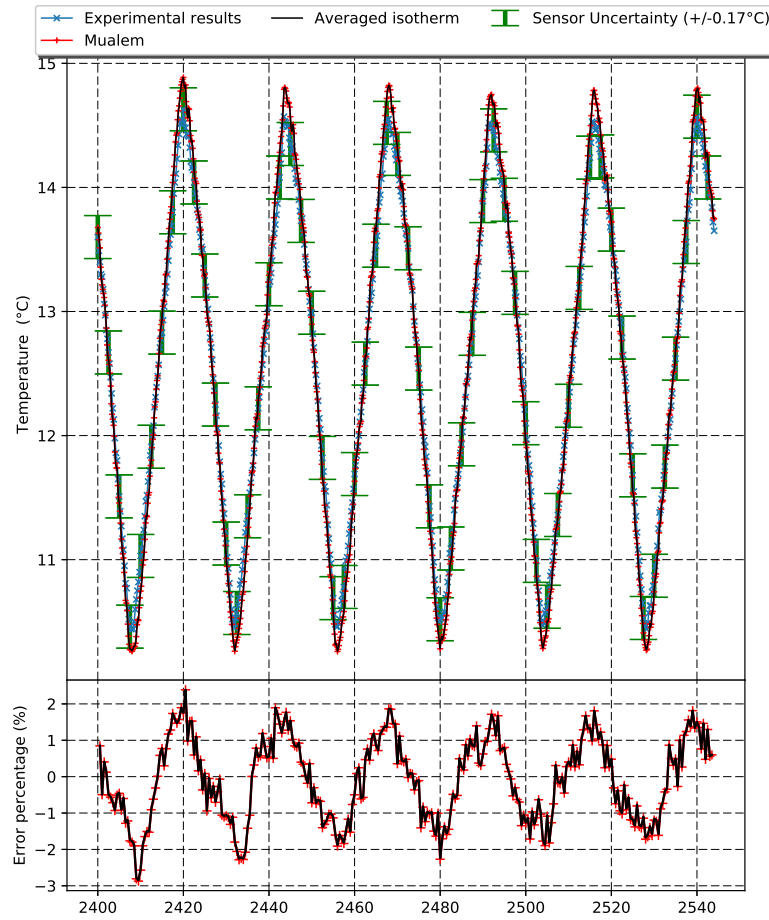


Fig. 6 The temperature at 20mm from the outer surface of the wall

Table 2 summarizes the differences between the simulation results with the two models and the experimental ones. The comparison shows that the integration of Mualem brought nothing to the simulations. And that compared to the experimental results, the calculated temperature and water vapor pressure are acceptable. The relative temperature error varies between -2% and 2% , for a relative measurement uncertainty of $\pm 1.27\%$. And for the partial vapor pressure the error percentage varies between -6% and 6% . However, for the relative humidity, the difference is not negligible. As a matter of fact, the relative error calculated for the relative humidity varies between -4% and 6.26% , for a relative measurement uncertainty of $\pm 1.78\%$. In general, it is noticed:

- an upward shift of the mean value for the three potentials;
- a time shift to the left for the p_v and RH ;
- bigger amplitudes for p_v and T and smaller amplitude for RH .

Why is accounting for the sorption hysteresis doesn't change the simulation results?

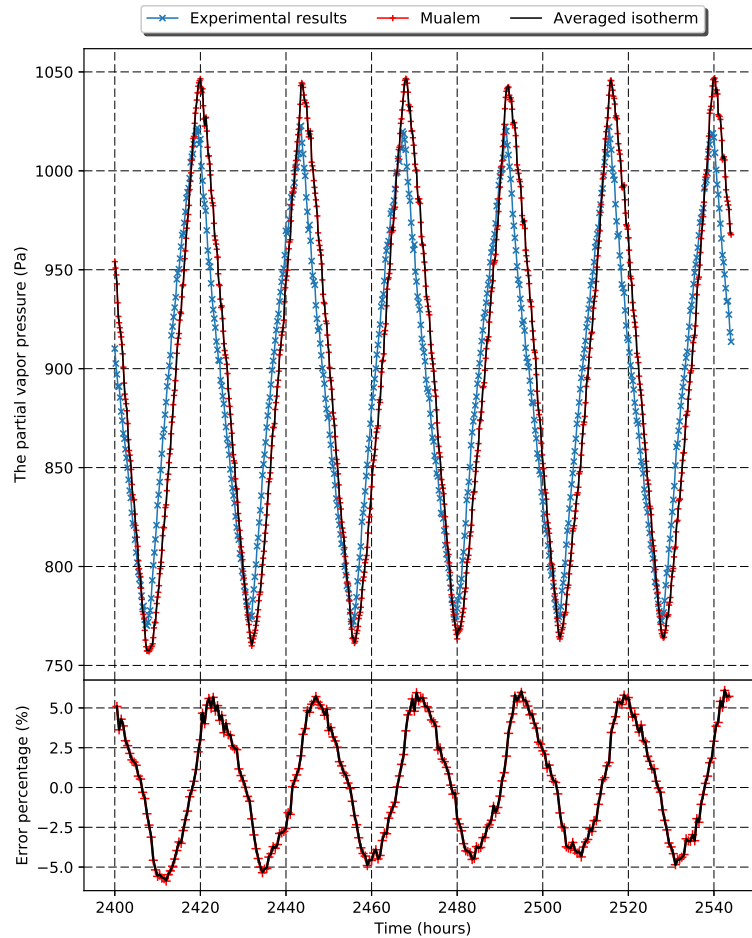


Fig. 7 The vapor pressure at 20mm from the exterior surface of the wall

The parameter that changes with sorption hysteresis and can change the simulation results is the isotherm slope α_T . In the HYGRO-BAT project, the non-consideration of sorption hysteresis was suspected to explain the difference between simulation and experimental results, since in dynamic conditions, the intermediate curves are the ones used to calculate the moisture content. And these curves were supposed to have smaller slopes that should decrease the hygrothermal inertia. However, the slopes calculated using Mualem's model are not that smaller than the main isotherms' slopes. Equations (2, 2) show that Mualem's slopes are proportional to the main isotherm's slope, and the coefficient of proportionality varies between 0.90 and 0.97. Therefore, integrating this model doesn't change the slope values enough to significantly decrease the hygric inertia and then improve the simulation results.

With all that said, a linear model that keeps the same calculated values of the moisture content as Mualem's model but generating smaller slope values, was tested. This model will be presented and used in simulations in the next chapter.

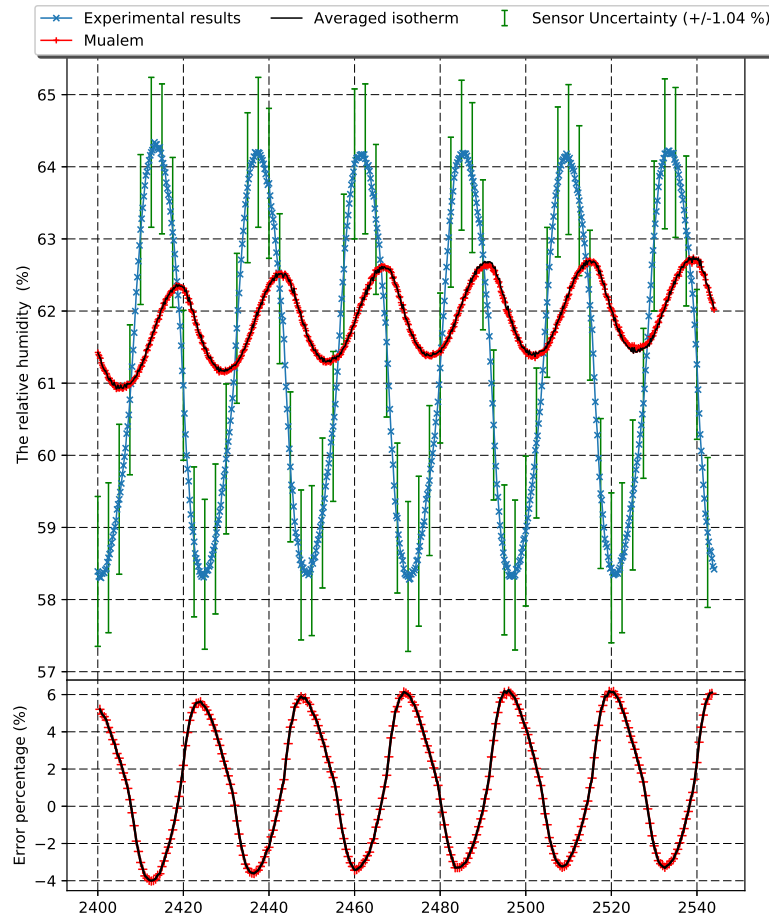


Fig. 8 The relative humidity at 20mm from the outer surface of the wall

5.3 Linear model

As mentioned below, we want to test a model that preserves the moisture content calculated using Mualem's model but lowers the slope values of the isotherms. This linear curve is defined by two points (RH_1, θ_1) and (RH_2, θ_2) . The (RH_1, θ_1) is the current point (the point we are interested in), while the second one is the end of the scanning curve used to calculate θ_1 . Except that with Mualem, the endpoint of a scanning curve cannot be defined in advance. Therefore, a mesh of the relative humidity space has been used to define RH_2 , which is the next point on the mesh. And θ_2 is calculated using the same equation used to calculate θ_1 . This linear curve is defined by equation (6).

$$\theta_{linear} = a \times RH + b, \quad (6)$$

with:

$$a = \frac{\theta_1 - \theta_2}{RH_1 - RH_2}, \quad (7)$$

Table 2 Comparison between models and experimental results

Results	Compared parameters		$P_v(Pa)$	$T(^{\circ}C)$	$RH(\%)$
Experimental	Time shift	Direction	-	-	-
		Value	0	0	0
	The average of the potential	Value	896	12.5	61.3
		Shift Dir.	-	-	-
	Amplitude		253	4.2	6.1
Averaged isotherm	Time shift	Direction	$\longrightarrow$	-	$\longrightarrow$
		Value	0.5h	0	6h
	The average potential	Value	902	12.6	61.8
		Shift Dir.	$\uparrow$	$\uparrow$	$\uparrow$
	Amplitude		290	4.6	1.8
Mualem's model	Time shift	Direction	$\longrightarrow$	-	$\longrightarrow$
		Value	0.5h	0	6h
	The average potential	Value	902	12.6	61.8
		Shift Dir.	$\uparrow$	$\uparrow$	$\uparrow$
	Amplitude		290	4.6	1.8

$$b = \theta_1 - a \times RH_1. \quad (8)$$

Here a comparison was carried out between:

- Experimental results for T , P_v and RH ;
- Simulation results of SYRTHES basic version: Version with an averaged curve of adsorption and desorption main isotherms;
- Simulation results of SYRTHES integrating Mualem's independent model;
- Simulation results of SYRTHES integrating a linear model;

Table 3 shows the different parameters compared between the simulations and experimental results for the linear model. Comparing these parameters with the results presented in table 2, it is observed that:

- the linear model reduces the time shift;
- augments the amplitude value;
- the average value for PV and RH is shifted to the top, but down for T.

To summarize, the linear model changes significantly the results for the water vapor pressure and the relative humidity. Indeed, the relative partial vapor pressure varies between -3.64% and 5% . And for the relative humidity, the latter varies between -1% and 4.87% . For temperature the difference is

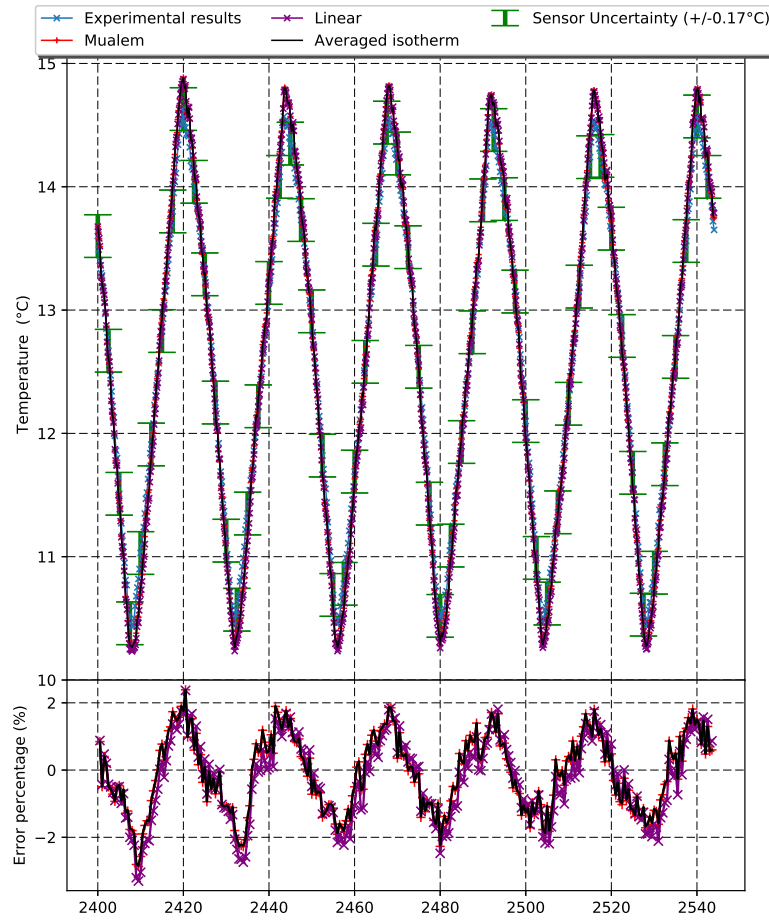


Fig. 9 The temperature at 20mm from the outer surface of the wall (Linear)

negligible. However, this linear model doesn't fix everything, at least less than hoped.

6 Discussion

The variable that is the most impacted by the hysteresis consideration is α_T , the slope of the sorption isotherm. The results presented above show that a linearized Mualem Model can change significantly the simulated RH evolutions in a favorable direction. Nevertheless, this is not sufficient to get a convincing evolution although, in this configuration, the α_T value has been drastically changed (α_T calculated with Mualem model varies between 10^{-2} and 2.7×10^{-2} and α_T calculated with linearized Mualem model varies between 10^{-4} and 1.8×10^{-2}). It seems that, in the structure of the water conservation equation, something hinders the expected impact of α_T (reduction of hydric inertia involving an expansion of RH amplitude and a time shift to the left)

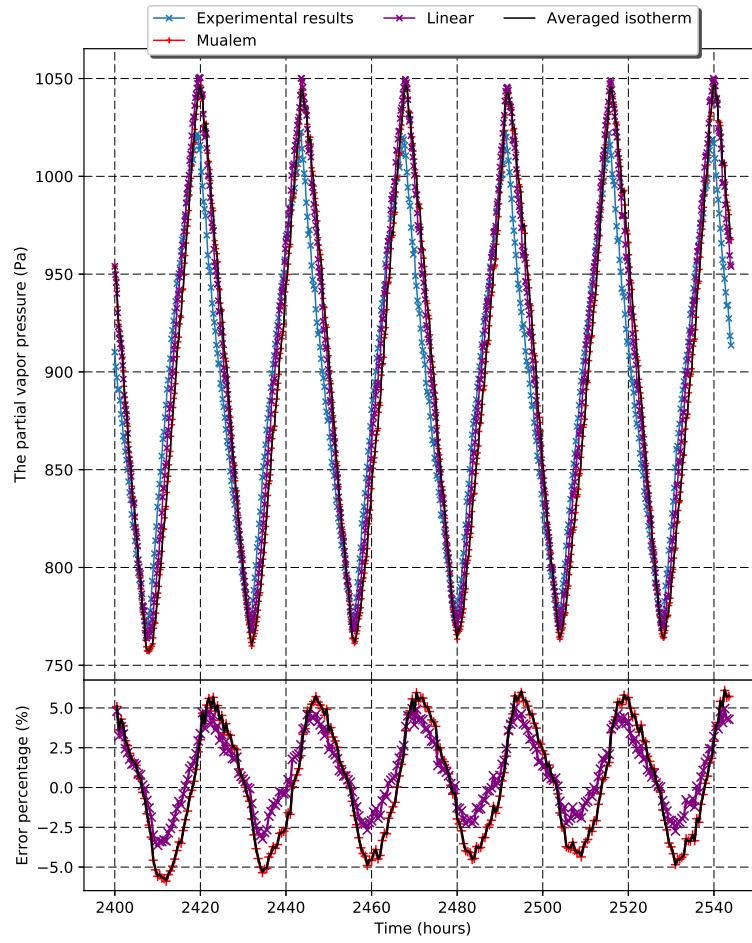


Fig. 10 The vapor pressure at 20mm from the exterior surface of the wall (Linear)

Hereafter, an analysis of the equation which can explain this observation, is proposed.

6.1 Impact of α_T

The conservation equation of water mass (3.1) can be re-written by noting:

$$A = \left(\beta_p - \frac{\varepsilon p_v}{r_v T^2} \right), \quad (9)$$

$$B = \alpha_T + \frac{\varepsilon}{r_v T}, \quad (10)$$

$$C = \vec{\nabla} \cdot \left(K_l \rho_l \left(r_v \ln \left(\frac{p_v}{p_{sat}(T)} \right) - \frac{L(T)}{T} \right) \vec{\nabla} T + \left(\frac{\pi_v^*}{p_t} + K_l \frac{\rho_l r_v T}{p_v} \right) \vec{\nabla} p_v \right)$$

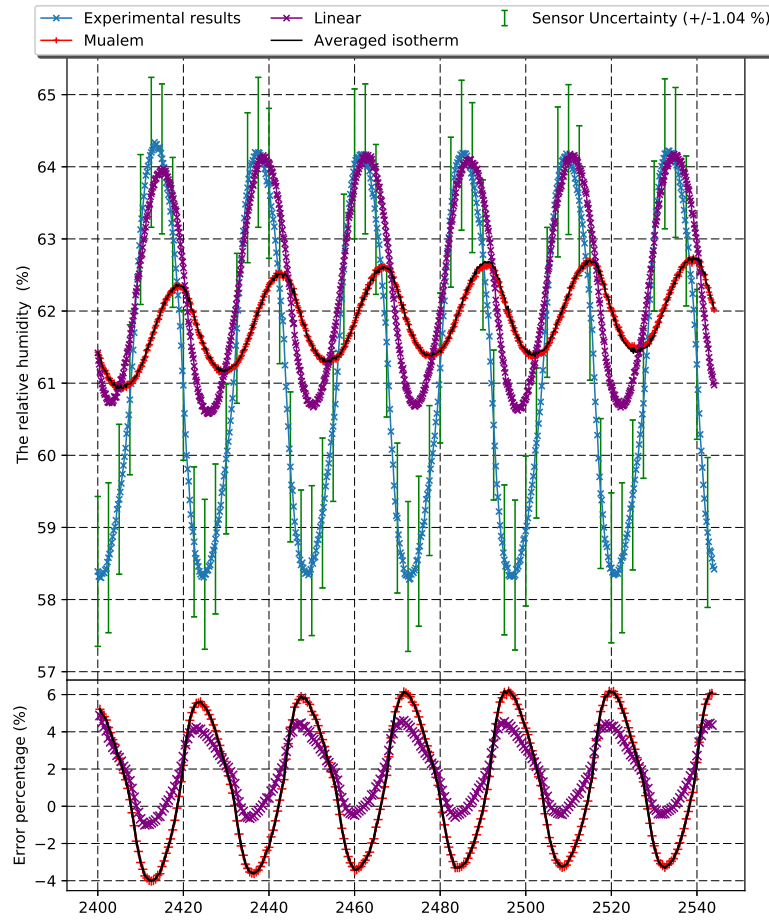


Fig. 11 The relative humidity at 20mm from the outer surface of the wall (Linear)

$$+ (\omega_{mv} K_t - \frac{p_v \pi_v^*}{p_t^2}) \vec{\nabla} p_t), \quad (11)$$

Which results in:

$$A \frac{dT}{dt} + B \frac{dp_v}{dt} = C, \quad (12)$$

Also, the values of the terms including ε could be neglected before the other terms, since their order of magnitude are smaller than the rest:

$$\frac{\varepsilon p_v}{r_v T^2} \approx \frac{10^{-1} \times 10^3}{10^2 \times 10^5} \approx 10^{-5}, \quad (13)$$

$$\alpha_T \approx 10^{-2}, \quad (14)$$

$$\beta_p = \frac{-\alpha_T (h^m + L(T)) p_v}{r_v T^2} \approx \frac{-10^{-2} \times 10^6 \times 10^3}{10^2 \times 10^5} \approx -1, \quad (15)^{82}$$

Table 3 Comparison between linear model and experimental results

Results	Compared parameters		$P_v(Pa)$	$T(^{\circ}C)$	$RH(\%)$
Linear model	Time shift	Direction	-	-	$\longrightarrow$
		Value	0h	0h	1h
	The average of the potential	Value	907	12.5	62.4
		Shift Dir.	$\uparrow$	$\uparrow$	$\uparrow$
	Amplitude		287	4.6	3.6

$$\frac{\varepsilon}{r_v T} \approx \frac{10^{-1}}{10^2 \times 10^2} \approx 10^{-5}, \quad (16)$$

By neglecting these terms A and B become:

$$A = \frac{-\alpha_T p_v (h^m + L(T))}{r_v T^2} \approx -1, \quad (17)$$

$$B = \alpha_T \approx 10^{-2}, \quad (18)$$

$$C \approx \frac{\pi_v^*}{p_t} \frac{\Delta(p_v)}{e} \approx \frac{5 \times 10^{-6} \times 10^2}{1.01 \times 10^5 \times 8 \times 10^{-2}} \approx 10^{-8}, \quad (19)$$

On average T varies by $4.2^{\circ}C$ over $12h$, therefore $\frac{dT}{dt}$:

$$\frac{dT}{dt} = \frac{4.2}{43200} \approx 10^{-4}, \quad (20)$$

$$\frac{-A}{B} \frac{dT}{dt} \approx 10^{-2} (K/s), \quad (21)$$

$$\frac{C}{B} \approx 10^{-6}, \quad (22)$$

$$\frac{C}{B} \ll \frac{-A}{B} \frac{dT}{dt}, \quad (23)$$

Furthermore, in SYRTHES every conservation equation is used to calculate one potential by considering the rest of the potentials as known (heat conservation equation for T , water mass conservation equation for p_v and dry air mass conservation equation for p_t). Moreover, the resolution is done successively; T is calculated, then p_v and finally p_t . So, this equation is used to calculate the value of p_v at the time step $n+1$ using all the values of the different coefficients from the time step n (Note that this is a somewhat simplistic way to represent the solution of the equation, but it was chosen to write it this way to facilitate the explanation of the impact of α_T):

$$\frac{p_v(n+1) - p_v(n)}{dt} = \frac{C(n)}{B(n)} - \frac{A(n)}{B(n)} \frac{T(n+1) - T(n)}{dt}, \quad (24)$$

$$p_v(n+1) = dt \times \left(\frac{C(n)}{B(n)} - \frac{A(n)}{B(n)} \frac{T(n+1) - T(n)}{dt} \right) + p_v(n), \quad (25)$$

With the orders of magnitude of A and B calculated before, it's possible to say that the coefficient $\frac{-A}{B} \frac{dT}{dt}$ controls the values of the calculated p_v , since $\frac{C}{B}$ value is still negligible before this term. Moreover, it is observed that increasing A will have the same impact on the calculations as decreasing B and vice-versa. And with this new writing of the equation, it can be noted that α_T is only present in the first term $\frac{C}{B}$ and disappears from the coefficient $\frac{-A}{B}$. This could explain why the impact of hysteresis is negligible when α_T is changed slightly. It is necessary to diminish its value sarcastically so that $\frac{C}{B}$ can approach the order of magnitude of $\frac{-A}{B} \frac{dT}{dt}$. Moreover this analysis points out that improving $\frac{-A}{B}$ could change the results and helps to approach the experimental results.

$$\frac{-A}{B} = \frac{p_v(h^m + L(T))}{r_v T^2}. \quad (26)$$

$$(27)$$

6.2 Impact of h^m

The sorption heat h^m is the energy involved in the interaction between adsorbed water and the porous media (per unit of mass of adsorbed water). This energy can be seen as additional latent heat to transform bounded liquid water into free liquid water.

It can be noticed that h^m in the coefficient $\frac{A}{B}$, in all our simulations, is assumed much lower than $L(T)$ and then is neglected. We decide to analyze the impact of this assumption on our calculations. Therefore, by assuming $h^m = 0$ in the water mass conservation equation (3.1):

$$\beta_p = \frac{-\alpha_T p_v L(T)}{r_v T^2}, \quad (28) \quad 84$$

Clapeyron law gives us:

$$\frac{L(T)}{r_v T^2} = \frac{d \ln(p_{sat}(T))}{dT}, \quad (29)$$

So the first member of this equation becomes:

$$= -\alpha_T p_v \frac{d \ln(p_{sat}(T))}{dT} \frac{dT}{dt} + \alpha_T \frac{dp_v}{dt}, \quad (30)$$

$$= \alpha_T p_v \left(-\frac{d \ln(p_{sat}(T))}{dt} + \frac{d \ln(p_v)}{dt} \right), \quad (31)$$

$$= \alpha_T p_v \left(\frac{d \ln(RH)}{dt} \right), \quad (32)$$

This shows that the assumption $h^m = 0$, causes the variation of α_T to directly impact RH when the balance of flows evolves.

Now, if h^m is considered different from zero, and the Clapeyron law for the unsaturated case can be re-written:

$$\frac{L(T) + h^m}{r_v T^2} = \left(\frac{\partial \ln(p_v(T))}{\partial T} \right)_{\tau_v}, \quad (33)$$

So the first member of the water mass conservation equation becomes:

$$= -\alpha_T p_v \left(\frac{\partial \ln(p_v(T))}{\partial T} \right)_{\tau_v} \frac{dT}{dt} + \alpha_T \frac{dp_v}{dt}, \quad (34)$$

By writing $p_v = RH \times p_{sat}$ in the partial derivative, and by factoring by $\alpha_T p_v$:

$$= \alpha_T p_v \frac{d \ln(RH)}{dt} - \boxed{\alpha_T p_v \left(\frac{\partial \ln(RH)}{\partial T} \right)_{\tau_v} \frac{dT}{dt}}, \quad (35)$$

300 The framed term appears as an additional term in the first memeber of the mass conservation equation with $h^m \neq 0$.

Noting that for a constant value of τ_v , RH is an increasing function of T , the additional term in the first member of the water mass conservation equation with the assumption $h^m \neq 0$, will thus have an impact on the evolution of RH for the same flow balance (second member of the water mass conservation equation):

- if $\frac{dT}{dt} \geq 0$ for the same flow balance, the variations of RH will be greater;
- if $\frac{dT}{dt} \leq 0$ for the same flow balance, the variations of RH will be lower. ⁸⁵

Although this paper is devoted to analyzing the impact of hysteresis, it appears that an unexpected impact of h^m could be more important. Beyond the hysteresis then a term appears important and that it had not been considered until then: h^m . Usually this parameter is neglected in our tool because of its negligible value for mineral materials. But for bio-sourced materials this parameter is not at all negligible regarding the latent heat (it can be of the order of 10% of $L(T)$). So, to study its effect on the calculations, a fixed value of h^m was used. It corresponds to the measured sorption heat for the moisture content corresponding to the average value of the experimental RH . But this parameter is usually a function of the moisture content so its value will change during the simulation. In Figure 12, a comparison was carried out between simulation results for the calculated relative humidity for:

- SYRTHES without hysteresis and $h^m = 0$ (BasicVersion);
- SYRTHES without hysteresis and $h^m = 2.7 \times 10^5$ (BasicVersion_hm);
- SYRTHES with Linearized Mualem model with $h^m = 0$ (Linear);
- SYRTHES with Linearized Mualem model with $h^m = 2.7 \times 10^5$ (Linear_hm);
- Experimental results (Exp).

From Figure 12 it is observed that:

Table 4 Comparison between models with/without h^m and experimental results

Results	Compared parameters		$RH(\%)$
Averaged isotherm with h^m	Time shift	Direction	$\longrightarrow$
		Value	6h
	The average potential	Value	61.6
		Shift Dir.	$\uparrow$
	Amplitude		4
Linear with h^m	Time shift	Direction	$\longrightarrow$
		Value	1.6h
	The average potential	Value	62.2
		Shift Dir.	$\uparrow$
	Amplitude		4.5

One has the impression that the heat of sorption acts on the amplitude and the average value of RH but not at all on the time shift. And introducing a linearized hysteresis acts on the time shift, on the amplitudes and on the average value. The combination of both changes results in a mix impact, with a reduction of time shift (but less than with the linearized hysteresis), an increase of amplitude (more than single changes) and an intermediate average

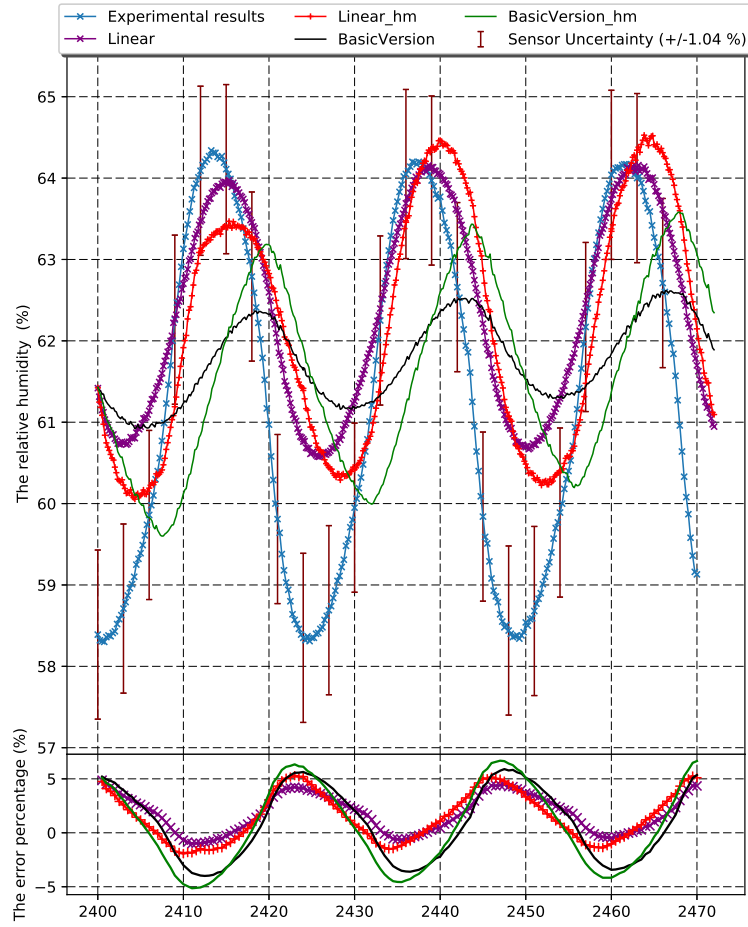


Fig. 12 The relative humidity at 20mm from the outer surface of the wall

value. Indeed, if the equation of the conservation of the water mass is resumed by isolating the two parameters that interest us (α_T and h^m):

$$a = \frac{-p_v}{r_v T^2}, \quad (36)$$

$$b = p_v, \quad (37)$$

$$a \times h^m \times \alpha_T \frac{dT}{dt} + b \times \alpha_T \frac{d \ln(RH)}{dt} = C, \quad (38)$$

When $h^m = 0$:

$$\frac{d \ln(RH)}{dt} = \frac{C}{b \times \alpha_T}, \quad (39)$$

In this case the value of α_T directly acts on the RH values as a pure inertia. That's why decreasing its value using the linearized model modifies both the RH amplitude and the time shift.

When $h^m \neq 0$:

$$\frac{d \ln(RH)}{dt} = \frac{C}{b \times \alpha_T} - \frac{a \times h^m}{b} \frac{dT}{dt}, \quad (40)$$

Some orders of magnitude:

$$C \approx \frac{\pi_v^*}{p_t} \frac{\Delta(p_v)}{e} \approx \frac{510^{-6} \times 10^2}{1.0110^5 \times 810^{-2}} \approx 10^{-8}, \quad (41)$$

$$\frac{C}{\alpha_T \times b} = \frac{C}{\alpha_T \times p_v} \approx \frac{10^{-8}}{10^{-2} \times 10^3} \approx 10^{-9}, \quad (42)$$

$$\frac{a \times h^m}{b} \frac{dT}{dt} = \frac{-h^m}{r_v T^2} \frac{dT}{dt} \approx -10^{-5}, \quad (43)$$

$$\frac{C}{\alpha_T \times b} \ll \frac{-a \times h^m}{b} \frac{dT}{dt}, \quad (44)$$

Therefore, without hysteresis the term $\frac{C}{\alpha_T \times b}$ is negligible before $\frac{-a \times h^m}{b} \frac{dT}{dt}$, so:

$$\frac{d \ln(RH)}{dt} \approx \frac{-a \times h^m}{b} \frac{dT}{dt}, \quad (45)$$

Therefore, the evolution of relative humidity in time is synchronized with the evolution of the temperature (since $\frac{-a \times h^m}{b} > 0$). Consequently, the RH values are shifted to the right compared to the experimental results and changing h^m will only impact the magnitude of the calculated values of RH .

But when integrating hysteresis the term $\frac{C}{\alpha_T \times b}$ can't be neglected in the equation. Therefore, two terms are in summation and in competition. And according to the orders of magnitude of α_T and h^m , each term will act in its own way on the calculated value of RH .

7 Conclusion

In the present work, the improvement of the tool SYRTHES for coupled heat and mass transfer modeling by integrating the water sorption hysteresis was investigated. Indeed, the SYRTHES tool calculates three variables: temperature, partial vapor pressure and total gas pressure. The relative humidity is then calculated from the temperature and the vapor pressure data. The validation of the tool with experimental results in dynamic conditions shows satisfactory results of calculated temperature and partial vapor pressure. The

error percentage of temperature varies between -2% and 2% for a sensor relative uncertainty of $(\pm 1.27\%)$, and the one for partial vapor pressure varies between -6% and 6% . However, the combination of these two variables to determine the relative humidity leads to values with a significant gap regarding experimental results. The error of the latter varies between -4.00% and 6.26% for a sensor relative uncertainty of $\pm 1.78\%$. The time lag as well as the low amplitudes noticed in the calculated relative humidities are mainly caused by the synchronization in time between the partial vapor pressure and the temperature (the min and max occur at the same time). In order to reduce the gap between experimental and calculated relative humidity, considering hysteresis was identified as a promising lead. Indeed, the slopes of the sorption isotherms calculated for scanning loops are smaller than the ones calculated using main isotherms. Decreasing the slopes values in hygrothermal modeling, makes it possible to correct the time lag and the amplitude of the relative humidities by desynchronizing the calculated values of the partial vapor pressure and temperature. The independent model of Mualem was chosen in this work to predict scanning loops. On the other hand, its integration into SYRTHES modify slightly the simulations (The relative error of SYRTHES using Mualem varies between -4.01% and 6.18% compared to a variation of -4.00% and 6.26% for the tool without hysteresis). A closer analysis of this model shows that the calculated slopes almost keep the same values as the main isotherms (the slopes of intermediate loops represent between 0.9 and 0.97 of the value of the envelope curves). Further, a modification was proposed to reduce the value of the slope of the Mualem model. The use of this version has improved the results and reduced the difference observed between the experimental results and the SYRTHES simulations. The relative error of SYRTHES with a modified Mualem varies between -1.00% and 4.87% . Surely, the error has been reduced with this modified model. But not enough to be within the uncertainty range of the sensor. To understand this negligible impact of hysteresis, the mass conservation equation was analyzed. This analysis allowed us to understand that coupling the first member of the water mass conservation equation results in a compensation of the slope of the isotherm between the two blocs of this first member and therefore the relative humidity is only impacted by the second member of this equation. Also, this coupling brings out an apparent inertia represented by the heat of sorption, which was neglected in our calculations. It seems to us that this parameter deserves to be studied and analyzed more accurately, since it can be easily measured and its use can change simulation's results. In future work, the impact of this coefficient on hygrothermal modeling will be analyzed.

Notations

The main notation are summarized in Table 5

Table 5 List of symbols.

Symbol	Name	Unit
K_t, K_l	Gas, Liquid water permeability	s
M_{da}, M_v, M_t	Dry air, water vapor, Gas molar mass	kg/mol
p_{da}, p_v	Dry air, water vapor partial pressure	Pa
p_t	Total pressure of the gas phase	Pa
T	Generic notation of a temperature	K
π_{da}^*	Dry air diffusion coefficient	$kg/(m.s)$
π_v^*	Water vapor diffusion coefficient	$kg/(m.s)$
ω_{mi}	Mass fraction of gas i ($\frac{\rho_i}{\rho_t}$)	-
ρ_{da}	Dry air partial density	kg/m^3
ρ_v	Water vapor partial density	kg/m^3
ρ_{da}	Total gas density	kg/m^3
ρ_l	Water liquid partial density	kg/m^3
ρ_s	Dry material density	kg/m^3
β_p	Partial derivative of the sorption isotherm with respect to T	$kg/(m^3.K)$
ϵ	Porosity	-
r_v	Ideal gas constant for water vapour $r_v = \frac{R}{M_v}$	$J/(kg.K)$
r_{da}	Ideal gas constant for dry air $r_{as} = \frac{R}{M_{as}}$	$J/(kg.K)$
α_T	The sorption isotherm slope $\alpha_T = (\frac{\partial \tau_v}{\partial p_v})_T$	$kg/(m^3.Pa)$
p_{sat}	saturated vapor pressure	Pa
$L(T)$	Latent heat of evaporation of water	J/kg
K	Intrinsic permeability	m^2
k_{rg}	Relative gas permeability	-
μ_t	Dynamic viscosity of the gas phase	$Pa.s$
C_s	Porous medium: Specific heat of the dry material	$J/kg.K$
τ_v	Moisture content (mass of water per unit volume of porous medium)	kg/m^3
C_l	Specific heat of liquid water	$J/kg.K$
h^m	Heat sorption of adsorbed water	J/kg
h_p	Partial derivative of h^m isotherm with respect to T	$J/kg.K$
h_T	Partial derivative of h^m isotherm with respect to P_v	$J/kg.Pa$
λ^*	Thermal conductivity of wet material	$W/m.K$

References

- [1] Alizadeh, M., Ganji, D.D.: Heat transfer characteristics and optimization of the efficiency and thermal resistance of a finned thermosyphon. Applied Thermal Engineering **183**, 116136 (2021). <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2020.116136>
- [2] Kumar, R., Gupta, V., Abbas, I.A.: Plane deformation due to thermal source in fractional order thermoelastic media. Journal of Computational and Theoretical Nanoscience **10**(10), 2520–2525 (2013). <https://doi.org/10.1166/jctn.2013.3241>
- [3] Hobiny, A., Alzahrani, F., Abbas, I., Marin, M.: The effect of fractional time derivative of bioheat model in skin tissue induced to laser irradiation. Symmetry **12**(4) (2020). <https://doi.org/10.3390/sym12040602>

- [4] Hobiny, A., Abbas, I.: Analytical solutions of fractional bioheat model in a spherical tissue. *Mechanics Based Design of Structures and Machines* **49**(3), 430–439 (2021). <https://doi.org/10.1080/15397734.2019.1702055>
- [5] Abdalla, A., Abbas, I., Sapoor, H.: The effects of fractional derivatives of bio-heat model in living tissues using analytical-numerical method. *Information Sciences Letters* **11**(1), 7–13 (2022). <https://doi.org/10.18576/isl/110102>
- [6] Horrigue, S., Abbas, I.A.: Fractional-order thermoelastic wave assessment in a two-dimensional fiber-reinforced anisotropic material. *Mathematics* **8**(9) (2020). <https://doi.org/10.3390/math8091609>
- [7] Alizadeh, M., Ganji, D.D.: Multi-objective optimization of an externally finned two-phase closed thermosyphon using response surface methodology. *Applied Thermal Engineering* **171**, 115008 (2020). <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2020.115008>
- [8] Alizadeh, M., Ganji, D.D.: Heat transfer characteristics of an external-fin-assisted two-phase closed thermosyphon:an experimental study. *Heat Transfer* **49**(8), 4304–4320 (2020). <https://doi.org/10.1002/htj.21828>
- [9] Hobiny, A.D., Abbas, I.A.: Fractional order thermoelastic wave assessment in a two-dimension medium with voids. *Geomechanics and Engineering* **21**(1), 85–93 (2020). <https://doi.org/10.12989/gae.2020.21.1.085>
- [10] Marin, M., Hobiny, A., Abbas, I.: The effects of fractional time derivatives in porothermoelastic materials using finite element method. *Mathematics* **9**(14) (2021). <https://doi.org/10.3390/math9141606>
- [11] Saeed, T., A. Abbas, I.: The effect of fractional time derivative on two-dimension porous materials due to pulse heat flux. *Mathematics* **9**(3) (2021). <https://doi.org/10.3390/math9030207>
- [12] Ferroukhi, M.Y., Belarbi, K. R.and Limam, Si Larbi, A., Nouviaire, A.: Assessment of the effects of temperature and moisture content on the hygrothermal transport and storage properties of porous building materials. *Heat and Mass Transfer* **55**(6), 1607–1617 (2019)
- [13] Allam, R., Issaadi, N., Belarbi, R., El-Meligy, M., Altahrany, A.: Hygrothermal behavior for a clay brick wall. *Heat and Mass Transfer* **54**(6), 1579–1591 (2018)
- [14] Perré, P., Challanonnex, A., Colin, J.: On the importance of heat and mass transfer coupling for the characterization of hygroscopic insulation materials. *International Journal of Heat and Mass Transfer* **133**, 968–975 (2019)

- [15] Ferroukhi, Y., Abahri, K., Belarbi, R., Limam, K.: Integration of a hygrothermal transfer model for envelope in a building energy simulation model: experimental validation of a hampes co-simulation approach. *Heat and Mass Transfer* **53**, 1–11 (2017)
- [16] Ferroukhi, M., Abahri, K., Belarbi, R., Limam, K., Nouviaire, A.: Experimental validation of coupled heat, air and moisture transfer modeling in multilayer building components. *Heat and Mass Transfer* **52**(10), 2257–2269 (2016)
- [17] Virgone, J.: Vers Une Méthode de Conception HYGRO-thermique des BATiments Performants HYGRO-BAT. <https://anr.fr/Projet-ANR-10-HABI-0005>
- [18] SYRTHES. //rd.edf.com/syrthes. <http://rd.edf.com/syrthes>
- [19] Mualem, Y.: A conceptual model of hysteresis. *Water Resources Research* **10**(3) (1974)
- [20] Haines, W.B.: Studies in the physical properties of soil. v: the hysteresis effect in capillary properties, and the modes of moisture distribution associated therewith. *J.Agric.Sci.* **20**, 97–116 (1930)
- [21] Pham, H.Q., G., D., Fredlund, Barbour, S.L.: A study of hysteresis models for soil-water characteristic curves. *Can. Geotech* **42**, 1548–1568 (2005)
- [22] Zhang, Z., Thiéry, M., Baroghel-Bouny, V.: A review and statistical study of existing hysteresis models for cementitious materials. *Cement and Concrete Research* **57**, 44–60 (2014)
- [23] Genuchten, M.T.V.: A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. *Soil Science* **44**, 892–898 (1980)
- [24] Fredlund, D.G., Xing, A.: Equations for the soil-water characteristic curve. *Canadian Geotechnical Journal* **31**(3), 521–532 (1994)
- [25] Durner, W.: Hydraulic conductivity estimation for soils with heterogeneous pore structure. *Water Resources Research* **30**(2), 211–223 (1994)
- [26] Hanks, R.J., Klute, A., Bresler, E.: A numeric method for estimating infiltration, redistribution, drainage, and evaporation of water from soil. *Water Resources Research* **5**(5), 1064–1069 (1969)
- [27] Jaynes, D.B.: Comparison of soil-water hysteresis models. *Journal of Hydrology* **75**, 287–299 (1984)
- [28] Li, X.S.: Modelling of hysteresis response for arbitrary wetting/drying paths. *Computers and Geotechnics* **32**, 133–137 (2005)

- [29] R.Rémond, Almeida, G., P.Perré: The gripped-box model: A simple and robust formulation of sorption hysteresis for lignocellulosic materials. Construction and Building Materials **170**, 716–724 (2018)
- [30] Enderby, A.J.: The domain model of hysteresis. Transactions of the Faraday Society **51**, 835–848 (1955)
- [31] Preisach, F.: Uber die magnetische nachwirkung. Z. Phys **94**, 277–302 (1935)
- [32] Néel, L.: théorie des lois d’aimantation de lord rayleigh. Cah. Phys **13**, 18–30 (1943)
- [33] Philip, J.R.: Similarity hypothesis for capillary hysteresis in porous materials. Journal of Geophysical Research **69**(8) (1964)
- [34] Mualem, Y.: Modified approach to capillary hysteresis based on similarity hypothesis. Water Resources Research **9**(5) (1973)
- [35] Parlange, J.-Y.: Capillary hysteresis and the relationship between drying and wetting curves. Water Resources Research **12**, 224–228 (1976)
- [36] Poulovassilis, A.: Hysteresis of pore water, an application of the concept of independent domains (1962)
- [37] Mualem, Y., Dagan, G.: A dependent domain model of capillary hysteresis. Water Resources Research **11**(3) (1975)
- [38] Mualem, Y., Miller, E.E.: A hysteresis model based on an explicit domainindependence function. Soil Science Society of America Journal **43** (1979)
- [39] Mualem, Y.: Prediction of the soil boudary wetting curve. Soil Science **137**(6) (1984)
- [40] Hogarth, W.L., Hopmans, J., Parlange, J.-Y., Haverkamp, R.: Application of a simple soilwater hysteresis model. Journal of Hydrology **98**, 21–29 (1988)
- [41] Poulovassilis, A., Childs, E.C.: The hysteresis of pore water: The non-independence of domains. Soil Science **112**, 301–312 (1971)
- [42] Duforestel, T.: Des Transferts Couplés de Masse et de Chaleur à la Conception Bioclimatique: Près de 30 Ans de Recherches sur L’efficacité énergétique des Bâtiments.

Chapitre 6

La chaleur complémentaire de sorption

6.1 Introduction

La chaleur complémentaire de sorption ou la chaleur isostérique nette de sorption h^m est l'énergie de liaison entre l'eau adsorbée et le matériau. Cette grandeur physique représente aussi l'effet de la température sur les isothermes de sorption. Elle peut être mesurée directement par calorimétrie, mais le plus souvent, elle est identifiée indirectement :

- en mesurant les isostères de sorption pour différents taux d'humidité. Les isostères représentent les courbes la variation de pression de vapeur en fonction de l'inverse de la température absolue pour un taux d'humidité fixe. Les pentes de ces isostères sont ensuite utilisées avec la formule de Clapeyron pour calculer h^m en fonction du taux d'humidité du matériau ;
- en mesurant des isothermes de sorption pour des températures différentes et les utiliser pour calculer les isostères. Ces isostères permettent de remonter à la valeur de h^m en fonction des taux d'humidité en utilisant leurs pentes et la formule de Clapeyron ;

L'ordre de grandeur de h^m varie avec la nature des matériaux qui détermine le type de liaison eau-matériau (principalement, liaison chimique ou liaison physique). Elle est négligeable devant la chaleur latente d'évaporation $L(T)$ pour les matériaux minéraux (liaisons physiques de type Van Der Waals), alors qu'elle ne l'est pas pour les matériaux bio-sourcés ou à base végétale (liaison chimique de type liaison hydrogène). Dans la modélisation hygrothermique des bâtiments, cette grandeur physique est souvent négligée, puisque la majorité des matériaux traités sont à base minérale.

Cependant, l'analyse numérique du modèle présenté dans le troisième chapitre ainsi que l'analyse des résultats de l'effet de l'hystérésis sur la modélisation hygrothermique pour la fibre de bois ont montré que la prise en compte de ce coefficient pourrait améliorer les résultats de simulation des transferts couplés de chaleur et de la masse.

L'objectif de cet article est d'analyser l'impact de la prise en compte de h^m sur les trois potentiels calculés par SYRTHES. Tout d'abord, nous avons identifié la chaleur de sorption supplémentaire du matériau étudié par différentiation des isothermes de sorption. Ensuite, nous avons intégré ce coefficient dans l'outil SYRTHES et comparé les résultats de la simulation avec les résultats expérimentaux. Cette comparaison a montré que la prise en compte de h^m permet de réduire l'écart entre la simulation et l'expérimental. La dernière partie de l'article propose alors une analyse plus fine qui permet d'expliquer physiquement l'impact de cette prise en compte sur les trois potentiels calculés.

Ce travail a été soumis dans **Drying Technology** le 01 décembre 2021.

The sorption heat impact on coupled heat/mass transfer

Imane Oubrahim^{a,b,c,*}, Thierry Duforestel^{a,c}, Rafik Belarbi^{b,c}

^aEDF R&D, TREE, EDF Lab Les Renardières, 77818 Moret-sur-Loing, France

^bLaSIE, UMR 7356, CNRS, La Rochelle Université, Avenue Michel Crépeau, 17042 La Rochelle Cedex 1, France

^c4ev Lab, CNRS, Université de La Rochelle, Electricité de France EDF, Avenue Michel Crépeau, 17042 La Rochelle Cedex 1, France

Abstract

The reliability of hygrothermal modeling is essential to control the impact of moisture on buildings, especially old buildings requiring renovation. To do so, it is necessary to analyze the coupled heat and moisture transfer models and to identify present limitations and possible improvements. A detailed analysis of the physical model used by EDF R&D and integrated into a numerical tool called SYRTHES has allowed identifying hygrothermal parameters to be reconsidered. The heat of sorption is one of these parameters. Therefore, in this paper, we are interested in studying and showing the impact of this coefficient on the coupled heat and mass transfer evaluation.

Keywords: Coupled heat and moisture transfer, sorption heat, net isosteric heat, moisture, modeling

1. Introduction

In France, 11 millions of houses were built before 1948. Several dwellings in this old park deserve to be renovated. But we often hesitate to do so for fear of hygrothermal degradation. In this context comes the "SmartReno"[1] project,

*Corresponding author

Email addresses: thierry.duforestel@edf.fr (Thierry Duforestel),
rafik.belarbi@univ-lr.fr (Rafik Belarbi)

URL: imane.oubrahmedf.fr (Imane Oubrahim)

5 to make reliable, industrialize and promote the energy renovation of the oldest buildings. The work presented in this paper falls within the first part of this project and aims at making reliable hygrothermal modeling.

To do this, we work with the SYRTHES tool, a software developed by EDF R&D, and integrating a coupled heat and humidity model. This tool has been
 10 the subject of a detailed numerical study to identify possible improvements. This study identified four parameters to be reconsidered. The complementary heat of sorption, which is often neglected, is one of them.

In this paper, we will focus on this coefficient and its impact on hygrothermal modeling. First of all, we will present a summarized literature study on the
 15 heat of sorption. Then, we will set forth the SYRTHES tool and the physical model integrated into it. Next, we will provide the experimental results used to calculate the heat of sorption. And the ones used to compare and validate the tool with/without taking this parameter into account. Subsequently, we will show the validation results of SYRTHES. Finally, we conclude with a discussion
 20 and analysis of these results.

2. Theory:

The total heat of sorption Q_{st} (J/mol) is a thermodynamic property standing for the total heat associated with the change of state of the water. It describes the amount of energy released when water vapor in the air is adsorbed onto the material. Or the amount of energy that is added when moisture is desorbed from the material. The heat of sorption depends on the environmental conditions under which the adsorption or desorption occurs.

The hysteresis phenomenon characterizing water sorption causes the heat of adsorption to be different from the desorption heat.

Clausius-Clapeyron relates the molar enthalpy of liquid-vapor transition, temperature, and partial pressure of phase transition, in the sorption case by:

$$Q_{st} = -R \times \left[\frac{\partial \ln(P)}{\partial \left(\frac{1}{T}\right)} \right]_n \quad (1)$$

with:

R : The perfect gas constant ($J/mol.K$).

n : The specific amount adsorbed or desorbed water (mol/Kg).

In this paper, we are interested in the net massic heat of sorption (or the complementary heat of sorption) h^m (J/Kg). The latter is defined as the difference between total isosteric sorption heat $H_{st}=Q_{st}/M_v$ (J/kg) and pure water vaporization latent heat $L(T)$ (J/Kg). This specific enthalpy represents the binding energy between adsorbed water and the porous medium.

$$H_{st} = h^m + L(T) = -r_v \times \left[\frac{\partial \ln(P_v)}{\partial(\frac{1}{T})} \right]_{\tau_v} \quad (2)$$

We can use Clapeyron formula with $L(T)$ and rewrite h^m :

$$h^m = -r_v \times \left[\frac{\partial \ln(P_v)}{\partial(\frac{1}{T})} \right]_{\tau_v} - L(T) = -r_v \times \left[\frac{\partial \ln(\frac{P_v}{P_{sat}(T)})}{\partial(\frac{1}{T})} \right]_{\tau_v} = -r_v \times \left[\frac{\partial \ln(HR)}{\partial(\frac{1}{T})} \right]_{\tau_v} \quad (3)$$

r_v : Perfect gas constant for water vapour ($J/Kg.K$) ($r_v = \frac{R}{M_v}$).

M_v : Water vapor molar mass (Kg/mol).

τ_v : The moisture content (Kg/m^3).

- 25 Often, in hygrothermal modeling, the temperature effect on the equilibrium between water and the material is assumed as negligible. Therefore, the net isosteric sorption heat is neglected regarding the latent heat of vaporization. This assumption could be correct for mineral materials, for which h^m has a small value regarding $L(T)$. However, for bio-based materials the value of h^m
30 becomes non-negligible before $L(T)$.

This parameter is more studied in the food-processing field than in the construction field to identify the best environmental conditions to store, dry, mix and package food ([2], [3], [4], [5], [6], [7], [8], [9], [10], [11], [12], etc) . In the domain of energy storage by adsorption/desorption [13] this parameter is also
35 considered of major influence. Moreover, in developing and designing industrial separation and purification processes. Knowledge of sorption heats helps to predict and maintain heat balances of those processes [14].

There are three experimental methods to determine the isosteric heat of
 40 sorption [15]:

1. Measurements of adsorption isosteres (SIT technique):

The isosteric sorption technique allows direct measurements of the function relating the equilibrium pressure to the temperature at a constant value of the amount, or excess amount, of substance adsorbed by a given
 45 amount of solid. This function is called the sorption isostere. Once the isosteres are obtained, the isosteric sorption heat can be calculated using the Clapeyron law (1). This method is an effective tool to obtain highly accurate sorption thermodynamic data for microporous sorption systems, i.e. enthalpy, entropy, and Gibbs free energy of sorption, as functions of
 50 sorption phase concentration up to its saturation value. The latter parameter is available without presupposing a sorption isotherm model [14]. The principle of this method is to measure the equilibrium pressure as a function of temperature, while a nearly constant value of sorption phase concentration is being maintained. Isosteres can then be obtained, by
 55 repeating the procedure for different sorbate concentrations. This experimental method relies on the isostere linearity over very broad temperature and pressure regions[15].

2. Calorimetry:

This direct measurement method requires the use of a calorimeter connected to an adsorbed quantity measurement system ([16], [17]). The heat Q measured by the calorimeter during adsorption, and the amount of adsorbed during the introduction of the adsorbate into the measuring cell allows the enthalpy of adsorption Q_{st} to be determined by the relation [18]:

$$Q_{st} = \frac{dQ}{dn} \quad (4)$$

3. Differentiation of sorption isotherms at constant loading:

This method is an indirect identification of the sorption enthalpy. It consists of using sorption isotherms measured at different temperatures (at
 60

least two) and the Clausius-Clapeyron formula to calculate isosteres for various moisture content. And then, using the slopes of these isosteres, the sorption heat can be obtained as a function of the moisture content. This method is the most used to determine the isosteric heat of sorption ([19], [20], [21], [22], [23], [24], [25], [26]), thanks to its simplicity and the availability of the needed data (sorption isotherms). We first start by calculating $\ln(P)$ as a function of reciprocal absolute temperature $\frac{1}{T}$ at constant moisture content. These curves are called **sorption isosteres**. by assuming that the sorption heat doesn't depend on temperature, the isosteres can be fitted with linear functions. Then, the slopes of these curves lead to the determination of the sorption heat as a function of moisture. In this paper, we will use this method to calculate the net isosteric heat of sorption.

3. Material and methods

3.1. Sorption isotherms' measurement

The adsorption/desorption isotherms of the studied material were measured using the device "BELSORP Aqua3". The principle of this device is based on the volumetric method. The measurement of isotherms consists in determining the quantity of gas adsorbed by the sample by using the mole number of the gas. The cell's volume is initially filled with a certain number of moles given by the law of perfect gases. After the expansion of this gas in the cell containing the sample, the latter starts to adsorb part of the gas until it reaches a given equilibrium state (equilibrium corresponding to a given humidity level). Knowing the low pressure in the system, we determine the number of moles remaining in the gas phase. Hence the water content was adsorbed or desorbed by the sample [27].

3.2. Hygrothermal modeling

Originally, SYRTHES [28] (Système de Résolution de la THERmique Solide) was developed at EDF R&D for the pure thermal calculation of complex finite

90 element structures in $2D$ and $3D$. Its vocation was to couple with existing fluid thermal tools to integrate their results as boundary conditions of the solid problem and vice versa.

In its basic version, SYRTHES had a large variety of boundary conditions, including the possibility to compute the radiative exchange between external
95 surfaces taking into account mask and screen effects. The formal similarity between the heat equation and the mass transfer equations (they are based on a diffusive formalism.) and the richness of the boundary conditions encouraged us to exploit this platform to integrate the coupled resolution of the heat, water mass, and dry air mass conservation equations. We now integrate these features
100 into the current version of SYRTYHES [28].

The hypothesis included in these equations are:

- The equations of state of the fluids included in the porous medium are assumed to be conserved. This hypothesis implies in fact that the inter-
105 actions between the fluids and the solid are assumed to be concentrated in the interfaces;
- The gas phase is assumed to consist of an ideal mixture of two ideal gases, the water vapor and dry air. This assumption implies that each component of the mixture respects the ideal gas law ($p_i = \rho_i \times r_i \times T$ for $i = as$ and
110 $i = v$) and that the sum of partial pressures is equal to the total pressure of the gas mixture;
- Everywhere in the porous medium and at every moment, all the phases present are in equilibrium. This imposes that at any point of the medium, the temperatures of all phases are permanently equal. It also means that
115 the two phases of water which coexist in the medium are in thermodynamic equilibrium;
- Finally, to avoid an unnecessary complication when we focus on the description of transfer phenomena, we will consider that the skeleton is in-

deformable and chemically inert with respect to its environment. The main consequence of this assumption is that the dry porosity ϵ_0 remains constant.

To summarize, our physical model is represented by the following equations:

Water mass conservation equation:

$$\begin{aligned} (\beta_p - \frac{\epsilon p_v}{r_v T^2}) \frac{dT}{dt} + (\alpha_T + \frac{\epsilon}{r_v T}) \frac{dp_v}{dt} = \vec{\nabla} \cdot (K_l \rho_l (r_v \ln(\frac{p_v}{p_{sat}(T)}) - \frac{L(T)}{T}) \vec{\nabla} T \\ + (\frac{\pi_v^*}{p_t} + K_l \frac{\rho_l r_v T}{p_v}) \vec{\nabla} p_v + (\omega_{mv} K_t - \frac{p_v \pi_v^*}{p_t^2}) \vec{\nabla} p_t) \end{aligned} \quad (5)$$

Dry air mass conservation equation:

$$\begin{aligned} -\frac{(p_t - p_v)}{r_{da} T} (\frac{\beta_p}{\rho_l} + \frac{\epsilon}{T}) \frac{dT}{dt} - \frac{1}{r_{da} T} (\frac{\alpha_t (p_t - p_v)}{\rho_l} + \epsilon) \frac{dp_v}{dt} + \frac{\epsilon}{r_{da} T} \frac{dp_t}{dt} \\ = \vec{\nabla} \cdot ((-\frac{\pi_v^* M_{da}}{p_t M_v}) \vec{\nabla} p_v + (\rho_{da} \frac{K k_{rg}}{\eta_t} + \frac{\pi_v^* p_v M_{da}}{p_t^2 M_v}) \vec{\nabla} p_t) \end{aligned} \quad (6)$$

Heat conservation equation:

$$\begin{aligned} (\rho_s C_s + \tau_v C_l - \tau_v h_p + \epsilon \rho_v (C_l + \frac{dL(T)}{dT}) + \epsilon \rho_{da} C_{pas} - (L(T) + h^m) (\frac{\beta_p p_v}{\rho_l r_v T} \\ + \frac{\epsilon p_v}{r_v T^2}) + \frac{p_t \beta_p}{\rho_l}) \frac{dT}{dt} + (-\tau_v h_T + (L(T) + h^m) (-\frac{p_v \alpha_T}{\rho_l r_v T} + \frac{\epsilon}{r_v T}) + \frac{p_t \alpha_T}{\rho_l}) \frac{dp_v}{dt} \\ - \epsilon \frac{dp_t}{dt} = \vec{\nabla} \cdot (\lambda^* \vec{\nabla} T + (L(T) + h^m) (\frac{\pi_v^*}{p_t}) \vec{\nabla} p_v + (L(T) + h^m) (\omega_{mv} K_t - \frac{\pi_v^* p_v}{p_t^2}) \vec{\nabla} p_t) \end{aligned} \quad (7)$$

4. Experimental

4.1. For the complementary sorption heat calculation:

As mentioned before, we will use sorption isotherms at two temperatures to calculate the heat of sorption of the wood fiber panels. We measured the main

130 isotherms (adsorption and desorption) for the wood fiber at: $10^{\circ}C$ and $40^{\circ}C$.

The experimental results of isotherms were fitted using Peleg's model (8):

$$Wt = a \times HR^c + b \times HR^d \quad (8)$$

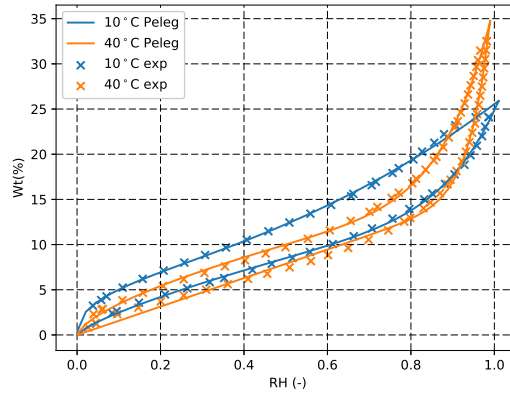


Figure 1: Peleg's fitting for fiberwood main isotherms for two temperatures: $10^{\circ}C$ and $40^{\circ}C$.

4.2. For the numerical tool validation:

The experimental results have been obtained in the project: "HYGRO-BAT" (ANR-HABISOL 2010) ([29], [30]). Among a variety of tested configurations, one
 135 experiment concerned a wood fiber panel $80\text{ mm} \times 1\text{ m} \times 1\text{ m}$ (146 Kg/m^3). The physical parameters (temperature, relative humidity) in this project were measured at the different locations (20 mm , 40 mm , 60 mm and 80 mm) as indicated in the figure 2.

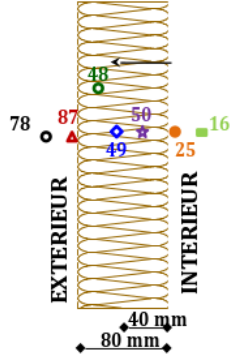


Figure 2: HYGRO-BAT tested wall

140 We set forth in table 1 and figure 3, the applied boundary conditions on the wall in the HYGRO-BAT project:

Case study	Start date	End date	Interior conditions		Exterior conditions	
			$T(^{\circ}C)$	$RH(\%)$	$T(^{\circ}C)$	$RH(\%)$
Conditioning	24/11/2012	01/12/2012	20	60	20	60
Isotherm	01/12/2012	21/12/2012	20	40	20	80
Conditioning	21/12/2012	14/01/2013	20	60	20	60
Non-Isotherm	14/01/2013	06/02/2013	20	60	5	80
Conditioning	06/02/2013	25/02/2013	20	60	20	60
Dynamic	25/02/2013	23/03/2013	20	60	10 ± 5	60 ± 20

Table 1: Applied boundary conditions and conditioning

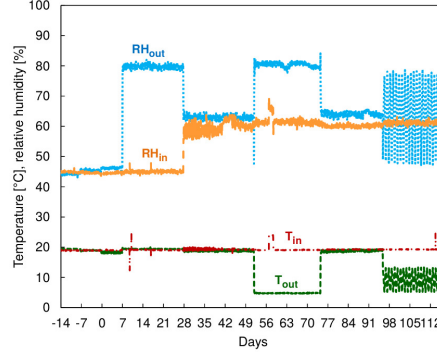


Figure 3: Applied boundary conditions and conditioning

In this project, comparison between numerical tools for hygrothermal modeling and measured results showed acceptable results for isotherm and non-isotherm conditions. But dynamic conditions showed a small (and acceptable) gap between simulated and measured temperature and water vapor pressure. Nevertheless a non-negligible gap between measured and calculated relative humidity has been observed. Since, in real life situation the measured potentials are temperature and relative humidity, we decided to analyze these differences in dynamic conditions. Also, we will show the results only at 20 mm because the results are clearer at this position (enough amplitude close to the dynamic conditions).

5. Results

5.1. The complementary sorption heats

The isosteric heats of sorption are calculated using isotherms curves shown in the previous section. We have two main isotherms for two temperatures. We start by calculating isosteres. We use for this calculation adsorption isotherm, desorption isotherms, and averaged curves for the two main isotherms.

The following isosteres are calculated for 26 moisture content values (Kg/m^3): [0.3, 0.5, 0.8, 1, 2, 2.5, 3, 3.5, 4, 4.5, 5, 5.5, 6, 8, 10, 12, 14, 16, 18, 20, 22, 24, 26, 28, 30, 32.5].

We assume that isosteres are temperature independent and should be fitted with linear curves. This assumption implies that no sorption phase transition occurred.

On figures (4), (5) and (6) the sorption isosteres for a low moisture content
165 appear on the bottom side. The moisture content increases stepwise to the top for each isostere because for a given temperature, the equilibrium pressure in the water vapor phase increases with the moisture content. The slope of these isosteres changes with moisture content.

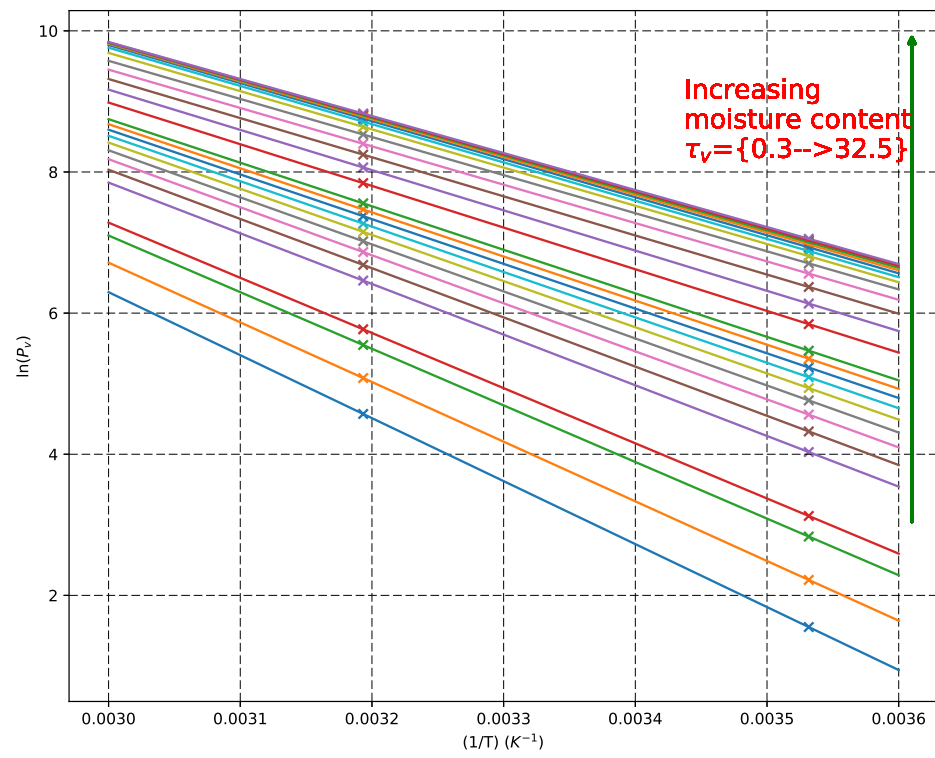


Figure 4: Isosteres of adsorption.

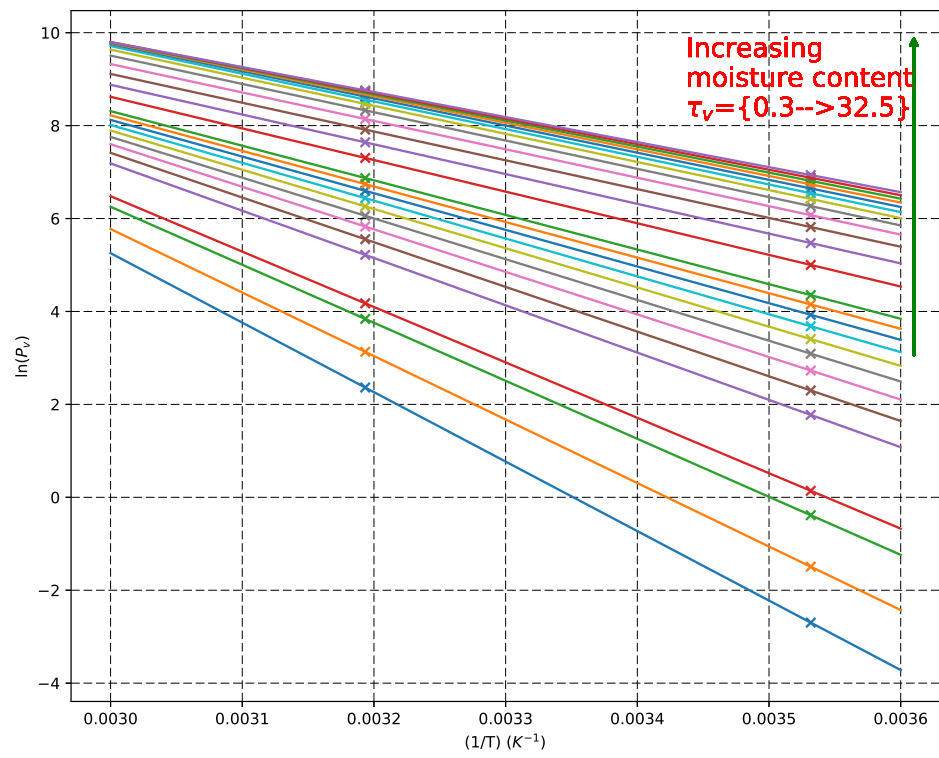


Figure 5: Isotheres of desorption.

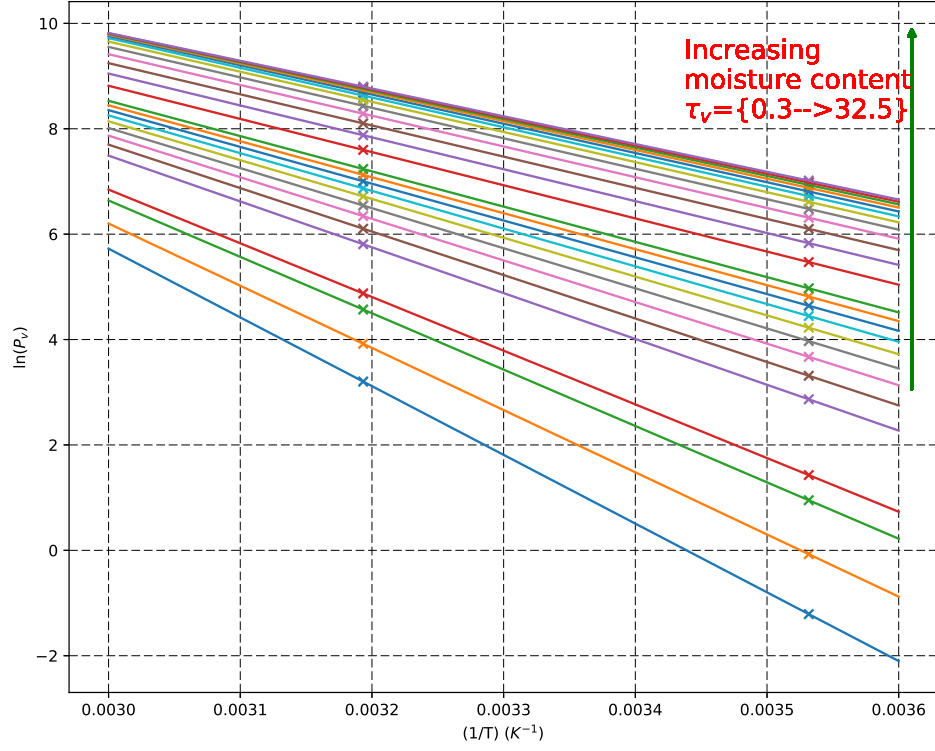


Figure 6: Isosteres of averaged curve of sorption.

Using the slope of the isosteres (for adsorption, desorption and averaged curve) and equation 3, we calculate the three different heats of sorption as a function of the moisture content $h^m(\tau_v)$. We use an averaged value of the pure water vaporization latent heat $L(T)$ (10) calculated using Clapeyron law[31] over the two temperatures ($10^\circ C$ and $40^\circ C$)(10).

$$p_{sat}(T) = \exp\left(\frac{17.4 \times (T - T_{kelvin})}{T - 33.15} + 6.41\right) \quad (9)$$

$$L(T) = \frac{dp_{sat}(T) \times R \times T^2}{p_{sat}(T) \times M_v} = \frac{RT^2}{M_v} \times \left(\frac{17.4}{T - 33.15} - \frac{17.4(T - T_{kelvin})}{(T - 33.15)^2} \right) \quad (10)$$

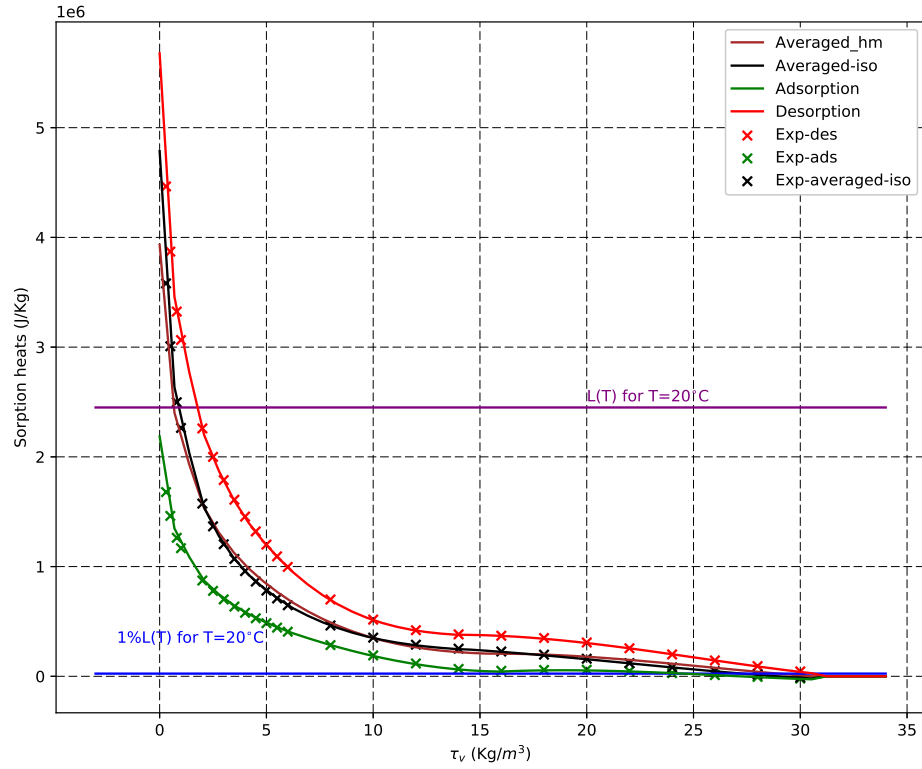


Figure 7: Net isosteric sorption heats using three isotherms: Adsorption-Desorption-Averaged curve of main isotherms and the averaged curve of the adsorption and desorption heats.

Figure 7 presents the calculated heats of sorption. We notice, as expected, that the net isosteric heats of sorption decreased with increasing moisture content. The net heats for adsorption were significantly lower than for desorption. Also, we note that the value of average h^m is very close to h^m determined with

the average isotherms. In addition to the heats of sorption, the value of the latent heat for a temperature of $20^{\circ}C$ was presented, as well as the value of 1% of $L(20)$. It is usual to neglect h^m in the modeling because its value was always negligible in front of $L(T)$, especially for mineral materials where the bond between the material and the water is purely physical and the energy necessary to separate them is very negligible. But as shown in the figure, h^m has non-negligible and even paramount values before $L(T)$ (the values of h^m for average moisture contents are higher than $1\%L(20^{\circ}C)$).

We did fit the results using a three degrees polynomial function per part (11). We have summarized the coefficients' values in table 2 for the three heats of sorption:

$$h^m(\tau_v) = \exp\left(\frac{17.4 \times (T - T_{kelvin})}{T - 33.15} + 6.41\right) \quad (11)$$

Parts		Adsorption	Averaged isotherms	Desorption
1st Part: $\tau_v < 2$	a	-2.8×10^5	-7.6×10^5	-7.46×10^5
	b	1.2×10^6	3.2×10^6	3.15×10^6
	c	-1.9×10^6	-5×10^6	-5×10^6
	d	2.2×10^6	4.8×10^6	5.7×10^6
2nd Part: $\tau_v < 6$	a	-2.8×10^3	-6.9×10^3	-7.2×10^3
	b	5×10^4	1.2×10^5	1.3×10^5
	c	-3.7×10^5	-8.3×10^5	-9.7×10^5
	d	1.4×10^6	2.9×10^6	3.7×10^6
3rd Part: $\tau_v < 14$	a	3.7×10^1	-3.9×10^2	-6.3×10^2
	b	2×10^3	1.8×10^4	3×10^4
	c	-9.5×10^4	-2.8×10^5	-4.7×10^5
	d	9×10^5	1.8×10^6	3×10^6
4th Part: $\tau_v < 32$	a	5.7×10^1	3.6×10^1	7.4×10^1
	b	-4.5×10^3	-2.3×10^3	-5.6×10^3
	c	1.08×10^5	3.3×10^4	1.13×10^5
	d	-7.7×10^5	1.5×10^5	-3.1×10^5

Table 2: Fitting results for sorption heats

5.2. Integration of h^m and SYRTHES' Validation

After calculating the net isosteric heat h^m as a function of the moisture content τ_v , we integrate it in SYRTHES and we compare:

- Experimental results presented in section 2 (Exp);
- The version with the net isosteric heat of desorption (*hm_desorption*);
- The version with the net isosteric heat of averaged curves of the main isotherms (*hm_averaged - iso*);
- The basic version of SYRTHES where $h^m=0$ ($hm = 0$);
- The version with the net isosteric heat of adsorption (*hm_adsorption*);

- The version with the averaged curve of net isosteric heat of adsorption and desorption ($hm_averaged$).

And the results of comparison are summarized in table 3.

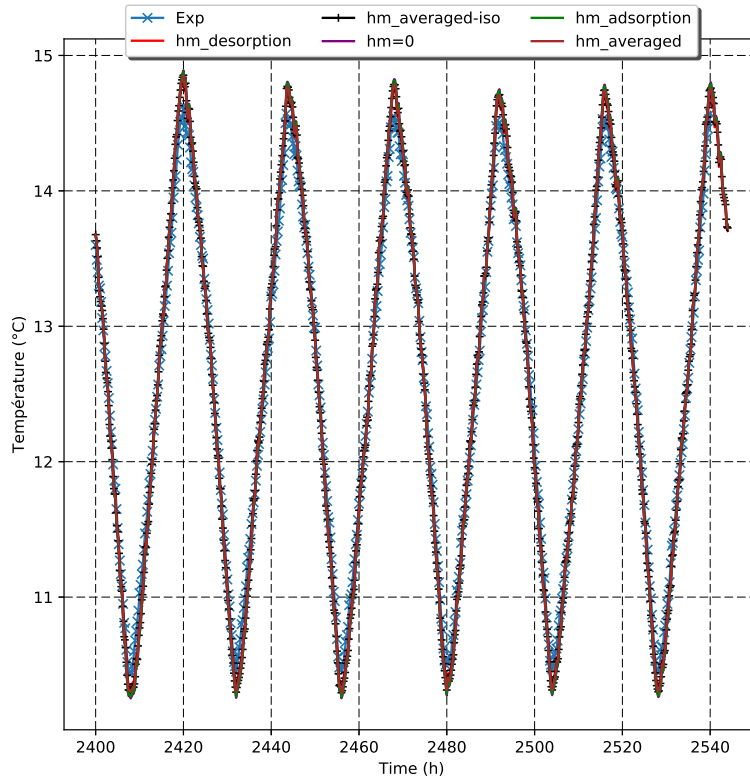


Figure 8: T at $20mm$ from exterior panel using four sorption heats.

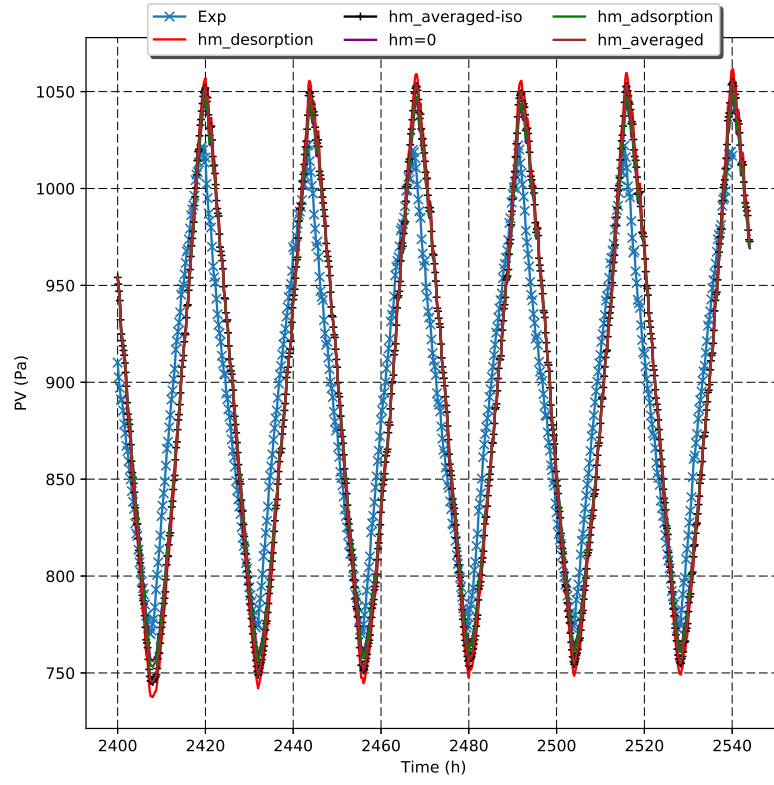


Figure 9: P_v at 20mm from exterior panel using four sorption heats.

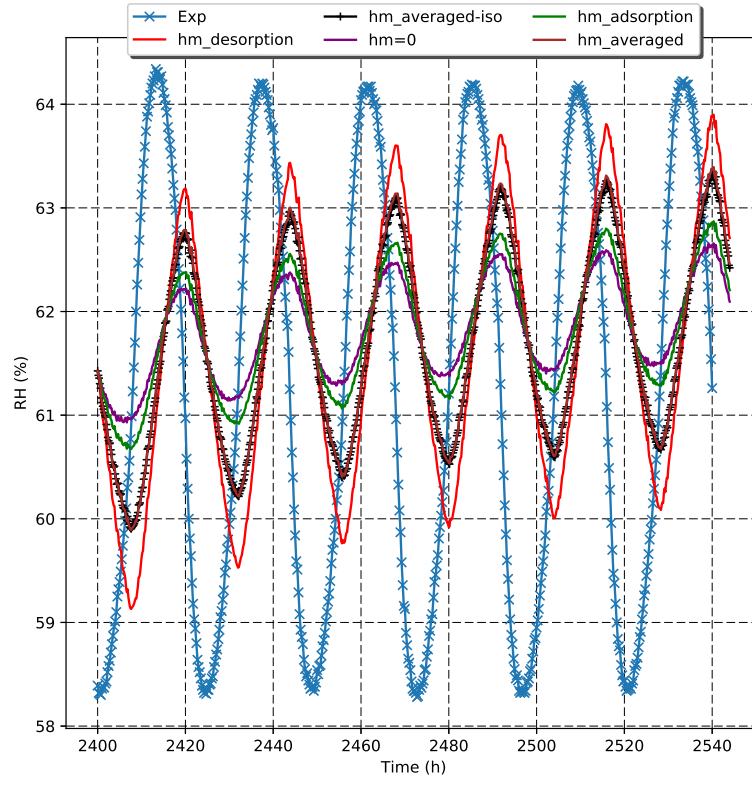


Figure 10: RH at $20mm$ from exterior panel using four sorption heats.

Results	Compared parameters		$P_v(\text{Pa})$	$T(^{\circ}\text{C})$	$\text{RH}(\%)$
Experimental	Time shift	Direction	-	-	-
		Value	0	0	0
	The average of the potential	Value	896	12.5	61.3
		Shift Dir.	-	-	-
	Amplitude		253	4.2	6.1
Desorption h_m	Time shift	Direction	$\longrightarrow$	-	$\longrightarrow$
		Value	0.5h	0	7h
	The average potential	Value	900	12.6	61.5
		Shift Dir.	$\uparrow$	$\uparrow$	$\uparrow$
	Amplitude		324	4.5	4.8
Averaged isotherms h_m	Time shift	Direction	$\longrightarrow$	-	$\longrightarrow$
		Value	0.5h	0	7h
	The average potential	Value	900	12.6	61.6
		Shift Dir.	$\uparrow$	$\uparrow$	$\uparrow$
	Amplitude		309	4.6	3.4
With $h_m = 0$	Time shift	Direction	$\longrightarrow$	-	$\longrightarrow$
		Value	0.5h	0	7h
	The average potential	Value	901	12.6	61.8
		Shift Dir.	$\uparrow$	$\uparrow$	$\uparrow$
	Amplitude		293	4.6	1.7
Adsorption h_m	Time shift	Direction	$\longrightarrow$	-	$\longrightarrow$
		Value	0.5h	0	7h
	The average potential	Value	901	12.6	61.8
		Shift Dir.	$\uparrow$	$\uparrow$	$\uparrow$
	Amplitude		296	4.6	2.2
Averaged h_m	Time shift	Direction	$\longrightarrow$	-	$\longrightarrow$
		Value	0.5h	0	7h
	The average potential	Value	900	12.6	61.6
		Shift Dir.	$\uparrow$	$\uparrow$	$\uparrow$
	Amplitude		310	4.6	3.5

21
Table 3: Comparison between models and experimental results

6. Discussion:

The reason behind reconsidering the heat of sorption in the coupled heat and moisture transfer is to improve the simulation results and approach the calculated potentials to the experimental results. Three parameters are concerned by this improvement: The amplitude, the time shift and the mean value for T , P_v and RH . But chiefly the relative humidity where these three parameters were highly incorrect regarding the measured RH . To summarize, we aim to improve the time shift, the lack of amplitude and the very high mean value of the relative humidity.

From table 3, we notice that the integration of h_m :

- slightly (negligibly) changes the simulated temperatures;
- changes the values of P_v , increasing the amplitudes and slightly shifting the average vapor pressure down;
- changes the relative humidity values calculated from the T and P_v by increasing the amplitudes and shifting the average down;
- the integration of h^m hardly affects the time shifts in P_v and RH ;
- the influence of h^m is greater on RH than on the other potentials. Indeed, a small change in P_v and T can lead to a considerable change of the relative humidity. For example at 2420h:

- For $h^m=0$, $T=14.9^\circ C$ and $P_v=1045Pa \longrightarrow RH=\frac{P_v}{p_{sat}}=62.2\%$;
- Introducing h^m of adsorption to SYRTHES changes only P_v to 1047Pa (temperature remains at $14.9^\circ C$) which results in 62.3% of RH : A difference of 2Pa in P_v results in 0.1% absolute difference in RH .
- Introducing h^m for averaged isotherms to SYRTHES changes T to $14.8^\circ C$ and P_v to 1052Pa which results in 63% of RH : A difference of 7Pa in P_v and $0.1^\circ C$ results in 0.8% absolute difference in RH .

- 210 – Introducing h^m for desorption to SYRTHES changes T to $14.8^\circ C$ and P_v to $1057 Pa$ which results in 63.3% of RH : A difference of $12 Pa$ in P_v and $0.1^\circ C$ results in 1.1% absolute difference in RH . Therefore, on total amplitude of 6.1% of RH , 1.1% represents 18% of amplitude.
- 215 • using the heat of desorption increases the amplitudes of P_v and RH more than the heat of adsorption. So increasing the values of h^m increases the observed effects cited above.

We conclude that h^m has almost no impact on the temperature values, but it greatly influences the calculated values of P_v which then modifies the relative humidity values. To explain this influence on water vapor pressure, we estimate the order of magnitude of several terms of the equation for the conservation of the mass of water, since in SYRTHES, the water vapor pressure is calculated using the water mass conservation equation (5).

First of all, the values of the terms including ε in the water mass conservation equation could be neglected before the other terms, since their order of magnitude are smaller than the rest:

$$\begin{aligned}\frac{\varepsilon p_v}{r_v T^2} &\approx \frac{10^{-1} \times 10^3}{10^2 \times 10^5} \approx 10^{-5} \\ \alpha_T &\approx 10^{-2} \\ \beta_p &= \frac{-\alpha_T(h^m + L(T))p_v}{r_v T^2} \approx \frac{-10^{-2} \times 10^6 \times 10^3}{10^2 \times 10^5} \approx -1 \\ \frac{\varepsilon}{r_v T} &\approx \frac{10^{-1}}{10^2 \times 10^2} \approx 10^{-5}\end{aligned}$$

By noting C the second member of the water mass conservation equation (5), it becomes:

$$\begin{aligned}\frac{-\alpha_T(h^m + L(T))p_v}{r_v T^2} \frac{dT}{dt} + \alpha_T \frac{dp_v}{dt} &= C \\ \frac{dp_v}{dt} &= \frac{C}{\alpha_T} + \frac{(h^m + L(T))p_v}{r_v T^2} \frac{dT}{dt}\end{aligned}$$

As mentioned above:

$$\begin{aligned}\frac{-\alpha_T p_v (h^m + L(T))}{r_v T^2} &\approx -1 \\ \alpha_T &\approx 10^{-2} \\ C &\approx \frac{\pi_v^*}{p_t} \frac{\Delta(p_v)}{e} \approx \frac{5 \times 10^{-6} \times 10^2}{1.01 \times 10^5 \times 8 \times 10^{-2}} \approx 10^{-8}\end{aligned}$$

On average T varies by $4.2^\circ C$ over $12h$, therefore $\frac{dT}{dt}$:

$$\begin{aligned}\frac{dT}{dt} &= \frac{4.2}{43200} \approx 10^{-4} \\ \frac{(h^m + L(T))p_v}{r_v T^2} \frac{dT}{dt} &\approx 10^{-2} \\ \frac{C}{\alpha_T} &\approx 10^{-6} \\ \frac{C}{\alpha_T} &\ll \frac{(h^m + L(T))p_v}{r_v T^2} \frac{dT}{dt}\end{aligned}$$

So:

$$\frac{dp_v}{dt} \approx \frac{(h^m + L(T))p_v}{r_v T^2} \frac{dT}{dt}$$

This explains the synchroization between the calculated T and P_v , and the increase of amplitude of the water vapor pressure after using a non-zero value of h^m improving the lack of amplitude of the simulated RH when h^m is neglected.

7. Conclusions and outlooks:

In conclusion, for temperature and water vapor pressure, the simulation results were acceptable without taking into account h^m . However, the combination of these two potentials to calculate the relative humidity yields unsatisfactory results. And since T and RH are the measured potentials in real-life experiments, it is necessary to improve the simulation results for this potential. Thus, an analysis of the physical model integrated into this tool has been carried out to determine the hygrothermal parameters to be reconsidered and

which could impact the hygrothermal modeling. This work pointed out four
225 parameters: the slope of the sorption isotherms (the hysteresis phenomenon),
the water vapor permeability, the liquid water permeability, and the sorption
heat. A study of the sorption hysteresis and its impact on the hygrothermal
modeling has already been done and it has been noticed that its impact remains
negligible on the simulation results. But, the consideration of the sorption heat
230 in hygrothermal modeling changes the simulation results. Chiefly, the ampli-
tude and the mean value of the relative humidity. Therefore, considering this
parameter that we usually neglect is necessary, especially for bio-sourced mate-
rials. The latter have heats of sorption of non-negligible magnitude before the
latent heat because of the chemical bonds between the adsorbed water and the
235 material.

The sorption heat also knows a hysteresis phenomenon, which we neglected in
this work: we used sorption heats for each process individually to predict h^m as
a function of the moisture content. However, it would be interesting to consider
this phenomenon in the heat of sorption calculations and analyze its impact on
240 the coupled heat and mass transfer in buildings' envelopes.

8. Nomenclature

K_t, K_l	Gas, Liquid water permeability (s)
M_{da}, M_v, M_t	Dry air, water vapor, Gas molar mass (Kg/mol)
p_{da}, p_v	Dry air, water vapor partial pressure (Pa)
p_t	Total pressure of the gas phase (Pa)
T	Generic notation of a temperature (K)
$\pi_i^* (i = da, v)$	Dry air or water vapor diffusion coefficient ($kg/(m.s)$) $\vec{g}_{i,diff} = -\pi_i^* \vec{\nabla} \frac{p_i}{p_t}$
ω_{mi}	Mass fraction of gas i ($\frac{\rho_i}{\rho_t}$)
$\rho_i (i = da, v)$	Dry air or water vapor partial density (kg/m^3)
ρ_l	Water liquid partial density (kg/m^3)
ρ_s	Dry material density (kg/m^3)
β_p	Partial derivative of the sorption isotherm with respect to T
ϵ	Porosity
$r_i (i = da, v)$	Ideal gas constant for water vapor or dry air $r_i = \frac{R}{M_i}$
α_T	The sorption isotherm slope $\alpha_T = (\frac{\partial \tau_v}{\partial p_v})_T$
p_{sat}	saturated vapor pressure (Pa)
$L(T)$	Latent heat of evaporation of water (J/Kg)
K	Intrinsic permeability
k_{rg}	Relative gas permeability ($-$)
μ_t	Dynamic viscosity of the gas phase ($Pa.s$)
C_s	Porous medium: Specific heat of the dry material ($J/kg.K$)
τ_v	Moisture content (mass of water per unit volume of porous medium) (Kg/m^3)
C_l	Specific heat of liquid water ($J/Kg.K$)
h^m	Heat sorption of adsorbed water (J/Kg)
h_p	Partial derivative of h^m isotherm with respect to T ($J/Kg.K$)
h_T	Partial derivative of h^m isotherm with respect to P_v ($J/Kg.Pa$)
λ^*	Thermal conductivity of wet material ($W/m.K$)

References

- [1] SmartRéno, The smart réno project (reliability, professionalism, and value of energy renovation), <https://smart-reno.recherche.univ-lr.fr/>.
- 245 [2] E. Tsami, Z. B. Maroulis, D. Marinos-Kouris, G. D. . Saravacos, Heat of sorption of water in dried fruits, *International Journal of Food Science and Technology* 25 (1990) 350–359.
- [3] B. Touati, B. Lips, B. Benyoucef, J. Virgone, A. Jamali, M. Kouhila, Effet de la température sur les isothermes et la chaleur isostérique de sorption des feuilles de menthe (*mentha viridis*).
250
- [4] S. Akkad, A. Idlimam, A. Lamharrar, M. Essaber, M. Kouhila, J. Costa, Evaluation des isothermes de désorption et de la chaleur isostérique de deux plantes aromatiques et médicinales par la méthode gravimétrique statique en vue de leur séchage, *Revue des Energies Renouvelables SMSTS08 Alger* (2008) 1–6.
255
- [5] A. Benseddik, A. Azzi, K. Allaf, Modélisation des isothermes de désorption de la citrouille en vue de leur séchage solaire, *Revue des Energies Renouvelables SIENR14 Ghardaa* (2014) 173–182.
- [6] A. C. Resio, R. Aguerre, C. Suarez, Analysis of the sorptional characteristics of amaranth starch, *Journal of Food Engineering* 42 (1999) 51–57.
260
- [7] R. K. Tadapaneni, R. Yang, B. Carter, J. Tang, A new method to determine the water activity and the net isosteric heats of sorption for low moisture foods at elevated temperatures, *Food Research International* Vol. 13, No. 4 (2017).
- 265 [8] E. Palou, A. Lpez-Malo, A. Argai, Effect of temperature on the moisture sorption isotherms of some cookies and corn snacks, *Journal of Food Engineering* 31 (1997) 85–93.

- [9] F. B. Cortés, F. Chejne, A rapid and novel approach for predicting water sorption isotherms and isosteric heats of different meat types, *Meat Science* 86 (2010) 921–925.
- [10] M. . Balaban, C. A. Zuritz, R. P. Singh, K. Hayakawa, A hysteresis model based on an explicit domaindependence function, *Journal of Food Process Engineering* 10 (1987) 53–70.
- [11] A. Al-Muhtaseb, W. McMinn, T. Magee, Water sorption isotherms of starch powders. part 2: Thermodynamic characteristics, *Journal of Food Engineering* 62 (2004) 135–142.
- [12] O. Ajibola, N. Aviara, O. Ajetumobi, Sorption equilibrium and thermodynamic properties of cowpea (*vigna unguiculata*), *Journal of Food Engineering* (2003) 317–324.
- [13] G. Whiting, D. Grondin, S. Bennici, A. Auroux, Heats of water sorption studies on zeolitemgso 4 composites as potential thermochemical heat storage materials, *Solar Energy Materials & Solar Cells* (2013) 112–119.
- [14] D. Shen, M. Blow, Isosteric study of sorption thermodynamics of single gases and multi-component mixtures on microporous materials, *Microporous and Mesoporous Materials* 22 (1998) 237–249.
- [15] D. Shen, M. Blow, F. Siperstein, M. Engelhard, A. L. Myers, Comparison of experimental technique for measuring isosteric heat of adsorption, *Adsorption* 6 (2000) 275–286.
- [16] Y. Liu, S. Liu, Wettability modification of lignite by adsorption of alkyltrimethylammonium bromides with different alkyl chain length, *Drying Technology* 35 (13) (2017) 1619–1628.
- [17] P. Leuk, M. Schneeberger, U. Hirn, W. Bauer, Heat of sorption: A comparison between isotherm models and calorimeter measurements of wood pulp, *Drying Technology* 34 (5) (2016) 563–573.

- 295 [18] A. Maouahid, Mise au point d'un dispositif couple manométrique-calorimétrique pour l'étude de l'adsorption de fluides supercritiques dans des milieux microporeux et mésoporeux., Ph.D. thesis, Ecole doctorale des sciences exactes et de leurs applications, Université de Pau et des pays de l'Adour (2010).
- 300 [19] P. shusheng, T. Langrish, R. Keey, The heat of sorption of timber, *Drying Technology* 11 (5) (1993) 1071–1080.
- [20] S. S. Sablani, R. M. Myhara, Mahgoub, Z. H. Al-Attabi, M. M. Al-Mugheiry, Water sorption isotherms of freeze dried fish sardines, *Drying Technology* 19 (3-4) (2001) 673–680.
- 305 [21] M. C. Gely, S. A. Giner, Water - corn equilibrium: Temperature dependency of the g.a.b. model parameters and calculation of the heat of sorption, *Drying Technology* 18 (7) (2000) 1449–1464.
- [22] O. Fasina, S. Sokhansanj, R. Tyler, Thermodynamics of moisture sorption in alfalfa pellets, *Drying Technology* 15 (5) (1997) 1553–1570.
- 310 [23] J. Acosta, L. Nuevas, I. Rodriguez, E. Pardillo, A. Ramos, The moisture sorption isotherms of cefotaxime sodium salt, *Drying Technology* 18 (1-2) (2000) 469–477.
- [24] W. S. Botheju, K. S. P. Amarathunge, M. T. Z. Mohamed, Modeling moisture desorption isotherms and thermodynamic properties of fermented tea dhool (camellia sinensis var. assamica), *Drying Technology* 26 (10) (2008) 1294–1299.
- 315 [25] G. Abdulla, A. Belghit, K. Allaf, Impact of instant controlled pressure drop treatment on moisture adsorption isotherm of cork granules, *Drying Technology* 27 (2) (2009) 237–247.
- 320 [26] S. Janjai, B. K. Bala, K. Tohsing, B. Mahayothee, M. Haewsungcharern, W. Mhlbauer, J. Mller, Equilibrium moisture content and heat of sorption

of longan (*dimocarpus longan* lour.), *Drying Technology* 24 (12) (2006) 1691–1696.

- [27] N. Issaadi, A. Nouviaire, R. Belarbi, A. At-Mokhtar, Moisture charac-
325 terization of cementitious material properties: Assessment of water vapor
sorption isotherm and permeability variation with ages, *Construction and
Building Materials* 83 (2015) 237–247.
- [28] Syrthes, [//rd.edf.com/syrthes](http://rd.edf.com/syrthes).
- [29] J. Virgone, Towards a hygro-thermal design method for performant build-
330 ings hygro-bat (2014).
- [30] H. Rafidiarison, R. Rémond, E. Mougél, Dataset for validating 1-d heat
and mass transfer models within building walls with hygroscopic materials,
Building and Environment 89 (2015) 356–368.
- [31] O. météorologique mondiale, Guide des instruments et des méthodes d'ob-
335 servation météorologiques, 2014th Edition, 2017.
- [32] A. Mulet, J. Garca-Reverter, R. Sanjun, J. Bon, Sorption isosteric heat
determination by thermal analysis and sorption isotherms, *Journal of food
science* 64 (1) (1999) 64–68.
- [33] T. Duforestel, Des transferts couplés de masse et de chaleur la conception
340 bioclimatique: près de 30 ans de recherches sur l'efficacité énergétique des
bâtiments. (2015).
- [34] M. Woloszyn, N. L. Pierrès, Y. Kedowidé, J. Virgone, A. Trabelsi, Z. Sli-
mani, E. Mougél, R. Rémond, H. Rafidiarison, P. Perré, F. Pierre, R. Be-
larbi, N. Issaadi, K. Abahri, T. Bejat, A. Piot, E. Wurtz, T. Duforestel,
345 M. C. Dage, B. Perrin, M. Coutand, O. Vololonirina, C. Pompéo, W. Jo-
maa, J. S. Lauffer, P. Thiriet, R. Diss, N. Rémond, O. Legrand, Vers
une méthode de conception hygro-thermique des batiments performants
: démarche du projet hygro-bat, in: *Conférence IBPSA France-Arras-2014*,
2014.

- 350 [35] G. Kirov, N. Petrova, T. Stanimirova, Matching of the water states of
products and zeolite during contact adsorption drying, *Drying Technology*
35 (16) (2017) 2015–2020.
- [36] D. Kaur, A. A. Wani, D. S. Sogi, U. S. Shivhare, Sorption isotherms and
drying characteristics of tomato peel isolated from tomato pomace, *Drying*
355 *Technology* 24 (11) (2006) 1515–1520.
- [37] C. Chawla, D. Kaur, D. P. S. Oberoi, D. S. Sogi, Drying characteristics,
sorption isotherms, and lycopene retention of tomato pulp, *Drying Tech-*
nology 26 (10) (2008) 1257–1264.
- [38] L. Fan, X. Meng, R. Chu, G. Wu, X. Li, P. Liu, Analysis of moisture re-
360 adsorption behavior of dried lignite: Inherent and extrinsic factors, *Drying*
Technology 0 (0) (2021) 1–14.
- [39] G. Vzquez, F. Chenlo, R. Moreira, Modelling of desorption isotherms of
chestnut: Influence of temperature and evaluation of isosteric heats, *Drying*
Technology 19 (6) (2001) 1189–1199.
- 365 [40] S. Basu, U. S. Shivhare, A. S. Mujumdar, Moisture adsorption isotherms
and glass transition temperature of xanthan gum, *Drying Technology* 25 (9)
(2007) 1581–1586.

Chapitre 7

Analyse théorique de la méthode de la coupelle standard

7.1 Introduction

La perméabilité à la vapeur caractérise la capacité d'un matériau à se laisser traverser par la vapeur d'eau. Cette propriété est souvent mesurée par un essai expérimental très courant et normalisé à l'échelle internationale : la méthode de la coupelle. Le principe de cette méthode consiste à soumettre les deux surfaces d'un échantillon à des pressions de vapeur différentes, tout en gardant la température constante, afin de créer un flux de vapeur permanent à travers le matériau. Ce flux identifié par la mesure en continu de l'évolution de la masse de l'échantillon. Le changement de la masse est provoqué par la solution saline, qui agit comme un puits ou une source de vapeur, pour maintenir une pression de vapeur, à l'intérieur de la coupelle différente de celle à l'extérieur. La perméabilité est déterminée par la formule reliant le flux diffusif au gradient de la pression de vapeur appliqué à l'échantillon. Dans cet essai, on suppose que la pression totale du gaz est uniforme. Cependant, cette hypothèse se révèle contradictoire dans des conditions particulières d'un essai à la coupelle.

Dans cet article, nous démontrons que la pression totale ne peut pas être uniforme lors un essai à la coupelle. Nous démontrons aussi que la perméabilité à la vapeur mesurée par la méthode coupelle, où la pression totale est considérée uniforme, est souvent sous-estimée.

Ensuite, nous proposons une nouvelle procédure expérimentale pour prendre en compte la non-uniformité de la pression totale. Nous présentons alors les résultats d'un premier test de cette expérience modifiée qui confirme l'existence de cette différence de pression totale.

Cet écart de pression totale montre qu'il existe certainement un flux advectif d'air humide qui accompagne le flux diffusif de vapeur pendant un essai à la coupelle. Ce flux advectif dépend alors de la perméabilité au gaz du matériau. Nous démontrons dans cet article que la prise en compte de cet écart dans cet essai expérimental permet d'identifier la perméabilité au gaz du matériau testé. Nous proposons alors une procédure d'identification simultanée des deux propriétés hygrothermiques en utilisant les grandeurs mesurées avec un essai de coupelle modifié.

Ce travail a été soumis dans **International Journal of Heat and Mass Transfer** en février 2021. Une version révisée de cet article a été envoyée le 06 mai 2021.

Assessment of the Water Vapor Permeability: Effect of the total pressure

Thierry Duforestel^{a,c,*}, Imane Oubrahim^{a,b,c}, Rafik Belarbi^{b,c}, Hanaa El Hardouz^a, Mathilde Colmet Daâge^{a,c}

^aEDF R&D, TREE, EDF Lab Les Renardières, 77818 Moret-sur-Loing, France

^bLaSIE, UMR 7356, CNRS, La Rochelle Université, Avenue Michel Crépeau, 17042 La Rochelle Cedex 1, France

^c4ev Lab, CNRS, Université de La Rochelle, Electricité de France EDF, Avenue Michel Crépeau, 17042 La Rochelle Cedex 1, France

Abstract

This paper shows that the theory describing gas diffusion with no consideration of the total gas pressure leads to an underestimation of the water vapor diffusive permeability. This experimental method, called cup method, can be considered as one of the most popular tests in the domain of heat and mass transfer for building applications. Thus, it is likely that the water vapor permeability defined for most current building materials is underestimated. Thanks to the approach proposed in this paper, provided that there is an advective gas permeability, it is possible to know whether a given water vapor permeability has been underestimated or not. However, it is not possible to estimate the magnitude of this measurement error. In the last part, a new experimental procedure is proposed, integrating a total gas pressure measurement on both sides of the sample. This modified test method makes it possible to simultaneously determine the advective gas permeability and the diffusive vapor transfer coefficient.

Keywords: Water vapor permeability, hygrothermal modeling, advection, total gas pressure, cup test method

*Corresponding author

Email addresses: imane.oubrahim@edf.fr (Imane Oubrahim), rafik.belarbi@univ-lr.fr (Rafik Belarbi), hanaa.el-hardouz@edf.fr (Hanaa El Hardouz), mathilde.colmet-daage@edf.fr (Mathilde Colmet Daâge)

URL: thierry.duforestel@edf.fr (Thierry Duforestel)

1. Highlights

- Modeling of coupled heat and moisture transfer within porous materials;
- Protocol of water vapor permeability measurement using the cup test method;
- 5 • Consideration of advection in water vapor permeability evaluation;
- New experimental protocol to determine two transfer properties: water vapor permeability and relative gas permeability using a modified cup test method;

2. Introduction

10 Since the introduction of the GLASER method in current building physics practices [1], many more sophisticated models have been developed to study the evolution of heat, air, and moisture in porous materials used in building components ([2, 3, 4, 5], etc.). Some of these coupled models have led to the development of simulation software tools (e.g., WUFI ([6] and [7]), DELPHIN
15 [8], TRNSYS [9], Energy Plus [10]). Nevertheless, it appears that most of these tools include a simplified expression of gas diffusion, very close to the GLASER expression, for which the total gas pressure has no impact on diffusion. This approximation can be accepted for materials with high gas permeability. But for materials with low gas permeability (e.g., concrete), this diffusion expression
20 fails to represent the actual behavior of gas in some specific configurations. It is particularly true when the gas transfer phenomenon by both advection and diffusion compete, like in some drying processes ([11, 12, 13]).

The total gas pressure impact is rarely included in the mass transfer occurring in building envelope components. This is probably since the reference model
25 in this domain (the GLASER model [1]) did not consider the total gas pressure.

Nevertheless, it seems essential to keep in mind its potential consequences in some configurations. As far as the physics of gas transfer is concerned, there is no reason why the total gas pressure should be uniform and constant over
30 time. Total gas pressure evolutions are part of the overall gas behavior in porous media and must be considered with the rest of the partial pressures.

One of the configurations where the total gas pressure is most often considered uniform is the cup test method. It's a normalized test [14] used to measure the water vapor permeability. We think that, in this configuration, neglecting the
35 total gas pressure could lead to an underestimation of the measured coefficient. There are only a few studies on the impact of this assumption on measurements. Nevertheless, some experimental attempts more than 20 years ago [15] have partly explored this issue, especially by carrying out cup tests in low gas pressure conditions.

40 In this paper, we propose to study the impact of total gas pressure in a well-known configuration: the cup test method. First, we will analyze this test physically, using complete expressions of flow formulas. Then, numerically, using the SYRTHES tool for coupled heat and mass transfer. Finally, we will propose a new test procedure to measure the water vapor diffusion coefficient,
45 considering the total gas pressure. In this paper, we are interested in analyzing the cup test method at a macroscopic scale, for water vapor transport in dry materials. Certainly, other interpretation issues are arising when the cup test method is operated with wet materials. It has been observed that the increase of the average RH leads to an apparent increase of measured water vapor per-
50 meability [16]. This specific and very important point will not be considered in this paper.

3. Material and methods

3.1. Hygrothermal modeling

Originally, SYRTHES (SYstème de Résolution de la THERmique Solide) was
55 developed at EDF R&D for the pure thermal calculation of complex finite ele-

ment structures in $2D$ and $3D$. Its vocation was to couple with existing fluid thermal tools to integrate their results as boundary conditions of the solid problem and vice versa.

60 In its basic version, SYRTHES had a large variety of boundary conditions, including the possibility to compute the radiative exchange between external surfaces taking into account mask and screen effects. The formal similarity between the heat equation and the mass transfer equations (they are based on a diffusive formalism.) and the richness of the boundary conditions encouraged
65 us to exploit this platform to integrate the coupled resolution of the heat, water mass, and dry air mass conservation equations. We now integrate these features into the current version of SYRTHES [17].

The physical model used to model coupled heat and moisture transfer in
70 SYRTHES is based on three conservation equations [18]:

- Water mass conservation equation;
- Dry air mass conservation equation;
- Heat conservation equation.

For each of them, the structure is strictly identical. The first member represents the accumulation of the transferring entity (mass of water, mass of dry
75 air or heat) per unit of time and per unit volume of the porous medium. The second member represents the difference between the incoming flow and the outgoing flow at the border of the elementary volume. In its differential form, this balance is expressed as the divergence in the density of flow of the transferring
80 entity. The hypothesis included in these equations are:

- The equations of state of the fluids included in the porous medium are assumed to be conserved. This hypothesis implies that the interactions

between the fluids and the solid are assumed to be concentrated in the moisture content;

- The gas phase is assumed to consist of an ideal mixture of two ideal gases, the water vapor, and dry air. This assumption implies that each component of the mixture respects the ideal gas law ($p_i = \rho_i \times r_i \times T$ for $i = as$ and $i = v$) and that the sum of partial pressures is equal to the total pressure of the gas mixture;
- Everywhere in the porous medium and at every moment, all the phases are in equilibrium. This imposes that at any point of the medium, the temperatures of all phases are permanently equal. It also means that the two phases of water which coexist in the medium are in thermodynamic equilibrium;
- Finally, to avoid an unnecessary complication when we focus on the description of transfer phenomena, we will consider that the skeleton is non-deformable and chemically inert with respect to its environment. The main consequence of this assumption is that the dry porosity ϵ_0 remains constant.

To summarize, our physical model is represented by the following equations:

Water mass conservation equation:

$$\begin{aligned} (\beta_p - \frac{\varepsilon p_v}{r_v T^2}) \frac{dT}{dt} + (\alpha_T + \frac{\varepsilon}{r_v T}) \frac{dp_v}{dt} = \vec{\nabla} \cdot (K_l \rho_l (r_v \ln(\frac{p_v}{p_{sat}(T)}) - \frac{L(T)}{T}) \vec{\nabla} T \\ + (\frac{\pi_v^*}{p_t} + K_l \frac{\rho_l r_v T}{p_v}) \vec{\nabla} p_v + (\omega_{mv} K_t - \frac{p_v \pi_v^*}{p_t^2}) \vec{\nabla} p_t) \end{aligned} \quad (1)$$

Dry air mass conservation equation:

$$\begin{aligned} -\frac{(p_t - p_v)}{r_{as} T} (\frac{\beta_p}{\rho_l} + \frac{\varepsilon}{T}) \frac{dT}{dt} - \frac{1}{r_{as} T} (\frac{\alpha_t (p_t - p_v)}{\rho_l} + \varepsilon) \frac{dp_v}{dt} + \frac{\varepsilon}{r_{as} T} \frac{dp_t}{dt} \\ = \vec{\nabla} \cdot ((-\frac{\pi_v^* M_{as}}{p_t M_v}) \vec{\nabla} p_v + (\rho_{as} \frac{K k_{rg}}{\eta_t} + \frac{\pi_v^* p_v M_{as}}{p_t^2 M_v}) \vec{\nabla} p_t) \end{aligned} \quad (2)$$

Heat conservation equation:

$$\begin{aligned}
& (\rho_s C_s + \tau_v C_l - \tau_v h_p + \varepsilon \rho_v (C_l + \frac{dL(T)}{dT}) + \varepsilon \rho_{as} C_{pas} - (L(T) + h^m) (\frac{\beta_p p_v}{\rho_l r_v T} \\
& + \frac{\varepsilon p_v}{r_v T^2}) + \frac{p_t \beta_p}{\rho_l} \frac{dT}{dt} + (-\tau_v h_T + (L(T) + h^m) (-\frac{p_v \alpha_T}{\rho_l r_v T} + \frac{\varepsilon}{r_v T}) + \frac{p_t \alpha_T}{\rho_l} \frac{dp_v}{dt} \\
& - \varepsilon \frac{dp_t}{dt} = \vec{\nabla} \cdot (\lambda^* \vec{\nabla} T + (L(T) + h^m) (\frac{\pi_v^*}{p_t} \vec{\nabla} p_v + (L(T) + h^m) (\omega_{mv} K_t - \frac{\pi_v^* p_v}{p_t^2}) \vec{\nabla} p_t)
\end{aligned} \tag{3}$$

105 Definition of boundary conditions:

Mass and heat exchange between the environment and the porous medium are also coupled in SYRTHES:

Description of moisture flow:

$$\vec{g}_v = \bar{h}_v (\frac{p_{vext}}{p_{text}} - \frac{p_{vsurf}}{p_{tsurf}}) + \omega_{mv} \bar{h}_t (p_{text} - p_{tsurf}) \tag{4}$$

Description of dry air flow:

$$\vec{g}_{as} = \frac{M_{as}}{M_v} \bar{h}_v (\frac{p_{vsurf}}{p_{tsurf}} - \frac{p_{vext}}{p_{text}}) + (1 - \omega_{mv}) \bar{h}_t (p_{text} - p_{tsurf}) \tag{5}$$

Description of heat flow:

$$\vec{g}_c = \bar{h}_c (T_{ext} - T_{surf}) + L(T) \vec{g}_v \tag{6}$$

EDF R&D uses the SYRTHES tool in many projects, Ph.D. Thesis, and internships. Through these utilizations, this tool showed great accuracy with
110 theoretical expectations and experimental results.

HYGRO-BAT [19] is a project where EDF R&D and four other partners validated and compared their numerical tools for heat and moisture transfer simulation (including SYRTHES). Three partners involved in this project tested

115 four panels configuration (simple wall of wood fiber, double panels of wood fiber,
double panels of wood fiber with exterior coating, and double panels of wood
fiber with external coating and a layer of OSB in the internal part), with three
types of boundary conditions (isotherm, non-isotherm, and dynamic) to measure
temperature and moisture evolution through the tested panels. Then, they used
120 them to validate the four simulation tools. The comparison between the various
tools and the experimental results showed satisfactory results and opened the
door for further hypotheses to be investigated [20].

3.2. The cup test method and its usual interpretation

The cup test method is probably the best known experimental method in the
field of hygrothermal approaches for construction ([21], [22], [23]) . It is imple-
mented by almost all institutions involved in this domain and was standardized
almost 20 years ago at the level of the European Union and the whole world (NF
EN ISO 12572 October 2001 [14]). In principle, the cup test method is used to
measure the water vapor permeability π that appears in the GLASER model.
Indeed, according to this model, the mass flow rate of water vapor through a
porous material is written as:

$$g_v = -\pi \nabla p_v \quad (7)$$

The principle of this method is then straightforward. It consists of sealing a
125 sample of the material tested in the neck of a cup, where we maintain a con-
stant relative humidity using a saturated salt solution. This assembly is then
placed in a climatic room in which a different relative humidity is maintained
at a constant temperature. As it is not thermally insulated, the assembly is
supposed to be kept at climatic room temperature.

130

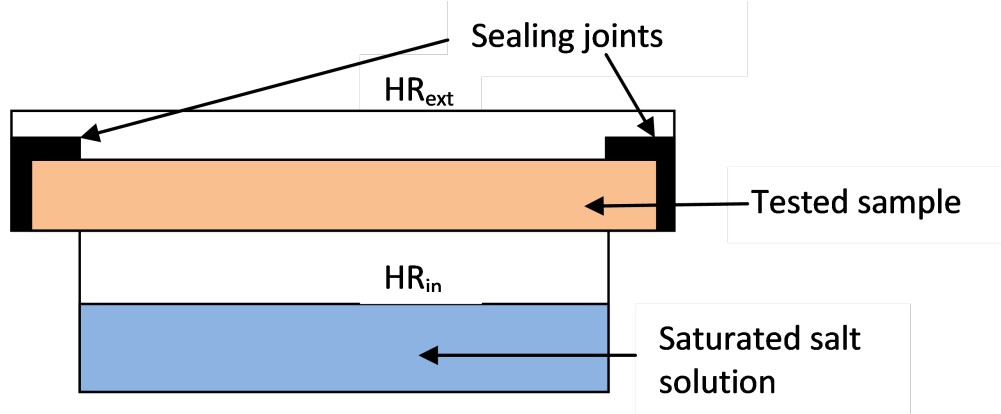


Figure 1: Typical assembly used for the cup test method

A differential in partial pressure of water vapor is thus created, then a mass vapor flow occurs from the higher vapor pressure to the lower one. The assembly is then regularly weighed. The saturated salt solution in the cup is used either as a source or as a sink. Thus the water vapor flowing through the sample can only condense in the salt or evaporate from it. The change in mass over time thus reveals the mass flow rate through the sample. When the steady-state is reached, this mass flow rate remains constant. And its value can be used to estimate the water vapor permeability of the material tested by the following equation:

$$\pi = \frac{g_v e}{\Delta p_v} \quad (8)$$

Special care should be taken for most water vapor permeable materials, as the external boundary conditions and the internal air layer can introduce significant resistances to water vapor transfer. These resistances must be accounted for in the final permeability estimation [24]. For this reason, it is recommended to maintain high air velocities in the climatic room and to estimate the internal air layer thickness to ultimately determine the permeability value of the sample itself and not the apparent permeability of the tested assembly. At this level of our presentation, it is interesting to keep in mind that neglecting this correction

will lead to an under-evaluated permeability.

140 3.3. What about this interpretation of the cup test method?

In its complete description, the water vapor mass flow rate through a porous media can be represented as the sum of two parallel flows:

A diffusive mass flow rate due to a gradient of the molecular ratio in the gas mixture:

$$\vec{g}_{v,diff} = -\pi_v \vec{\nabla} \frac{p_v}{p_t} \quad (9)$$

An advective mass flow rate due to a gradient of total pressure:

$$\vec{g}_{v,adv} = -\omega_{mv} K_t \vec{\nabla} p_t \quad (10)$$

Both these elementary phenomena can then be combined in a global vapor flow rate expression which can be developed as:

$$\vec{g}_v = -\frac{\pi_v^*}{p_t} \vec{\nabla} p_v - (\omega_{mv} K_t - \frac{p_v \pi_v^*}{p_t^2}) \vec{\nabla} p_t \quad (11)$$

It then appears that the standard cup test method interpretation can be
145 accepted only if the second part of the flow expression can be considered as negligible. In such conditions, the mass flow rate expression is:

$$\vec{g}_v = -\frac{\pi_v^*}{p_t} \vec{\nabla} p_v \quad (12)$$

And the water vapor permeability can be estimated by:

$$\pi = \frac{\pi_v^*}{p_t} \quad (13)$$

Nevertheless, there is no apparent physical reason explaining that the term $\omega_{mv} K_t - \frac{p_v \pi_v^*}{p_t^2}$ should always have a very weak value. The only hypothesis that could justify this standard interpretation of the cup test method is that the
150 total gas pressure gradient is always very weak, i.e., that the total gas pressure is always almost uniform. The following part will show that this hypothesis cannot be admitted.

3.4. Total gas pressure distribution in the cup test configuration

155 First, we can give a purely phenomenological explanation. The cup test method is based on the use of a source and a sink of water vapor. This source and sink ensure the constant difference of partial vapor pressure between the two sides of the sample, leading to the existence of a steady state for the determination of water vapor permeability.

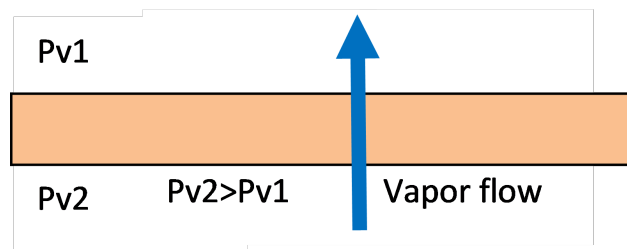


Figure 2: vapor flow across the sample

160 Should the total gas pressure be uniform, given that the gas is considered as an ideal mixture of perfect gases, a constant difference of dry air partial pressure would exist between both sides of the sample, thus a permanent diffusive mass flow of dry air would appear across the sample?

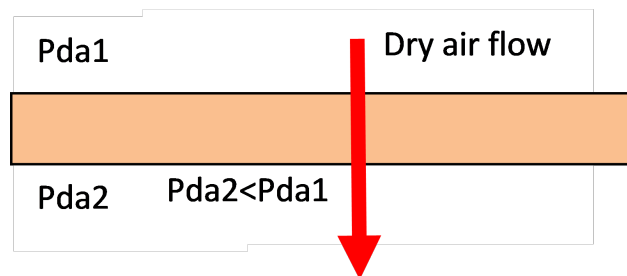


Figure 3: Dry air flow across the sample

165 However, this is impossible as there is neither source nor a sink of dry air in the cup. Where would this permanent dry air mass flow go or come from? As a result, a difference in total gas pressure between the two sides of the

sample should exist. This total gas pressure difference is necessary to create an advective mass flow rate of dry air that compensates for the diffusive dry air mass flow rate in a steady state.

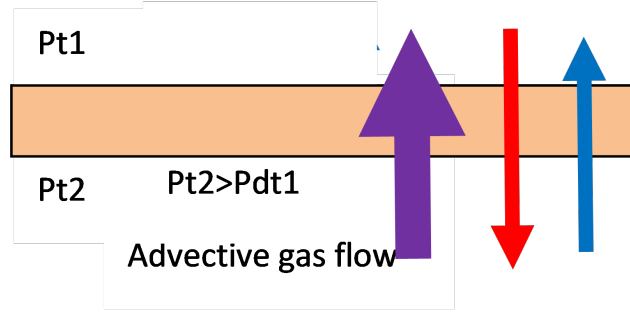


Figure 4: Advective gas flow for compensating the diffusive dry air flow

170 The cup test method is an experimental configuration for which the steady mass flow rate of dry air can only be zero.

The expressions of dry air and water vapor mass flow rates can be written as the sum of their diffusive and advective contributions:

$$\vec{g}_{da} = -\pi_{da}^* \vec{\nabla} \frac{p_{da}}{p_t} - \frac{\rho_{da}}{\rho_t} K_t \vec{\nabla} p_t \quad (14)$$

$$\vec{g}_v = -\pi_v^* \vec{\nabla} \frac{p_v}{p_t} - \frac{\rho_v}{\rho_t} K_t \vec{\nabla} p_t \quad (15)$$

The gas phase being considered as an ideal mix of two perfect gases (dry air and water vapor), the following equation can be derived:

$$p_{da} = p_t - p_v \quad (16)$$

leading to:

$$\vec{\nabla} \frac{p_{da}}{p_t} = -\vec{\nabla} \frac{p_v}{p_t} \quad (17)$$

In a configuration for which the total gas pressure is uniform, but dry air and vapor partial pressures are not uniform, the global mass flow rate must be

zero although there is an internal reorganization of the gas composition through a vapor and dry air diffusion process. This implies that the diffusion coefficients for dry air and water vapor cannot be independent and the relation between both coefficients is given by:

$$\pi_{da}^* = \frac{M_{da}}{M_v} \pi_v^* \quad (18)$$

Then the dry air mass flow rate can be expressed as:

$$\vec{g}_{da} = -\frac{M_{da}}{M_v} \pi_v^* \vec{\nabla} \frac{p_{da}}{p_t} - \frac{\rho_{da}}{\rho_t} K_t \vec{\nabla} p_t \quad (19)$$

175 As this flow rate is zero, a relation can be established between the molecular ratio and total pressure gradients:

$$\vec{\nabla} \frac{p_v}{p_t} = \frac{\rho_{da} M_v}{\rho_t M_{da} \pi_v^*} \vec{\nabla} p_t \quad (20)$$

Then, replacing the molecular ratio gradient in equation (15) by this expression, the following expression of the water vapor mass flow rate can be obtained:

$$\vec{g}_v = -\left(\frac{\rho_{da} M_v}{\rho_t M_{da}} + \frac{\rho_v}{\rho_t}\right) K_t \vec{\nabla} p_t \quad (21)$$

This expression demonstrates that in the configuration of the cup test method, 180 if the gradient of the total gas pressure were zero, then the vapor mass flow rate would be null as well.

3.5. Diffusion vapor flow vs advection vapor flow

A first consequence of the non-uniformity of total gas pressure is that the measured vapor flow cannot be considered as a purely diffusive flow. Part of 185 this flow is obviously due to advection. From the preceding equations, it is possible to obtain an estimation of the magnitude of these two contributions to the measured overall vapor flow.

Indeed, diffusive and advective vapor mass flow rates can be written as:

$$\vec{g}_{v,diff} = -\pi_v^* \vec{\nabla} \frac{p_v}{p_t} \quad (22)$$

$$\vec{g}_{v,adv} = -\frac{\rho_v}{\rho_t} K_t \vec{\nabla} p_t \quad (23)$$

190 Using relation (20) in (22) leads to an expression of the diffusive vapor mass flow rate in which all diffusive characteristics (molecular ratio gradient, diffusion coefficient) disappear:

$$\vec{g}_{v,diff} = -\left(\frac{\rho_{da} M_v}{\rho_t M_{da}}\right) K_t \vec{\nabla} p_t \quad (24)$$

Using the perfect gas law and the definition of the molar mass of the gas mixture in (23) and (24) leads to the following equations:

$$\vec{g}_{v,diff} = -\left(\frac{(p_t - p_v) M_v}{p_t M_t}\right) K_t \vec{\nabla} p_t = -(1 - c_v) \frac{M_v}{M_t} K_t \vec{\nabla} p_t \quad (25)$$

$$\vec{g}_{v,adv} = -\left(\frac{p_v M_v}{p_t M_t}\right) K_t \vec{\nabla} p_t = -c_v \frac{M_v}{M_t} K_t \vec{\nabla} p_t \quad (26)$$

195 Then, the contribution of each vapor transfer phenomenon clearly appears, and we can write:

$$\vec{g}_{v,diff} = (1 - c_v) \vec{g}_v \quad (27)$$

$$\vec{g}_{v,adv} = c_v \vec{g}_v \quad (28)$$

At atmospheric pressure and for moderate temperatures (which can be considered as normal building conditions), the order of magnitude of c_v is 10^{-2} . Thus, it can be assumed that under such conditions, most of the vapor flow
200 that is measured by the cup test method is due to diffusion. But at higher temperatures and/or under lower gas pressures, this basic assumption fails and the measured vapor flow cannot be considered as purely diffusive.

3.6. Impact of the total pressure non-uniformity on the estimated value of the water vapor diffusion coefficient

In order to estimate the measurement error that inevitably appears when the gas pressure non-uniformity is not taken into account, it is necessary to look

back at the equations. From equation (19), considering that the dry air mass flow rate in steady-state is zero, it is possible to write a relation between the gradient of gas pressure and the gradient of water vapor partial pressure :

$$\vec{\nabla} p_t = \frac{1}{c_v + (1 - c_v)A} \vec{\nabla} p_v \quad (29)$$

Where:

$$A = \frac{M_v K_t}{M_t \pi} \quad (30)$$

and :

$$\pi = \frac{\pi_v^*}{p_t} \quad (31)$$

205 A is a non-dimensional number that roughly represents the ratio between the gas advective permeability and the water vapor diffusive permeability.

Thanks to this expression, it is possible to write the total water vapor mass flow rate across the sample as:

$$\vec{g}_v = -\frac{\pi_v^*}{p_t} \left(1 + \frac{c_v(A-1)}{c_v + (1-c_v)A}\right) \vec{\nabla} p_v \quad (32)$$

210 This last expression can be compared to the expression of the same mass flow rate as it is written when the gas pressure non-uniformity is not taken into account:

$$\vec{g}_v = -\frac{\pi_{app}^*}{p_t} \vec{\nabla} p_v \quad (33)$$

Where π_{app}^* is the apparent diffusion coefficient of water vapor.

The relative measurement error can then be estimated by writing the equality
215 of both expressions of the vapor mass flow rate:

$$\frac{\pi_{app}^* - \pi_v^*}{\pi_v^*} = \frac{c_v(A-1)}{c_v + (1-c_v)A} \quad (34)$$

As mentioned above, at atmospheric pressure and for a moderate temperature, the order of magnitude of c_v is 10^{-2} . Assuming that, it is possible to get a

graphical representation of the measurement relative error as a function of the non-dimensional number A .

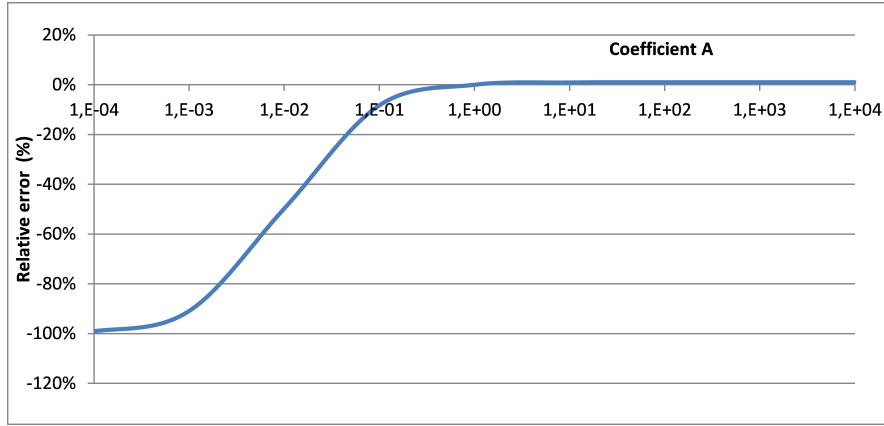


Figure 5: Representation of the relative error measurement as a function of the non-dimensional number A

For values of A above 1, the water vapor diffusion coefficient can be slightly overestimated. This situation is due to the addition of the advective part of the vapor flow to the diffusive one in materials with high gas permeability and/or low vapor permeability. For measurements at atmospheric pressure, this error remains very weak. But for smaller A values (e.g., materials with low advective gas permeability and/or high diffusive water vapor permeability), the underestimation of the diffusion coefficient can be tremendous. This is because the total gas pressure adaptation in the cup leads to a lower difference of c_v between the two faces of the sample, which results in a lower diffusive vapor flow.

For a given material, if a value of its advective gas permeability is known, it is possible to calculate the coefficient A after a water vapor permeability measurement by the cup test method. Then, it can be concluded whether the measured permeability is underestimated or not. However, if an underestimation occurs, it is impossible to estimate the true water vapor permeability. The calculated value of A is based on an underestimated water vapor permeability value. Thus,

235 the real permeability value must be higher and the corresponding A value must
 be lower which results in a greater underestimation. This demonstrates that the
 potential correction procedure is a diverging process which makes it impossible
 to determine the real water vapor permeability of low A -value material.

240 3.7. Validity of the cup test method for the measurement of the water vapor permeability

Using the non-dimensional number A in the expression of the dry air mass
 flow rate (equation (14)) results in the equation:

$$\vec{g}_{da} = -\frac{\pi_{da}^*}{p_t}(\vec{\nabla} p_{da} - \frac{p_{da}}{p_t}(1 - A)\vec{\nabla} p_t) \quad (35)$$

For materials with a very low A value (lower than 10^{-2}), A can be neglected
 245 in this expression which then results in:

$$\vec{g}_{da} = -\pi_{da}^* \vec{\nabla} \frac{p_{da}}{p_t} \quad (36)$$

This expression shows that for such materials, the dry air mass flow is purely
 diffusive. It is established that the dry air mass flow rate is zero during the
 steady state of a cup test. This means that for materials with a very low
 A value, the diffusive dry air mass flow rate is zero. As a consequence, the
 250 diffusive vapor mass flow rate is zero as well and the cup test method cannot
 be used to estimate the water vapor permeability of a material for which the A
 value is considerably smaller than 1.

4. Experimental

In order to get a first experimental check of this theoretical assumption of
 255 total pressure non-uniformity, Pr. Wahbi JOMAA (Bordeaux University) had
 tested a circular sample of oak, 27mm thick with a 90mm diameter, in the
 frame of the ADEME research project MACHA [25]. The vapor flow across
 the sample was perpendicular to the main orientation of the wood fibers. The

testing conditions were 50% RH in the climatic room and 11% RH in the cup
 260 for a 60 °C temperature. During the test, a small-sized wire-free differential
 manometer was introduced in the cup to monitor the total gas pressure differ-
 ence between both sides of the sample.

In steady state, a vapor mass flow rate of $1.9210^{-7} kg/(m^2.s)$ was measured
 265 across the sample. The following figure shows the evolution of the total gas
 pressure difference between both sides of the wood during the test.

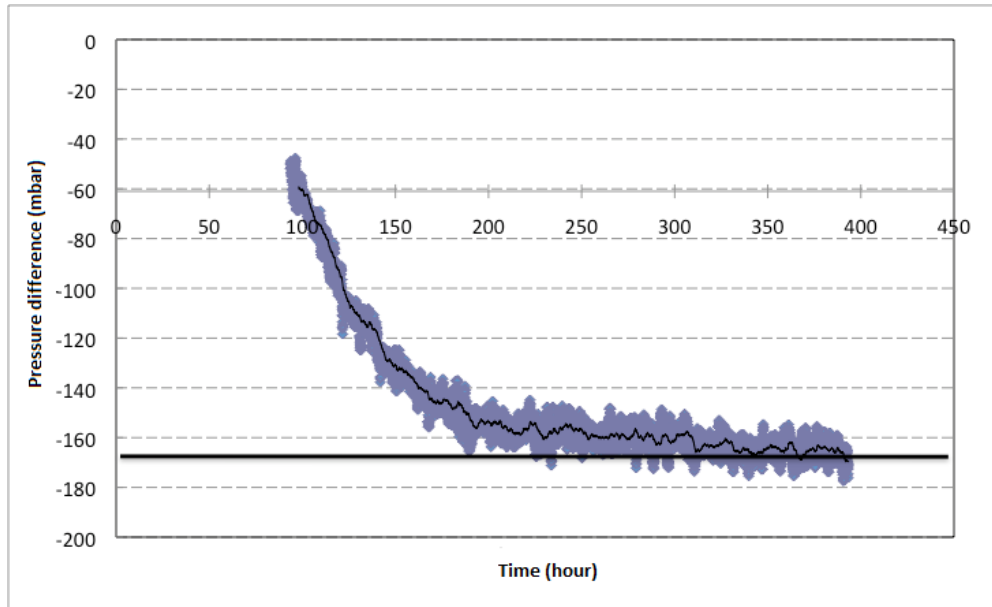


Figure 6: Gas pressure difference between both sides of the wood sample during a cup test

When the steady state was reached, the gas pressure in the cup had de-
 creased by more than 160 mbar (16000 Pa). To our knowledge, this is the first
 270 experimental evidence of the gas pressure non-uniformity during a cup test. Of
 course, this single exploratory test cannot be considered as definitive proof of
 the validity of this new vision of the cup test method. The same experiment will

have to be reproduced in various conditions and with various materials in order to estimate the relevance of this theoretical approach. Nevertheless, the measured pressure difference seems large enough to reject *a priori* the hypothesis of experimental bias.

5. Results and Discussion

5.1. Simulation of the exploratory test on oak:

The experimental test presented in chapter 5 (cup test method for a sample of oak with measurement of the gas pressure difference) has been simulated with the SYRTHES tool.

The simulated conditions (same as the conditions of the test):

- HR in the cup: 11% ;
- HR in the climatic chamber: 50%;
- Temperature: $60^{\circ}C$;

The initial conditions used of the oak sample for this simulation in SYRTHES are:

- Temperature: $60^{\circ}C$;
- Water vapor pressure: $5000Pa$;
- External total gas pressure: $101325Pa$;

The boundary conditions used for this simulation in SYRTHES are:

- Total gas pressure: $101325Pa$;
- Exchange coefficients for water vapor flow on the surface air/salt solution:
 $h_{pv} = 5.46e^{-3}Kg.m^{-2}.s^{-1}$ and $h_{pt} = 1.29e^{-7}Kg.m^{-2}.s^{-1}.Pa^{-1}$;
- Exchange coefficients for dry air flow on the surface air/salt solution:
 $h_{da} = 0Kg.m^{-2}.s^{-1}$ and $h_{pt} = 0Kg.m^{-2}.s^{-1}.Pa^{-1}$;

- Exchange coefficients for water vapor flow on the surface climatic chamber/material: $h_{pv} = 5.46e^{-3}Kg.m^{-2}.s^{-1}$ and $h_{pt} = 1.29e^{-7}Kg.m^{-2}.s^{-1}.Pa^{-1}$;
- Exchange coefficients for dry air flow on the surface climatic chamber/material:
 $h_{pv} = 5.46e^{-3}Kg.m^{-2}.s^{-1}$ and $h_{pt} = 1.29e^{-7}Kg.m^{-2}.s^{-1}.Pa^{-1}$;
- Exchange coefficients for heat: $h_c = 10W/m^2.K$;

The exchange coefficients for water vapor and total gas pressures are calculated using Lewis relation:

$$h_{pt} = \frac{h_c M_t}{\rho_{air} T R C_p}$$

$$h_{pv} = \frac{h_c M_v P_t}{\rho_{air} T R C_p}$$

with: M_v : Water vapor molar mass(kg/mol), M_t : air molar mass (kg/mol),
 ρ_{air} : air density (Kg/m^3), R : The ideal gas constant, T : Temperature (K), C_p : Specific heat of air ($J/Kg.K$).

The characteristics of oak used in the SYRTHES simulation 5.1 were calculated using the experimental results of the cup test and the identification method of the model parameters proposed in chapter 4 hereafter. The identification led to the characteristics presented in Table 5.1.

Characteristics	$K (m^2)$	$\pi_v^*(kg/m.s)$	$\pi_{da}^*(kg/m.s)$
Adopted values	1.07×10^{-17}	6.768×10^{-8}	10.5×10^{-7}

Table 1: Main transfer characteristics of oak used for simulations

Figure 7 shows the calculated difference of total gas pressure in the simulated cup test method. The value of the pressure differential in the steady state is $159.5mbar$. We notice that the simulated evolutions of total gas pressure are different between the experimental results and simulation. But since, we don't know the real initial conditions of the test, and one can suspect that they can be responsible of this different dynamic behavior.

In order to explore this impact, figure 8 shows the impact of the initial conditions on the simulations. We can see that the results of the steady-state are the same, but the simulations dynamics change with initial conditions.

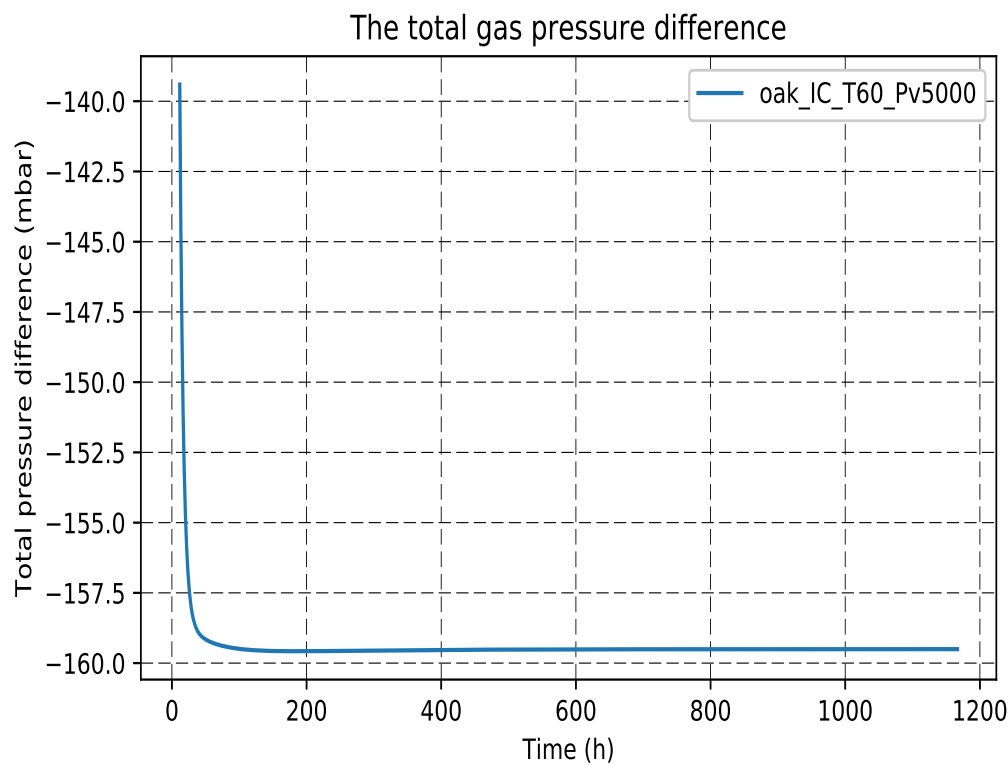


Figure 7: Simulation of Gas pressure difference between both sides of the wood sample during a cup test

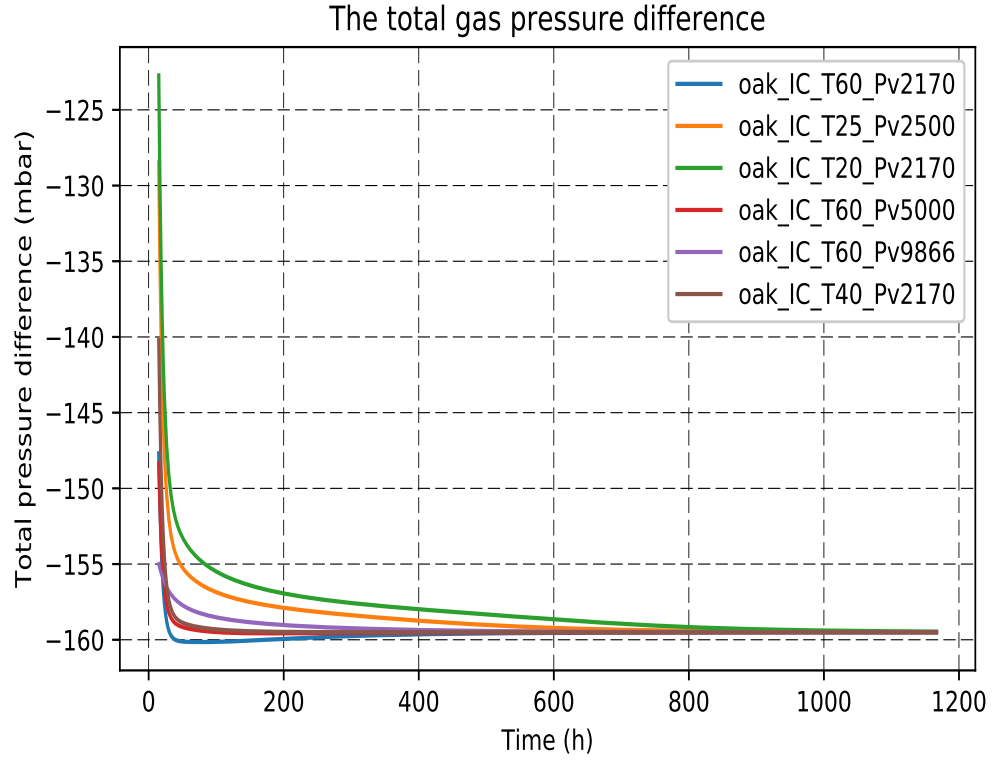


Figure 8: Simulation of Gas pressure difference between both sides of the wood sample for different initial conditions

We also, calculated the water vapor flow rate using SYRTHES. At the steady state, we find $1.91 \times 10^{-7} Kg/(m^2.s)$ for a sample of $27mm$ thick (figure 9). The difference between the experimental flow rate in the steady-state ($1.92 \times 10^{-7} Kg/(m^2.s)$) and the one simulated is negligible.

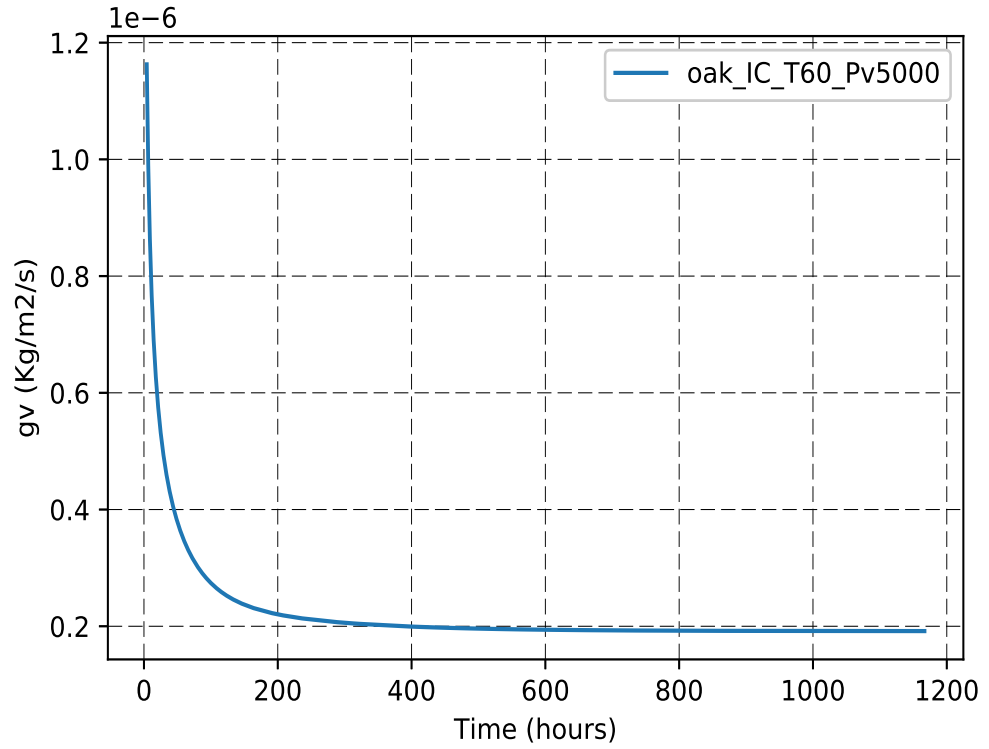


Figure 9: Simulation of water vapor mass flow rate

325 In this part of the article, it has been shown that it is possible to find
 reasonable material characteristics for which all the experimental statements
 (vapor mass flow rate, partial pressure, and total pressure differences) can be
 reproduced by modeling. Of course, this is neither proof of the model validity
 nor indicative of the measurement quality. But it is nevertheless a marker of
 330 consistency of the proposed approach and an incentive to go further in the
 analysis of the cup test method as an indicator of hidden properties of tested
 materials.

5.2. Analysis of the influence of the diffusion coefficient and of the gas permeability:

335 The cup test method can be analysed through numerical simulation using a 2 layers 1D isothermal configuration with specific boundary conditions as described in Figure 10.

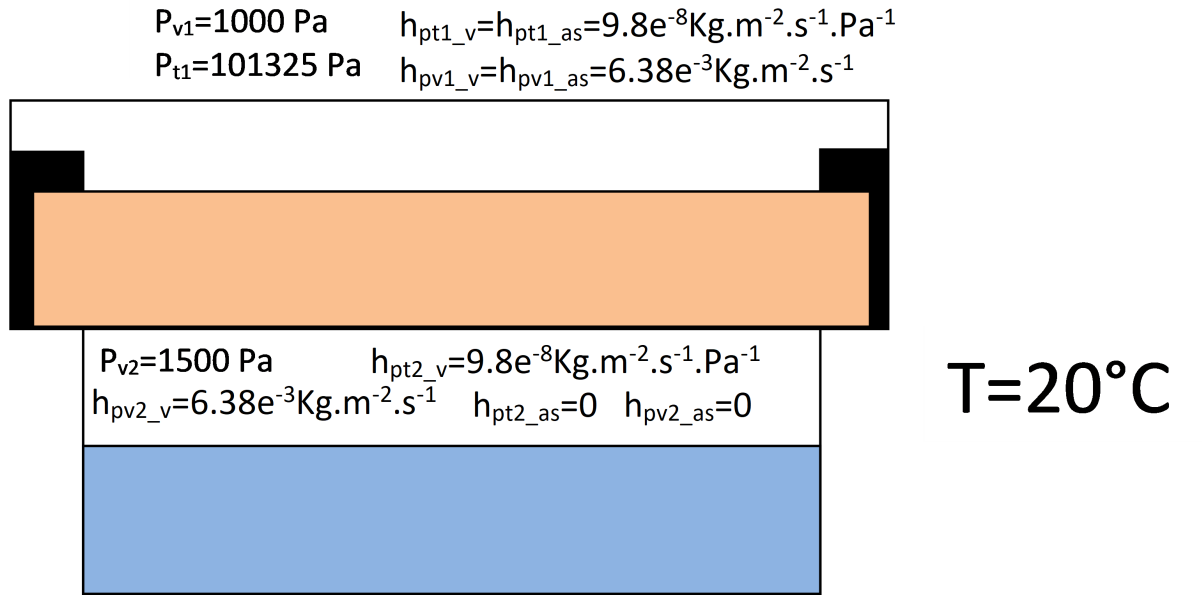


Figure 10: 1D configuration and boundary conditions for cup test method simulations

Simulations have been carried out with SYRTHES [17].

340 The 2 cm thick tested sample has been given the basic mass transfer characteristics which are generally expected for ordinary concrete and are as given in table 5.2. This material is a cementitious material with basic characteristics chosen to approach the behavior of ordinary concrete.

Characteristics	K_t (kg/m.s.Pa)	π_v^* (kg/m.s)	π_{da}^* (kg/m.s)
Adopted values	6.5×10^{-12}	8.5×10^{-7}	10.5×10^{-7}

Table 2: Main transfer characteristics of material used for simulations

The cup test method is supposed to be able to estimate the water vapor diffusion coefficient π_v^* through the measurement of the vapor mass flow rate
345 when the steady state has been reached.

Figure 11 shows the simulated vapor mass flow rate evolutions for five different values of the vapor diffusion coefficient. For these simulations the reference vapor diffusion coefficient $\pi_v^* = 8.5 \times 10^{-7} \text{ kg/m.s}$ (Case Piv) has been divided
350 (Cases Piv.10-1 and Piv.10-2) or multiplied (Cases Piv.10+1 and Piv.10+2) by a factor 10 or 100 while all other parameters are kept at their initial values given in Table 5.2.

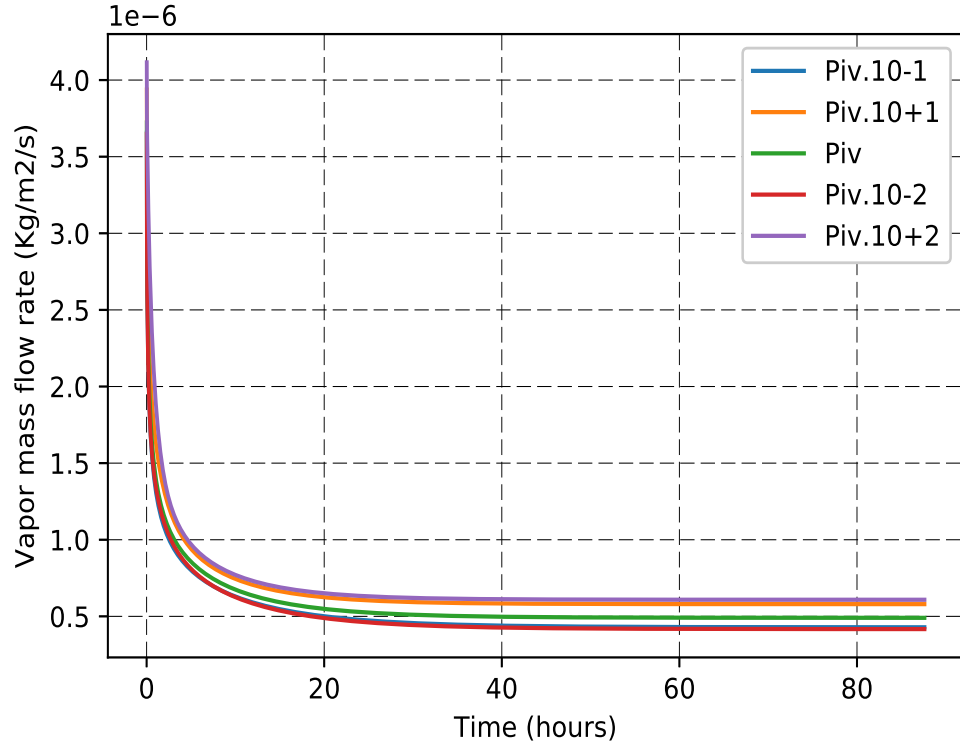


Figure 11: Evolution of the simulated vapor mass flow rate for five values of the vapor diffusion coefficient

It appears clearly that for such a material with a rather low gas permeability (K_t), the vapor mass flow rate in steady state is almost the same for all values of the vapor diffusion coefficient. Obviously, this criterion cant be considered as a satisfactory indicator of the vapor diffusion coefficient.

The next figure shows the evolution of the simulated vapor mass flow rate for five different values of the gas permeability (K_t) while all other parameters are set at their initial values.

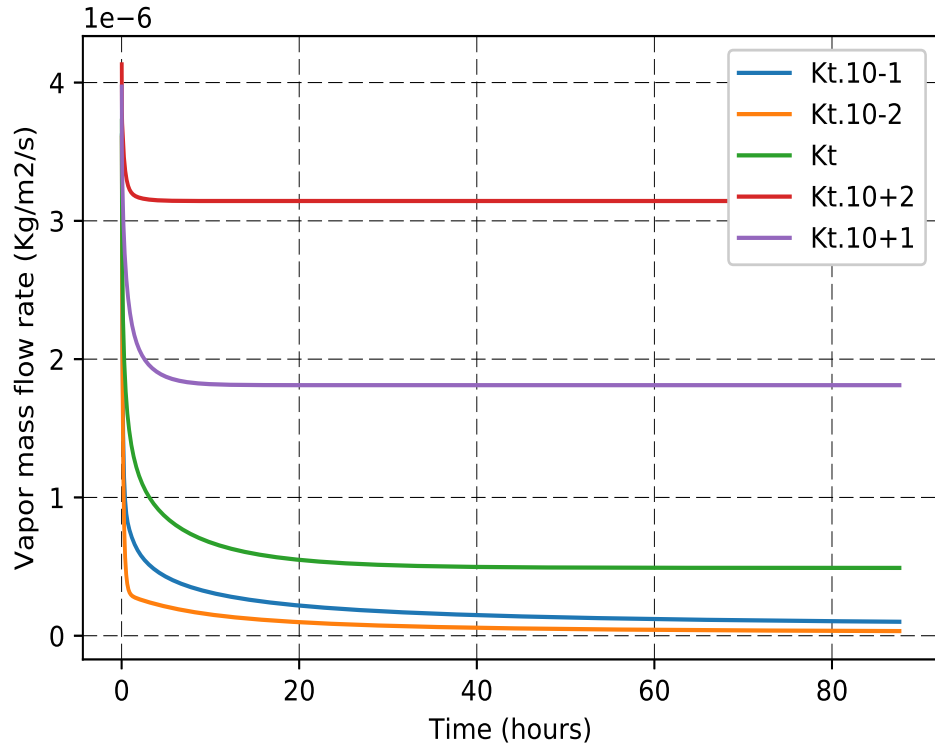


Figure 12: Evolution of the simulated vapor mass flow rate for five values of the gas permeability

These simulation results show that the vapor mass flow rate is in these cases much more influenced by the gas permeability than by the water vapor diffusion coefficient.

365

This can be explained through the evolution of the gas pressure difference between the both sides of the sample for the previous simulation conditions.

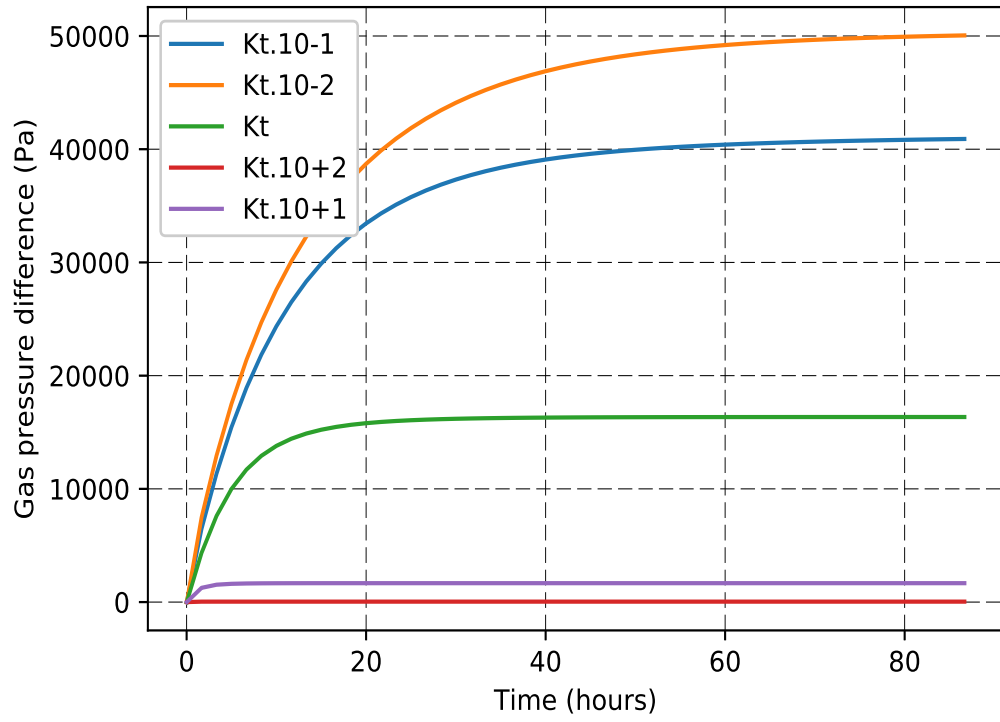


Figure 13: Gas pressure difference between the both sides of the sample for five values of the gas permeability

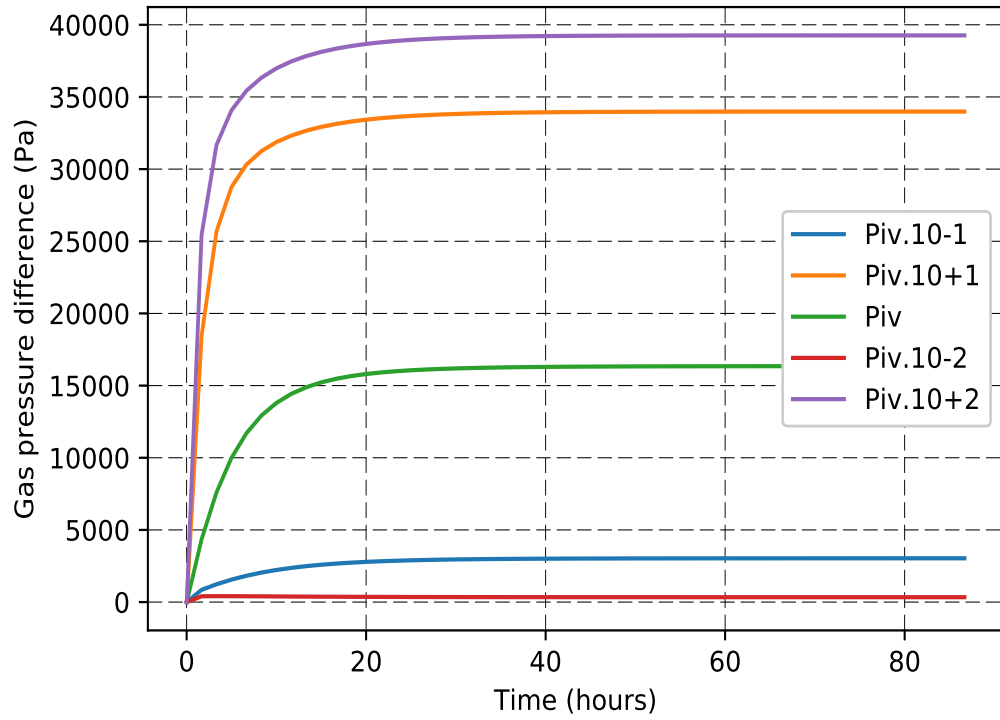


Figure 14: Gas pressure difference between the both sides of the sample for five values of the vapor diffusion coefficient

A lower gas permeability involves a higher gas pressure difference between the two faces of the tested sample. The higher gas pressure is located on the side of the higher vapor pressure, i.e. into the cup for the simulation conditions. Thanks to the simulation results, it is possible to calculate the water vapor molecular ratio on each side of the sample for the five previous gas permeability values.

	Kt.10+2	Kt.10+1	Kt	Kt.10-1	Kt.10-2
In the cup	14.2×10^{-3}	14.2×10^{-3}	12.7×10^{-3}	10.6×10^{-3}	10.0×10^{-3}
Out of the cup	10.3×10^{-3}	10.1×10^{-3}	9.9×10^{-3}	9.8×10^{-3}	9.8×10^{-3}
Difference	3.9×10^{-3}	4.1×10^{-3}	2.7×10^{-3}	0.7×10^{-3}	0.1×10^{-3}

Table 3: Water vapor molecular ratios on the two sides of the simulated sample for the previous simulation configurations

It appears clearly that the driving force of the vapor diffusion (the difference of water vapor molecular ratio) becomes smaller and smaller when the gas permeability is decreasing. This means that the measured vapor flow, which can be considered as purely diffusive in these conditions, is significantly affected by the gas permeability which is not a characteristic of diffusion.

Given these simulation results, it can then be considered that the measurement of the water vapor diffusion coefficient should take into account this gas pressure effect which is mainly due to the very specific testing conditions and to the advective characteristics of the tested material.

5.3. Proposal of a new test procedure and a new goal for the cup test method

As it has been shown in the previous part, the cup test method can be inefficient and even not applicable for the determination of the water vapor permeability of materials with very low A values and low hygroscopic behavior. For other materials, this method can be used, but the measurement can result in an important underestimation of the water vapor permeability. This is mainly due to the impact of the total gas pressure evolution in the cup which is neither controlled nor measured. Thus, the real difference of the molecular ratio between the two faces of the sample is unknown and the actual diffusive water vapor permeability cannot be determined.

We now propose modifying the usual cup test procedure to overcome this difficulty. The modification consists of measuring the total gas pressure in the

climatic room and the cup during the test. In this way, the water vapor partial pressure, the total gas pressure, and the water vapor molar ratio can be
400 estimated on both sides of the sample. This alternative approach can offer the opportunity to measure simultaneously the advective gas permeability K_t and the diffusion coefficient π_v^* .

Taking into account the perfect gas law, the expression (21) can be transformed
405 into:

$$\vec{g}_v = -\frac{M_v}{M_t} K_t \vec{\nabla} p_t \quad (37)$$

In steady state and for a 1D configuration, the scalar writing of this expression gives:

$$K_t = \frac{\bar{M}_t g_v e}{M_v \Delta p_t} \quad (38)$$

Where e is the thickness of the sample and $\bar{M}_t$ is the average value of the molar mass of the gas in the sample which can be expressed as a function of the average water vapor molar fraction:

$$\bar{M}_t = (1 - \bar{c}_v) M_{as} + \bar{c}_v M_v \quad (39)$$

This leads to a measurable expression of the advective gas permeability:

$$K_t = \frac{[(1 - \bar{c}_v) M_{as} + \bar{c}_v M_v] g_v e}{M_v \Delta p_t} \quad (40)$$

From equation (27), a relation between total and diffusive water vapor mass
410 flow rate can be obtained:

$$-\pi_v^* \vec{\nabla} \frac{p_v}{p_t} = (1 - c_v) \vec{g}_v \quad (41)$$

Which results in a scalar expression that can be transformed to get a measurable value of the diffusive vapor transfer coefficient:

$$\pi_v^* = \frac{g_v e}{\Delta c_v} (1 - \bar{c}_v) \quad (42)$$

Where $\bar{c}_v$ is the average value of the vapor molar fraction which can be estimated from their values measured on both sides of the sample: $\bar{c}_v = \frac{c_{v1} + c_{v2}}{2}$.

415 Of course, this new methodology remains theoretical. Its validity and efficiency
still need to be appreciated through real measurements in actual test conditions.

This method can also be considered as an indirect measurement method for
the gas phase relative permeability in non-saturated conditions, which has been
420 up to now a very challenging operation. Indeed, this parameter can be calculated
from K_t provided an accurate value of the intrinsic permeability of the material.

6. Conclusions

This paper highlights, with the help of some experimental and simulation
425 examples, the importance of the potential impact of total gas pressure on mass
transfer in building materials. This impact cannot be correctly assessed without
the use of a realistic equation representing gas diffusion mass flow rate, based
on a gradient of the gas molar fraction. It can be observed in this paper that
the experimental measurement of an important gas pressure difference between
430 both sides of a sample during a cup test is an indirect validation of this gas
diffusion expression.

The experimental modification proposes to render the cup test method more
efficient for the water vapor permeability determination, and more universal as
435 it could also be used for the estimation of advective gas permeability.

To challenge this experimental method, a complete test program integrated
into a national research project in France SmartRéno [26], is set up. In this
program, this new method will be tested on different materials, in different ex-
440 perimental conditions by several laboratories. First results are expected by the
middle of 2021.

In this paper, we focused on vapor transport in dry materials at a macro-

scopic scale in the cup test method. The liquid transport and its impact on the
 445 apparent water vapor permeability were outside the scope of our study. Never-
 theless, it would be interesting to study unsaturated materials with important
 surrounding relative humidity. In such conditions, both liquid and vapor phases
 of water are influencing the measured vapor flows. Certainly, the influence of
 450 oration and condensation areas at the frontiers of liquid water islands acting as
 water vapor short-circuit.

More specifically, one can hope and expect that this new perception of a
 very old and universally practised test method will create a positive reaction of
 455 curiosity in the many labs that are used to carrying out these experiments. We
 sincerely hope this paper can contribute to the launching and the development
 of an ambitious experimental program that would turn the old-fashioned cup
 test method into a very recent and innovative experimental activity.

460 References

- [1] H. Glaser, Graphisches Verfahren zur Untersuchung von Diffusionsvor-
 gänge., Vol. 10, Kalfetechnik, 1959, pp. 345–349.
- [2] J. R. Philip, D. A. De Vries, Moisture movement in porous materi-
 als under temperature gradients, Eos, Transactions American Geophys-
 465 ical Union 38 (2) (1957) 222–232. doi:[https://doi.org/10.1029/
 TR038i002p00222](https://doi.org/10.1029/TR038i002p00222).
- [3] A. Luikov, Heat and mass transfer in capillary-porous bodies, Vol. 1 of
 Advances in Heat Transfer, Elsevier, 1964, pp. 123–184. doi:[https://
 doi.org/10.1016/S0065-2717\(08\)70098-4](https://doi.org/10.1016/S0065-2717(08)70098-4).
- 470 [4] C. Rode, P. Hansen, K. Hansen, Combined heat and moisture transfer

in building constructions, Ph.D. thesis, Technical University of Denmark, Lyngby (September 1990).

- [5] P. Crausse, Etude fondamentale des transferts couplés de chaleur et d'humidité en milieu poreux non saturé, Ph.D. thesis, Institut National Polytechnique de Toulouse, Toulouse, France (1983).
475
- [6] A. Karagiozis, Wufi-ornl/ibp hygrothermal model, 2001.
- [7] Wufi, <https://wufi.de/>.
- [8] Delphin, <http://bauklimatik-dresden.de/delphin/documentation.php>.
- [9] TRNSYS, A transient systems simulation program,
480 <https://sel.me.wisc.edu/trnsys/> (2017).
- [10] EnergyPlus, Energyplus, <https://energyplus.net/>.
- [11] M. Mainguy, Modèles de diffusion non linéaire en milieux poreux. applications à la dissolution et au séchage des matériaux cimentaires, Ph.D. thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, France (1999).
- [12] V. Baroghel-Bouny, M. Mainguy, O. Coussy, Isothermal drying process in
485 weakly permeable cementitious materials - assessment of water permeability, 1999, pp. 59–80.
- [13] M. Mainguy, O. Coussy, V. Baroghel-Bouny, Role of air pressure in drying of weakly permeable materials, Journal of Engineering Mechanics 127
490 (2001) 582–592. doi:doi:10.1061/(ASCE)0733-9399(2001)127:6(582).
- [14] Iso 12572 :2016, hygrothermal performance of building materials and products – determination of water vapour transmission properties – cup method.
- [15] A. Miquel, Détermination expérimentale des caractéristiques hydriques des matériaux du bâtiment : contribution à la mise au point et validation de
495 techniques nouvelles, Ph.D. thesis (1997).

- [16] A. Tveit, Measurements of moisture sorption and moisture permeability of porous materials, no. 45, Oslo, Norway, 1966.
- [17] Syrthes, [//rd.edf.com/syrthes](http://rd.edf.com/syrthes).
- [18] T. Duforestel, Des transferts couplés de masse et de chaleur à la conception bioclimatique: près de 30 ans de recherches sur l'efficacité énergétique des bâtiments., Mémoire d'habilitation à diriger les recherches, Université Claude Bernard Lyon I (2015), pp. 23–47.
- [19] J. Virgone, Vers une méthode de conception hygro-thermique des bâtiments performants hygro-bat (2014).
- [20] M. Woloszyn, N. Pierrès, Y. Kedowidé, J. Virgone, A. Trabelsi, Z. Slimani, E. Mougél, R. Reymond, H. Rafidiarison, P. Perre, F. Pierre, R. Belarbi, I. Nabil, K. Abahri, T. Bejat, A. Piot, E. Wurtz, T. Duforestel, M. Colmet Daâge, O. Legrand, Vers une méthode de conception hygro-thermique des bâtiments performants: démarche du projet hygro-bat, Conference IBPSA France, Arras, France, 2014.
- [21] P. Rousset, P. Perré, P. Girard, Modification of mass transfer properties in poplar wood (*p. robusta*) by a thermal treatment at high temperature, *Holz als Roh- und Werkstoff* 62 (2004) 113–119. doi:[10.1007/s00107-003-0459-5](https://doi.org/10.1007/s00107-003-0459-5).
- [22] A. Tarmian, R. Remond, H. Dashti, P. Perré, Moisture diffusion coefficient of reaction woods : Compression wood of *picea abies* l. and tension wood of *fagus sylvatica* l. 46 (2012) 405–417. doi:<https://doi.org/10.1007/s00226-011-0413-3>.
- [23] O. Vololonirina, M. Coutand, B. Perrin, Characterization of hygrothermal properties of wood-based products impact of moisture content and temperature, *Construction and Building Materials* 63 (2014) 223–233. doi:<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.04.014>.

- [24] S. Zohoun, E. Agoua, G. Degan, P. Perré, An experimental correction proposed for an accurate determination of mass diffusivity of wood in steady regime, *Heat and Mass Transfer* 39 (2003) 147–155. doi:10.1007/s00231-002-0324-9.
- [25] MACHA, Définir l'impact des transferts de masse sur les transferts de chaleur (2010).
- [26] SmartRéno, Le projet smart réno (fiabiliser, professionnaliser, valoriser la rénovation énergétique) du programme du ministère de la transition écologique et solidaire sur le dispositif des certificats économies d'énergie, <https://smart-reno.recherche.univ-lr.fr/>.

Chapitre 8

Résultats expérimentaux de la coupelle modifiée

8.1 Introduction

Ce chapitre vient confirmer et valider les conclusions théoriques concernant la détermination expérimentale du coefficient de diffusion à la vapeur présentées au chapitre précédent. En effet, il est supposé dans cet essai que la pression totale du gaz est uniforme, par conséquent, le flux de vapeur mesuré est causé seulement par le phénomène de diffusion de la vapeur. Cependant, une analyse détaillée de cette méthode expérimentale (chapitre précédent) montre que la pression totale ne peut pas être uniforme pendant un essai à la coupelle, de plus cette non-uniformité prouve que le flux n'est pas uniquement causé par la diffusion, mais aussi par le phénomène d'advection. Par conséquent, la non-prise en compte de la pression totale dans la détermination de ce coefficient hygrothermique pourrait avoir un impact sur les valeurs identifiées du coefficient de diffusion de la vapeur pour certains matériaux. Une méthode de coupelle revisitée a été donc proposée dans le chapitre précédent pour valider les conclusions de cette analyse.

L'objectif principal de cette nouvelle méthode est de garder le même protocole expérimental de la coupelle standard en rajoutant une seule mesure concernant la pression totale. Cette méthode modifiée permettra donc de calculer le coefficient de diffusion à la vapeur en prenant en compte la pression totale du gaz mesurée. Aussi permettra-t-elle de déterminer la perméabilité à l'air grâce à la prise en compte de l'advection dans les transferts de vapeur pendant l'essai de la coupelle.

Dans ce chapitre, cette nouvelle méthode a été testée pour la première fois. Les résultats de ces premières tentatives y sont présentés. Les tests effectués concernent trois matériaux avec des conditions de test variées. Les capteurs différentiels de pression totale utilisés pendant ces essais ont permis de mesurer une différence de pression totale de part et d'autre des échantillons. Ceci confirme que la pression totale ne peut pas être uniforme pendant un essai à la coupelle. L'expérimentation sur des matériaux avec des propriétés hygrothermiques variées ainsi que la variation des conditions d'essai pour le même matériaux confirment la dépendance de différence de pression totale à ces différents paramètres. Enfin, ces premières tentatives montrent que tant que la différence de pression totale n'est pas négligeable, la détermination simultanée du coefficient de diffusion de la vapeur et la perméabilité à l'air est possible.

Ceci dit, les premiers résultats présentés ici restent exploratoires. Il reste encore du travail pour améliorer et fiabiliser le protocole expérimental. En outre, il serait intéressant d'élargir le champ des matériaux à tester avec cette nouvelle méthode, surtout les matériaux avec des perméabilité à l'air très faible. Enfin, il se peut que les résultats à venir justifient le développement d'une nouvelle méthode normalisée pour détermination simultanée du coefficient de diffusion de la vapeur d'eau et la perméabilité à l'air.

Revisited cup test method to measure the water vapor diffusion coefficient together with the air permeability : Feedback of the first experimental attempts.

Abstract

The water vapor permeability is a hygrothermal characteristic, often measured using the normalized cup test method. The main assumption to perform this test is that the total gas pressure is uniform, therefore the water vapor transfer is only caused by the water vapor difference imposed on both sides of the sample. However, looking at the test more closely, we find no reason why this pressure remains uniform on both sides of the material. Some authors have demonstrated phenomenologically and physically that the total gas pressure evolves during the cup test method, and a difference across the sample is established in the steady-state. Hence, the vapor flow could be caused by both vapor pressure and total pressure differences. The same authors have proposed a revisited cup test method to consider the total gas pressure difference in the water vapor diffusion coefficient determination. Moreover, the same modified experiment makes it possible to calculate another transfer coefficient: air permeability. This paper presents the first experimental attempts of using this new measuring procedure. In the first part, we will summarize the theoretical background of this experiment. Then, the experimental protocol proposed to take into account the total pressure of the gas will be described, as well as the various difficulties encountered for the implementation of this new test and the recommendations proposed to avoid them. Finally, the results of the first tests of this new experiment, on three different materials, will be presented. Indeed, these results validate the existence of a total pressure difference across the sample. Also, this parameter could have an impact on the determination of the vapor

diffusion coefficient in some cases, which will be described and discussed in the paper. Furthermore, it would be interesting to specify that the main objective of this paper is to propose a reliable protocol with recommendations limiting the problems that could occur during the test, to allow the reproduction of the experiment by the laboratories. To then encourage testing it on materials with different hygrothermal properties to reconfirm the conclusions of this work and generalize the use of this new method.

Keywords: cup test method, non-uniformity of total pressure, new procedure, water vapor diffusion coefficient, air permeability.

1. Introduction

The cup test method is a standardized (NF EN ISO 12572 October 2001 [1] or [2]) and widely used experiment to determine the water vapor permeability for building materials ([3, 4, 5, 6]). The principle of this method consists of sealing the tested material to a cup where a constant relative humidity is maintained using a saturated salt solution and placing the assembly (cup + material) in a climatic chamber maintaining a different relative humidity. The temperature must be kept constant during the experiment.

A water vapor pressure difference is thus created across the sample, then a water vapor flow occurs. The assembly is regularly weighted during the experiment. When the steady state has been reached, the mass change of the assembly per time unit remains constant. This experimental information reveals the permanent vapor flow across the sample. It is used to calculate the water vapour permeability assuming that the flow is due to the vapor pressure difference (eq. 1 and 5).

$$\vec{g}_{v,diff} = -\pi_v \vec{\nabla} p_v \quad (1)$$

$$\pi_v = \frac{g_{v,diff} \times e}{\Delta p_v} \quad (2)$$

where e is the sample thickness and Δp_v is the water vapor pressure difference applied in the test.

However, it appears that with highly permeable materials, corrections due to the resistance of the air gap between the solution and the sample or to that of the surface of the sample could not be neglected ([7, 8, 9]). Likewise it is underlined in [10] that the pre-conditioning methods influence the resulting vapor permeability of the cup method, especially for strongly hygroscopic materials. Moreover, it has been observed that the increase of the average relative humidity leads to an apparent increase of measured water vapor permeability [11]. Also, [12, 13] showed that measurements with the conventional cup method at high temperatures do not yield accurate values owing to air expansion in the cup. A standard cup test method was performed on different materials for high-temperature with a measurement of the air pressure. The results showed that the air pressure changes with time inside the cup. A novel cup with a pressure-adjusting mechanism was then proposed and validated in this work to keep the air pressure uniform. Furthermore, [14] and [15] have demonstrated and explained that the total gas pressure can't be uniform during the cup test method. A theoretical approach has shown that the consequences of neglecting this non-uniformity depend on the ratio between air permeability and vapor permeability. In practice, very small overestimations of the vapor diffusion coefficient can be expected, but very high underestimations can occur.

Indeed, a diffusion flow is not activated by a vapor pressure gradient (p_v), but by a molecular ratio gradient ($\frac{p_v}{p_t}$). Then the apparent permeability calculated with the previous method can be considered as valid only if the total gas pressure is uniform across the sample. However, assuming a uniform total pressure during this test implies that in steady state a dry air pressure difference ($p_t - p_v$) is installed between the both faces of the sample. Thus a permanent diffusive dry airflow should occur through the material. But, since there is no source nor sink of dry air in the cup, such a permanent dry air flow can't occur.

Based on this theoretical demonstration, [14] and [15] proposed a modification of this test that will allow both the identification of the water vapor diffusion

coefficient and the air permeability by taking into account the total pressure difference during the cup test. As the method seems to be sensible to the air permeability, it seems possible to use it to determine this parameter together
35 with the vapor diffusion coefficient. This could be possible (feasible) by adding sensors measuring the total gas pressure on both sides of the sample.

In this paper we propose to describe this new experimental configuration and to analyze the first experimental results obtained with this modified version of
40 the cup experiment. This new method has been tested within the experimental campaign of the national project "SmartRéno" [16], on a panoply of materials and conditions.

In a first part, the methodology of permeabilities identification will be described. This methodology includes the use of a simulation tool to predict the expected
45 testing conditions, especially the expected gas pressure differences. This tool will be roughly described in a second part of this paper. Then, a detailed description of the experimental protocol, and of the tested materials will be presented. Afterward, the obtained results with this new experimental protocol will be presented and discussed and the impact of neglecting the total gas pres-
50 sure on the water vapor permeability determination will be analyzed. Finally, in order to help the dissemination of this experimental approach, the encountered difficulties, and the main recommendations for successful trials will be indicated.

2. Experimental

2.1. The experimental set-up

55 In order to experimentally demonstrate the effect of total pressure on water vapor diffusion coefficient, a method based on the standard cup method (NF EN ISO 12572) was developed. This method consists in positioning a cylindrical sample of 100 mm diameter and a thickness between 10 and 20 mm above an impermeable cup. In order to control the relative humidity inside the cup,
60 silica gel was deposited with an air layer of 4 cm between the bottom surface of the sample and the salt. Then, a microcrystalline wax seal is made at the

sample/cup interface to ensure the tightness of the whole device. To follow the evolution of the total pressure gradient between the inside and outside of the cup, a differential pressure sensor ($DPS \pm 250 \text{ Pa}$, *FSM AG*), with an accuracy of $\pm 5 \text{ Pa}$, is positioned as shown in the diagram in Figure 1. The cup is placed on a balance (*PCE – BT2000*) in order to follow the evolution of the mass of the cup in time and to be able to know if the equilibrium state of the flows is reached. The set is then placed in a climatic chamber ($C - 20/1000/S$, *CTS*) regulated at 50°C and 50% relative humidity. At the same time, another hermetically sealed cup without sample, filled with silica gel, with an internal temperature and humidity sensor (T_{int} , RH_{int}) was set up and serves as a "control" cup. Finally, a temperature and relative humidity sensor is placed inside the climatic chamber (T_{ext} , RH_{ext}) to record the conditioning data. The different sensors are connected to a data acquisition unit (*Almemo 5690 – 2*, *Ahlbron*). The measurements (pressure, temperature and humidity) as well as the weighing of the dish over time (*PCE – Soft – SC – Pro*) are recorded every 5 minutes.

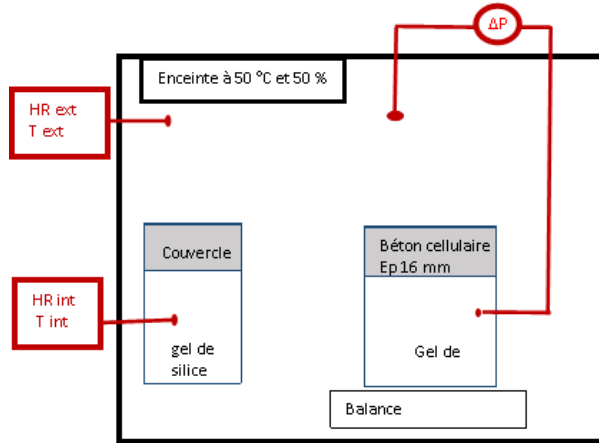


Figure 1: Schematic description of the installation of the modified cup test.

Before starting this experiment, it is important to go through a leakage verification phase (cup/sample/sensor) consisting of three essential steps. These steps can be summarized below:

- 80 • Sensors/connections verification:
 This first verification consists in guaranteeing the absence of leakage between the pressure sensor and the connections at its output (see Figure 2). To do this, the sensor was put under pressure (about 140 Pa) by injecting compressed air at the level of one of the outlet valves of the sensor.
 85 Then, a data acquisition was carried out to check if the injected pressure is maintained constant in time.
- Verification of the cup sealing:
 This second check consists in verifying if the cup used is tight enough to prevent any type of leakage during the experiment. For this, a closed cup
 90 with a plastic lid and a reservation (opening) on the lateral side of the cup to prepare the location of the pressure sensor were prepared. The outlet of the sensor was insulated with a silicone seal. Then, a pressure of about 150 Pa was injected by compressed air into the cup and a pressure monitoring over 2 days was performed. The verification is validated only
 95 if the injected pressure is kept constant during the experiment.
- Verification of the insulation system (microcrystalline wax):
 This step consists of verifying whether the microcrystalline wax used is sufficiently impermeable and waterproof to be used as an insulation system. For this purpose, a cylindrical sample of 10 cm in diameter and
 100 15 mm thick was made from this wax. This was then placed in the cup and the cup/sample/sensor interfaces were insulated with the same wax. The assembly was then put under pressure by injection of compressed air and a pressure monitoring was carried out over 24 hours. This test will be validated if the pressure remains constant during the experiment.

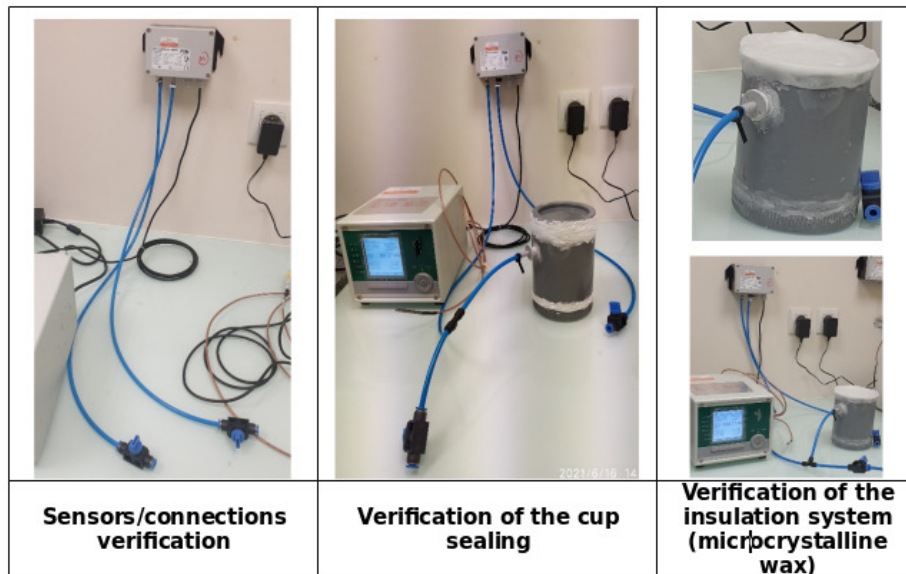


Figure 2: Summary of the steps to check for leaks.

105 In order to limit the risk of leaks as much as possible, it is essential (i) to go through the verification steps mentioned above and (ii) to use a control cup to be able to follow the evolution of the temperature and of the interior relative humidity in order to reduce the number of outlets on the measuring cup.

After checking the total absence of leaks, we launched the experiment on different samples.

110 ent samples. Figure 3 shows the installation of the cup in the climatic chamber.



Figure 3: Installation of the modified cup in a climatic chamber.

2.2. Materials and conditions

In this experimental campaign 3 materials (cellular concrete, wood fiber and soft rock) with 2 different conditions (two different temperatures) were tested.

Table 1 summarizes the experiments conducted :

Materials	Conditions		
	$HR_{int}(\%)$	$HR_{ext}(\%)$	$T(^{\circ}C)$
Cellular concrete	4.5	50	49.4
Wood fiber	5	51	25
Soft rock	3.2	50	25
	4	50	50

Table 1: Tested materials and boundary conditions for the cup experiments

3.1. Permeabilities identification [15]

One of the objectives of this new method is to identify simultaneously the water vapor diffusion coefficient (π_v^*) and the air permeability (K_t) using the measured total gas pressure difference across the sample, the measured water vapor flow and the applied water vapor pressure difference.

Using the expression of the dry air flow [15] :

$$\vec{g}_{da} = -\pi_{da}^* \vec{\nabla} \frac{p_{da}}{p_t} - \frac{\rho_{da}}{\rho_t} K_t \vec{\nabla} p_t \quad (3)$$

The gas phase being considered as an ideal mix of two ideal gases :

$$p_{da} = p_t - p_v \quad (4)$$

Also, the relation between both diffusion coefficients : dry air diffusion coefficient and vapor diffusion coefficient (5).

$$\pi_{da}^* = \frac{M_{da}}{M_v} \pi_v^* \quad (5)$$

The equations (Eq. 4 and Eq. 5) have been used to rewrite the expression of the dry air flow density as follows :

$$\vec{g}_{da} = \frac{M_{da}}{M_v} \pi_v^* \vec{\nabla} \frac{p_v}{p_t} - \frac{\rho_{da}}{\rho_t} K_t \vec{\nabla} p_t \quad (6)$$

As the dry air flow density is zero in steady state (no source or sink of dry air inside the cup), the molecular ratio can be related to the total gas pressure difference by :

$$\frac{\vec{\nabla} p_v}{p_t} = \frac{\rho_{da} M_v K_t}{\rho_t M_{da} \pi_v^*} \vec{\nabla} p_t \quad (7)$$

Then the water vapor flow density can be rewritten using (Eq. 7) as :

$$\vec{g}_v = -\frac{M_v}{M_t} K_t \vec{\nabla} p_t \quad (8)$$

The steady state 1D scalar expression can be obtained :

$$K_t = \frac{\bar{M}_t g_v e}{M_v \Delta p_t} \quad (9)$$

Where e is the thickness of the sample and $\bar{M}_t$ is the average value of the molar mass of the gas in the sample which can be expressed as a function of the average water vapor molar fraction:

$$\bar{M}_t = (1 - \bar{c}_v)M_{as} + \bar{c}_v M_v \quad (10)$$

120 Where $\bar{c}_v$ is the average value of the vapor molar fraction ($c_v = \frac{p_v}{p_t}$) which can be estimated from their values applied on both sides of the sample: $\bar{c}_v = \frac{c_{v1} + c_{v2}}{2}$.

This leads to a measurable expression of the advective air permeability:

$$K_t = \frac{[(1 - \bar{c}_v)M_{as} + \bar{c}_v M_v]g_v e}{M_v \Delta p_t} \quad (11)$$

Using the relationship between the molecular ration $\vec{\nabla} \frac{p_v}{p_t}$ and the total gas pressure $\vec{\nabla} p_t$ (Eq. 7) to rewrite the water vapor flow density as a function of the molecular ratio, the expression (Eq. 12) can be obtained :

$$-\pi_v^* \vec{\nabla} \frac{p_v}{p_t} = (1 - c_v) \vec{g}_v \quad (12)$$

Which results in a scalar expression that can be transformed to get a measurable value of the diffusive vapor transfer coefficient [15]:

$$\pi_v^* = \frac{g_v e}{\Delta c_v} (1 - \bar{c}_v) \quad (13)$$

125 3.2. The numerical tool

As explained in the experimental part, differential pressure manometers were chosen to measure the total gas pressure between the two inner and outer ambients. The reason behind this choice is to be able to detect all the fluctuations of this quantity. Indeed, it has been shown in the literature [15] that the total
130 pressure difference is sensitive to the two hygrothermal properties of the transfer (air permeability and water vapor diffusion coefficient) as well as the conditions imposed on the material in terms of temperature and relative humidity. It was also stated in the same section that these pressure sensors allow to measure the

pressure over a predefined range ($0 - / + 250 \text{ Pa}$, $0 - / + 100 \text{ Pa}$, etc.), so it is
 135 necessary to know the expected pressure range for each test to use the suitable
 manometer that allows to measure this pressure difference without exceeding
 the limits of the sensor. The most convenient way is to simulate these tests
 in advance to predict the orders of magnitude of the expected total pressure
 differences.

140 The adopted simulation tool is SYRTHES, a finite element based software able
 to calculate coupled heat, air and moisture transfer ([17], [15]) developed at
 EDF R&D. The hygrothermal properties used in these simulations have been
 taken from the literature.

The physical model integrated into SYRTHES is based on the three conservation
 145 equations :

Water mass conservation equation:

$$\begin{aligned} (\beta_p - \frac{\varepsilon p_v}{r_v T^2}) \frac{dT}{dt} + (\alpha_T + \frac{\varepsilon}{r_v T}) \frac{dp_v}{dt} = \vec{\nabla} \cdot (K_l \rho_l (r_v \ln(\frac{p_v}{p_{sat}(T)}) - \frac{L(T)}{T}) \vec{\nabla} T \\ + (\frac{\pi_v^*}{p_t} + K_l \frac{\rho_l r_v T}{p_v}) \vec{\nabla} p_v + (\omega_{mv} K_t - \frac{p_v \pi_v^*}{p_t^2}) \vec{\nabla} p_t) \end{aligned} \quad (14)$$

Dry air mass conservation equation:

$$\begin{aligned} -\frac{(p_t - p_v)}{r_{as} T} (\frac{\beta_p}{\rho_l} + \frac{\varepsilon}{T}) \frac{dT}{dt} - \frac{1}{r_{as} T} (\frac{\alpha_t (p_t - p_v)}{\rho_l} + \varepsilon) \frac{dp_v}{dt} + \frac{\varepsilon}{r_{as} T} \frac{dp_t}{dt} \\ = \vec{\nabla} \cdot ((-\frac{\pi_v^* M_{as}}{p_t M_v}) \vec{\nabla} p_v + (\rho_{as} \frac{K k_{rg}}{\eta_t} + \frac{\pi_v^* p_v M_{as}}{p_t^2 M_v}) \vec{\nabla} p_t) \end{aligned} \quad (15)$$

Heat conservation equation:

$$\begin{aligned} (\rho_s C_s + \tau_v C_l - \tau_v h_p + \varepsilon \rho_v (C_l + \frac{dL(T)}{dT}) + \varepsilon \rho_{as} C_{pas} - (L(T) + h^m) (\frac{\beta_p p_v}{\rho_l r_v T} \\ + \frac{\varepsilon p_v}{r_v T^2}) + \frac{p_t \beta_p}{\rho_l}) \frac{dT}{dt} + (-\tau_v h_T + (L(T) + h^m) (-\frac{p_v \alpha_T}{\rho_l r_v T} + \frac{\varepsilon}{r_v T}) + \frac{p_t \alpha_T}{\rho_l}) \frac{dp_v}{dt} \end{aligned}$$

$$-\varepsilon \frac{dp_t}{dt} = \vec{\nabla} \cdot (\lambda^* \vec{\nabla} T + (L(T) + h^m) (\frac{\pi_v^*}{p_t} \vec{\nabla} p_v + (L(T) + h^m) (\omega_{mv} K_t - \frac{\pi_v^* p_v}{p_t^2}) \vec{\nabla} p_t) \quad (16)$$

Moreover, the boundary conditions available in this tool are coupled and allow
 150 to simulate the specific conditions met in the cup experiment (no dry air flow
 density) :

Boundary condition of the flow mass density of moisture:

$$\vec{g}_v = \bar{h}_v (\frac{p_{vext}}{p_{ttext}} - \frac{p_{vsurf}}{p_{tsurf}}) + \omega_{mv} \bar{h}_t (p_{ttext} - p_{tsurf}) \quad (17)$$

Boundary condition of the flow mass density of dry air:

$$\vec{g}_{as} = \frac{M_{as}}{M_v} \bar{h}_v (\frac{p_{vsurf}}{p_{tsurf}} - \frac{p_{vext}}{p_{ttext}}) + (1 - \omega_{mv}) \bar{h}_t (p_{ttext} - p_{tsurf}) = 0 \quad (18)$$

Boundary condition of heat flow:

$$\vec{g}_c = \bar{h}_c (T_{ext} - T_{surf}) + L(T) \vec{g}_v \quad (19)$$

4. Results

4.1. Experimental results

The modified cup test method allows to measure the evolution of the mass of
 155 the assembly constituted by the cup and the sample as well as the total pressure
 difference on both sides of the sample. In this part, the results measured for the
 four tests are presented in the following figures.

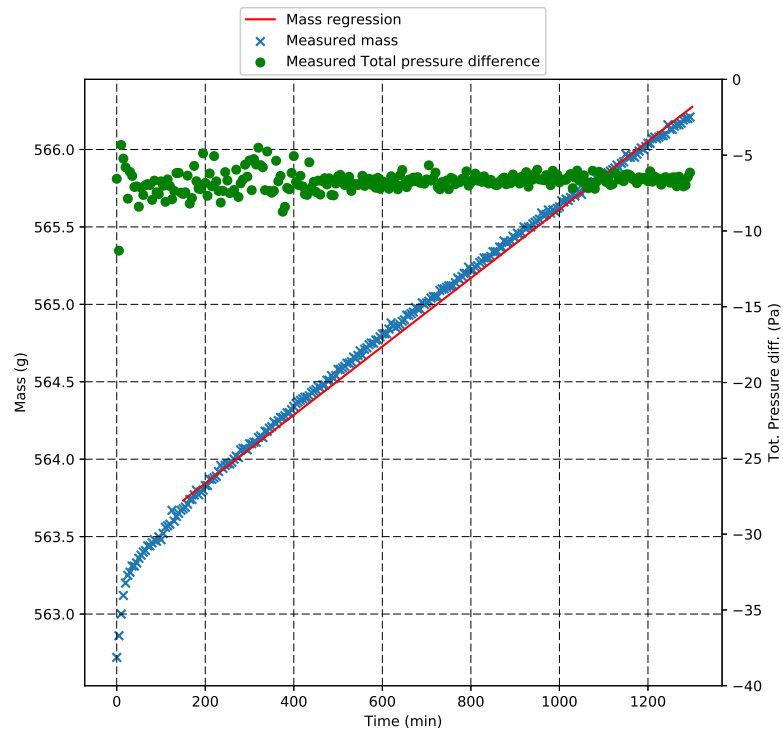


Figure 4: Measured mass and total pressure difference for cellular concrete at 49.4°C

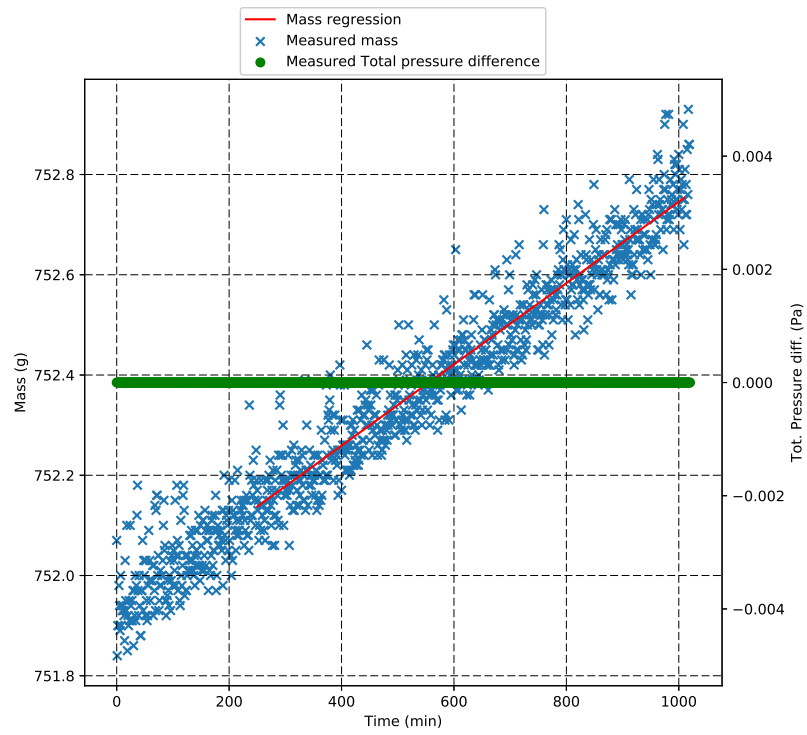


Figure 5: Measured mass and total pressure difference for fiber wood at 25°C

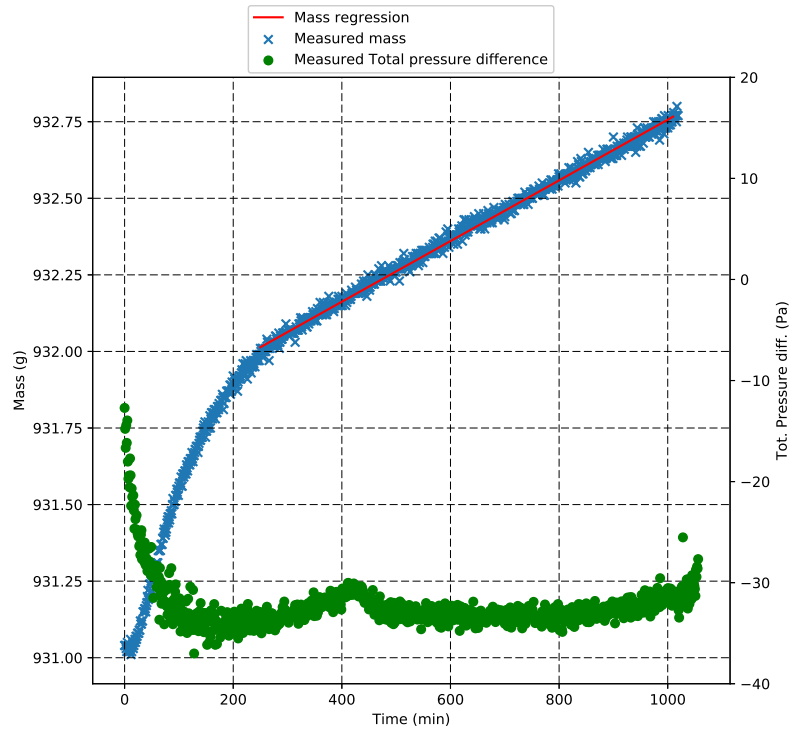


Figure 6: Measured mass and total pressure difference for soft rock at 50°C

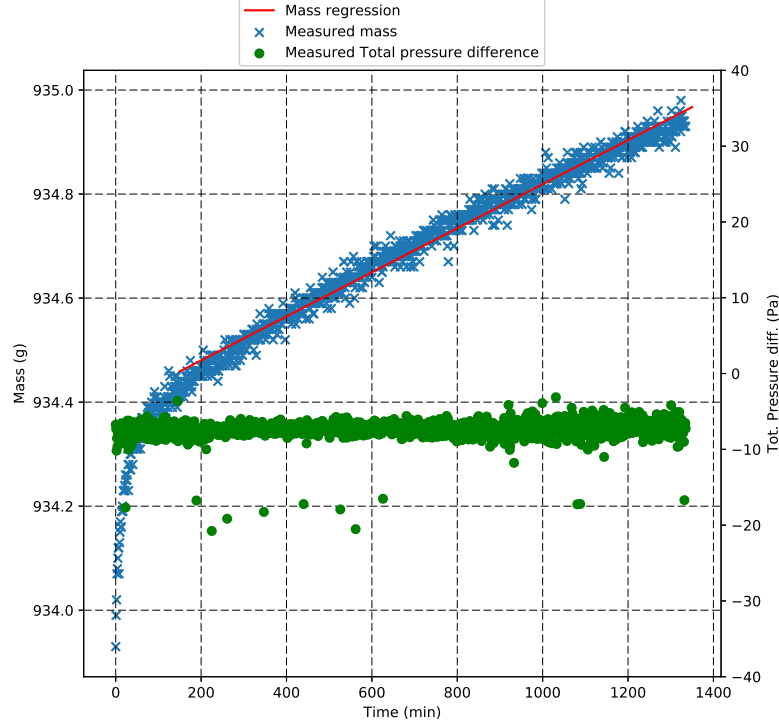


Figure 7: Measured mass and total pressure difference for soft rock at $25^{\circ}C$

For the first time, the figures above show the total pressure behavior in a cup test configuration for various materials and testing configurations. As expected and as demonstrated by the theoretical analysis of this test [15], the total pressure is not uniform. Except for the wood fiber for which the total gas pressure difference shown in the figure is negligible and can't be accurately estimated. Indeed, the differential pressure manometer measured a value of 0.34 Pa but this value can't be retained since it is within the error margin of the sensor. The range of the manometer used for this test is $(0 \pm 100 \text{ Pa})$ with an error of $\pm 2\%$. Given the very high air permeability of this material, this result was expected and consistent with the theory.

The results also show that the stabilization of the total pressure is rapid and

sensitive to the testing conditions as well as to the properties of the tested materials. The gas pressure difference measured for the soft rock, in two cup tests with the same conditions in relative humidity but two different temperatures ($25^{\circ}C$ and $50^{\circ}C$), varies from $8\ Pa$ to $34\ Pa$ (Fig. 6 and Fig. 7). In such conditions, the increase in T leads to an increase in the vapor pressure difference. (Eq. 7) show that the vapor pressure difference and the total gas pressure difference are linked in a cup test configuration. Then the impact of the temperature on the total gas pressure difference is the consequence of this mutual dependence between total and partial pressures.

It is interesting to note that the variation in the total gas pressure range is clearly confirmed by these results. Three ranges of differences are measured ($0\ Pa$, $10\ Pa$ and $30\ Pa$) as expected from simulations. Furthermore, theory predicts that much higher gas pressure differences can be expected for some materials. Then, the importance of preliminary simulations to anticipate the expected pressure differences is confirmed.

Certainly, in this revisited version of the cup test method the vapor behavior is preserved and it is possible to calculate the flow of vapor in steady state. The vapor flow through the material is represented by the slope of the linear regression curve shown in the four figures. The flow density (g_v) is then calculated by reducing the measured flow rate to the unit area of the sample.

The main numerical values calculated from these tests results are presented in table (Tab. 2).

Materials	Conditions			Vapor mass flow rate (g/min) (the slope of the linear curve)	The total pressure difference (Pa)
	$HR_{int}(\%)$	$HR_{ext}(\%)$	$T(^{\circ}C)$		
Cellular concrete	4.5	50	49.4	2.17×10^{-3}	6.65
Wood fiber	5	51	25	8.11×10^{-4}	0
Soft rock	3.2	50	25	4.3×10^{-4}	8
Soft rock	4	50	50	9.91×10^{-4}	34

Table 2: The vapor flow rate and the total gas pressure difference in the four cup tests

4.2. Experimental determination of the coefficients : π_v^* and K_t

In this section, (Eq. 11 and Eq. 13) are used to calculate the values of air permeability (K_t) and vapor diffusion coefficients (π_v^*) from experimental results. For the calculation, the imposed relative humidities and temperatures, the thickness and the area of the samples are used together with measured parameters to obtain the hygrothermal properties given in Table 3.

The air permeability of the wood fiber cannot be calculated since the total gas pressure difference is negligible. Nevertheless, the value of this difference could be calculated using a bibliographic value of the intrinsic permeability ($K \approx 10^{-11} \text{ (m}^2\text{)}$) and the formula (Eq. 9). The calculated total gas pressure difference using this value is about 10^{-2} Pa , which confirms that it can't be determined with our differential manometer and that it is obviously negligible.

Materials	Conditions			π_{vnew}^* (kg/m.s)	K_t (s)
	$HR_{int}(\%)$	$HR_{ext}(\%)$	$T(^{\circ}C)$		
Cellular concrete	4.5	50	49.4	1.33×10^{-6}	8.64×10^{-9}
Wood fiber	5	51	25	1.91×10^{-6}	—
Soft rock	3.2	50	25	9.90×10^{-7}	1.44×10^{-9}
	4	50	50	5.85×10^{-7}	7.73×10^{-10}

Table 3: Calculated vapor diffusion coefficient and air permeability

4.3. Modeling of cup tests: Experimental/simulation comparison

As explained previously in the methodology, prior to the testing period, experimental configurations have been simulated in order to anticipate the expected total gas pressure differences. The results of the simulations were used to select the appropriate manometers for each material and testing condition. It is interesting to check the validity and the reliability of this tool by comparing the simulated and the measured results. It should be noted that at this stage of the process (before measurements) the materials' properties used for simulations are taken from the literature.

The results of these comparisons are presented in the Figures (8, 9, 10 and 11) for total gas pressure differences and in table (4) for the vapor flow densities.

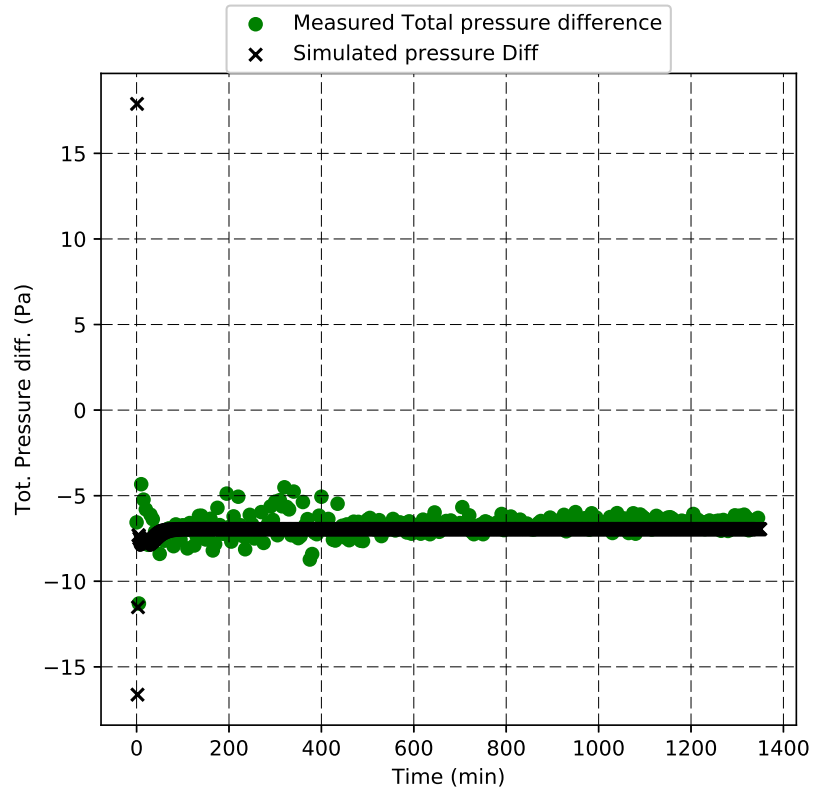


Figure 8: Exp/Simulation comparison for cellular concrete at $50^{\circ}C$

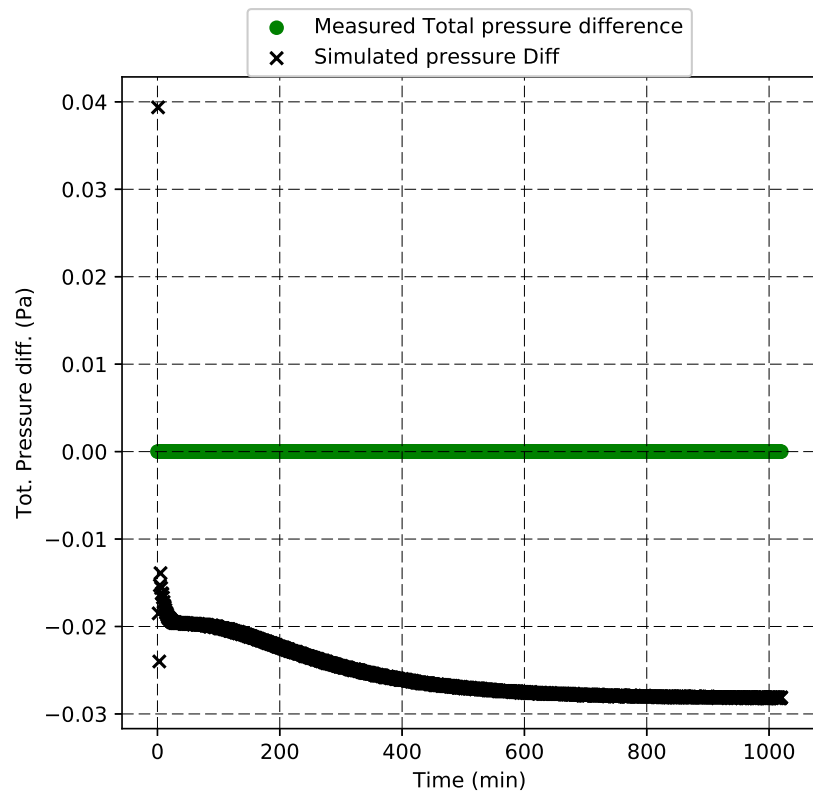


Figure 9: Exp/Simulation comparison for wood fiber at 25°C

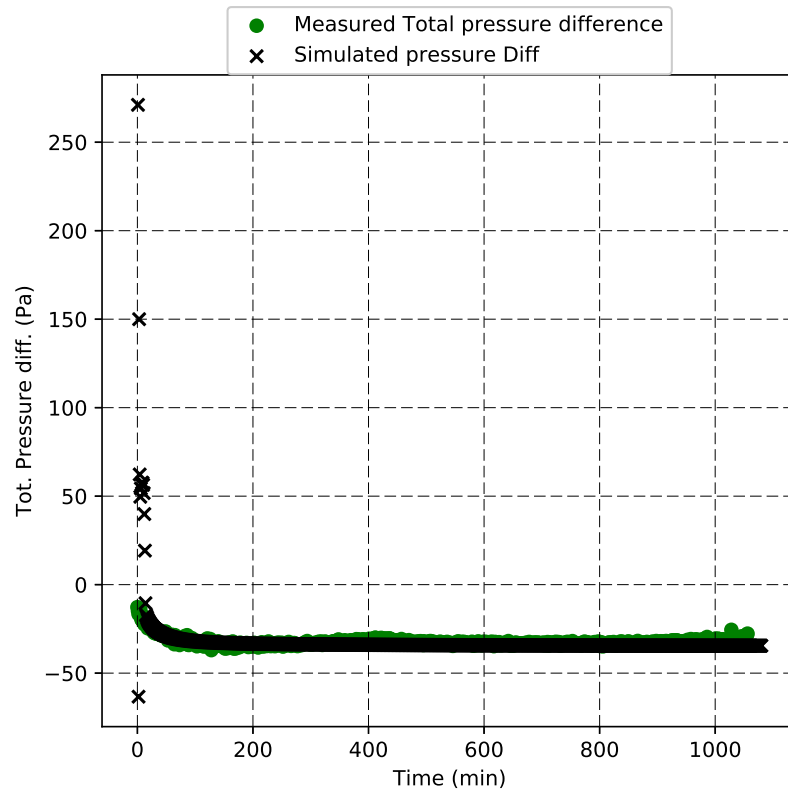


Figure 10: Exp/Simulation comparison for soft rock at $50^{\circ}C$

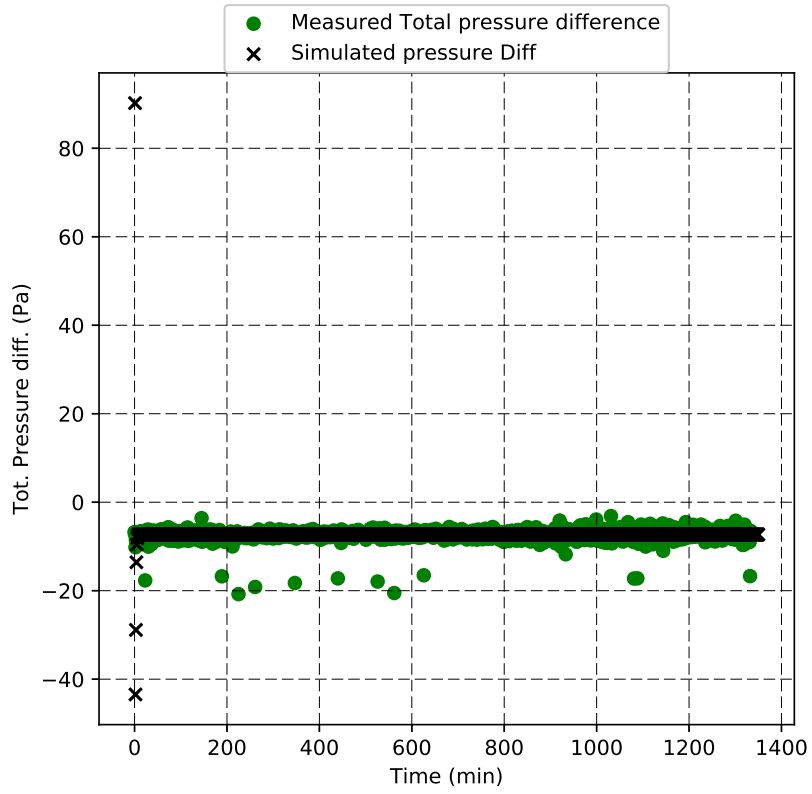


Figure 11: Exp/Simulation comparison for soft rock at 25°C

Materials	The measured vapor flux density (kg/(m ² .s))	The calculated vapor flux density (kg/(m ² .s))
Cellular concrete	4.985×10^{-6}	5.425×10^{-6}
Wood fiber	9.552×10^{-7}	3.209×10^{-7}
Soft rock	2.234×10^{-6}	1.334×10^{-6}
Soft rock	1.828×10^{-6}	2.421×10^{-6}

Table 4: The difference between the two calculated values using both methods (old and new)

215 It can be observed from Fig. 8, 9, 10 and 11 that the measured and calculated gas pressure differences are very close at steady-state and the dynamic evolutions predicted by the simulation are well represented, which validate the methodology.

The calculated vapor flows are also very close to the measured values with differences of the same order of magnitude as the accuracy of the measurement. But 220 this could change for materials which would generate greater total gas pressure differences. Indeed, for these materials, it is expected that the bibliographic vapor diffusion coefficient can be significantly different from one estimated with the new experimental process.

225 Moreover, the total pressure figures show unusual sharp breaks in the simulations. The stabilization of the pressure is so fast that the transient regime does not restore it clearly. In the following figure (Fig. 12), a zoom on the first 20 *min* of the cellular concrete test is presented to show this rapid transient evolution.

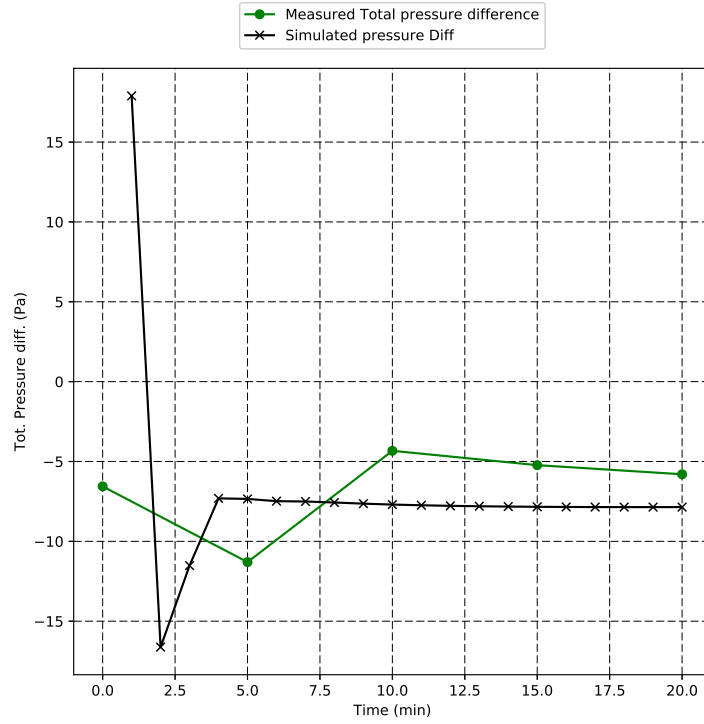


Figure 12: Zoom on the comparison between Exp/Simulation for soft rock at $50^{\circ}C$

230 5. Discussion

The main objective of this work is to implement and test the new experimental method proposed in a previous theoretical analysis ([15]). These first attempts have shown that it is possible to successfully carry out this modified testing procedure. The first experimental results confirmed the main conclusions
 235 of the theoretical analysis made upstream:

- The total gas pressure cannot be uniform during a cup test;
- Changing the vapor pressure difference has an impact on the total gas pressure difference;

- The measured parameters sensitive to the testing conditions;
- It is possible to identify simultaneously the water vapor diffusion coefficient and the air permeability;

Moreover, the measured results enabled us to analyze the differences between the traditional determination of the diffusion coefficient and its estimation through the new method. Table (5) shows the results calculated for this coefficient using the traditional method (with no consideration of the total gas pressure difference).

Materials	π_{vold}^* (kg/m.s)
Cellular concrete	1.38×10^{-6}
Wood fiber	1.92×10^{-6}
Soft rock	9.98×10^{-7}
	6.04×10^{-7}

Table 5: The water vapor diffusion coefficient using the standard method

Regarding Table 5, it can be observed that the diffusion coefficients are slightly higher than those calculated with the modified method. This result is somewhat expected. Indeed, the theoretical analysis [15], introduces a dimensionless number A (Eq. 20), which roughly represents the ratio between the gas advective permeability and the water vapor diffusive permeability. This dimensionless number can be used as an indicator of the vapor diffusion coefficient (π_v^*) measurement error when the impact of gas pressure is not considered (Eq. 21).

$$A = \frac{M_v K_t p_t}{M_t \pi_v^*} \quad (20)$$

$$\frac{\pi_{\text{vold}}^* - \pi_{\text{vnew}}^*}{\pi_{\text{vnew}}^*} = \frac{c_v (A - 1)}{c_v + (1 - c_v) A} \quad (21)$$

It has been shown in [15] that if the number A is greater than 1 the value of the diffusion coefficient with the standard method will be slightly overestimated. On the contrary, if the A value is less than 1 it will be underestimated. The

250 values of this number have been calculated for all the materials and testing conditions (Tab. 6). As shown in this table, the value of A for all the tests is greater than 1. It is therefore expected that the value of the diffusion coefficient determined with the standard method is slightly overestimated.

Materials	Conditions			A
	$HR_{int}(\%)$	$HR_{ext}(\%)$	$T(^{\circ}C)$	
Cellular concrete	4.5	50	49.4	8.38×10^2
Wood fiber	5	51	25	1.86×10^2
Soft rock	3.2	50	25	1.71×10^2
	4	50	50	4.28×10^3

Table 6: The non-dimensional number A for the four tests

For these tests, we were always in the case of A greater than 1. We do not know if one day, we will meet conditions where A is less than 1. For this reason, we aim at continuing to test this new experiment on various materials in contrasted testing conditions.

One of the advantages of this modified cup test method is the simultaneous identification of the vapor diffusion coefficient and the air permeability (in the case where the total gas pressure difference is measurable). When the air permeability is determinable and the intrinsic permeability is known, prospects will open up for the determination of the gas relative permeability (k_{rg}) (Eq. 22).

$$K_t = \frac{\rho_t K k_{rg}}{\eta_t} \quad (22)$$

6. Conclusions and perspectives

255 The objective of this paper is to present the results of the first experimental attempts of the modified cup test method. The measurements collected made it possible to validate some of the conclusions of the theoretical analysis of the standard cup method:

- In a cup test configuration, total gas pressure is not uniform;
- 260 • Total gas pressure difference depends on testing conditions, on air permeability and on vapor diffusion coefficient;
- The impact of the total gas pressure difference on the vapor diffusion coefficient can be significant, when this pressure difference is important. It is expected that this situation occurs when the air permeability (K_t) is
265 low ;
- As long as the total gas pressure difference is not negligible, the simultaneous determination of the air permeability and of the diffusion coefficient is possible using the same test ;

This new method opens up several perspectives. Access to the total pressure
270 would make it possible to analyze with more precision the air permeability, even the gas relative permeability (k_{rg}) of porous materials and the impact of humidity on this hygrothermal property.

It should also be mentioned that a finer vision of the vapor diffusion process can be obtained. As a result, it can make it possible to accurately analyze its
275 evolution according to the experimental conditions. There are still major issues concerning the understanding of the vapor diffusion process. How does it change when materials become wet ? What about non-Fickian phenomena which can be identified in some materials ([18, 19, 20])?

Finally, we hope that this paper can help to motivate a large number of re-
280 searchers to take up this new method. There are probably many behaviors to be explored, especially for materials with very low air permeability. Certainly, the exploitation of this new experimental approach will remain a research activity for some time. Its accuracy and repeatability need to be analyzed and improved. New transfer behaviors might be observed and described. Then the
285 results to come may justify the development of new standardized methods based on these first experimental attempts.

References

- [1] Iso 12572 :2016, hygrothermal performance of building materials and products – determination of water vapour transmission properties – cup method
290 (2000).
- [2] Astm e96-00, standard test methods for water vapor transmission of materials.
- [3] J. Richter, K. Staněk, Water vapour permeability of wood – remarks on cup method procedure and measured data of spruce wood, Journal of Physics: Conference Series 2069 (1) (2021) 012009. doi:10.1088/1742-6596/2069/1/012009.
295
- [4] B. Thuan, W. Yonghui, C. Jon, N. Choon, Evaluating water vapor permeance measurement techniques for highly permeable membranes 47 (2015) 89–105.
- 300 [5] Y. Hu, V. Topolkaraev, A. Hiltner, E. Baer, Measurement of water vapor transmission rate in highly permeable film, Journal of Applied Polymer Science 81 (2001) 1624 – 1633. doi:10.1002/app.1593.
- [6] P. Mukhopadhyaya, K. Kumaran, J. Lackey, D. van Reenen, M. Kumaran, S. Dean, Water vapor transmission measurement and significance of corrections, Journal of Astm International 4 (09 2007). doi:10.1520/JAI100621.
305
- [7] S. Zohoun, E. Agoua, G. Degan, P. Perré, An experimental correction proposed for an accurate determination of mass diffusivity of wood in steady regime, Heat and Mass Transfer 39 (2003) 147–155. doi:10.1007/s00231-002-0324-9.
- 310 [8] R. Mustapha, A. Zoughaib, N. Ghaddar, K. Ghali, Modified upright cup method for testing water vapor permeability in porous membranes, Energy 195 (2020) 117057. doi:https://doi.org/10.1016/j.energy.2020.117057.

- [9] T. Mchugh, R. Avena-Bustillos, J. KROCHTA, Hydrophilic edible films:
 315 Modified procedure for water vapor permeability and explanation of thick-
 ness effects, *Journal of Food Science* 58 (2006) 899 – 903. doi:10.1111/
 j.1365-2621.1993.tb09387.x.
- [10] C. Feng, Q. Meng, Y. Feng, H. Janssen, Influence of pre-conditioning
 methods on the cup test results, *Energy Procedia* 78 (2015) 1383–1388,
 320 6th International Building Physics Conference, IBPC 2015. doi:https:
 //doi.org/10.1016/j.egypro.2015.11.158.
- [11] A. Tveit, Measurements of moisture sorption and moisture permeability of
 porous materials, no. 45, Oslo, Norway, 1966.
- [12] S. Iizuka, K. Murata, M. Sekine, C. Sato, A novel cup with a pressure-
 325 adjusting mechanism for high-temperature water vapor transmission rate
 measurements, *Polymer Testing* 50 (2016) 73–78. doi:https://doi.org/
 10.1016/j.polymertesting.2015.11.018.
- [13] S. Iizuka, K. Murata, M. Sekine, C. Sato, Development of a simple
 cup method for water vapor transmission rate measurements under high-
 330 temperature conditions, in: 2016 International Conference on Electronics
 Packaging (ICEP), 2016, pp. 522–525. doi:10.1109/ICEP.2016.7486882.
- [14] T. Duforestel, Des transferts couplés de masse et de chaleur la conception
 bioclimatique: prs de 30 ans de recherches sur lefficacité énergétique des
 btiments. (2015).
- 335 [15] T. Duforestel, I. Oubrahim, R. Belarbi, H. E. Hardouz, M. C. Daâge, As-
 sessment of the water vapor permeability: Effect of the total pressure,
International Journal of Heat and Mass Transfer (2022).
- [16] SmartRéno, Le projet smart réno (fiabiliser, professionnaliser, valoriser
 la rénovation énergétique) du programme du ministère de la transition
 340 écologique et solidaire sur le dispositif des certificats économies dénergie,
 https://smart-reno.recherche.univ-lr.fr/.

- [17] Syrthes, [//rd.edf.com/syrthes](http://rd.edf.com/syrthes).
- [18] A. Challansonnex, J. Casalinho, P. Perré, Non-Fickian diffusion in biosourced materials: Experimental determination of the memory function using minute samples, *Construction and Building Materials* 224 (2019) 560–571. doi:10.1016/j.conbuildmat.2019.07.013.
- [19] A. Challansonnex, J. Casalinho, P. Perré, Non-Fickian diffusion in biosourced materials: Prediction of the delay between relative humidity and moisture content, *Energy and Buildings* 202 (2019) 109340. doi:10.1016/j.enbuild.2019.109340.
- [20] A. Challansonnex, Transferts couplés chaleur/masse dans les matériaux de construction biosourcés : investigation expérimentale et théorique du non-équilibre local, Theses (Mar. 2019).
- [21] M. Woloszyn, N. L. Pierrès, Y. Kedowidé, J. Virgone, A. Trabelsi, Z. Slimani, E. Mougel, R. Rémond, H. Rafidiarison, P. Perré, F. Pierre, R. Belarbi, N. Issaadi, K. Abahri, T. Bejat, A. Piot, E. Wurtz, T. Duforestel, M. C. Dage, B. Perrin, M. Coutand, O. Vololonirina, C. Pompéo, W. Jomaa, J. S. Lauffer, P. Thiriet, R. Diss, N. Rémond, O. Legrand, Vers une méthode de conception hygro-thermique des batiments performants : démarche du projet hygro-bat, in: *Conférence IBPSA France-Arras-2014*, 2014.

Chapitre 9

Méthodologie d'identification de la perméabilité relative à l'eau liquide

9.1 Introduction

La perméabilité relative à l'eau liquide décrit la capacité d'un matériau poreux, partiellement saturé, à se laisser traverser par de l'eau liquide par rapport à sa capacité à l'état saturé. Elle est donc définie comme le rapport entre la perméabilité à l'eau liquide du poreux non-saturée K_l (m^2) et sa perméabilité intrinsèque K (m^2) (eq. 9.1). Les deux perméabilités intrinsèque et non saturée d'un matériau poreux sont définies par la loi de Darcy (eq. 9.2) qui exprime le débit d'écoulement stationnaire de l'eau à travers un poreux de section A en fonction de sa perméabilité K_l et du gradient de pression appliqué $\vec{\nabla} \cdot p_l$ (voir chapitre 2).

$$k_{rl} = \frac{K_l}{K} \quad (9.1)$$

$$\vec{q}_l = \frac{K_l \times A \times \vec{\nabla} \cdot p_l}{\mu_l} \quad (9.2)$$

où q_l est le débit de l'eau liquide (m^3/s), K_l est la perméabilité du matériau à l'eau (m^2), μ_{fl} est la viscosité dynamique de l'eau ($Kg/m/s$), p_l est la pression de l'eau liquide dans le matériau (Pa) et A est la surface de la section du matériau (m^2).

La connaissance de cette grandeur physique est nécessaire pour prendre en compte l'apport du transport de l'eau liquide dans la modélisation des transferts couplés de chaleur et de masse des matériaux composants l'enveloppe des bâtiments. Cependant, ce paramètre est souvent supposé nul dans les simulations hygrothermiques des bâtiments. En effet, il est courant de négliger l'apport d'eau liquide lorsque la configuration reste à l'intérieur du domaine hygroscopique. Mais, on ne sait pas encore si, même dans ces conditions, un transfert de liquide pourrait exister. On sait que le coefficient de diffusion de vapeur d'eau apparent mesuré par la méthode d'essai à la coupelle a tendance à augmenter lorsque l'humidité relative moyenne augmente. Et cette évolution est souvent attribuée à un début de transfert de liquide. Il est donc possible que ce phénomène ne soit pas bien représenté dans les simulations.

Cette propriété peut être déterminée expérimentalement (voir chapitre 2). Cependant, mesurer la perméabilité à l'eau liquide K_l dans des conditions non-saturées reste un exercice très délicat. Ainsi, on peut penser qu'une identification numérique de ce coefficient par une méthode inverse pourrait être une méthode plus efficace. Dans ce chapitre, nous proposons une méthodologie d'identification indirecte de la perméabilité relative à l'eau liquide k_{rl} , en se plaçant dans l'hypothèse où toutes les autres propriétés hygrothermiques ont été déterminées, notamment toutes les propriétés de transfert (la sorption d'eau (chap. 5), le coefficient de la diffusion de la vapeur d'eau (chap. 7 et 8) et la perméabilité au gaz (chap. 8)).

La méthodologie d'identification proposée consiste à optimiser la valeur de la perméabilité relative à l'eau liquide en minimisant la différence entre l'expérimental et la simulation. Il faut donc faire un essai expérimental où un transfert de l'eau liquide existe et mesurer des paramètres physiques accessibles (facile à suivre expérimentalement) et modéliser ce même essai par un outil de simulation des transferts couplés de chaleur et de masse. La différence entre les propriétés physiques mesurées dans l'essai et calculées par cet outil est à minimiser en optimisant la donnée d'entrée de la perméabilité relative à l'eau liquide.

9.2 La détermination de la perméabilité relative au liquide

La perméabilité relative à l'eau liquide est une caractéristique hygrothermique qui permet de décrire le transfert de l'eau liquide à travers le matériau poreux. Elle dépend du taux d'humidité du poreux ($k_{rl}(\tau_v)$) et varie entre 0, valeur correspondant à la perméabilité du matériau à l'état sec, et 1 sa perméabilité à l'état saturé. La détermination de cette propriété est possible expérimentalement en mesurant la perméabilité au liquide K_l pour différents taux d'humidité du milieu poreux. Les méthodes de détermination de cette propriété peuvent être classées en deux catégories :

Les méthodes directes : dans cette catégorie, la perméabilité à l'eau liquide est déterminée par une mesure expérimentale. Le principe générale de ces méthodes consiste à appliquer un gradient de pression liquide entre les deux extrémités d'un échantillon pour créer un écoulement d'eau liquide à travers le poreux. Et à mesurer le débit de l'eau traversant cet échantillon. Les valeurs du débit et du gradient de pression liquide sont ensuite utilisées avec la loi de Darcy (eq. 9.2) pour calculer la perméabilité (chap. 2). Le même essai doit être relancé pour des taux d'humidité différents du matériau pour mesurer la perméabilité à l'eau liquide en fonction du taux d'humidité. En utilisant les perméabilités au liquide $K_l(\tau_v)$ et la perméabilité intrinsèque (qui représente la valeur de K_l à l'état saturé), la fonction $k_{rl}(\tau_v)$ peut être identifiée (eq. 9.1). Enfin, il est utile de faire le lien avec « la diffusivité hydrique (D (m^2/s)) » utilisée parfois pour décrire le transfert hydrique dans les milieux poreux (eq. 9.3). Elle est mesurée directement en suivant l'évolution des profils hydriques dans un matériau. Plusieurs méthodes existent pour effectuer ce suivi comme la résonance magnétique nucléaire (RMN) [76], la gammamétrie, radiographie aux neutrons [81], etc.

$$\vec{q}_l = D \times A \times \vec{\nabla} \cdot \tau_v \quad (9.3)$$

où q_l est le débit de l'eau liquide (m^3/s) filtrant l'échantillon par la surface filtrante A (m^2), et τ_v (kg/m^3) est le taux d'humidité volumique du matériau. Ce paramètre est relié à la perméabilité par :

$$K_l = \frac{p_v \times D}{r_v \times \rho_l \times T} \times \left(\frac{\partial \tau_v}{\partial p_v} \right)_T \quad (9.4)$$

La mesure de la diffusivité, seule, ne peut donner accès à la valeur de la perméabilité. On doit lui adjoindre la connaissance des isothermes de sorption pour calculer la pente $\left(\frac{\partial \tau_v}{\partial p_v} \right)_T$. Les essais directs pour déterminer cette caractéristique hygrothermique nécessitent des équipements très chers. Ils sont aussi complexes à effectuer et demandent beaucoup de temps.

Les méthodes indirectes : l'objectif de ces méthodes est d'utiliser des essais expérimentaux simples à réaliser, moins chers et efficace pour mesurer des grandeurs physiques (différentes de la propriété recherchée) et utiliser les résultats de ces essais pour identifier la propriété hygrothermique que l'on souhaite déterminer. Le principe de la détermination indirecte de la perméabilité liquide en fonction du taux d'humidité consiste à créer un transfert d'eau liquide à travers un échantillon (généralement d'imbibition ou de séchage) et de mesurer l'évolution d'humidité relative dans le matériau. Cet essai est ensuite modélisé dans un outil de simulation des transferts hygrothermiques qui permet de calculer l'évolution d'humidité relative dans le poreux. La perméabilité est alors la valeur optimale permettant de minimiser la différence entre les humidités relatives simulées et celles mesurées. La perméabilité à l'eau liquide identifiée par méthode inverse ou indirecte peut être une valeur constante ou une fonction du taux d'humidité. Dans le cas où la perméabilité recherchée est une fonction, il est donc nécessaire d'utiliser des formules reliant K_l au taux d'humidité dans l'outil de simulation. Il est courant d'utiliser des modèles proposés dans la littérature pour la perméabilité au liquide ou la perméabilité relative au liquide. Divers modèles existent dans la littérature pour décrire la dépendance entre la perméabilité et le taux d'humidité. Ces modèles proposent des formulations avec des paramètres de calage, ils ont besoin donc des résultats expérimentaux pour identifier ces paramètres. On peut citer trois modèles fréquemment utilisés :

- Le modèle de Campbell [19] avec un seul paramètre de calage η :

$$k_{rl}(\tau_v) = \left(\frac{\tau_v}{\tau_{vmax}} \right)^\eta \quad (9.5)$$

où τ_{vmax} est le taux d'humidité volumique maximal du matériau.

- Le modèle de Van Genuchten-Mualem ([66] et [38]) avec un seul paramètre de calage m_{vm} :

$$k_{rl}(\tau_v) = \left(\frac{\tau_v - \tau_{vr}}{\tau_{vmax} - \tau_{vr}} \right)^{1/2} \left(1 - \left(\frac{\tau_v - \tau_{vr}}{\tau_{vmax} - \tau_{vr}} \right)^{1/m_{vm}} \right)^{m_{vm}} \quad (9.6)$$

où τ_{vr} est le taux d'humidité volumique résiduel du matériau

- Le modèle de Van Genuchten-Burdine ([18] et [38]) avec un seul paramètre de calage m_{vb} :

$$k_{rl}(\tau_v) = \left(\frac{\tau_v - \tau_{vr}}{\tau_{vmax} - \tau_{vr}} \right)^2 \left(1 - \left(\frac{\tau_v - \tau_{vr}}{\tau_{vmax} - \tau_{vr}} \right)^{1/m_{vb}} \right)^{m_{vb}} \quad (9.7)$$

Dans ce chapitre, nous proposons de tester une méthode (inverse) indirecte pour identifier la perméabilité relative à l'eau liquide. En effet l'outil utilisé prend en entrée k_{rl} et la perméabilité intrinsèque K pour modéliser le transfert de l'eau liquide dans les matériaux poreux.

9.3 Méthodologie d'identification de k_{rl}

L'identification par méthode inverse de la perméabilité nécessite un essai expérimental mobilisant un transfert d'eau liquide, un outil de simulation hygrothermique permettant de modéliser cet essai et un algorithme d'optimisation pour trouver la valeur ou la fonction optimale de la perméabilité qui permet de minimiser la différence entre les résultats expérimentaux et les résultats simulés.

L'outil de simulation : SYRTHES est l'outil utilisé pour la détermination de la perméabilité. Il permet de modéliser les transferts couplés de chaleur et de masse. La résolution du modèle intégré dans cet outil permet de calculer en sortie la pression de vapeur, la température, la pression totale et l'humidité relative (chap. 2, sec. 2.1).

L'essai expérimental : Le test expérimental utilisé est un essai d'imbibition, en conditions isothermes, sur le matériau béton [17]. Pour ce test, des échantillons de $10 \times 10 \times 10 \text{ cm}^3$ sont étanchés latéralement. La face inférieure de ces échantillons est en contact avec de l'eau tandis que la surface supérieure est en contact avec de l'air libre. Ensuite, des capteurs d'humidité relative sont placés sur la hauteur des échantillons pour suivre l'évolution de ce paramètre (fig. 9.1). Les valeurs d'humidité relative sont enregistrées à quatre hauteurs : 1 cm, 3.5 cm, 6 cm et 8.5 cm.

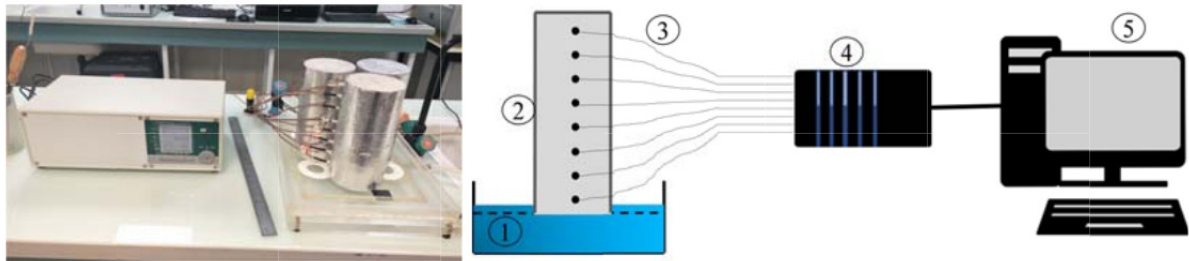


FIGURE 9.1 – L'essai expérimental d'imbibition

Comme mentionné précédemment, l'identification par méthode inverse de la perméabilité suppose que toutes les autres propriétés sont connues (le coefficient de diffusion de la vapeur d'eau, l'isotherme d'adsorption, la conductivité thermique, la porosité, etc.). Le béton a été caractérisé hygrothermiquement dans [17], et les données mesurées ont été utilisées pour le modéliser avec SYRTHES, la seule inconnue est la perméabilité relative à l'eau liquide.

L'algorithme d'optimisation : L'algorithme d'optimisation permet de modifier les valeurs de la perméabilité ou des paramètres de calages apparaissant dans les modèles testés jusqu'à l'obtention des valeurs permettant d'avoir l'erreur la plus minimale entre les résultats d'humidités relatives mesurées et simulés par SYRTHES. Plusieurs algorithmes existent pour minimiser une fonction et ils sont classés en deux grandes familles :

- Les méthodes de gradient : ces algorithmes désignent des algorithmes d'optimisation différentiable. Ils sont par conséquent destinés à minimiser des fonctions réelles différentiables. Ils sont utilisés avec des fonctions objectives avec des dérivées connues (premières, secondes, etc.) comme la méthode du gradient descendant, la méthode de Gauss-Newton et l'algorithme de Levenberg-Marquadt ([51], [59] et [20]).

- Les méthodes sans gradient : ce sont des méthodes qui permettent de minimiser une fonction objective sans utiliser le calcul du gradient et des dérivées. Dans notre cas, ces méthodes sont les plus adaptées car nous n'avons pas la formule de l'humidité relative en fonction des paramètres à calculer. Parmi ces méthodes, nous citons celles qui semblent les plus utilisées l'algorithme de Nelder-Mead [73] et la méthode Direct « Directing RECTangles ». Ces deux algorithmes seront testés dans ce travail pour identifier la perméabilité relative au liquide.

Il est possible d'utiliser plusieurs algorithmes pour minimiser la même fonction objective. C'est une optimisation dite « hybride » qui consiste à utiliser plusieurs algorithmes dans différentes étapes de la minimisation de la fonction objective. L'utilisation de plusieurs algorithmes est une stratégie de secours ; dans le cas où un algorithme d'optimisation échoue, un autre algorithme le remplace [30]. Le changement d'algorithmes durant une optimisation est automatisé [31].

L'identification de la perméabilité relative au liquide : Comme précisé ci-dessus, toutes les caractéristiques hygrothermiques nécessaires à la modélisation de l'essai d'imbibition ont été mesurées dans [17], seule la perméabilité reste à déterminer. L'outil SYRTHES a besoin de la perméabilité relative au liquide pour la modélisation. Nous proposons donc dans ce travail de négliger la dépendance de cette propriété au taux d'humidité et d'identifier une valeur constante. Et de tester les trois modèles décrits ci-dessus (eq. (9.5), eq. (9.6) et eq. (9.7)) en identifiant les paramètres de calages de ces trois fonctions. La détermination de ces paramètres est réalisée en minimisant la fonction de l'erreur quadratique (eq. 9.8) :

$$S(y) = \sum_{j=1}^n \sum_{i=1}^m (HR_{exp}(x_i, t_j) - HR_{mod}(x_i, t_j))^2 \quad (9.8)$$

L'identification par méthode inverse se fait sur l'ensemble des résultats mesurés. Dans notre cas, nous avons des mesures pour 4 hauteurs différentes en fonction du temps. Dans ce travail, nous proposons de déterminer la perméabilité relative du matériau béton en utilisant :

- la totalité des données mesurées pour calculer la fonction objective (eq. 9.8) avec les deux algorithmes sans gradient (Nelder-Mead et Direct). Cette méthode sera appelée méthode « globale » ;
- les résultats d'humidités relatives mesurés pour chaque point individuellement avec les deux algorithmes. Cette méthode sera appelée méthode « individuelle ». Nous aurons donc 4 différentes valeurs de perméabilités. Chacune de ces perméabilités sera utilisée pour simuler le test d'imbibition et calculer l'humidité relative dans tous les points concernés. Une comparaison entre les résultats simulés et mesurés, pour les 4 valeurs identifiées, sera effectuée. L'objectif de cette méthode de détermination est de vérifier si un seul point mesuré dans l'échantillon permettrait d'identifier une perméabilité représentatif de la totalité de l'échantillon.

Le schéma suivant résume la procédure d'identification de la perméabilité relative au liquide :

9.4 Résultats de la perméabilité relative au liquide

Nous présentons dans cette partie les résultats d'identification de la perméabilité relative pour les trois paramètres de calages des trois modèles et la valeur constante, en utilisant les deux algorithmes de minimisation, pour les deux méthodes « globale » et « individuelle ».

Méthode globale : Nous montrons les résultats à 3.5 cm (fig. (9.3)) et 6 cm (fig. (9.4)) de l'humidité relative calculées avec les valeurs de la perméabilité relative identifiées en utilisant l'ensemble des mesures expérimentales, pour les trois modèles et la valeur constante.

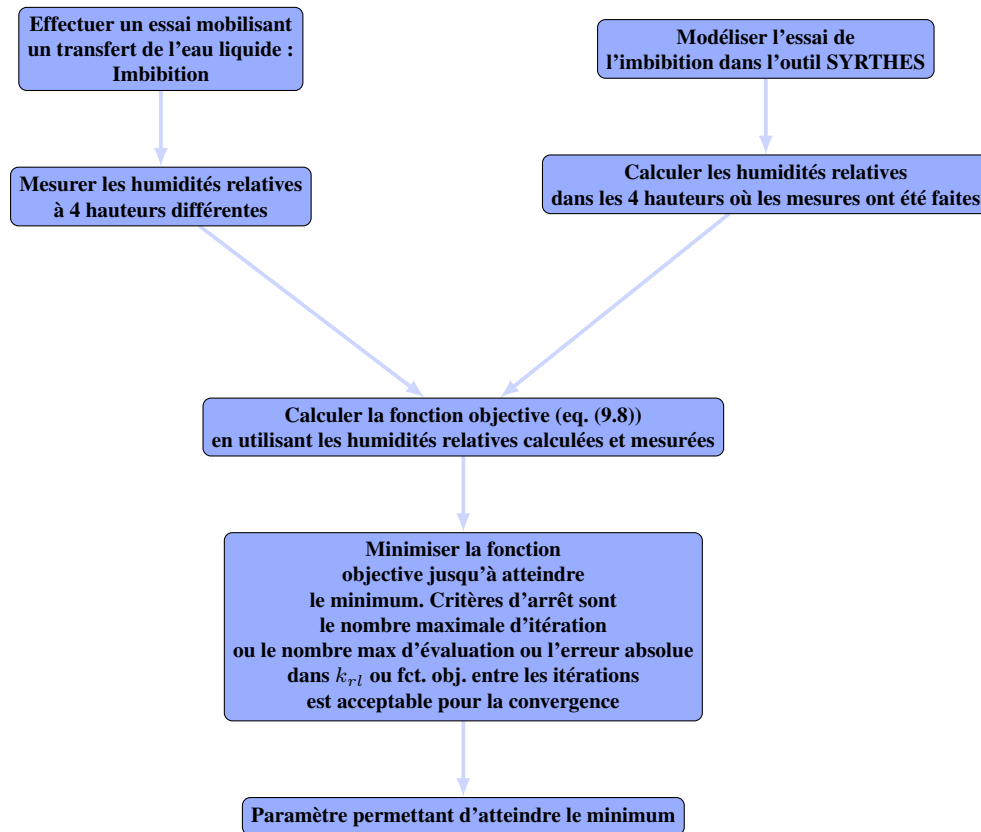


FIGURE 9.2 – Le schéma d'identification par méthode inverse de la perméabilité relative au liquide

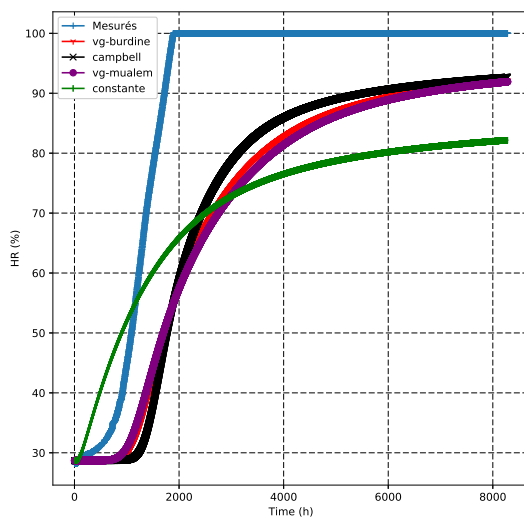


FIGURE 9.3 – L'humidité relative à 3.5 cm avec $k_{r,l}$ identifiée par l'ensemble des points mesurés

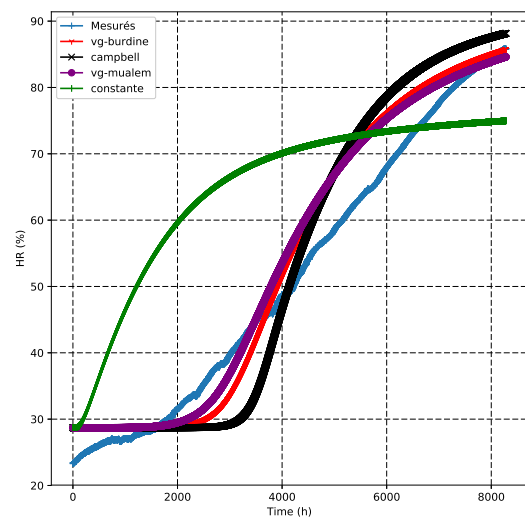


FIGURE 9.4 – L'humidité relative à 6 cm avec $k_{r,l}$ identifiée par l'ensemble des points mesurés

Nous présentons aussi l'évolution de la perméabilité relative au liquide en fonction du taux d'humidité dans l'essai d'imbibition du béton aux mêmes hauteurs (3.5 cm et 6 cm)(fig. (9.5) et fig. (9.6)).

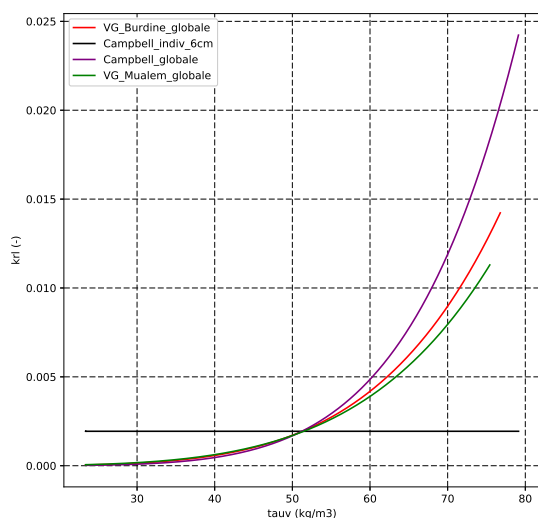


FIGURE 9.5 – La perméabilité relative au liquide à 3.5 cm avec k_{rl} identifiée par l'ensemble des points mesurés

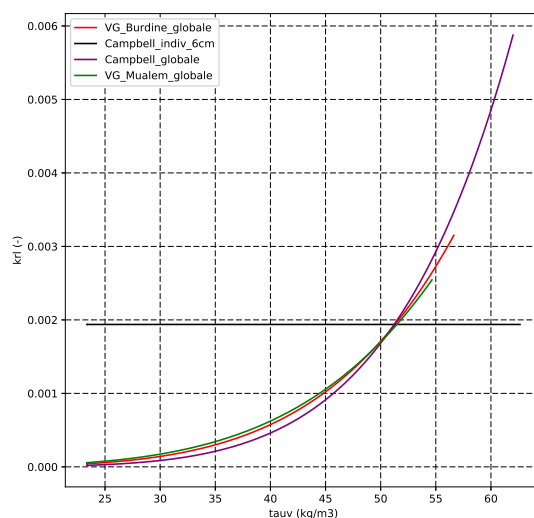


FIGURE 9.6 – La perméabilité relative au liquide à 6 cm avec k_{rl} identifiée par l'ensemble des points mesurés

Méthode individuelle : Nous présentons les résultats à 3.5 cm (fig. (9.8)) et à 6 cm (fig. (9.7)) de l'humidité relative en utilisant la perméabilité relative identifiée en utilisant seulement les résultats expérimentaux à 6 cm, pour les trois modèles et la valeur constante.

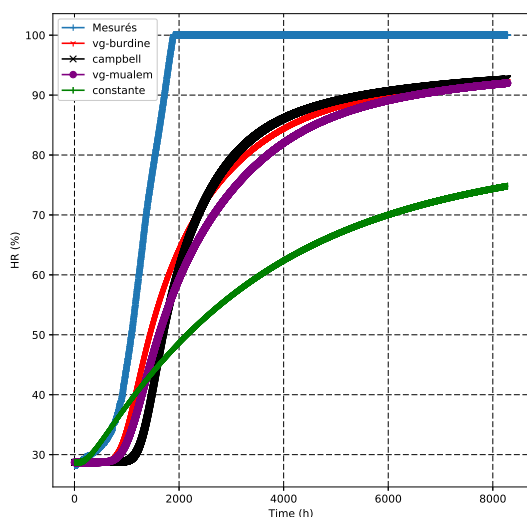


FIGURE 9.7 – L'humidité relative à 3.5 cm avec k_{rl} identifiée par les mesures à 6 cm

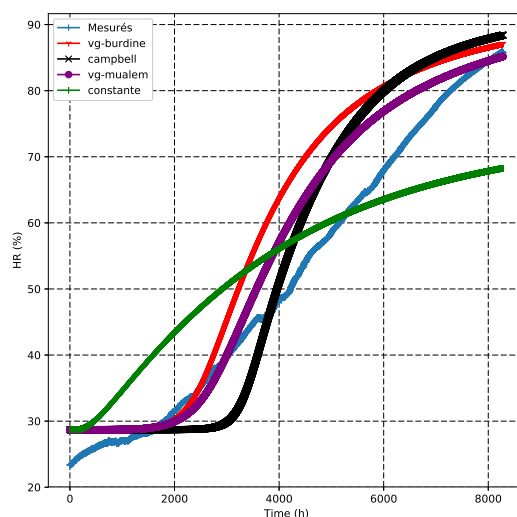


FIGURE 9.8 – L'humidité relative à 6 cm avec k_{rl} identifiée par les mesures à 6 cm

Nous présentons aussi l'évolution de la perméabilité relative au liquide correspondant aux simulations précédentes en fonction du taux d'humidité (fig. (9.9) et fig. (9.10)).

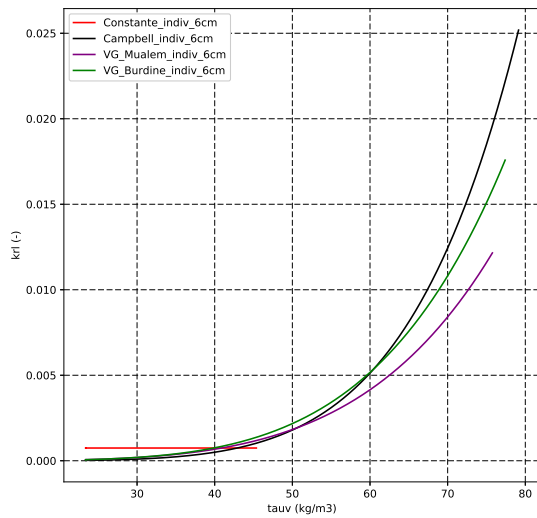


FIGURE 9.9 – La perméabilité relative au liquide à 3.5 cm avec k_{rl} identifiée par les mesures à 6 cm

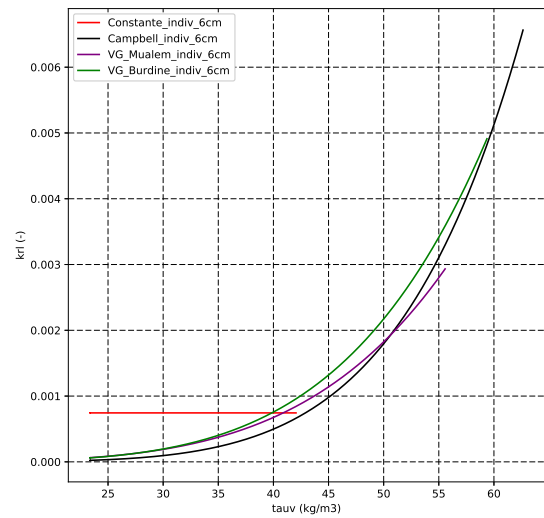


FIGURE 9.10 – La perméabilité relative au liquide à 6 cm avec k_{rl} identifiée par les mesures à 6 cm

Le tableau (tab. 9.1) résume les résultats d'identification de la perméabilité relative liquide, pour les différents modèles testés, les deux algorithmes et les deux méthodes globale et individuelle.

Méthode		Modèle testé	Paramètres identifiés	
			NM	Direct
Globale	La fonction objective est calculée avec les 4 points mesurés	Campbell	$\eta = 5.81$	$\eta = 5.81$
		Van Genuchten-Mualem	$m_{vm} = 0.45$	$m_{vm} = 0.45$
		Van Genuchten-Burdine	$m_{vb} = 0.35$	$m_{vb} = 0.35$
		Constante	1.94×10^{-3}	1.94×10^{-3}
Individuelle	La fonction objective est calculée avec les résultats à 1 cm seulement	Campbell	$\eta = 5.85$	$\eta = 5.85$
		Van Genuchten-Mualem	$m_{vm} = 0.46$	$m_{vm} = 0.46$
		Van Genuchten-Burdine	$m_{vb} = 0.36$	$m_{vb} = 0.36$
		Constante	6.38×10^{-3}	6.38×10^{-3}
	La fonction objective est calculée avec les résultats à 3.5 cm seulement	Campbell	$\eta = 4.67$	$\eta = 4.67$
		Van Genuchten-Mualem	$m_{vm} = 0.55$	$m_{vm} = 0.55$
		Van Genuchten-Burdine	$m_{vb} = 0.50$	$m_{vb} = 0.50$
		Constante	6.14×10^{-3}	6.15×10^{-3}
	La fonction objective est calculée avec les résultats à 6 cm seulement	Campbell	$\eta = 5.68$	$\eta = 5.75$
		Van Genuchten-Mualem	$m_{vm} = 0.46$	$m_{vm} = 0.46$
		Van Genuchten-Burdine	$m_{vb} = 0.36$	$m_{vb} = 0.37$
		Constante	7.44×10^{-4}	7.44×10^{-4}
	La fonction objective est calculée avec les résultats à 8.5 cm seulement	Campbell	$\eta = 7.02$	$\eta = 7.02$
		Van Genuchten-Mualem	$m_{vm} = 0.36$	$m_{vm} = 0.36$
		Van Genuchten-Burdine	$m_{vb} = 0.25$	$m_{vb} = 0.25$
		Constante	5.83×10^{-5}	5.74×10^{-5}

TABLE 9.1 – Les résultats d'identification de la perméabilité relative au liquide

9.5 Discussion

Nous avons montré dans la partie précédente des exemples de graphes de comparaison entre les résultats expérimentaux de l'humidité relative et les résultats simulés avec les valeurs identifiées de la perméabilité relative. Nous avons aussi présenté, pour les mêmes résultats d'humidité relative, les perméabilités en fonction du taux d'humidité pour les différents modèles.

Nous avons conclu alors avec un tableau (tab. (9.1)) résumant toutes les valeurs des paramètres identifiés avec les différents modèles, méthodes et algorithmes. L'analyse des résultats présentés dans ce tableau permet de souligner que :

- les deux algorithmes (Nelder-Mead et Direct) permettent d'identifier les mêmes paramètres (la différence est négligeable).
- les deux méthodes globale et individuelle permettent d'identifier presque les mêmes valeurs pour les paramètres de calage des trois modèles (campbell (η), Van Genuchten-Mualem (m_{vm}) et Van Genuchten-Burdine (m_{vb})). Par contre, les valeurs pour la perméabilité constante changent avec la méthode utilisée, ainsi que les résultats expérimentaux du point utilisé. En effet, l'utilisation des mesures pour une seule hauteur permet d'identifier la perméabilité relative permettant de se rapprocher le plus de ces résultats expérimentaux. Il ne représente pas forcément la perméabilité dans les autres point du matériau et un seul point n'est pas suffisant pour représenter cette propriété dans l'ensemble de l'échantillon. L'effet est négligeable sur les modèles qui prennent en compte la dépendance entre la perméabilité et le taux d'humidité. Cependant, l'objectif derrière la méthode individuelle est de vérifier s'il est possible d'identifier la perméabilité relative d'un matériau avec un minimum des résultats expérimentaux. D'après la comparaison effectuée, il est possible d'identifier une perméabilité relative au liquide représentative du matériau pour les fonctions qui dépendent du taux d'humidité. Pour une valeur constante, il faut des résultats dans différents points du matériau pour déterminer une perméabilité pour le matériau.
- les trois modèles prenant en compte la dépendance entre la perméabilité et le taux d'humidité permettent de calculer presque les mêmes humidités relatives, qui se rapprochent aux résultats expérimentaux mieux que les valeurs constantes des perméabilités identifiées. l'ordre de grandeur des perméabilités relatives identifiées par les différentes méthodes et pour les différents modèles varie entre 10^{-3} et 10^{-2} .

L'identification par méthode inverse a permis de déterminer la perméabilité relative au liquide en fonction du taux d'humidité du matériau avec des moyens simples et rapides. Nous avons utilisé un ordinateur normal, un essai expérimental de transfert liquide avec des capteurs pour mesurer l'humidité relative (moyens d'essai pas chers et accessibles dans tous les laboratoires hygrothermiques) et un outil de modélisation des transferts. Il est important de noter, qu'avec une méthode numérique d'identification, il est possible de déterminer la perméabilité pour des valeurs négligeable de transferts. Cela permet d'agrandir le champs des essais expérimentaux pour calculer les perméabilités relatives au liquide pour les matériaux de construction.

9.6 Conclusion et perspectives

Nous avons montré dans ce chapitre qu'il est possible de déterminer la perméabilité relative au liquide en utilisant une méthode numérique et un essai expérimental plus simple que les essais d'identification directe de cette propriété (RMN, Gammamétrie, etc.). L'identification par méthode inverse de cette propriété hygrothermique impose les conditions suivantes :

- Des données expérimentales où un transfert d'eau liquide existe ;
- La connaissance de toutes les propriétés de transferts du matériau concerné ;
- Un outil de modélisation hygrothermique ;
- Un algorithme de minimisation ;

Ce coefficient est souvent négligé lorsqu'on modélise les transferts couplés de chaleur et de masse dans les bâtiments. Seuls les transferts de la vapeur d'eau, sous l'effet d'un gradient de pression de vapeur, sont considérés. Cependant, cette propriété hygrothermique est importante pour considérer la thermodiffusion dans les matériaux de construction (le transport d'humidité sous l'effet d'une différence de température), qui est aussi négligée dans la modélisation hygrothermique des enveloppes des bâtiments. Ajoutons-nous qu'un début de transfert liquide, même lorsque la configuration reste à l'intérieur du domaine hygroscopique (ce qui souvent le cas pour un bâtiment), pourrait exister. La méthode d'essai à la coupelle, qui permet de mesurer le coefficient de diffusion à la vapeur, montre que ce dernier augmente lorsque l'humidité relative pendant l'essai augmente. Cette évolution est attribuée au début de transfert de l'eau liquide. Il est donc possible que l'hypothèse de négliger ces transferts dans les simulations des transferts couplés de chaleur et de masse ne soit pas représentative à la réalité des transferts dans les bâtiments. En effet, reprenons le modèle physique intégré dans l'outil SYRTHES pour la modélisation hygrothermique ([29] et chap. 2). La formule qui a été utilisée pour exprimer le flux d'humidité dans un milieu poreux est la suivante :

$$\vec{g}_h = -\frac{Kk_{rl}}{\eta_l} \rho_l^2 \left(r_v \ln\left(\frac{p_v}{p_{sat}(T)}\right) - \frac{L(T)}{T} \right) \vec{\nabla} T - \left(\frac{\pi_v^*}{p_t} + \frac{Kk_{rl}}{\eta_l} \frac{\rho_l^2 r_v T}{p_v} \right) \vec{\nabla} p_v - \left(\omega_{mv} K_t - \frac{p_v \pi_v^*}{p_t^2} \right) \vec{\nabla} p_t \quad (9.9)$$

Si nous ne considérons que les effets de pression de vapeur dans les configurations de bâtiment (négliger l'effet de température sur le transfert d'eau « la thermodiffusion » et considérer que la pression totale constante et uniforme), le flux d'humidité s'écrit :

$$\vec{g}_h = -\left(\frac{\pi_v^*}{p_t} + \frac{K k_{rl}}{\eta_l} \frac{\rho_l^2 r_v T}{p_v}\right) \vec{\nabla} p_v \quad (9.10)$$

calculons et comparons donc l'ordre de grandeur de la partie pilotée par le coefficient de transfert liquide et celle pilotée par le coefficient de diffusion de vapeur :

$$\frac{\pi_v^*}{p_t} = \frac{10^{-7}}{101325} \approx 10^{-12} \quad (9.11)$$

Pour une température $T = 300 \text{ K}$ et une pression de vapeur de l'ordre de 1000 Pa :

$$\frac{K k_{rl}}{\eta_l} \frac{\rho_l^2 r_v T}{p_v} = \frac{k_{rl} \times 10^{-18} \times 1000^2 \times 461.89 \times 300}{6.87 \times 10^{-4} \times 10^3} \approx k_{rl} \times 10^{-7} \quad (9.12)$$

Si on considère un flux liquide très faible avec une perméabilité relative au liquide de l'ordre de 10^{-5} les deux parties auront le même ordre de grandeur. Et à partir des valeurs de perméabilité supérieures à 10^{-4} , la partie du flux pilotée par le coefficient de transport liquide sera 10 fois plus grande que la partie pilotée par le coefficient de diffusion. Donc, la prise en compte des débuts des transferts liquides dans les configurations des bâtiments pourrait avoir un impact non-négligeable sur les résultats de simulations.

Il serait donc intéressant d'utiliser des essais expérimentaux, des configurations considérées usuellement « sèche » et où le transport de l'eau liquide serait négligé, pour identifier la perméabilité relative au liquide. Cela permettrait de vérifier l'existence de ce type de transfert dans ces configurations et valider l'exploitabilité des résultats à l'état presque sec pour identifier ce coefficient hygrothermique. Il serait aussi pertinent de tester cette méthode de détermination avec d'autres types de matériaux comme les matériaux hygroscopiques.

Conclusion Générale et Perspectives

Ce travail de thèse vise à fiabiliser les approches hygrothermiques, notamment dans des situations de rénovation des bâtiments anciens du parc. En ce sens elle participe à la réduction de l'énergie consommée par ces bâtiments. Nous nous sommes concentrés sur la fiabilisation des outils de modélisation en détectant et en analysant les faiblesses d'un outil numérique intégrant un modèle physique complet et détaillé des transferts couplés de chaleur et de masse. Ce modèle est composé de trois équations de conservation (la conservation de masse d'eau, la conservation de la masse d'air sec et la conservation de la chaleur) et permet d'évaluer la température, la pression de vapeur et la pression totale du gaz. Lors de sa confrontation à des résultats expérimentaux, cet outil a montré des difficultés à reproduire le comportement de l'humidité relative mesurée. Le modèle prédit des amplitudes d'humidité relative trop faibles et un décalage temporel non négligeable. Deux prédit paramètres hygrothermiques ont été initialement mis en cause comme étant à l'origine de ces écarts :

- La pente de l'isotherme de sorption ;
- Le coefficient de diffusion à la vapeur d'eau ;

Cependant, avant d'étudier ces deux paramètres, nous avons commencé par une analyse numérique du modèle afin de comprendre plus finement son fonctionnement. En effet, avec toutes les interactions entre les équations et entre les parties d'une même équation, il est difficile d'interpréter la contribution de chaque partie et de chaque coefficient au résultat calculé. L'analyse proposée permet alors d'identifier les faiblesses du modèle et les moyens de l'améliorer. Fondamentalement, ces faiblesses concernent les coefficients hygrothermiques qui sont intégrés avec des hypothèses ou des simplifications. L'analyse de sensibilité progressive a été menée à trois niveaux. Pour le premier niveau, nous allons considérer que les différentes parties des équations, bien qu'elles soient couplées et qu'elles partagent certains paramètres hygrothermiques, sont indépendantes. Cette analyse permet d'éviter une interprétation floue lorsqu'un coefficient hygrothermique change à différents endroits des équations en même temps. L'analyse de premier niveau a permis d'identifier les parties influentes, c'est-à-dire celles dont les modifications affectent significativement les résultats. Le deuxième niveau de cette analyse se concentre uniquement sur ces parties influentes. Il a consisté à les examiner de manière approfondie afin de déterminer les coefficients hygrothermiques les plus influents et la manière dont ils devraient être modifiés pour améliorer la simulation globale. Les conclusions de cette étape ont conduit à cinq coefficients principaux, dont trois (la pente des isothermes, la chaleur de sorption et le coefficient de diffusion de la vapeur d'eau) apparaissent dans plus d'une partie influente. L'analyse a montré qu'ils devraient augmenter dans une partie mais diminuer dans l'autre. La troisième et dernière étape de cette analyse permet de surmonter le dilemme concernant ces trois coefficients. Nous avons pu déterminer comment nous devrions changer chacun de ces coefficients pour rapprocher les résultats de la simulation des résultats expérimentaux. Par la suite, nous nous sommes concentrés sur quatre paramètres physiques (la pente des isothermes, la chaleur de sorption, le coefficient de diffusion de la vapeur d'eau et la perméabilité relative au liquide) dont la détermination plus fiable permettrait d'améliorer les transferts couplés de chaleur et de masse.

La première analyse a porté sur la pente des isothermes. En effet, selon l'analyse numérique, ce paramètre devrait diminuer pour améliorer les résultats de la modélisation. La seule façon d'améliorer ce paramètre dans l'outil numérique est de prendre en compte le phénomène d'hystérésis de sorption d'eau qui est souvent négligé pour calculer la teneur en eau en fonction de l'humidité relative. La prise en compte de ce phénomène devrait normalement diminuer la valeur de la pente des isothermes. Dans ce travail, le modèle de MUALEM a été intégré dans l'outil, mais la confrontation avec les résultats expérimentaux n'a montré quasiment aucun changement. Nous avons alors remarqué que la valeur de la pente calculée par MUALEM est très proche de celle des isothermes moyennes et principales. Par la suite, une linéarisation de ce modèle a été proposée pour diminuer les pentes. Il s'avère que cette modification a permis de réduire l'écart entre la simulation et les résultats expérimentaux, mais ce n'était pas suffisant pour le combler complètement. La conclusion tirée de cette analyse est que la prise en compte du phénomène d'hystérésis pourrait améliorer la précision des calculs mais que le modèle choisi devrait prédire des pentes dont la valeur est significativement inférieure à celle des isothermes moyennes et principales.

Le deuxième coefficient analysé est la chaleur complémentaire de sorption. Il a été identifié comme sensible ce qui remet en cause la pratique courante de le négliger dans les simulations hygrothermiques. La chaleur de sorption du matériau utilisé dans nos simulations a été déterminée en utilisant une méthode de mesure indirecte. Cette méthode est basée sur la détermination des isothermes de sorption pour au moins deux températures différentes. En utilisant la loi de Clapeyron, la chaleur de sorption en fonction de la teneur en humidité du matériau peut être identifiée. Cette fonction a été déterminée pour des processus d'adsorption et de désorption. Les fonctions déterminées ont été intégrées dans l'outil et la confrontation avec les résultats expérimentaux a été réalisée. Les résultats de la simulation ont évolué dans le bon sens, mais comme pour le premier paramètre étudié, la prise en compte de la chaleur de sorption seule ne suffit pas à combler l'écart constaté entre les résultats expérimentaux et simulés.

Le troisième paramètre sensible que nous avons analysé est le coefficient de diffusion de la vapeur d'eau. L'analyse a montré que l'augmentation de ce paramètre permettant de rapprocher résultats simulés et mesurés. Cette conclusion est en totale cohérence avec le contexte théorique concernant ce paramètre. La méthode expérimentale la plus courante pour mesurer ce coefficient est la méthode de la coupelle. Cette méthode a été analysée théoriquement dans différentes recherches antérieures, et il a été prouvé qu'elle pouvait mener à une forte sous estimation de ce paramètre. L'hypothèse d'uniformité de la pression totale à la base de cette méthode, est en contradiction avec la physique des phénomènes se produisant pendant l'expérience. L'analyse physique approfondie de ce test menée dans ce travail, a confirmé que le coefficient de diffusion de la vapeur d'eau pouvait être sous-estimé. Ainsi, une version modifiée de cette expérience a été proposée pour prendre en compte les phénomènes négligés et assurer une meilleure précision de la détermination de ce coefficient. Il a également été montré qu'en utilisant ce test modifié, un autre coefficient peut être déterminé : la perméabilité au gaz.

Cette expérience modifiée de la méthode de la coupelle a été testée par deux laboratoires différents. Sa mise en œuvre nécessite la prédiction des niveaux de pression du gaz dans la coupelle afin de choisir le manomètre différentiel le mieux adapté aux matériaux concernés et aux conditions d'essai. Pour y parvenir, le même outil numérique a été utilisé pour simuler au préalable l'essai à la coupelle modifiée. Les premiers résultats de l'essai confirment le contexte théorique : la pression n'est pas uniforme pendant cet essai, cette non-uniformité pourrait affecter la détermination du coefficient de diffusion de la vapeur d'eau et surtout la version modifiée permet de calculer un autre coefficient hygrothermique : la perméabilité au gaz. Cependant, il ne s'agit là que des premières tentatives de test de cette nouvelle expérience. Divers problèmes ont été identifiés et des recommandations pour les éviter ont été proposées. Nous devons encore essayer le test sur des matériaux à faible perméabilité et analyser les résultats de manière approfondie. Nous encourageons également la reproduction de l'expérience par différents laboratoires pour confirmer, valider et consolider cette nouvelle méthode expérimentale.

Le dernier coefficient identifié comme influent et de nature à améliorer la prédiction des transferts couplés de chaleur et de masse est la perméabilité relative au liquide. Dans une configuration de paroi de bâtiment, le transport de l'eau liquide est souvent écarté. Les faibles taux d'humidité incitent à considérer que ce paramètre est toujours nul. L'analyse de sensibilité a cependant montré que même une infime augmentation de sa valeur permettrait de rapprocher la prédiction des résultats expérimentaux. Nous proposons dans cette thèse d'identifier ce coefficient par une méthode inverse. En effet, il semble illusoire d'espérer pouvoir un jour mesurer directement avec la précision requise une très faible valeur de la perméabilité relative au liquide qui pourtant peut avoir un impact très significatif sur le comportement hygrothermique, d'où l'idée de l'estimer par son impact. Pour ce faire, tous les coefficients de transport doivent être connus et mesurés au préalable, à l'exception de la perméabilité relative du liquide. Une méthodologie par méthode inverse a été proposée et testée avec succès pour le béton. Elle est simple, fonctionnelle et ne nécessite pas l'utilisation d'équipements coûteux. Il serait intéressant de la tester dans des configurations où l'on s'attend à un très faible transfert d'eau liquide.

Dans cette thèse, tous ces paramètres ont été analysés séparément. Chaque coefficient modifié permet d'améliorer la prédiction des simulations en termes de décalage temporel, d'amplitude ou de modification de la valeur moyenne.

Pour la conclusion de cette thèse, nous avons jugé intéressant de combiner une à une ces modifications afin de visualiser le parcours des améliorations détenues. Nous partons donc de la simulation initiale obtenue avec les paramètres tels qu'ils étaient au moment de démarrage de cette thèse Fig. 9.11.

En introduisant un modèle d'hystérésis linéarisé, la prédiction de l'humidité relative gagne en amplitude et rattrape une bonne partie de son décalage temporel (Fig. 9.12).

On remarque que l'amplitude de l'erreur relative diminue (on passe de (-4%, +6%) à (-1%, +4%)) et se déplace vers une surestimation de l'humidité relative prédite.

La prise en compte de la chaleur de sorption amène un nouveau gain en amplitude, mais ramène aussi un décalage temporel vers la droite (Fig. 9.13).

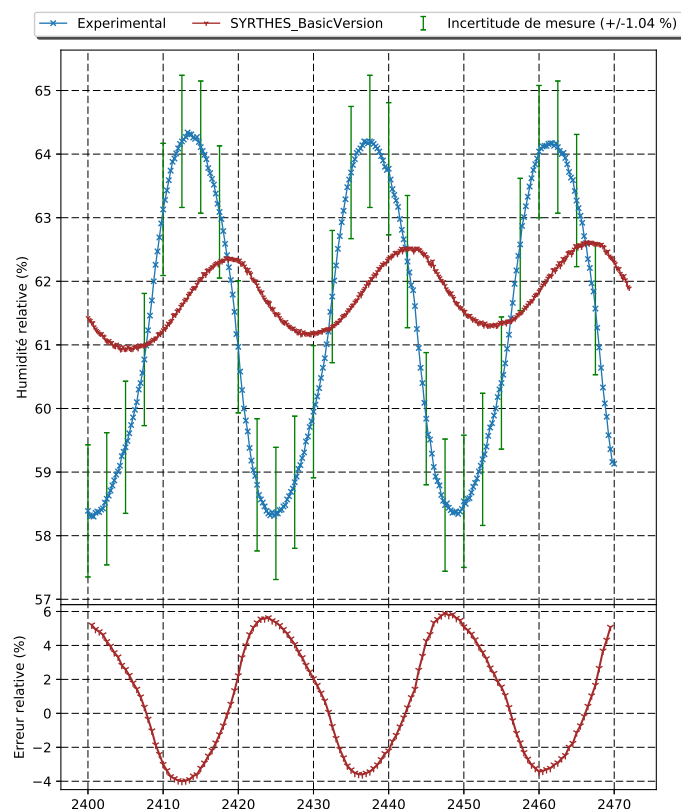


FIGURE 9.11 – L’humidité relative à 20 mm de la paroi extérieure avec la version sans changement

L’introduction de ce paramètre tend à augmenter l’amplitude de l’erreur relative (-2%, +6%). Mais en abaissant l’humidité relative moyenne prédite, la prise en compte de la chaleur de sorption amène une évolution favorable. Arrive enfin l’identification de la perméabilité relative au liquide. Le processus nous amène vers une valeur très faible (10^{-9}), mais qui permet de totalement recalcr les résultats expérimentaux hormis durant les premiers instants qui révèlent des conditions initiales inappropriées (Fig. 9.14). En effet, pour toutes ces simulations, ces conditions initiales sont identiques et correspondent au point d’arrivée des simulations menées avec la version de base de l’outil pour tout le début de la séquence expérimentale avant le lancement de la sollicitation cyclique.

On le voit, l’intégration simultanée des différentes sources d’amélioration, justifiées par l’analyse théorique du modèle et en phase avec la réalité physique, a permis de bien recalcr les résultats prédits sur ceux mesurés.

En effet, des cycles d’adsorption/désorption, sur des intervalles faibles d’humidité relatives ne peuvent générer que des pentes plus faibles des isothermes intégrant l’effet d’hystérésis. Les valeurs de chaleur de sorption et de la perméabilité relative au liquide, si on ne les considère pas nulles, ne peuvent être que supérieures à zéro.

Nous espérons que cette thèse aura permis de mettre en lumière l’importance de ces paramètres et des hypothèses que bien souvent nous les font ignorer.

Mais nous avons bien conscience que cela ne constitue pas une conclusion définitive au problème de fiabilité des prédictions hygrothermiques. Des perspectives intéressantes sont à mentionner.

Nous n’avons pas insisté sur ce point, mais la conductivité thermique des matériaux humides a été identifié comme paramètre très sensible des modèles physiques des transferts couplés. Sa détermination expérimentale pour un matériaux humide est délicate car elle doit être rapide pour éviter la thermo-migration d’humidité pendant l’essai. Et le sens de l’erreur de mesure aussi que son ampleur si ce facteur est mal maîtrisé sont difficiles à évaluer.

La nouvelle méthode de la coupelle proposée et testée pour la première fois dans ce travail de thèse a besoin d’être consolidée. Il serait intéressant de multiplier les essais avec des matériaux variés dans des conditions

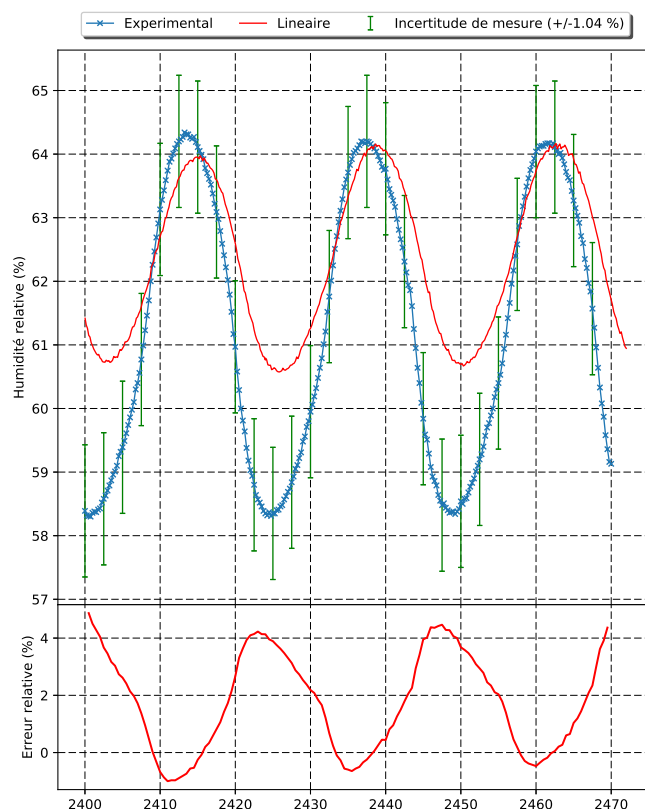


FIGURE 9.12 – L'humidité relative à 20 mm de la paroi extérieure en intégrant l'hystérésis

multiples, y compris sous vide, pour analyser profondément le comportement fin de la diffusion de vapeur. Ce paramètre est très important et influence fortement les résultats des simulations.

De plus, la méthode de la coupelle modifiée permet de déterminer deux coefficients simultanément : le coefficient de la diffusion de la vapeur et la perméabilité au gaz. Bien que nous manquions encore de recul, il nous semble que cette méthode peut être très fine et très précise pour mesurer ce paramètre. Elle pourrait donc être un support de choix pour déterminer avec précision l'impact de l'humidité sur ce paramètre.

Enfin, étant donné l'impact de ce phénomène sur le comportement hygrothermique, nous aimerions insister sur la possible existence d'un transfert liquide même dans le domaine hygroscopique. Les simulations le montrent, même une infime perméabilité relative au liquide peut très sensiblement modifier le transfert de masse d'eau. Ce sujet mériterait une forte attention.

Il nous semble raisonnable d'imaginer que deux voies complémentaires pourraient être suivies à cette fin. la voie de l'essai de la coupelle modifié. En effet, il a été remarqué expérimentalement que le coefficient de diffusion mesuré semble augmenter avec la valeur moyenne de l'humidité relative. Cette augmentation est souvent attribuée à un début de transfert liquide (des micros mouvements de microscopiques îlots liquides, ou de court-circuit de vapeur au travers d'îlots liquide) qui se révèle pour un transfert de vapeur apparent. La voie de l'identification, qui, se basant sur l'effet apparent de ce paramètre pourrait permettre de le cerner plus sûrement qu'une mesure directe.

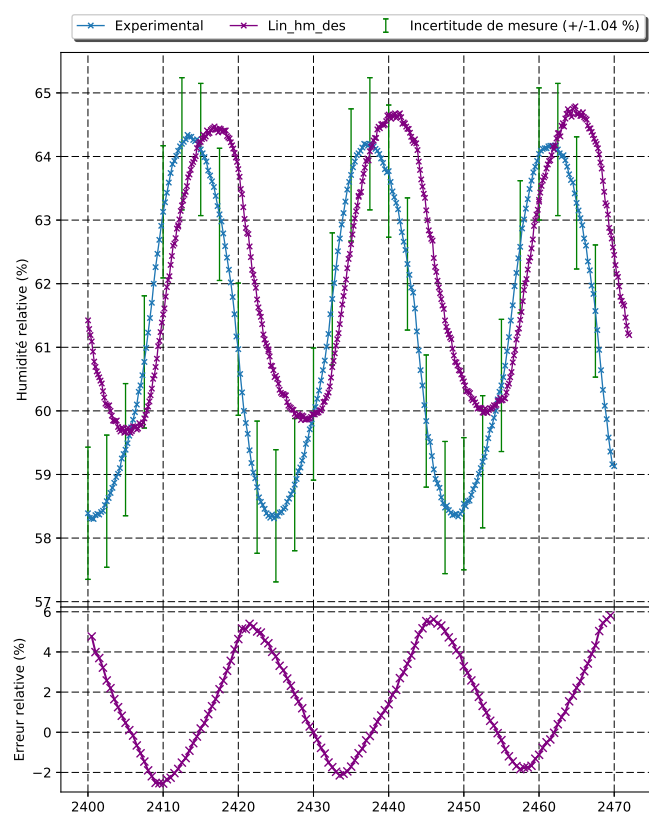


FIGURE 9.13 – L’humidité relative à 20 *mm* de la paroi extérieure en intégrant l’hystérésis et la chaleur complémentaire de sorption

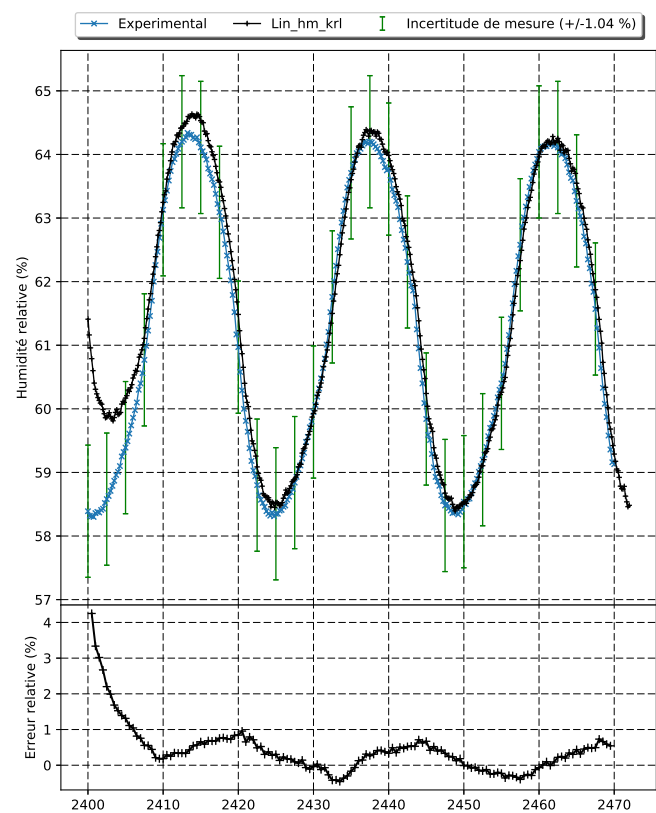


FIGURE 9.14 – L’humidité relative à 20 mm de la paroi extérieure en intégrant tous les coefficients

Références bibliographiques

- [1] Iso 12572 :2016, hygrothermal performance of building materials and products – determination of water vapour transmission properties – cup method.
- [2] Syrthes. //rd.edf.com/syrthes.
- [3] Communication de la commission au parlement européen, au conseil, au comité économique et social européen et au comité des régions., 2011.
- [4] Plan national intégré énergie-climat de la france, 2020.
- [5] ADEME. La réglementation thermique, 2018.
- [6] W. Ai, H. Duval, F. Pierre, and P. Perre. Characterization of wood micromorphology from gas permeability measurements. *Microfluidics and Nanofluidics*, 21, 2017.
- [7] O. Ajibola, N. Aviara, and O. Ajetumobi. Sorption equilibrium and thermodynamic properties of cowpea (*vigna unguiculata*). *Journal of Food Engineering*, pages 317–324, 2003.
- [8] S. Akkad, A. Idlimam, A. Lamharrar, M. Essaber, M. Kouhila, and J. Costa. Evaluation des isothermes de désorption et de la chaleur isostérique de deux plantes aromatiques et médicinales par la méthode gravimétrique statique en vue de leur séchage. *Revue des Energies Renouvelables SMSTS'08 Alger*, pages 1–6, 2008.
- [9] A. Al-Muhtaseb, W. McMinn, and T. Magee. Water sorption isotherms of starch powders. part 2 : Thermodynamic characteristics. *Journal of Food Engineering*, 62 :135–142, 2004.
- [10] AQC. Humidité dans la construction : 12 enseignements à connaître, 2016.
- [11] M. . Balaban, C. A. Zuritz, R. P. Singh, and K. Hayakawa. A hysteresis model based on an explicit domain-dependence function. *Journal of Food Process Engineering*, 10 :53–70, 1987.
- [12] V. Baroghel-Bouny, M. Mainguy, and O. Coussy. Isothermal drying process in weakly permeable cementitious materials - assessment of water permeability. pages 59–80, 10 1999.
- [13] A. Benseddik, A. Azzi, and K. Allaf. Modélisation des isothermes de désorption de la citrouille en vue de leur séchage solaire. *Revue des Energies Renouvelables SIENR'14 Ghardaïa*, pages 173–182, 2014.
- [14] F. Bignonnet. *Caractérisation expérimentale et modélisation micromécanique de la perméabilité et de la résistance de roches argileuses*. PhD thesis, Matériaux et structures en mécanique, Université Paris Est, 2014.
- [15] S. Bories and M. PRAT. *Transferts de chaleur dans les milieux poreux*. Techniques de l'ingénieur, traité Génie énergétique.
- [16] J.-L. Borloo and B. Apparu. La réglementation thermique «grenelle environnement 2012», 2010.
- [17] F. Boukhelf. *Proposition d'une nouvelle formulation mathématique pour l'analyse du comportement hydro thermo mécanique des structures fonctionnellement graduées*. PhD thesis, La Rochelle, France, 2020.
- [18] N. Burdine. Relative Permeability Calculations From Pore Size Distribution Data. *Journal of Petroleum Technology*, 5(03) :71–78, 03 1953.
- [19] G. S. Campbell. A simple method for determining unsaturated conductivity from moisture retention data. *Soil Science*, 117 :311–314, 1974.
- [20] J. Carette, F. Soleilhet, F. Benboudjema, X. Ma, G. Nahas, K. Abahri, A. Darquennes, and R. Bennacer. Identifying the mechanisms of concrete drying : An experimental-numerical approach. *Construction and Building Materials*, 230 :117001, 2019.
- [21] A. Challonsonnex. *Transferts couplés chaleur/masse dans les matériaux de construction biosourcés : investigation expérimentale et théorique du non-équilibre local*. PhD thesis, 2019.

- [22] W. Chen. *Etude expérimentale de la perméabilité du béton sous conditions thermiques et hydriques variables*. PhD thesis, Ecole Centrale de Lille, 2011.
- [23] F. B. Cortés and F. Chejne. A rapid and novel approach for predicting water sorption isotherms and isosteric heats of different meat types. *Meat Science*, 86 :921–925, 2010.
- [24] P. Crausse. *Etude fondamentale des transferts couplés de chaleur et d’humidité en milieu poreux non saturé*. PhD thesis, Toulouse, France, 1983.
- [25] E. Dana and F. Skoczylas. Gas relative permeability and pore structure of sandstones. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 1999.
- [26] J. Dane and P. Wierenga. Effect of hysteresis on the prediction of infiltration, redistribution and drainage of water in a layered soil. *Journal of Hydrology*, 25(3) :229–242, 1975.
- [27] A. de Béthencourt and J. Chorin. Efficacité énergétique : un gisement d’économies ; un objectif prioritaire., 2013.
- [28] H. Derluyn, D. Derome, J. Carmeliet, E. Stora, and R. Barbarulo. Hysteretic moisture behavior of concrete : Modeling and analysis. *Cement and Concrete Research*, 42 :1379–1388, 2012.
- [29] T. Duforestel. Des transferts couplés de masse et de chaleur à la conception bioclimatique : près de 30 ans de recherches sur l’efficacité énergétique des bâtiments., 2015.
- [30] G. Dulikravich, T.J.Martin, B.H.Dennis, and N.F.Foster. Multidisciplinary hybrid constrained ga optimization. *Invited lecture, in : K. Miettinen, M.M. Makela, P. Neittaanmaki, J. Periaux (Eds.), EUROGEN’99 – Evolutionary Algorithms in Engineering and Computer Science : Recent Advances and Industrial Applications, John Wiley Sons, Jyväskylä*, 1999.
- [31] G. S. Dulikravich, T. J. Martin, M. J. Colaço, and E. J. Inclan. Automatic switching algorithms in hybrid single-objective optimization. *FME Transactions*, 2013.
- [32] W. Durner. Hydraulic conductivity estimation for soils with heterogeneous pore structure. *Water Resources Research*, 30(2) :211–223, 1994.
- [33] A. Enderby. The domain model of hysteresis. *Transactions of the Faraday Society*, 51 :835–848, 1955.
- [34] Enerdata and ADEME. Climat, air et energie (chiffres-clés), 2018.
- [35] D. Everett. A general approach to hysteresis. part3 : a formal treatment of the independent domain model of hysteresis. *Transactions of the Faraday Society*, 50 :1077–1096, 1954.
- [36] M. Feng and D. G. Fredlund. Hysteretic influence associated with thermal conductivity sensor measurements. *52nd Canadian Geotechnical Conference*, 1999.
- [37] D. G. Fredlund and A. Xing. Equations for the soil-water characteristic curve. *Canadian Geotechnical Journal*, 31(3) :521–532, 1994.
- [38] M. T. V. Genuchten. A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. *Soil Science*, J. 44 :892–898, 1980.
- [39] H. Glaser. *Graphischer Verfahren zur Untersuchung von Diffusionsvorgänge.*, volume 10, pages 345–349. Kalfetechnik, 1959.
- [40] J. Grunewald. *Diffusiver und konvektiver Stoff- und Energietransport in kapillarporösen Baustoffen*. PhD thesis, 1997.
- [41] D. L. Ha. Un système avancé de gestion d’énergie dans le bâtiment pour coordonner production et consommation, 2008.
- [42] W. Haines. Studies in the physical properties of soil. v : the hysteresis effect in capillary properties, and the modes of moisture distribution associated therewith. *The Journal of Agricultural Science*, 20 :97–116, 1930.
- [43] A. E. A. Hamami. *Vers une prédiction de la perméabilité au gaz à partir de la composition des matériaux cimentaires*. PhD thesis, Université de La Rochelle, 2009.
- [44] R. J. Hanks, A. Klute, and E. Bresler. A numeric method for estimating infiltration, redistribution, drainage, and evaporation of water from soil. 5(5) :1064–1069, 1969.
- [45] W. Hogarth, J. Hopmans, J.-Y. Parlange, and R. Haverkamp. Application of a simple soil–water hysteresis model. *Journal of Hydrology*, 98 :21–29, 1988.
- [46] N. Issaadi, A. Nouviaire, R. Belarbi, and A. Aït-Mokhtar. Moisture characterization of cementitious material properties : Assessment of water vapor sorption isotherm and permeability variation with ages. *Construction and Building Materials*, 83 :237–247, 2015.

- [47] D. Jaynes. Comparison of soil-water hysteresis models. *Journal of Hydrology*, 75 :287–299, 1984.
- [48] A. Karagiozis. Wufi-ornl/ibp hygrothermal model. 08 2001.
- [49] Y. Klausner. *Fundamentals of Continuum Mechanics of Soils*. Springer, London, 1991.
- [50] L. Klinkenberg. The permeability of porous media to liquid and gaz. *American Petroleum Institute, Drilling and Production Practice*, 1941.
- [51] K. Levenberg. A method for the solution of certain non-linear problems in least squares*. *The Quarterly of Applied Mathematics*, 2(2) :164–168, 1944.
- [52] X. Li. Modelling of hysteresis response for arbitrary wetting/drying paths. *Computers and Geotechnics*, 32 :133–137, 2005.
- [53] M. Lion. *Influence de la température sur le comportement poromécanique ou hydraulique d'une roche carbonatée et d'un mortier. Etudes expérimentales*. PhD thesis, L'Université des Sciences et Technologies de Lille, 2004.
- [54] J. Liu. *Etude expérimentale de la perméabilité relative des matériaux cimentaires et simulation numérique du transfert d'eau dans le béton*. PhD thesis, Ecole Centrale de Lille, 2011.
- [55] M. Luersen, R. L. Riche, and F. Guyon. A constrained, globalized, and bounded nelder–mead method for engineering optimization. *Struct Multidisc Optim*, 27 :43–53, 2003.
- [56] A. Luikov. Heat and mass transfer in capillary-porous bodies. volume 1 of *Advances in Heat Transfer*, pages 123–184. Elsevier, 1964.
- [57] M. Mainguy. *Modèles de diffusion non linéaire en milieux poreux. Applications à la dissolution et au séchage des matériaux cimentaires*. PhD thesis, France, 1999.
- [58] M. Mainguy, O. Coussy, and V. Baroghel-Bouny. Role of air pressure in drying of weakly permeable materials. *Journal of Engineering Mechanics*, 127 :582–592, 2001.
- [59] D. W. Marquardt. An algorithm for least-squares estimation of nonlinear parameters. *Journal of the Society for Industrial and Applied Mathematics*, 11(2) :431–441, 1936.
- [60] O. météorologique mondiale. *Guide des instruments et des méthodes d'observation météorologiques*. 2014 edition, 2017.
- [61] A. Miquel. *Détermination expérimentale des caractéristiques hydriques des matériaux du bâtiment : contribution à la mise au point et validation de techniques nouvelles*. PhD thesis, 1997.
- [62] E. B. Moller. Robust internal thermal insulation of historic buildings, 2018.
- [63] A. Mouahid. *Mise au point d'un dispositif couple manométrique-calorimétrique pour l'étude de l'adsorption de fluides supercritiques dans des milieux microporeux et mésoporeux*. PhD thesis, Université de Pau et des pays de l'Adour, 2010.
- [64] Y. Mualem. Modified approach to capillary hysteresis based on similarity hypothesis. *Water Resources Research*, 9(5) :1324–1331, 1973.
- [65] Y. Mualem. A conceptual model of hysteresis. *Water Resources Research*, 10(3) :514–520, 1974.
- [66] Y. Mualem. Hysteretical models for prediction of the hydraulic conductivity of unsaturated porous media. *Water Resources Research*, 12 :1248–1254, 1976.
- [67] Y. Mualem. Extension of the similarity hypothesis used for modeling the soil water characteristics. *Water Resources Research*, 13(4) :773–780, 1977.
- [68] Y. Mualem. Prediction of the soil boudary wetting curve. *Soil Science*, 137(6) :379–390, 1984.
- [69] Y. Mualem and G. Dagan. A dependent domain model of capillary hysteresis. *Water Resources Research*, 11(3) :452–460, 1975.
- [70] Y. Mualem and E. E. Miller. A hysteresis model based on an explicit domain-dependence function. 43 :1067–1073, 1979.
- [71] A. Mulet, J. García-Reverter, R. Sanjuán, and J. Bon. Sorption isosteric heat determination by thermal analysis and sorption isotherms. *Journal of food science*, 64(1) :64–68, 1999.
- [72] L. Néel. théorie des lois d'aimantation de lord rayleigh. *Cahiers de Physique*, 13 :18–30, 1943.
- [73] J. A. Nelder and R. Mead. A simplex method for function minimization. *The Computer Journal*, 7 :308–313, 1965.
- [74] E. Palou, A. López-Malo, and A. Argai. Effect of temperature on the moisture sorption isotherms of some cookies and corn snacks. *Journal of Food Engineering*, 31 :85–93, 1997.

- [75] J.-Y. Parlange. Capillary hysteresis and the relationship between drying and wetting curves. *Water Resources Research*, 12 :224–228, 1976.
- [76] L. Pel and H. Brocken. Determination of moisture diffusivity in porous media using moisture concentration profiles. *International journal of Heat Mass Transfer*, 39 :1273–1280, 1996.
- [77] H. Pham, D. Fredlund, and S. Barbour. A practical hysteresis model for the soil–water characteristic curve for soils with negligible volume change. *Geotechnique*, 53 :293–298, 2003.
- [78] H. Q. Pham, D. G. Fredlund, and S. L. Barbour. A study of hysteresis models for soil-water characteristic curves. *Can. Geotech*, J.42 :1548–1568, 2005.
- [79] J. R. Philip. Similarity hypothesis for capillary hysteresis in porous materials. *Journal of Geophysical Research*, 69 :1553–1562, 1964.
- [80] J. R. Philip and D. A. De Vries. Moisture movement in porous materials under temperature gradients. *Eos, Transactions American Geophysical Union*, 38(2) :222–232, 1957.
- [81] H. Pleinert, H. Sadouki, and F. Wittmann. Determination of moisture distributions in porous building materials by neutron transmission analysis. *Materials and Structures*, 31 :218–224, 1998.
- [82] A. Poulouvassilis. Hysteresis of pore water, an application of the concept of independent domains. 93 :405–412, 1962.
- [83] A. Poulouvassilis and E. C. Childs. The hysteresis of pore water : The non-independence of domains. 112 :301–312, 1971.
- [84] F. Preisach. Über die magnetische nachwirkung. *Z. Phys*, 94 :277–302, 1935.
- [85] R. Rémond, G. Almeida, and P. Perré. The gripped-box model : A simple and robust formulation of sorption hysteresis for lignocellulosic materials. *Construction and Building Materials*, 170 :716–724, 2018.
- [86] A. C. Resio, R. Aguerre, and C. Suarez. Analysis of the sorptional characteristics of amaranth starch. *Journal of Food Engineering*, 42 :51–57, 1999.
- [87] J. Rifkin. *La troisième révolution industrielle. Comment le pouvoir latéral va transformer l'énergie, l'économie et le monde*. Les Liens qui Libèrent., 2012.
- [88] C. Rode, P. Hansen, and K. Hansen. *Combined heat and moisture transfer in building constructions*. PhD thesis, Lyngby, September 1990.
- [89] P. Rousset, P. Perré, and P. Girard. Modification of mass transfer properties in poplar wood (p. robusta) by a thermal treatment at high temperature. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 62 :113–119, 04 2004.
- [90] D. Shen and M. Bülow. Isosteric study of sorption thermodynamics of single gases and multi-component mixtures on microporous materials. *Microporous and Mesoporous Materials*, 22 :237–249, 1998.
- [91] D. Shen, M. Bülow, F. Siperstein, M. Engelhard, and A. L. Myers. Comparison of experimental technique for measuring isosteric heat of adsorption. *Adsorption*, 6 :275–286, 2000.
- [92] SmartRéno. Le projet smart réno (fiabiliser, professionnaliser, valoriser la rénovation énergétique) du programme du ministère de la transition écologique et solidaire sur le dispositif des certificats d'économies d'énergie. <https://smart-reno.recherche.univ-lr.fr/>.
- [93] R. K. Tadapaneni, R. Yang, B. Carter, and J. Tang. A new method to determine the water activity and the net isosteric heats of sorption for low moisture foods at elevated temperatures. *Food Research International*, 13(4), 2017.
- [94] A. Tarmian, R. Remond, H. Dashti, and P. Perré. Moisture diffusion coefficient of reaction woods : Compression wood of picea abies l. and tension wood of fagus sylvatica l. 46 :405–417, 2012.
- [95] B. Touati, B. Lips, B. Benyoucef, J. Virgone, A. Jamali, and M. Kouhila. Effet de la température sur les isothermes et la chaleur isostérique de sorption des feuilles de menthe (mentha viridis).
- [96] E. Tsami, Z. B. Maroulis, D. Marinou-Kouris, and G. D. Saravacos. Heat of sorption of water in dried fruits. *International Journal of Food Science and Technology*, 25 :350–359, 1990.
- [97] A. Tveit. *Measurements of moisture sorption and moisture permeability of porous materials*. Number 45. Oslo, Norway, 1966.
- [98] J. Virgone. Vers une méthode de conception hygro-thermique des batiments performants – hygro-bat, 2014.
- [99] O. Vololonirina, M. Coutand, and B. Perrin. Characterization of hygrothermal properties of wood-based products – impact of moisture content and temperature. *Construction and Building Materials*, 63 :223–233, 2014.

- [100] A. D. Werner and D. A. Lockington. Artificial pumping errors in the kool-parker scaling model of soil moisture hysteresis. *Journal of Hydrology*, 325 :118–133, 2006.
- [101] G. Whiting, D. Grondin, S. Bennici, and A. Auroux. Heats of water sorption studies on zeolite–mgso 4 composites as potential thermochemical heat storage materials. *Solar Energy Materials & Solar Cells*, pages 112–119, 2013.
- [102] M. Woloszyn, N. L. Pierrès, Y. Kedowidé, J. Virgone, A. Trabelsi, Z. Slimani, E. Mougel, R. Rémond, H. Rafidiarison, P. Perré, F. Pierre, R. Belarbi, N. Issaadi, K. Abahri, T. Bejat, A. Piot, E. Wurtz, T. Dufo-restel, M. C. Daâge, B. Perrin, M. Coutand, O. Vololonirina, C. Pompéo, W. Jomaa, J. S. Lauffer, P. Thiriet, R. Diss, N. Rémond, and O. Legrand. Vers une méthode de conception hygro-thermique des batiments performants : démarche du projet hygro-bat. In *Conférence IBPSA France-Arras-2014*, 2014.
- [103] Z. Zhang, M. Thiéry, and V. Baroghel-Bouny. A review and statistical study of existing hysteresis models for cementitious materials. *Cement and Concrete Research*, 57 :44–60, 2014.
- [104] S. Zohoun, E. Agoua, G. Degan, and P. Perré. An experimental correction proposed for an accurate determination of mass diffusivity of wood in steady regime. *Heat and Mass Transfer*, 39 :147–155, 2003.

Fiabilisation des approches théoriques pour la caractérisation des matériaux et la modélisation hygrothermique des enveloppes du bâtiment

Résumé :

La rénovation des bâtiments résidentiels très anciens (construits avant toutes réglementations thermiques) est un moyen efficace pour réduire l'énergie consommée par le secteur du bâtiment. Cependant, une hésitation des propriétaires pour passer à l'acte retarde les objectifs fixés pour ce secteur en matière d'économies d'énergie. Cette hésitation vient de la méconnaissance du comportement hygrothermique des matériaux qui ont été utilisés jadis pour la construction et l'inexistence d'outils intégrant des modèles hygrothermiques capables de traiter des situations complexes comme celle rencontrées lors de la rénovation. Pour participer à l'encouragement de la rénovation, ce travail vise à fiabiliser la modélisations hygrothermiques des matériaux composants l'enveloppe du bâtiment en travaillant sur les coefficients hygrothermiques mis en jeu pour établir les modèles des transferts couplés de chaleur et de masse. En effet, il y était analysé l'impact du phénomène d'hystérésis dans le processus de sorption d'eau sur les transferts couplés de chaleur et de masse dans des conditions dynamiques. L'effet de la température sur la sorption d'eau via la chaleur complémentaire de sorption et son impact a été examiné. La détermination expérimentale du coefficient de diffusion de la vapeur avec la méthode de la coupelle y était étudiée pour mettre en lumière l'impact que pourraient avoir l'utilisation de cette méthode traditionnelle sur la mesure de ce paramètre. À l'issue de cette analyse, une nouvelle méthode a été proposée et testée pour identifier simultanément le coefficient de diffusion à la vapeur et la perméabilité à l'air. Enfin, en ayant déterminé tous les coefficients caractérisant les transferts, une identification par méthode inverse de la perméabilité relative au liquide pourrait e effectuée. Dans ce travail, une méthodologie a été proposée pour déterminer ce coefficient de transferts de l'eau liquide. Après avoir analysé l'effet de chaque paramètre séparément, une intégration des propriétés modifiées pour analyser l'impact couplé de ces paramètres a été effectuée.

Mots clés : modélisation, hygrothermique, transferts couplés, hystérésis, diffusion, perméabilités, chaleur de sorption, sorption, coupelle, advection.

Reliability of theoretical approaches for the characterization of materials and hygrothermal modeling of building envelopes building envelopes

Summary :

The renovation of old residential buildings (built before any thermal regulations) is an effective way to reduce the energy consumed by the building sector. However, owners' reluctance to take action is delaying the objectives set for this sector in terms of energy savings. This hesitation stems from ignorance of the hygrothermal behavior of the materials used in the past for construction. In addition, the tools that integrate hygrothermal models seem unable to deal with complex situations such as those encountered during renovation. We aim to help make reliable the modeling of coupled heat and mass transfer by working on the hygrothermal coefficients involved to establish the physical models. Indeed, it was analyzed the impact of the phenomenon of hysteresis in the water sorption process on the coupled transfers of heat and mass under dynamic conditions. The effect of temperature on water sorption via complementary sorption heat and its impact was examined. The experimental determination of the vapor diffusion coefficient with the cup method was also studied to highlight the impact the traditional use of this experiment could have on the measurement of the concerned parameter. As a result of this analysis, a new method was proposed and tested to simultaneously identify the vapor diffusion coefficient and the air permeability. Finally, having determined all the coefficients characterizing the transfers, identification by an inverse method of the relative liquid permeability could be carried out. In this work, a methodology was proposed to determine this liquid water transfer coefficient. After analyzing the effect of each parameter separately, integration of the modified properties was performed to analyze the coupled impact of these parameters.

Keywords : modeling, hygrothermal, coupled transfers, hysteresis, diffusion, permeabilities, heat of sorption, sorption, cup test, advection.

