



Contribution à l'étude du transfert des polluants gazeux entre le sol et les environnements intérieurs des bâtiments

Malya Abdelouhab

► To cite this version:

Malya Abdelouhab. Contribution à l'étude du transfert des polluants gazeux entre le sol et les environnements intérieurs des bâtiments. Autre. Université de La Rochelle, 2011. Français. NNT : 2011LAROS329 . tel-00683739

HAL Id: tel-00683739

<https://theses.hal.science/tel-00683739>

Submitted on 29 Mar 2012

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.



UNIVERSITÉ DE LA ROCHELLE

ÉCOLE DOCTORALE
Sciences pour l'Environnement Gay-Lussac

Laboratoire d'Etude des Phénomènes de transfert et de l'Instantanéité : Agro-industrie et
Bâtiment (LEPTIAB)
Centre Scientifique et Technique du Bâtiment (CSTB)

THÈSE
présentée par :

Malya Abdelouhab

soutenue le : 04 Juillet 2011

pour l'obtention du grade de Docteur de l'Université de La Rochelle
Discipline : Génie Civil

Contribution à l'étude du transfert des polluants gazeux entre le sol et les environnements intérieurs des bâtiments
--

Directeur de thèse
Francis ALLARD

Co-Encadrant
Bernard Collignan

JURY

Rapporteurs :

Jean Jaques ROUX	Professeur, INSA de Lyon, Villeurbanne
Gérard GUARRACINO	Professeur, Directeur des études, ENTPE-DGCB, Vaux-en-Velin

Examineurs :

Roselyne AMEON	Docteur, Ingénieur de Recherche, IRSN, Fontenay aux Roses
Yves DUCLOS	Docteur, Ingénieur Chef de Projets, ADEME, Angers
Bernard COLLIGNAN	Docteur, Ingénieur de Recherche, CSTB, Marne-La-Vallée
Francis ALLARD	Professeur, Université de La Rochelle, LEPTIAB, La Rochelle
Christian INARD	Professeur, Université de La Rochelle, LEPTIAB, La Rochelle

REMERCIEMENTS

Les travaux de cette thèse ne seraient rien sans toutes les personnes qui ont, tout au long de ces quatre dernières années, construit, collaboré ou encouragé cette aventure. Ces quelques lignes leurs sont dédiées.

En premier lieu, je souhaiterais remercier Jean Jaques ROUX et Gérard GUARRACINO d'avoir accepté de rapporter mon travail de thèse et de m'avoir remis des rapports complets et constructifs pour la suite des recherches.

Je remercie également, Roselyne AMEON, Christian INARD et Yves DUCLOS d'avoir accepté d'être membres de mon jury.

Le présent travail a été effectué au sein du Centre Scientifique et Technique du Bâtiment (CSTB) à Marne-la-Vallée dans le département Energie Santé et Environnement, en collaboration avec le Laboratoire d'Etude des Phénomènes de Transfert et de l'Instantanéité : Agro-industrie et Bâtiment (LEPTIAB) de l'Université de la Rochelle. Ainsi je remercie les responsables de ces deux structures, Jean-Christophe VISIER et Francis ALLARD. Je remercie également Christian COCHET pour m'avoir accueilli au sein de la division Santé du Département Energie Santé et Environnement.

Un merci tout particulier à mon directeur de thèse, Francis ALLARD pour avoir encadré cette thèse et pour m'avoir encouragé à mener à bien ce travail. Il a su également me faire profiter de son expertise, de ses idées et de ses enseignements.

Aussi, je remercie vivement Bernard COLLIGNAN pour avoir co-encadré cette thèse. Il a été l'instigateur de ce projet et il a su m'orienter dans ma réflexion scientifique. Ses conseils et son écoute m'ont apporté beaucoup sur la connaissance de la recherche et ont contribué à me faire apprécier mon activité.

Mes remerciements vont également au personnel du CSTB qui a contribué de près ou de loin à la réalisation des travaux de cette thèse, plus particulièrement :

- Delphine BANGSITHIDETH, Julien GUARRIGUES, Sébastien RITOUX, Cécile PIGNON et Valérie COCHET, pour leurs contributions dans les études expérimentales faites dans la maison 'MARIA',
- Pierre PIMIENTA et Jean-Christophe MINDEGUIA, pour leur aide sur les mesures de perméabilités des bétons et pour toutes les connaissances qu'ils m'ont apportées dans ce domaine,
- Salem FARKH et Franck LEGUILLON, pour m'avoir aidé à prendre en main le logiciel TRISCO,
- Juslin KOFFI, qui m'a apporté une grande aide dans la prise en main de Matlab-Simulink et qui m'a permis d'adapter le modèle aéraulique des bâtiments à ma problématique.

J'exprime également une grande gratitude à mes collègues et amis du CSTB : Carole, Rukshala, Maha, Marie-Cécile, Murielle, Yael, Stéphane, Florian, Jean-Paul..., pour les nombreuses conversations amicales, leurs conseils, leurs soutiens et leurs encouragements.

Malgré leur éloignement géographique, je tiens à remercier mes parents qui ont toujours cru en moi et qui m'ont toujours encouragé à aller plus loin. Un grand merci à mon mari, Rodolphe, qui a toujours été à mes cotés et qui m'a soutenu dans les moments les plus durs. Sans oublier mon petit bonhomme, Esteban, qui a 'chamboulé' la fin de ma thèse.

RESUME

Les outils d'évaluation des risques liés au transfert des polluants gazeux du sol vers les environnements intérieurs comportent de fortes incertitudes quant à la connaissance de certains paramètres et notamment ceux relatifs à l'interface sol-bâtiment : prise en compte des différentes typologies de soubassement, niveau de perméabilité des planchers bas. Ces incertitudes conduisent à une mauvaise estimation de l'impact de ces polluants gazeux sur la qualité d'air intérieur.

Afin de contribuer à l'amélioration des modèles d'évaluation pour la gestion des risques vis-à-vis des pollutions gazeuses venant du sol, cette thèse présente dans une première partie, une méthodologie de développement de modèles analytiques adaptés à la prise en compte de différents soubassements, afin de mieux appréhender le transfert de polluants gazeux entre le sol et le bâtiment. Ces modèles ont été développés sur la base d'une analogie avec le transfert des flux de chaleur entre le sol et le bâtiment. Ils traitent, tout particulièrement, des transferts d'air convectifs au niveau de l'interface sol-bâtiment pour différentes typologies de soubassement. Par la suite, les modèles analytiques développés ont été intégrés dans un modèle aérodynamique des bâtiments afin d'étudier l'impact des différentes typologies de soubassement sur l'entrée de polluants du sol et donc sur la qualité d'air intérieur résultante.

En parallèle, des travaux expérimentaux ont été entrepris afin de compléter la connaissance actuelle relative à la perméabilité à l'air des bétons fissurés, pour laquelle un manque de données a été constaté. D'autre part, les débits d'air convectifs allant du sol vers le bâtiment ont également été quantifiés de façon expérimentale à l'aide de la maison expérimentale 'MARIA' dont dispose le CSTB. Ce type de quantification constitue une première base de données expérimentale.

Enfin, une dernière partie de cette thèse traite de la réalisation d'un suivi expérimental annuel des performances d'un Système de Dépressurisation des Sols naturels, dans le but d'optimiser à terme les solutions de protection des bâtiments vis-à-vis des polluants gazeux du sol.

Mots clés : polluants gazeux du sol, transfert, air intérieur, modélisation, expérimentations in situ.

ABSTRACT

Risk assessment tools related to transfers of gaseous pollutant from soil to indoor environments present large uncertainties relative to the knowledge of certain parameters, particularly those relating to the soil-building interface: considering the different basement typology, permeability level of floor. These uncertainties lead to an inaccurate evaluation of the impact of gaseous pollutants on indoor air quality.

In order to contribute to the improvement of risk assessment models of gaseous pollutants from the soil, this work present in a first part the development of analytical and numerical models. These models have been adapted to consider the different basement, in order to estimate the transfer of gaseous pollutants from the soil to the building. An analogy with heat transfer phenomena between soil and building is used to develop these models. They predict convective airflow transfers between soils and building, for different soil-building interface. Thereafter, the analytical model has been incorporated into an airflow model. This model enables us to study the impact of different types of basement on the entry of pollutants from soil and the indoor air quality.

Besides, experimental works have been made to complete the knowledge of concrete air permeability, because of a lack of data. Furthermore, the convective airflows from soil to building have been quantified experimentally. These airflows have been determined in the experimental house 'MARIA' installed in the CSTB. Such quantification constitutes the first experimental database.

Finally, the last part of this work shows a one-year follow-up study about the ability of natural Soil Depressurisation System. This study has been carried out to optimize the solutions of buildings protection from the soil gaseous pollutants.

Keywords: gaseous pollutants of soil, transfer, indoor air, modeling, full-scale experiments.

REMERCIEMENTS	3
RESUME	5
ABSTRACT	6
INTRODUCTION GENERALE	19
CHAPITRE 1 : SYNTHESE BIBLIOGRAPHIQUE	22
1 Polluants gazeux du sol	22
1.1 Polluants gazeux naturels	22
1.2 Les Polluants gazeux anthropiques	23
2 Entrée et effet des polluants gazeux du sol	24
2.1 Entrée des polluants gazeux dans les bâtiments	24
2.2 Effet des polluants gazeux du sol sur la santé humaine	25
2.3 Modèles d'évaluation des expositions intérieures	26
3 Transfert des polluants gazeux sol-bâtiment	29
3.1 Transfert diffusif	29
3.1.1 Expression globale de la diffusion	29
3.1.2 Diffusion dans le sol	29
3.1.3 Diffusion à l'interface sol-bâtiment	30
3.2 Transfert convectif	34
3.2.1 Expression globale de la convection	34
3.2.2 Convection dans le sol	34
3.2.3 Convection à l'interface sol-bâtiment	35
3.3 Modélisation des phénomènes	36
3.3.1 Modèle de Johnson et Ettinger (1991)	36
3.3.2 Modèle de VOLASOIL (1996)	42
3.3.3 Synthèse des modèles existants	45
4 Paramètres d'influence dans le transfert des polluants gazeux	46
4.1 Paramètres influençant le transfert dans le sol	46
4.1.1 Influence de la perméabilité à l'air du sol	46
4.1.2 Influence de l'humidité du sol	48
4.1.3 Influence de la vitesse et la direction du vent	48
4.2 Paramètres influençant le transport à l'interface sol-bâtiment	50
4.2.1 Influence du type d'interface sol-plancher	50
4.2.2 Influence de la perméabilité à l'air des bétons	53
4.2.3 Influence de la ventilation	60
5 Synthèse	61
DEMARCHE	63
CHAPITRE 2 : QUANTIFICATION ANALYTIQUE ET NUMERIQUE DES DEBITS GAZEUX VENANT DU SOL VERS LES MILIEUX INTERIEURS	64
1 Analogie entre transferts thermiques et transferts de masse	65

1.1 Définition de la résistance thermique et de la résistance au transfert de masse	65
1.1.1 Cas du mur fini	66
1.1.2 Cas des transferts à travers le sol : notion de pont thermique et de coefficient linéique de transfert	67
1.2 Etablissement de l'analogie thermique/aéraulique pour les transferts à travers le sol	68
2 Méthodes de calcul analytique des débits d'air convectifs	70
2.1 Débit d'air du sol vers le vide sanitaire	71
2.2 Débit d'air traversant une dalle portée	72
2.3 Débit d'air traversant un dallage indépendant sur terre-plein	73
2.4 Débit d'air traversant uniquement la fissure périphérique	75
3 Méthodes de calcul numérique des débits d'air convectifs	77
4 Comparaison des débits d'air analytiques et numériques	78
4.1 Calcul des débits d'air convectifs du sol vers le vide sanitaire	78
4.2 Calcul des débits d'air traversant une dalle portée	80
4.3 Calcul des débits d'air traversant uniquement la fissure périphérique	81
4.4 Calcul des débits d'air traversant un dallage indépendant sur terre-plein	83
5 Conclusion	89
CHAPITRE 3 : INTEGRATION DES LOIS ANALYTIQUES D'ECOULEMENTS SOL-BATIMENT DANS UN MODELE AERAULIQUE DES BATIMENTS	92
1 Modélisation aéraulique des bâtiments	93
1.1 Le principe de la modélisation aéraulique des bâtiments	93
1.1.1 Les modèles de champs ou CFD	93
1.1.2 L'approche zonale	93
1.1.3 Les modèles nodaux	94
1.2 Description du code de calcul : SIMBAD	94
1.2.1 Modélisation des composants aérauliques	95
1.2.2 Modélisation des transferts de polluants gazeux	103
1.2.3 Résolution du « modèle aéraulique du bâtiment »	104
2 Intégration des lois analytiques du transfert sol-bâtiment au modèle aéraulique des bâtiments	106
2.1 Mise en œuvre dans Simulink	106
2.2 Description du modèle d'intégration	106
2.2.1 Le modèle monozone	106
2.2.2 Le modèle multizone	109
2.2.3 Le système de ventilation du modèle	111
2.3 Les typologies de liaisons sol-bâtiment	111
3 Analyse des résultats	113
3.1 Vérification de l'intégration des lois analytiques dans le modèle aéraulique	113
3.2 La phénoménologie du transfert des polluants gazeux entre le sol et les environnements intérieurs	115
3.2.1 Effet du tirage thermique	115
3.2.2 Effet de la vitesse du vent	117
3.2.3 Effet du renouvellement d'air	119

3.3 Impact de la typologie du soubassement sur l'entrée des polluants gazeux du sol dans le bâtiment	121
3.3.1 Analyse de l'impact des différentes typologies de soubassement	121
3.3.2 Comparaison des concentrations intérieures de radon en fonction de la typologie	130
3.4 Le coefficient d'atténuation entre étages	133
4 Conclusion	135
CHAPITRE 4 : QUANTIFICATION EXPERIMENTALE DES DEBITS D'AIR ALLANT DU SOL VERS LES ENVIRONNEMENTS INTERIEURS	138
1 Perméabilité a l'air des bétons	139
1.1 Matériels et méthodes	139
1.1.1 Dispositif expérimental de mesure	139
1.1.2 Protocole de mesure	140
1.1.3 La campagne de mesure	141
1.2 Résultats des mesures de la perméabilité à l'air des bétons	143
1.2.1 Résultats des éprouvettes non fissurées	143
1.2.2 Résultats des éprouvettes fissurées	145
1.2.3 Comparaison des éprouvettes fissurées et non fissurées	146
1.3 Analyse des résultats	147
2 Quantification expérimentale des débits d'air venant du sol	148
2.1 Caractérisation du soubassement de 'MARIA'	148
2.1.1 Présentation de la maison expérimentale 'MARIA'	148
2.1.2 Description du soubassement de MARIA	150
2.1.3 Dispositif expérimental de mesure de la perméabilité du soubassement de 'MARIA'	152
2.1.4 Résultats de la caractérisation du soubassement de 'MARIA'	153
2.2 Quantification expérimentale des débits d'air venant du sol	159
2.2.1 Protocole expérimental	159
2.2.2 Résultats des débits d'air expérimentaux	163
3 Conclusion	173
CHAPITRE 5 : SOLUTION INNOVANTE POUR LA PROTECTION DES BATIMENTS CONTRE LES POLLUANTS GAZEUX DU SOL	175
1 Les techniques de protection des bâtiments	176
2 Métrologie et protocole	178
2.1 Mise en place du S.D.S Naturel	178
2.1.1 Puisard centré	178
2.1.2 Connexion au conduit de cheminée	179
2.1.3 Extracteurs	179
2.2 Protocole expérimental	181
3 Résultats et discussions	183
3.1 Résultats mensuels	183
3.2 Résultats annuels	185
3.3 Impact du fonctionnement statique de l'extracteur stato-mécanique	189
3.4 Impact du fonctionnement mécanique de l'extracteur stato-mécanique	190

4 Conclusion	191
CONCLUSION GENERALE	193
PERSPECTIVES	196
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	197
ANNEXES	209
ANNEXE A : PRESENTATION DU CODE NUMERIQUE 'TRISCO'	210
ANNEXE B : EXEMPLE DES RESULTATS MENSUEL DU S.D.S. NATUREL (MOIS DE MARS)	212

Liste des figures

Figure 1.1: Formation de Radon dans le sol et son déplacement du sol à l'atmosphère « Le radon- IRSN-collection thématique ».	23
Figure 1.2: Points d'entrées des polluants gazeux du sol dans le bâtiment.	25
Figure 1.3: Entrée d'air du sol vers le soubassement a) joint plancher-mur ; b) cylindre avec un axe horizontal, isolé et enfouie dans le sol. Ce dernier, fait l'analogie avec les défauts d'étanchéité [Nazaroff, 1988b].	40
Figure 1.4 : Perméabilités représentatives de la texture du sol (m^2) [Nazaroff, 1992].	47
Figure 1.5 : Concentration du radon dans les gaz du sol pour une perméabilité de sol de $10^{-10} m^2$. a) sans vent ; b) vitesse de vent = 8.3 m/s.	49
Figure 1.6 : Types d'interfaces sol-plancher.	51
Figure 1.7 : Principe de construction d'un dallage indépendant sur terre plein [Collignan and Sullerot, 2008].	52
Figure 1.8 : Dalle sur vide sanitaire [Collignan and Sullerot, 2008].	53
Figure 1.9 : Dalle portée coulée sur terre-plein [Collignan and Sullerot, 2008].	53
Figure 1.10: Ecoulement par glissement et écoulement visqueux. Principe de l'approche de Klinkenberg.	56
Figure 1.11: Perméabilité au gaz en fonction du degré de saturation en eau. (1 ^{er} graphe) : béton ordinaire, d'après (Villain et al, 2001), (2 ^{ème} graphe) Béton Haute Performance, d'après (Villain et al, 2001), (3 ^{ème} graphe) béton ordinaire, d'après (Abbas et al, 1999).	57
Figure 2.1 : Représentation du transfert de chaleur dans un tube de flux.	66
Figure 2.2: Modélisation du transfert de chaleur (a) et du transfert aéraulique (b) de l'extérieur vers l'intérieur d'un bâtiment à travers le sol.	69
Figure 2.3 : a) Représentation des tubes de courant entre le sol et le vide sanitaire (P_{ext} , P_{int} : pressions extérieure et intérieure du vide sanitaire, d_r : épaisseur des tubes de courant, $l/2$: demi-largeur du plancher, L :Longueur du périmètre du bâtiment, e_m : épaisseur du mur). b) Schéma analogique d'un système de résistance à travers le sol (R_{sol} : résistance du sol).	71
Figure 2.4 : a) Représentation des tubes de courant traversant une dalle portée (e_D : épaisseur de la dalle). b) Système de résistance entre le sol et l'air intérieur (R_{sol} , R_{dalle} : résistances du sol et de la dalle, respectivement).	72
Figure 2.5 : a) Présentation des tubes de courant dans le sol et leurs décompositions en deux débits d'air (Q_{dalle} et Q_{fiss} : débits d'air massique traversant la surface de la dalle et la fissure de retrait, respectivement, e_f est l'épaisseur de la fissure). b) Système de résistance entre le sol et le milieu intérieur (R_{fiss} : résistance de la fissure périphérique).	74
Figure 2.6 : Représentation d'un écoulement d'air à travers le sol et la fissure de retrait (à gauche) et un système de résistance associé à ce transfert (à droite).	76
Figure 2.7 : Isobares illustrant numériquement le transfert de masse d'air entre sol-bâtiment.	77
Figure 2.8 : Comparaison des débits d'air massiques analytiques et numériques, traversant un vide sanitaire, avec $\Delta P_{VS} = 1$ Pa (Q_{VS-Ana} : débit massique analytique et Q_{VS-Num} : débit massique numérique, allant du sol vers le vide sanitaire).	79
Figure 2.9: Quantification des débits d'air massique, analytiques (Q_{DP-Ana}) et numériques (Q_{DP-Num}), traversant une dalle portée en fonction de la perméabilité du sol et pour trois perméabilités de dalle ($k_{dalle} = 10^{-17} m^2$; $10^{-15} m^2$ et $10^{-13} m^2$).	80
Figure 2.10 : Comparaison des débits d'air dus à une fissure périphérique : débits analytiques, numériques et ceux issus de la loi de Nazaroff, en fonction de la perméabilité du sol et de trois tailles de fissure : 0,5 – 1 et 2 mm.	82

Figure 2.11 : Comparaison des débits d'air analytiques et numériques traversant un dallage indépendant sur terre-plein, en fonction de la perméabilité du sol et de la taille de la fissure, pour une perméabilité de dalle constante = 10^{-15} m^2	84
Figure 2.12 : Comparaison de la somme des débits analytiques, fissure seule (Q_{fiss}) et surface du plancher seule (Q_{DP}), au débit total analytique qui traverse le dallage indépendant (Q_{DI}), pour une fissure de 1mm.	85
Figure 2.13 : Comparaison de la somme des débits numériques, fissure seule et surface du plancher seul, et les débits numériques totaux qui passent par un dallage indépendant pour $k_{\text{dalle}} = 10^{-17} \text{ m}^2$	86
Figure 2.14 : Comparaison du débit numérique à travers une surface de plancher seul ($Q_{\text{plancher-seul}}$) et le débit qui passe par le plancher dû à la décomposition du débit total ($Q_{\text{plancher-décomp}}$) (débit du dallage indépendant), en fonction de la perméabilité du sol et de la dalle.	87
Figure 2.15 : Comparaison du débit numérique traversant une fissure seule (sans dalle) et du débit de fissure issu de la décomposition du débit total en fonction de la perméabilité du sol et de la taille de la fissure.	88
Figure 3.1 : Représentation de l'effet du vent sur la façade du bâtiment.	97
Figure 3.2 : Fuite d'air induite à travers une ouverture verticale – création du plan neutre [Awbi, 1991].....	99
Figure 3.3 : Schéma représentatif des composants de ventilation dans un modèle monozone pour les interfaces : dalle portée et dallage indépendant sur terre-plein.....	107
Figure 3.4 : Schéma représentatif des composants de ventilation dans un modèle bizone, cas d'un vide sanitaire.....	108
Figure 3.5 : Schéma représentatif des composants de ventilation dans un modèle multizone, dans le cas de la dalle portée et du dallage indépendant sur terre-plein.....	109
Figure 3.6 : Schéma représentatif des composants de ventilation dans un modèle multizone, dans le cas du vide sanitaire.	111
Figure 3.7 : Comparaison des profils débit-différence de pression, calculés via le modèle analytique et ceux issus du modèle aéraulique avec intégration du composant sol-bâtiment, pour les trois typologies et pour des perméabilités de dalle et de sol constantes ($k_{\text{sol}} = 10^{-12} \text{ m}^2$; $k_{\text{dalle}} = 10^{-14} \text{ m}^2$).....	114
Figure 3.8 : a) Evolution du débit d'air massique allant du sol vers le bâtiment et b) Evolution de la concentration intérieure en radon en fonction de la différence de température entre l'intérieur et l'extérieur de la maison (ΔT) et pour des vitesses de vent inférieures à 2 m/s.....	116
Figure 3.9 : a) Evolution du débit d'air massique entrant dans un bâtiment et b) Evolution de la concentration en radon dans un milieu intérieur, en fonction de la vitesse du vent et pour des $\Delta T < 5 \text{ }^\circ\text{C}$	118
Figure 3.10 : Evolution temporelle du taux de renouvellement d'air dans un environnement intérieur.....	119
Figure 3.11 : Evolution temporelle de la concentration intérieure de radon, pour la typologie dallage indépendant sur terre-plein avec un fissure de 1mm ($k_{\text{sol}} = 10^{-10} \text{ m}^2$ et $k_{\text{dalle}} = 10^{-14} \text{ m}^2$)	120
Figure 3.12 : Evolution du débit d'air moyen traversant une dalle portée en fonction de la perméabilité du sol et de la perméabilité de la dalle.	122
Figure 3.13 : Evolution de la concentration intérieure moyenne en radon en fonction de la perméabilité de sol et la perméabilité de la dalle, dans le cas d'une dalle portée.	122
Figure 3.14 : Evolution du débit d'air moyen traversant un dallage indépendant en fonction de la perméabilité de sol et de la perméabilité de la dalle (fissure de retrait de 1mm).	123
Figure 3.15 : Evolution de la concentration intérieure moyenne en radon en fonction de la perméabilité du sol et de la perméabilité de la dalle, dans le cas d'un dallage indépendant (avec une fissure de retrait de 1mm).	124
Figure 3.16 : a) Evolution du débit d'air moyen du sol vers le bâtiment et b) Evolution de la concentration intérieure moyenne en radon, en fonction de la perméabilité du sol et de la taille de la fissure (pour $k_{\text{dalle}} = 10^{-14} \text{ m}^2$).....	125
Figure 3.17 : Evolution du débit d'air moyen, a) allant du sol vers le vide sanitaire et b) du vide sanitaire vers le bâtiment, en fonction de la perméabilité de sol et de la perméabilité de la dalle.	127

Figure 3.18 : Evolution de la concentration de radon, a) dans le vide sanitaire et b) dans le bâtiment, en fonction de la perméabilité de sol et de la perméabilité de la dalle.....	127
Figure 3.19 : Comparaison des concentrations de radon pour un vide sanitaire peu ventilé et un vide sanitaire bien ventilé : a) concentrations en radon dans le vide sanitaire et b) concentration en radon dans le bâtiment (avec $k_{sol} = 10^{-10} m^2$ et $k_{dalle} = 10^{-12} m^2$).	129
Figure 3.20 : Evolution temporelle de la concentration intérieure de radon en fonction de la typologie : dalle portée, dallage indépendant (1mm) et vide sanitaire peu ventilé (avec $k_{sol} = 10^{-10} m^2$ et $k_{dalle} = 10^{-12} m^2$).	131
Figure 3.21 : Comparaison des concentrations intérieures en radon issues de deux sources différentes: source 1 = $10^5 Bq/m^3$ et source 2 = $5.10^4 Bq/m^3$, dans le cas d'une typologie dallage indépendant sur terre-plein avec $k_{sol} = 10^{-10} m^2$ et $k_{Dalle} = 10^{-12} m^2$	132
Figure 4.1 : Dispositif expérimental de mesure de perméabilité à l'air des bétons: perméamètre à charge constante type « Cembureau ».	139
Figure 4.2 : Cellule du perméamètre (à gauche). Vue en coupe de la cellule (à droite)	140
Figure 4.3 : Les perméabilités intrinsèques des disques de béton non fissurée (NF), pour les éprouvettes 15x30 cm ² et 11x22 cm ² en fonction du mode de conservation : pièce à 20°C +50%HR (Air-50%HR)-étuve(E-80). 143	
Figure 4.4 : Perméabilité intrinsèque des disques issus de l'éprouvette fissurée (Fiss) de 11x22 cm ² en fonction du mode de conditionnement.....	145
Figure 4.5 : Les perméabilités intrinsèques moyennes des éprouvettes non fissurées et fissurées en fonction du mode de conditionnement	146
Figure 4.6 : Vue de la maison MARIA	149
Figure 4.7 : Plan de la maison MARIA: a) niveau étage ; b) niveau jardin ; c) niveau sous-sol.....	150
Figure 4.8 : Vue du longrine (à gauche) et étanchéité de la membrane au niveau des piquages et du mur (à droite).....	151
Figure 4.9 : Photos des piquages. 1 ^{ère} photo: piquage traversant la dalle; 2 ^{ème} photo: représentation du piquage entouré de grille; 3 ^{ème} photo: piquage avec bouchon contenant un raccord.....	151
Figure 4.10 : mise en place d'un puisard.....	152
Figure 4.11 : Schéma du dispositif expérimental de mesure de la perméabilité du soubassement.....	152
Figure 4.12 : Photographie des plaques en acier, bouchon avec trou et bouchon avec une légère ouverture obtenue à l'aide des plaques en acier.....	153
Figure 4.13 : Ancienne caractérisation de la perméabilité du soubassement.	154
Figure 4.14 : Comparaison de la caractérisation de la perméabilité du soubassement avant et après les travaux.....	154
Figure 4.15 : Caractérisation de la perméabilité du soubassement de MARIA, pour différents états de défauts d'étanchéité.....	155
Figure 4.16 : Caractérisation de l'apport de perméabilité du soubassement. Test 1 : Bouchons fermés ; Test 2 : ouverture de 12 cm ² (8 bouchons de 6x0.25) ; Test3 : ouverture de 24cm ² (8 bouchons de 6x0.5) ; Test 4 : ouverture de 48cm ² (8 bouchons de 6x1) ; Test 5 : ouverture de 96cm ² (8 bouchons de 6x2 ;)Test 6 : ouverture de 144cm ² (8 bouchons de 6x3).	157
Figure 4.17 : Le rapport entre la perméabilité supplémentaire du soubassement et la surface des ouvertures appliquée à ce soubassement	159
Figure 4.18 : Système de dilution et d'injection du gaz traceur (SF ₆) dans le soubassement de 'MARIA'.....	160
Figure 4.19 : Schématisation du système de propagation de gaz traceur dans le soubassement (à gauche). Photographie du tuyau d'injection, drains et l'extrémité du drain perforé (à droite).	161
Figure 4.20 : Système de mise en dépression de la maison « Fausse porte ».	162
Figure 4.21 : Echantillonneur et analyseur (B & K).	163

Figure 4.22 : Evolution de la concentration du gaz traceur 'SF ₆ ' dans le soubassement au cours de l'homogénéisation du soubassement et de la mise en dépression de la maison.....	164
Figure 4.23 : Débits d'air traversant les différents piquages pour chaque essais et pour les deux régimes de dépression : a) $\Delta P_{\text{soubassement-maison}} = 10\text{Pa}$; b) $\Delta P_{\text{soubassement-maison}} = 20\text{ Pa}$	167
Figure 4.24 : Comparaison des débits d'air soubassement-maison en fonction du changement de perméabilité de la dalle, pour les piquages : 10, 5, 3 et 1 et pour des régimes de dépression de a) $\Delta P_{\text{soub-maison}} = 10\text{ Pa}$ et b) $\Delta P_{\text{soub-maison}} = 20\text{ Pa}$	169
Figure 4.25 : Lois de comportement des débits d'air traversant le soubassement en fonction de la dépression du bâtiment pour les trois configurations testées.	171
Figure 4.26 : Représentation de la mise en dépression de la maison et des débits d'air traversant la dalle (à gauche). Système de résistance résumant la traversée du débit d'air à travers la dalle (à droite).....	172
Figure 5.1 : Principe de fonctionnement du Système de Dépressurisation des Sols (S.D.S.) (source CSTB).....	177
Figure 5.2 : Installation du S.D.S. (source CSTB).....	177
Figure 5.3 : Photos de mise en œuvre du puisard spécifique à l'extraction naturelle. Les photos de gauche à droite illustrent: percement de la dalle; conception du puisard; couverture du puisard et son étanchement et reconstitution du dallage.....	179
Figure 5.4 : Photos du conduit reliant le puisard à la cheminée.....	179
Figure 5.5 : Photos des extracteurs utilisés lors du suivi annuel: cape à l'italienne (à gauche) et extracteur stato-mécanique (à droite).....	180
Figure 5.6 : Principe de fonctionnement d'une cape à l'italienne.....	180
Figure 5.7 : Principe de fonctionnement d'un extracteur stato-mécanique.....	181
Figure 5.8 : Schéma de l'expérimentation et les paramètres suivis.....	181
Figure 5.9 : Plan du site de la maison expérimentale MARIA.....	182
Figure 5.10 : Evolution temporelle du débit d'air extrait du soubassement et la dépressurisation engendrée au niveau du soubassement.....	183
Figure 5.11 : Caractérisation du soubassement de 'MARIA' au cours de l'extraction naturelle.....	184
Figure 5.12 : Mesure de la dépressurisation du soubassement au niveau des différents piquages.....	185
Figure 5.13 : Evolution des pourcentages de fonctionnement de l'extraction le long de l'année, au dessus de trois valeurs seuils.....	186
Figure 5.14 : Fréquence cumulée des débits d'air extrait du soubassement.....	187
Figure 5.15 : Evolution des moyennes mensuelles de la différence de température ($T_{\text{gaine}} - T_{\text{extérieure}}$) et de la vitesse du vent.....	188
Figure 5.16 : Les fréquences cumulée des moyennes journalières de la vitesse du vent et de la différence de température entre la gaine et l'extérieur, au cours du suivi.....	188
Figure 5.17 : Comparaison des débits d'air extraits du soubassement en fonction de la vitesse du vent et pour un tirage thermique faible ($T_{\text{gaine}} - T_{\text{extérieure}} < 4^{\circ}\text{C}$), dans le cas d'un système avec extracteur stato-mécanique en fonctionnement statique et extracteur classique.....	189
Figure 5.18 : Evolution temporelle du vent, de la différence de température d'air entre la gaine et l'extérieur et du débit extrait du soubassement, pour les trois régimes de fonctionnement mécanique de l'extracteur stato mécanique.....	191

Liste des tableaux

Tableau 1.1 : Coefficient de diffusion du radon en fonction du type de membrane utilisée.....	32
Tableau 1.2 : Les perméabilités intrinsèques des bétons en fonction de l'endommagement thermique.	59
Tableau 2.1 : Récapitulatif de l'analogie Thermique-Aéraulique.....	70
Tableau 2.2 : Récapitulatif des lois analytiques décrivant le transfert dans le sol vers le bâtiment pour trois typologies	91
Tableau 3.1 : Constantes des caractéristiques du site d'implémentation du bâtiment [Allard, 1998; Awbi, 2003].....	98
Tableau 3.2 : Décalonnages des portes fermées entre les différentes zones du modèle	110
Tableau 3.3 : Les différents scénarios de simulation pour l'étude de l'impact de la typologie de soubassement sur l'entrée des polluants du sol dans un bâtiment.	112
Tableau 3.4 : Calcul des coefficients d'atténuation entre étages pour les différentes typologies.	133
Tableau 3.5 : Les moyennes des pressions intérieures de référence moyenne au niveau de chaque zone et pour chaque typologie.	134
Tableau 4.1 : Conditionnement des différents disques de béton	142
Tableau 4.2 : Les perméabilités intrinsèques des éprouvettes non fissurées.....	144
Tableau 4.3 : Les perméabilités intrinsèques de l'éprouvette fissurée (11x22cm ²).	145
Tableau 4.4 : Les perméabilités intrinsèques des éprouvettes fissurées et non fissurées.	146
Tableau 4.5 : Récapitulatif des surfaces et des coefficients caractéristiques des fuites, pour les différentes ouvertures imposées sur les bouchons.....	156
Tableau 4.6 : Quantification des perméabilités supplémentaires du soubassement liées à l'augmentation de la surface des ouvertures.	158
Tableau 4.7 : Lois de comportement en fonction de la perméabilité du dallage.	170
Tableau 4.8 : Quantification des débits d'air expérimentaux en m ³ /h et kg/s, pour trois perméabilités de dalle.	171
Tableau 4.9 : Les perméabilités à l'air de la dalle pour les différents états d'étanchéités.	173
Tableau 5.1 : Description des trois régimes de fonctionnement du moteur de l'extracteur.	190

NOMENCLATURE

A_B	la surface a travers laquelle les substances volatiles passent	(cm^2)
A_f	surface de l'étage en contact direct avec le sol	(m^2)
A_{fiss}	surface des fissures/ouvertures à travers lesquelles le contaminant passe	(cm^2)
A_w	surface des murs du sous-sol en contact direct avec le sol	(m^2)
c	coefficient de Forcheimer	(s/m)
c_p	constante qui dépend de la forme des pores	(-)
C	concentration dans l'air du sol	(mg/l)
C_{as}	concentration en polluant gazeux dans l'air du sol	(g/m^3)
$C_{bât}$	concentration des vapeurs polluantes dans le bâtiment	(g/cm^3)
$C(i)$	concentration du gaz 'i'	(mol/m^3)
C_{Rn}	concentration de radon par unité de volume	(Bq/m^3)
C_{source}	concentration des substances volatiles au niveau de la source contaminée	(g/cm^3)
C_{sol}	concentration des substances volatiles près des fondations	(g/cm^3)
C_0	concentration de l'air à la surface	(g/cm^3)
d	longueur moyenne du parcours de la molécule gazeuse	(m)
d_m	épaisseur de la membrane résistant au radon	(m)
d_s	épaisseur affectée aux sols sous la surface	(cm)
D_{as}	coefficient de diffusion effectif dans l'air du sol	(m^2/h)
D_{air}	coefficient de diffusion dans l'air	(cm^2/s)
D_{wat}	coefficient de diffusion dans l'eau	(cm^2/s)
D_{eff}	coefficient de diffusion effectif	(cm^2/s)
D_{fiss}	diffusivité effective à travers les fissures des fondations	(cm^2/s)
D_j^{eff}	coefficient de diffusion global de la couche j du sol	(cm^2/s)
D_T^{eff}	diffusivité effective dans la zone insaturée du sol	(cm^2/s)
$D_x(i)$	coefficient de diffusion moléculaire du gaz 'i' dans la direction Ox	(m^2/s)
DP_{iv}	différence de pression entre l'espace intérieur et le vide sanitaire	(Pa)
e_{fiss}	épaisseur de la fissure	(m)
em	épaisseur du mur	(m)
E	taux d'entrée du contaminant dans le bâtiment	(g/s)
E_1	taux de transport de la masse à travers la structure	(g/s)
ER	taux de renouvellement d'air dans les espaces clos	(l/s)
f_{op}	fraction d'ouverture dans le plancher	(-)
F_{conv}	le flux d'air convectif allant du sol vers le vide sanitaire	(m/h)
F_{vi}	flux d'air du vide sanitaire vers l'espace intérieur à travers l'étage	($\text{m}^3/(\text{m}^2.\text{h}^1)$)
H	constante de la loi de Henry	(-)
i	indice qui spécifie la phase (ex : vapeur)	(Bq/m^2)
J	flux de radon par unité de surface	(-)
j	couche de sol considérée	($\text{g}/(\text{m}^2.\text{h}^1)$)
J_{Tot}	flux d'émission de polluant gazeux dans la zone insaturée du sol	(m^2)
k	perméabilité du milieu poreux	($\text{cm}^3\text{-H}_2\text{O}/(\text{cm}^3\text{-air})$)
k_A	Perméabilité apparente du béton	(m^2)
$k_{eff,i}$	Perméabilité effective pour la phase i	(m^2)
K_{e-s}	coefficient de sorption eau-sol	($\text{g-H}_2\text{O}/\text{g-sol}$)
k_v	Perméabilité intrinsèque	(m^2)
K_p	conductivité à l'air du plancher	($\text{m}^2/(\text{Pa}^1.\text{h}^1)$)
K_{dalle}	perméabilité à l'air de la dalle	(m^2)
k_{sol}	perméabilité à l'air du sol	(m^2)
l_d	longueur de diffusion du radon dans la membrane	(cm)
L_B	rapport entre le volume de l'espace cols et la surface d'infiltration	(cm)

L_{fiss}	épaisseur des fondations ou des murs	(m)
L_j	épaisseur de la couche j du sol	(m)
L	largeur du bâtiment	(m)
L	périmètre du bâtiment	(m)
L_p	épaisseur du plancher	(m)
L_s	la longueur de la colonne du sol	(cm)
L_T	profondeur de la source sous la surface du sol	(cm)
n	nombre de couche de sol aux propriétés différentes	(-)
n_a	taux d'échange d'air	(h ⁻¹)
n_g, n_w	porosités du sol rempli d'eau et d'air	(-)
P_1	pression du gaz du sol	(Pa)
P_2	pression à l'intérieur de la maison	(Pa)
P_e	pression à l'entrée de l'échantillon	(Pa)
P_{ext}	pression extérieur du bâtiment	(Pa)
P_{int}	pression intérieur du bâtiment	(Pa)
P_s	pression à la sortie de l'échantillon	(Pa)
Q_{DP}	débit massique traversant une dalle portée	(kg/s)
Q_{DI}	débit massique traversant un dallage indépendant sur terre-plein	(kg/s)
Q_{VS}	débit massique allant du sol vers le vide sanitaire	(kg/s)
Q_m	débit total massique	(kg/s)
Q_s	débit du fluide à la sortie de l'échantillon	(m ³ /s)
Q_{sol}	taux du flux volumétrique des gaz du sol dans le bâtiment	(cm ³ /s)
r_{fiss}	rayon du cylindre	(cm)
R_i	taux de formation du contaminant dans la phase i	(g/cm ³ .s)
R_T	résistance thermique	(°K/W)
R_m	résistance e transfert de masse	(Pa.s/kg)
R_{dalle}	résistance de la dalle	(Pa.s/kg)
R_{fiss}	résistance de la fissure	(Pa.s/kg)
R_{sol}	résistance du sol	(Pa.s/kg)
t_f	temps moyen pour un flux de vapeur	(s)
u_i	le vecteur de vitesse de Darcy associé avec la phase i	(cm/s)
v	vitesse de l'écoulement	(m/s)
V_a	volume d'air	(m ³)
X	coordonnée dans l'espace	(m)
X_{fiss}	périmètre du plancher	(cm)
z_{fiss}	profondeur du cylindre	(cm)
∇p	gradient de pression	(Pa)
∇T	gradient de température	(°C)

SYMBOLES GRECS

θ_{as}	contenu volumétrique d'air dans la zone insaturée du sol	(cm ³ -air/cm ³ -sol)
θ_{acrack}	contenu volumétrique d'air dans les fondations/fissures des murs	(cm ³ -air/cm ³ volume total)
θ_{ws}	contenu volumétrique d'eau dans la zone insaturée du sol	(cm ³ -H ₂ O/cm ³ -sol)
θ_{wcrack}	contenue volumétrique d'eau dans les fondations/fissures des murs	(cm ³ -H ₂ O/cm ³ volume total)
θ_T	porosité totale du sol	(cm ³ -espace du pore/cm ³ -sol)
η	fraction de la superficie des fissures des fondations/murs	(cm ² -fissures/cm ² -surface totale)
τ	tortuosité	(-)

ρ_s	<i>densité du sol</i>	<i>(g-sol/cm³-sol)</i>
$\rho_x(i)$	<i>densité surfacique de flux du gaz 'i'</i>	<i>(mol.m²/s)</i>
α	<i>facteur de capacité</i>	<i>(-)</i>
ε	<i>porosité à l'air du plancher</i>	<i>(m³/m³)</i>
ε_i	<i>fraction du volume de la phase i</i>	<i>(-)</i>
ε_t	<i>Porosité disponible pour le transfert</i>	<i>(-)</i>
δ	<i>connectivité</i>	<i>(-)</i>
λ	<i>conductivité thermique</i>	<i>(W/(m.°K))</i>
λ_{Rn}	<i>constante de décomposition du radon</i>	<i>(s⁻¹)</i>
μ	<i>viscosité dynamique du fluide</i>	<i>(Pa.s)</i>
β^*	<i>Coefficient de Klinkenberg</i>	<i>(Pa)</i>
$\bar{\varphi}$	<i>Densité du flux de chaleur</i>	<i>(W/m)</i>
Φ	<i>Flux total thermique</i>	<i>(W)</i>

INTRODUCTION GENERALE

De la maison au travail, en passant par les transports, la crèche, l'école, les magasins... tous ces lieux font parti de notre quotidien. Nous passons plus de temps en espace clos ou semi clos que dehors, à l'air libre. Bien que ces espaces intérieurs puissent nous paraître salubres, ils ont bien souvent une qualité de l'air médiocre.

De plus, de nos jours les logements sont de plus en plus isolés thermiquement et étanches à l'air. Cette amélioration de performances isolatives, si elle n'est pas totalement maîtrisée, peut favoriser la concentration de l'humidité et des polluants intérieurs, ce qui entraîne des nuisances pour la santé humaine et même éventuellement une dégradation du bâti.

L'air intérieur peut ainsi contenir un mélange hétérogène de nombreux polluants et provenant de sources différentes, ce qui rend l'évaluation des risques pour la santé très complexe. Parmi ces sources de pollution, certaines sont situées à l'intérieur de la maison tel que : les produits de combustion, le tabac, les produits d'entretiens, les activités et les matériaux de construction, et d'autres sont localisées à l'extérieur comme : l'air extérieur mais également le sol se trouvant en dessous ou autour de la maison.

En effet, le sol peut être l'origine d'un nombre important de polluants retrouvés dans l'air intérieur. Ces derniers proviennent naturellement de la roche terrestre, comme le radon, qui est un polluant radioactif issu de la désintégration de l'uranium et du radium, où alors de la pollution de la nappe phréatique dans laquelle des polluants peuvent avoir été déversés tels que : les hydrocarbures, les composés organiques chlorés Par réaction physique ou chimique, ces polluants peuvent s'évaporer ou se combiner et traverser la zone insaturée du sol jusqu'aux fondations des bâtiments. Par la suite, par des mécanismes physiques ils entrent dans l'environnement intérieur sous forme gazeuse.

La diffusion et la convection sont les deux principaux mécanismes physiques responsables du transfert des polluants gazeux du sol vers l'air intérieur. En général, c'est le transfert convectif qui est le principal moteur d'entrée de ces derniers, dans les milieux intérieurs. Il est dû à la différence de pression entre l'intérieur et l'extérieur du bâtiment. Les polluants gazeux du sol entrent dans l'air intérieur à travers les différents défauts d'étanchéité tels que les microfissures au niveau des fondations et des planchers, les fissures de retrait dues au coulage de dalle, les défauts d'étanchéité liés aux traversées des différents réseaux La diffusion à travers les matériaux pouvant intervenir dans certains cas comme seconde cause d'entrée de ces polluants.

Le transfert de ces polluants gazeux du sol vers les environnements intérieurs est un phénomène très complexe, en particulier, au niveau de l'interface sol-bâtiment. Plusieurs paramètres, propres au sol et/ou au bâtiment, interviennent lors de ce transfert. L'effet de ces paramètres (tels que la perméabilité du sol, la perméabilité de la dalle, le type de fissures ...) n'est pas toujours bien défini, tout comme la connaissance de leurs valeurs. De cette complexité résulte le fait que les outils d'évaluation des risques liés à ces polluants

comportent de fortes incertitudes notamment, au niveau de l'estimation des flux transférés à l'interface sol-bâtiment. Ces incertitudes conduisent à une mauvaise évaluation de l'impact de ces polluants gazeux sur la qualité d'air intérieur.

Le premier but de ces travaux de thèse a été de contribuer à une meilleure compréhension du transfert gazeux entre le sol et le bâtiment en fonction des différents types constructifs et ainsi, de contribuer à l'amélioration des modèles d'évaluation pour la gestion des risques vis-à-vis des pollutions gazeuses venant du sol.

Un deuxième constat est fait quant au besoin de protection des bâtiments vis-à-vis des pollutions gazeuses du sol. Aussi, le second objectif de cette thèse aura été de tester expérimentalement une solution innovante pour protéger les bâtiments.

La compréhension du transfert d'air entre le sol et le bâtiment a été faite à travers une étude de sensibilité consistant à quantifier les débits d'air liés à la convection entre le sol et le bâtiment en fonction de la perméabilité du sol, de la perméabilité de la dalle et de la taille des fissures périphériques éventuelles. Cette quantification a été effectuée de façon analytique et numérique. La partie analytique visait à développer des lois analytiques débit-pression, décrivant le transfert d'air entre le sol et les bâtiments pour différentes typologies de soubassement : dalle portée, dallage indépendant sur terre-plein et vide sanitaire. La conception de ces lois analytiques a été basée sur une analogie entre les transferts thermiques et les transferts aérauliques. La même analogie a été mise en place dans le modèle numérique thermique, qui est un code d'éléments finis adapté à la diffusion de chaleur entre le sol et le bâtiment.

L'analogie thermique-aéraulique et le développement des lois analytiques d'écoulement entre le sol et le bâtiment pour trois types d'interfaces sont présentés dans le chapitre 2. Auparavant, une synthèse bibliographique concernant les mécanismes de transfert entre le sol et le bâtiment et une analyse critique des modèles d'évaluation existants, a fait l'objet du chapitre 1 de ce manuscrit de thèse.

Par la suite, les lois analytiques définissant les débits d'air pour chaque interface sol-bâtiment ont été intégrées dans un modèle aéraulique des bâtiments. Cette intégration avait pour objectif d'étudier l'impact des différentes typologies de soubassement sur l'entrée de polluants du sol et donc sur la qualité d'air intérieur. Une étude de sensibilité a également été conduite afin d'évaluer le coefficient d'atténuation entre les différents étages d'une maison. Afin d'atteindre ces objectifs plusieurs simulations ont été effectuées. La description de ces simulations est présentée dans le chapitre 3.

Par ailleurs, dans le cadre de l'utilisation des modèles d'évaluation des expositions intérieures aux polluants gazeux du sol, le constat d'un manque de données est fait, notamment sur la perméabilité à l'air des bétons usuels déjà partiellement étudiée [Picandet, 2001, Dal Pont, 2004]. Aussi, dans le cadre de ces travaux de thèse et en complémentarité des actions précédentes, des mesures en laboratoire de perméabilité à l'air des bétons ont été réalisées afin de compléter la connaissance de ce paramètre

déterminant et seront présentées dans le chapitre 4.1. D'autre part, la maison expérimentale 'MARIA' (Maison Automatisée pour des Recherches Innovantes sur l'Air Intérieur) dont dispose le CSTB et qui a pour vocation générale d'étudier le lien entre la ventilation et la qualité d'air intérieur, a été utilisée afin d'effectuer des quantifications expérimentales des flux d'air venant du sol vers le bâtiment. En effet, ce type de données n'est actuellement pas présent dans la littérature. Les résultats obtenus seront présentés au chapitre 4.2.

Enfin, pour répondre au deuxième objectif visant à améliorer les solutions de protection des bâtiments vis-à-vis des polluants gazeux du sol, la maison expérimentale 'MARIA' a également été adaptée et utilisée, afin de réaliser un suivi annuel sur l'aptitude du soubassement à être mis en dépression naturellement *via* le tirage thermique et sur l'impact du vent afin de bloquer les flux d'air venant du sol. La mise en place du système et les résultats qui en découlent seront présentés dans le chapitre 5.

CHAPITRE 1 : SYNTHESE BIBLIOGRAPHIQUE

1 POLLUANTS GAZEUX DU SOL

Les polluants mesurés dans l'air intérieur proviennent le plus souvent de plusieurs sources. Habituellement ces sources de pollution sont associées aux activités humaines : cuisine, tabagisme, produits d'entretiens... et également aux matériaux de construction. Toutefois, une bonne part des polluants de l'air intérieur provient des polluants extérieurs tels que, le monoxyde de carbone, l'ozone, les particules Parmi ces polluants, certains sont émis par le sol qui se trouve sous ou autour du bâtiment. Ces polluants du sol sont sous forme gazeuse. Ils proviennent de la roche terrestre comme le radon ou alors, ils sont dus à l'évaporation des produits chimiques résiduels contenus dans la nappe phréatique (les solvants chlorés, les hydrocarbures ...). Ces vapeurs contaminées traversent la zone insaturée du sol par diffusion et arrivées sous le bâtiment, elles pénètrent dans l'air intérieur par convection et diffusion à travers les divers défauts d'étanchéités entre le sol et le bâtiment. Une fois que ces polluants gazeux du sol entrent dans les bâtiments, ils peuvent avoir un effet sur la qualité d'air intérieur et sur la santé des occupants. Ce chapitre met en avant, les origines, le mécanisme d'entrée et l'impact des polluants gazeux du sol dans le milieu intérieur.

1.1 Polluants gazeux naturels

Dans certaines régions, des gaz toxiques issus des activités géothermales tel que, le dioxyde de carbone (CO_2), sulfite d'hydrogène (H_2S), nitrogène (N_2), méthane (CH_4), hélium (He) et radon (^{222}Rn), sont émis des cavités du sol vers l'atmosphère. Lorsque, ces régions sont urbanisées, des études ont montré que ces gaz pouvaient s'infiltrer directement du sol dans les bâtiments [Durand and Bradley, 2005; Durand, 2006]. Le phénomène de pénétration du gaz du ^{222}Rn dans les bâtiments directement du sol, est fréquent et parfaitement identifié. Par contre, l'entrée des autres gaz toxiques par les mêmes voies est rare et presque inédite [Durand, 2006].

Le plus connu de ces polluants naturels est « *le radon* » qui est un élément du groupe VIII A de la classification périodique. C'est un gaz radioactif d'origine naturelle, dépourvu d'odeur, de couleur ou de goût. Il ne réagit chimiquement avec aucun autre corps. Le radon est issu du radium qui fait partie de la chaîne de désintégration de l'uranium, élément que l'on trouve en quantités variables dans toutes les roches et les sols de la planète. Le sol libère facilement le radon (surtout les sols granitiques et volcaniques) qui, dans l'air, se désintègre rapidement en donnant des produits à courte durée de vie, que l'on appelle descendants ou produits de filiation du radon (voir la Figure 1.1).

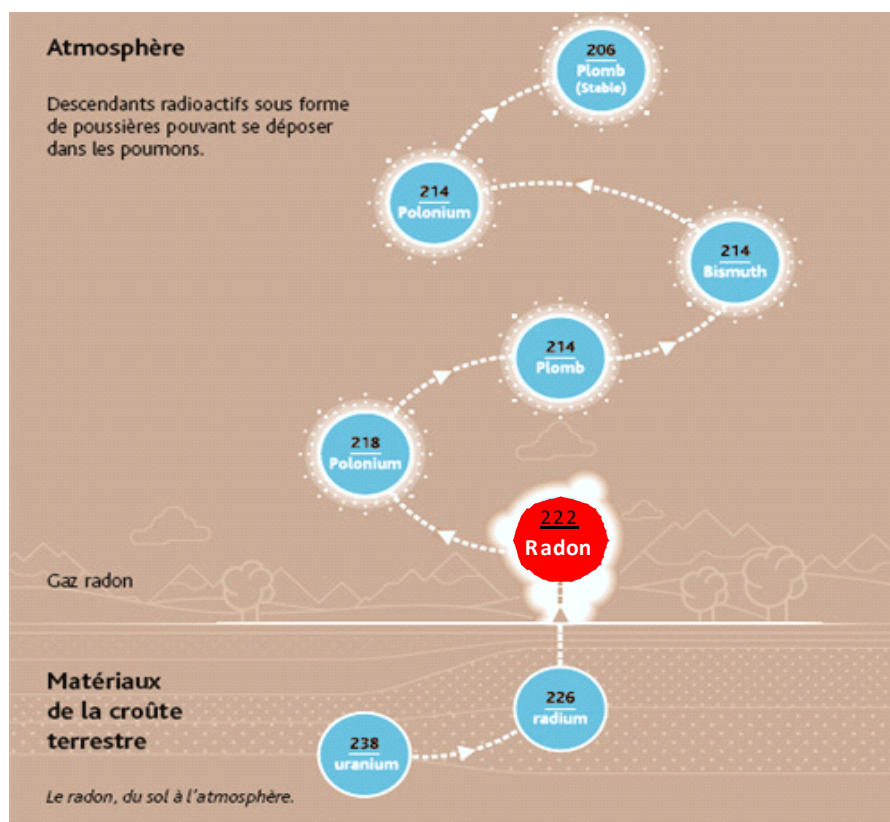


Figure 1.1: Formation de Radon dans le sol et son déplacement du sol à l'atmosphère « Le radon-IRSN-collection thématique ».

En France, la radioactivité naturelle constitue 61% de l'exposition aux rayonnements ionisants de la population. Elle est due pour 35% au radon, 12% au rayonnement gamma d'origine tellurique, 8% au rayonnement d'origine cosmique et 6% à l'eau et aux aliments ingérés [Billon *et al.*, 2005].

1.2 Les Polluants gazeux anthropiques

Les autres polluants pouvant s'infiltrer dans une habitation sont principalement dus aux activités humaines qui entraînent par la suite une pollution des sols.

Un sol pollué est un site présentant un risque pérenne, réel ou potentiel, pour la santé humaine ou l'environnement du fait d'une pollution résultant d'une activité actuelle ou ancienne sur ce site. La pollution des sols provient le plus souvent:

- d'anciennes pratiques sommaires d'élimination des déchets,
- des fuites ou d'épandages de produits chimiques accidentels ou pas,
- de retombées de rejets atmosphériques accumulés au cours des dernières décennies.

La pollution des sols est une pollution concentrée : les teneurs en polluants sont souvent élevées sur une surface réduite.

Parmi ces sources de pollution on retrouve, le déversement de pétrole, l'application de pesticides, l'enfouissement des déchets ou des contaminants dans les sous-sols ou dans les eaux souterraines... [Olson and Corsi, 2001; Odeh *et al.*, 2006].

2 ENTREE ET EFFET DES POLLUANTS GAZEUX DU SOL

2.1 Entrée des polluants gazeux dans les bâtiments

Les polluants gazeux migrent des sources sous la surface, et entrent dans les bâtiments à travers des fissures ou des perforations dans la dalle ou le plancher et les murs, et à travers les ouvertures autour des puits, des canalisations et des fils électriques qui traversent les fondations (voir la Figure 1.2) [OMS, Juin 2005; DOH, Octobre 2006]. Les débits de polluants gazeux du sol entrant dans les bâtiments peuvent être influencés par plusieurs paramètres. Ces derniers peuvent être liés au sol de part la perméabilité à l'air du sol, la profondeur de la source de pollution.... Ils peuvent également être en rapport avec le bâtiment par le biais de sa perméabilité à l'air, sa hauteur, la perméabilité à l'air de la dalle....

L'entrée des polluants gazeux dans les bâtiments se produit majoritairement par transfert convectif. Ce dernier est lié à la légère dépression du bâtiment par rapport à son environnement immédiat, notamment la pression régnante dans la porosité du sol [DOH, Octobre 2006]. Toutefois, le flux convectif est plus faible au printemps et quasiment inexistant en été, surtout lors des ouvertures des portes et des fenêtres, car la différence de pression a tendance à s'effondrer [Ferguson *et al.*, 1995].

La diffusion, qui est due à une différence de concentration entre le sol et le bâtiment entraîne également une entrée des polluants gazeux du sol. Ce phénomène est cependant considéré comme secondaire par rapport à la convection [Collignan and Sullerot, 2008].

Concernant plus spécifiquement le radon, même si les transferts en provenance du sol sont la source principale de radon dans les bâtiments, ce dernier peut également avoir d'autres origines telles que, les matériaux de construction, l'eau à usage domestique et l'air extérieur [Dumont and Figley, 1998; Orlando *et al.*, 2004]. La concentration de radon dans une habitation dépend de la quantité d'uranium présente dans les roches ou le sol sur lequel elle est construite, des voies d'infiltration et des échanges d'air entre l'intérieur et l'extérieur. Il en résulte que les concentrations en radon sont généralement plus élevées dans les sous-sols, les caves et toute structure en contact direct avec le sol.

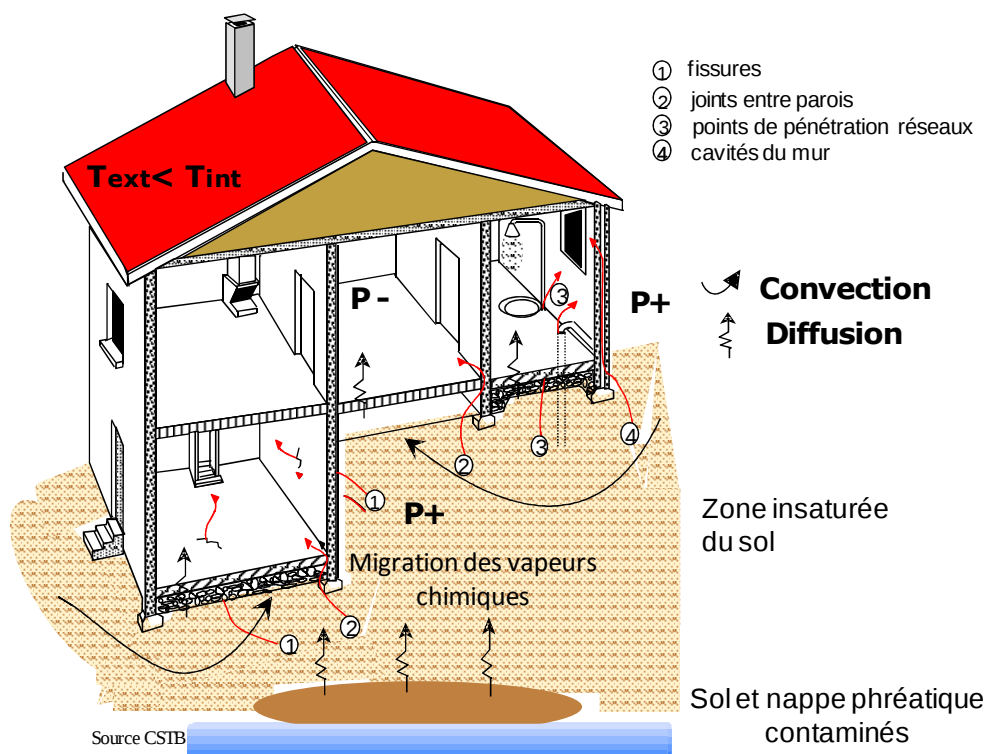


Figure 1.2: Points d'entrées des polluants gazeux du sol dans le bâtiment.

En général, il y a deux catégories de facteurs qui peuvent affecter la migration des polluants gazeux du sol et leurs intrusions dans les bâtiments : les facteurs environnementaux et les facteurs liés au bâtiment. La diversité de ces facteurs, rend l'évaluation de la pollution liée à l'intrusion de ces polluants gazeux dans les bâtiments très complexe [DOH, Octobre 2006].

2.2 Effet des polluants gazeux du sol sur la santé humaine

Parmi les polluants gazeux naturels, le sulfure d'hydrogène et le radon sont les plus dangereux pour la santé humaine. Le sulfure d'hydrogène est un gaz incolore et inflammable, c'est un acide qui se distingue par sa mauvaise odeur (œufs pourris), ce qui lui donne un caractère irritant [Adebayo and King, 2006; Durand, 2006]. Le seuil d'odeur pour les humains est très bas, d'environ 80 ppb et peut causer en général, des irritations, des douleurs aux yeux et des maux de tête pour des valeurs d'environ 1 ppm, bien en dessous des recommandations actuelles de limites d'exposition qui sont de 10 ppm pendant 15 min [NIOSH, 2003].

Pour ce qui concerne le radon, ce sont ses descendants qui sont instables et qui émettent en se désintégrant des rayonnements fortement ionisants appelés particules alpha. Porteurs de charges électriques, ils peuvent se fixer sur les aérosols, les poussières ou les particules dans l'air que nous respirons, ce qui les amène à se déposer sur les cellules des parois des voies respiratoires. Les particules alpha ont alors la possibilité d'endommager l'ADN et potentiellement, de favoriser le développement des cancers pulmonaires [OMS, Juin 2005].

L'accroissement du risque de cancer pulmonaire est le principal danger résultant d'une exposition au radon. Il a été bien établi par de nombreuses études portant sur les mineurs d'uranium [NRC, 1998]. Les principaux travaux menés en Europe, en Amérique du nord et en Chine ont confirmé que le radon dans les habitations jouait, à l'échelle mondiale, un rôle substantiel dans l'apparition des cancers pulmonaires. Selon de récentes estimations, 6 à 15% des cancers pulmonaires seraient imputables au radon [OMS, Juin 2005]. La récente analyse groupée des principales études européennes, estime que le risque de cancer pulmonaire augmente de 16% par tranche de 100 Bq/m³. La relation dose-effet semble être linéaire et sans palier, ce qui signifie que le risque de cancer pulmonaire augmente proportionnellement avec l'exposition au radon. Si l'on considère le nombre absolu de cas de cancer du poumon associés au radon, on observe qu'une grande part du risque est concentrée chez les fumeurs (le risque est multiplié par un coefficient d'environ 25) et parmi ceux exposés à des concentrations relativement faibles dans leurs habitations [Zeeb and Carr, 2007; OMS, Juin 2005].

Une étude faite sur une cohorte de mineurs d'uranium tchèques a montré également un excès de décès par leucémie, associé à la durée d'exposition et à la dose inhalée. Néanmoins, les auteurs attribuent cette association en priorité à l'exposition externe aux radiations et à l'inhalation de poussières d'uranium présentes dans les mines qu'au radon [Laurier *et al.*, 2007]. Une autre étude, portant sur des données d'incidence chez les mineurs d'uranium tchèques, a conclu à une association entre l'exposition au radon et le risque de leucémie, mais elle ne permettait pas de considérer les autres sources d'exposition présentes dans les mines. En conclusion, l'existence d'un risque de leucémie associé à l'inhalation de radon n'est pas réellement démontrée [Darby *et al.*, 2007].

2.3 Modèles d'évaluation des expositions intérieures

Des travaux antérieurs [Heuzé, 2002; Bonnard, 2002; Hazebrouck *et al.*, 2005] ont recensé les modèles d'évaluation de l'exposition des risques pour la santé humaine. Parmi les modèles les plus anciens et les plus couramment utilisés en France pour l'étude du transfert des polluants gazeux, nous pouvons citer :

'CSOIL', qui est un modèle Hollandais, développé par le RIVM (*Institut National pour la Santé Humaine et l'Environnement*) [Van den berg, 1994]. Ce dernier, permet d'évaluer les risques liés à un site pollué et de déterminer l'urgence de la dépollution. Dans le cas d'une contamination du sol, l'évaluation de l'exposition à l'aide du modèle CSOIL comprend l'estimation des voies d'exposition pertinentes. Du fait de la complexité de cette estimation, CSOIL atteint ces limites de modélisation du transfert des polluants gazeux du sol vers les bâtiments. Afin d'améliorer et de compléter ce modèle le RIVM a développé le modèle VOLASOIL (voir le § 3.3.2) [Waitz *et al.*, 1996]. Ce dernier permet d'évaluer les risques réels liés à la contamination de sols par des composés volatils. Contrairement au modèle CSOIL, VOLASOIL prend en compte le terme convectif dans le sol et dans le bâtiment. Ce modèle considère que le flux convectif est dû à une différence de pression entre l'intérieur des

bâtiments et le sol. En s'appuyant sur les descriptions américaines de *Nazaroff* [Nazaroff *et al.*, 1985] et de *Johnson et Ettinger* [Johnson and Ettinger, 1991], *Waitz et al.* (1996) attribuent cette différence de pression au chauffage et à l'action des vents sur les murs. Le flux d'air est évalué à partir des perméabilités de fissure et de porosité des matériaux traversés (et de leur diffusivité) au moyen des équations de mécanique des fluides et de leurs développements donnés par *VOLASOIL*.

On peut également citer le modèle '*HESP*' (Human Exposure to Soil Pollutants) [Veerkamp and Ten Berge, 1994] ou la version actualisée [Shell Global Solutions, 1995]. Ce modèle a été développé par un groupe de travail de l'industrie chimique Européenne (*ECETOC : European Chemical Industry Ecology and Toxicology Centre*). Il est accepté en Hollande pour le calcul de l'exposition humaine au côté du modèle *CSOIL*. Ces deux modèles convergent jusqu'à devenir quasi-identiques. '*HESP*' permet de mener les premières phases de l'évaluation des expositions de populations aux polluants du sol dans des études d'évaluation des risques. Dans le cas où l'évaluation préliminaire du risque indiquerait la possibilité d'une exposition significative, une estimation plus complète de l'exposition serait nécessaire afin de servir de base à une évaluation du risque. Le modèle '*HESP*' suppose des transferts stationnaires de polluants gazeux dans l'air, ce qui suppose une source infinie en polluants. La conception de ce modèle est basée principalement sur les travaux de *Jury et al.* (1983). En effet, ce dernier ne prend en compte que les transferts par diffusion dans l'air et l'eau interstitiels, la convection dans l'eau d'évaporation. En revanche il ne prend pas en considération la convection dans le sol. Par conséquent, les modélisations faites avec '*HESP*' tendent à sous-estimer l'exposition dans l'air intérieur des bâtiments, sauf éventuellement pour les polluants solubles. Il se révèle donc peu adapté aux substances volatiles.

En France, l'étude du transfert des polluants gazeux du sous-sol ou du vide sanitaire vers l'air intérieur se fait par application d'un facteur de dilution. Ce facteur est déterminé par un modèle conçu sur la base des modèles Hollandais (*CSOIL* et *HESP*). Il permet aussi d'évaluer la contribution de l'air du vide sanitaire dans l'air intérieur. Ce facteur prend en considération uniquement l'air venant du vide sanitaire. Ceci est dû au fait que les modèles utilisés pour calculer ce facteur sont des modèles traitants uniquement des bâtiments sur vide sanitaire, étant donné que c'est la typologie la plus rencontrée en Hollande. Par conséquent, ce facteur n'est pas adapté pour les autres typologies, ce qui limite l'évaluation des expositions aux polluants du sol.

Le modèle *CSOIL* définit uniquement une contribution de l'air du vide sanitaire à l'air intérieur. Ce facteur de contribution est estimé par *CSOIL* comme ayant une valeur de 0.1. Cependant, le modèle '*HESP*' préconise une valeur de 0.2 pour le facteur de contribution dans le cas d'un plancher en bois. Toutefois, ce facteur empirique pose un important problème de représentativité de par la variabilité des mesures et l'absence d'information accompagnant ce facteur (sa mesure, type de sous-sol, type de plancher...) [Hazebrouck *et al.*, 2005].

Un modèle supplémentaire a été développé dans le but d'évaluer les expositions liées aux polluants du sol, ce modèle est le 'RBCA' (Risk-Based Corrective Action). Il a été développé par *Groundwater Services, Inc.* (GSI). Il permet de calculer les niveaux de risque pour la santé liés à une pollution des sols et/ou d'une nappe d'eau souterraine. La modélisation des transferts de polluants est réalisée à partir de relations analytiques simples. Pour estimer les émissions dans les bâtiments, ce modèle repose sur les équations de *Johnson et Ettinger (1991)* selon l'approche d'une source de pollution infinie (voir le § 3.3.1). Dans ce modèle, il est possible de tenir compte d'un flux de convection entrant dans le bâtiment. Ce flux est défini à partir d'une dépression entre l'air intérieur et l'air extérieur.

La voie d'exposition impliquant le transfert des constituants d'un milieu à un autre (sol-air, sol-nappe phréatique) exige l'estimation d'un facteur de transfert correspondant au milieu traversé. Diverses expressions analytiques sont capables d'estimer les facteurs de volatilisation sol-air comme fonction des caractéristiques du sol et des propriétés physiques/chimiques des composants volatils concernés par le transport. Le facteur de volatilisation des polluants gazeux du sol sous le plancher à un espace clos, s'exprime de la façon suivante [Connor *et al.*, 1996]:

$$VF_{sep} \left[\frac{(mg/m^3 - air)}{(mg/kg - sol)} \right] = \frac{H\rho_s}{1 + \left[\frac{D_T^{eff}/L_T}{ERL_B} \right] + \left[\frac{D_T^{eff}/L_T}{(D^{fiss}/L_{fiss})\eta} \right]} \left[\frac{\theta_{ws} + k_{e-s}\rho_s + H\theta_{as}}{ERL_B} \right] \times 10^3 \quad (1.1)$$

$$\text{Où } VF_{sep} \left[\frac{(mg/m^3 - air)}{(mg/kg - sol)} \right] = \frac{\rho_s d_s}{L_B ER t_f} \times 10^3 \quad (1.2)$$

$$\text{Avec : } D_s^{eff} = D^{air} \frac{\theta_{as}^{3.33}}{\theta_T^2} + \left[\frac{D^{wat}}{H} \right] \left[\frac{\theta_{ws}^{3.33}}{\theta_T^2} \right] \quad \text{et} \quad D_{crack}^{eff} = D^{air} \frac{\theta_{crack}^{3.33}}{\theta_T^2} + \left[\frac{D^{wat}}{H} \right] \left[\frac{\theta_{wcrack}^{3.33}}{\theta_T^2} \right]$$

Où : H est la constante de la loi de Henry ($\text{cm}^3\text{-H}_2\text{O}/(\text{cm}^3\text{-air})$), ρ_s est la densité du sol ($\text{g-sol}/\text{cm}^3\text{-sol}$), θ_{ws} est le contenu volumétrique d'eau dans la zone insaturée du sol ($\text{cm}^3\text{-H}_2\text{O}/\text{cm}^3\text{-sol}$), k_{e-s} est le coefficient de sorption eau-sol ($\text{g-H}_2\text{O}/\text{g-sol}$), θ_{as} est le contenu volumétrique d'air dans la zone insaturée du sol ($\text{cm}^3\text{-air}/\text{cm}^3\text{-sol}$), D_T^{eff} est la diffusivité effective dans la zone insaturée du sol (cm^2/s), L_T est la profondeur de la source sous la surface du sol (cm), ER est le taux de renouvellement d'air dans les espaces clos (l/s), L_B est le rapport entre le volume de l'espace clos et la surface d'infiltration (cm), D^{fiss} est la diffusivité effective à travers les fissures des fondations (cm^2/s), L_{fiss} est l'épaisseur des fondations ou des murs (cm), η est la fraction de la superficie des fissures des fondations/murs ($\text{cm}^2\text{-fissures}/\text{cm}^2\text{-surface totale}$), d_s est l'épaisseur affectée aux sols sous la surface, t_f est le temps moyen pour un flux de vapeur (s), D^{air} est le coefficient de diffusion dans l'air (cm^2/s), D^{wat} est le coefficient de diffusion dans l'eau (cm^2/s), θ_T est la porosité totale du sol ($\text{cm}^3\text{-espace du pore}/\text{cm}^3\text{-sol}$), θ_{wcrack} est le contenu volumétrique d'eau dans les

fondations/ fissures des murs ($\text{cm}^3\text{-H}_2\text{O}/\text{cm}^3$ volume total) et θ_{crack} est le contenu volumétrique d'air dans les fondations/fissures des murs ($\text{cm}^3\text{-air}/\text{cm}^3$ volume total).

3 TRANSFERT DES POLLUANTS GAZEUX SOL-BATIMENT

Il y a deux mécanismes majoritaires de transport qui déterminent la quantité de polluants gazeux qui entre dans un bâtiment :

(1) Convection, causée par le différentiel de pression à travers la structure de fondation entre les gaz du sol et l'air du bâtiment [Mäkeläinen *et al.*, 2001 ; Bradley *et al.*, 1991];

(2) Diffusion, causée par le gradient de concentration du polluant à travers les structures de fondation entre le sol et l'air intérieur [Renken and Rosenberg, 1995; Corey and Auvermann, 2003].

Cependant, la convection est le processus de transport majoritaire dans le bâtiment [Nazaroff *et al.*, 1985; Waitz *et al.*, 1996].

3.1 Transfert diffusif

3.1.1 Expression globale de la diffusion

Lorsque deux milieux ayant des concentrations en polluants différentes sont en présence, les polluants vont se déplacer de manière à tendre vers une concentration homogène des deux milieux. Ce phénomène est appelé « *diffusion moléculaire* » et il est décrit par la loi de Fick.

La loi de Fick :

Pour un gaz 'i' dont la concentration varie dans une direction Ox, la loi de Fick considère que le flux diffusif du gaz 'i' dans cette même direction est proportionnel au gradient de concentration du gaz 'i' :

$$\phi_x(i) = -D_x(i) \frac{\partial C(i)}{\partial x} \quad (1.3)$$

Où : $\phi_x(i)$ est la densité surfacique de flux du gaz 'i' dans la direction Ox ($\text{mol. m}^2/\text{s}$); $C(i)$ est la concentration du gaz 'i' (mol/m^3) ; x est une coordonnée dans l'espace (m) et $D_x(i)$ est le coefficient de diffusion moléculaire du gaz 'i' dans la direction Ox considérée (m^2/s).

3.1.2 Diffusion dans le sol

Plusieurs études traitent de la diffusion des polluants gazeux dans la zone insaturée du sol [Jury *et al.*, 1983; Silka, 1988; Wang *et al.*, 2003]. Idéalement, le calcul de la diffusion de la phase vapeur dans des systèmes gazeux à multiples composants est basé sur l'équation de Stéphane-Maxwell. Cette dernière permet de décrire la diffusion en faisant abstraction des parois des pores [Renault *et al.*, 1997; Wang *et al.*, 2003]. Toutefois, en pratique la loi de Fick apparaît être une approximation raisonnable sous une large gamme de conditions,

spécialement si les pressions partielles des composés organiques volatiles sont faibles comparées aux autres gaz dans la zone insaturée. La diffusion à travers les couches du sol peut être décrite par la seconde loi de *Fick* [Wang *et al.*, 2003]:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = \frac{D_{eff}}{\alpha} \frac{\partial^2 C}{\partial x^2} \quad (1.4)$$

Où : D_{eff} est le coefficient de diffusion effectif (cm^2/s) ; α est le facteur de capacité ; C est la concentration dans l'air du sol (mg/l), et x et t sont la distance (cm) et le temps en (s). α décrit la distribution du composé dans le système des trois phases : solides (sol), air, et l'eau :

$$\alpha = n_g + \frac{n_w}{H} + \frac{K_d \rho_s}{H} \quad (1.5)$$

Où : n_g , n_w sont les porosités du sol rempli d'eau et d'air (contenue volumétrique d'air et d'eau) et ρ_s est la densité sec du volume du sol (g/cm^3). Le rapport D_{eff}/α est connu comme le coefficient de diffusion apparente.

En milieux poreux, la diffusion ne peut pas se faire aussi efficacement car le composé doit suivre un chemin tortueux à travers le sol [Moldrup *et al.*, 2001]. Pour prendre en considération cela, le coefficient de diffusion effectif ' D_{eff} ' est déterminé expérimentalement à partir de la diffusion de la phase vapeur à l'état stationnaire dans les milieux poreux insaturés. Plusieurs relations empiriques ont été développées pour prédire ' D_{eff} ' sur la base du rapport entre la porosité du sol remplie d'air ' n_g ' et la porosité totale ' n ' [Penman, 1940; Millington, 1959; Moldrup *et al.*, 1997; Moldrup *et al.*, 2000; Wang *et al.*, 2003].

$$D_{eff} = \frac{D \varepsilon_t \delta}{\tau} \quad (1.6)$$

Avec : D est le coefficient de diffusion dans le gaz ou les liquides, ε_t est la porosité disponible pour le transfert, elle correspond à la porosité totale moins les pores qui ne sont pas accessibles et moins les pores aveugles où d'impasse (pores sans connexion avec le reste du système poreux). δ est la connectivité, c'est un paramètre adimensionnel qui décrit le processus de transfert dans les milieux poreux. Il dépend du rapport entre le diamètre des particules diffusantes et le diamètre des pores et sa valeur est toujours inférieure à 1. τ est la tortuosité, elle représente le caractère non rectiligne des trajectoires et elle est définie comme étant le rapport entre la longueur effective parcourue par le fluide et la longueur de l'échantillon.

3.1.3 Diffusion à l'interface sol-bâtiment

Le mécanisme de diffusion au niveau de l'interface sol-bâtiment est dépendant du milieu intermédiaire (béton, membrane...) qui sépare les deux régions [Renken and Rosenberg, 1996].

3.1.3.1 Béton

En France, le béton est un matériau de base pour la construction des bâtiments. La connaissance des caractéristiques de la diffusion des gaz à travers les bétons, permet d'estimer la contribution des polluants gazeux provenant du sol à la concentration totale intérieure de ces polluants. Dans le cas du radon, la quantité émise par le béton propre peut être négligée [Savovic and Djordjevich, 2008].

Il y a trois caractéristiques physiques du béton qui quantifient sa capacité à bloquer les flux des polluants gazeux du sol : la porosité, la perméabilité à l'air et le coefficient de diffusion. La porosité est définie comme le rapport entre le volume du vide (air) dans le béton et son volume ou le volume géométrique global. Une augmentation dans la porosité fournira plus d'espaces d'air à l'intérieur du béton pour le passage des polluants gazeux, par conséquent sa résistance au transfert des polluants gazeux est réduite. La perméabilité est reliée de près à la porosité, puisque une augmentation dans la porosité augmente la taille et le nombre d'espaces vides reliés, disponible pour le flux d'air. Quant au coefficient de diffusion du polluant gazeux par rapport au béton, il permet de quantifier la capacité de ce gaz à traverser le béton quand le gradient de concentration est la force motrice [Renken and Rosenberg, 1996]. Le coefficient de diffusion est souvent utilisé comme une indication pour la transportabilité du radon à travers les milieux poreux et également, comme un outil essentiel pour prédire quantitativement la concentration de radon dans les demeures [Cozmuta and van der Graaf, 2001]. Ce paramètre est relié, étroitement et proportionnellement à la porosité et la perméabilité à l'air des bétons [Renken and Rosenberg, 1996].

Les caractéristiques du béton citées ci-dessus dépendent, des granulats utilisés (plusieurs classes granulaires sont employées dans un béton: sable(0 / 4 mm), les gravillons (4 / 32 mm) et les graves (>32 mm)) [Mindeguia, 2009]); de la proportion eau/ ciment (0,29 – 0,49, selon le type de béton) et les conditions de séchage (température de séchage entre 50 et 105 °C [Picandet, 2001]) et de vieillissement [Cozmuta and van der Graaf, 2001; Daoud and Renken, 2001]. Par exemple, le coefficient de diffusion d'un béton âgé est deux fois plus grand que celui d'un béton nouvellement déversé [Cozmuta and van der Graaf, 2001].

Dans le béton, la diffusion des polluants gazeux utilise la loi de *Fick* et l'équation de diffusion sera:

$$J = -D \nabla C \quad (1.7)$$

Dans le cas du radon, il est nécessaire de prendre en considération le terme de la constante de décroissance, ainsi on obtient l'équation (1.8) [Daoud and Renken, 2001; Savovic and Djordjevich, 2008]:

$$D \nabla^2 C_{Rn} - \lambda_{Rn} C_{Rn} = \frac{\partial C_{Rn}}{\partial t} \quad (1.8)$$

Où : J est le flux de radon à travers le béton par unité de surface, D est le coefficient de diffusion, C_{Rn} est la concentration de radon par unité de volume d'air et λ_{Rn} est la constante de décroissance. Pour le radon. $\lambda_{Rn} = 2,1 \cdot 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ [Savovic and Djordjevic, 2008], cette constante décrit la désintégration radioactive du radon.

3.1.3.2 Membrane

L'une des méthodes passives d'atténuation qui s'est avérée efficace dans le cas du radon est l'application d'une membrane dans les nouvelles constructions, afin de se prémunir contre la pénétration des polluants gazeux du sol dans l'habitat [Daoud and Renken, 2001; Fernández *et al.*, 2004]. En plus de l'étude du coefficient de diffusion du radon, Fernández *et al.* (2004) ont également étudié le coefficient d'adsorption dans les membranes, ainsi qu'un nouveau paramètre appelé 'facteur de transmission'.

Afin d'assurer la qualité de protection d'un habitat contre la pénétration des polluants gazeux du sol, il est primordial de bien choisir le matériau constructif de la membrane. Ce dernier doit avoir une longue durée de vie, une haute résistance au vieillissement et également une résistance à la corrosion du sol [Jiranek and Hulka, 1999; Jiranek and Hulka, 2001]. Plusieurs types de membranes peuvent être utilisés. Parmi elles on peut citer : les membranes bitumeuses ; les membranes à base d'asphalte oxydé ; les membranes en plastique ; les membranes à base de bitume plastomère ou élastomère et les membranes à base de feuilles de PVC (PolyVinyle Chloride) ou PE (Polyéthylène) ou HDPE ou LDPE [Jiranek and Hulka, 1999]. Toutefois, il est approprié d'utiliser des membranes incluant du PVC ou PE ou alors des membranes à base de bitume plastomère ou élastomère [Jiranek and Hulka, 2001].

Les coefficients de diffusion du radon dans les membranes peuvent varier de huit ordres de grandeurs de $10^{-15} \text{ m}^2/\text{s}$ à $10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$ [Jiranek *et al.*, 2008; Jiranek and Svoboda, 2009]. Cette variation est due à des différences de densité des matériaux, à la composition chimique, la fabrication.... [Daoud and Renken, 2001; Jiranek *et al.*, 2008].

Tableau 1.1 : Coefficient de diffusion du radon en fonction du type de membrane utilisée

Type de membrane	Coefficient de diffusion (m^2/s)	Auteurs
Polyéthylène Naphthalate	4.1×10^{-14}	[Daoud and Renken, 2001]
Polyethylene Terephthalate Glycol	Entre 2.51×10^{-14} et 1.66×10^{-14}	[Daoud and Renken, 2001]
Membrane à base de feuille de HDPE	Entre 1×10^{-12} et 5×10^{-12}	[Jiranek and Hulka, 1999; Jiranek and Hulka, 2001]
Membrane à base de PVC, bitume plastomère et élastomère	Entre 5×10^{-12} et 10×10^{-12}	[Jiranek and Hulka, 1999; Jiranek and Hulka, 2001]
Membrane à base d'asphalte	Entre 1×10^{-11} et 2.5×10^{-11}	[Jiranek and Hulka, 1999; Jiranek and Hulka, 2001]

La distribution du radon dans la membrane est décrite par une équation différentielle de diffusion à une dimension. Cette dernière est la même que celle présentée dans le cas du béton (voir l'équation (1.8)) [Jiranek and Fronka, 2008; Jiranek *et al.*, 2008; Chen *et al.*, 2009; Jiranek and Svoboda, 2009].

L'épaisseur minimum d'une membrane résistant au radon peut être dérivée du fait que la membrane doit minimiser le taux de radon fourni J_s (Bq/h) du sol vers l'intérieur. Sous des conditions d'état stationnaire, la valeur maximum pour J_s peut être calculée à partir de l'équation (1.9) en s'assurant que la concentration intérieure du radon sera en dessous de la valeur limite C_{lim} [Jiranek and Hulka, 1999; Jiranek and Hulka, 2001]:

$$J_s \leq C_{lim} \cdot V_a \cdot n_a \quad (1.9)$$

Où : V_a est le volume d'air (m^3) et n_a est le taux d'échange d'air (h^{-1}).

Sous la condition que les joints entre les plaques soient hermétiques et que toutes les entrées de pénétration à travers la membrane soient parfaitement scellées, nous pouvons considérer le transport convectif du radon comme étant négligeable. Donc, il est possible de considérer que le taux de radon apporté dans l'environnement intérieur est dû uniquement à la diffusion à travers la membrane. Basé sur cette simplification, le plus grand taux d'exhalation de radon acceptable de la membrane ' E_{lim} ', peut être déduit de l'équation (1.9), on remplaçant C_{lim} par $C_{dif} = 10\% C_{lim}$. La valeur de C_{dif} signifie que l'importance de la diffusion a été réduite de 10% et les 90% restant de C_{lim} sont réservés pour la convection qui se produit accidentellement. Le plus grand taux d'exhalation du radon acceptable peut être calculé pour chaque maison à partir de l'équation (1.10) [Jiranek and Hulka, 1999; Jiranek and Hulka, 2001]:

$$E_{lim} = \frac{C_{dif} \cdot V_a \cdot n_a}{A_f + A_w} \quad (Bq / m^2 h) \quad (1.10)$$

Où : A_f et A_w sont les surfaces de l'étage et des murs du sous-sol en contact direct avec le sol (m^2) et C_{dif} est 10% de la plus grande concentration acceptable dans l'environnement intérieur.

En se basant sur la condition que le taux d'exhalation du radon ' E ' d'une membrane réelle dans une maison réelle doit être inférieur ou égal au plus grand taux d'exhalation de radon acceptable ' E_{lim} ', alors :

$$E = \alpha_1 \cdot l_d \cdot \lambda_{Rn} \cdot C_{Rn} \frac{1}{\sinh(d_m / l_d)} \quad (Bq / m^2 h) \quad (1.11)$$

Où : C_{Rn} est la concentration de radon dans le sol (Bq/m^3) ; d_m est l'épaisseur de la membrane résistant au radon (m) ; l_d est la longueur de diffusion du radon dans la membrane : $l_d = (D / \lambda_{Rn})^{1/2}$ (m) et α_1 est le facteur de sécurité, qui doit éliminer les inexactitudes qui se produisent durant les mesures de concentrations du gaz de radon du sol. Les valeurs de α_1 ont été estimées selon la perméabilité du sol (pour des sols fortement

perméable $\alpha_1 = 10$, pour des sols avec une perméabilité moyenne $\alpha_1 = 4.3$ et pour des sols à faible perméabilité $\alpha_1 = 3$) [Jiranek and Hulka, 1999; Jiranek and Hulka, 2001].

Sur l'hypothèse que la membrane soit homogène, son épaisseur minimum peut être calculée à partir de l'équation (1.11), après le remplacement de ' E ' par ' E_{lim} ' [Jiranek and Hulka, 1999; Jiranek and Hulka, 2001]:

$$d \geq l_d \cdot \arcsin h \frac{\alpha_1 \cdot l_d \cdot \lambda_{Rn} \cdot C_{Rn}}{E_{lim}} \quad (m) \quad (1.12)$$

3.2 Transfert convectif

3.2.1 Expression globale de la convection

Le transport convectif est un processus important pour le mouvement des polluants gazeux que ce soit dans la zone insaturée du sol ou dans le bâtiment.

L'équation appropriée pour décrire ce transport peut être dérivée de l'équation de Navier-Stokes en faisant des hypothèses simplificatrices sur la nature du flux. En particulier, pour la percolation à travers le sol, il est supposé que les forces inertielles sont plus petites que les forces visqueuses. Ainsi, l'équation de *Darcy* pour les flux à travers les milieux poreux est décrite comme suit [Wilkinson and Dimbylow, 1985]:

$$v = - \frac{k}{\mu} \nabla p \quad (1.13)$$

Où : v est la vitesse de l'écoulement (m/s), k est la perméabilité du milieu poreux (m^2), μ est la viscosité dynamique du fluide (Pa.s) et ∇p est le gradient de pression (Pa).

3.2.2 Convection dans le sol

Le mouvement convectif des polluants gazeux dans le sol peut être causé par deux types de gradients, celui de la température et celui de la pression. Le gradient de température peut être dû au réchauffement saisonnier ou diurne des sols peu profond. Par contre, le gradient de pression peut être causé par les parties humidifiantes des ressources d'eau souterraines qui piègent et compriment les vapeurs du sol [ASTM, 1998 ; Silka, 1988]. Le transfert des polluants gazeux dans les sols peut se faire dans les pores libres à l'air ou à travers la phase aqueuse du sol. En combinant la loi de *Darcy* et l'équation de continuité et en considérant l'air du sol comme un gaz idéal incompressible, l'équation qui décrit la propagation de la fluctuation de pression à travers un milieu poreux homogène est [Robinson, 1996]:

$$\frac{\partial p}{\partial t} = \frac{k}{\varepsilon \mu} \nabla(p \nabla p) \quad (1.14)$$

Où : p est la perturbation de la pression du gaz du sol (Pa) et ε est la porosité remplie d'air.

Toutefois, selon le type et la perméabilité du sol rencontrée, la loi décrivant l'écoulement de l'air dans le sol peut être décrite différemment. Lorsque, les vitesses d'écoulement de l'air dans le sol sont inférieures à 0,1 m/s, alors, le flux à travers les milieux poreux est généralement bien décrit par la loi linéaire de *Darcy*. Cependant, dès que le sol est très perméable. Les vitesses d'écoulement sont plus hautes et donc, la loi de *Darcy* n'est plus correcte pour décrire l'écoulement de l'air dans le sol. Afin de décrire la nature non linéaire de l'écoulement du gaz dans le sol, des études antérieures [Hannoura and Barends, 1981; Bonnefous, 1992; Cripps, 1998] ont déterminées expérimentalement des lois d'écoulements. Parmi elles, la plus utilisée est la loi de *Darcy-Forcheimer*:

$$\nabla P = -\frac{\mu}{k} \cdot v (1 + c|v|) \quad (1.15)$$

Où : v est la vitesse d'écoulement (m/s), ∇P est le gradient de pression (Pa/m), et c est le coefficient de Forcheimer déterminé expérimentalement (s/m). La vitesse d'écoulement peut également être exprimée comme suit : $v = Q/A$; où : Q est le débit (m³/s) et A est la surface de l'écoulement (m²).

La constante de Forcheimer " c " est un paramètre qui décrit la matière avec la perméabilité. Les expériences faites aux Etats Unis [Bonnefous, 1992] et le *BRE (British Research Establishment)* suggèrent que les valeurs autour de 10 s/m sont typiques. Cela suggère que pour une matière avec cette valeur de " c " et une vitesse d'écoulement au dessus de 0,01m/s, on s'attendrait à ce que l'écoulement de non-Darcy ait une influence et au dessus de 0,1 m/s, ce type d'écoulement commencera à dominer [Cripps, 1998].

3.2.3 Convection à l'interface sol-bâtiment

Le moteur de la convection est la différence de pression qui existe entre le sol et l'intérieur de l'habitation, qui entraine un mouvement d'air depuis le sol vers le bâtiment. Les polluants gazeux dans l'air du sol, sont alors aspirés dans le bâtiment et y séjourneront en fonction du niveau de renouvellement d'air de ce dernier [Collignan and Millet 1999; Arvela, 2001].

Le flux d'air lié à la dépression existe quand la pression de l'air contenu dans la porosité du sol est plus grande que la pression de l'air à l'intérieur de la maison. Le gradient de pression cause des flux d'air et donc de polluants du sol vers l'air intérieur *via*, les pores, les trous et les fissures [DOH, 2006; Patterson and Davis, 2009]. Cette différence de pression entre le bâtiment et son environnement est directement liée au tirage thermique, qui lui-même est dû à la différence de température entre l'intérieur et l'extérieur de la maison. Cette différence étant plus marquée en hiver, cela entraine un flux de dépression plus important en cette saison. Par contre, le flux de dépression est plus faible au printemps et quasiment inexistant en été, surtout lors des ouvertures des portes et des fenêtres, car la différence de pression a tendance à s'effondrer [Ferguson *et al.*, 1995].

La vitesse de l'air V_s conduite à travers les milieux poreux par un gradient de pression ∇P est déterminé par la loi de Darcy [Ferguson *et al.*, 1995; DOH, 2006]:

$$V_s = -\frac{k}{\mu} \nabla P \quad (1.16)$$

k est la perméabilité à l'air du plancher (m^2), c'est un paramètre complexe et mal connu, il est fonction de la porosité du plancher et de la distribution des fissures, trous et des joints mur-plancher, ainsi que d'autres imperfections [Krylov and Ferguson, 1997].

La valeur moyenne du gradient de pression peut être estimée en utilisant une formule simple [Krylov and Ferguson, 1997]:

$$\nabla P = (P_2 - P_1) / d \quad (1.17)$$

Où P_1 est la pression du gaz du sol (prise comme étant égale à la pression atmosphérique), P_2 est la pression d'air à l'intérieur de la maison, et d est la longueur moyenne du parcours de la molécule gazeuse qui contribue au flux contaminant entre les compartiments de pressions P_1 et P_2 . La longueur caractéristique du parcours est déterminée par la profondeur des fondations, l'épaisseur du plancher et la localisation des trous et des fissures.

Pour conclure, le processus de transport des polluants gazeux du sol vers les bâtiments est une combinaison de la diffusion et de la convection. Cependant la convection est le processus de transport majoritaire dans le bâtiment [Nazaroff *et al.*, 1985; Waitz *et al.*, 1996].

3.3 Modélisation des phénomènes

Dans les sites et les sols (ou les nappes phréatiques) contenant des produits chimiques, il y a une possibilité pour que ces gaz migrent vers les bâtiments et autres espaces clos. Dans des cas extrêmes, ces gaz peuvent s'accumuler à des concentrations qui poseraient des dangers de sécurité ou de santé (ex : explosions ou effets de santé aigus ou chroniques) ; ou des problèmes de confort (les odeurs) [Johnson, 2002]. Il existe dans la littérature des modèles analytiques [Johnson and Ettinger, 1991; Waitz *et al.*, 1996] traitant de la problématique de l'entrée des polluants gazeux du sol vers les milieux intérieurs, une description détaillée de ces modèles est présentée ci-dessous.

3.3.1 Modèle de Johnson et Ettinger (1991)

Johnson et Ettinger (1991) ont développé un modèle de calcul analytique pour estimer l'intrusion de vapeurs contaminantes venant du sol vers les milieux intérieurs. Ils se sont basés sur les observations et les résultats des travaux antérieurs [Nazaroff, 1988a; Nazaroff, 1988b; Nazaroff and Sextro, 1989] afin de formuler un modèle analytique qui permette de prédire un taux d'intrusion avec un moindre niveau de complexité. Les travaux de Nazaroff (1988) consistent à définir une approche semi-analytique pour prédire la concentration de

radon intérieur issue d'un transport convectif dominant, tandis que, *Nazaroff & Sextro (1989)* ont décrit en plus une technique basée sur des mesures in-situ sur un site spécifique.

Le modèle de *Johnson & Ettinger (1991)* peut avoir plusieurs applications, entre autre, l'identification des sites où les niveaux d'exposition des contaminants à travers des voies d'inhalation de vapeur peuvent causer des effets de santé nuisibles [Johnson and Ettinger, 1991; Johnson, 2002].

3.3.1.1 Description du modèle de Johnson & Ettinger (1991) au niveau du sol

Pour le développement du modèle de *Johnson & Ettinger (1991)*, il a été nécessaire d'identifier les phénomènes qui gouvernent le transport des gaz de la source vers les milieux intérieurs. L'équation de base considérée dans ce modèle, est une équation de transport de masse de type convection-diffusion intégrant l'ensemble des phases (eau, air, adsorbée) et établie pour chaque substance.

$$\frac{\partial \sum_i \varepsilon_i C_i}{\partial t} + \sum_i u_i \cdot \nabla C_i = \sum_i \nabla \cdot D_i^{eff} \nabla C_i + \sum_i R_i \quad (1.18)$$

Où : i est un indice qui spécifie la phase (ex : v = vapeur) ; t est le temps (s) ; ε_i est la fraction du volume de la phase i (volume de la phase i /volume du sol, adimensionnel) ; C_i est la concentration du contaminant dans la phase i (masse/ volume de la phase i , g/cm^3) ; u_i est le vecteur de vitesse de Darcy associé avec la phase i (cm/s), D_i^{eff} est le coefficient de diffusion effective du milieu poreux du contaminant dans la phase i ($\text{g}/\text{cm}^3 \cdot \text{s}$) et R_i est le taux de formation du contaminant dans la phase i ($\text{g}/\text{cm}^3 \cdot \text{s}$).

Plusieurs hypothèses ont été formulées, afin de simplifier cette équation [USEPA, 2002; USEPA, 2003]:

- Le sol est supposé homogène et isotrope dans la direction horizontale pour toutes ses propriétés et en particulier pour sa porosité et son coefficient de diffusion. Toutefois, ces deux derniers peuvent varier selon un axe vertical. Donc, le modèle peut prendre en considération la superposition de plusieurs couches homogènes de sol;
- Les concentrations en gaz du sol sont considérées comme suffisamment faibles pour qu'une phase organique n'existe pas dans la porosité du sol. Dans des contextes de présence de phase organique, les équations de *Johnson & Ettinger* ne peuvent s'appliquer telles quelles;
- Le transfert de substances volatiles est considéré comme stationnaire, ce qui signifie que la source de substances est considérée comme infinie;
- Les transformations chimiques ou biologiques sont supposées non significatives et ne sont donc pas prises en compte;
- Les conditions d'équilibre sont supposées réunies;

- La diffusion de la phase vapeur est le mécanisme dominant pour le transfert des vapeurs polluantes de la source vers la zone insaturée du sol (i.e. dans la zone saturée du sol). Cette hypothèse implique la négligence de la pression atmosphérique;
- Les coefficients de diffusion effectifs, dans l'air ou dans l'eau du sol, sont déterminés suivant le modèle de *Millington & Quirk (1961)*;
- Le transport convectif est significatif seulement dans la phase vapeur du sol, et y est décrit par la loi de *Darcy*. Cette hypothèse permet d'appliquer la proportionnalité entre la vitesse massique de la phase gazeuse et le gradient de pression. *Jonhson & Ettinger (1991)* introduisent une « zone d'influence de la convection » à 'proximité' des fondations du bâtiment, de sorte que la diffusion soit le mécanisme principal de transport des composés volatils depuis la source de polluant jusqu'à une 'région proche des fondations';
- Le transport est supposé unidimensionnel, i.e. la source est directement sous le bâtiment, la stratigraphie n'a pas d'influence sur la direction du flux.

En prenant en compte toutes ces hypothèses, le transport diffusif des substances volatiles de la source aux régions proches des fondations est décrit par la première loi de *Fick*:

$$E_1 = A_B (C_{source} - C_{sol}) D_T^{eff} / L_T \quad (1.19)$$

Où : E_1 est le taux de transport de la masse à travers la structure (g/s) ; A_B est la surface à travers laquelle les substances volatiles passent (cm²) ; C_{source} est la concentration des substances volatiles au niveau de la source contaminée (g/cm³) ; C_{sol} est la concentration des substances volatiles dans les régions proches des fondations (g/cm³) ; L_T est la distance entre la source contaminée et la fondation (cm), et D_T^{eff} est le coefficient effectif de diffusion global des milieux poreux basé sur les concentrations de la phase vapeur pour les régions entre la source et les fondations (cm²/s).

La surface disponible pour la diffusion A_B correspond à la surface du plancher à laquelle s'ajoute éventuellement la surface des murs enterrés des fondations.

En général, les sols insaturés peuvent être composés de plusieurs types de sol. L'utilisation d'un coefficient de diffusion global permet de tenir compte de la superposition des sols de différentes propriétés:

$$L_T / D_T^{eff} = \sum_{j=1}^n \frac{L_j}{D_j^{eff}} \quad (1.20)$$

Où : n est le nombre de couche de sol aux propriétés différentes ; j est la couche du sol considérée ; L_j est l'épaisseur de la couche j du sol et D_j^{eff} est le coefficient de diffusion global de la couche j du sol.

3.3.1.2 Description du modèle de Johnson & Ettinger (1991) au niveau de l'interface sol-bâtiment

Le modèle de Johnson & Ettinger (1991) permet de calculer la concentration dans l'air intérieur d'une pièce située juste au-dessus d'un dallage constituant l'interface entre le sol et le bâtiment. Il peut s'agir d'un dallage sur terre plein où alors d'une cave. Par contre, le modèle n'est pas directement adapté pour un vide sanitaire.

Le transfert des substances volatiles des '*régions proches des fondations*' jusqu'au milieu intérieur est défini par la combinaison des deux phénomènes : diffusion et convection. La définition '*des régions proches des fondations*' n'étant pas bien clair dans l'article [Johnson and Ettinger, 1991], le couplage des deux mécanismes de transfert est pris en considération uniquement à travers les fondations du bâtiment. Dans les équations proposées, la longueur considérée pour le transport couplé convection et diffusion correspond ainsi à la longueur des fissures des fondations ' L_{fiss} '.

Les hypothèses émises par les auteurs [Johnson and Ettinger, 1991; USEPA, 2002; USEPA, 2003], concernant le transfert de polluants gazeux au niveau de l'interface sol-bâtiment sont:

- Les substances volatiles sont supposées entrer à l'intérieur du bâtiment, principalement par les fissures et les ouvertures dans les parties enterrées;
- Le flux convectif est supposé uniforme dans '*les régions proches des fondations*'. Cette hypothèse permet aux auteurs de considérer la convection uniquement à travers une couche de sol homogène, en termes d'épaisseur et de perméabilité à l'air;
- Toutes les substances volatiles provenant directement d'en dessous des fondations sont supposées pénétrer à travers ces fondations. Cette hypothèse revient à considérer que les substances volatiles présentes dans le sol ne peuvent pas migrer autour du bâtiment vers la surface du sol.

En première approximation Johnson & Ettinger (1991) utilisent la solution stationnaire (selon l'axe vertical) de l'équation (dans le sol), appliquée au transfert d'une substance volatile à travers un milieu poreux fissuré avec une vitesse de convection uniforme et constante pour évaluer le taux d'intrusion total de la substance volatile dans le bâtiment :

$$E = Q_{sol} C_{sol} - \frac{Q_{sol} (C_{sol} - C_{bât})}{[1 - \exp(-Q_{sol} L_{fiss} / D^{fiss} A_{fiss})]} \quad (1.21)$$

Où : E est le taux d'entrée du contaminant dans le bâtiment (g/s) ; Q_{sol} est la taux du flux volumétrique des gaz du sol dans le bâtiment (cm³/s) ; D^{fiss} est le coefficient effectif de

diffusion à travers les fissures (cm^2/s), L_{fiss} est l'épaisseur de la fondation (cm) ; $C_{bât}$ est la concentration des vapeurs polluantes dans le bâtiment (g/cm^3) ; A_{fiss} est la surface des fissures/ouverture à travers lesquelles les contaminants entrent dans le bâtiment (cm^2).

L'hypothèse d'état stationnaire permet de considérer que $E1 = E$, ce qui permet d'aboutir à :

$$E = \frac{\frac{D_T^{eff} A_B C_{source}}{L_T} \left[\exp\left(\frac{Q_{sol} L_{fiss}}{D^{fiss} A_{fiss}}\right) - \frac{C_{bât}}{C_{source}} \right]}{\frac{D_T^{eff} A_B}{Q_{sol} L_T} \left[\exp\left(\frac{Q_{sol} L_{fiss}}{D^{fiss} A_{fiss}}\right) - 1 \right] + \exp\left(\frac{Q_{sol} L_{fiss}}{D^{fiss} A_{fiss}}\right)} \quad (1.22)$$

Les flux volumiques d'air du sol entrant dans le bâtiment (Q_{sol}) sont calculés d'après le modèle de *Nazaroff* [Nazaroff, 1988b; Nazaroff, 1992]. Ce modèle a été développé dans le cadre du transfert de radon du sol vers l'habitat, pour un style particulier de maison qu'on retrouve plus communément en Amérique du nord. Ces maisons ont la particularité de contenir des chemins préférentiels pour l'entrée de radon dans la maison. Ces chemins peuvent être des joints entre le plancher et le mur ou alors, un système de drain le long du périmètre relié à un puisard. Dans ce modèle, l'ensemble de ces cheminements sont représentés sous la forme d'un cylindre enfoui dans le sol avec un axe horizontal. La profondeur de ce cylindre ' z_{fiss} ' est prise égale à la profondeur de la base des fondations, la longueur du cylindre ' x_{fiss} ' est égale au périmètre du plancher, tandis que le rayon du cylindre ' r_{fiss} ' est proportionnel à la surface représentée par la fissure. La schématisation de ce modèle est montrée dans la Figure 1.3.

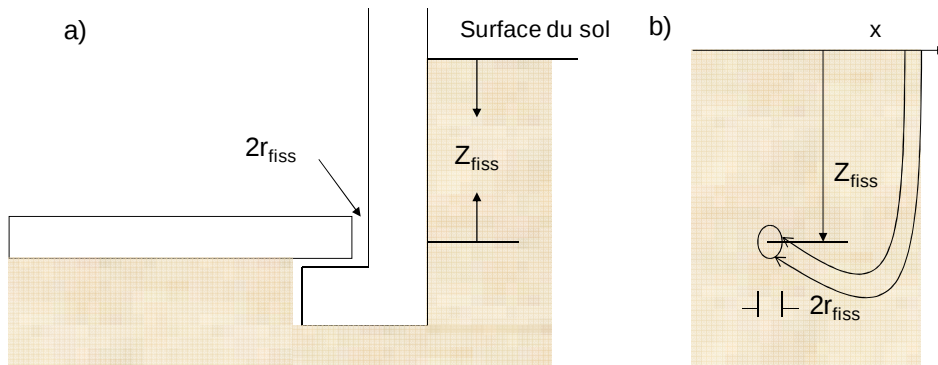


Figure 1.3: Entrée d'air du sol vers le soubassement a) joint plancher-mur ; b) cylindre avec un axe horizontal, isolé et enfoui dans le sol. Ce dernier, fait l'analogie avec les défauts d'étanchéité [Nazaroff, 1988b].

Nazaroff (1988) définit le flux volumique du sol vers le bâtiment de la façon suivante :

$$Q_{sol} = \frac{2\pi k_v \Delta P X_{fiss}}{\mu \ln\left(\frac{2z_{fiss}}{r_{fiss}}\right)} \quad r_{fiss}/z_{fiss} \ll 1 \quad (1.23)$$

$r_{fiss} = \frac{\eta A_B}{X_{fiss}}$ Et $\eta = A_{crack}/A_B$ et il s'agit du rapport entre les surfaces ouvertes pour l'intrusion de vapeur et la surface de l'espace clos.

Ce calcul est basé sur les hypothèses suivantes:

- Il est supposé que le transfert d'air près des fondations se produit uniquement par convection et qu'au niveau du soubassement, il n'existe qu'une seule entrée qui domine (fissure de retrait) ;
- L'air est distribué de façon uniforme autour du plancher ;
- Le sol est supposé s'étendre dans les deux directions, horizontale et verticale à partir de la surface du sol ;
- Le sol est supposé être homogène tout en respectant ses caractéristiques : perméabilité, porosité, température ;
- L'influence potentielle de l'humidité du sol sur le transfert est négligeable ;
- La pression à la surface du sol est supposée être constante et uniforme, et la cavité cylindrique a la plus faible pression dynamique, qui est donc constante et uniforme ;
- La différence de pression dynamique entre la surface et la cavité est beaucoup plus petite que la pression atmosphérique, pour que les effets de compressibilité puissent être négligés.

3.3.1.3 Analyse du modèle de Johnson et Ettinger (1991)

Le modèle de *Johnson et Ettinger (1991)*, permet de décrire le transfert des polluants gazeux de la source (sol, nappe phréatique) jusqu'au milieu intérieur. Deux principales équations découlent de cette description. La première équation décrit le flux d'air volumique à travers la zone saturée du sol. Cette dernière prend en considération uniquement la diffusion étant donné qu'il s'agit du mécanisme dominant dans cette zone. Quant à la seconde équation, elle décrit le transfert des gaz au niveau des fondations d'un bâtiment. Contrairement à la première équation, celle-ci prend en compte les deux mécanismes, diffusion et convection. Ce modèle a l'avantage de permettre l'identification des sites où les niveaux d'exposition peuvent causer des effets nuisibles sur la santé des habitants. Par ailleurs, ce modèle a été utilisé par plusieurs auteurs et pour plusieurs études [USEPA, 2002; USEPA, 2003; Hers *et al.*, 2002; Tillman and Weaver, 2006].

Néanmoins, dans certains cas de figure, ce modèle présente l'inconvénient de surestimer ou de sous-estimer le débit d'air entrant dans le bâtiment. Cette mauvaise appréhension du

débit d'air allant du sol vers le bâtiment est due aux différentes hypothèses citées plus haut. Entre autre, le fait de ne pas prendre en compte les transformations chimiques et biologiques, est une simplification importante. Cependant, l'ampleur de ces transformations reste difficile à évaluer et encore plus à introduire de façon quantifiée dans un modèle. D'une part, le fait de négliger la décroissance des gaz du sol entraîne une surestimation de la concentration initiale de ces gaz dans le sol et donc une surestimation de la concentration finale dans le bâtiment. D'autre part, cette hypothèse mène également à négliger la formation de sous-produits de dégradation qui seraient plus volatils et/ou plus toxiques. *Johnson & Ettinger (1991)* ont également fait l'hypothèse d'une source de pollution infinie. Cette hypothèse peut entraîner une légère surestimation de la quantité de polluants gazeux entrant dans le bâtiment, lorsque le transfert de ces derniers se fait sur une longue période. Toutefois, pour des expositions à court terme, cette hypothèse reste réaliste. Ils ont également considéré dans leur modèle que les gaz du sol provenant directement d'en dessous des fondations, sont supposées pénétrer à travers ces fondations. Cette hypothèse peut mener à une surestimation de la concentration des polluants gazeux du sol dans l'air intérieur du bâtiment. D'autre part, il est également considéré que les gaz du sol qui ne sont pas situés au droit du bâtiment ne pourront pas y pénétrer. Dans ce cas, cette hypothèse est susceptible de sous-estimer le taux d'intrusion des gaz du sol. De plus, *Johnson & Ettinger (1991)* ont introduit dans leur modèle la notion de « zone d'influence de la convection », mais ils n'en proposent aucune évaluation. Dans les équations proposées par *Johnson & Ettinger*, il apparaît en fait que la convection est prise en compte, en couplage avec la diffusion, uniquement pour le transfert au travers des fondations. Donc, le transfert est considéré purement diffusif entre la source des polluants gazeux du sol et les bords extérieurs des fondations. Ainsi, aucune « zone d'influence de la convection », au-delà des fondations, n'est réellement considérée par *Johnson & Ettinger (1991)*. Pour finir, le modèle de *Johnson & Ettinger (1991)* calcule le débit d'air volumique allant du sol vers le bâtiment en se basant sur la loi décrite par *Nazaroff (1988 ; voir équation (1.23))*. Cette dernière prend en compte uniquement l'air qui passe par la fissure de retrait en négligeant les débits d'air passant par les microfissures de la dalle. De ce fait, le débit d'air entrant dans le bâtiment peut être sous-estimé.

3.3.2 Modèle de VOLASOIL (1996)

Le modèle *VOLASOIL* [Waitz *et al.*, 1996; Van Wijnen and Lijzen, 2006] a été développé par *Waitz et al. (1996)*. Il s'agit en fait d'une suite du modèle de *CSOIL* [Van den Berg, 1994]. Contrairement au modèle *CSOIL*, le modèle de *VOLASOIL* prend en compte le terme convectif. Il permet d'utiliser plusieurs scénarios de contamination et outre le sol comme source de contamination, la nappe phréatique a été incorporée dans le modèle de *VOLASOIL*.

De même que le modèle de *Johnson & Ettinger (1991)*, *VOLASOIL* considère également un flux diffusif dans la zone insaturée du sol. Par contre, à la différence de *Jonhson & Ettinger*

(1991), le modèle de *VOLASOIL* prend en considération les constructions sur vide sanitaire et donc un flux convectif entre la zone insaturée du sol et le vide sanitaire qui est dû à une différence de pression entre ces deux milieux. Par la suite, d'autres auteurs [Bakker *et al.*, 2008] ont étendu ce modèle à d'autres typologies, telles que, le soubassement et le dallage indépendant sur terre-plein. Le modèle de *VOLASOIL* a été adapté pour effectuer l'évaluation des risques sur des sites spécifiques.

Le modèle de *VOLASOIL* est basé sur le transfert stationnaire. Ses principales limitations et hypothèses sont :

- Pas de dégradation (biologique) ;
- Existence d'une source de contaminant inépuisable à une certaine profondeur dans le sol ;
- Un sol homogène ;
- Pas de sorption (pas d'équilibre) de composés volatils dans la zone capillaire du sol;
- Pas de transport latéral ou de lessivage.

3.3.2.1 Description du modèle de *VOLASOIL* au niveau du sol

Dans le modèle *VOLASOIL*, la description du transfert de polluants gazeux dans le sol intègre également leurs entrées dans le vide sanitaire. L'expression du flux de contaminant total du sol vers le vide sanitaire est la somme des deux flux, convectif et diffusif. Les deux phénomènes sont étroitement liés et s'influencent l'un l'autre. La diffusion et la convection des polluants gazeux dans les sols, ne peuvent pas être considérées comme deux routes parallèles. L'équation décrivant le transfert dans une colonne de sol insaturé est décrite comme suit [Jury *et al.*, 1983; Jury *et al.*, 1990]

$$J_{Tot} = F_{conv} \times C_{as} - D_{as} \times \frac{dC_{as}}{dz} \quad (1.24)$$

Où : J_{Tot} est le flux d'émission de polluant gazeux dans la zone insaturée du sol ($g/(m^2.h)$) ; F_{conv} est le flux d'air convectif allant du sol vers le vide sanitaire, lié à la convection (m/h) ; C_{as} est la concentration en polluant gazeux dans l'air du sol (g/m^3) et D_{as} est le coefficient de diffusion effectif dans l'air du sol (m^2/h).

En supposant un transfert stationnaire, l'intégration de l'équation (1.24) donne une expression de transport total du sol vers le vide sanitaire qui s'écrit comme suit [Waitz *et al.*, 1996; Bakker *et al.*, 2008]:

$$J_{Tot} = \frac{-F_{conv} \cdot \left(C_{as} - C_0 \times \exp\left(\frac{-F_{conv} L_s}{D_{as}}\right) \right)}{\exp\left(\frac{-F_{conv} L_s}{D_{as}}\right) - 1} \quad (1.25)$$

Où : C_0 est la concentration de l'air à la surface et L_s est la longueur de la colonne du sol.

Si la concentration dans l'air à la surface est faible par rapport à celle de la source sous-jacente, on fait l'hypothèse que $C_0 = 0$, ainsi l'équation (1.25) devient :

$$J_{Tot} = \frac{-F_{conv} \cdot C_{as}}{\exp\left(\frac{-F_{conv}}{D_{as}} L_s\right) - 1} \quad (1.26)$$

3.3.2.2 Description du modèle de VOLASOIL au niveau de l'interface vide sanitaire-milieu intérieur

Le flux convectif allant du vide sanitaire vers un milieu intérieur à travers un plancher, dû à une différence de pression entre le vide sanitaire et le milieu intérieur, peut être calculé par la loi de *Darcy* :

$$F_{vi} = K_p \frac{\Delta P_{iv}}{L_p} \quad (1.27)$$

Où : F_{vi} représente le flux d'air du vide sanitaire vers l'espace intérieur à travers l'étage ($m^3/(m^2 \cdot h)$) ; K_p est la conductivité à l'air du plancher ($m^2/(Pa \cdot h)$) ; ΔP_{iv} est la différence de pression entre l'espace intérieur et le vide sanitaire (Pa) ; L_p est l'épaisseur du plancher (m).

Le modèle *VOLASOIL* représente le flux convectif à travers le plancher (du vide sanitaire vers l'air intérieur) comme étant un flux d'air à travers des tubes cylindriques de rayon uniforme ; ces tubes représenteraient les ouvertures et les trous retrouvés dans le plancher. En combinant la loi de *Poiseuille* pour un flux laminaire à travers des tubes cylindrique et la loi de *Darcy*, cela permet de déduire la conductivité à l'air du plancher [Waitz *et al.*, 1996; Bakker *et al.*, 2008]:

$$K_p = \frac{\varepsilon}{\tau^2} \frac{r^2}{8\mu} \quad (1.28)$$

Où : ε est la porosité à l'air du plancher (m^3/m^3) ; τ est la tortuosité (m/m) ; r est le rayon moyen du tube et μ est la viscosité dynamique de l'air (Pa/h).

En supposant que la tortuosité est égale à 1 pour un plancher et que la porosité peut être exprimée comme une fraction de plancher occupée par des ouvertures (f_{op}), on obtient :

$$K_p = \frac{f_{op}^{\acute{e}}}{n\pi \cdot 8\mu}; \text{ sachant que: } r = \sqrt{\frac{f_{op}}{n\pi}}$$

Où : f_{op} fraction d'ouverture dans le plancher et n est le nombre d'ouvertures par surface de plancher (m^{-2}).

3.3.2.3 Analyse du modèle VOLASOIL

De la même façon que le modèle de *Johnson & Ettinger (1991)*, le modèle *VOLASOIL* permet d'évaluer les risques de contamination venant de sites spécifiques. Ce dernier, prend

en compte les deux mécanismes de transfert : diffusion et convection. Ce modèle présente l'avantage d'être un modèle simple et direct, avec des résultats faciles à expliquer. Il permet également de modéliser des situations adaptées à son champ d'application de façon simple et appropriée.

Toutefois, avant les travaux de *Bakker et al. (2008)*, le modèle *VOLASOIL* présentait une très grande contrainte, celle de n'être applicable que pour un seul type d'interface sol-bâtiment : vide sanitaire. Ceci limite énormément le choix constructif, sachant que, dans plusieurs pays ce n'est pas la typologie la plus adaptée. L'autre aspect du modèle qui peut être perçu comme pouvant être une contrainte, est le fait que *VOLASOIL* soit développé sur une approche privilégiant uniquement le transfert à travers les fissures de vieillissement, tout en négligeant les transferts d'air à travers les fissures périphériques (cas du dallage indépendant sur terre-plein, par exemple).

De plus le modèle *VOLASOIL* est basé sur des hypothèses semblables à celles proposées par *Johnson & Ettinger*, telles que : sol homogène, pas de dégradation chimique et biologique, source infinie.... Comme cela a été vu auparavant certaines de ces hypothèses peuvent entraîner une surestimation ou une sous-estimation des flux d'air entrant dans le bâtiment.

Pour finir, l'un des inconvénients de ce modèle est la prise en compte de la convection sur toute la distance entre la source de contamination et le bâtiment. Etant donné que la convection engendrée par le bâtiment ne peut se faire sentir au-delà d'une certaine profondeur, alors, l'introduction de ce terme lors du calcul du flux d'air au niveau de la source entraîne une mauvaise estimation de ce dernier.

3.3.3 Synthèse des modèles existants

Il existe dans la littérature des outils d'évaluation des risques liés à l'entrée des polluants gazeux du sol dans les environnements intérieurs. En France, le modèle de *Johnson & Ettinger (1991)* et celui de *VOLASOIL (1996)* sont les plus reconnus et les plus utilisés.

Toutefois, comme cela a été démontré dans les paragraphes (3.3.1.3) et (3.3.2.3), ces deux modèles ont un certains nombres d'avantages : l'évaluation des débits d'air allant du sol vers les bâtiments, l'identification des sites contaminés, la simplicité et la facilité de la modélisation pour un certain champ d'application... Mais, en parallèle ces modèles comportent également de fortes incertitudes quant à l'estimation de l'impact de ces polluants sur la qualité d'air intérieur.

Au vu de ces incertitudes et des paramètres dont la définition reste peu claire, ces deux modèles n'ont pas été utilisés dans les travaux de cette thèse pour quantifier les débits d'air convectifs allant du sol vers les bâtiments. Toutefois, pour avoir une meilleure appréciation des risques et une gestion optimale de la situation, la quantification des débits d'air convectifs venant du sol vers les bâtiments au niveau de l'interface est l'un des paramètres les plus importants à prendre en considération. Sachant que les incertitudes des modèles

précédents proviennent de la complexité des phénomènes à prendre en compte, notamment ceux relatifs à l'interface sol-bâtiment, une grande partie des travaux de cette thèse a été consacrée à l'amélioration des modèles d'évaluation pour la gestion des risques vis-à-vis des pollutions gazeuses venant du sol. Pour cela, des lois analytiques ont été développées afin de quantifier les débits d'air convectifs qui vont du sol vers les bâtiments *via* le plancher et les fissures périphériques. Ces lois analytiques seront par la suite intégrées dans un modèle aéraulique des bâtiments dans le but d'étudier la qualité d'air intérieur en fonction de différentes interfaces sol-bâtiment.

4 PARAMETRES D'INFLUENCE DANS LE TRANSFERT DES POLLUANTS GAZEUX

4.1 Paramètres influençant le transfert dans le sol

4.1.1 Influence de la perméabilité à l'air du sol

La perméabilité à l'air d'un sol est l'aptitude de la matrice solide à se laisser traverser par les gaz du sol sous l'effet d'un gradient de pression. Ce paramètre dépend, d'une part des caractéristiques microscopiques du sol : la taille, la forme, le nombre et l'orientation des pores et sa teneur en humidité. D'autre part, il dépend également du degré de saturation en eau, spécialement à l'intérieur des larges pores. Généralement, les sols aux larges grains ont les plus hautes perméabilités en raison de leurs pores plus larges et par conséquent, la résistance de frottement des gaz à la surface des grains est de moindre importance que celle des sols à grains fins [Nazaroff, 1992].

Une approche largement utilisée, reliant les propriétés géométriques des milieux poreux avec leurs perméabilités, a été développée pour la première fois par *Kozeny* [Scheidegger, 1974]. Son approche était de résoudre l'équation de *Navier-Stokes*, qui décrit l'équilibre dynamique dans le fluide, pour un ensemble de canaux de sections différentes, mais de longueur constante. Lorsque le flux résultant est comparé à la loi de *Darcy*, l'expression suivante pour la perméabilité est obtenue :

$$k = \frac{c_p \varepsilon^2}{S^2} \quad (1.29)$$

Où : c_p est la constante qui dépend uniquement de la forme des pores (varie entre 0,5 et 0,67) ; ε est la porosité et S est la surface spécifique du domaine (surface des grains du sol par le volume de bloc de sol).

L'importance de la perméabilité du sol dans l'étude du transfert des polluants gazeux résulte de la large gamme de valeurs de perméabilité que peut avoir le sol (Figure 1.4). La perméabilité des sols allant de sable grossier à de l'argile limoneux, elle peut s'étendre sur près de six ordres de grandeur. Par contre, les perméabilités du sol proche des maisons varient de quatre ordres de grandeur, entre 10^{-14} m^2 et 10^{-10} m^2 [Sextro, 1987; Garbesi and Sextro, 1989; Nazaroff and Sextro, 1989].

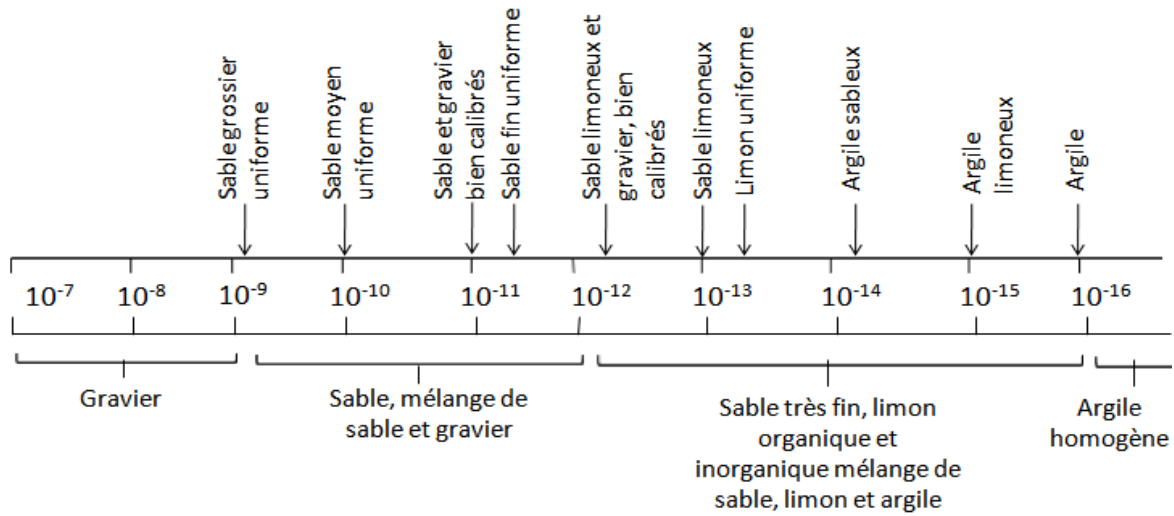


Figure 1.4 : Perméabilités représentatives de la texture du sol (m^2) [Nazaroff, 1992].

Lorsque l'on est dans les perméabilités les plus faibles de cette gamme (vers $10^{-14} m^2$), la diffusion moléculaire est le processus dominant qui permet le transfert des polluants gazeux à travers les sols proches des maisons. A l'inverse, lorsqu'on est dans les plus hautes valeurs de cette gamme de perméabilité du sol, la convection est le mécanisme dominant dans le transfert de ces polluants. Puisque, le flux convectif augmente avec la perméabilité, le potentiel d'entrée de polluants gazeux augmente de façon régulière avec l'augmentation de la perméabilité pour des sols à gros grains [Revzan *et al.*, 1991; Nazaroff, 1992; Robinson *et al.*, 1997]. La valeur de perméabilité du sol qui sépare la zone où la convection domine de la zone où la diffusion domine, dans le cas de la migration de radon proche du bâtiment, est de l'ordre de $10^{-11} m^2$ [Nazaroff and Sextro, 1989].

Des études antérieures [Revzan *et al.*, 1991; Bonnefous, 1992] ont également montré que, la présence ou l'absence d'une couche de gravier en dessous de la dalle, est un facteur très important pour la détermination du flux de radon entrant dans les bâtiments. Pour des sols peu perméables (inférieure à $10^{-11} m^2$), l'ajout d'une couche de gravier en dessous du plancher bas, augmente le taux d'entrée du radon à travers la fissure se trouvant entre la dalle et la semelle d'un facteur 5.

Dans la suite du manuscrit (chapitre 2 et 3), une étude de sensibilité des débits d'air convectifs allant du sol vers le bâtiment en fonction de la perméabilité du sol a été menée. Au cours de cette étude on a pris en considération toute la plage de données des perméabilités de sol présentée dans la Figure 1.4. Cela nous permet de quantifier les débits d'air entrant dans les environnements intérieurs pour différents types de sol. Toutefois, lors de l'analyse des résultats, on prend en considération que les perméabilités de sol près des fondations sont comprises entre $10^{-14} m^2$ et $10^{-10} m^2$.

4.1.2 Influence de l'humidité du sol

La variation de l'humidité du sol a une grande influence sur le taux de diffusion des polluants gazeux à travers la zone insaturée du sol, spécialement pour les polluants à faible valeur de constante d'*Henry*. Une légère augmentation de l'humidité du sol, entraîne une réduction considérable du taux de diffusion effective et augmente le temps nécessaire pour que la concentration des polluants gazeux dans le sol atteigne un état d'équilibre [Silka, 1988].

Selon l'endroit où l'on mesure l'humidité dans la zone insaturée du sol (sous une structure ou à l'extérieur de la semelle), cette dernière peut varier. Cette variation peut avoir un effet sur le transfert des polluants gazeux dans la zone insaturée, ainsi que sur le transfert de ces polluants autour des bâtiments. De plus, ces variations de mesure d'humidité du sol peuvent engendrer une variation dans l'évaluation du risque, estimée à pratiquement trois ordres de grandeur par rapport à des mesures instantanées de l'humidité du sol [Tillman Jr and Weaver, 2007].

Toutefois, lorsque les sols sous la dalle sont à fortes teneurs en humidité, quel que soit l'endroit où l'on mesure le débit de polluant entrant dans le bâtiment, le risque d'erreur est moindre dans la prédiction des risques. Cela est dû au fait que le sol est chargé en eau, donc le transfert de gaz dans le sol se fait très difficilement et les débits d'air entrant dans les bâtiments sont faibles, d'où la négligence des erreurs au niveau de cette mesure [Tillman Jr and Weaver, 2007].

4.1.3 Influence de la vitesse et la direction du vent

Dans les bâtiments avec un soubassement (cave, sous-sol), une faible dépression est suffisante à faire entrer les gaz du sol à travers les fissures (tel que les joints entre la semelle et la dalle le long de la périphérie du soubassement). Cette dépression entre le bâtiment et son environnement peut être générée par, une différence de température intérieure-extérieure, les équipements de conditionnement, l'extraction mécanique d'air par la ventilation, les changements transitoires de la pression barométrique et l'interaction du vent avec la structure du bâtiment. Parmi tous ces paramètres, le vent à un rôle unique car en plus de mettre le bâtiment en dépression, il altère le profil de pression à la surface du sol adjacent au bâtiment [Riley *et al.*, 1996]. Ce vent induit un champ de pression à la surface du sol influençant le flux de gaz du sol et altérant ainsi la concentration de polluants dans les gaz du sol autour du bâtiment. La pression à la surface du sol augmente la différence de pression à travers la dalle [Keskikuru *et al.*, 2001], ce qui permet au vent, de jouer un rôle significatif dans la détermination du taux d'entrée des polluants gazeux dans le bâtiment [Riley *et al.*, 1996; Riley *et al.*, 1999].

Plusieurs auteurs [Nazaroff *et al.*, 1985; Scott, 1985; Ward *et al.*, 1993] ont essayé de trouver une corrélation entre la vitesse du vent et la concentration de polluants dans les gaz du sol et dans le bâtiment. Leurs études ont aidé à la compréhension du phénomène. Il n'en

reste pas moins que beaucoup de questions sont restées sans réponses. *Nazaroff et al. (1985)* ont montré une corrélation entre les hautes vitesses du vent et la diminution de la concentration de radon dans les gaz du sol. Par contre, ils n'ont pas pu élucider les mécanismes responsables de cette relation. *Ward et al. (1993)* ont observé une corrélation entre la vitesse du vent et la différence de pression entre l'air intérieur et les gaz du sol. Cependant, leur étude expérimentale a été faite sur un petit bâtiment qui géométriquement n'est pas similaire à une maison réelle. Quant à *Scott (1985)*, il a développé un modèle par éléments finis d'une maison simple, afin d'étudier l'effet de la vitesse et de la direction du vent sur l'entrée de radon dans le bâtiment. Les simulations faites prédisaient que la vitesse et la direction du vent affectaient le taux d'entrée de radon dans le bâtiment. Mais il n'a pas été possible de trouver une corrélation simple entre ces différents facteurs.

Par la suite, *Riley et al. (1996)* ont démontré, qu'en l'absence du vent qui induit une pression à la surface du sol, le débit d'entrée du radon et la concentration intérieure augmente d'un même ordre de grandeur que l'augmentation de la perméabilité du sol de 10^{-11} à 10^{-8} m^2 . Cependant, en incluant l'effet du vent, le taux d'entrée relatif au radon est réduit d'un facteur 3 pour une perméabilité de 10^{-11} m^2 et d'un facteur 1000 pour une perméabilité de 10^{-8} m^2 . Les résultats de leurs simulations ont révélé que, quand une maison est exposée au vent, le débit d'entrée du radon a tendance à diminuer fortement avec l'augmentation de la perméabilité du sol. Le flux de gaz dans le sol sous la maison, conduit par la pression à la surface du sol, qui elle-même est induite par le vent, augmente considérablement avec l'augmentation de la perméabilité du sol. Ce flux de gaz entre par la surface du sol de la maison qui est exposée au vent, et il ressort par la surface du sol des trois autres cotés de la maison. Par conséquent, une grande quantité de flux de radon se trouvera sous la maison, mais pas dans l'air intérieur. De plus, la complexité de la distribution de pression au niveau de la surface du sol rend, le cheminement des flux gazeux du côté de la maison qui est sous le vent, imprévu [Riley et al., 1996; Riley, 1996]. La Figure 1.5 montre les lignes de flux sous un soubassement, dans le cas d'une maison exposée au vent et une autre sans vent.

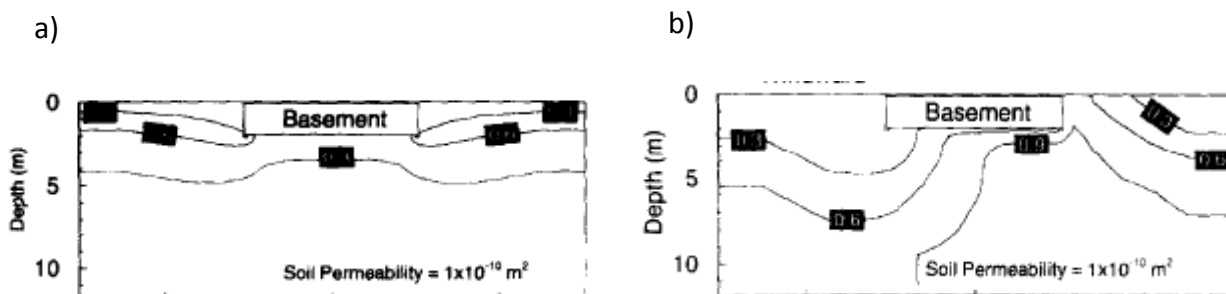


Figure 1.5 : Concentration du radon dans les gaz du sol pour une perméabilité de sol de 10^{-10} m^2 .
a) sans vent ; b) vitesse de vent = 8.3 m/s.

En plus de la vitesse du vent, la direction du vent a également un grand effet dans l'entrée des polluants gazeux dans le bâtiment. Des auteurs [Riley *et al.*, 1999] ont suggéré que la fluctuation de la direction du vent peut affecter le débit d'entrée du radon, soit en altérant la concentration du radon dans les gaz du sol, soit en modifiant le débit d'entrée des gaz du sol dans le bâtiment. Pour des sols relativement perméables, l'effet global de la fluctuation du vent sur le débit d'entrée du radon va de faible à modéré. L'impact de la fluctuation du vent sur l'entrée du radon pour des sols moins perméables reste non résolue [Riley *et al.*, 1999].

Des études supplémentaires [Keskikuru *et al.*, 2000; Keskikuru *et al.*, 2001] ont montré que la vitesse et la direction du vent affectent fortement la concentration des polluants gazeux dans le sol et dans l'environnement intérieur, mais cela, en simultané avec d'autres facteurs tels que : la localisation du bâtiment, ainsi que sa typologie. Keskikuru *et al.*, (2000 et 2001), ont étudié deux types de maisons, une construite sur un soubassement et l'autre, sur un dallage indépendant sur terre-plein (voir § 4.2.1.1). Dans le cas de la maison avec un soubassement, conçue sur un esker perméable, la fluctuation du vent du côté de l'esker ainsi que les flux d'air convectif dans les sols de l'esker, sont les principaux paramètres affectant la différence de pression entre l'intérieur et l'extérieur de la maison et la concentration des polluants dans les pores du sol. Par contre, la maison sur dallage indépendant, elle est située sur une surface rocheuse en légère pente. Donc, les fluctuations du vent et les flux d'air convectif souterrain, n'ont pas d'effet sur l'entrée des polluants dans ce type de maison. Toutefois, le plus grand taux de polluants dans cette maison a été enregistré pendant des conditions de vent. Ce dernier a probablement transporté l'air chargé en polluants d'une pièce à une autre, ou de sous la dalle à l'air intérieur.

4.2 Paramètres influençant le transport à l'interface sol-bâtiment

4.2.1 Influence du type d'interface sol-plancher

L'interface sol-plancher correspond au premier plancher de la construction en contact avec le sol. En fonction du type d'interface rencontrée, l'entrée des polluants gazeux du sol sera plus ou moins forte. Cependant, pour un même type d'interface sol-plancher et pour une situation de sol donnée, cette entrée sera variable en fonction du niveau de perméabilité à l'air de l'interface. Il n'existe pas à notre connaissance d'étude quantitative sur l'impact des types d'interface, sur l'entrée des polluants gazeux du sol. On peut cependant donner les indications qualitatives suivantes : en présence d'un vide sanitaire ou d'une cave, notamment si ces espaces disposent d'une aération, l'entrée des polluants gazeux vers les volumes habités sera amoindrie car ces espaces correspondent à des zones « *tampon* » contribuant à diluer les polluants gazeux du sol avant qu'ils n'entrent dans les zones habitées. On peut ainsi supposer que ces types constructifs atténuent l'entrée des polluants par rapport à des types constructifs sur terre-plein. Cette affirmation est cependant à nuancer en fonction du niveau de perméabilité existant entre ces zones

« tampon » et les volumes habités ainsi que du renouvellement d'air de ces zones « tampon ».

L'un des objectifs de cette thèse est de quantifier les débits d'air allant du sol vers les bâtiments en fonction du type d'interface sol-plancher. Trois types d'interfaces ont été étudiés (voir la Figure 1.6), leurs descriptions sont décrites ci-dessous [Collignan and Sullerot, 2008].

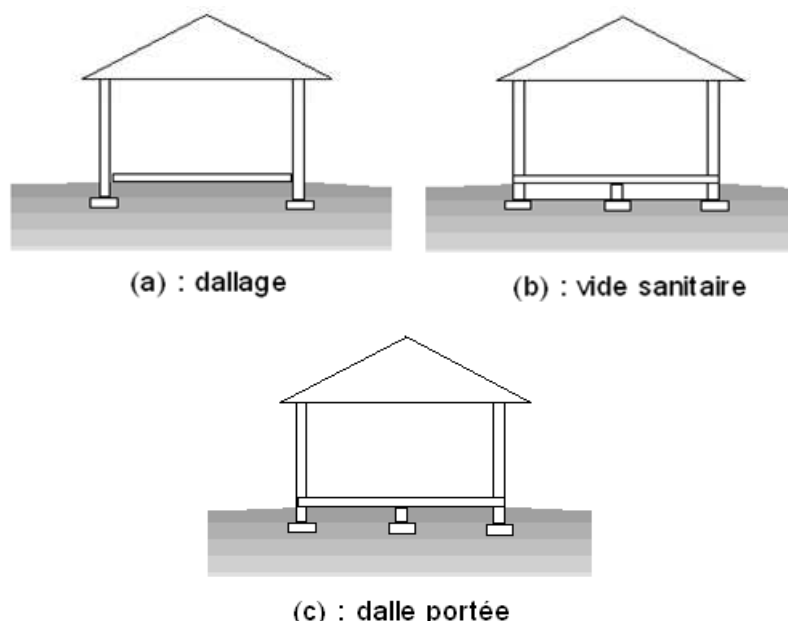


Figure 1.6 : Types d'interfaces sol-plancher.

4.2.1.1 Dallage indépendant sur terre-plein

Les fondations des murs périphériques et des refends sont dissociées du dallage, qui ne sert qu'à transmettre directement au sol les surcharges (aménagements intérieurs, circulations de personnes, poids propre et des cloisons...). Des fissures de retrait sont donc présentes entre le dallage et les murs périphériques.

La transition mécanique entre ce sol et la construction est constituée de la forme : sol décapé de toute terre végétale, nivelé, et éventuellement compacté, chimiquement neutre.

Les matériaux constituant la forme ne doivent être, ni plastiques, ni sensibles à l'eau. Ils doivent être chimiquement neutres et ne comporter ni gravois (débris de mur, de bâtiment...), ni matières organiques. On peut donc utiliser tous les matériaux sains qui répondent à ces conditions : cailloux, graviers, sables, mélangés ou non.

On peut également utiliser des matériaux tout-venant à condition que la répartition des composants soit régulière au plan de la granulométrie. Afin d'éviter les remontées capillaires, le diamètre du plus petit granulat doit être au moins de 4 mm et ne pas dépasser 100 mm.

La mise en œuvre doit s'opérer par épandage et compactage en couches régulières, dont l'épaisseur doit être adaptée au matériel utilisé, sans dépasser 20 cm par couche.

Le compactage doit s'effectuer sur toute la surface de la forme, y compris le long des murs et poteaux fondés et au droit des canalisations, avec des moyens adaptés.

Le béton du dallage est dosé au minimum à 400 kg/m^3 . Afin d'éviter les fissurations, il doit être armé dans les deux sens. Son épaisseur nominale est de 13 cm minimum.

Une isolation thermique périphérique ou continue peut être posée sous la dalle. Elle doit être protégée contre les remontées d'humidité.

La Figure 1.7 illustre le principe de construction d'un dallage sur terre-plein dans le cas d'une isolation intérieure du bâtiment ; ce principe étant quasiment équivalent pour le cas des isolations réparties ou extérieures

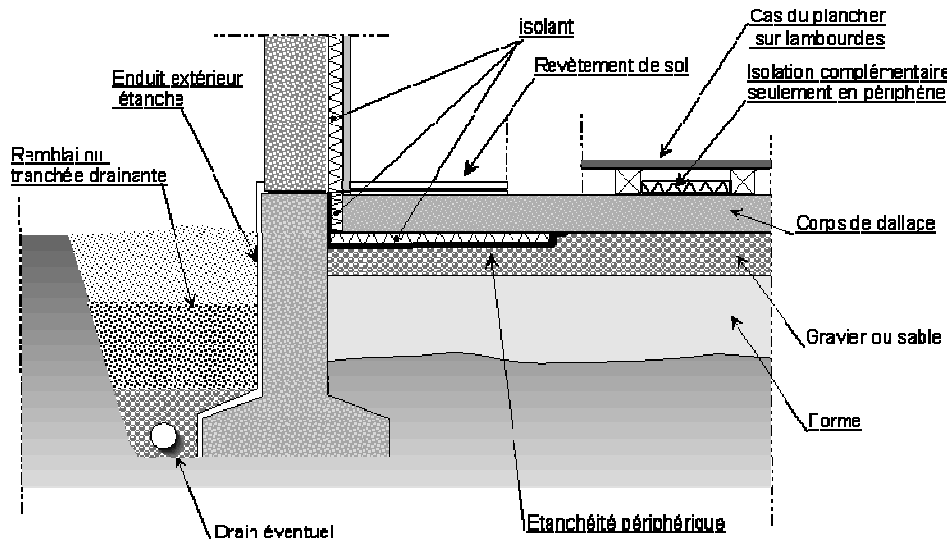


Figure 1.7 : Principe de construction d'un dallage indépendant sur terre plein [Collignan and Sullerot, 2008].

4.2.1.2 Dalle sur Vide sanitaire

Il existe une grande variété de dalles ou de planchers installés sur vide sanitaire : dalles à entrevous, dalles alvéolées, dalles mixtes béton à bac collaborant, planchers métalliques, planchers mixtes... Notre but ici n'est pas de présenter de façon exhaustive ces différents types mais de décrire le principe du vide sanitaire et plus particulièrement la jonction de la dalle ou du plancher avec la fondation.

Dans les constructions qui ne comportent pas de sous-sol, le vide sanitaire est un volume d'au moins 20 cm de hauteur, ménagé entre les planchers bas du rez-de-chaussée et le sol naturel pour isoler ces planchers et éviter toute remontée d'humidité. Le vide sanitaire doit comporter à sa périphérie des orifices grillagés assurant une ventilation, modérée mais effective. La Figure 1.8 illustre le principe de construction sur vide sanitaire. Ce mode de construction prive le bâtiment de l'inertie thermique du sol.

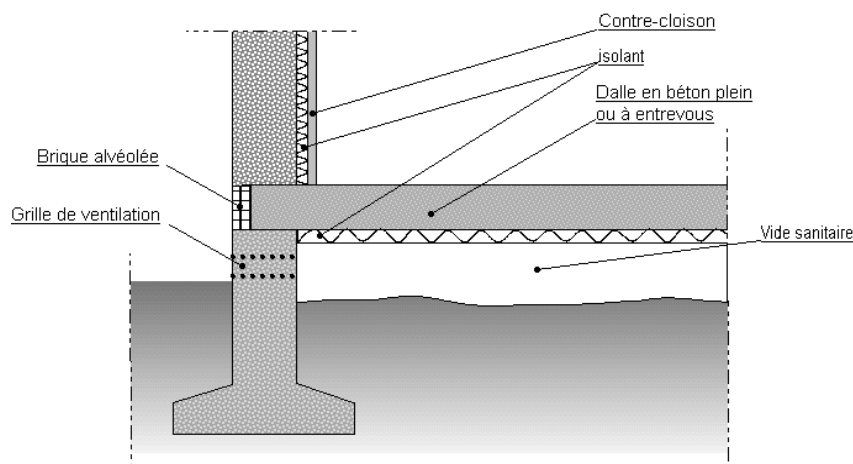


Figure 1.8 : Dalle sur vide sanitaire [Collignan and Sullerot, 2008].

4.2.1.3 Dalle portée coulée sur terre-plein

Lorsque la forme du dallage n'est pas satisfaisante en termes de portance, il est possible de s'en servir comme fond de coffrage d'un plancher en béton armé. Ce dernier se retrouve donc en contact avec la terre, mais il est ferrailé et porte sur les murs de fondations. A terme, le terrain sous la dalle peut ainsi être retiré sans incidence sur la dalle.

La Figure 1.9 illustre le principe de construction d'une dalle portée coulé sur du terre plein.

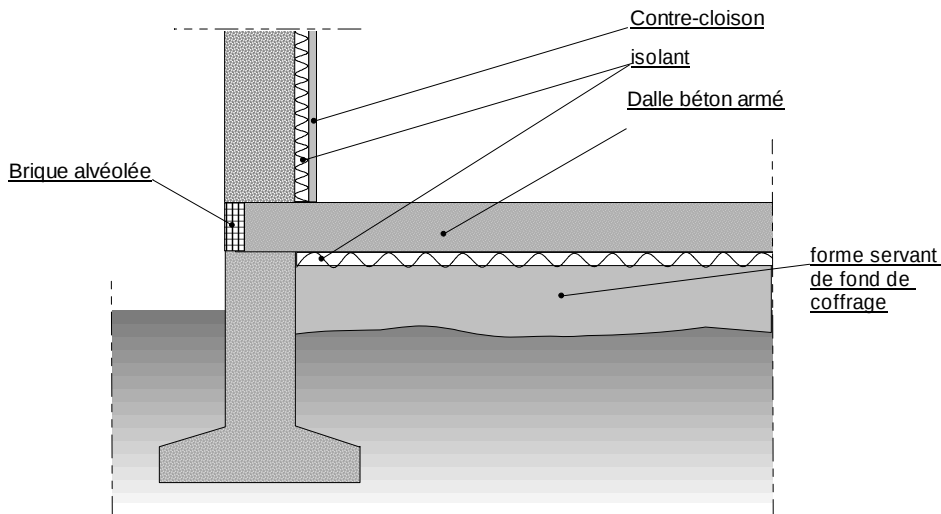


Figure 1.9 : Dalle portée coulée sur terre-plein [Collignan and Sullerot, 2008].

4.2.2 Influence de la perméabilité à l'air des bétons

Le béton est un matériau complexe que l'on peut décrire comme une matrice solide à travers laquelle peuvent percoler plusieurs phases fluides telles que : l'eau et/ou l'air présents sous forme liquide ou gazeuse, et considérés comme immiscibles [Bongué Boma, 2007].

Mis à part son côté complexe, le béton est aussi un matériau particulièrement évolutif : il subit de profondes transformations physico-chimiques pas seulement lorsqu'il est soumis à une élévation de température, mais même à partir des instants qui suivent sa préparation (notamment la réaction d'hydratation et le phénomène de prise). Par exemple, les conditions du béton pendant sa maturation ont une influence très forte sur les réseaux poreux [Msaad, 2005].

L'aptitude des bétons à véhiculer un fluide (en phase liquide et/ou vapeur) est caractérisée par deux principaux paramètres : la perméabilité et la diffusivité hydrique. Ces deux paramètres sont considérés comme des « *indicateurs de durabilité* ». Ils dépendent fortement du réseau poreux, de sa connectivité et de la teneur en eau du matériau [Picandet *et al.*, 2001].

La perméabilité à l'air d'un béton, permet de connaître la résistance d'une dalle en béton au passage de polluants gazeux qui viennent du sol. Toutefois, la complexité de ce matériau fait qu'il y a des paramètres intérieurs au béton qui peuvent intervenir dans le transfert des polluants gazeux. Par exemple, l'humidité relative du béton est un paramètre qui agit sur la porosité, de ce fait sur la diffusion de polluants gazeux à travers le béton. Il se trouve qu'avec une augmentation de l'humidité relative du béton de 60 à 80%, le transport des polluants gazeux diminue de 30% [Daoud and Renken, 2001]. De plus, les changements des niveaux d'humidité peuvent causer le vieillissement, le rétrécissement et la fissuration de la dalle en béton [Kanare, 2008].

Les différentes définitions de la perméabilité des bétons retrouvées dans la littérature sont :

4.2.2.1 La perméabilité apparente

La perméabilité au gaz des milieux poreux est généralement obtenue à partir du débit volumique (Q_s) à l'état stationnaire. La perméabilité est mesurée à l'aide d'un perméamètre à oxygène à charge constante de type *CEMBUREAU*. Ces valeurs ont été calculées à partir de la relation de *Hagen-Poiseuille* et l'utilisation de la conservation de la masse entre l'intérieur et l'extérieur de l'échantillon [Verdier and Carcassès, 2004].

L'application de la relation de *Darcy* pour le cas d'un gaz s'écrit :

$$\rho v = -\rho \frac{k_A}{\mu} \frac{dP}{dx} \quad (1.30)$$

A de faibles pressions, les gaz employés peuvent être considérés comme parfaits, soit la masse volumique ρ est proportionnelle à la pression P . Donc, l'équation (1.30) peut s'écrire comme suit :

$$P v = -\frac{k_A}{\mu} P \frac{dP}{dz} = -\frac{k_A}{\mu} \frac{1}{2} \frac{dP^2}{dx} \quad (1.31)$$

En supposant l'écoulement laminaire et unidirectionnel, et après intégration de la dernière équation sur la longueur de l'échantillon traversée par le fluide (de $x = 0$ à $x = L$), la relation suivante est obtenue [Picandet, 2001; Laghcha, 2006] :

$$k_A = \frac{Q_s}{A} \frac{2 \mu L P_s}{(P_e^2 - P_s^2)} \quad (1.32)$$

Avec : k_A est la perméabilité apparente (m^2) ; A est la section du matériau poreux (m^2) ; L est la longueur du matériau traversé par le fluide (m) ; μ est la viscosité dynamique du fluide (Pa.s) ; P_e est la pression à l'entrée de l'échantillon (Pa) ; P_s est la pression à la sortie de l'échantillon (Pa) et Q_s est le débit du fluide à la sortie de l'échantillon (m^3/s).

La perméabilité apparente dépend du gradient de pression, de la température, de la saturation en eau et de la microstructure du matériaux [Verdier and Carcassès, 2004].

4.2.2.2 La perméabilité intrinsèque

La méthode la plus répandue pour déterminer la perméabilité intrinsèque (k_v), est l'approche de *Klinkenberg*. Cette approche est définie comme étant un cas limite d'applicabilité de la loi de *Darcy*.

La perméabilité intrinsèque ' k_v ' est déterminée, à partir de plusieurs mesures de perméabilité apparente à différentes pressions. Si on considère un matériau soumis à un gradient de pression, la loi de *Klinkenberg* établit une relation entre la perméabilité apparente mesurée et la perméabilité intrinsèque:

$$k_A = k_v \left(1 + \frac{\beta^*}{P_m} \right) \quad (1.33)$$

β^* est le coefficient de *Klinkenberg* (Pa), il est fonction de la porosité et du gaz infiltré. Il augmente avec la perméabilité du milieu. On établit expérimentalement la relation entre la perméabilité apparente ' k_A ' et $1/P_m$ pour en déduire la valeur de ' k_v '.

La signification physique de cette approche est la suivante : la perméabilité intrinsèque ' k_v ' est la valeur limite de la perméabilité apparente ' k_A ' lorsque la pression moyenne du fluide tend vers l'infini. C'est-à-dire lorsque le gaz tend vers une phase condensée (liquide).

La perméabilité intrinsèque ' k_v ' est donc déterminée graphiquement, par une régression linéaire des différentes mesures de perméabilité apparente effectuées pour des pressions d'injection différentes selon l'inverse de la pression moyenne P_m [Picandet, 2001; Jason, 2004].

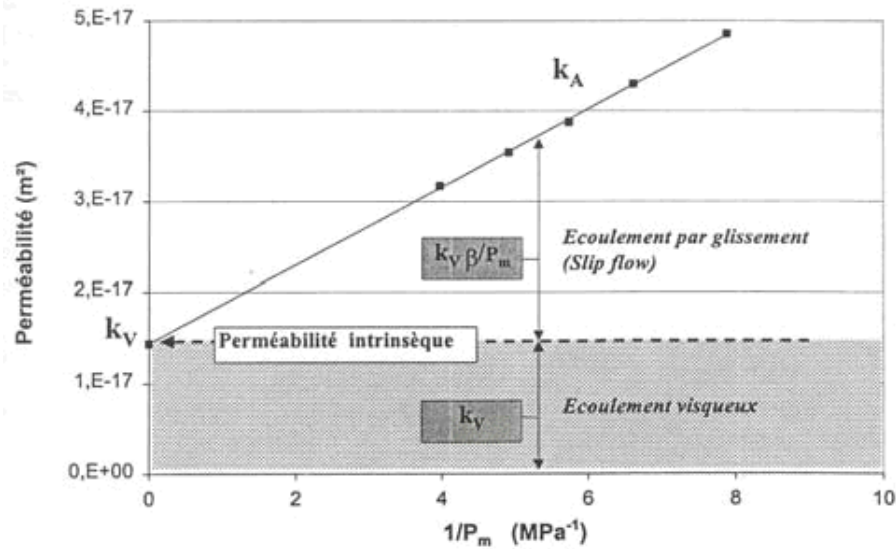


Figure 1.10: Ecoulement par glissement et écoulement visqueux. Principe de l'approche de Klinkenberg.

La perméabilité intrinsèque est indépendante de P_m et elle est seulement caractéristique du réseau poreux, alors que β est une constante, qui est caractéristique du solide poreux et de la percolation du gaz [Abbas *et al.*, 1999].

4.2.2.3 La perméabilité relative

La perméabilité relative découle de la notion de la perméabilité « effective ». Cette dernière est le produit d'une perméabilité intrinsèque et d'une perméabilité relative [Mayer *et al.*, 1992]. En effet, en suivant les recommandations de [Baroghel-Bouny *et al.*, 1999; Grasberger and Meschke, 2000], la perméabilité relative est uniquement fonction de la saturation en eau (S_l), tandis que la perméabilité intrinsèque est définie à partir de l'état mécanique (e, m). Finalement, on écrit :

$$K_{eff,i} = k_v(e, m) k_{r,i}(S_l) \quad (1.34)$$

Avec : $K_{eff,i}$ est la perméabilité effective pour la phase i (liquide ou gazeuse) et $k_{r,i}$ est la perméabilité relative à la phase i , $0 \leq k_{r,i} \leq 1$.

Plusieurs auteurs [Abbas *et al.*, 1999; Villain *et al.*, 2001] ont tenté de quantifier l'influence de la saturation en eau S_l sur la perméabilité des bétons. Ils ont défini des relations empiriques entre $K_{eff,g}$ et S_l . Les résultats obtenus sur des bétons non sollicités mécaniquement, sont fournis ci-dessous (voir la Figure 1.11):

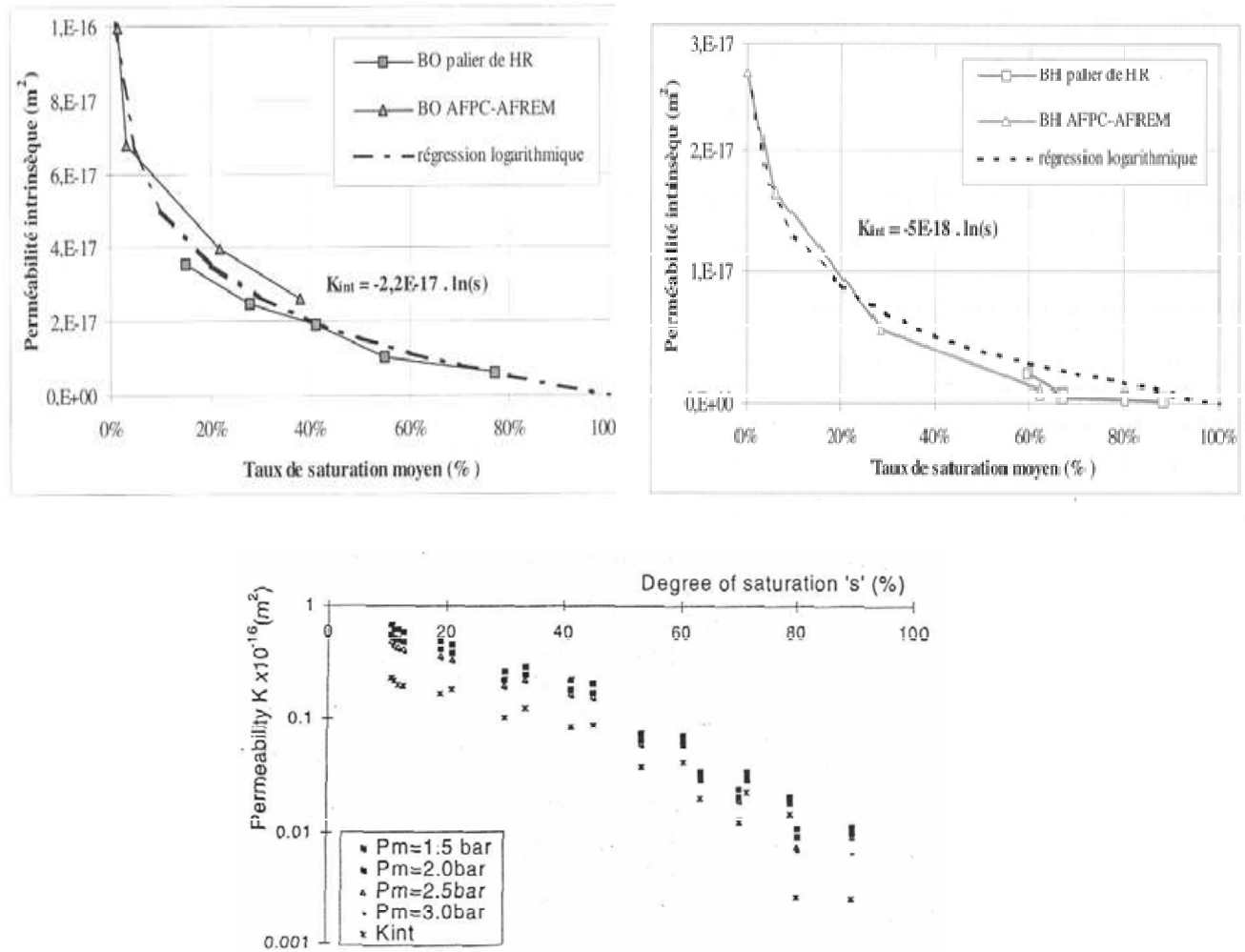


Figure 1.11: Perméabilité au gaz en fonction du degré de saturation en eau. (1^{er} graphe) : béton ordinaire, d'après (Villain et al, 2001), (2^{ème} graphe) Béton Haute Performance, d'après (Villain et al, 2001), (3^{ème} graphe) béton ordinaire, d'après (Abbas et al, 1999).

4.2.2.4 Les paramètres influençant la mesure de la perméabilité à l'air des bétons

a) La composition des bétons

La perméabilité des bétons peut être en première approche corrélée à la porosité du matériau. De nombreuses études conduites notamment sur les pâtes de ciment où la porosité est directement liée au rapport e/c (eau/ciment), ont corroboré cette hypothèse. Les perméabilités mesurées pour des degrés de saturation contrôlés, augmentent très souvent avec le rapport e/c initial des bétons [El-dieb et Hooton, 1995; Picandet, 2001]. Il n'existe cependant pas de relation universelle entre le rapport e/c et la perméabilité des bétons.

La nature des granulats peut ensuite influencer la perméabilité. En général, les granulats sont moins perméables que la matrice cimentaire qui les entoure et sont souvent considérés dans les modélisations comme des inclusions imperméables au sein d'une matrice perméable. L'emploi de granulats calcaires, plus poreux que des granulats siliceux, peut augmenter alors légèrement la perméabilité globale d'un béton.

b) La confection des bétons

L'efficacité du malaxage peut aussi avoir une influence sur la perméabilité. Il est apparu que le temps de malaxage, qui est souvent minimisé pour des questions de coût lors du gâchage du béton, peut avoir des conséquences sur les microstructures du matériau à long terme.

La cure du matériau peut avoir aussi des conséquences importantes sur sa structure poreuse et par conséquent sur sa perméabilité [Dhir *et al.*, 1989; Yssorche et Olivier, 1999]. Le mûrissement conduit à l'achèvement de l'hydratation des bétons et par la suite à une porosité plus faible. Un béton ayant subi une cure scellée a une perméabilité légèrement supérieure à celle d'un même béton ayant subi une cure conventionnelle avec 100% d'humidité relative [Picandet, 2001].

c) La résistance mécanique

Les "*bétons à hautes performances*" sont de manière générale, moins perméables que les bétons ordinaires. Concernant la relation entre la résistance en compression du béton et sa perméabilité, il est à noter qu'il peut souvent être observé que la perméabilité décroît lorsque la résistance mécanique des bétons croît. La perméabilité dépend pour l'essentiel de la connectivité de la structure poreuse, tandis que la résistance en compression est essentiellement liée à la porosité globale du matériau.

d) L'état hydrique des bétons

La perméabilité au gaz d'un béton dont le réseau poreux est saturé en eau n'est pas mesurable. Un drainage, même partiel, est donc nécessaire avant que la perméabilité puisse être mesurée [Yssorche et Olivier, 1999]. Le mode de séchage et le degré de saturation de l'éprouvette ont une influence directe sur la perméabilité au gaz des bétons, celle-ci diminue avec le degré de saturation du béton.

Différentes études ont été menées sur des bétons dont les rapports e/c sont relativement importants, (supérieure ou égale à 0.6) [Abbas *et al.*, 1999]. La perméabilité de ces bétons de porosité importante a été étudiée pour un degré de saturation allant jusqu'à 80% environ. De manière générale, une relation de type logarithmique peut être établie pour traduire la diminution de la perméabilité en fonction de l'augmentation du degré de saturation.

Picandet *et al.* (2001) montrent que, quel que soit l'état mécanique et la formulation du béton (ordinaire OC, haute performance HPC ou haute performance fibré HPFC), plus la durée de séchage est grande, plus la perméabilité au gaz du béton augmente. Sugiyama *et al.* (1996) aboutissent aux mêmes conclusions en considérant un cylindre de béton creux sollicité en compression uniaxiale. Des écarts de perméabilité au gaz supérieurs à 10^2 m^2 sont observés en passant d'une température de séchage de 50 °C à 105°C. La saturation en eau est donc une donnée influente pour la perméabilité des bétons.

e) Le mode de séchage

La difficulté du pré-conditionnement est de réaliser le séchage d'une éprouvette, avec une répartition d'humidité la moins hétérogène possible, en engendrant le minimum d'endommagement, tout en ayant une durée raisonnable (inférieure à deux mois).

Dans le cas du séchage, il est très difficile d'évaluer la quantité d'eau nécessaire à drainer. Un séchage modéré ne permet pas le drainage des pores les plus fins et la perméabilité mesurée est sous évaluée. Un séchage trop poussé entraîne une dégradation de la microstructure du matériau conduisant à une perméabilité artificiellement accrue ou à une surévaluation de la perméabilité intrinsèque du béton.

4.2.2.5 *Les ordres de grandeur des perméabilités à l'air des bétons*

Parmi les données de perméabilités intrinsèques rencontrées dans la littérature, on peut citer :

- Les travaux de thèse de *Picandet (2001)* qui ont mené aux résultats suivants :
 - ✓ pour des bétons ordinaires ayant subi un séchage à 60°C pendant 1 mois, les valeurs obtenues sont : entre $1,1 \cdot 10^{-17}$ et $2,5 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$ (en fonction de la déformation du béton,)
 - ✓ pour des bétons ordinaires ayant subi un séchage de 105°C pendant 3 mois, les valeurs obtenues sont : entre $5,5 \cdot 10^{-17}$ et $5 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$ (en fonction de la déformation).
- Selon les travaux de thèse de *Mindeguia (2009)*, les perméabilités intrinsèques des bétons ordinaires (B40) et des bétons fibrés (B40F) en fonction d'un endommagement thermique, sont comme suit :

Tableau 1.2 : Les perméabilités intrinsèques des bétons en fonction de l'endommagement thermique.

Température (°C)	Perméabilité intrinsèque (m^2)	
	B40	B40F
80	$5.53 \cdot 10^{-16}$	$2.47 \cdot 10^{-16}$
120	$5.93 \cdot 10^{-16}$	$3.07 \cdot 10^{-16}$
250	$1.07 \cdot 10^{-15}$	$6.9 \cdot 10^{-15}$
400	$4.2 \cdot 10^{-15}$	$9.72 \cdot 10^{-15}$
600	$1.19 \cdot 10^{-13}$	$2.94 \cdot 10^{-13}$

- Les résultats de perméabilité intrinsèque obtenus par *Daoud et Renken (2001)* sont : $6,51 \cdot 10^{-15}$ - $1,51 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$;
- Selon l'article de *Renken et Rosenberg (1995)*, la perméabilité intrinsèque varie entre $1,35 \cdot 10^{-16}$ - $8,7 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$ (en faisant varier la porosité de 0,12 à 0,17).
- Selon les travaux de *Laghcha et al. (2008)* [Laghcha et al., 2008], les résultats de perméabilité intrinsèque d'un béton ordinaire varient comme suit:
 - ✓ un béton ordinaire : $1,65 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$
 - ✓ un béton ordinaire très poreux : de 1 à $4 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$
 - ✓ un béton ordinaire fournit avec un défaut d'une ouverture de 0,001m : $1,74 \cdot 10^{-13} \text{ m}^2$.

On constate que la moitié des données de perméabilité intrinsèque trouvées dans la littérature, concernent des bétons endommagés thermiquement. Néanmoins, pour l'étude du transfert des polluants gazeux entre le sol et le bâtiment, nos besoins concernent plus particulièrement la perméabilité des bétons fissurés ou vieillis par le temps (endommagement mécanique) ou des bétons saturés en eau (humide). On considère que ces états physiques du béton sont ceux qui se rapprochent le plus de l'état de l'interface sol-bâtiment rencontré sur un site réel. Etant donné que la perméabilité intrinsèque des bétons est un paramètre déterminant pour la suite de nos travaux et au vu du manque de données, en particulier pour la perméabilité des bétons fissurés, une campagne de mesure expérimentale a été menée au cours de cette thèse. Celle-ci a consisté à mesurer en laboratoire la perméabilité intrinsèque des bétons en fonction de leurs conditionnements et de leurs états physiques. Ainsi, une gamme de perméabilités intrinsèques des différents états de béton représentatifs d'un dallage d'habitation, a pu être déterminée. Le protocole et les résultats de ces mesures sont détaillés au chapitre 4.

4.2.3 Influence de la ventilation

Les différents systèmes de ventilation à l'intérieur d'une habitation s'inscrivent dans une série de mesures visant à assurer le confort, une qualité d'air intérieur convenable aux occupants et un respect de l'environnement et d'économie d'énergie.

Un des principaux enjeux de la ventilation est d'introduire un air de qualité indispensable à une vie saine et hygiénique. Pour cela, un mélange d'air « *neuf* » provenant de l'extérieur à de l'air intérieur vicié est exigé, afin de diluer ou de déplacer les contaminants présents ou générés par les occupants et éviter l'accumulation d'odeurs désagréables. Ainsi, plus la ventilation augmente, plus la concentration de contaminants diminue, mais plus grande sera la demande énergétique [Lajoie et al., 2006].

Le confort thermique au même titre que la qualité de l'air intérieur, est un élément essentiel du bien être de l'occupant dans son environnement bâti. Donc, le confort thermique est considéré comme étant le second enjeu des systèmes de ventilation. La

ventilation permet de lutter contre la gêne due à la sensation de chaleur ou de moiteur de la peau et s'applique surtout dans les régions où des problèmes d'inconfort peuvent se poser [Riberon and Millet, 2004].

Pour remplir ses fonctions principales, la ventilation doit répondre à différentes contraintes. En effet, la ventilation ne doit pas être elle-même source de pollution à travers le développement de germes bactériens ou microbiens, ou encore l'introduction de polluants provenant de l'air extérieur. Elle ne doit pas non plus être une source d'odeurs désagréables, de bruits ou d'inconfort thermique à travers les courants d'air.

De plus, la maîtrise des dépenses énergétiques liées aux bâtiments et la réduction des déperditions dues à la ventilation sont devenus des enjeux majeurs. Ces limitations s'inscrivent dans le cadre des exigences de la *RT2005* [Th-U, 2005] mais ne doivent aucunement se faire au détriment de la qualité d'air intérieur.

Comme cela a été dit précédemment, la principale cause d'entrée des polluants du sol dans un bâtiment est le flux convectif lié à la dépression du bâtiment vis-à-vis de son environnement. Cette dépression, en plus d'être due au tirage thermique et au vent, peut être également influencée par les caractéristiques du bâtiment : la hauteur, le niveau de perméabilité à l'air, la présence éventuelle d'un système de ventilation spécifique et son exposition au vent....En présence d'un système de ventilation spécifique et en fonction de son type, cette dépression pourra être accentuée (ex. : système de ventilation naturelle, mécanique par extraction) ou bien atténuée voire inversée (ex. : insufflation mécanique, double flux déséquilibré). L'impact dépendra du dimensionnement global du système (niveau de débit extrait, du dimensionnement approprié de l'ensemble du système, entré d'air...).

En plus de la ventilation, d'autres appareils tels que : chauffage, air conditionné, peuvent créer une pression différentielle entre l'air intérieur du bâtiment et les sols environnants. Ce qui entraîne la migration des polluants gazeux vers les milieux intérieurs [DOH, 2006].

5 SYNTHESE

Dans ce chapitre des éléments bibliographiques concernant les polluants gazeux du sol ont été présentés. Dans un premier temps les origines de ces polluants ont été distinguées entre, polluants naturels (Radon) et polluants anthropiques (solvants chlorés). Par la suite, on a cité l'impact de ces polluants gazeux sur la qualité d'air intérieur et sur la santé des habitants, ainsi que les principaux mécanismes et les paramètres influençant le transport de ces polluants de la source vers les environnements intérieurs.

Les mécanismes d'entrée des polluants gazeux du sol dans les bâtiments sont la diffusion et la convection. La diffusion est considérée comme étant le mécanisme prédominant au niveau de la source de pollution. Cependant, au niveau de l'interface sol-bâtiment, les deux mécanismes contribuent à l'entrée des polluants. Néanmoins, la convection est le processus

de transfert majoritaire dans les bâtiments [Nazaroff *et al.*, 1985; Waitz *et al.*, 1996]. Sur cette base, au cours de cette thèse on s'est principalement concentré sur le calcul des débits d'air convectifs allant du sol vers les bâtiments en utilisant la loi de *Darcy*. Cette loi est applicable pour des régimes d'écoulements laminaires. Cependant, des auteurs [Bonnefous, 1992; Cripps, 1998] ont montré que pour des régimes d'écoulements turbulents, en particulier dans les lits de gravier, il était possible d'appliquer une loi empirique nommée '*Darcy Forcheimer*'. Cette dernière est une loi non linéaire qui contient un paramètre déterminé expérimentalement. Afin de couvrir à travers notre étude plusieurs typologies de soubassement et de simplifier les calculs dans un premier temps, on a choisi de faire l'hypothèse de régime laminaire au niveau de l'interface sol-bâtiment et d'appliquer la loi de *Darcy*. En effet, cette nuance semble secondaire, notamment au regard de l'ensemble de la problématique et des différentes incertitudes existantes dans les modèles actuels et par rapport à l'aptitude de ces derniers à pouvoir appréhender différentes typologies de soubassement.

D'autre part, deux modèles analytiques d'évaluation des risques liés à l'entrée des polluants gazeux du sol dans les environnements intérieurs [[Johnson and Ettinger, 1991; Waitz *et al.*, 1996] ont été décrits au cours de ce chapitre. Ces outils ont de nombreux avantages. Cependant, ils comportent de fortes incertitudes quant à l'estimation de l'impact de ces polluants sur la qualité d'air intérieur (la prise en compte des fissures, la répartition des mécanismes de transfert entre la source et l'air intérieur, définition peu claire de certains paramètres...). Un des principaux objectifs de cette thèse sera de contribuer à l'amélioration des modèles d'évaluation pour la gestion des risques vis-à-vis des pollutions gazeuses venant du sol. Pour y parvenir, des lois analytiques de transferts seront développées afin de quantifier les débits d'air convectifs qui vont du sol vers les bâtiments *via* le plancher et les fissures périphériques. Ces lois analytiques seront par la suite intégrées à des modèles aérauliques des bâtiments dans le but d'avoir une première approximation de l'impact des typologies du soubassement sur l'entrée des polluants du sol et donc sur la qualité d'air intérieur (voir les chapitres 2 et 3).

Dans le cadre de l'utilisation de ces modèles analytiques, des essais expérimentaux ont été effectués afin de répondre au manque de données concernant des paramètres déterminant lors du transfert entre le sol et le bâtiment, notamment la perméabilité à l'air des bétons. En plus de ces essais, des travaux supplémentaires ont été réalisés afin d'obtenir une première quantification expérimentale des débits d'air du sol vers le bâtiment.

DEMARCHE

CHAPITRE 2 : QUANTIFICATION ANALYTIQUE ET NUMERIQUE DES DEBITS GAZEUX VENANT DU SOL VERS LES MILIEUX INTERIEURS

Les modèles d'évaluation des risques liés au transfert des polluants gazeux du sol dans les bâtiments décrits dans le chapitre 1 ont montré de fortes incertitudes quant à la connaissance de l'effet et des valeurs de certains paramètres, en particulier au niveau de l'interface sol-bâtiment, sur les flux pénétrant dans les bâtiments, tels que l'impact de différentes typologies de soubassement, le niveau de perméabilité de la dalle, le type de fissures. Ces incertitudes peuvent conduire à une mauvaise évaluation de l'impact de ces polluants gazeux du sol sur la qualité d'air intérieur, ne permettant pas ainsi une gestion optimale de la situation.

Dans le but de contribuer à l'amélioration des modèles d'évaluation pour la gestion des risques vis-à-vis des pollutions gazeuses venant du sol, des lois analytiques débit-pression décrivant le transfert d'air entre le sol et le bâtiment ont été développées. Ces lois ont été déclinées selon trois typologies de soubassement : dalle portée, dallage indépendant sur terre-plein et vide sanitaire.

Ces lois analytiques ont été conçues sur la base d'une analogie entre les transferts aérauliques et les transferts thermiques. Par la suite, les débits d'air calculés à l'aide de ces lois analytiques ont été comparés à des débits numériques calculés à l'aide d'un code d'éléments finis. Les paramètres d'entrées du modèle numérique ont également été déterminés sur la base de l'analogie thermique-aéraulique.

Le développement des lois analytiques d'écoulement sur la base de l'analogie des transferts aérauliques et thermiques et les résultats des débits d'air convectifs obtenus par calculs analytiques et numériques sont présentés dans ce chapitre 2.

1 ANALOGIE ENTRE TRANSFERTS THERMIQUES ET TRANSFERTS DE MASSE

Afin d'analyser le problème du transfert des polluants gazeux entre le sol et le bâtiment et trouver des lois analytiques fournissant les débits, une analogie entre le transfert de chaleur et le transfert aéraulique, entre le sol et le bâtiment, a été mise en place.

Le transfert de chaleur par conduction dans un matériau solide est décrit par la loi de *Fourier* qui définit localement le vecteur densité de flux $\vec{\phi}$:

$$\vec{\phi} = -\lambda \cdot \overrightarrow{\text{grad}} T \quad (2.1)$$

Où : $\vec{\phi}$ est la densité du flux de chaleur, λ est la conductivité thermique et $\overrightarrow{\text{grad}} T$ est le gradient de température.

De même, le transfert de masse dans un milieu poreux est décrit par la loi de *Darcy*, qui définit localement le vecteur vitesse de la ligne de courant considérée $\vec{V}$:

$$\vec{V} = -\frac{k}{\mu} \overrightarrow{\text{grad}} P \quad (2.2)$$

Où $\vec{V}$ est la densité du flux de masse traversant un milieu poreux, k/μ est la conductivité massique et $\overrightarrow{\text{grad}} P$ représente le gradient de pression.

A partir de ces deux équations ((2.1) et (2.2)), on constate que les deux phénomènes de transfert de chaleur et transfert aéraulique sont régis par des lois analogues.

1.1 Définition de la résistance thermique et de la résistance au transfert de masse

Le transfert de chaleur par conduction à travers un milieu solide peut être représenté par un tube de flux. Si ce tube de flux traverse deux plans isothermes de températures T_1 et T_2 , respectivement, la chute de température entre ces deux plans est proportionnelle au flux de chaleur conduit à travers le tube de flux. Ce coefficient phénoménologique qui lie la chute de température au flux est appelé résistance thermique R_T :

$$T_1 - T_2 = \phi \times R_T \quad (2.3)$$

Où : T_1 et T_2 sont les températures des plans isothermes (°K), ϕ est le flux de chaleur conduit par le tube de flux et traversant les deux plans isothermes (W) et R_T est la résistance thermique de liaison (°K/W).

La Figure 2.1 représente le schéma du tube de flux de chaleur considéré.

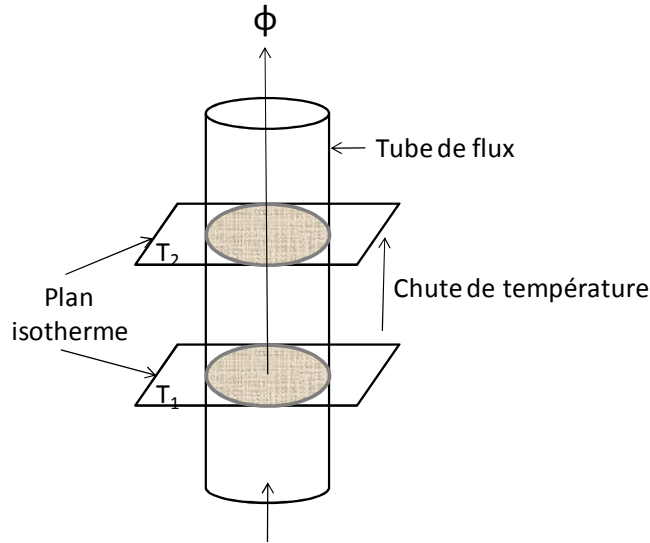


Figure 2.1 : Représentation du transfert de chaleur dans un tube de flux.

De même, une résistance au transfert de masse peut être définie en considérant l'écoulement dans un tube de courant traversant un milieu poreux. Ce tube de courant traversant deux plans isobares, P_1 et P_2 , la chute de pression dans le tube de courant peut s'écrire par analogie de raisonnement:

$$P_1 - P_2 = Q_m \times R_m \quad (2.4)$$

On définit ainsi une résistance au transfert de masse R_m , également appelée résistance aéraulique.

1.1.1 Cas du mur fini

Dans le cas des transferts à travers un mur plan de surface S , dont les surfaces extérieures sont des plans isothermes/isobares, les flux de chaleur ou de masse transférés à travers le mur s'écrivent :

$$\text{Transfert thermique : } \phi = \frac{T_1 - T_2}{R_T} \quad (2.5)$$

$$\text{Transfert aéraulique : } Q_m = \frac{P_1 - P_2}{R_m} \quad (2.6)$$

Où : Φ et Q_m sont respectivement les flux totaux thermique (W) et massique (kg/s) et R_T et R_m sont respectivement la Résistance thermique (K/W) et la résistance aéraulique (Pa.s/kg). Dans le cas d'un mur infini de surface S , les deux résistances ' R_T ' et ' R_m ' sont définies de la façon suivante :

$$R_T = \frac{T_1 - T_2}{\Phi} \text{ ou } R_T = \frac{e_D}{\lambda S} \quad (2.7)$$

$$R_m = \frac{P_1 - P_2}{Q_m} \quad \text{ou} \quad R_m = \frac{e \mu}{k \rho_{air} S} \quad (2.8)$$

Où : e est l'épaisseur du mur (m), μ est la viscosité dynamique de l'air (Pa.s), k est la perméabilité à l'air du mur (m^2) et ρ_{air} est la densité volumique de l'air (kg/m^3).

A partir de ces équations, une autre expression est obtenue pour le flux permettant ainsi de définir des coefficients de transfert surfaciques (thermique ' U_T '/aéraulique ' U_m ') :

$$\left\{ \begin{array}{l} \phi = U_T S (T_1 - T_2) \\ \text{Et} \\ Q_m = U_m S (P_2 - P_1) \end{array} \right.$$

On a alors pour un mur plan :

$$U_T = \frac{\lambda}{e} \quad \text{et} \quad U_m = \frac{k}{e \mu} \quad (2.9)$$

1.1.2 Cas des transferts à travers le sol : notion de pont thermique et de coefficient linéique de transfert

L'étude du transfert de chaleur entre le sol et le bâtiment a fait l'objet d'une norme internationale [NF EN ISO 13370, 2008]. Dans cette norme, ce transfert de chaleur dans le sol a été caractérisé par :

- le flux thermique relatif à l'aire du plancher et dépendant de la construction du plancher,
- le flux thermique relatif au périmètre du plancher et dépendant des ponts thermiques en périphérie du plancher.

Les ponts thermiques sont des points singuliers de l'enveloppe du bâtiment où la résistance thermique, par ailleurs uniforme, est modifiée de façon sensible par [Th-U, 2005] :

- la pénétration totale ou partielle de l'enveloppe du bâtiment par des matériaux ayant une conductivité thermique différente comme par exemple les systèmes d'attaches métalliques qui traversent une couche isolante et/ou,
- un changement local de l'épaisseur des matériaux de la paroi, ce qui revient à changer localement la résistance thermique et/ou,
- une différence entre les surfaces intérieures et extérieures, comme il s'en produit aux liaisons entre parois.

Les ponts thermiques peuvent entraîner des déperditions supplémentaires qui peuvent dépasser, pour certains bâtiments, 40% des déperditions thermiques totales à travers l'enveloppe, aussi ont-ils toujours fait l'objet d'une évaluation stricte.

Il existe principalement deux types de ponts thermiques :

- les ponts thermiques linéaires ou bi dimensionnel (2D) : par exemple la liaison en partie courante entre un plancher et un mur extérieur représenté sur la Figure 2.2 (a),
- les ponts thermiques ponctuels ou tri dimensionnel (3D) : par exemple la liaison entre un plancher et deux murs perpendiculaires de façade.

Nous nous intéresserons ici aux liaisons 2D entre un plancher bas et le sol.

Les déperditions de chaleur à travers les parois en contact avec le sol ne dépendent pas uniquement des caractéristiques intrinsèques de la paroi, mais aussi du transfert dans le sol lui-même. De façon à prendre en compte le flux supplémentaire dû à cette liaison, par analogie avec le coefficient de transfert surfacique U , un coefficient de transfert linéique ψ_L a été défini [Th-U, 2005].

Le flux ϕ_L dû à la liaison est alors calculé directement (équation (2.10)) en affectant le transfert à la longueur de la liaison L occasionnant le pont thermique.

$$\text{Transfert thermique} \quad \phi_L = \psi_L L (T_1 - T_2) \quad (2.10)$$

Où ϕ_L est le flux traversant le pont thermique et ψ_L est le coefficient de transfert linéique affecté à la liaison de longueur L .

Par analogie de raisonnement, un coefficient linéique de transfert de masse ψ_m peut être défini (équation (2.11)). Celui-ci permettra d'évaluer le transfert de masse dû à la liaison d'un plancher bas avec le sol.

$$\text{Transfert aéraulique} \quad Q_L = \psi_m L (P_2 - P_1) \quad (2.11)$$

Où Q_L est le débit massique dû à la liaison avec le sol et ψ_m est le coefficient de transfert massique linéique affecté à la liaison de longueur L .

1.2 Etablissement de l'analogie thermique/aéraulique pour les transferts à travers le sol

Ainsi, à partir des équations (2.10) et (2.11) l'analogie entre les transferts thermiques et les transferts aérauliques à travers les points singuliers peut être établie directement.

Ces transferts, de chaleur et de masse, se font à travers le sol et rejoignent l'environnement intérieur à travers la surface du plancher ou à travers des points singuliers qui sont représentés par des fissures périphériques dans le cas du transfert aéraulique. La Figure 2.2 représente ces transferts dans le cas d'une dalle avec une fissure périphérique.

Tableau 2.1 : Récapitulatif de l'analogie Thermique-Aéraulique

	Thermique	Aéraulique
Variable d'état	Température (T)	Pression (P)
Vecteur densité de flux/ Vecteur vitesse	$\vec{\varphi} = -\lambda \cdot \text{grad } T$	$\vec{V} = -\frac{k}{\mu} \text{grad } P$
Densité de flux dans la direction 'x'	$\varphi = -\lambda \cdot \frac{dT}{dx}$	$q_m = -\frac{k}{\mu} \rho \frac{dP}{dx}$
Flux total	$\phi = \frac{T_1 - T_2}{R_T}$	$Q_m = \frac{P_1 - P_2}{R_m}$
Résistances pour un mur infini de surface 'S'	$R_T = \frac{e}{\lambda S}$	$R_m = \frac{e}{k S} \mu$
Coefficient de transfert surfacique pour un mur	$U_T = \frac{\lambda}{e}$	$U_m = \frac{k}{e \mu}$
Flux à travers un point singulier caractérisant une liaison de longueur L	$\Phi_L = \psi_L L (T_1 - T_2)$	$Q_L = \psi_m L (P_2 - P_1)$

Dans notre cas, pour définir les lois d'écoulement de l'air à travers le sol vers les soubassements des bâtiments, il nous faudra définir suivant les différentes configurations traitées les coefficients de transfert massiques surfaciques U_m ou linéiques ψ_m spécifiques à chaque liaison sol/bâtiment.

2 METHODES DE CALCUL ANALYTIQUE DES DEBITS D'AIR CONVECTIFS

Les pertes de chaleur à travers des planchers en contact avec le sol sont déterminées à partir d'une représentation circulaire des tubes de flux de chaleur [Perez Sanchez *et al.*, 1988; Kreith and Bohn, 2001]. Sur la base de l'analogie des transferts thermiques et aérauliques, la même représentation de tube de courant entre le sol et le bâtiment est mise en place. Par la suite, ce tube de courant est représenté par un réseau de résistances décrivant les résistances rencontrées par les flux d'air au cours de leurs transferts entre le sol et le bâtiment. Ainsi, ces deux représentations, tube de courant et réseau de résistances, nous permettent de développer des lois analytiques débit-pression décrivant l'écoulement d'air entre le sol et le bâtiment.

La mise en œuvre des modèles analytiques de transfert d'air entre le sol et le bâtiment a nécessité l'application de certaines hypothèses afin de faciliter le développement des lois analytiques. Les différentes hypothèses prises en compte dans ces modèles, sont :

- un régime d'écoulement permanent ;
- une perméabilité de sol et de dalle homogène et isotrope ;
- des lignes de courant circulaires, même en présence de fissure périphérique.

Les lois analytiques de transfert ont été développées pour trois typologies de soubassement : vide sanitaire, dalle portée et dallage indépendant sur terre-plein. Ces trois configurations ont été décrites dans le chapitre 1, § 4.2.1.

2.1 Débit d'air du sol vers le vide sanitaire

Dans ce paragraphe, on s'intéresse au transfert aéraulique entre le sol et le vide sanitaire (voir Chapitre 1, § 4.2.1.2). Cette typologie implique un transfert d'air à travers un sol nu, c'est-à-dire une surface de sol dégarnie de plancher. Les flux d'air entre la surface du sol extérieur et le sol intérieur du vide sanitaire peuvent être représentés par un tube de courant en forme de demi-cercle centré sur 'O', qui correspond au milieu du mur ' $em/2$ '. Ces tubes de courants sont également définis par leur épaisseur ' dr ' et leur section ' $dS = L \cdot dr$ '. Un schéma représentatif de ce transfert est montré en Figure 2.3, avec la résistance représentant le transfert d'air entre le sol extérieur et intérieur du vide sanitaire.

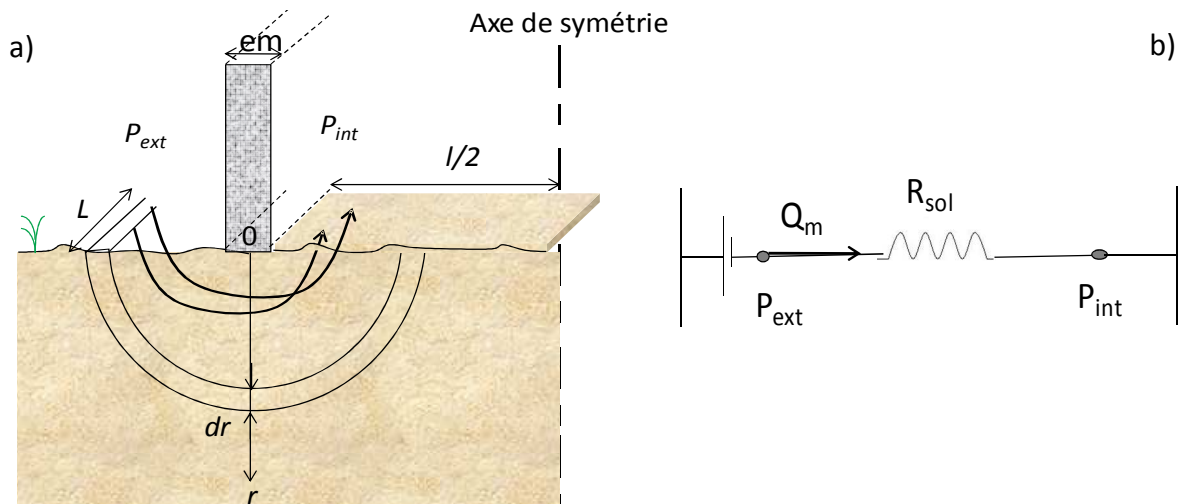


Figure 2.3 : a) Représentation des tubes de courant entre le sol et le vide sanitaire (P_{ext} , P_{int} : pressions extérieure et intérieure du vide sanitaire, dr : épaisseur des tubes de courant, $l/2$: demi-largeur du plancher, L : Longueur du périmètre du bâtiment, em : épaisseur du mur). b) Schéma analogique d'un système de résistance à travers le sol (R_{sol} : résistance du sol).

En supposant qu'il n'y ait pas d'échange entre le sol direct au bâtiment et les sols environnants, et en imposant une différence de pression entre l'intérieur et l'extérieur du bâtiment, alors, le débit d'air massique élémentaire traversant le tube de courant d'épaisseur ' dr ', reliant le sol extérieur et le sol intérieur du vide sanitaire est exprimé comme suit :

$$dQ_{VS} = \frac{P_{ext} - P_{int}}{R_{sol}}; \text{ avec } dR_{sol} = \frac{\pi r \mu}{k_{sol} \rho_{air} L dr} \quad (2.12)$$

Où: Q_{VS} est le débit d'air massique allant du sol vers le vide sanitaire (kg/s), k_{sol} est la perméabilité à l'air du sol (m^2), r est le rayon des demi-cercles (m), μ est la viscosité dynamique de l'air (Pa.s) et ρ_{air} est la densité volumique de l'air (kg/m^3).

Par la suite, le débit d'air massique allant vers le vide sanitaire est obtenu par intégration de l'équation (2.12) entre ' $em/2$ ' et ' $(l+em)/2$ ' :

$$Q_{VS} = (P_{ext} - P_{int}) \frac{k_{sol} \rho_{air} L}{\pi \mu} \ln \left(\frac{l}{em} + 1 \right) \quad (2.13)$$

L'équation (2.13), représente la loi analytique débit-pression, décrivant le transfert d'air entre le sol et le vide sanitaire.

2.2 Débit d'air traversant une dalle portée

Pour ce type d'interface, le débit d'air allant du sol vers l'air intérieur traverse le sol mais également le plancher. Le débit d'air traversant cette typologie est confronté à deux résistances, la résistance du sol mais également la résistance de la dalle. Donc, un même tube de courant traverse aussi bien le sol que la dalle. Comme pour le vide sanitaire, ces tubes de courant sont circulaires, centrés sur 'O'. La représentation d'un écoulement d'air à travers une dalle portée et le système de résistances qui lui est associé sont schématisés dans la Figure 2.4.

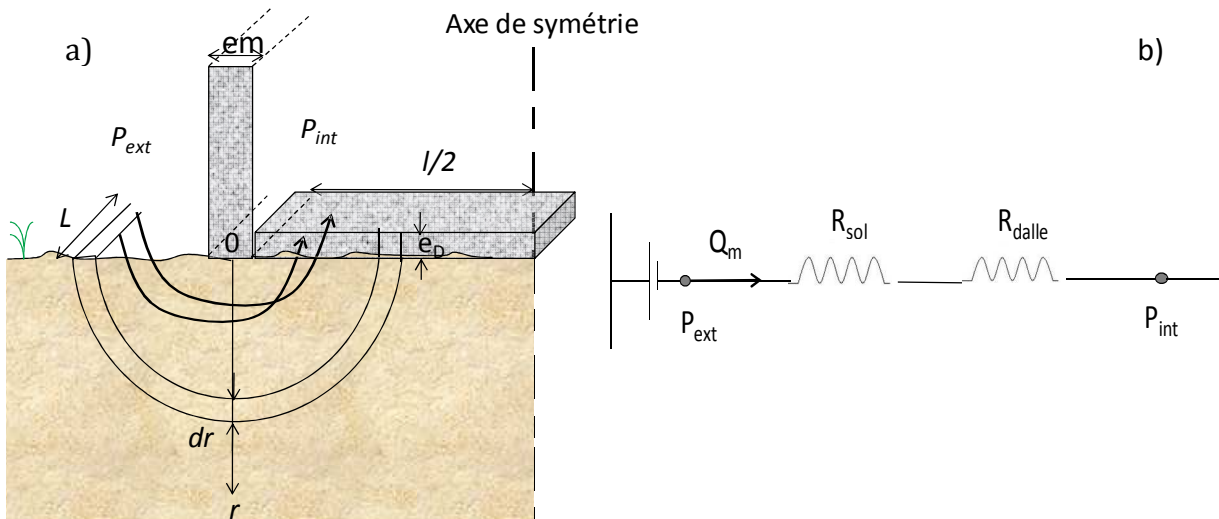


Figure 2.4 : a) Représentation des tubes de courant traversant une dalle portée (e_D : épaisseur de la dalle). b) Système de résistance entre le sol et l'air intérieur (R_{sol} , R_{dalle} : résistances du sol et de la dalle, respectivement).

En appliquant les mêmes conditions aux limites que pour le vide sanitaire, le débit d'air massique élémentaire traversant une interface type dalle portée sera calculé de la façon suivante :

$$dQ_{DP} = \frac{P_{ext} - P_{int}}{dR_{sol} + dR_{dalle}} \quad (2.14)$$

Où : Q_{DP} représente le débit d'air massique allant du sol vers l'air intérieur à travers une dalle portée (kg/s) et R_{dalle} est la résistance de la dalle (Pa.s/kg). Elle est définie de la manière suivante:

$$dR_{dalle} = \frac{e_D \mu}{k_{dalle} \rho_{air} L dr} \quad (2.15)$$

Où : k_{dalle} est la perméabilité à l'air de la dalle (m²).

En remplaçant dR_{sol} et dR_{dalle} dans l'équation (2.14) et en intégrant cette dernière entre ' $em/2$ ' et ' $(l+em)/2$ ', on obtient:

$$Q_{DP} = \frac{k_{sol} \rho_{air} L}{\pi \mu} (P_{ext} - P_{int}) \ln \left(\frac{\pi k_{dalle} l}{\pi k_{dalle} em + 2 e_D k_{sol}} + 1 \right) \quad (2.16)$$

Ainsi, l'équation (2.16) permet de calculer le débit d'air massique convectif allant du sol vers les milieux intérieurs en traversant une interface type dalle portée [Abdelouhab *et al.*, 2010].

2.3 Débit d'air traversant un dallage indépendant sur terre-plein

La troisième typologie qui peut être rencontrée est '*le dallage indépendant sur terre-plein*'. Cette dernière a la particularité d'avoir des fissures périphériques qui sont dues au séchage de la dalle. Contrairement aux deux autres typologies, les tubes de courant traversant ce type d'interface se partagent en deux sous la dalle. Une partie du flux d'air traverse la dalle et l'autre traverse les fissures périphériques. La schématisation du transfert d'air pour le dallage indépendant et la représentation du système de résistances sont montrées dans la Figure 2.5.

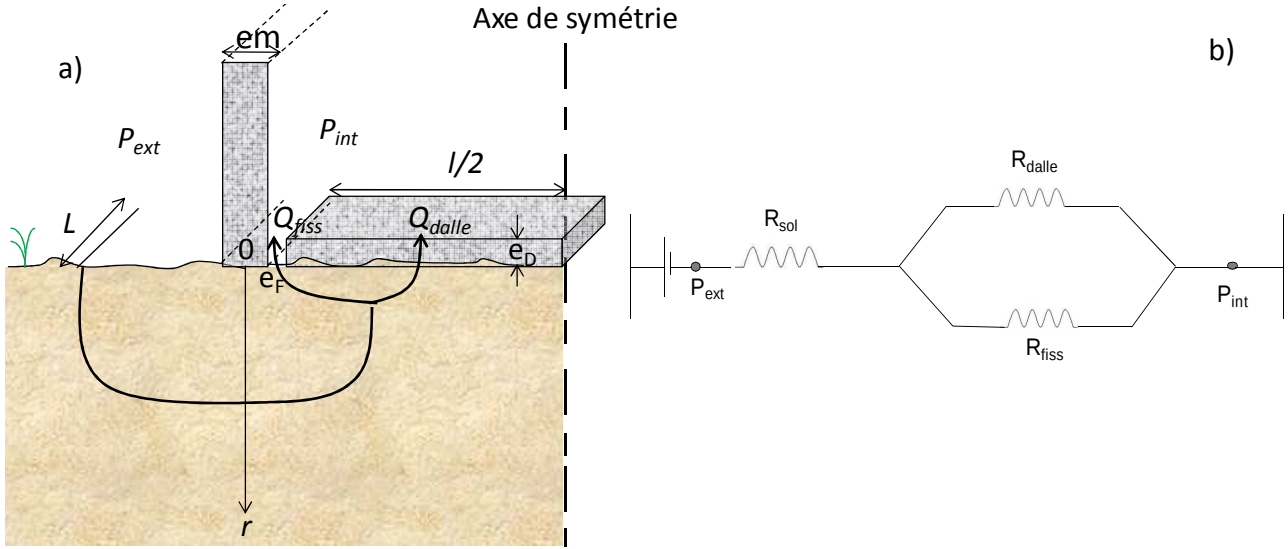


Figure 2.5 : a) Présentation des tubes de courant dans le sol et leurs décompositions en deux débits d'air (Q_{dalle} et Q_{fiss} : débits d'air massique traversant la surface de la dalle et la fissure de retrait, respectivement, e_F est l'épaisseur de la fissure). b) Système de résistance entre le sol et le milieu intérieur (R_{fiss} : résistance de la fissure périphérique).

Afin de calculer le débit d'air massique pour ce type d'interface, il a été nécessaire de prendre en considération une hypothèse supplémentaire, en plus de celles citées dans le § 2.1. Cette dernière consiste à considérer la pression sous la dalle et à l'origine de la fissure, comme étant homogène. Ainsi, le débit d'air massique traversant le sol vers le milieu intérieur peut être calculé comme suit :

$$Q_{DI} = \frac{P_{ext} - P_{int}}{R_{Tot}} \quad \text{avec} \quad R_{Tot} = R_{sol} + R_{eq} \quad (2.17)$$

Où, R_{eq} est la résistance équivalente qui prend en compte les deux résistances en parallèles R_{dalle} et R_{fiss} , soit :

$$\frac{1}{R_{eq}} = \frac{1}{R_{dalle}} + \frac{1}{R_{fiss}} \quad (2.18)$$

Pour ce type d'interface, R_{sol} et R_{dalle} sont intégrées respectivement sur la surface du sol et de la dalle. La résistance du sol est déduite de l'équation (2.13), qui est l'expression du débit d'air massique allant vers un vide sanitaire (sol nu sans plancher) :

$$R_{sol} = \frac{\pi \mu}{k_{sol} \rho_{air} L \ln\left(\frac{l}{em} + 1\right)} \quad \text{et} \quad R_{dalle} = \frac{e_D \mu}{k_{dalle} \rho_{air} S_{dalle}} \quad (2.19)$$

Concernant la résistance de la fissure périphérique, des travaux antérieurs [Baker *et al.*, 1987; Awbi, 1991; Abreu and Johnson, 2005] ont défini le débit d'air à travers une fissure comme étant un écoulement laminaire entre deux plaques parallèles :

$$Q_p = \frac{\rho_{air} L e_F^3}{12 \mu e_D} \Delta P_p \quad (2.20)$$

Où : Q_p est le débit d'écoulement de l'air entre les deux plaques parallèles (kg/s) et ΔP_p et la différence de pression entre les deux plaques (Pa).

Ainsi, à partir de l'équation (2.20) on peut en déduire la résistance de la fissure :

$$R_{fiss} = \frac{12 \mu e_D}{\rho_{air} L e_F^3} \quad (2.21)$$

Une fois R_{sol} , R_{dalle} et R_{fiss} remplacées par leurs expressions dans les équations (2.18) et (2.17), on obtient:

$$Q_{DI} = \frac{\rho_{air}}{\mu} \frac{L (P_{ext} - P_{int})}{\left[\frac{\pi}{k_{sol} \ln \left(\frac{l}{em} + 1 \right)} + \left(\frac{12 e_D}{e_F^3 + 12 k_{dalle} S_{dalle} / L} \right) \right]} \quad (2.22)$$

Pour la suite de nos travaux, l'équation (2.22) nous permettra de calculer les débits d'air massique à travers un dallage indépendant sur terre-plein en prenant en compte, le transfert d'air dans le sol et la dalle associé à une fissure périphérique.

2.4 Débit d'air traversant uniquement la fissure périphérique

Des travaux antérieurs [Nazaroff, 1988b; Nazaroff, 1992] se sont intéressés aux débits d'air passant uniquement par la fissure périphérique (Chapitre 1, §3.3.1.2). Afin de connaître la pertinence de la loi de *Nazaroff (1988b)*, une loi analytique décrivant le transfert d'air à travers le sol et la fissure a été développée. Le développement de cette loi est principalement basé sur l'hypothèse que la dalle est imperméable. La schématisation de ce transfert est représentée dans la Figure 2.6.

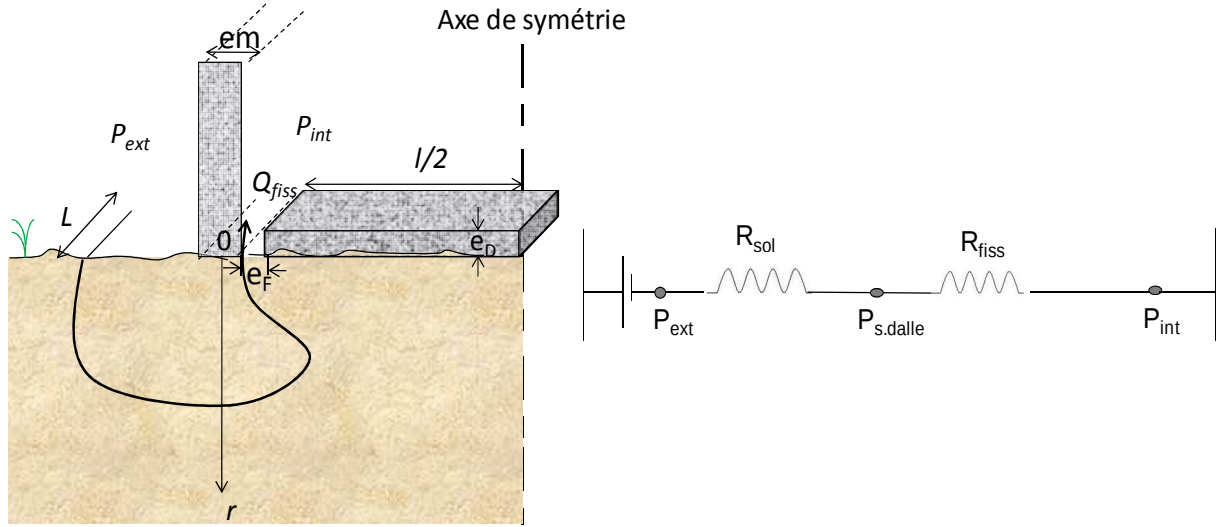


Figure 2.6 : Représentation d'un écoulement d'air à travers le sol et la fissure de retrait (à gauche) et un système de résistance associé à ce transfert (à droite).

Pour obtenir une loi analytique permettant de calculer le débit d'air massique passant seulement par les fissures de retrait, on repart de la loi analytique décrivant le transfert à travers un dallage indépendant (Q_{Dl}) et on suppose que la fissure périphérique est le chemin préférentiel pour le passage de l'air et que rien ne passe à travers la dalle. Celle-ci est imperméable, cela signifie que sa perméabilité à l'air est égale à '0'. Par la suite, on remplace $k_{dalle} = 0$ dans l'équation (2.22) et on en déduit Q_{fiss} qui est le débit massique convectif traversant une fissure seule:

$$Q_{fiss} = \frac{\rho_{air} L}{\mu} \frac{(P_{ext} - P_{int})}{\left[\frac{\pi}{k_{sol} \ln\left(\frac{I}{em} + 1\right)} + \frac{12 e_D^3}{e_F^3} \right]} \quad (2.23)$$

Ensuite, les débits calculés avec cette dernière équation sont comparés aux débits calculés avec la loi de *Nazaroff* (voir l'équation (1.23)). Toutefois, dans le modèle de *Nazaroff* (1988b), la dalle et le sol extérieur ne sont pas au même niveau, la dalle est à un niveau plus bas que le sol. De ce fait, le terme ' Z_{fiss} ' qui est la distance entre la surface du sol et la fissure de retrait (voir Figure 1.3), dans la loi de *Nazaroff*, est pris en compte comme étant équivalent à la longueur de la semelle de fondation. Ainsi, en faisant varier la perméabilité du sol et la taille de la fissure, les débits d'air décrits par la loi de *Nazaroff* (1988b) sont calculés en appliquant l'équation (1.23).

3 METHODES DE CALCUL NUMERIQUE DES DEBITS D'AIR CONVECTIFS

En parallèle des calculs analytiques de débits d'air convectifs, des calculs numériques ont été menés. Ces calculs numériques ont pour but de servir de base de comparaison aux débits d'air calculés analytiquement.

La quantification des débits d'air convectifs numériques se fait à l'aide d'un logiciel thermique, qui est un code de calcul d'élément finis adapté au problème de diffusion. Il permet entre autre, d'étudier le transfert de chaleur entre le sol et le bâtiment à l'état stationnaire. La représentation des matériaux (sol, dalle...) traversés par le flux de chaleur se fait à l'aide de bloc rectangulaire identifié par des couleurs différentes et défini par des propriétés thermiques (température, conductivité thermique, coefficient d'échange) et des conditions aux limites (voir Annexe A) [PHYSIBEL, 2007].

En se basant sur l'analogie thermique-aéraulique décrite dans le paragraphe 2, une adaptation du code numérique habituellement utilisé pour les transferts thermiques sol-bâtiment a été mise en place afin de calculer les débits d'air convectifs numériques entre le sol et le bâtiment pour les trois typologies étudiées analytiquement. Un exemple de résultat est donné dans la Figure 2.7 :

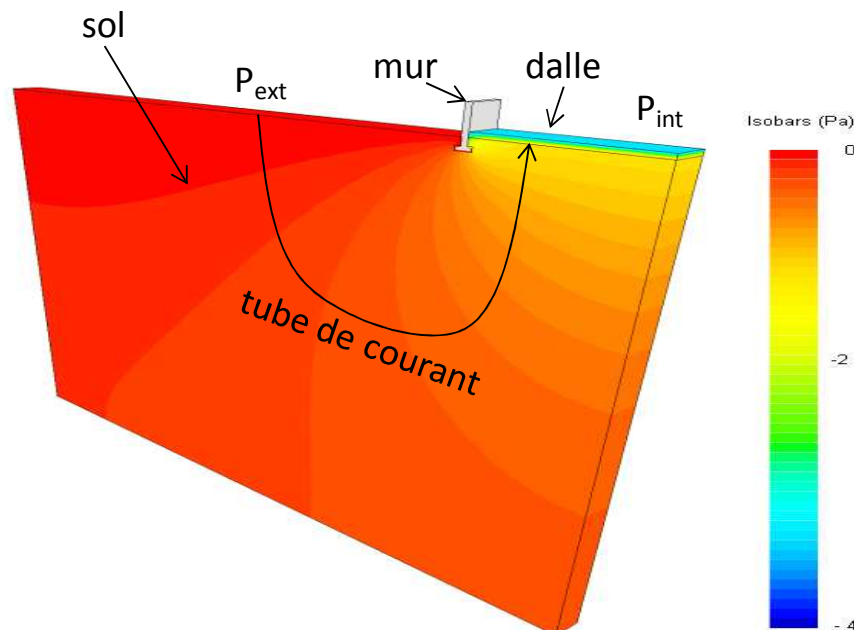


Figure 2.7 : Isobares illustrant numériquement le transfert de masse d'air entre sol-bâtiment.

L'adaptation du code numérique consiste à remplacer les paramètres d'entrées : conductivité thermique de la dalle, du mur et du sol par la perméabilité respective de chaque élément, divisée par la viscosité dynamique de l'air (k/μ). L'étude de sensibilité effectuée a nécessité de faire varier les perméabilités du sol et de la dalle. Par contre, la perméabilité du mur est considérée comme négligeable, afin qu'il n'y ait pas de transfert d'air à travers le mur. Ainsi, l'entrée de l'air se fait principalement par la dalle. Pour être en accord avec le modèle analytique, on représente uniquement la demi-largeur de la dalle

avec une longueur unitaire. Pour le sol, une longueur et une profondeur de 20 m sont prises en compte. Le transfert thermique est considéré adiabatique, tout autour du sol et au niveau de la longueur extérieure de la dalle. En revanche, au niveau de la surface extérieure du sol en contact avec l'atmosphère et la surface intérieure de la dalle, le transfert n'est pas adiabatique. Des conditions aux limites sont appliquées au niveau de ces surfaces, celles-ci sont définies par la température et un coefficient d'échange ' h '. Dans notre cas, la température est remplacée par la pression et le coefficient d'échange est considéré infini, soit $1/h$ tend vers ' 0 '. Cela nous permet de considérer qu'il n'y a pas d'échange d'air entre l'intérieur et l'extérieur de la maison. Ainsi, seuls les flux d'air provenant du sol sont pris en compte.

4 COMPARAISON DES DEBITS D'AIR ANALYTIQUES ET NUMERIQUES

Le calcul des débits d'air convectifs numériques et analytiques a été fait sur la base d'un scénario résidentiel standard avec une surface de dalle de $10 \times 10 \text{ m}^2$, une différence de pression entre l'intérieur et l'extérieur du bâtiment égale à 4 Pa et une hypothèse de sol homogène et isotrope. La comparaison des débits d'air obtenus par des méthodes analytiques et numériques pour les différentes typologies, est décrite dans les paragraphes suivants.

4.1 Calcul des débits d'air convectifs du sol vers le vide sanitaire

Les débits d'air analytiques traversant un vide sanitaire, soit un sol nu, sont calculés à l'aide de l'équation (2.13). Par la suite, les débits obtenus analytiquement sont comparés aux débits obtenus numériquement pour une même typologie de soubassement. Pour ce type d'interface, le calcul des débits numériques se fait en remplaçant la dalle par le sol interne du vide sanitaire et à la surface de celui-ci, une pression intérieure du vide sanitaire et un coefficient d'échange, sont définis. De plus, le vide sanitaire est considéré comme étant conçu sur de la terre battue, alors, la différence de pression entre l'extérieur et l'intérieur du vide sanitaire est prise comme égale à 1 Pa.

La terre battue à travers laquelle le transfert des flux d'air du sol vers le vide sanitaire se fait, est prise comme étant égale à la demi-largeur de la dalle (soit 5 m) sur une longueur unitaire. Par contre, la profondeur et la longueur du sol sont similaires pour les trois typologies (voir §3). Les débits d'air allant du sol vers le vide sanitaire sont calculés uniquement en fonction de la perméabilité du sol qui est considérée comme étant homogène.

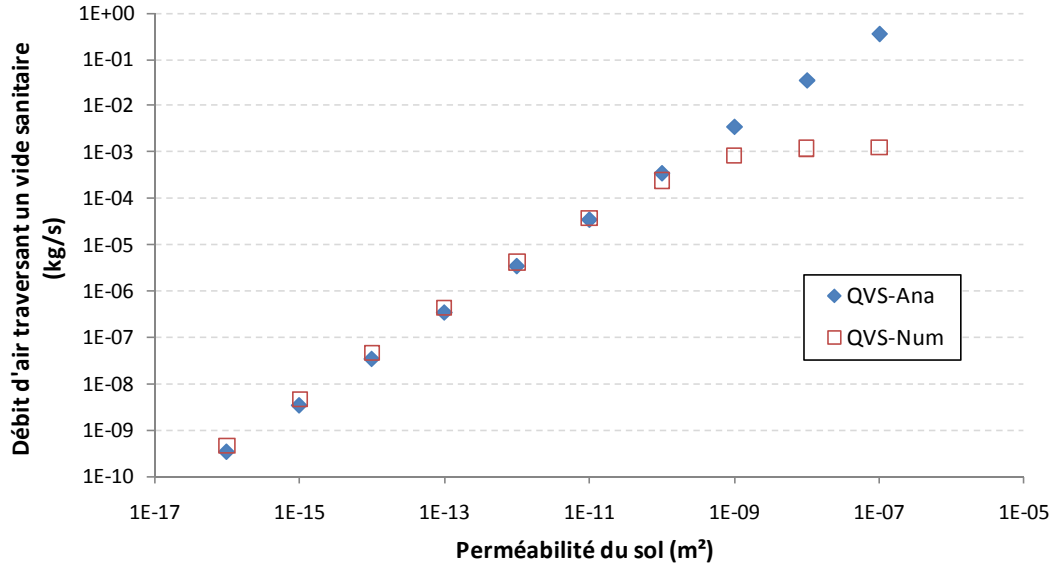


Figure 2.8 : Comparaison des débits d'air massiques analytiques et numériques, traversant un vide sanitaire, avec $\Delta P_{VS} = 1$ Pa (Q_{VS-Ana} : débit massique analytique et Q_{VS-Num} : débit massique numérique, allant du sol vers le vide sanitaire).

La Figure 2.8 représente, la quantification et la comparaison des débits d'air massiques obtenus par les méthodes analytiques et numériques, allant du sol vers le vide sanitaire. On constate que, pour des perméabilités de sol (k_{sol}) inférieures ou égales à $10^{-10} m^2$, les deux méthodes de calcul permettent d'obtenir le même profil de croissance des débits d'air en fonction de la perméabilité du sol. Néanmoins, pour cette gamme de perméabilité de sol ($k_{sol} \leq 10^{-10} m^2$), les débits d'air numériques enregistrent des valeurs supérieures de 5 à 30% par rapport aux débits analytiques. Cependant, pour les deux méthodes de calcul, analytique et numérique, les mêmes ordres de grandeurs sont observés.

Dans le cas où k_{sol} est strictement supérieur à $10^{-10} m^2$, les débits d'air numériques forment un palier, tandis que les débits analytiques continuent à croître en fonction de la perméabilité du sol. Dans ce cas, ces débits atteignent deux ordres de grandeur de plus que les débits numériques. Ces résultats montrent que, les débits d'air analytiques sont influencés par l'augmentation de la perméabilité du sol, contrairement aux débits d'air numériques qui ne sont plus affectés par la perméabilité de sol, lorsque cette dernière est élevée ($k_{sol} > 10^{-10} m^2$). Les débits d'air traversant le sol vers le vide sanitaire ne rencontrent aucune autre résistance, mis à part celle du sol. Cette dernière est supposée être la même tout le long du trajet de l'air, étant donnée que la perméabilité du sol est homogène. Donc, le débit d'air est sensé être proportionnel à la perméabilité du sol, comme cela est montré dans l'équation analytique. Cependant, cette phénoménologie n'est pas retrouvée dans le modèle numérique. Cela peut être lié à une limite de l'outil numérique utilisé.

Cependant, si on se réfère aux données de *Nazaroff (1992)*, les sols proches des fondations ont une perméabilité entre $10^{-14} m^2$ et $10^{-11} m^2$ et pour cette gamme de perméabilité de sol, les deux méthodes de calcul nous permettent d'obtenir des débits d'air cohérents. Donc, la loi analytique décrivant le transfert entre le sol et le vide sanitaire

semble satisfaisante pour les gammes de perméabilité de sol les plus rencontrées sous les fondations.

4.2 Calcul des débits d'air traversant une dalle portée

L'application de l'équation (2.16) a permis de calculer de manière analytique les débits d'air convectifs allant du sol vers un milieu intérieur conçu sur une dalle portée. Les résultats obtenus ont été comparés aux débits d'air convectifs issus des simulations numériques faites avec le logiciel thermique pour une même typologie de soubassement et pour une différence de pression entre l'intérieur et l'extérieur du bâtiment (ΔP) égale à 4 Pa. Les résultats de cette comparaison sont présentés dans la Figure 2.9.

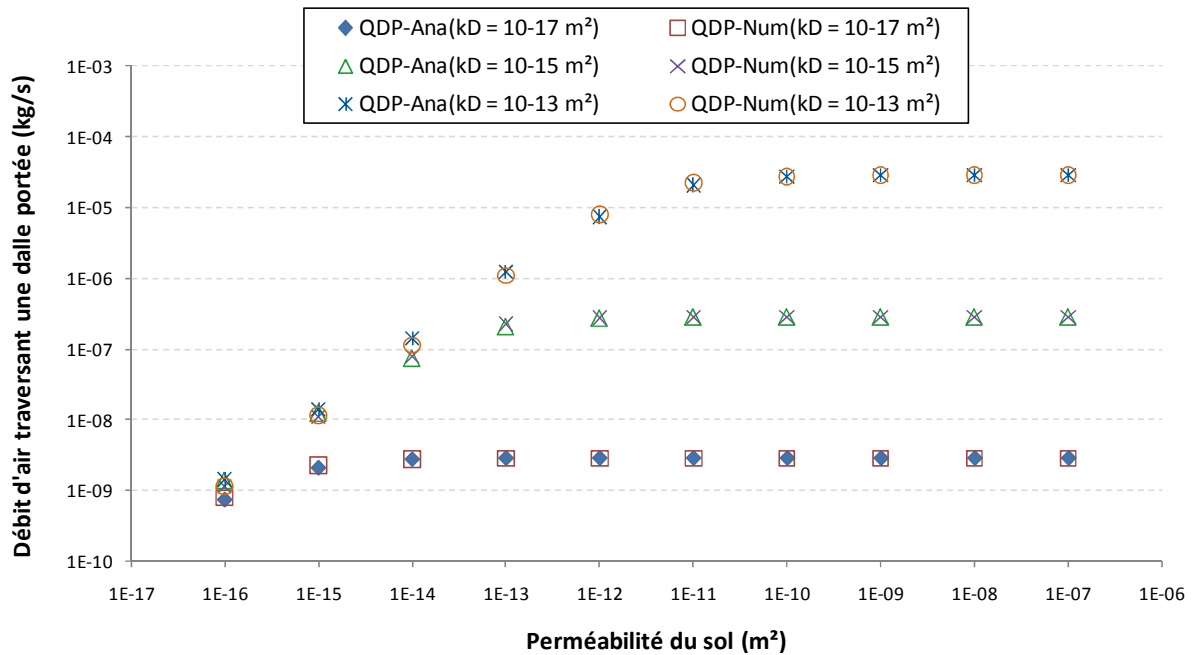


Figure 2.9: Quantification des débits d'air massique, analytiques (Q_{DP-Ana}) et numériques (Q_{DP-Num}), traversant une dalle portée en fonction de la perméabilité du sol et pour trois perméabilités de dalle ($k_{dalle} = 10^{-17} \text{ m}^2$; 10^{-15} m^2 et 10^{-13} m^2).

On constate sur la Figure 2.9 que, l'évolution des débits d'air analytiques et numériques se fait en deux temps. Dans un premier temps, ces débits d'air augmentent en fonction de la perméabilité du sol et cela pour un rapport de k_{sol}/k_{dalle} strictement inférieur à 100. Dans un deuxième temps, lorsque ce rapport de k_{sol}/k_{dalle} est supérieur ou égale à 100, ces débits d'air forment un palier. Ce phénomène, est dû à l'impact de la résistance de la dalle par rapport au passage de l'air. Toutefois, on remarque que ces paliers n'interviennent pas tous au même moment. En effet, ils apparaissent de plus en plus tardivement en fonction de l'augmentation de la perméabilité de la dalle. De plus, on obtient des débits d'air plus importants, dus au fait que la dalle soit plus perméable. Donc, plus la dalle est perméable, moins elle résiste au transfert de l'air entre le sol et le bâtiment et plus elle permet à la perméabilité du sol d'avoir un effet marquant en augmentant les débits d'air entrant dans le bâtiment.

De façon générale, les débits d'air analytiques et numériques évoluent de manière similaire en fonction de la perméabilité du sol et de la dalle. Ainsi les mêmes ordres de grandeur sont obtenus. Toutefois, lorsque k_{dalle} est strictement supérieure à k_{sol} les débits d'air analytiques sont plus importants que les débits d'air numériques de 14 à 24 %. Cette différence est plus marquée à grande perméabilité de dalle. Néanmoins, cet écart entre les débits d'air analytiques et numériques intervient pour des faibles valeurs de débits (entre 10^{-9} et 10^{-7} kg/s), ce qui rend cette différence moins importante.

La confrontation des deux méthodes de calcul de débit d'air donne des résultats globalement satisfaisant, ce qui permet de valider les hypothèses du calcul analytique décrivant le transfert d'air à travers une dalle portée.

4.3 Calcul des débits d'air traversant uniquement la fissure périphérique

Comme cela a été explicité plus haut, la conception du modèle analytique décrivant le débit d'air traversant les fissures périphériques, est basé sur deux principales hypothèses:

- première hypothèse : à partir du moment où l'interface sol-bâtiment contient une fissure périphérique, cette dernière est considérée comme étant le chemin préférentiel des polluants gazeux venant du sol ;
- deuxième hypothèse : étant donné que les polluants du sol passent principalement par la fissure de retrait, on suppose qu'il n'y a pas de passage de polluants à travers la dalle. Alors, la dalle est considérée comme imperméable ($k_{dalle} = 0 \rightarrow R_{dalle} = \infty$)

Les résultats des débits d'air obtenus analytiquement sont comparés à ceux calculés numériquement, ainsi qu'à ceux calculés par la formule de *Nazaroff et al. (1988b)*.

La Figure 2.10 présente une comparaison des débits d'air obtenus par l'approche de *Nazaroff (1988b)* et ceux obtenus par les approches numérique et analytique, en fonction de la perméabilité du sol et pour différentes tailles de fissures et cela pour une différence de pression de 4 Pa.

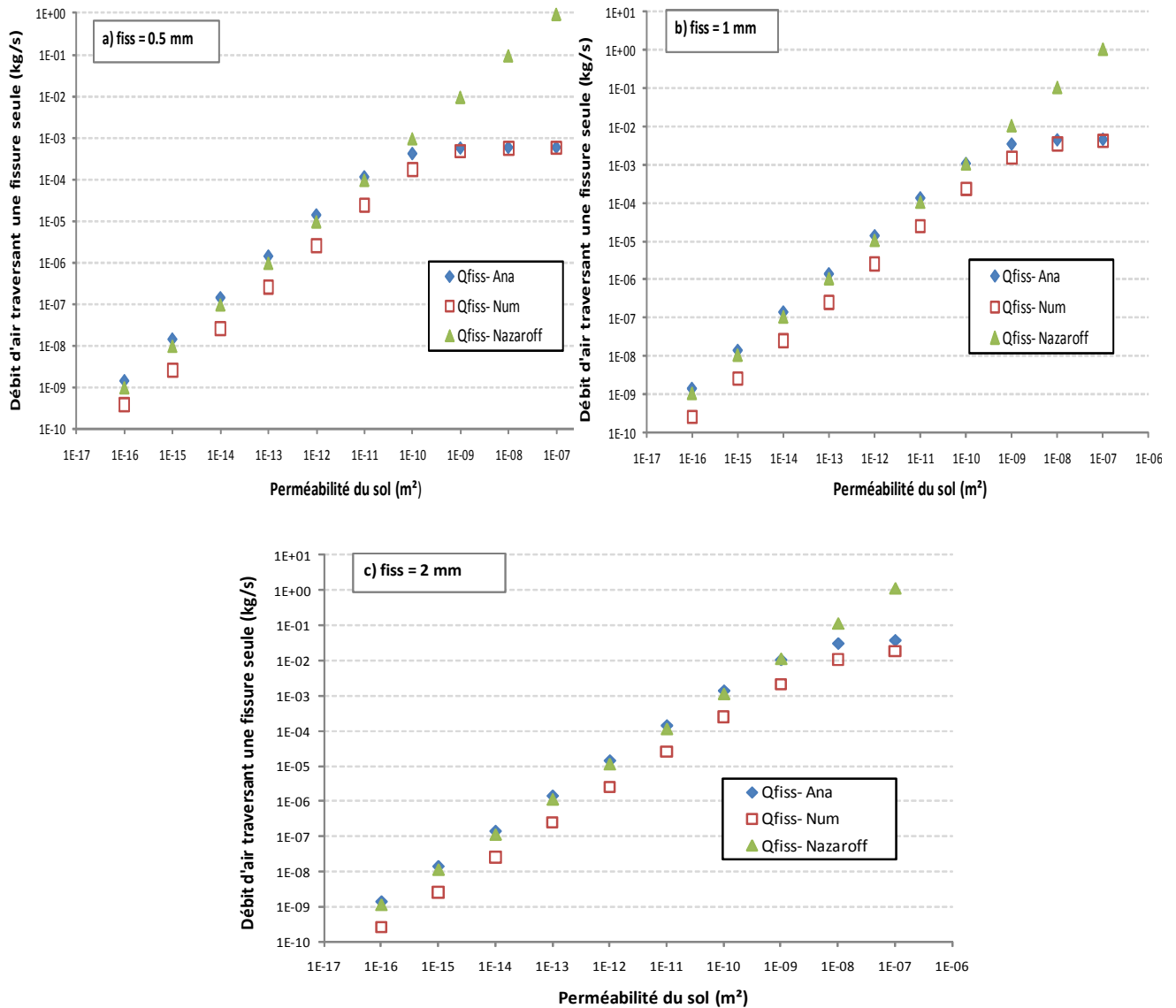


Figure 2.10 : Comparaison des débits d'air dus à une fissure périphérique : débits analytiques, numériques et ceux issus de la loi de Nazaroff, en fonction de la perméabilité du sol et de trois tailles de fissure : 0,5 – 1 et 2 mm.

Dans un premier temps, on remarque que les trois méthodes de calcul donnent des débits d'air croissant en fonction de la perméabilité du sol. Les débits obtenus analytiquement et par la loi de *Nazaroff* sont supérieurs aux débits numériques. En moyenne les débits analytiques sont cinq fois plus importants que les débits numériques, et les débits de *Nazaroff* sont quatre fois plus élevés que les débits numériques. Par contre, un rapport de 1,5 est constaté entre les débits analytiques et ceux obtenus avec la loi de *Nazaroff*.

Dans un deuxième temps, les débits d'air analytiques et numériques forment un plateau à partir d'une certaine valeur de la perméabilité de sol. Cette valeur intervient de plus en plus tardivement en fonction de l'augmentation de la taille de la fissure. Cela peut être expliqué par le fait que, lorsqu'on a une petite fissure, celle-ci bloque les débits d'air venant du sol, ce qui lui procure le rôle de résistance au transfert de l'air. Par contre, plus la taille de la fissure

augmente, moins cette dernière est un facteur limitant au passage de l'air entre le sol et le bâtiment. De plus, cette augmentation de la taille de la fissure entraîne des débits d'air dans les environnements intérieurs de plus en plus importants et donc des concentrations plus élevées en polluants gazeux du sol. On constate également que lorsque la fissure fait autorité sur le transfert de l'air, les débits analytiques et numériques sont pratiquement égaux, en particulier pour la fissure de 0,5mm. Néanmoins, pour une fissure de 2 mm les débits analytiques sont deux fois plus importants que les débits numériques.

Tandis que les débits analytiques et numériques sont limités par la taille de la fissure, ceux obtenus avec la loi de *Nazaroff* continuent à croître en fonction de la perméabilité du sol, indépendamment de la taille de la fissure ce qui est certainement une limite de ce modèle.

De façon générale, la loi analytique développée dans le cas d'une fissure périphérique seule semble être en accord avec la loi de *Nazaroff*, lorsque la fissure n'affecte pas le transfert d'air. Par contre, à partir du moment où la fissure devient un facteur limitant au transfert d'air, alors, la loi analytique n'est plus en accord avec les résultats du modèle numérique.

4.4 Calcul des débits d'air traversant un dallage indépendant sur terre-plein

Les débits d'air massiques allant du sol vers un bâtiment sur dallage indépendant, entrent dans l'air intérieur à travers deux chemins parallèles : la surface du plancher et les fissures périphériques. Les débits analytiques traversant ce type d'interface sont calculés avec l'équation (2.22) pour un $\Delta P = 4 \text{ Pa}$, et ils sont comparés aux débits numériques obtenus pour une même typologie de soubassement. Les résultats de cette comparaison sont présentés dans la Figure 2.11.

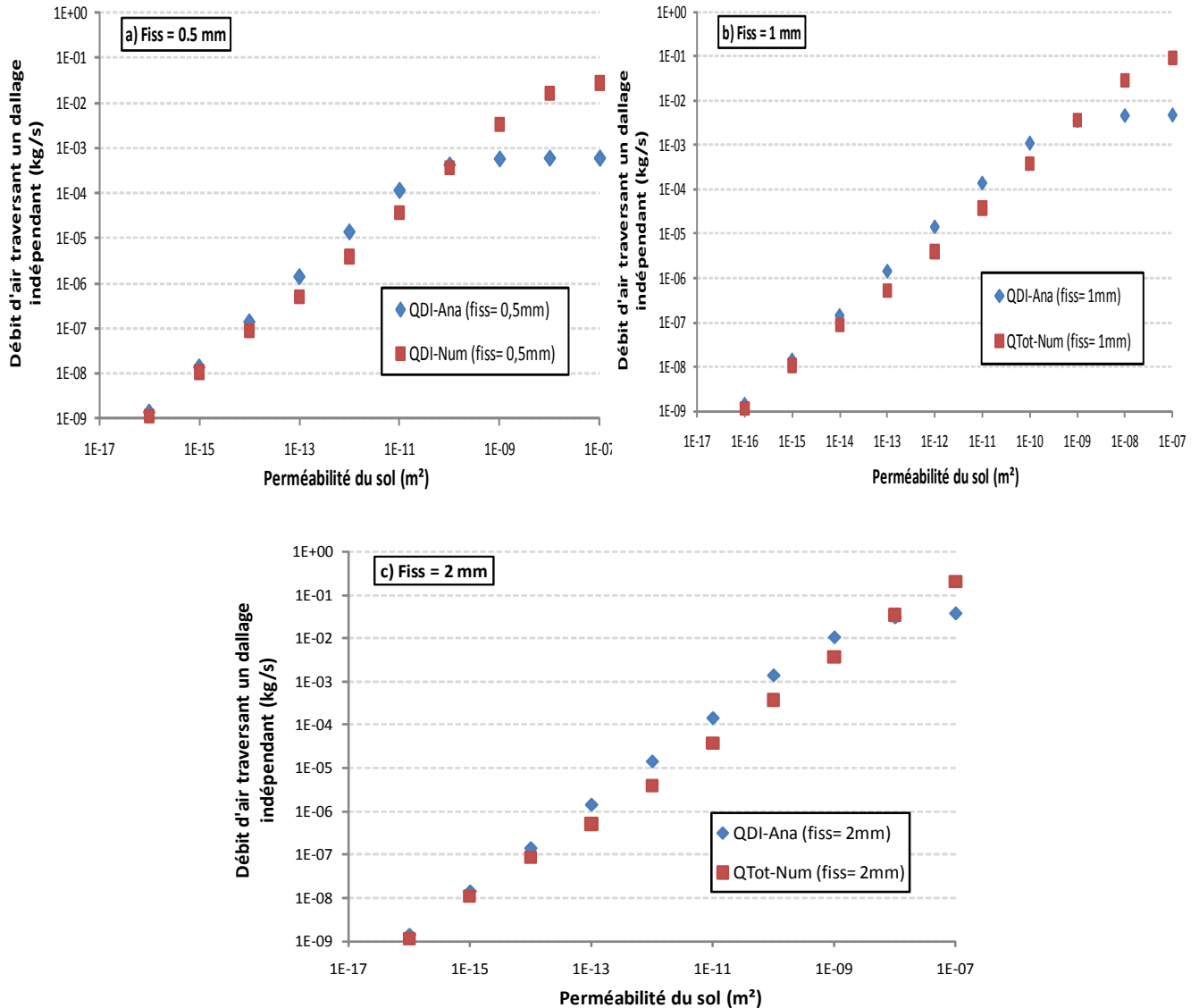


Figure 2.11 : Comparaison des débits d'air analytiques et numériques traversant un dallage indépendant sur terre-plein, en fonction de la perméabilité du sol et de la taille de la fissure, pour une perméabilité de dalle constante = 10^{-15} m^2 .

La Figure 2.11 montre la quantification des débits d'air analytiques et numériques, à travers un dallage indépendant sur terre-plein. Ces débits sont quantifiés en fonction de la perméabilité du sol et pour trois tailles de fissure : 0,5, 1 et 2mm. Ces résultats n'ont pas été présentés en fonction de la perméabilité de la dalle, car celle-ci a un effet que secondaire sur l'évolution des débits d'air analytiques et numériques pour ce type d'interface (dallage indépendant sur terre-plein).

Dans un premier temps, la Figure 2.11 montre que c'est la perméabilité du sol qui fait autorité sur le transfert de l'air entre le sol et le bâtiment. D'ailleurs, les débits d'air analytiques et numériques augmentent de façon proportionnelle à l'augmentation de la perméabilité du sol. Toutefois, malgré la similarité des débits analytiques et numériques du point de vue de leurs profils, les débits analytiques sont plus importants que les débits

numériques de 25 à 260%. Par la suite, l'effet de la perméabilité du sol s'estompe et laisse place à l'effet de la taille de la fissure. A partir de ce moment, les débits analytiques et numériques forment un palier qui est lié à l'effet de la résistance imposée par la taille de la fissure. Toutefois, l'apparition de ce palier intervient de plus en plus tardivement en fonction de l'augmentation de la taille de la fissure. Donc, plus la fissure est grande, moins elle résiste au transfert de l'air et plus l'impact de la perméabilité du sol dure longtemps.

Lors de la formation du palier, un écart entre les débits d'air analytiques et numériques apparaît. Cet écart diminue avec l'augmentation de la taille de la fissure, il passe d'un écart de deux ordres de grandeurs pour une fissure de 0.5mm, en faveur des débits numériques, à un écart d'un ordre de grandeur pour une fissure de 2mm. Donc, pour les hautes perméabilités de sol, on note une différence assez importante entre les débits analytiques et les débits numériques. Pourtant, si on sépare les deux phénomènes, transfert de l'air à travers la dalle seule (voir Figure 2.9) et le transfert de l'air à travers la fissure seule (Figure 2.10), on constate que le moment où les deux modèles (analytique et numérique) sont le plus en accord est quand les perméabilités de sol sont élevées. Donc, afin d'approfondir au mieux cette étude et de comprendre la phénoménologie de transfert à travers un dallage indépendant sur terre-plein, une analyse plus poussée des résultats obtenus est entreprise.

Pour commencer, nous allons vérifier si la somme des débits analytiques pris séparément, débits traversant la surface du plancher seule (ce qui correspond à la dalle portée) et débits traversant la fissure seule, est égale au débit analytique qui traverse un dallage indépendant (soit plancher associé à une fissure).

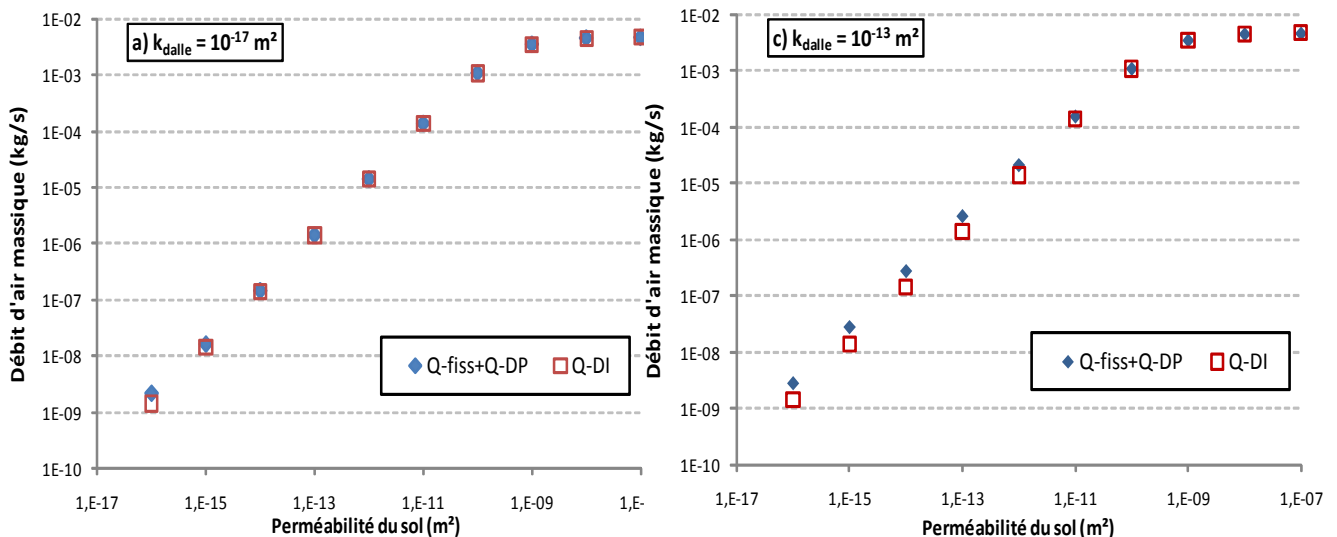


Figure 2.12 : Comparaison de la somme des débits analytiques, fissure seule (Q_{fiss}) et surface du plancher seule (Q_{DP}), au débit total analytique qui traverse le dallage indépendant (Q_{DI}), pour une fissure de 1mm.

La Figure 2.12 présente, l'évolution des débits analytiques en fonction de la perméabilité du sol et de la dalle. D'une part, on a la somme des débits traversant la fissure seule (Q_{fiss}) et

le plancher seul (Q_{DP}) (dalle portée), d'autre part, on présente les débits traversant un dallage indépendant sur terre-plein (Q_{DI}). On constate que, lorsque k_{dalle} est supérieure ou égale à k_{sol} , la somme des débits d'air analytiques, fissure seule et plancher seul est légèrement plus élevée que les débits totaux qui traversent un dallage indépendant. Par contre, lorsque k_{dalle} strictement inférieure à k_{sol} , le débit total traversant le dallage indépendant est parfaitement égale à la somme des débits. Donc, le modèle analytique montre que la somme des deux phénomènes pris séparément, transfert à travers la dalle seule et à travers la fissure seule, est pratiquement égale au phénomène total (dalle associée à la fissure), en particulier pour des k_{dalle} strictement inférieure à k_{sol} .

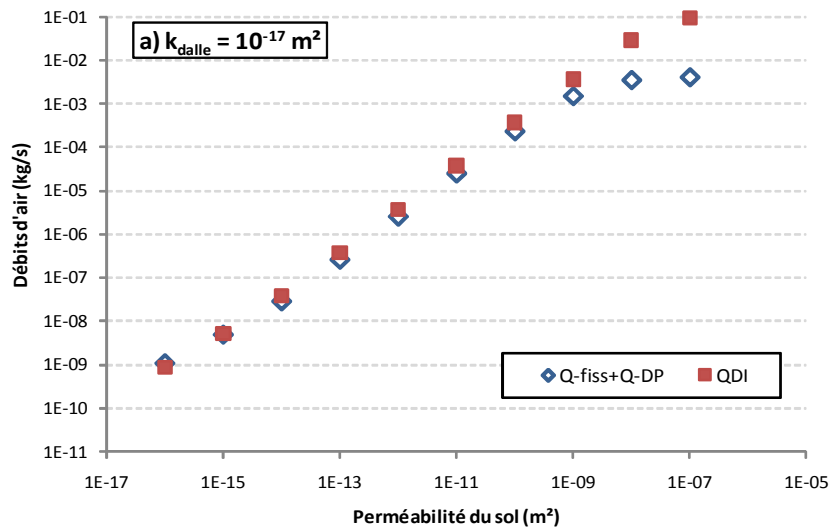


Figure 2.13 : Comparaison de la somme des débits numériques, fissure seule et surface du plancher seul, et les débits numériques totaux qui passent par un dallage indépendant pour $k_{dalle} = 10^{-17} m^2$.

De la même façon que pour les résultats analytiques, la même comparaison a été faite avec les résultats numériques. Les résultats de cette comparaison sont montrés dans la Figure 2.13. Les résultats numériques sont présentés pour une seule valeur de perméabilité de dalle ' $k_{dalle} = 10^{-17} m^2$ ', car on obtient des débits similaires pour les autres valeurs de perméabilités de dalle.

On remarque sur cette figure que, pour des valeurs de k_{sol} inférieures ou égales à $10^{-10} m^2$, une variation de 20% est à noter entre la somme des débits numériques, fissures seule (Q_{fiss}) et plancher seul (Q_{DP}), est le débit total numérique qui traverse le dallage indépendant. Au delà, quand k_{sol} est strictement supérieure à $10^{-10} m^2$, le débit total qui est dû à une surface de plancher associé à une fissure de retrait (Q_{DI}) est beaucoup plus important que la somme des débits, fissure seule et plancher seul. Cette augmentation est estimée entre 100 à 2100%. Donc, le modèle numérique somme les deux phénomènes de transferts pour des k_{sol} inférieures ou égales à $10^{-10} m^2$. Par contre au-delà de cette valeur le transfert à travers un dallage indépendant (à travers une dalle associé à une fissure), engendre des débits d'air plus importants que la somme des débits pris séparément (plancher seul et fissure seule).

De plus, si on compare la Figure 2.13 à la Figure 2.12, on constate que les débits analytiques traversant un dallage indépendant sont semblables à la somme des débits numériques, fissure seule et plancher seul, d'un point de vue profil et ordre de grandeur.

Toujours dans la perspective de comprendre l'origine de la surestimation des débits numériques par rapport aux débits analytiques, dans le cas d'un dallage indépendant, une étude supplémentaire a été effectuée, uniquement sur le modèle numérique. Le code utilisé, en plus de calculer le débit total, nous permet également de différencier la quantité de débit traversant la surface du plancher de celle traversant les fissures périphériques. Dans ce qui suit, les débits passant par les fissures et le plancher *via* la décomposition du débit total sont comparés aux débits de fissure seule et de plancher seul.

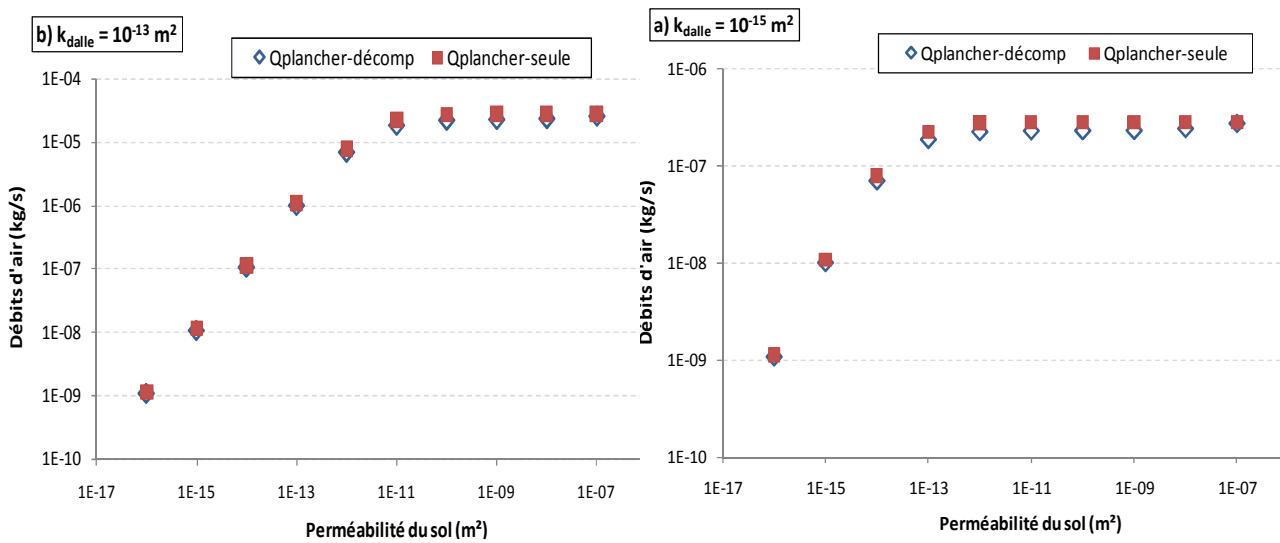


Figure 2.14: Comparaison du débit numérique à travers une surface de plancher seul ($Q_{\text{plancher-seul}}$) et le débit qui passe par le plancher dû à la décomposition du débit total ($Q_{\text{plancher-décomp}}$) (débit du dallage indépendant), en fonction de la perméabilité du sol et de la dalle.

La Figure 2.14 montre, la comparaison des débits passant à travers un plancher seul aux débits qui passent par le plancher, mais dû à la décomposition du débit total. Les résultats sont montrés pour deux valeurs de perméabilités de dalle ($k_{\text{dalle}} = 10^{-15}$ et 10^{-13} m²), car les mêmes profils sont obtenus pour les autres valeurs de k_{dalle} . On remarque sur cette figure que, quelle que soit la perméabilité de la dalle, les débits d'air traversant une dalle seule et ceux traversant une dalle *via* la décomposition du débit total sont égaux. Donc la résistance de la dalle par rapport au transfert d'air se fait de la même façon avec ou sans fissure.

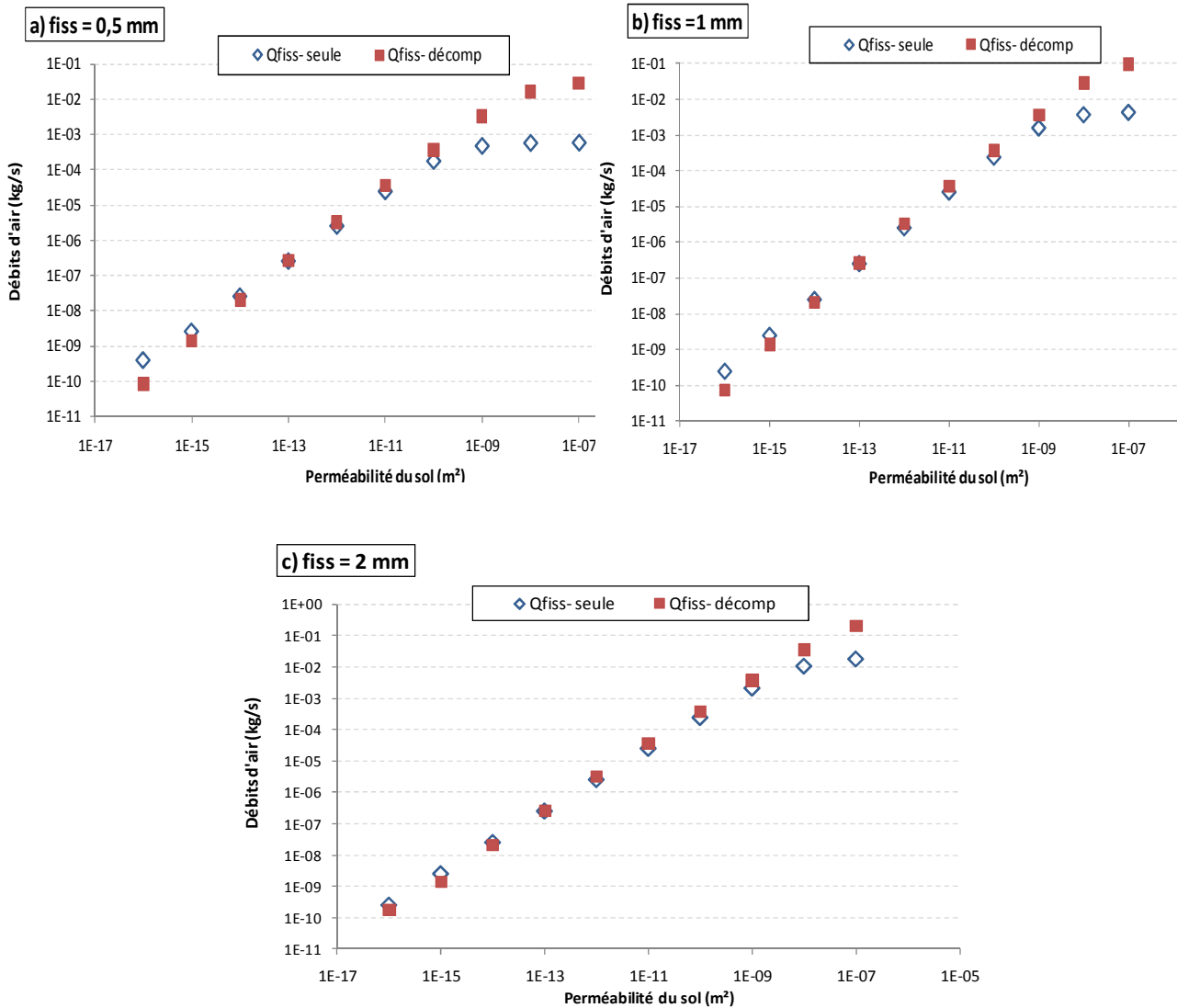


Figure 2.15 : Comparaison du débit numérique traversant une fissure seule (sans dalle) et du débit de fissure issu de la décomposition du débit total en fonction de la perméabilité du sol et de la taille de la fissure.

La Figure 2.15 montre que, du moment où la perméabilité du sol fait autorité sur le transfert de l'air, les débits obtenus avec une fissure seule et ceux issus de la décomposition du débit total, sont pratiquement égaux. Cependant, pour de très faibles perméabilités de sol ($k_{sol} = 10^{-16}$ et 10^{-15} m^2), une augmentation de 45 à 350% est constatée pour les débits de fissure seule.

Par la suite, lorsque la fissure joue le rôle d'un facteur limitant au transfert d'air, alors, les débits, traversant la fissure, dus à la décomposition du débit total sont un à deux ordres de grandeur plus importants que les débits calculés pour une fissure seule. Donc, le débit d'air traversant la fissure périphérique est influencé par l'ajout de la perméabilité de la dalle. Par contre, le débit traversant la surface du plancher n'est pas influencé par l'ajout de la fissure. Ainsi, la perméabilité de la dalle semble exacerber le flux d'air venant du sol vers la fissure

périphérique. Ceci entraînerait une augmentation de débit d'air qui passe par la fissure périphérique.

Cette dernière hypothèse expliquerait le fait que les débits numériques traversant un dallage indépendant soient plus importants que les débits analytiques, pour les hautes perméabilités de sol. A priori, le modèle numérique enregistre une augmentation du débit qui passe par la fissure lors des hautes perméabilités de sol. Cependant, cette élévation de débit n'est pas perçue par le modèle analytique et cela peut être expliqué par l'hypothèse émise lors de la conception de ce modèle d'homogénéité de la pression sous la dalle. Il est fort probable, qu'à haute perméabilité de sol, la pression sous la dalle et celle sous la fissure ne soient plus uniformes.

5 CONCLUSION

Dans le cadre de la contribution à l'amélioration des modèles d'évaluation des risques, des lois analytiques décrivant le transfert d'air entre le sol et le bâtiment ont été développées dans ce chapitre. Ces lois analytiques ont été conçues sur la base d'une analogie faite entre le transfert aéraulique et le transfert thermique. Par la suite, les débits d'air obtenus à l'aide des lois analytiques ont été confrontés à des débits numériques calculés avec un code d'éléments finis. La quantification des débits d'air, analytiques et numériques, a été déclinée pour trois typologies de soubassement: vide sanitaire (sol nu), dalle portée (surface du plancher) et dallage indépendant sur terre-plein (surface de plancher associé à une fissure périphérique). Les résultats des deux méthodes de calcul ont été comparés. Les principales conclusions qui découlent de ce chapitre sont :

i. les débits d'air entrant dans un vide sanitaire en provenance du sol correspondent à des débits traversant un sol nu, dénudé de plancher. Les résultats analytiques obtenus pour cette typologie ont été comparés à des débits numériques obtenus pour une même interface. La comparaison a montré que les deux modèles de calcul permettent d'obtenir les mêmes débits, analytiques et numériques, lorsque les perméabilités de sol sont inférieures ou égales à 10^{-10} m². Au delà de cette valeur, les débits d'air analytiques sont toujours influencés par la perméabilité du sol tandis que, les débits numériques se stabilisent et forment un palier. Cela signifie que la perméabilité du sol n'a plus d'effet sur le transfert de ces débits. Cependant, ce type d'interface n'est affecté par aucun autre paramètre, mis à part la perméabilité du sol. Donc, les débits d'air devraient être proportionnels à la perméabilité du sol, comme le montre le résultat analytique. Cette incohérence entre les deux méthodes de calcul reste inexpliquée à ce jour, cependant, elle peut être liée à une limite de l'outil numérique utilisé.

ii. la comparaison faite entre les débits d'air analytiques et numériques, pour une interface type dalle portée, a montré que les débits d'air obtenus par les deux approches sont en accord. La cohérence est d'autant plus visible lorsque la dalle agit comme une résistance au passage de l'air. Dans le cas où le sol a le plus d'effet sur le transfert d'air, les

débits d'air convectifs analytiques sont légèrement plus élevés que les débits d'air numériques. Toutefois, cette différence reste très minime et pour des valeurs de flux d'air très faibles également.

iii. les débits d'air analytiques et numériques, traversant uniquement les fissures périphériques, sont comparés à des débits d'air calculés par la loi de *Nazaroff*. Les résultats obtenus ont montré que, l'air allant du sol vers ce type d'interface est confronté à deux types de résistances situées en parallèle : la résistance du sol et celle de la fissure. Tant que le sol fait autorité sur le transfert d'air, les débits analytiques sont plus en accord avec les débits obtenus avec la loi de *Nazaroff* que ceux obtenus numériquement. Par contre, quand la taille de la fissure est considérée comme le facteur limitant le transfert d'air, les débits analytiques rejoignent plutôt le profil et les ordres de grandeur des débits numériques. Tandis que, les débits de la loi de *Nazaroff* continuent à croître en fonction de la perméabilité du sol et cette loi donnent des débits avec deux ordres de grandeur de plus que les débits analytiques et numériques.

iv. concernant le dallage indépendant sur terre-plein, les débits d'air passent non seulement par la surface du plancher mais également par la fissure périphérique. Les résultats obtenus pour cette typologie ont montré que, les débits analytiques et numériques sont proches et ont le même profil, tant que la perméabilité du sol fait autorité sur le transfert d'air entre le sol et l'air intérieur. Lorsque le sol n'a plus d'effet et laisse place à l'impact de la fissure associée à une dalle, alors, les débits analytiques et numériques forment des paliers. Ces derniers interviennent pour des perméabilités de sol différentes (10^{-10} , 10^{-9} et 10^{-8} m²) et à des ordres de grandeur différents. Les débits numériques sont plus importants que les débits analytiques. Cette augmentation des débits numériques, lors des hautes perméabilités de sol, a été expliquée par le fait que les débits qui passent à travers la fissure lorsqu'une dalle y est associée sont plus importants que lorsque la fissure est seule. La perméabilité de la dalle exacerberait les débits d'air qui traversent par la suite la fissure périphérique.

Pour conclure, la comparaison des deux approches, analytique et numérique, a montré des écarts persistants qui nécessiteront d'améliorer l'approche analytique. Notamment, lorsque l'on tend vers des fortes perméabilités de sol, l'hypothèse de pression homogène sous la dalle semble moins valable. Par ailleurs, l'utilisation du modèle numérique par analogie a également montré des limites dans son utilisation. Néanmoins Les résultats obtenus sont prometteurs dans le sens où la confrontation des deux approches donne des résultats globalement satisfaisants, en particulier, pour les perméabilités de sol qui correspondent à celle des sols proches des fondations (10^{-14} et 10^{-10} m² [Nazaroff, 1992]).

Ainsi, même si les lois analytiques développées et présentées dans ces travaux sont perfectibles, la démarche d'analogie thermique / aéraulique pour la prise en compte des transferts gazeux du sol vers le bâtiment semble prometteuse pour le développement de telles lois. Aussi, malgré les incertitudes existantes sur certaines lois présentées, ces

dernières ont été intégrées dans un modèle aéraulique du bâtiment afin de réaliser une première illustration de la pertinence de leur utilisation. Les résultats de cette intégration sont présentés dans le Chapitre 3. Le Tableau 2.2, récapitule les lois analytiques utilisées dans le modèle aéraulique du bâtiment.

Tableau 2.2 : Récapitulatif des lois analytiques décrivant le transfert dans le sol vers le bâtiment pour trois typologies.

Typologies	Lois Analytiques	Coefficients de transfert
Vide sanitaire	$Q_{VS} = (P_{ext} - P_{int}) \frac{k_{sol} \rho_{air} L}{\pi \mu} \ln \left(\frac{l}{em} + 1 \right)$	$k_{VS} = \frac{k_{sol} \rho_{air}}{\pi \mu} \ln \left(\frac{l}{em} + 1 \right)$
Dalle portée sur terre plein	$Q_{DP} = \frac{k_{sol} \rho_{air} L}{\pi \mu} (P_{ext} - P_{int}) \ln \left(\frac{\pi k_{dalle} l}{\pi k_{dalle} em + 2 e_D k_{sol}} + 1 \right)$	$k_{DP} = \frac{k_{sol} \rho_{air}}{\pi \mu} \ln \left(\frac{\pi k_{dalle} l}{\pi k_{dalle} em + 2 e_D k_{sol}} + 1 \right)$
Dallage indépendant sur terre plein	$Q_{DI} = \frac{\rho_{air}}{\mu} \frac{L (P_{ext} - P_{int})}{\left[\frac{\pi}{k_{sol} \ln \left(\frac{l}{em} + 1 \right)} + \frac{12 e_D}{(e_F^3 + 12 k_{dalle} S_{dalle} / L)} \right]}$	$k_{DI} = \frac{\rho_{air}}{\mu} \frac{1}{\left[\frac{\pi}{k_{sol} \ln \left(\frac{l}{em} + 1 \right)} + \frac{12 e_D}{(e_F^3 + 12 k_{dalle} S_{dalle} / L)} \right]}$
Fissure périphérique seule	$Q_{fiss} = \frac{\rho_{air} L}{\mu} \frac{(P_{ext} - P_{int})}{\left[\frac{\pi}{k_{sol} \ln \left(\frac{l}{em} + 1 \right)} + \frac{12 e_D}{e_F^3} \right]}$	$k_{fiss} = \frac{\rho_{air}}{\mu} \frac{1}{\left[\frac{\pi}{k_{sol} \ln \left(\frac{l}{em} + 1 \right)} + \frac{12 e_D}{e_F^3} \right]}$

Ces lois analytiques peuvent par la suite être améliorées et étendues à d'autres configurations. Pour cela, il faudrait d'une part, prendre en compte la fissuration potentielle des planchers ainsi que l'existence de défauts d'étanchéité singuliers liés notamment aux traversées de réseaux. Ces éléments auront en effet un impact significatif sur le transfert convectif, les négliger pouvant engendrer des sous-estimations des débits d'air entrant dans l'air intérieur. D'autre part, il faudrait prendre en compte le terme diffusif des polluants à travers les soubassements, même s'il est considéré comme secondaire par rapport à la convection. Pour certaines typologies comme le vide sanitaire, le fait de négliger la diffusion peut entraîner une sous évaluation du transfert global.

CHAPITRE 3 : INTEGRATION DES LOIS ANALYTIQUES D'ÉCOULEMENTS SOL-BATIMENT DANS UN MODELE AÉRAULIQUE DES BATIMENTS

Dans ce chapitre, les lois analytiques définissant les débits d'air pour les différentes typologies de soubassement : vide sanitaire, dalle portée et dallage indépendant sur terre-plein (voir le Tableau 2.2) ont été intégrées dans un modèle aéraulique des bâtiments. Cette intégration a pour objectif d'illustrer la pertinence de la démarche analytique développée dans le chapitre 2 en :

- ✓ étudiant l'impact des différentes typologies de soubassement sur l'entrée de polluants du sol et donc sur la qualité d'air intérieur,
- ✓ évaluant le coefficient d'atténuation entre les différents étages d'une maison.

Dans ce chapitre, une description du modèle aéraulique auquel on a intégré les lois analytiques de transfert entre le sol et le bâtiment, a été faite. Des premières études de sensibilité ont également été réalisées dans le but de quantifier les débits d'air allant du sol vers les environnements intérieurs et d'estimer les concentrations en polluants du sol dans les milieux intérieurs ainsi que de calculer les coefficients d'atténuation entre étages.

1 MODELISATION AÉRODYNAMIQUE DES BÂTIMENTS

1.1 Le principe de la modélisation aérodynamique des bâtiments

Les différentes approches sur lesquelles reposent les outils de prédiction du comportement thermique et/ou aérodynamique des bâtiments peuvent être classées en trois catégories suivant le niveau de résolution souhaité : les modèles de champs (ou CFD), les modèles zonaux et les modèles nodaux.

1.1.1 Les modèles de champs ou CFD

Les codes de champs ou CFD reposent sur des modes de résolution tels que les différences finies, les volumes finis, les éléments finis ou les méthodes spectrales. Ils calculent les paramètres d'état et d'écoulement sur l'ensemble d'un domaine préalablement discrétisé auquel on applique les équations de Navier-Stokes (masse, quantité de mouvement, énergie) et des modèles de turbulence. Ces modèles permettent de découper le volume étudié en un grand nombre de mailles (plusieurs dizaines ou centaines de milliers en général), construites géométriquement. Ils ont l'avantage d'être plus flexibles et moins onéreux que les techniques expérimentales traditionnelles et ils permettent de suivre dans le détail l'évolution des mouvements d'air, des températures et les concentrations des espèces polluantes à l'intérieur d'un volume.

En général, ces codes ne prennent en charge qu'un volume d'air et sa surface de contrôle (une pièce). En effet, la modélisation des configurations atypiques est laborieuse, vu la capacité des calculateurs nécessaire ainsi que les temps de calcul importants qui deviennent vite prohibitifs. De ce fait, ils ne peuvent pas prétendre à fournir des solutions sur de longues périodes d'observation [Musy, 1999; Woloszyn, 1999].

1.1.2 L'approche zonale

Cette approche se situe entre les modèles nodaux et les codes de champs. Elle consiste à partitionner l'intérieur même d'une zone du bâtiment, c'est-à-dire découper chaque pièce en plusieurs zones géométriques et résoudre dans chacune d'elle les équations de conservation de la masse et de l'énergie. Dans cette approche, en général l'équation de conservation de la quantité de mouvement est écrite sous forme de l'équation de *Bernoulli*, ce qui impose une description spécifique des écoulements dominants (jets, panaches couches limites...) par des équations de comportements spécifiques. Les modèles zonaux sont adaptés à l'étude d'un local, même de taille importante, ou bien un ensemble comportant un nombre faible de pièce. Mais dans le cas des configurations géométriques complexes, ou de changement de comportement aérodynamique, ils montrent certaines limites [Woloszyn, 1999].

1.1.3 Les modèles nodaux

Les modèles nodaux consistent à représenter les zones d'un bâtiment par des nœuds. L'état de chaque zone élémentaire est alors représenté par un ensemble de variables d'état défini à l'avance (température, masse volumique, pression, concentration en un certain nombre de polluant, humidité, ...). Des opérations de conservation (masse, enthalpie, ...) permettent alors de calculer à chaque étape les valeurs de ces variables d'état. On peut distinguer, les modèles monozones et les modèles multizones :

- *Les modèles monozones* considèrent que l'intérieur entier du bâtiment possède des caractéristiques uniformes (une maille). Ces modèles sont simples, ils permettent de représenter le comportement de l'ambiance par un seul jeu de variables d'état : température, pression de référence, concentration en polluant.... Développés initialement pour des approches globales du comportement thermique des bâtiments, ils ne sont pas adaptés aux évaluations de confort ou de qualité de l'air intérieur ; et ils s'avèrent très vite insuffisants si des écarts importants de température ou de concentration, existent entre les différentes parties du bâtiment ou si une information plus locale est demandée (température ou humidité ou concentration en un élément dans une pièce, puissance nécessaire pour chauffer une pièce, ...).

- *Les modèles multizones* consistent à représenter le bâtiment comme un ensemble de zones idéalisées par un seul nœud d'équilibre. Ces zones sont reliées entre elles par des éléments permettant les transferts de masse et de chaleur. La modélisation multizone constitue un bon compromis entre les modèles monozones et les codes de champs, aussi bien au niveau des temps de calcul que de la précision des résultats. Elle est particulièrement adaptée pour simuler des bâtiments complets. Elle est basée sur l'hypothèse des caractéristiques uniformes de l'air à l'intérieur de chaque pièce. De ce fait, elle montre ses limites dans le cas d'une forte hétérogénéité de l'air à l'intérieur d'une pièce.

Ainsi, cette dernière démarche a été retenue pour réaliser notre modèle de transfert de polluants gazeux entre le sol et le bâtiment. Les détails du modèle sont décrits dans les paragraphes qui suivent.

1.2 Description du code de calcul : SIMBAD

Il existe plusieurs codes de simulation aérodynamique multizone des bâtiments (COMIS, CONTAM, LBL model ...) [Allard and Rodriguez, 1992; Warren, 2000]. Ces codes développés à la fin des années 80, permettent d'étudier le transport simplifié des polluants entre pièce. Cependant, peu d'entre eux proposent un modèle thermo-aérodynamique. le couplage COMIS avec le code TRNSYS a permis d'obtenir un code thermo-aérodynamique assez robuste pour la prise en compte à la fois des transferts aérodynamiques et des polluants dans le bâtiment et l'évaluation plus complète des dépenses énergétiques. Toutefois la gestion de cet outil reste assez complexe, en particulier lorsqu'il s'agit d'inclure de nouveaux modules.

Dans le cadre de la thèse de *Koffi (2009)* [Koffi, 2009], un modèle thermo-aéraulique multizone a été développé. Ce modèle a été construit sur la base d'un outil numérique nommé *SIMBAD (SIMulator of building And Devices)* [SIMBAD, 2005], dans lequel des composants aérauliques et des systèmes de ventilation ont été implémentés, en vue de disposer d'une bibliothèque la plus complète possible pour la simulation et l'analyse des stratégies de ventilation.

SIMBAD a été développé dans l'environnement *Matlab/Simulink*, pour mener des études et des recherches sur la conception et la gestion des systèmes liés aux bâtiments. Cet outil est considéré comme la première bibliothèque de composants de génie climatique pour l'environnement *MATLAB/SIMULINK*. Il fournit les modèles de bâtiments et les composants des systèmes de chauffage/climatisation pour réaliser des simulations dynamiques des installations de génie climatique. Il devient, en l'utilisant avec les autres boîtes de *MATLAB*, un outil puissant pour le développement et le test de régulateurs de génie climatique.

MATLAB est l'abréviation de **MATrix LABoratory**. C'est un logiciel pour le calcul numérique et la visualisation optimisé pour le calcul matriciel. Il peut être considéré comme un langage de programmation et en même temps un environnement de développement, c'est un langage simple et intuitif. Il peut également être utilisé pour la résolution approchée d'équations différentielles, d'équations aux dérivées partielles ou de systèmes linéaires, etc. *MATLAB* propose deux types de fonctionnement [MATLAB, 2005]:

- un fonctionnement en ligne de commande où *MATLAB* exécute les instructions au fur et à mesure qu'elles sont données par l'utilisateur,
- un fonctionnement *via* des scripts, dans ce cas *MATLAB* exécute ligne par ligne un fichier texte « fichier.m », que l'on désigne par programme.

SIMULINK est l'extension graphique de *MATLAB* permettant de représenter les fonctions mathématiques et les systèmes sous forme de diagramme en blocs, et de simuler le fonctionnement de ces systèmes. *SIMULINK* dispose d'une bibliothèque de blocs de calcul élémentaire que l'utilisateur peut assembler pour créer des systèmes sans écrire des lignes de codes. Cet environnement interactif lui permet de modéliser, simuler, analyser des systèmes dynamiques, analogiques ou mixtes [SIMULINK, 2000].

Afin d'atteindre l'un des objectifs spécifique de cette thèse, le modèle thermo-aéraulique multizone développé par *Koffi (2009)* au cours de sa thèse a été repris en y intégrant les composants aérauliques supplémentaires permettant de décrire le transfert d'air au niveau de l'interface sol-bâtiment.

1.2.1 Modélisation des composants aérauliques

Les composants aérauliques modélisés pour la simulation des systèmes de ventilation dans les bâtiments, sont présentés brièvement. Le modèle aéraulique multizone développé par *Koffi (2009)* est régi par des lois débit-pression représentatives des composants de

ventilation : trous, fissures, entrées d'air, bouches d'extraction, détalonnage sous les portes, grandes ouvertures, et les systèmes (ventilateurs, conduits, ...). Ceux-ci sont caractérisés par :

- des paramètres de référence qui peuvent être des données, soit fournies par le constructeur (pression de référence, module d'entrée d'air, courbes du ventilateur), soit issus de l'expérimentation (perméabilité à l'air de l'enveloppe) ;
- la hauteur par rapport au plancher des zones mises en relation pour le calcul de la différence de pression entre ces zones ;
- leur orientation lorsqu'il s'agit de composants en façade.

1.2.1.1 Modélisation de l'environnement du bâtiment

La modélisation d'un bâtiment se fait selon trois principales étapes :

- l'identification des liaisons dans chaque zone du bâtiment ;
- la formulation des équations débit-pression au niveau de chaque zone ;
- et l'application d'un bilan de masse dans chaque zone afin d'en déduire les pressions intérieures de références.

Toutefois, la modélisation d'un bâtiment ne peut se faire sans la prise en compte de son environnement. Alors, dans un premier temps il faut d'abord modéliser : les champs de pression, l'action du vent sur le bâtiment et le tirage thermique.

Les mouvements d'air traversant un bâtiment ou à l'intérieur de celui-ci résultent des différences de pression entre l'intérieur et l'extérieur du bâtiment et des différences de pression entre les zones du bâtiment. Ces différences de pression sont engendrées par :

- le vent, ayant pour effet d'augmenter la pression sur la façade exposée à celui-ci, et d'abaisser la pression sur les autres façades et sur le toit ;
- la différence entre les masses volumiques d'air entre l'intérieur et l'extérieur ou entre deux façades d'un bâtiment, qui causent un tirage (effet de cheminée) ;
- les ventilateurs des installations aérodynamiques, si elles existent.

a) Effet du vent sur le bâtiment

Le vent induit des différences de pression sur les différentes parties de l'enveloppe du bâtiment. Pour un bâtiment placé en situation dégagée, les façades au vent subissent une pression de l'extérieur, alors que les façades sous le vent et la toiture se trouvent en dépression (voir la Figure 3.1).

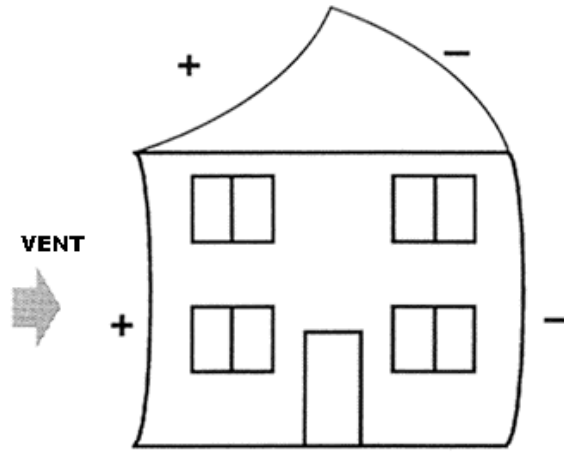


Figure 3.1 : Représentation de l'effet du vent sur la façade du bâtiment.

Ces différences de pression sont proportionnelles au carré de la vitesse de vent. De l'ordre du Pascal à faible vitesse (1 m/s), elles peuvent dépasser 500 Pa en cas de tempête [Roulet, 2004].

La pression du vent sur l'enveloppe du bâtiment est déterminée par l'équation suivante :

$$p_w = C_p \times \frac{1}{2} \times \rho_{ext} \times U_w^2 \quad (3.1)$$

Le coefficient de pression ' C_p ' est le rapport de la pression mesurée en surface par la pression dynamique dans l'écoulement non perturbé, mesurée à une hauteur de référence. Ce coefficient permet de décrire la distribution de la pression due au vent sur l'enveloppe des bâtiments. Il est négatif sur les façades sous le vent (en dépression) et positif sur les façades face au vent (en surpression).

Le coefficient de pression dépend de la vitesse et de la direction du vent relative au bâtiment, de la géométrie du bâtiment et des obstacles qui l'entourent, ainsi que la topographie et la rugosité du terrain.

Par ailleurs, la vitesse du vent ' U_w ' introduite dans le modèle est ajustée par rapport à la vitesse extraite du fichier météo (mesurée à une station météorologique). Elle est calculée en fonction du site d'implémentation du bâtiment, ce qui lui permet de prendre en compte les perturbations aérodynamiques du milieu bâti et les conditions topographiques du site. On retrouve dans la littérature différentes approches permettant de déduire la vitesse du vent sur site en fonction de la vitesse du vent de la météo :

- la loi de puissance [Brunt, 1952] :
$$\frac{U(z)}{U(z_{ref})} = \left(\frac{z}{z_{ref}} \right)^\alpha \quad (3.2)$$

- la loi logarithmique [Sverdrup, 1939] :
$$\frac{U(z)}{U(z_{ref})} = \frac{\ln(z/z_0)}{\ln(z_{ref}/z_{0,ref})} \quad (3.3)$$

Il existe également une autre méthode d'ajustement, basée sur l'équation suivante [Allard, 1998; Awbi, 2003].

$$U_w = k_w \times z^{a_w} \times U_{met} \quad (3.4)$$

Cette méthode de calcul est très répandue et plusieurs bases de données existent. Les valeurs des coefficients k_w et a_w qui dépendent de la rugosité du terrain, sont résumées dans le tableau ci-dessous :

Tableau 3.1 : Constantes des caractéristiques du site d'implémentation du bâtiment [Allard, 1998; Awbi, 2003]

Description du terrain	k_w	a_w
Terrain plat exposé	0.68	0.17
Région rurale avec des brise-vent dispersés	0.52	0.20
Milieu urbain	0.35	0.25
Centre ville	0.21	0.33

b) Effet du tirage thermique

Comme cela a été vu plus haut, le transfert aéraulique est également dû au tirage thermique. Ce phénomène résulte de la différence de densité et de température entre l'air intérieur et extérieur du bâtiment. Quand la température intérieure du bâtiment est plus grande que la température extérieure, l'air entre dans le volume considéré par le bas et en sort par le haut. Comme la masse d'air qui entre dans le volume est égale à celle qui en sort, les pressions sur l'enveloppe s'ajustent de manière à équilibrer les débits entrant et sortant. Le niveau auquel la différence de pression entre l'intérieur et l'extérieur est nulle est le **niveau neutre (ou plan neutre)**. La position de ce dernier, dépend de la position et de la taille des ouvertures. S'il n'y a qu'une ouverture, le plan neutre se place approximativement à mi-hauteur de cette ouverture [Roulet, 2004].

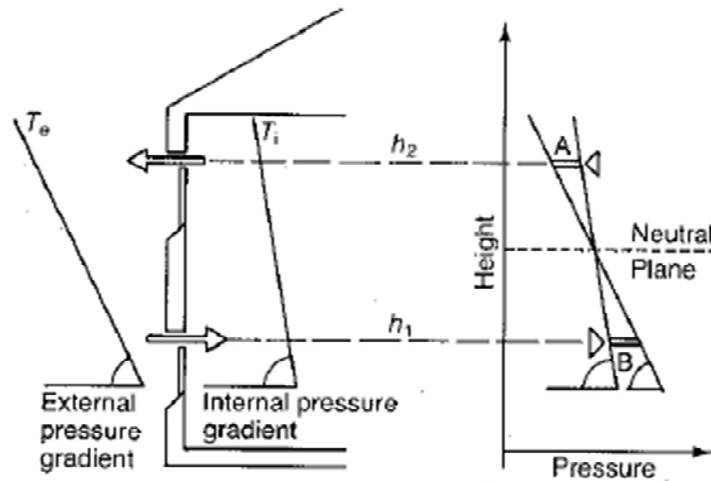


Figure 3.2 : Fuite d'air induite à travers une ouverture verticale – création du plan neutre [Awbi, 1991].

La pression hydrostatique due au tirage thermique est donnée par :

$$p_i = p_{i,0} - \rho_i g h_i \quad (3.5)$$

Delà, on déduit la différence de pression hydrostatique de part et d'autre d'une ouverture :

$$\Delta p_{2-1} = (p_{2,0} - p_{1,0}) - g [\rho_2 (z_2 - z_{2,0}) - \rho_1 (z_1 - z_{1,0})] \quad (3.6)$$

A partir de cette équation, on détermine la dépression créée par le tirage thermique :

$$\Delta p_{therm} = -g [\rho_2 (z_2 - z_{2,0}) - \rho_1 (z_1 - z_{1,0})] = -g (\rho_2 h_2 - \rho_1 h_1) \quad (3.7)$$

Ainsi, la différence de pression totale entre l'intérieur et l'extérieur du bâtiment est due aux effets combinés du vent et du tirage thermique et la pression intérieure de référence est alors donnée par:

$$\Delta p_{tot} + p_{i,0} = p_w + \Delta p_{therm} \quad (3.8)$$

Le calcul des pressions intérieures de référence s'effectue en pression relative, par rapport à la pression atmosphérique au sol.

1.2.1.2 Modélisation des composants de ventilation

Dans ce paragraphe, nous décrivons la modélisation des composants de ventilation retrouvés dans le modèle aéraulique des bâtiments.

a) Modélisation des petites ouvertures

'Petites ouvertures' désignent les orifices qui permettent la circulation d'air seulement dans un sens à la fois. La chute de pression au travers de ces ouvertures est proportionnelle au carré de la vitesse du fluide 'V' :

$$p_i - p_j = \frac{1}{2} \times \rho \times V^2 \quad (3.9)$$

Donc, le débit théorique à travers un orifice de section A est exprimé comme suit :

$$\dot{m}_{théorique} = \rho \times A \times \sqrt{\frac{2 \Delta p}{\rho}} \quad (3.10)$$

En plus d'être affecté par les caractéristiques géométriques de l'orifice, le débit est également affecté par la viscosité du fluide. D'où l'introduction d'un coefficient de décharge ' C_d ', qui permet d'obtenir le débit réel traversant l'orifice à partir du débit théorique qui passerait à travers un tube de courant théorique de même section que l'orifice réel :

$$\dot{m} = C_d \times A \times \sqrt{2 \times \rho \times \Delta p} \quad \text{avec} \quad C_d = \frac{\dot{m}}{\dot{m}_{théorique}} \quad (3.11)$$

Toutefois, dans le cas des fissures et des orifices de géométrie complexe, le débit est fonction de la chute de pression par une loi empirique en puissance :

$$\dot{m} = K \times \Delta p^n \quad (3.12)$$

L'exposant n varie entre 0,5 pour les écoulements turbulents et 1 pour les écoulements laminaires. Par contre, le coefficient K inclut les caractéristiques géométriques de l'orifice, les pertes de charge, ainsi que la modification des lignes de courant au passage de celui-ci.

b) Les défauts d'étanchéité

La perméabilité à l'air du bâtiment est traitée dans le modèle comme un composant de ventilation. Ces défauts d'étanchéité sont représentés par un orifice ou une fissure à travers les quels, le modèle quantifie les débits d'air infiltrés ou exfiltrés. Ces débits d'air traversant l'enveloppe du bâtiment sont directement soumis à l'action du vent et ils peuvent être représentés par des lois d'écoulements comme suit :

$$\dot{m} = \frac{A_{façade}}{A_E} \times \rho K |\Delta p|^n \quad \text{où :} \quad \rho = \begin{cases} \rho_{int} & \text{si } \Delta p < 0 \\ \rho_{ext} & \text{si } \Delta p \geq 0 \end{cases} \quad (3.13)$$

Avec : A_E est l'aire de l'enveloppe du bâtiment (m^2), celle-ci est évaluée selon la norme NF EN 13829 [CEN, 2001] et $A_{façade}$ est la surface de la façade dont on veut calculer la perméabilité (m^2).

Les coefficients k et n ont été déterminés expérimentalement pour les défauts d'étanchéité de l'enveloppe de la maison expérimentale 'MARIA', au cours d'une précédente thèse [Koffi, 2009]. Ainsi, ils peuvent être utilisés dans le modèle.

Lorsqu'on ne dispose pas de mesure pour k et n , on peut considérer un débit d'air q_{v0} correspondant au débit à travers les défauts d'étanchéité à la pression de référence Δp_0 , ainsi [Koffi et al., 2010]:

$$\dot{m} = P_{\Delta p} \times A_{\text{façade}} \times \rho \left(\frac{|\Delta p|}{\Delta p_0} \right)^n \quad (3.14)$$

Les valeurs de la perméabilité à l'air, $P_{\Delta p}$ ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$), sont généralement déterminées à $\Delta p_0 = 4$ Pa correspondant à la dépression la plus couramment rencontrée dans les bâtiments résidentiels et l'exposant n est pris comme étant égal à $2/3$.

c) Les entrées d'air

Les entrées d'air sont situées à la façade des pièces principales, elles permettent à l'air neuf d'y entrer.

- *Entrée d'air fixe ou grille*

La section de passage d'une entrée d'air fixe ne peut être modifiée. Le débit les traversant dépend des masses volumiques et de la différence de pression :

$$\dot{m} = \frac{\rho_0 q_{v0}}{\sqrt{\Delta p_0}} \sqrt{\frac{\rho}{\rho_0} |\Delta p|} \quad \text{où} \quad \rho = \begin{cases} \rho_{\text{int}} & \text{si } \Delta p < 0 \\ \rho_{\text{ext}} & \text{si } \Delta p \geq 0 \end{cases} \quad (3.15)$$

Où : ρ_0 est la masse volumique de référence de l'air sec ($P_0 = 101325$ Pa, $T_0 = 273,15$ K), ρ est la masse volumique de l'air (kg/m^3) ; q_{v0} est le débit d'air de référence (m^3/h) et ρ_{int} et ρ_{ext} sont les masses volumiques de l'air intérieur et l'air extérieur, respectivement (kg/m^3).

- *Entrée d'air autoréglable*

Les entrées d'air autoréglables permettent de répartir l'air neuf dans le logement et sont situées dans les pièces principales du logement. Le réglage automatique de la section de passage permet d'assurer un débit d'air constant quelques soient les conditions météorologiques.

Suivant la plage de pression, le débit d'air est déterminé par les expressions suivantes :

$$\dot{m} = \begin{cases} - \frac{\rho_0 q_{v,\text{inf}}}{\sqrt{\Delta p_{\text{inf}}}} \sqrt{\frac{\rho_{\text{int}}}{\rho_0} |\Delta p|} & \text{si } \Delta p < 0 \\ + \frac{\rho_0 q_{v,\text{inf}}}{\sqrt{\Delta p_{\text{inf}}}} \sqrt{\frac{\rho_{\text{ext}}}{\rho_0} \Delta p} & \text{si } 0 \leq \Delta p < \Delta p_{\text{inf}} \\ + \sqrt{\rho_0 \rho_{\text{ext}}} (a \times \Delta p + b) & \text{si } \Delta p_{\text{inf}} \leq \Delta p < \Delta p_{\text{sup}} \\ + \frac{\rho_0 q_{v,\text{sup}}}{\sqrt{\Delta p_{\text{sup}}}} \sqrt{\frac{\rho_{\text{ext}}}{\rho_0} \Delta p} & \text{si } \Delta p_{\text{sup}} < \Delta p \end{cases} \quad (3.16)$$

Avec : $a = \frac{q_{v,\text{sup}} - q_{v,\text{inf}}}{\Delta p_{\text{sup}} - \Delta p_{\text{inf}}}$ $b = q_{v,\text{inf}} - a \Delta p_{\text{inf}}$

Δp_{inf} , Δp_{sup} sont les valeurs inférieures et supérieures des différences de pression au niveau de l'orifice (Pa) et $q_{v,inf}$, $q_{v,sup}$ sont les valeurs inférieures et supérieures des débits d'air volumiques à travers l'orifice (m³/h).

- *Entrée d'air hygroréglable*

Les entrées d'air hygrorégulables ont la particularité de modifier automatiquement la section de passage d'air, et ainsi de faire varier l'arrivée d'air neuf dans le logement en fonction du taux d'humidité et du nombre d'occupants. Ce système a l'avantage de garantir une évacuation plus rapide de l'air très humide.

Le débit d'air varie linéairement en fonction de l'humidité relative, de $q_{v,inf}$ à $q_{v,sup}$ et entre HR_{inf} et HR_{sup} , qui sont les valeurs inférieures et supérieures de l'humidité relative :

$$\dot{m} = C_k \sqrt{\frac{\rho}{\rho_0} |\Delta p|} \quad \text{où : } \rho = \begin{cases} \rho_{int} & \text{si } \Delta p < 0 \\ \rho_{ext} & \text{si } \Delta p \geq 0 \end{cases} \quad (3.17)$$

Avec :

$$\left\{ \begin{array}{l} HR < HR_{inf} \Rightarrow C_k = \frac{\rho_0 q_{v,inf}}{\sqrt{\Delta p_0}} \\ HR_{inf} \leq HR \leq HR_{sup} \Rightarrow C_k = \frac{\rho_0}{\sqrt{\Delta p_0}} \left[q_{v,inf} + (q_{v,sup} - q_{v,inf}) \frac{HR - HR_{inf}}{HR_{sup} - HR_{inf}} \right] \\ HR > HR_{sup} \Rightarrow C_k = \frac{\rho_0 q_{v,sup}}{\sqrt{\Delta p_0}} \end{array} \right. \quad (3.18)$$

d) Les bouches d'extraction

L'air vicié est extrait du logement *via* des bouches d'extraction qui se trouvent dans les pièces de service. De la même façon que pour les entrées d'air, il existe trois types de bouches d'extraction :

- *Grille d'extraction fixe*, le débit d'air traversant ce type de grille fixe est calculé de la même façon que pour une entrée d'air fixe (équation (3.15)) ;
- *Bouche d'extraction autoréglable*, la loi de débit d'air est similaire à celle d'une entrée d'air autoréglable (équation (3.16)) ;
- *Bouche d'extraction hygroréglable*, le débit d'air est formulé identiquement à celui de l'entrée d'air hygroréglable (équation (3.17)).

e) Débit d'air à travers les grandes ouvertures

Les '*grandes ouvertures*' désignent les orifices de taille suffisamment importante pour permettre la circulation simultanée de l'air dans les deux sens opposés. Nous distinguons deux principaux types de grandes ouvertures :

- *Verticales* : représentant les connections entre les locaux situés au même niveau (portes, fenêtres...) ;

- Horizontales : représentant les connections entre des zones situées à des niveaux différents.

Parmi les débits d'air traversant des grandes ouvertures, on peut citer le débit à travers un détalonnage sous les portes. La circulation d'air entre zones de même niveau se font souvent par le détalonnage sous les portes fermés. La loi de débit d'air exprimant cette circulation est issue d'un modèle d'orifice:

$$\dot{m} = C_d \times A \sqrt{\frac{2}{\rho} |\Delta p|} \quad \text{où : } \rho = \begin{cases} \rho_i & \text{si } \Delta p < 0 \\ \rho_j & \text{si } \Delta p \geq 0 \end{cases} \quad (3.19)$$

C_d est le coefficient de décharge qui tient compte de la contraction de l'écoulement due à l'ouverture et de la viscosité du fluide.

1.2.2 Modélisation des transferts de polluants gazeux

Le modèle aéraulique des bâtiments développé par *Koffi (2009)*, comporte cinq types de polluants représentatifs de ceux retrouvés dans l'habitat : l'humidité (pour son impact sur le bâti et les confort des occupants) ; le dioxyde de carbone (traceur de l'occupation) ; polluant représentatif des composés organiques volatils (émissions des matériaux de construction) ; les polluants générique des activités de cuisine et un modèle de polluant particulaires de l'air intérieur intégrant des sources et les phénomènes de dépôt.

Pareillement que pour la conservation de la masse d'air, le bilan des polluants s'effectue au niveau de chaque zone. Ainsi, le bilan de la conservation de la masse d'un polluant gazeux dans la zone i d'un bâtiment multizone est donné par l'expression [Allard and Rodriguez, 1992] :

$$\frac{dm_i}{dt} = S_i + \sum_{j=0}^{N_z} \sum_{k=0}^{Nk(i,j)} \dot{m}_{jik} (1 - \eta_{jik}) C_j / \rho_j - \sum_{j=0}^{N_z} \sum_{k=0}^{Nk(i,j)} \left(\dot{m}_{ijk} + k_{ip} \right) C_j / \rho_j \quad (3.20)$$

Avec : N_z est le nombre total de zones du bâtiment, $Nk(i,j)$ est le nombre total de liens entre les zones j et i , $\dot{m}_{jik}$ est le débit d'air à travers l'orifice k de la pièce j à la pièce i (kg/s), η_{jik} est le coefficient de filtration du polluant à travers l'orifice k entre les zones j et i , k_{ip} est le coefficient de réactivité du polluant dans la zone i (kg/s), ρ_i est la masse volumique de l'air dans la zone i (kg/m³), C_i est la concentration en polluant dans la zone j ($j=0$ correspond à l'extérieur) (kg/m³) et S_i est le débit d'émission de la source de polluant dans la zone i (Kg/s).

Le terme η_{jik} représente le filtrage de la concentration du polluant lors de son passage des zones j à i , à travers l'orifice k . $(1 - \eta_{jik})$ représente donc le ratio de concentration atteignant la zone i . Ce paramètre affecte donc la concentration en polluant transportée. Il peut représenter l'absorption par un matériau solide le long du trajet de l'air ou n'importe quelle autre réaction (réaction chimique, changement de phase, etc.) en raison du contact du polluant avec ce matériau solide lors de l'écoulement [Allard and Rodriguez, 1992].

Dans le cadre de notre étude, le modèle aéraulique des bâtiments a nécessité certaines adaptations. Celle-ci ont consisté à intégrer dans le modèle aéraulique des bâtiments un composant supplémentaire permettant de décrire les transferts de polluants gazeux du sol vers les environnements intérieurs. Ainsi, on obtient un modèle qui permet d'une part, d'introduire dans le bâtiment une source de pollution provenant directement du sol. D'autre part, le modèle aéraulique des bâtiments a permis d'étudier la dispersion des polluants gazeux du sol dans les environnements intérieurs des bâtiments.

Le nouveau composant, lié au transfert entre le sol et le bâtiment, mis en place dans le modèle aéraulique comporte des paramètres d'entrées relatifs aux lois analytiques de transfert (la perméabilité du sol et de la dalle, l'épaisseur de la dalle et du mur, la viscosité dynamique de l'air), au bâtiment (sa hauteur, sa largeur, le nombre de zone et son orientation) et pour finir à la concentration du polluant gazeux du sol. Le choix du polluant s'est porté sur le radon car c'est l'un des polluants du sol pour lequel on a le plus de données et avec une réglementation existante visant à ne pas dépasser certains seuils d'actions dans les environnements intérieurs.

Afin d'étudier uniquement le transfert des polluants gazeux entre le sol et le bâtiment et la dispersion de ces polluants dans ce dernier, les phénomènes de diffusion et de sorption/désorption par les parois n'ont pas été pris en considération. Seuls les polluants venant du sol sont pris en compte. Par la suite, on a attribué une concentration de radon à un des polluants mis en place dans le modèle et on a négligé tous les autres polluants (les COV, les polluants générés en cuisine...). La décroissance de radon dans le sol a également été négligée, ce qui a permis de considérer que toute la quantité de radon dans le bâtiment provient du sol. Ainsi, à travers un bilan de concentration partielle au niveau de chaque zone on en a déduit la concentration de radon dans chacune des zones du bâtiment.

En plus de ce résultat, concentration intérieure de radon, le modèle aéraulique des bâtiments auquel on a intégré des lois analytiques de transfert, nous a également permis de calculer les débits d'air allant du sol vers le bâtiment, les débits à travers les différentes perméabilités, le taux de renouvellement d'air et les pressions intérieures de référence au niveau de chaque zone

1.2.3 Résolution du « modèle aéraulique du bâtiment »

La résolution des équations dans *Matlab/Simulink* est effectuée à l'aide de résolution algébrique [Simulink, 2000]. Ce bloc permet au modèle aéraulique du bâtiment qui est composé de l'enveloppe du bâtiment et des pertes de charge intérieures (entrées d'air, bouches d'extraction, portes...) de calculer la pression intérieure de référence de chaque zone.

Dans un bâtiment composé de N_z zones, l'expression de l'équation de conservation de la masse appliquée à la zone i comportant N_k liaisons aéraulique, s'écrit comme suit :

$$\frac{dm_i}{dt} = \left(\sum_{j=0}^{N_z} \sum_{k=0}^{Nk(i,j)} \dot{m}_{jik}(t) \right) - \left(\sum_{j=0}^{N_z} \sum_{k=0}^{Nk(i,j)} \dot{m}_{ijk}(t) \right) \quad (3.21)$$

En écrivant ce bilan pour toutes les zones et en considérant un régime permanent et un fluide incompressible, on obtient un système de N_z équations non linéaires dont les N_z inconnues sont les pressions de référence $p_{i,0}$ des différentes zones :

$$\begin{cases} \left(\sum_{j=0}^{N_z} \sum_{k=1}^{Nk(1,j)} \dot{m}_{j,1,k}(t) \right) - \left(\sum_{j=0}^{N_z} \sum_{k=1}^{Nk(1,j)} \dot{m}_{1,j,k}(t) \right) = 0 \\ \left(\sum_{j=0}^{N_z} \sum_{k=1}^{Nk(N_z,j)} \dot{m}_{j,N_z,k}(t) \right) - \left(\sum_{j=0}^{N_z} \sum_{k=1}^{Nk(N_z,j)} \dot{m}_{N_z,j,k}(t) \right) = 0 \end{cases} \quad (3.22)$$

Avec : N_z est le nombre de zones du bâtiment, $Nk(1,j)$ est le nombre total de liens aérauliques entre les zones j et 1 , $Nk(N_z,j)$ est le nombre total de liens aérauliques entre les zones j et N_z , $\dot{m}_{j,1,k}$ est le débit d'air de la zone j à la zone 1 à travers l'orifice k (kg/s), $\dot{m}_{j,N_z,k}$ est le débit d'air de la zone j à la zone N_z à travers l'orifice k (kg/s).

Les modèles aérauliques sont de type « réseau de pression », largement utilisé en aéraulique des bâtiments. Ces modèles sont décrits par des relations entre les débits et les pressions : $\dot{m} = f(\Delta p^n)$ [Feustel, 1990 ; Woloszyn, 1999]. Ce type de problème est résolu par application d'une approche numérique itérative classique de type *Newton-Raphson* [Feustel, 1990]. L'application de cette méthode, implique de :

- donner une valeur initiale à toutes les variables P_k ;
- les utiliser dans les n équations pour obtenir $f(P_k)$
- calculer la matrice Jacobienne $J(P_k)$, avec les valeurs initiales, puis son *inverse* $J^{-1}(P_k)$;
- calculer les valeurs des variables à prendre pour l'itération suivante avec :

$$P_k = P_{k-1} - \frac{f(P_{k-1})}{J(P_{k-1})} \quad (3.23)$$

Pour éviter les problèmes de convergence et diminuer les temps de calcul, divers solutions sont proposées, entre autres, l'introduction d'un coefficient de relaxation (λ_r) dans la méthode de *Newton-Raphson* [Hermlin and Allard, 1992 ; Feustel, 1990]

$$P_k = P_{k-1} - \lambda_r \frac{f(P_{k-1})}{J(P_{k-1})} \quad (3.24)$$

La résolution des équations dans *Simulink* se fait à l'aide du bloc « *Algebraic constraint* » qui utilise la méthode de *Newton* pour rechercher les zéros des paramètres d'entrée ; cette méthode est robuste sous réserve du bon choix de l'initialisation.

2 INTEGRATION DES LOIS ANALYTIQUES DU TRANSFERT SOL-BATIMENT AU MODELE AERAULIQUE DES BATIMENTS

Les lois analytiques de transferts entre le sol et le bâtiment ont été déclinées selon trois typologies de soubassement : vide sanitaire, dalle portée et dallage indépendant sur terre-plein (voir chapitre 2). La solution du modèle aéraulique auquel ces lois analytiques ont été intégrées peut se faire selon deux approches :

- soit par une approche couplée dite « oignon » dans laquelle les lois analytiques de transfert sol-bâtiment et le modèle aéraulique du bâtiment itèrent dans le même pas de temps jusqu'à atteindre un critère supposé satisfaisant ;
- soit par une approche découplée dite « ping-pong » dans laquelle les lois analytiques de transfert sol-bâtiment et le modèle aéraulique du bâtiment itèrent de manière séquentielle. Chaque modèle utilise les résultats de l'autre modèle au pas de temps précédent.

2.1 Mise en œuvre dans Simulink

Le modèle sol-bâtiment est constitué de lois analytiques décrivant le transfert de l'air entre le sol et l'air intérieur. Ces lois analytiques sont formulées de la manière suivante $Q_{solbât} = K.\Delta P^n$; ΔP étant la différence de pression entre l'intérieur et l'extérieur du bâtiment ($\Delta P = P_{ext} - P_{int,0}$; et $n = 1$). La résolution du modèle aéraulique auquel on a intégré ces lois analytiques, se fait en calculant le débit d'air allant du sol vers le bâtiment en supposant la pression de référence connue, donc ΔP connue. Par la suite, le modèle aéraulique permet à travers l'équation de conservation de la masse dans chaque zone, de calculer les débits d'air et les pressions de référence au niveau des différentes zones du bâtiment. Les calculs s'arrêtent à cette étape pour la méthode découplée (ping-pong). Pour la méthode couplée (oignon), le code vérifie si la pression de référence utilisée pour le calcul des débits d'air allant du sol vers le bâtiment satisfait le critère de convergence ($\sum Q_{entrant} - \sum Q_{sortant} = 0$).

Dans le cas du vide sanitaire, une zone supplémentaire représentative de ce dernier est rajoutée au modèle. Cela signifie, un bilan de masse supplémentaire à effectuer pour cette zone. Par contre, les étapes de résolutions restent inchangées.

2.2 Description du modèle d'intégration

2.2.1 Le modèle monozone

Afin d'avoir un modèle d'intégration assez simple et qui soit tout de même en mesure de répondre à nos attentes concernant l'étude de l'impact de la typologie sur le transfert des polluants gazeux entre le sol et le bâtiment, on a opté pour une description monozone du bâtiment. Toutefois, pour reproduire au mieux les composantes de ventilation retrouvées dans une maison classique, le modèle aéraulique utilisé pour nos simulations a consisté à reproduire la maison expérimentale 'MARIA' (voir chapitre 4) d'un point de vue :

dimensions, entrées d'air, bouches d'extraction et systèmes de ventilation dans un modèle monozone. La représentation du modèle monozone est montrée dans la Figure 3.3.

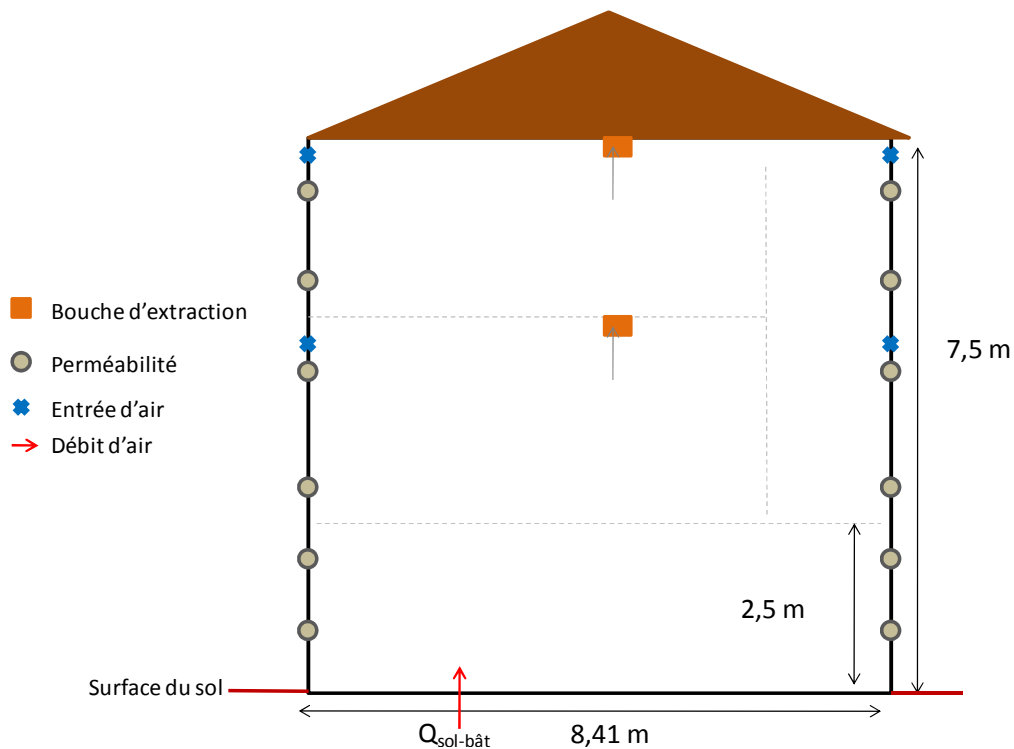


Figure 3.3 : Schéma représentatif des composants de ventilation dans un modèle monozone pour les interfaces : dalle portée et dallage indépendant sur terre-plein.

Les composants de ventilation, introduits dans le modèle monozone sont :

- 2 bouches d'extraction de $60 \text{ m}^3/\text{h}$ chacune. La première étant disposée à une hauteur de 7,5 m de la surface du sol et la seconde est à une hauteur de 5 m.
- 6 entrées d'air, positionnées de façon similaire à celles de la maison 'MARIA' :
 - 4 entrées d'air à une hauteur de 7,3 m (i.e. $7,5\text{m} - 0,2 \text{ m}$), dont, une à l'Ouest, une autre à l'Est et les deux dernière au Sud ;
 - 2 entrées d'air à une hauteur de 4,8 m (i.e. $5 \text{ m} - 0,2\text{m}$) : une au Sud et l'autre à l'Est.
- 20 Zones de Perméabilités de $0,8 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ sous 4 Pa, dont :
 - 4 perméabilités sur chacune des façades ;
 - Plus, 4 perméabilités au niveau du sous-sol/garage, dont deux à l'Est et les deux autres à l'Ouest (les deux autres façades sont enterrées, c'est pour cela qu'on n'a pas mis de perméabilité).

Le modèle monozone est utilisé pour étudier l'impact des interfaces types : dalle portée et dallage indépendant sur terre-plein, sur l'entrée des polluants gazeux provenant du sol dans un environnement intérieur.

Cas particulier : Vide sanitaire

Le vide sanitaire est traité différemment des deux autres interfaces (dalle portée et dallage indépendant sur terre-plein). Il s'agit en effet d'introduire une zone supplémentaire représentative du vide sanitaire. Ce qui implique que notre modèle monozone se transforme en un modèle bizone, pour ce type d'interface (voir Figure 3.4).

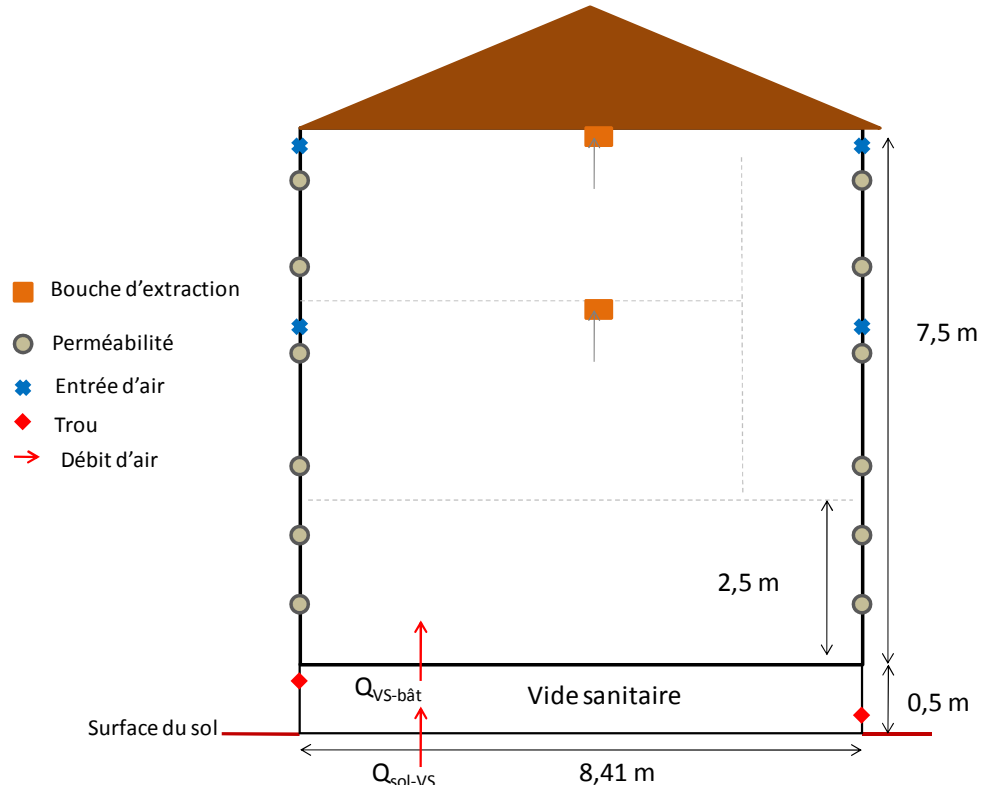


Figure 3.4 : Schéma représentatif des composants de ventilation dans un modèle bizone, cas d'un vide sanitaire.

Le vide sanitaire est une zone ayant la même surface au sol que le reste de la maison et possédant une hauteur de 50 cm. Cette zone, contient également des composants de ventilation, qui sont:

- 2 entrées d'air équivalentes à des trous ont été placées, l'une sur la façade Est et l'autre sur la façade Ouest. Elles sont de plus, posées à des hauteurs différentes. Deux tailles possibles de trous ont été définies, soit 40 cm^2 (i.e. un débit de référence de $40 \text{ m}^3/\text{h}$), ce qui correspond à un vide sanitaire peu ventilé ; ou alors 300 cm^2 afin de simuler un vide sanitaire bien ventilé ;
- Dans ce modèle bizone un composant supplémentaire est ajouté afin de faire le lien entre les deux zones. Ce composant qui correspond à la perméabilité de la dalle, permet de calculer le débit d'air allant du vide sanitaire vers la zone du dessus en fonction de la résistance de la dalle et de la différence de pression entre les deux zones.

Quel que soit le système constructif : dalle portée ou dallage indépendant, chacun d'entre eux est représenté par une loi analytique d'écoulement décrivant le débit d'air chargé en

polluant allant du sol vers le bâtiment. Chacune de ces lois est intégrée dans un modèle aéraulique des bâtiments comme un composant de ventilation. Cette intégration permet d'étudier l'impact de la typologie du soubassement sur l'entrée des polluants du sol dans le bâtiment.

2.2.2 Le modèle multizone

L'objectif du modèle multizone est d'étudier la dispersion des polluants gazeux du sol dans les environnements intérieurs. Le modèle multizone nous permet de connaître la concentration en radon au niveau de chaque zone du bâtiment. Par la suite, ces différentes concentrations sont rapportées à la concentration de radon retrouvée dans la zone 4 (zone en contact avec le sol). Ce rapport de concentration permet de calculer le coefficient d'atténuation du radon entre les différents étages du bâtiment :

$$Coeff = \frac{C - Rn \text{ en zone } i \text{ (} i=1-3 \text{)}}{C - Rn \text{ en zone } 4} \quad (3.25)$$

Avec : $C - Rn \text{ en zone } i$ est la concentration de radon dans la zone i (avec $i = 1$ à 3) et $C - Rn \text{ en zone } 4$ et la concentration de radon dans la zone 4 (sous-sol, garage).

La représentation du modèle multizone pour les interfaces types, dalle portée et dallage indépendant sur terre-plein, se fait selon la Figure 3.5 :

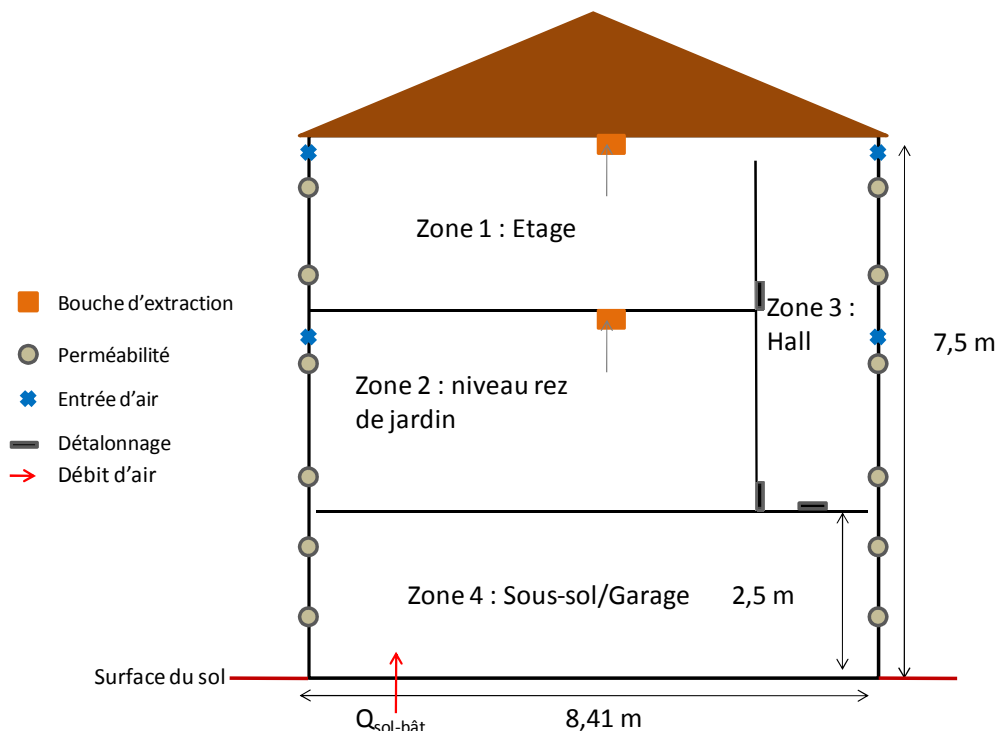


Figure 3.5 : Schéma représentatif des composants de ventilation dans un modèle multizone, dans le cas de la dalle portée et du dallage indépendant sur terre-plein.

Le modèle multizone adapté à la dalle portée et au dallage indépendant sur terre-plein est composé de 4 zones. Chacune de ces zones représente l'équilibre global des pièces

principales et de service se trouvant au niveau de cette zone. La distribution des entrées d'air, bouches d'extraction et les perméabilités est similaire à celle du modèle monozone. Toutes les zones sont reliées entre elles par un composant traduisant le détalonnage des portes fermées. Ce dernier est représenté par la somme des détalonnages des portes séparant deux zones.

Tableau 3.2 : Détalonnages des portes fermées entre les différentes zones du modèle

Détalonnage zones 1-3	Détalonnage zones 2-3	Détalonnage zones 4-3
6 x 80 cm ²	2 x 80 + 145 cm ²	80 cm ²

Cas particulier : Vide sanitaire

De la même façon que pour le modèle monozone, le modèle avec vide sanitaire contient une zone supplémentaire représentative de ce dernier. De plus, un composant aéraulique est rajouté au modèle. Celui-ci fait le lien entre le vide sanitaire et la zone 4 (sous-sol). Ce composant sert à calculer le débit d'air allant du vide sanitaire vers la zone 4 (i.e. le débit d'air entrant dans le bâtiment), en fonction de la résistance de la dalle et de la différence de pression entre le vide sanitaire et le bâtiment. Le modèle multizone avec vide sanitaire, est représenté dans la Figure 3.6 :

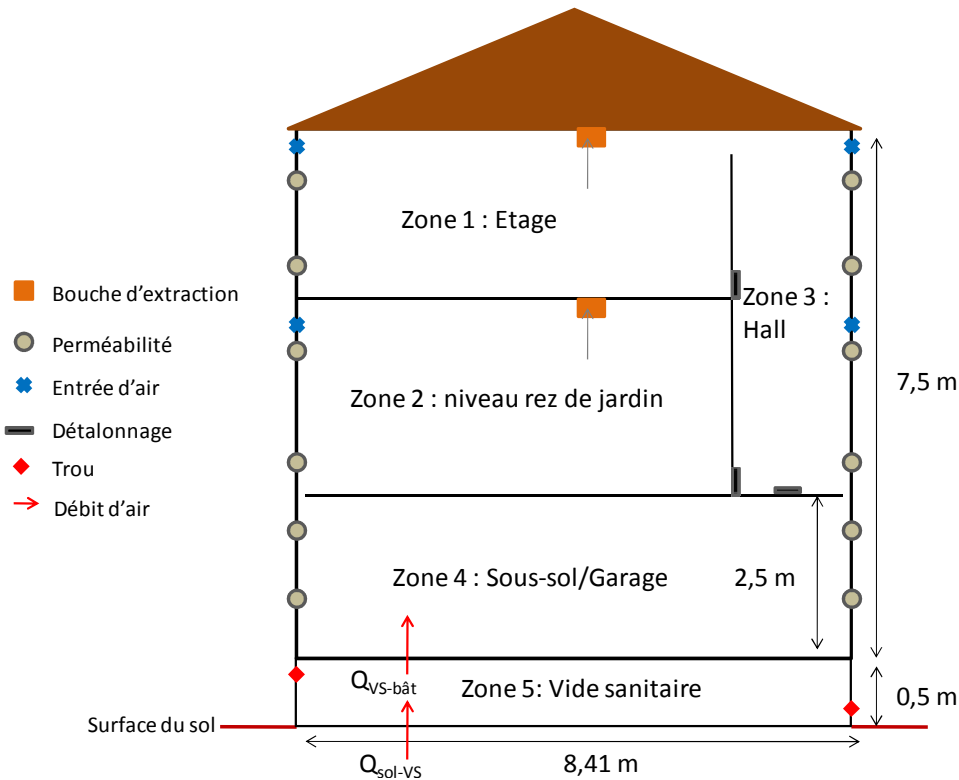


Figure 3.6 : Schéma représentatif des composants de ventilation dans un modèle multizone, dans le cas du vide sanitaire.

2.2.3 Le système de ventilation du modèle

Le modèle aéraulique du bâtiment utilisé pour l'étude de la dispersion des polluants gazeux entre le sol et l'environnement intérieur est doté d'un système de ventilation mécanique contrôlé. Ce système a la particularité de recourir à un ventilateur mécanique pour apporter et/ou extraire l'air des bâtiments. Dans notre cas, le modèle utilise une ventilation mécanique par extraction.

2.3 Les typologies de liaisons sol-bâtiment

Afin de mener des études de sensibilité concernant le transfert convectif des polluants gazeux du sol vers les bâtiments pour différentes typologies de soubassement, plusieurs simulations ont été entreprises. Au cours de ces simulations, certains paramètres d'entrée ont subi des variations, tels que : la perméabilité du sol ; la perméabilité de la dalle ; la taille de la fissure (dans le cas du dallage indépendant) et les caractérisations du vide sanitaire. Le Tableau 3.3 résume les différentes simulations :

Tableau 3.3 : Les différents scénarios de simulation pour l'étude de l'impact de la typologie de soubassement sur l'entrée des polluants du sol dans un bâtiment.

a) Dalle portée

$K_{dalle} \backslash K_{sol}$	$10^{-14} m^2$	$10^{-12} m^2$	$10^{-10} m^2$
10^{-16}	Simulation 1	Simulation 2	Simulation 3
10^{-14}	Simulation 4	Simulation 5	Simulation 6
10^{-12}	Simulation 7	Simulation 8	Simulation 9

b) Dallage indépendant sur terre plein

	Fiss1 = 0.5 mm			Fiss2 = 1mm			Fiss3 = 2mm		
$K_{dalle} \backslash K_{sol}$	$10^{-14} m^2$	$10^{-12} m^2$	$10^{-10} m^2$	$10^{-14} m^2$	$10^{-12} m^2$	$10^{-10} m^2$	$10^{-14} m^2$	$10^{-12} m^2$	$10^{-10} m^2$
10^{-16}	Sim 1	Sim 2	Sim 3	Sim 1	Sim 2	Sim 3	Sim 1	Sim 2	Sim 3
10^{-14}	Sim 4	Sim 5	Sim 6	Sim 4	Sim 5	Sim 6	Sim 4	Sim 5	Sim 6
10^{-12}	Sim 7	Sim 8	Sim 9	Sim 7	Sim 8	Sim 9	Sim 7	Sim 8	Sim 9

c) Vide sanitaire

	Peu ventilé (trou de 40 cm ²)			Bien Ventilé (trou de 300 cm ²)		
$K_{dalle} \backslash K_{sol}$	$10^{-14} m^2$	$10^{-12} m^2$	$10^{-10} m^2$	$10^{-14} m^2$	$10^{-12} m^2$	$10^{-10} m^2$
10^{-16}	Simulation 1	Simulation 2	Simulation 3	Simulation 1	Simulation 2	Simulation 3
10^{-14}	Simulation 4	Simulation 5	Simulation 6	Simulation 4	Simulation 5	Simulation 6
10^{-12}	Simulation 7	Simulation 8	Simulation 9	Simulation 7	Simulation 8	Simulation 9

Les mêmes simulations ont été refaites avec le modèle multizone, afin de calculer le coefficient d'atténuation entre étage (voir l'équation (3.25)).

Les hypothèses faites pour ces différentes simulations sont :

- les dimensions du bâtiment : $L \times W \times H = 8,41 \times 8,41 \times 7,5 m^3$;
- le bâtiment est exposé au vent de façon partielle;
- le bâtiment est disposé au centre ville;
- dans les modèles monozone, la température intérieure est constante, elle est égale à 20°C. Dans le cas où on y ajoute une zone représentative du vide sanitaire, la température de celui-ci est prise comme étant égale à 16 °C. Par contre, pour les modèles multizones la température du sous-sol (garage) est égale à 18 °C et celles des autres étages est égale à la température intérieure (20 °C);
- la température extérieure dépend du fichier météo « météo de Trappes ». Ce fichier permet également d'avoir des données heure par heure sur : l'humidité de l'air, le rayonnement solaire, la vitesse et la direction du vent;

- la perméabilité à l'air de l'enveloppe du bâtiment est de $0,8 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ pour un ΔP égale à 4 Pa;
- la hauteur du vide sanitaire est de 0,5 m;
- le polluant venant du sol est le radon. La simulation a été faite avec deux concentrations sources en radon : *source 1* = $10^5 \text{ Bq}/\text{m}^3$; *source 2* = $5 \cdot 10^4 \text{ Bq}/\text{m}^3$;
- les autres sources de radon telles que le milieu extérieur, matériaux de construction, l'eau du robinet sont négligées;
- l'activité des occupants est également négligée;
- toutes les simulations sont faites du 1^{er} Novembre au 30 Avril avec un pas de temps de 1 h.

3 ANALYSE DES RESULTATS

3.1 Vérification de l'intégration des lois analytiques dans le modèle aéraulique

Avant d'entamer les simulations numériques avec le modèle aéraulique des bâtiments, une vérification de la bonne implémentation des lois analytiques dans le modèle aéraulique c'est avérée utile. Pour ce faire, les débits d'air calculés *via* la loi analytique de transfert et les débits d'air obtenus par le modèle aéraulique, ont été comparés. Les résultats de cette comparaison sont montrés dans la Figure 3.7.

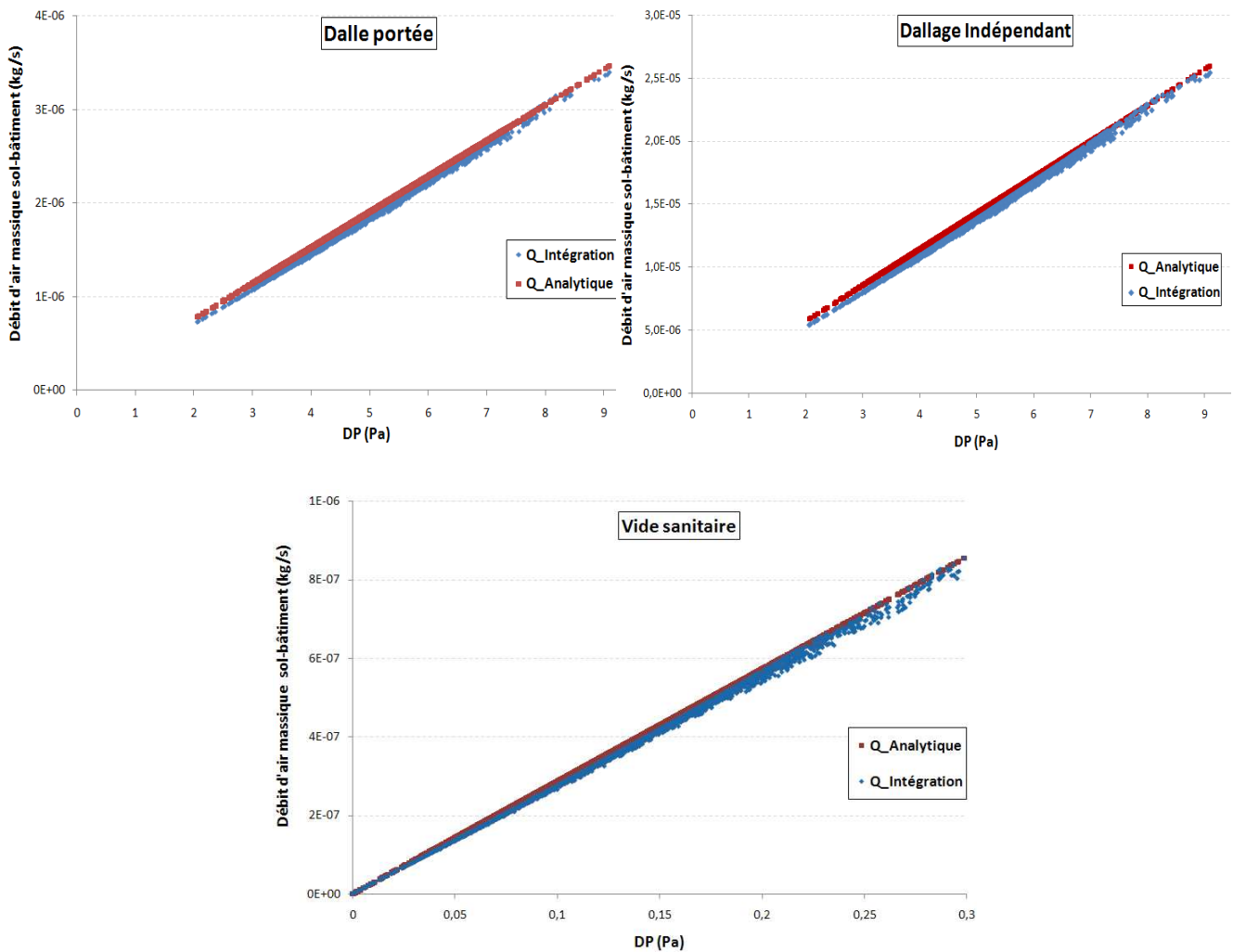


Figure 3.7 : Comparaison des profils débit-différence de pression, calculés via le modèle analytique et ceux issus du modèle aéraulique avec intégration du composant sol-bâtiment, pour les trois typologies et pour des perméabilités de dalle et de sol constantes ($k_{sol} = 10^{-12} \text{ m}^2$; $k_{dalle} = 10^{-14} \text{ m}^2$).

Dans le cas des trois typologies de soubassement : dalle portée; dallage indépendant et vide sanitaire, on constate que, les débits calculés directement à partir de la loi analytique sont légèrement plus élevés que les débits issus du modèle aéraulique. Cette hausse est estimée à 3,5 %, pour les trois interfaces. Toutefois, les mêmes profils et les mêmes ordres de grandeurs de débits sont obtenus pour les deux méthodes de calcul. De plus, l'écart entre les deux débits est très minime et il doit être dû au fait que, pour la conception des lois analytiques on suppose que la densité de l'air est constante. Alors que, dans le modèle aéraulique, celle-ci varie en fonction de la température étant donné que l'on prend en considération les variations de la température extérieure. Néanmoins, cette comparaison a permis de vérifier que le modèle aéraulique des bâtiments, intègre de façon satisfaisante les lois d'écoulement débit-pression décrites dans le chapitre 2.

3.2 La phénoménologie du transfert des polluants gazeux entre le sol et les environnements intérieurs

Les champs de pression dus au vent et aux écarts de température entre l'intérieur et l'extérieur du bâtiment sont les moteurs de la convection dans le sol. L'effet de ces forces naturelles sur l'entrée des polluants gazeux du sol dans le bâtiment sont décrits ci-dessous.

Les résultats présentés dans la Figure 3.8 et la Figure 3.9 sont obtenus pour une interface type dallage indépendant sur terre-plein et pour des perméabilités de dalle et de sol constantes (10^{-14} m^2 et 10^{-10} m^2 , respectivement). Qualitativement, les mêmes profils de débit d'air et de concentration de radon en fonction de la vitesse du vent et du tirage thermique, sont obtenus pour les deux autres typologies : dalle portée et vide sanitaire. Par contre, quantitativement les débits d'air et les concentrations de radon obtenus pour un dallage indépendant sont plus importants que ceux obtenus pour une dalle portée ou pour un vide sanitaire.

3.2.1 Effet du tirage thermique

L'étude de l'impact du tirage thermique sur l'entrée des polluants gazeux du sol dans le bâtiment et leurs dispersions dans l'environnement intérieur est représentée dans la Figure 3.8. Afin de mettre en valeur l'impact du tirage thermique, on a minimisé l'effet du vent en prenant en considération uniquement les débits d'air et les concentrations de radon, obtenus pour des vitesses de vent inférieures à 2 m/s.

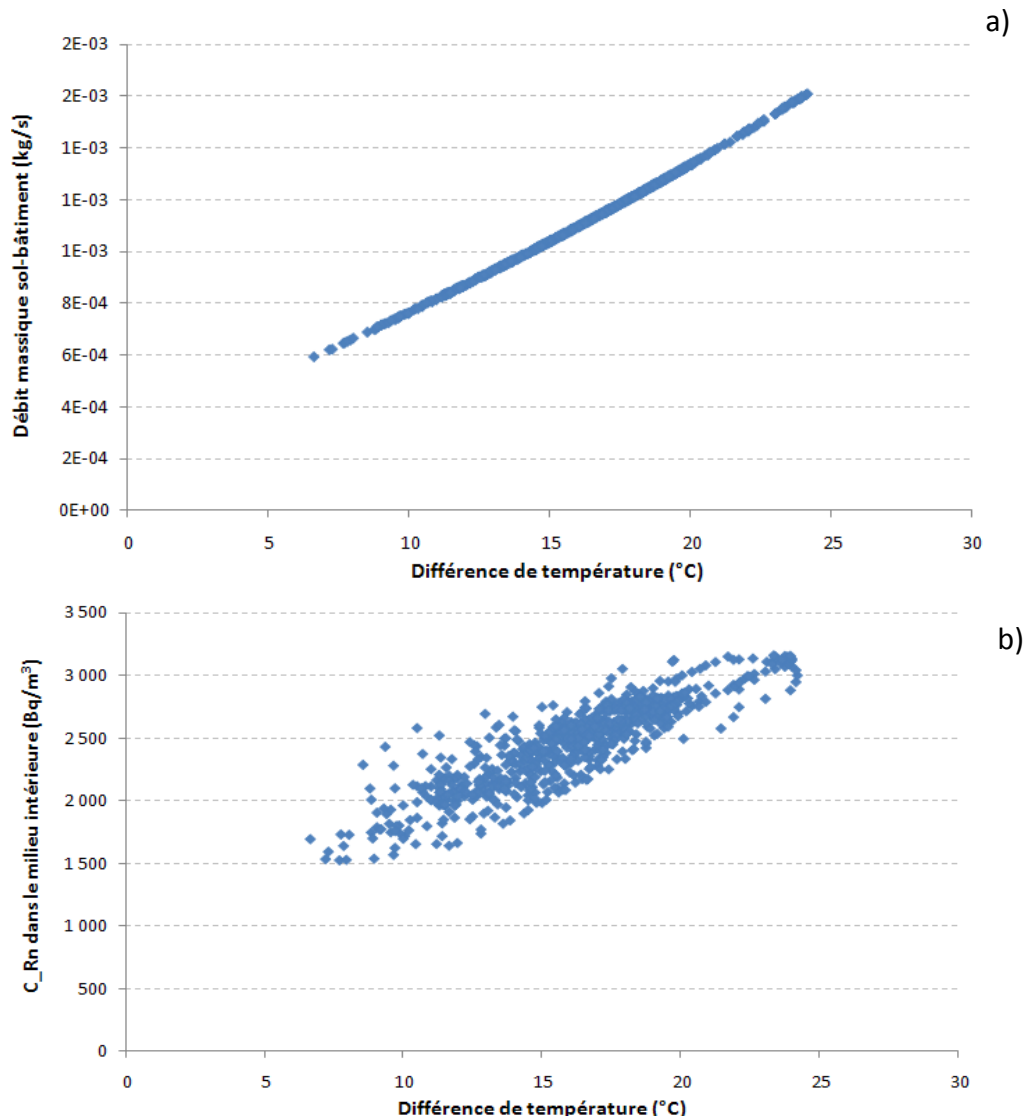


Figure 3.8 : a) Evolution du débit d'air massique allant du sol vers le bâtiment et b) Evolution de la concentration intérieure en radon en fonction de la différence de température entre l'intérieur et l'extérieur de la maison (ΔT) et pour des vitesses de vent inférieures à 2 m/s.

La Figure 3.8 montre, l'évolution du débit d'air traversant le sol et le bâtiment et la concentration intérieure du radon provenant du sol en fonction de la différence de température entre l'intérieur et l'extérieur de la maison. Cette différence de température dépend principalement de la température extérieure (issue du fichier météo), étant donné que la température intérieure est constante (voir §2.3).

On constate que, le débit d'air allant du sol vers le bâtiment et la concentration intérieure de radon, augmentent en fonction de la différence de température et cela malgré la faible vitesse du vent. Cette croissance est quasiment linéaire dans le cas de l'évolution du débit d'air en fonction du tirage thermique. Cependant, l'évolution de la concentration intérieure de radon en fonction de la différence de température, est marquée par la dispersion des résultats numériques. Cette dispersion montre que, en plus du tirage thermique, la concentration en radon dans le milieu intérieur est affectée par d'autres paramètres. L'un de

ces paramètres est la direction du vent. Même si les résultats présentés correspondent à des vitesses de vent inférieures à 2 m/s, la direction du vent a pu varier au cours de notre étude et ainsi affectée le transfert des polluants entre le sol et le bâtiment. L'autre paramètre pouvant également être à l'origine de cette dispersion est le débit total de ventilation. Ce dernier peut varier avec la différence de température et la vitesse du vent et ainsi engendrer des dispersions dans l'évolution de la concentration en radon dans le bâtiment.

Néanmoins, malgré la dispersion des résultats obtenus sur la concentration en radon à l'intérieur du bâtiment, on note l'importance de l'effet du tirage thermique sur l'entrée des polluants gazeux du sol vers le bâtiment et sur la concentration de ces polluants dans l'air intérieur.

3.2.2 Effet de la vitesse du vent

En plus du tirage thermique, une étude supplémentaire s'est portée sur la caractérisation de l'impact de la vitesse du vent sur le débit d'air et la concentration de radon retrouvée dans les environnements intérieurs. Afin d'étudier uniquement l'effet de la vitesse du vent, on a pris en considération que les débits d'air et les concentrations de radon résultants d'un faible tirage thermique, c'est-à-dire une différence de température inférieure à 5 °C. Les résultats obtenus sont montrés dans la Figure 3.9.

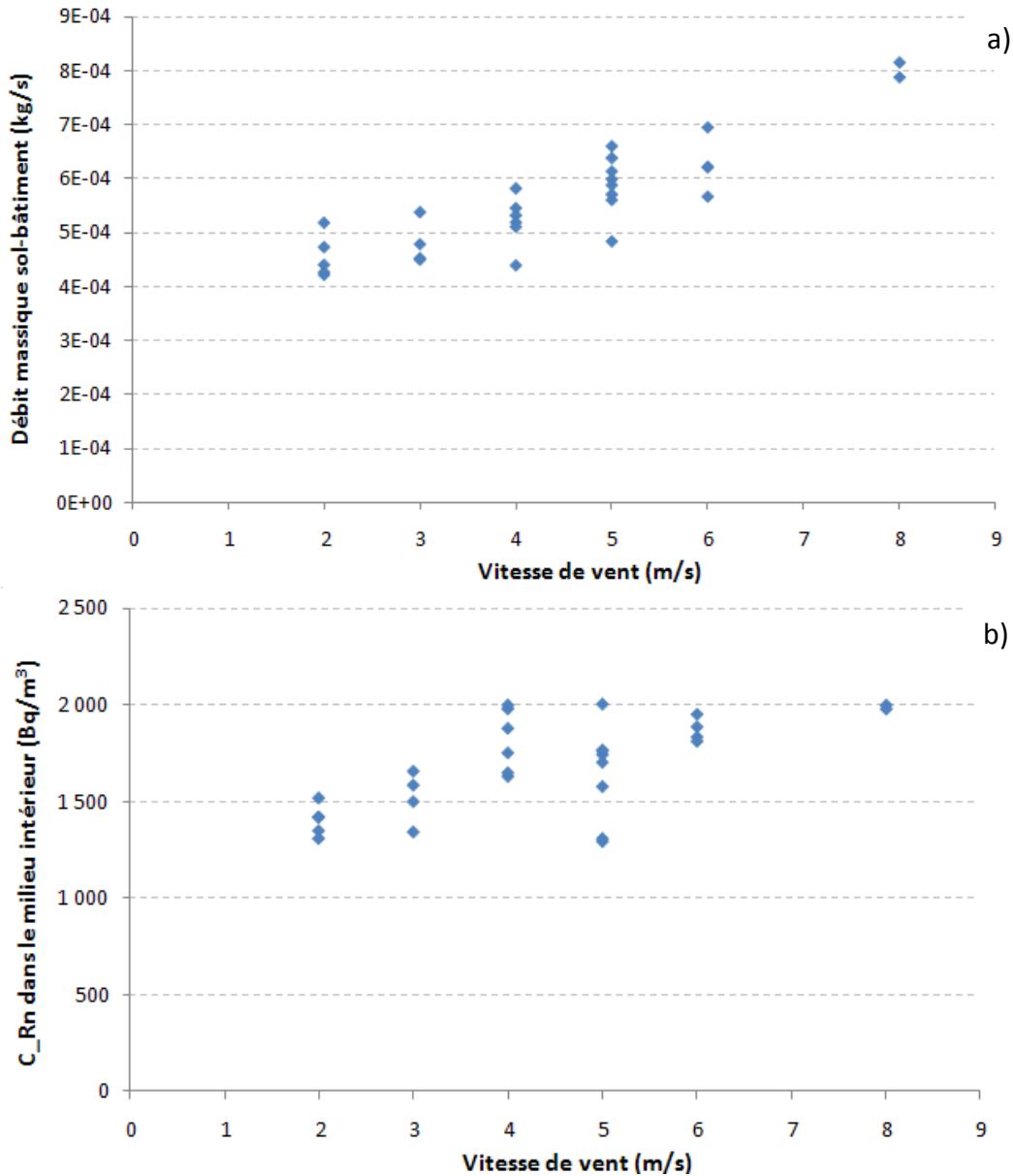


Figure 3.9 : a) Evolution du débit d'air massique entrant dans un bâtiment et b) Evolution de la concentration en radon dans un milieu intérieur, en fonction de la vitesse du vent et pour des $\Delta T < 5^\circ\text{C}$.

La Figure 3.9 montre l'évolution du débit d'air et de la concentration de radon en fonction de la vitesse du vent pour de faibles différences de températures (inférieures à 5°C). On constate sur les deux courbes, une dispersion des débits d'air et de la concentration de radon en fonction de la vitesse du vent. Toutefois, malgré cette dispersion on constate une augmentation du débit et de la concentration du radon en fonction de l'augmentation de la vitesse du vent. Etant donné qu'on a négligé le tirage thermique, cette dispersion peut être due au fait que la force du vent a un impact sur la dépression du bâtiment. Par ailleurs, on constate une relative stagnation de la concentration intérieure en radon. En effet, l'augmentation du débit d'air chargé en radon entrant dans le bâtiment lié à l'augmentation

de la force du vent est contrebalancée par l'augmentation du renouvellement d'air également induit par l'augmentation de la force du vent.

3.2.3 Effet du renouvellement d'air

En plus d'être affectée par le tirage thermique et la vitesse du vent, la concentration intérieure du radon est également impactée par le taux de renouvellement d'air du bâtiment. L'évolution temporelle de ce dernier au cours des 6 mois de simulation (de novembre à avril), est représentée dans la Figure 3.10.

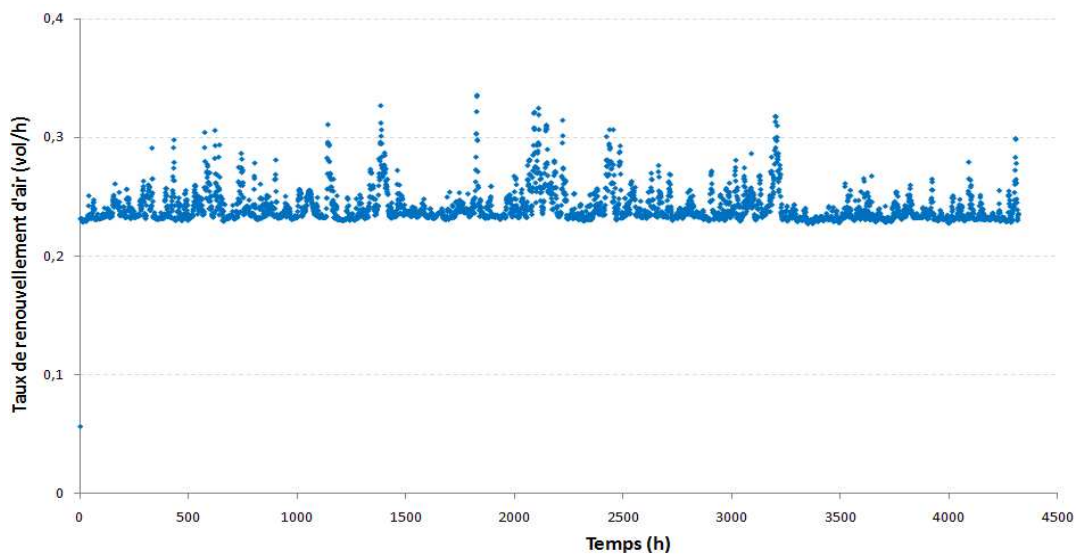


Figure 3.10 : Evolution temporelle du taux de renouvellement d'air dans un environnement intérieur.

La Figure 3.10 montre, l'évolution du taux de renouvellement d'air du bâtiment au cours de toute la période de simulation. Cette évolution devrait être stable en fonction du temps, étant donné la stabilité des débits des composants de ventilation imposés dans le modèle. Cependant, on constate sur la courbe d'évolution des variations du taux de renouvellement d'air en fonction du temps. Ces variations sont dues à l'influence des forces naturelles (tirage thermique et force du vent) sur le niveau global de renouvellement d'air *via* les défauts d'étanchéité du bâtiment.

Le même résultat est obtenu pour les trois typologies de soubassement. Cela est dû au fait que le même système de ventilation (ventilation mécanique contrôlée) a été appliqué pour les trois modèles d'interfaces, ce qui a généré un même taux de renouvellement d'air dans le bâtiment.

Le taux de renouvellement d'air a tout particulièrement un impact sur la concentration intérieure du radon venant du sol. La façon d'aérer une maison engendre forcément une diminution ou une augmentation de la concentration intérieure en polluants. Dans le cas de

notre étude, la concentration du radon en environnement intérieur, au cours de la saison de chauffage évolue comme décrit sur la Figure 3.11 :

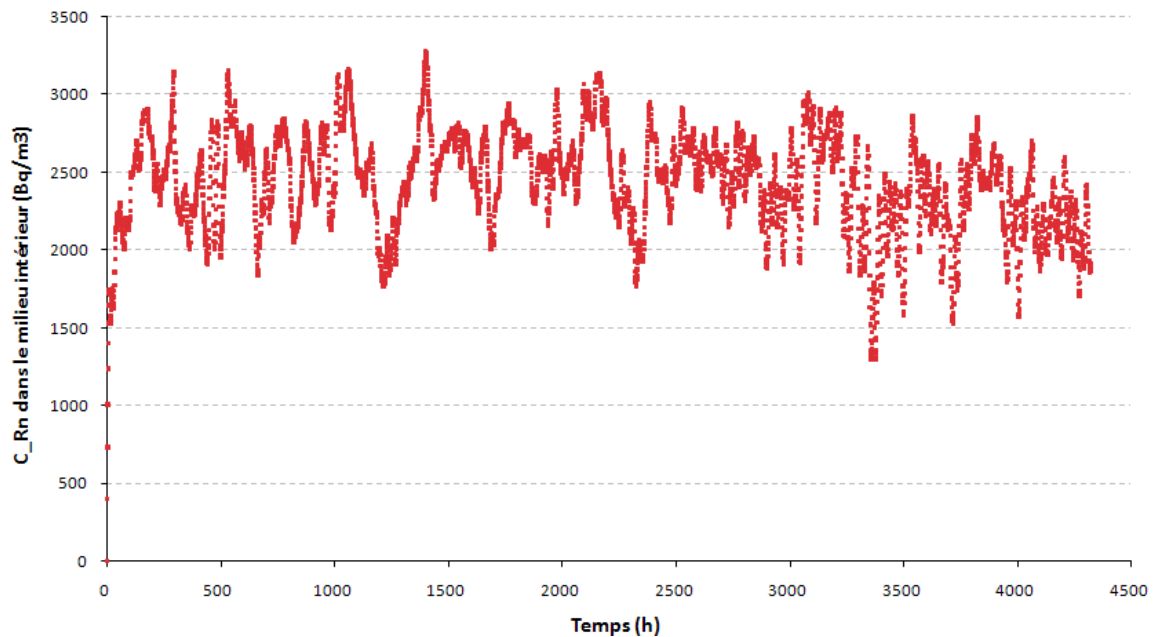


Figure 3.11 : Evolution temporelle de la concentration intérieure de radon, pour la typologie dallage indépendant sur terre-plein avec une fissure de 1mm ($k_{sol} = 10^{-10} \text{ m}^2$ et $k_{dalle} = 10^{-14} \text{ m}^2$)

Dans la Figure 3.11 un exemple de l'évolution temporelle de la concentration intérieure en radon a été montré. Ces concentrations sont le résultat du modèle aéraulique d'une maison sur dallage indépendant avec une fissure périphérique de 1 mm et pour des perméabilités de dalle et de sol constantes ($k_{dalle} = 10^{-14} \text{ m}^2$ et $k_{sol} = 10^{-10} \text{ m}^2$, respectivement). Qualitativement le même profil de courbe d'évolution est rencontré dans le cas de la dalle portée et du vide sanitaire. On remarque sur cette courbe que la concentration intérieure en radon subit des variations dans le temps. Ces variations sont dues aux forces naturelles, tirage thermique et vitesse du vent. Comme cela a été démontré dans la Figure 3.8 (b) et la Figure 3.9 (b), la concentration en radon dans le milieu intérieur augmente en fonction de l'augmentation du tirage thermique et de la vitesse du vent. Ces forces naturelles ont un impact sur le débit d'air allant du sol vers le bâtiment, par conséquent, elles affectent fortement le transfert du radon du sol vers le bâtiment.

Les trois points présentés ci-dessus montrent l'impact du tirage thermique, la vitesse du vent et le taux de renouvellement d'air, sur l'entrée et la dispersion des polluants gazeux venant du sol. Néanmoins, d'autres paramètres peuvent avoir un effet sur le débit et la concentration en polluant, en particulier au niveau de l'interface sol-bâtiment. Parmi eux nous pouvons citer : la perméabilité du sol, la perméabilité de la dalle et la taille de la fissure périphérique éventuelle. Selon la typologie du soubassement, le débit d'air et la concentration en polluants peuvent varier. L'étude de l'effet du soubassement sur le flux de polluants venant du sol est présentée dans le paragraphe suivant.

3.3 Impact de la typologie du soubassement sur l'entrée des polluants gazeux du sol dans le bâtiment

Les premiers résultats obtenus des différentes simulations faites sur le modèle monozone (voir §2.2.1) pour l'étude de l'impact des typologies de soubassement sur l'entrée des polluants gazeux du sol vers les environnements intérieurs sont présentés ci-dessous.

3.3.1 Analyse de l'impact des différentes typologies de soubassement

Pour cette étude, des tracés de l'évolution du débit d'air et de la concentration intérieure en radon en fonction de la perméabilité du sol et de la perméabilité de la dalle ont été effectués, pour les différentes interfaces : dalle portée, dallage indépendant sur terre-plein et vide sanitaire.

Les diverses simulations ont été faites sur une durée de 6 mois avec un pas de temps de 1h. Celles-ci ont permis de calculer le débit d'air traversant l'interface, la concentration intérieure en radon, le taux de renouvellement d'air et la pression intérieure de référence. Ayant beaucoup de données qui ressortent de ces simulations, on a choisi de calculer le débit d'air et la concentration de radon moyens, obtenus au cours des 6 mois de simulations. Pour chaque couple de perméabilité de sol et de perméabilité de dalle, la moyenne des débits d'air et la moyenne des concentrations intérieures en radon sont calculées. Le fait de moyenner ces valeurs, nous permet d'avoir une première approximation de l'effet de la perméabilité du sol et de la dalle sur le débit d'entrée de polluants gazeux dans les environnements intérieurs et également leurs effets sur la concentration intérieure du radon provenant du sol. Les résultats obtenus sont déclinés selon le type d'interface sol-bâtiment.

a) Dalle portée

Les résultats des moyennes des débits d'air et des concentrations de radon, pour une interface type dalle portée sont présentés en fonction de la perméabilité du sol et de la dalle.

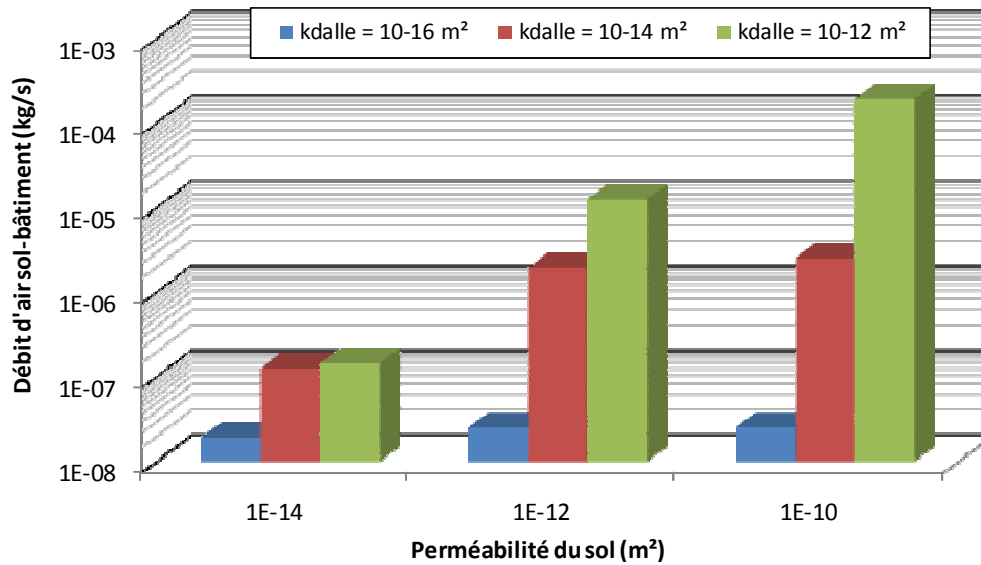


Figure 3.12 : Evolution du débit d'air moyen traversant une dalle portée en fonction de la perméabilité du sol et de la perméabilité de la dalle.

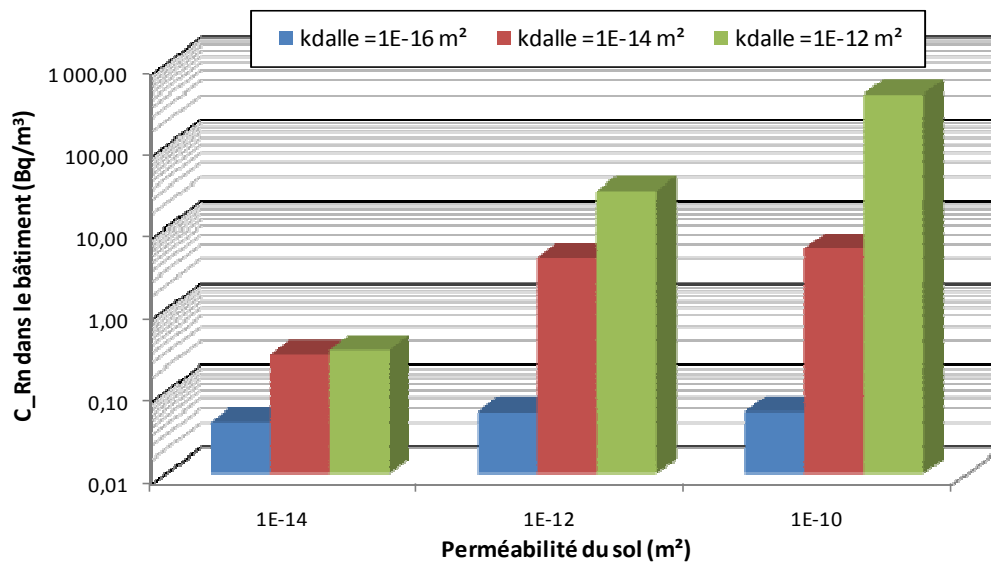


Figure 3.13 : Evolution de la concentration intérieure moyenne en radon en fonction de la perméabilité de sol et la perméabilité de la dalle, dans le cas d'une dalle portée.

Les Figure 3.12 et Figure 3.13 représentent l'évolution du débit d'air moyen traversant une dalle portée et la concentration intérieure moyenne de radon, en fonction de la perméabilité à l'air du sol et de la perméabilité de la dalle, respectivement.

Dans les deux figures, on constate que le débit d'air entrant dans un milieu intérieur à travers une dalle portée et la concentration en radon dans ce même milieu, augmentent tous les deux en fonction de l'augmentation de la perméabilité de la dalle et de la perméabilité du sol. Dans un premier temps, on remarque qu'en présence d'une dalle imperméable ($k_{dalle} = 10^{-16} m^2$), le débit d'air entrant dans l'environnement intérieur et la concentration de radon dans cet environnement, augmentent en fonction de la perméabilité du sol de façon très discrète. Cette augmentation est estimée à 30%. Dans un deuxième

temps, on constate que, plus la dalle est perméable, plus l'augmentation du débit d'air et de la concentration en radon en fonction de la perméabilité du sol, prend de l'ampleur. Lorsque la perméabilité de la dalle est égale à 10^{-14} m^2 , le débit d'air et la concentration en radon augmentent en fonction de la perméabilité du sol d'un ordre de grandeur. Par contre, pour une perméabilité de dalle égale à 10^{-12} m^2 cette augmentation peut atteindre trois ordres de grandeur par rapport aux débits et concentrations obtenus pour une perméabilité de sol 10^{-14} m^2 . Cela signifie que, lorsque la dalle est imperméable, elle résiste au passage de l'air pollué en radon et empêche son accumulation dans le milieu intérieur. Par contre, plus elle devient perméable, moins elle bloque le transfert des polluants et plus les concentrations de ces derniers dans les milieux intérieurs sont importantes. On en conclut que, pour ce type d'interface la perméabilité à l'air de la dalle joue un rôle primordial dans le transfert des polluants gazeux entre le sol et les environnements intérieurs.

b) Dallage indépendant sur terre-plein

Les résultats obtenus pour le dallage indépendant sur terre-plein, sont présentés ci-dessous de la même façon que pour la typologie précédente.

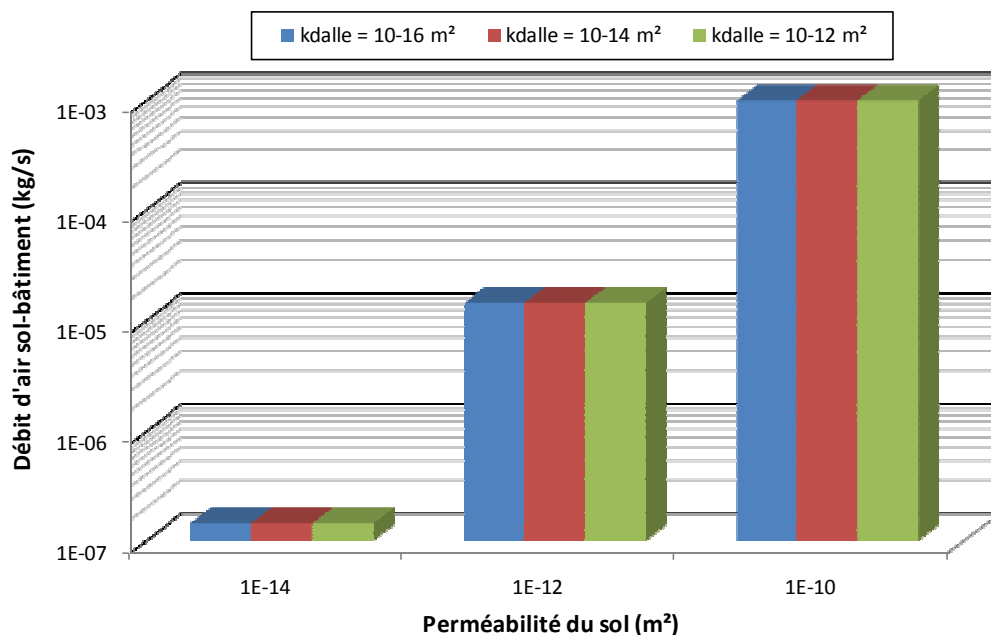


Figure 3.14 : Evolution du débit d'air moyen traversant un dallage indépendant en fonction de la perméabilité de sol et de la perméabilité de la dalle (fissure de retrait de 1mm).

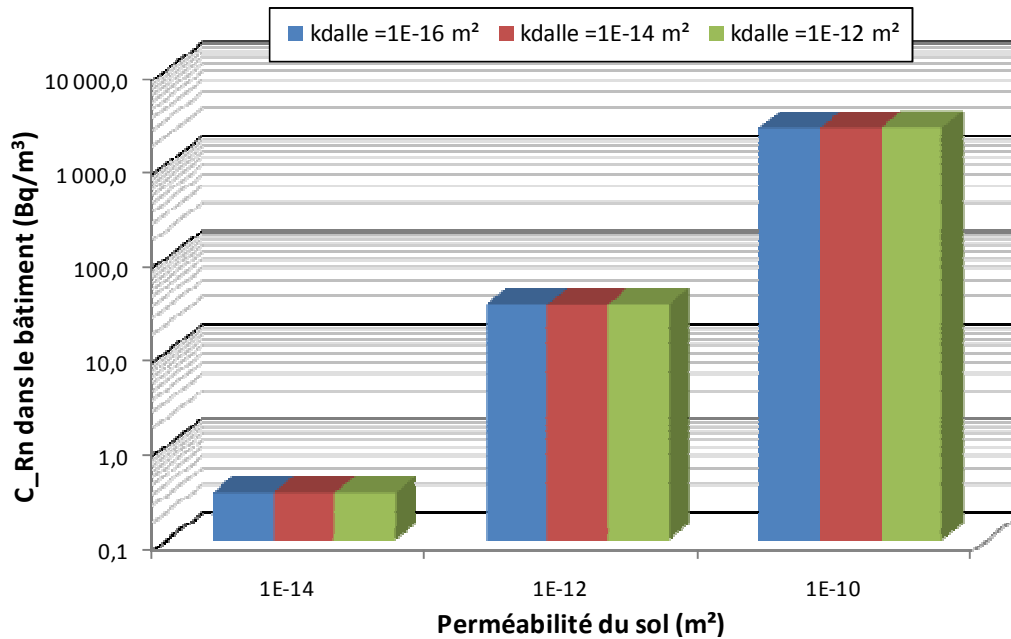


Figure 3.15 : Evolution de la concentration intérieure moyenne en radon en fonction de la perméabilité du sol et de la perméabilité de la dalle, dans le cas d'un dallage indépendant (avec une fissure de retrait de 1mm).

Dans les Figure 3.14 et Figure 3.15, les évolutions du débit d'air moyen allant du sol vers le bâtiment et de la concentration intérieure moyenne en radon en fonction de la perméabilité du sol et de la dalle, ont été tracées. Les résultats présentés dans ces figures correspondent à un dallage indépendant avec une fissure de retrait de 1 mm. Deux autres tailles de fissures ont été étudiées (0,5 et 2 mm), toutefois, on a choisi de présenter les évolutions du débit et de la concentration pour un seul cas de figure, car les profils obtenus pour les différentes tailles de fissures sont semblables.

Ces figures montrent que, dans le cas d'un dallage indépendant sur terre-plein, les débits d'air et les concentrations intérieures en radon augmentent de façon considérable en fonction de la perméabilité du sol. Cette augmentation est d'environ deux à quatre ordres de grandeur pour des perméabilités de sol entre 10^{-14} et $10^{-10} m^2$. Cependant, on remarque que l'impact de la perméabilité de la dalle sur l'évolution du débit d'air et de la concentration de radon, est pratiquement négligeable. A priori, quelle que soit la nature de la dalle (perméable ou imperméable), les débits d'air et la concentration intérieure en radon ne varient pas en fonction de la perméabilité de la dalle.

La spécificité de cette typologie est de posséder des fissures périphériques le long du dallage. Ces fissures peuvent être de tailles différentes et pour connaître l'impact de la taille de ces fissures périphériques sur le débit d'air entrant dans le bâtiment et sur la concentration intérieure de radon, on trace l'évolution du débit et de la concentration en fonction de la perméabilité du sol et de la taille de la fissure. Les résultats obtenus sont montrés dans la Figure 3.16.

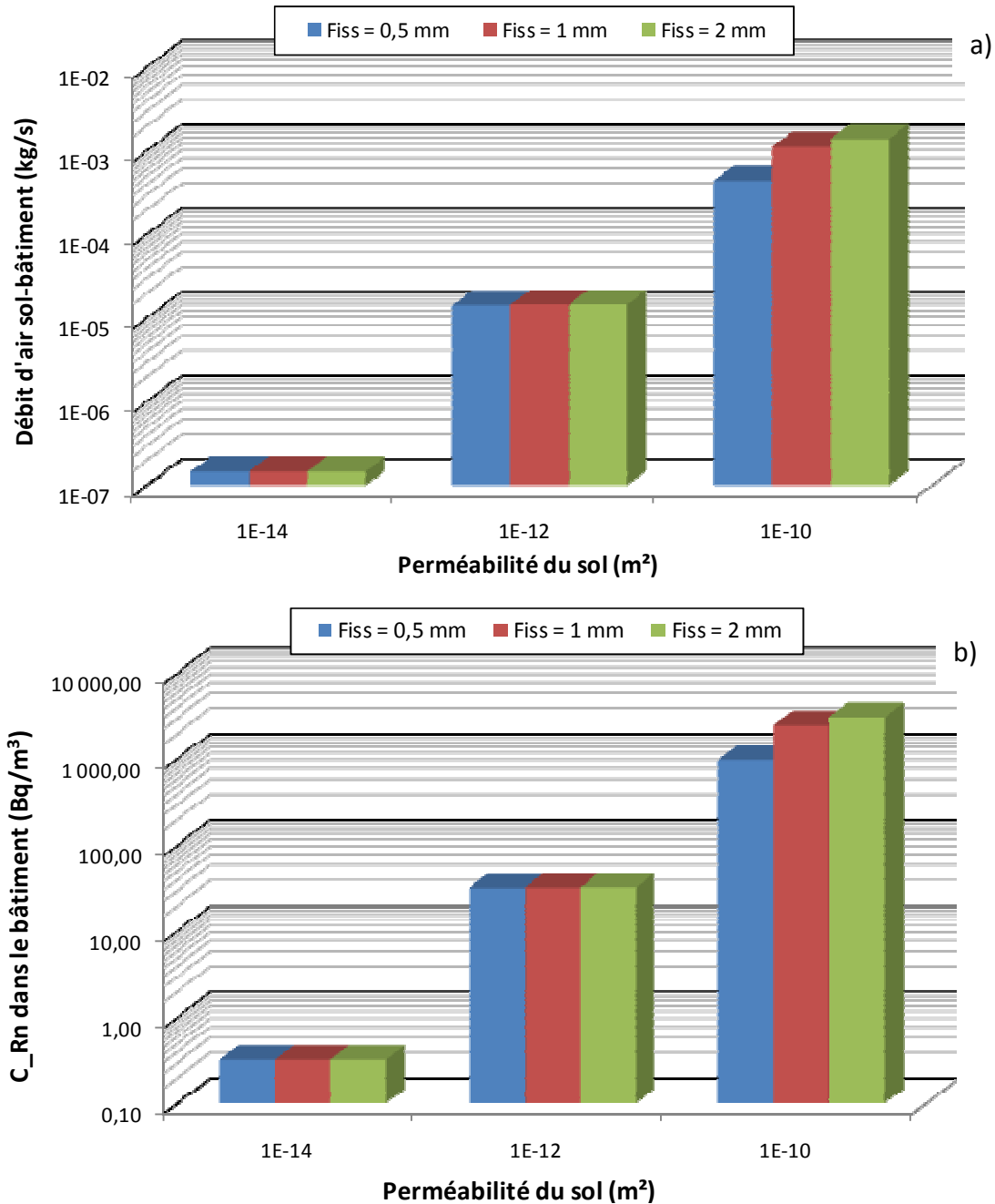


Figure 3.16 : a) Evolution du débit d'air moyen du sol vers le bâtiment et b) Evolution de la concentration intérieure moyenne en radon, en fonction de la perméabilité du sol et de la taille de la fissure (pour $k_{dalle} = 10^{-14} m^2$).

Dans la Figure 3.16, l'évolution de deux paramètres, débit d'air et concentration de radon en fonction de la perméabilité du sol et de la taille de la fissure de retrait, ont été mis en évidence. Les débits d'air moyens allant du sol vers le bâtiment et la concentration intérieure moyenne en radon, ont été calculés pour trois tailles de fissure périphérique : 0,5, 1 et 2 mm. Les résultats obtenus montrent que pour des perméabilités de sol faibles ($k_{sol} = 10^{-14} m^2$), la taille de la fissure n'a pas d'effet sur le débit d'air venant du sol ni sur la concentration intérieure de radon. Pour une perméabilité de sol de $10^{-12} m^2$, l'effet de la

taille de la fissure commence à se voir, mais sans être d'un grand impact. Une augmentation de 2,3% est enregistrée entre une fissure de 0,5mm et une fissure de 2 mm. Par contre, pour des sols plus perméables ($k_{sol} > 10^{-11} \text{ m}^2$), une fissure de retrait de 2 mm engendre un débit d'air et une concentration en radon, 24% plus importants que ceux obtenus avec une fissure de 1mm et une augmentation de 215% est à noter par rapport à une fissure de 0,5mm. En parallèle, le passage d'une fissure de retrait de 0,5 mm à celle de 1 mm, entraîne une élévation du débit d'air et de la concentration en radon de 154%. Ces résultats montrent que le passage d'une fissure de 0,5 mm à une fissure de 1 mm, engendre des pourcentages d'augmentation du débit d'air et de la concentration de radon, six fois plus important que lors du passage d'une fissure de 1mm à celle de 2 mm. Donc, les augmentations du débit d'air et de la concentration intérieure de radon, ne sont pas proportionnelles à l'augmentation de la taille de la fissure périphérique.

Les résultats obtenus dans le chapitre 2 (§ 3.3), ont montré que l'influence de la taille de la fissure sur les débits d'air traversant le sol est constatée pour des perméabilités de sol supérieures ou égales à 10^{-10} m^2 . Ce qui explique le fait que dans la Figure 3.16, on ne voit pas de différence de débit ou de concentration de radon pour des perméabilités de sol de 10^{-14} m^2 et 10^{-12} m^2 .

c) Vide sanitaire

Dans le cas du vide sanitaire, l'entrée des polluants gazeux du sol dans le bâtiment se fait en deux étapes. Ayant choisi pour notre modèle un vide sanitaire sur terre battue, l'entrée de ces polluants dans le vide sanitaire se fait en traversant la surface du sol. Par la suite, les polluants gazeux vont du vide sanitaire vers le bâtiment en traversant la dalle.

Les résultats présentés dans les Figure 3.17 et Figure 3.18 montrent d'une part, les débits d'air allant du sol vers le vide sanitaire et la concentration de radon dans le vide sanitaire et d'autre part, les débits d'air allant du vide sanitaire vers le bâtiment et la concentration de radon dans celui-ci. Ces données sont le résultat d'une simulation faite avec un vide sanitaire peu ventilé.

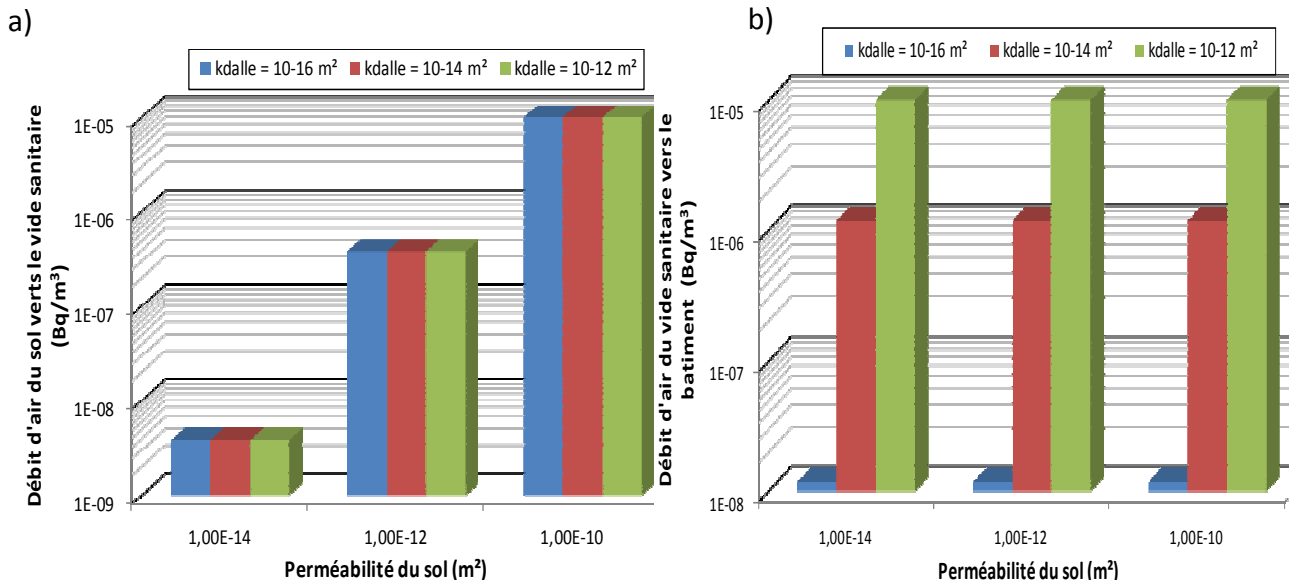


Figure 3.17 : Evolution du débit d'air moyen, a) allant du sol vers le vide sanitaire et b) du vide sanitaire vers le bâtiment, en fonction de la perméabilité de sol et de la perméabilité de la dalle.

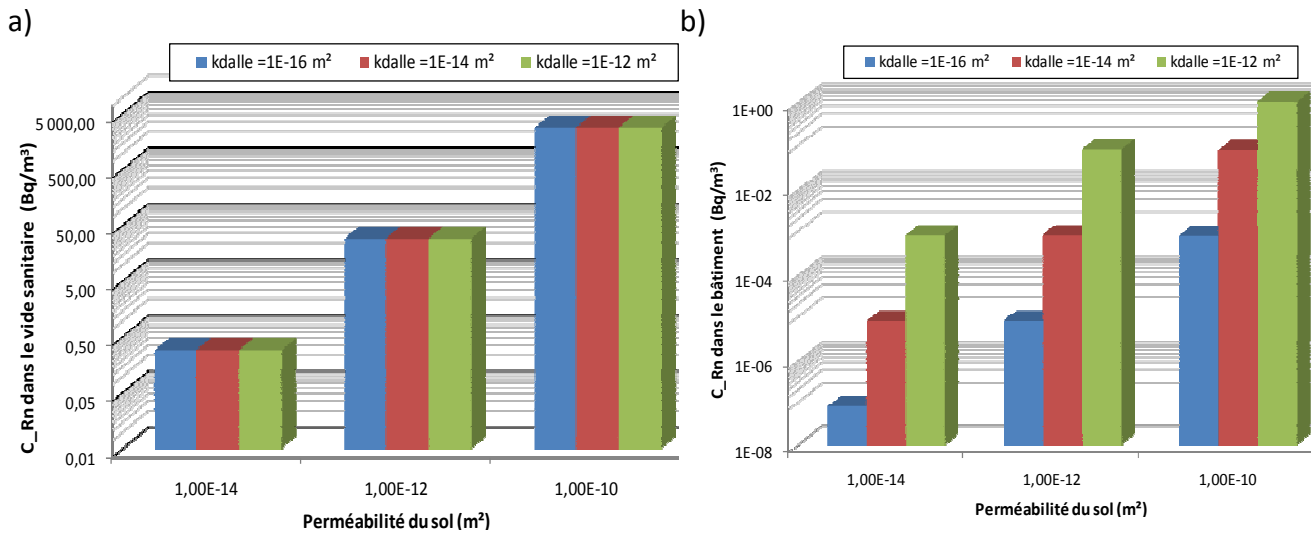


Figure 3.18 : Evolution de la concentration de radon, a) dans le vide sanitaire et b) dans le bâtiment, en fonction de la perméabilité de sol et de la perméabilité de la dalle

Les Figure 3.17 et Figure 3.18 présentent l'évolution des débits d'air chargés en polluants, entrant dans un bâtiment conçu sur vide sanitaire. Deux types de débits sont présentés : ceux allant du sol vers le vide sanitaire et ceux qui vont du vide sanitaire vers le milieu intérieur. De plus, l'évolution des concentrations de radon dans le vide sanitaire et dans le bâtiment y sont présentées.

Dans un premier temps, on remarque sur la Figure 3.17 que le débit d'air qui va du sol vers le vide sanitaire est fonction de la perméabilité du sol. Par contre, le débit d'air qui va du vide sanitaire vers l'environnement intérieur est fonction de la perméabilité de la dalle, tandis que la perméabilité du sol n'a pas d'impact sur ce dernier.

Dans un deuxième temps, la Figure 3.18 montre que la concentration en radon dans le vide sanitaire augmente en fonction de la perméabilité du sol alors que la perméabilité de la dalle n'a aucun effet sur cette concentration. De plus, la concentration en radon dans le bâtiment est aussi bien influencée par la perméabilité du sol que par la perméabilité de la dalle.

Ce type d'interface a été modélisé avec un vide sanitaire sur terre battue. Cela a conduit au fait que le débit d'air qui va du sol vers le vide sanitaire et la concentration en radon dans ce dernier soient affectés uniquement par la perméabilité du sol. La perméabilité de la dalle ne peut avoir d'effet sur ces deux paramètres, étant donné que cette dernière n'intervient à aucun moment au cours du transfert d'air entre le sol et le vide sanitaire. L'effet de la dalle intervient au moment où l'air chargé en polluant passe du vide sanitaire vers le bâtiment. Ceci explique le fait que le débit d'air correspondant à ce transfert et la concentration de radon dans le bâtiment soient affectés par la perméabilité de la dalle. Toutefois, la concentration de radon dans le bâtiment est également influencée par la perméabilité du sol alors que les débits d'air allant du vide sanitaire vers l'air intérieur sont indépendants de la perméabilité du sol. Ce dernier résultat est expliqué par le fait que, le bâtiment ne soit pas en contact direct avec le sol. Le débit d'air qui va du vide sanitaire vers le bâtiment n'est pas affecté par la perméabilité du sol.

La concentration de radon dans le vide sanitaire et dans le milieu intérieur dépend non seulement de la perméabilité de la dalle et de la perméabilité du sol, mais également l'aération du vide sanitaire. Deux niveaux d'aération ont été testés : un vide sanitaire peu ventilé et un vide sanitaire bien ventilé. Le niveau de ventilation est déterminé par la taille des ouvertures mises sur les façades du vide sanitaire. Pour le vide sanitaire peu ventilé deux ouvertures de 40 cm² ont été posées, l'une sur la façade Est et l'autre sur la façade Ouest. Les ouvertures mises en place pour obtenir un vide sanitaire bien ventilé, correspondent à une surface de 300 cm² chacune. Ces surfaces d'ouvertures font références à des débits d'aération d'une valeur de 40 m³/h et 300 m³/h sous 10 Pa, respectivement.

Les concentrations en radon obtenues dans le vide sanitaire et dans le milieu intérieur, ont été comparées en fonction du niveau de ventilation du vide sanitaire. Les résultats sont montrés dans la Figure 3.19.

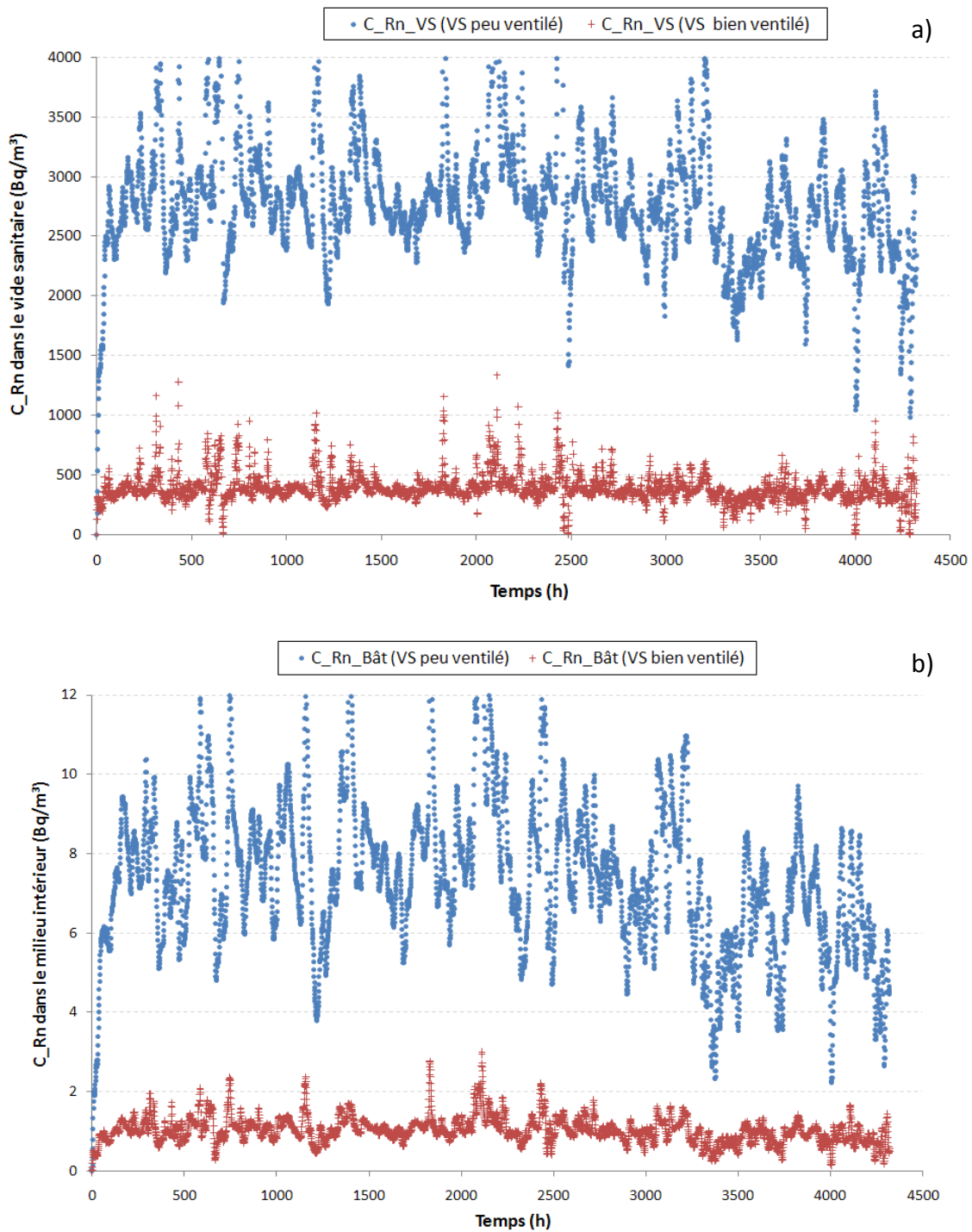


Figure 3.19 : Comparaison des concentrations de radon pour un vide sanitaire peu ventilé et un vide sanitaire bien ventilé : a) concentrations en radon dans le vide sanitaire et b) concentration en radon dans le bâtiment (avec $k_{sol} = 10^{-10} m^2$ et $k_{dalle} = 10^{-12} m^2$).

La Figure 3.19 représente l'évolution des concentrations de radon dans le vide sanitaire et dans le bâtiment en fonction des deux niveaux de ventilation du vide sanitaire étudiés. On remarque sur les deux graphes que, quelle que soit la zone dans laquelle la concentration de radon est calculée (vide sanitaire ou bâtiment), la concentration obtenue avec un vide sanitaire peu ventilé est toujours supérieure à celle calculée avec un vide sanitaire bien

ventilé. Ce résultat est compréhensif, car l'aération du vide sanitaire implique une dilution des polluants se trouvant dans ce dernier. Donc, le passage d'un vide sanitaire peu ventilé à un vide sanitaire bien ventilé engendre forcément une diminution de la concentration en polluant, que ce soit dans le vide sanitaire lui-même et également dans le bâtiment. Dans notre cas, le passage d'une ouverture de 40 cm² à une ouverture de 300 cm², cause une diminution de la concentration en radon dans le vide sanitaire et dans le bâtiment, de 85% en moyenne.

On constate également que pour un niveau de ventilation donné dans le vide sanitaire, la concentration en radon dans le bâtiment est systématiquement très inférieure par rapport à celle retrouvée dans le vide sanitaire. La concentration de radon retrouvée dans le bâtiment est 1% de celle obtenue dans le vide sanitaire. Cette diminution de flux de polluants est due à la zone intermédiaire entre le sol et le bâtiment. Cette dernière sert de zone de dilution des polluants et selon le niveau de ventilation dans cette dernière, la concentration de radon dans le bâtiment est plus ou moins importante. Les autres aspects qui peuvent expliquer les faibles concentrations de radon dans le bâtiment sont d'une part, le fait de négliger le terme diffusif au cours du transfert entre le vide sanitaire et le bâtiment et d'autre part de considérer des dalles relativement étanches à l'air.

3.3.2 Comparaison des concentrations intérieures de radon en fonction de la typologie

Afin de compléter l'étude de l'impact de la typologie sur l'entrée de radon dans le bâtiment, une comparaison de la concentration intérieure en radon pour les trois typologies de soubassement a été réalisée. Dans le cas du dallage indépendant sur terre-plein, on a choisi d'utiliser les résultats correspondant à une fissure de retrait de 1mm, c'est une taille de fissure moyenne et c'est celle qu'on retrouve le plus souvent dans la littérature. Pour ce qui est du vide sanitaire, on utilise les résultats obtenus avec un vide sanitaire peu ventilé, car c'est la situation dans laquelle on enregistre la concentration de radon dans l'air intérieur la plus forte, même si cette dernière reste faible.

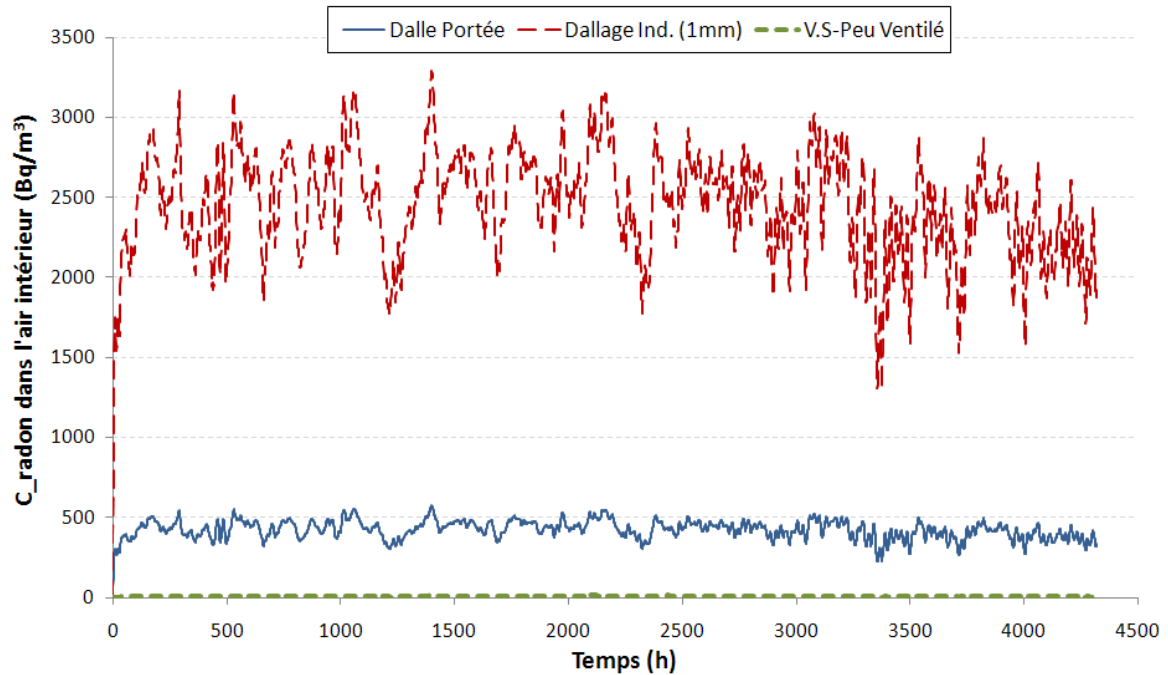


Figure 3.20 : Evolution temporelle de la concentration intérieure de radon en fonction de la typologie : dalle portée, dallage indépendant (1mm) et vide sanitaire peu ventilé (avec $k_{sol} = 10^{-10} m^2$ et $k_{Dalle} = 10^{-12} m^2$).

La Figure 3.20 montre une comparaison des concentrations intérieures en radon en fonction des trois typologies : dalle portée, dallage indépendant sur terre-plein et vide sanitaire peu ventilé. Les concentrations en radon présentées dans cette figure sont calculées avec des perméabilités de sol et de dalle de $10^{-10} m^2$ et $10^{-12} m^2$, respectivement. Selon la littérature [Nazaroff, 1992], cette valeur de perméabilité de sol correspond à du sable moyen (voir la Figure 1.4) et on peut considérer que ce dernier est la moyenne des différents sols rencontrés sous un dallage. Pour ce qui est de la perméabilité de la dalle, elle correspond à une perméabilité équivalente à une dalle endommagée, que ce soit par des fissures où des passages de points singuliers (voir Chapitre 1, § 4.2.2.5).

La comparaison de ces trois typologies montre que, les concentrations en radon obtenues avec un dallage indépendant sur terre-plein sont beaucoup plus importantes que les concentrations de radon retrouvées dans un bâtiment sur dalle portée ou sur vide sanitaire. Cette augmentation des concentrations en radon, engendrée par le dallage indépendant est estimée à 480% par rapport à la concentration due à la dalle portée et on note également, des concentrations en radon de trois ordres de grandeur de plus que celle obtenues dans un bâtiment conçu sur vide sanitaire. Cela est dû au fait que, le dallage indépendant contient une fissure périphérique le long de la dalle. Cette dernière est considérée comme un chemin préférentiel pour l'entrée des polluants gazeux qui viennent du sol. Par contre, pour les milieux intérieurs se trouvant au-dessus d'un vide sanitaire, on obtient toujours des concentrations en polluants du sol, beaucoup moins importantes, étant donné que le vide sanitaire sert de zone de dilution aux polluants gazeux du sol.

Mis à part, la perméabilité du sol, la perméabilité de la dalle et la typologie du bâtiment, il existe un autre paramètre qui détermine la quantité de radon que l'on retrouve dans les milieux intérieurs. Ce paramètre est la concentration de radon à la source, c'est-à-dire au niveau du sol. Sachant qu'on néglige les réactions de décroissance du radon lors de son transfert et également les sources intérieures de radon, la concentration intérieure de radon est directement liée à la quantité de radon se trouvant dans le sol.

Dans le but de savoir quel est l'effet de la concentration de radon à la source sur la concentration de radon dans le milieu intérieur, une comparaison des concentrations intérieures en radon issues de source différente, a été établie. Les résultats sont présentés dans la Figure 3.21 :

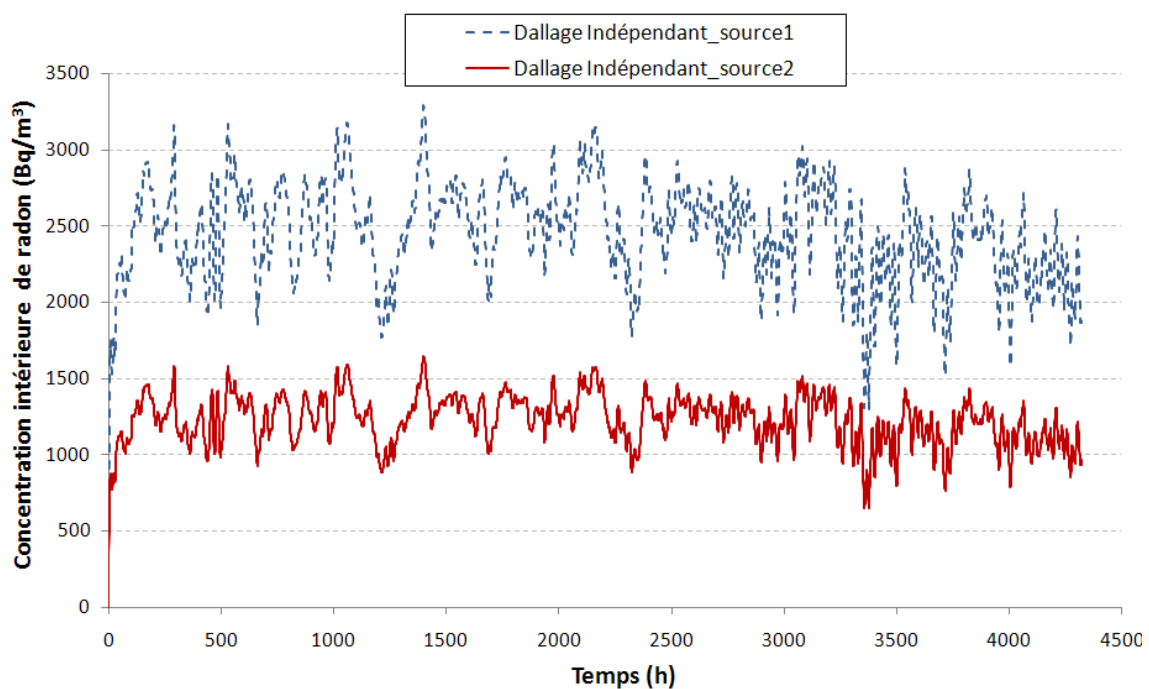


Figure 3.21 : Comparaison des concentrations intérieures en radon issues de deux sources différentes: source 1 = 10^5 Bq/m³ et source 2 = 5.10^4 Bq/m³, dans le cas d'une typologie dallage indépendant sur terre-plein avec $k_{sol} = 10^{-10}$ m² et $k_{Dalle} = 10^{-12}$ m².

Cette comparaison a été faite pour les trois typologies, mais vu la similitude des résultats, on a choisi d'en présenter qu'un seul, celui du dallage indépendant sur terre-plein avec une fissure de retrait de 1mm.

Comme cela a été décliné dans les hypothèses du modèle (§ 2.3), deux termes sources de radon ont été introduits dans le modèle aéraulique des bâtiments. Un des termes correspond à une valeur de 10^5 Bq/m³ et le deuxième terme est la moitié du premier, 5.10^4 Bq/m³. Par la suite, les diverses simulations nous ont permis d'obtenir des concentrations intérieures en radon issues de ces deux termes sources.

On constate que la concentration moyenne de radon issue de la source 1 est le double de la concentration moyenne issue de la source 2, de la même façon que le terme source 1 est

le double du terme source 2. La concentration intérieure en radon est bien proportionnelle à la concentration de son terme source. Qualitativement, les mêmes résultats sont constatés pour les autres typologies et pour d'autres valeurs de perméabilité de sol et de dalle. Quelle que soit la typologie, la perméabilité de sol et de la dalle, un rapport 2 est à noter entre les concentrations intérieures en radon provenant de chacune des sources.

3.4 Le coefficient d'atténuation entre étages

Cette partie est consacrée au deuxième objectif du modèle d'intégration qui est de calculer les coefficients d'atténuation entre étage. Pour cela, un modèle multizone a été utilisé. La description de ce modèle a été faite dans le paragraphe 2.2.2. Ce modèle est partagé en 4 zones ou 5 zones (voir la Figure 3.5 et la Figure 3.6), chacune des zones est représentative des différentes pièces se trouvant dans cette zone.

Les diverses simulations réalisées nous permettent d'évaluer la concentration en radon au niveau de chacune des zones et en rapportant ces dernières à la concentration du niveau le plus bas de notre maison, soit la zone 4 qui correspond au sous sol/garage, on obtient le coefficient d'atténuation entre étage (voir l'équation (3.25)). Les résultats obtenus sont présentés dans le Tableau 3.4:

Tableau 3.4 : Calcul des coefficients d'atténuation entre étages pour les différentes typologies.

	Coefficient d'atténuation entre étage		
	Coeff-1	Coeff-2	Coeff-3
Dalle portée	0.46	0.14	0.65
Dallage Indépendant	0.46	0.14	0.65
Vide sanitaire	0.26	0.05	0.45

Coeff-1 : coefficient d'atténuation entre l'étage (zone 1)/ sous sol (zone 4),

Coeff-2 : coefficient d'atténuation entre le niveau rez-de-jardin (zone 2)/ sous sol (zone 4),

Coeff-3 : coefficient d'atténuation entre le hall (zone3)/sous sol (zone 4)

Les résultats exposés dans ce tableau révèlent que dans le cas de la dalle portée et du dallage indépendant, les coefficients d'atténuation entre mêmes zones sont égaux. Cependant, les coefficients d'atténuation calculés dans le cas du vide sanitaire, ont montré que dans ce cas particulier, la typologie pouvait affecter les concentrations de radon retrouvées dans les différentes zones et ainsi, engendrer des coefficients différents de ceux calculés pour une dalle portée (ou dallage indépendant).

Afin de comprendre à quoi est dû l'écart entre les coefficients d'atténuation de la dalle portée (et dallage indépendant) et ceux obtenus avec un vide sanitaire, une comparaison

des pressions intérieures de référence, obtenues pour les différentes typologies et dans les différentes zones a été effectuée. Les résultats des pressions de références sont présentés dans Tableau 3.5.

Tableau 3.5 : Les moyennes des pressions intérieures de référence moyenne au niveau de chaque zone et pour chaque typologie.

	Moyenne de la pression intérieure de référence			
	Zone 1	Zone 2	Zone 3	Zone 4
Dalle portée	-70.3	-40.7	-40.7	-8.2
Dallage Indépendant	-70.3	-40.7	-40.7	-8.2
Vide sanitaire	-70.6	-41.0	-41.0	-10.6

Le Tableau 3.5 montre la moyenne des pressions intérieures de référence calculée sur toute la période de simulation pour chaque zone et pour les différents soubassements. Les résultats présentés dans ce tableau montre que, pour la dalle portée et le dallage indépendant, les pressions intérieures de référence dans chacune des zones sont exactement les mêmes. Cela entraîne des écarts de pression entre l'intérieur et l'extérieur du bâtiment qui sont semblables, pour la dalle portée et le dallage indépendant, ce qui explique le fait qu'on obtienne les mêmes coefficients d'atténuation. Par contre, dans le cas d'un vide sanitaire, on distingue des pressions de référence légèrement plus élevées que celles obtenues dans la cas de la dalle portée (ou dallage indépendant). Cette hausse entraîne des écarts de pression entre l'intérieur et l'extérieur du bâtiment, plus importants dans le cas d'un vide sanitaire. Cette différence de pression au niveau des zones au dessus d'un vide sanitaire est due au fait que ce dernier soit séparé des autres zones de la maison par une dalle qui fait office de résistance et également au fait qu'il soit ouvert à l'extérieur. Ces deux paramètres entraînent un changement dans l'équilibre des pressions dans le vide sanitaire. Ce qui explique la différence des coefficients d'atténuation entre le vide sanitaire et les deux autres typologies.

Malgré l'écart rencontré entre les coefficients d'atténuation, obtenus pour la dalle portée et le dallage indépendant et ceux calculés pour un vide sanitaire. On constate que, quelle que soit la typologie, les coefficients d'atténuation calculés entre la zone 3 et la zone 4 (*Coeff-1*) sont supérieurs aux autres coefficients d'atténuation. On rappelle que, la zone 3 correspond au hall et la zone 4 correspond au sous-sol (voir Figure 3.5). Donc, le fait d'obtenir les plus grands coefficients d'atténuation au niveau du hall, signifie que de grandes concentrations en polluants sont accumulées dans ce dernier (voir l'équation (3.25)). Cela est expliqué par le fait que, le hall est considéré comme une zone de transit de l'air, donc,

forcément une plus grande accumulation de polluants se fait à ce niveau là. Par la suite, l'autre partie de la maison dans laquelle on retrouve des concentrations en polluants élevées, après le sous-sol et le hall, c'est la zone 1 qui correspond au dernier étage de la maison 'MARIA'. Cette zone a des concentrations plus importantes que la zone 2 qui se trouve en-dessous. Cela est dû au fait que, le détalonnage entre le hall et la zone 1 est supérieur au détalonnage entre le hall et la zone 2 (voir Tableau 3.2), car dans chaque zone, le détalonnage des portes correspond à la somme des détalonnages se trouvant dans cette même zone.

4 CONCLUSION

Dans ce chapitre, des lois analytiques de transfert de polluants gazeux entre le sol et le bâtiment ont été intégrées à un modèle aéraulique des bâtiments. Cette intégration a permis de montrer à travers des premières illustrations, la pertinence du développement de telles lois pour l'étude de l'impact des polluants gazeux du sol sur la qualité d'air intérieur.

D'une part, on a étudié l'impact de la typologie du soubassement sur l'entrée des polluants gazeux du sol vers les environnements intérieurs et d'autre part, on a calculé un coefficient d'atténuation de polluants entre étages.

Afin d'atteindre nos objectifs, plusieurs scénarios ont été étudiés. Ces scénarios ont consisté à faire des simulations pendant 6 mois, au cours de la période de chauffage : du 1^{er} Novembre au 30 avril. Les mêmes hypothèses ont été appliquées pour chaque scénario: dimensions du bâtiment ; température intérieure; vitesse du vent ; même météo (Trappes) ; même pas de temps de simulations...etc. Les diverses simulations ont été appliquées pour trois typologies (dalle portée, vide sanitaire et dallage indépendant sur terre-plein), et pour chacun d'elles on a fait varier la perméabilité du sol, la perméabilité de la dalle, la taille de la fissure et le niveau de ventilation du vide sanitaire.

Parmi les résultats présentés dans ce chapitre, la contribution des paramètres naturels dans l'entrée des polluants gazeux du sol dans les environnements intérieurs a été mise en évidence. La Figure 3.8 et la Figure 3.9 ont montré, que les débits d'air et la concentration intérieure en radon, augmentaient en fonction du tirage thermique et de la vitesse du vent. Ces résultats rejoignent parfaitement les données de la littérature concernant l'effet du tirage thermique et du vent sur le transfert convectif des polluants entre le sol et le bâtiment.

Après l'étude des paramètres contribuant à la phénoménologie de l'entrée des polluants gazeux du sol vers les bâtiments, nous nous sommes intéressés à l'effet des paramètres intrinsèques au bâtiment sur le transfert des polluants entre le sol et l'air intérieur. Les paramètres étudiés dans ce chapitre sont : la perméabilité de la dalle, la taille de la fissure périphérique et le niveau de ventilation du vide sanitaire. En plus de ces paramètres, nous avons également fait varier la perméabilité du sol.

Selon le type d'interface avec le sol, ces paramètres ont un effet différent sur les débits d'air allant du sol vers l'air intérieur et sur la quantité de radon accumulée dans ce dernier.

Dans le cas de la dalle portée, le débit d'air allant du sol vers le bâtiment et la concentration intérieure en radon sont autant influencés par la perméabilité du sol que par celle de la dalle. Plus ces milieux deviennent perméables, moins ils résistent aux transferts des polluants et plus la quantité d'air chargé en polluant allant du sol vers l'intérieur augmente.

Pour la seconde typologie, dallage indépendant sur terre-plein, l'influence d'un paramètre supplémentaire a été étudiée, celui-ci est la taille de la fissure périphérique (ou de retrait). Les résultats ont montré que les débits d'air traversant ce type d'interface et la concentration en radon dans les milieux intérieurs posés sur cet interface sont influencés par la perméabilité du sol et par la taille de la fissure. L'augmentation des débits d'air et de la concentration intérieure en radon est proportionnelle à l'augmentation de la perméabilité du sol. De plus, le fait d'augmenter la perméabilité du sol de deux ordres de grandeur, entraîne également une augmentation du débit d'air et de la concentration de radon de deux ordres de grandeur. En parallèle de la perméabilité du sol, la taille de la fissure joue un rôle important pour ce type d'interface. Cependant, l'effet de la taille de la fissure intervient à partir du moment où le sol est plus perméable ($k_{sol} > 10^{-11} \text{ m}^2$, mélange sable-gravier). A ce moment là, on note une augmentation de débit et de concentration en radon, de 154% lors du passage d'une fissure de 0,5mm à une fissure de 1mm. Par contre, le fait de passer d'une fissure de retrait de 1 mm à une fissure de 2 mm, engendre une augmentation de débit et de concentration de radon estimée à 24 %. Donc, au-delà d'une certaine taille de fissure de retrait, cette dernière a moins d'effet sur les débits d'air entrant dans le bâtiment. Ces résultats rejoignent ceux trouvés dans le chapitre 2 pour une même gamme de perméabilité de sol.

Pour la troisième typologie, vide sanitaire, les résultats obtenus ont montré que pour la première phase du transfert d'air, sol-vide sanitaire, le débit d'air et la concentration en radon vers le vide sanitaire ne dépendent que de la perméabilité du sol. Ceci est cohérent, vu que le vide sanitaire est en contact direct avec le sol. Par contre, pour la deuxième phase du transfert, le débit d'air allant du vide sanitaire vers le milieu intérieur est influencé uniquement par la perméabilité de la dalle. Celle-ci, est le seul paramètre qui joue le rôle de résistance au transfert d'air entre ces deux milieux. Quant à la concentration de radon dans l'environnement intérieur, elle dépend aussi bien de la perméabilité du sol que de la perméabilité de la dalle. La concentration en radon augmente du même ordre de grandeur que l'augmentation subie par la perméabilité de la dalle et la perméabilité du sol. Néanmoins, pour ce type d'interface, un troisième paramètre est à prendre en considération, ' le niveau de ventilation du vide sanitaire '. Les résultats obtenus ont montré que ce paramètre peut contrôler la concentration de radon retrouvée dans le vide sanitaire et également celle retrouvée dans l'habitat. Un vide sanitaire bien ventilé entraîne une

diminution de la concentration de radon, dans le vide sanitaire et dans l'air intérieur, de 85% en moyenne par rapport à un vide sanitaire peu ventilé.

La comparaison des trois typologies a montré qu'une construction sur vide sanitaire, permet d'avoir une zone tampon dans laquelle les polluants gazeux du sol se diluent, selon la ventilation appliquée. Ainsi, les concentrations accumulées dans l'environnement intérieur sont systématiquement moins importantes que celle retrouvées dans le vide sanitaire. D'un autre côté, les concentrations de polluants dans des environnements intérieurs se trouvant sur dalle portée ou sur un dallage indépendant, dépendent fortement de la perméabilité du sol, de la perméabilité de dalle et de la taille de la fissure (dans le cas du dallage indépendant). Néanmoins, une construction sur une dalle portée peut entraîner une diminution des concentrations en polluants dans l'air intérieur jusqu'à 85%, par rapport à une construction sur un dallage indépendant.

Dans un second temps, des premiers calculs de coefficient d'atténuation entre étage ont également été réalisés. Les résultats obtenus ont montré que la dalle portée et dallage indépendant nous permettent d'obtenir les mêmes coefficients d'atténuation entre étages. Par contre, les coefficients d'atténuation obtenus dans le cas du vide sanitaire sont inférieurs aux coefficients obtenus pour la dalle portée et le dallage indépendant. Cela peut être dû au fait que le vide sanitaire soit ouvert sur l'extérieur et qu'il soit séparé des autres zones du bâtiment par une dalle. Ces deux éléments entraînent des changements dans l'équilibre des pressions et donc, des coefficients d'atténuation entre étage différents de ceux obtenus pour la dalle portée et le dallage indépendant.

Les résultats de ce chapitre nous ont permis de vérifier l'intérêt des lois analytiques de transfert qui permettent assez simplement, en les intégrant dans un modèle aérodynamique, d'obtenir l'évolution temporelle de la concentration intérieure en polluant venant du sol. De plus, des premières approximations de l'impact des typologies sur l'entrée des polluants gazeux dans l'air intérieur ont pu être établies. Toutefois, cette étude peut être améliorée en affinant les lois analytiques tel que précisé au chapitre 2. L'étude peut également être élargie en intégrant à ce modèle d'autres systèmes de ventilation ou même d'autres types d'interface sol-bâtiment. De plus, de futurs développements de ce modèle permettraient de prendre en compte des systèmes de protection du bâtiment (voir chapitre 5) afin d'étudier plus systématiquement leur impact.

CHAPITRE 4 : QUANTIFICATION EXPERIMENTALE DES DEBITS D'AIR ALLANT DU SOL VERS LES ENVIRONNEMENTS INTERIEURS

Dans le cadre de l'utilisation des modèles d'évaluation des expositions intérieures aux polluants gazeux du sol, le constat est fait qu'il manque des données, notamment sur la perméabilité à l'air des bétons usuels, malgré une connaissance partielle de ces données [Picandet, 2001; Dal Pont, 2004; Mindeguia, 2009]. Aussi, les travaux de thèse ont été l'occasion, en complémentarité des actions précédentes, de réaliser des mesures en laboratoire de perméabilité à l'air des bétons afin de compléter la connaissance de ce paramètre déterminant. Les résultats sont présentés dans le chapitre 4.1.

D'autre part, la maison expérimentale '*MARIA*' (*Maison Automatisée pour des Recherches Innovantes sur l'Air intérieur*) dont dispose le *CSTB* et qui a pour vocation générale d'étudier le lien entre la ventilation et la qualité d'air intérieur, a été utilisée afin de réaliser des quantifications expérimentales des flux d'air venant du sol vers le bâtiment. En effet, ce type de données n'existe actuellement pas dans la littérature. Les résultats obtenus sont présentés dans le chapitre 4.2.

1 PERMEABILITE A L'AIR DES BETONS

La perméabilité des bétons durcis peut être mesurée en laboratoire (sur éprouvettes ou sur prélèvement issus d'ouvrages) après un séchage préalable en appliquant soit une charge constante, c'est-à-dire un gradient de pression constant (appareillage CEMBUREAU [Kollek, 1989]), soit une charge variable. La mesure au perméamètre à charge constante a fait l'objet de recommandation de la part de l'AFPC-AFREM [AFPC-AFREM, 1997]. C'est donc cet essai qui sera retenu au cours de cette thèse.

1.1 Matériels et méthodes

1.1.1 Dispositif expérimental de mesure

Le dispositif expérimental de mesure de la perméabilité des bétons, consiste à soumettre un disque de béton à un gradient de pression constant de gaz (en général l'azote est pris comme gaz percolant). Ces disques de 150 mm (ou 110 mm) de diamètre sur une hauteur de 50 mm, sont découpés à partir d'une éprouvette cylindrique, en prenant soin de ne pas conserver les disques inférieurs et supérieurs de l'éprouvette (risque de ségrégation en partie inférieure et forte concentration de laitance en partie supérieure). Une fois que le disque de béton est mis dans le dispositif, la perméabilité (en m^2) est alors déterminée à partir de la mesure du flux (débit massique) de gaz traversant celui-ci en régime permanent, en appliquant la loi de *Darcy*. Le résultat direct de la mesure est une perméabilité apparente, car il dépend de la nature du fluide et de la pression appliquée (voir l'équation (1.32)) [Picandet, 2001; Baroghel-Bouny, 2005]. Un schéma du dispositif expérimental (perméamètre) est présenté dans la Figure 4.1.

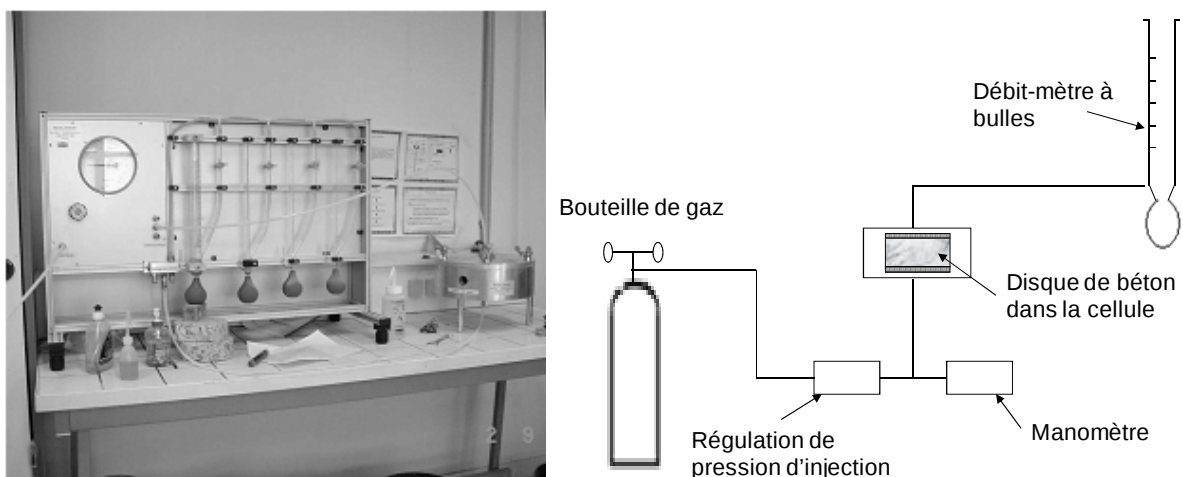


Figure 4.1 : Dispositif expérimental de mesure de perméabilité à l'air des bétons: perméamètre à charge constante type « Cembureau ».

L'échantillon est disposé dans une cellule appropriée. Ses deux faces planes reposent sur une plaque striée permettant une répartition homogène de la pression. La face circulaire est

entourée d'un manchon en gomme étanche, plaqué par la pression de la chambre à air (8 bars). Cette précaution assure l'étanchéité latérale des cellules.

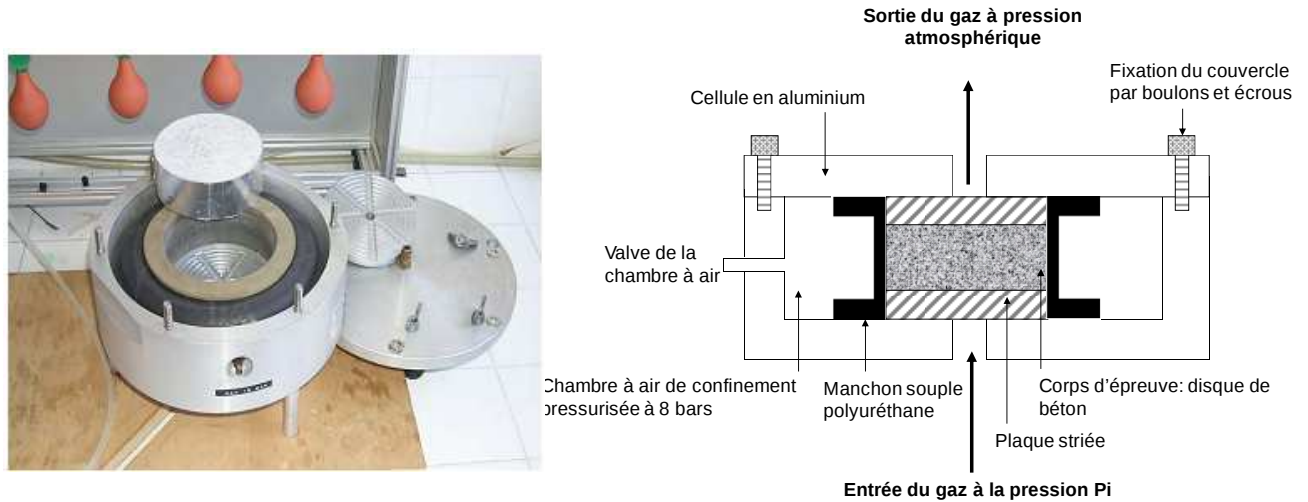


Figure 4.2 : Cellule du perméamètre (à gauche). Vue en coupe de la cellule (à droite)

1.1.2 Protocole de mesure

La mise en place du corps d'épreuve en béton dans le dispositif est précédée par des étapes préliminaires, qui sont:

- La mesure du diamètre de l'échantillon en deux positions à angle droit. La moyenne des lectures est prise comme diamètre D ;
- La mesure de l'épaisseur de l'échantillon en quatre positions d'égale distance autour de la circonférence. La moyenne des quatre mesures est prise comme l'épaisseur L ;
- La pesée du corps d'épreuve ;
- La couverture de la face latérale du corps d'épreuve d'un ruban d'aluminium autocollant ou de la résine.

Les débits sont mesurés à l'aide d'un débitmètre à bulle. Le disque de béton est soumis à une surpression, cette dernière est choisie de façon à ce que le temps de montée de la bulle du débitmètre soit compris entre 20 et 60 secondes (cela dépend du type de conditionnement du béton).

La mesure du débit d'air à pression atmosphérique, permet de calculer la perméabilité apparente à différentes pressions d'injection. En général, deux mesures de pression d'injection sont appliquées et pour chacune d'elle deux mesures de débit et de perméabilité apparente sont effectuées. Ces mesures à différentes pressions permettent de déterminer la perméabilité intrinsèque qui est indépendante de la pression du gaz. Cette dernière est déterminée par l'approche de « *Klinkenberg (1941)* ». Cette approche est basée sur la décomposition du mouvement du gaz traversant un capillaire selon deux types :

l'écoulement visqueux du gaz, qui est uniquement piloté par la perméabilité intrinsèque du matériau, et l'écoulement par glissement du gaz. Ce dernier repose sur la non-adhérence du gaz à la paroi des pores et induit une cinétique supplémentaire au mouvement. Lorsque nous mesurons la perméabilité apparente, les deux types d'écoulement interviennent. La représentation graphique de cette approche a été montrée dans la Figure 1.10. Par contre, le calcul de la perméabilité intrinsèque se fait à travers l'équation (1.33) →

$$k_A = k_v \left(1 + \frac{\beta^*}{P_m} \right).$$

Cette équation sous-entend que sous une pression appliquée infinie,

l'écoulement est uniquement visqueux, ce mouvement étant piloté par la perméabilité intrinsèque. La détermination de cette perméabilité intrinsèque correspondrait donc à mesurer le débit d'air traversant l'échantillon sous une pression infinie. Comme cela est impossible d'un point de vue expérimental, nous représentons sur un graphique les différents couples $(k_A, 1/P_m)$ obtenus expérimentalement puis par régression linéaire de ces points, nous déduisons la perméabilité intrinsèque (ordonnée à l'origine de la droite) [Dal Pont, 2004; Mindeguia, 2009].

Pour chaque éprouvette de béton et pour chaque type de conditionnement, nous avons choisi d'effectuer deux mesures de perméabilité apparente (soit deux niveaux de pression de di-azote sur la même éprouvette) afin de pouvoir déterminer la perméabilité intrinsèque. Dans la suite du document, toutes les valeurs de perméabilités présentées sont des perméabilités intrinsèques.

1.1.3 La campagne de mesure

Pour la campagne de mesure de la perméabilité des bétons, le choix du matériau s'est porté sur un béton nommé « B40 ». Les caractéristiques de ce dernier sont proches des caractéristiques des bétons utilisés pour la conception des dalles.

Pour nos expérimentations, deux tailles d'éprouvettes ont été choisies : 15 x 30 cm² et 11 x 22 cm². Ces éprouvettes ont été découpées en trois ou quatre disques de façon à obtenir des disques de 50 mm d'épaisseur. Chacun de ces disques a subi un ou deux conditionnements spécifiques, avec une mesure de perméabilité entre deux types de conditionnement. Le mode de conditionnement varie en fonction de la température et de l'humidité de la chambre dans laquelle les disques de béton ont été entreposés. En plus du conditionnement, certains disques de béton ont subi des endommagements thermiques à travers un séchage à 80 °C, et d'autres ont été endommagés mécaniquement afin de créer des fissures. Cet endommagement peut être obtenu par sollicitation en : '*compression uniaxiale*' ou en '*traction*'. En traction, l'interface pâte/granulats est directement sollicitée et favorise la microfissuration, tandis que la compression induit tout d'abord la fermeture des microfissures avant de solliciter la pâte de ciment. Le processus de dégradation sous compression est accompagné d'un phénomène important de dilatation dans la direction

normale au chargement [Bongué Boma, 2007]. Dans le cas de notre étude, le disque de béton a été fissuré par compression.

L'état de conservation des disques de béton a été fonction de l'état hydrique recherché :

- un état sec (conditionnement en étuve à 80 °C, c'est la température qui permet d'ôter uniquement l'eau considérée libre du matériau) ;
- un état intermédiaire (conditionnement à l'air ambiant) ;
- un état saturé (conditionnement dans une chambre à 90% HR).

Le Tableau 4.1, résume l'état de conservation de chacun des disques de béton:

Tableau 4.1 : Conditionnement des différents disques de béton

Taille des éprouvettes (cm)	Etat de l'éprouvette	Nom des disques	Conditionnement1	Conditionnement2
15 x 30	Non fissurée	NF-Air1	20°C et 50% HR	Etuvé à 80 °C
		NF-Air2	20°C et 50% HR	20°C et 90%HR
		NF-E1-80	Etuvé à 80°C	
		NF-E2-80	Etuvé à 80°C	
11 x 22	Non Fissurée	NF-Air1	20°C et 50% HR	Etuvé à 80 °C
		NF-Air2	20°C et 50% HR	20°C et 90%HR
		NF-E80	Etuvé à 80°C	
11 x 22	Fissurée	Fiss-Air1	20°C et 50% HR	
		Fiss-Air2	20°C et 50% HR	20°C et 90%HR
		Fiss-E1-80	Etuvé à 80°C	
		Fiss-E2-80	Etuvé à 80°C	

NF : béton non fissuré ; Fiss : béton fissuré ; Air : pièce à 20°C + 50%HR ou pièce à 20°C + 90%HR ; E : béton étuvé ; HR : humidité relative.

A la base on disposait de trois éprouvettes : une de 15x30 cm² et deux autres de 11x22 cm². L'éprouvette de 15x30cm² a été découpée en quatre disques de 50 mm d'épaisseur, alors que les éprouvettes de 11x22 cm² ont été découpées en trois disques. Une des éprouvettes de 11x22 cm² a été fissurée par sollicitation en compression.

Deux disques de chacune des éprouvettes ont été conditionnés dans une chambre à 20°C et 50 % HR, pendant que, les deux autres disques (1 disque dans le cas de l'éprouvette de

11x22 cm²) étaient mis à l'étuve à 80°C. Par la suite les disques conditionnés à 50 %HR ont subi un second conditionnement. Un disque de chaque éprouvette a été entreposé dans une chambre à 20°C et 90%HR, alors que le deuxième disque a été séché à l'étuve à 80 °C. Entre deux types de conditionnement, les échantillons ont subi une mesure de perméabilité. Les éprouvettes sont conservées dans un film plastique étanche jusqu'au jour de l'essai de perméabilité.

La durée de chaque conditionnement dépend de l'écart entre deux pesées du disque de béton à 24h d'intervalle, cet écart doit être inférieur à 0,01%.

1.2 Résultats des mesures de la perméabilité à l'air des bétons

1.2.1 Résultats des éprouvettes non fissurées

Les disques de béton issus des éprouvettes de 15x30 cm² et de 11x22cm², ont subi divers mode de conditionnement (voir Tableau 4.1). Les résultats de la mesure de la perméabilité intrinsèque des échantillons non fissurés, selon leurs modes de conditionnement, sont présentés ci-dessous :

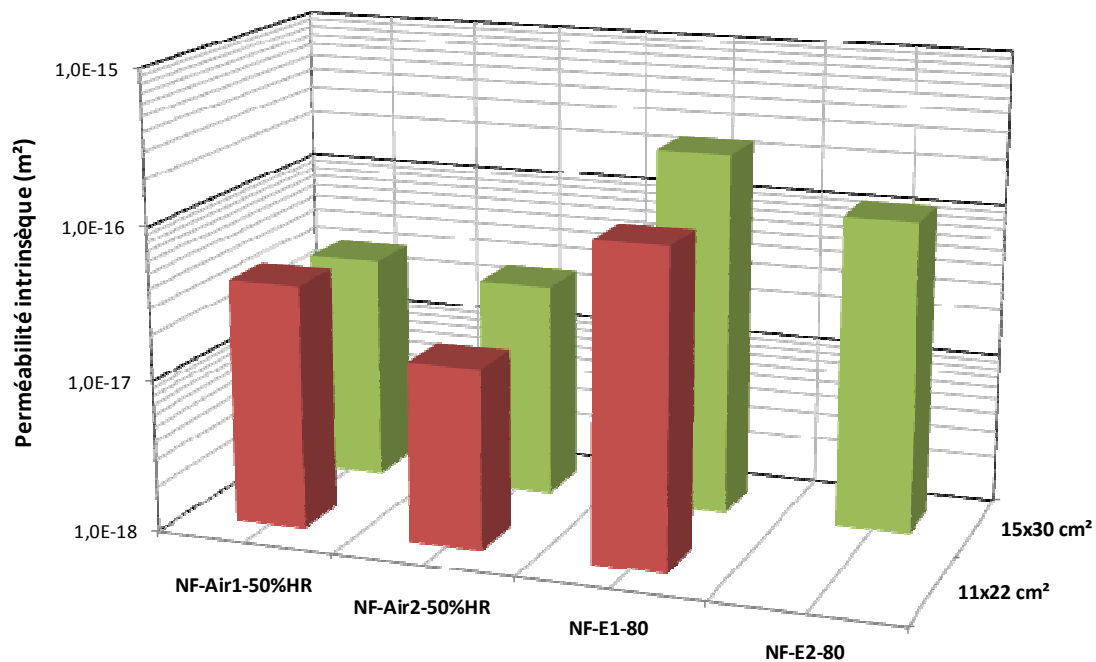


Figure 4.3 : Les perméabilités intrinsèques des disques de béton non fissurée (NF), pour les éprouvettes 15x30 cm² et 11x22 cm² en fonction du mode de conservation : pièce à 20°C +50%HR (Air-50%HR)-étuve(E-80).

Tableau 4.2 : Les perméabilités intrinsèques des éprouvettes non fissurées.

Taille de l'éprouvette	15 x 30 cm ²				11 x 22 cm ²		
Type de conditionnement	20°C+50%HR		Etuve à 80°C		20°C+50%HR		Etuve à 80°C
Nom de l'essai	NF-Air1-50%HR	NF-Air2-50%HR	NF-E1-80	NF-E2-80	NF-Air1-50%HR	NF-Air2-50%HR	NF-E1-80
Perméabilité intrinsèque (m ²)	3,03. 10 ⁻¹⁷	2,58. 10 ⁻¹⁷	2,41. 10 ⁻¹⁶	1,10. 10 ⁻¹⁶	4,02. 10 ⁻¹⁷	1,5. 10 ⁻¹⁷	1,15. 10 ⁻¹⁶

La Figure 4.3 présente les mesures de perméabilité intrinsèque de chacun des disques issus des éprouvettes de 15x30 cm² et celles de 11x22 cm². Ces mesures de perméabilité sont tracées en fonction du mode de conditionnement qu'ont subi les différents disques de béton. Pour une meilleure présentation des résultats, les perméabilités intrinsèques obtenues sont montrées dans le Tableau 4.2.

Au cours de cet essai, quatre disques ont été conditionnés dans une pièce à 20°C et 50%HR, deux d'entre eux sont issus de l'éprouvette de 15x30 cm² et les deux autres proviennent de l'éprouvette de 11x22 cm² (le disque 1 : NF-Air1-50%HR et disque 2 : NF-Air2-50%HR, pour chacune des éprouvettes). Dans un premier temps, on constate une légère différence dans la mesure de la perméabilité intrinsèque des disques, NF-Air1-50%HR et NF-Air2-50%HR issus d'une même éprouvette. Cette différence est plus marquée pour la perméabilité des disques NF-Air1-50%HR et NF-Air2-50%HR provenant de l'éprouvette de 11x22 cm², un écart de 160% est enregistré entre les deux mesures de perméabilité intrinsèque. Tandis que l'écart de mesure de la perméabilité des disques NF-Air1-50%HR et NF-Air2-50%HR provenant de l'éprouvette 15x30 cm² est estimé à 18%.

En parallèle, trois autres disques ont été conservés dans l'étuve à 80 °C. Deux d'entre eux proviennent de l'éprouvette de 15x30 cm² (NF-E1-80 et NF-E2-80) et le dernier disque est issu de l'éprouvette de 11x22 cm² (NF-E1-80). De même que pour le précédent conditionnement, un écart de mesure de la perméabilité est remarqué pour les deux disques appartenant à la même éprouvette. On constate que dans le cas de l'éprouvette de 15x30 cm², la perméabilité intrinsèque du disque 1 (NF-E1-80) est deux fois plus importante que celle du disque 2 (NF-E2-80).

La différence de perméabilité intrinsèque pour NF-E1-80 et NF-E2-80 d'une même éprouvette peut être attribuée, d'une part, au fait que la texture de l'éprouvette ne soit pas parfaitement homogène. Ce qui entraînerait une porosité différente d'un disque à un autre et donc, une perméabilité intrinsèque différente. D'autre part, cette différence de mesure de la perméabilité peut également être due aux erreurs de mesure et à la précision du matériel de mesure.

Toutefois, quelle que soit la taille de l'éprouvette, les disques ayant subi un même mode de conditionnement ont une perméabilité intrinsèque du même ordre de grandeur. Par

contre, les disques conservés dans l'étuve ont une perméabilité intrinsèque, d'un ordre de grandeur plus élevée que la perméabilité intrinsèque des disques conservés à l'air ambiant. Car, contrairement aux disques mis dans une pièce à 20°C et 50%HR, les disques étuvés contiennent des pores moins saturés en eau, ce qui facilite le passage de l'air et fait augmenter la perméabilité à l'air du béton. Donc, l'écart entre les mesures de perméabilité intrinsèque est dû au mode de conditionnement des éprouvettes de béton.

1.2.2 Résultats des éprouvettes fissurées

Dans un deuxième temps, on a mesuré la perméabilité intrinsèque des échantillons de béton issus de l'éprouvette fissurée. La Figure 4.4, montre les résultats de cette dernière :

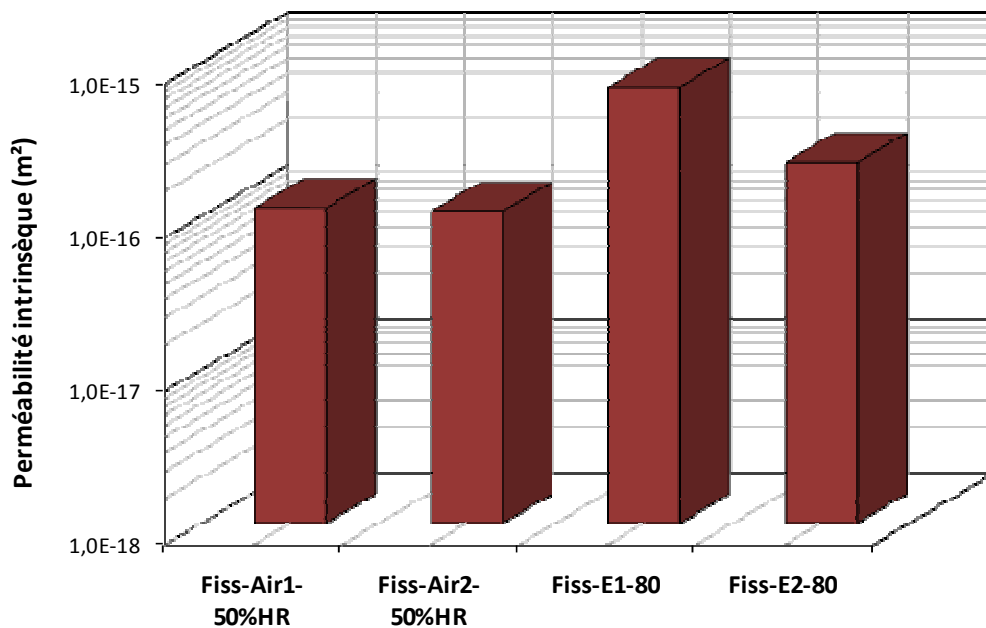


Figure 4.4 : Perméabilité intrinsèque des disques issus de l'éprouvette fissurée (Fiss) de 11x22 cm² en fonction du mode de conditionnement.

Tableau 4.3 : Les perméabilités intrinsèques de l'éprouvette fissurée (11x22cm²).

Taille de l'éprouvette	11 x 22 cm ²			
Type de conditionnement	20°C+50%HR		Etuve à 80°C	
Nom de l'essai	Fiss-Air1-50%HR	Fiss-Air2-50%HR	Fiss-E1-80	Fiss-E2-80
Perméabilité intrinsèque (m²)	1,13. 10 ⁻¹⁶	1,07. 10 ⁻¹⁶	6,89. 10 ⁻¹⁶	2,23. 10 ⁻¹⁶

Par manque d'éprouvette, une seule d'entre elles a subi un endommagement mécanique, celle-ci est l'éprouvette de 11x22 cm². Cette éprouvette a été découpée en quatre disques, ces derniers ont subi les mêmes conditionnements que ceux de l'éprouvette non fissurée. Les résultats de mesure des perméabilités intrinsèques des différents disques fissurés sont présentés dans la Figure 4.4 et dans le Tableau 4.3. On remarque une bonne reproductibilité

dans la mesure de la perméabilité des échantillons, Fiss-Air1-50%HR et Fiss-Air2-50%HR, conservés dans la pièce à 20°C et 50%HR. Par contre, une moins bonne reproductibilité est distinguée pour les échantillons mis dans l'étuve, Fiss-E1-80 et Fiss-E2-80. Malgré l'écart entre les échantillons étuvés, on obtient tout de même des perméabilités intrinsèques du même ordre de grandeur. De la même façon que pour les éprouvettes non fissurées, on constate que les échantillons étuvés (Fiss-E1-80 et Fiss-E2-80) ont une perméabilité intrinsèque quatre fois plus importante que la perméabilité des disques, Fiss-Air1-50%HR et Fiss-Air2-50%HR. Donc, un endommagement thermique, même s'il est léger (80°C), peut entraîner une augmentation de la perméabilité à l'air des bétons.

1.2.3 Comparaison des éprouvettes fissurées et non fissurées

Dans cette partie les mesures de perméabilité intrinsèque sont comparées selon leur endommagement mécanique et leurs modes de conditionnement.

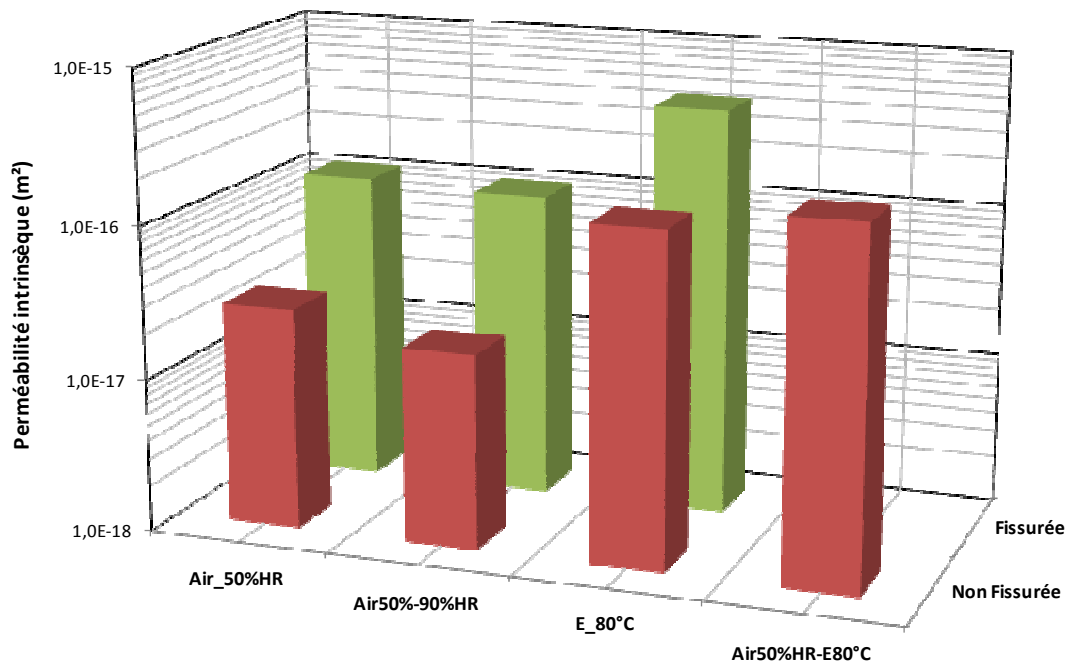


Figure 4.5 : Les perméabilités intrinsèques moyennes des éprouvettes non fissurées et fissurées en fonction du mode de conditionnement.

Tableau 4.4 : Les perméabilités intrinsèques des éprouvettes fissurées et non fissurées.

Type de conditionnement	20°C+50%HR		20°C+50%HR - 20°C+90%HR		Etuve à 80°C		20°C+50%HR - Etuve à 80°C
Nom de l'essai	Air-50%HR		Air50%HR-Air 90%HR		E_80°C		Air50%HR-E80
Etat de l'éprouvette	Non Fissurée	Fissurée	Non Fissurée	Fissurée	Non Fissurée	Fissurée	Non Fissurée
Perméabilité intrinsèque (m²)	2,79. 10 ⁻¹⁷	1,10. 10 ⁻¹⁶	1,85. 10 ⁻¹⁷	1,02. 10 ⁻¹⁶	1,45. 10 ⁻¹⁶	4,56. 10 ⁻¹⁶	2,01. 10 ⁻¹⁶

Les résultats présentés dans la Figure 4.5, expriment la perméabilité intrinsèque moyenne des divers échantillons en fonction de leur état et de leur mode de conservation. Pour plus de précision ces résultats sont résumés dans le Tableau 4.4. Dans le cas des éprouvettes non fissurées (15x30 cm² et 11x22 cm²), on a calculé la perméabilité intrinsèque moyenne des différents essais et cela pour chaque mode de conservation. En plus des deux modes de conditionnement présentés dans les résultats précédents (Pièce à 20°C+50%HR et étuve à 80°C), certains échantillons ont subi un second type de conditionnement. Un de ces seconds modes de conditionnement consiste à mettre les échantillons de béton dans une pièce à 20°C et à 90% d'humidité relative (Air50%HR-Air90%HR). En parallèle, d'autres échantillons ont été mis à l'étuve à 80°C après avoir été conservés dans une pièce à 20°C et 50%HR (Air50%HR-E80).

La Figure 4.5 montre dans un premier temps, l'effet du mode de conditionnement, on constate que, quel que soit l'état mécanique de l'éprouvette (fissurée ou non fissurée), le mode de conditionnement fait varier la perméabilité intrinsèque de l'échantillon. La perméabilité intrinsèque de l'échantillon Air_50%HR est plus élevée que la perméabilité de l'échantillon Air50%HR-Air90%HR. Cette élévation varie entre 7% (éprouvette fissurée) à 34% (éprouvette non fissurée). Un conditionnement dans une pièce à 90%HR entraîne une saturation en eau des échantillons de béton et donc, moins de pores vides pour le passage de l'air et par conséquent la perméabilité à l'air de l'échantillon est plus faible. A côté de cela, on constate que l'échantillon Air50%HR-E80°C et les échantillons E-80°C, ont des perméabilités intrinsèques plus importantes que celles obtenues avec les autres modes de conditionnement. Le séchage de l'échantillon a engendré une augmentation de la perméabilité intrinsèque, d'un ordre de grandeur.

Dans un second temps on peut discerner l'influence de l'état mécanique de l'éprouvette. On remarque que, quel que soit le mode de conditionnement, la perméabilité intrinsèque des échantillons fissurés est plus importante que celle des échantillons non fissurés. Cette augmentation de perméabilité est de l'ordre de 200 à 400% et la plus grande variation entre les deux états des échantillons (fissurés, non fissurés) est observée dans le cas des essais Air50%HR-Air90%HR. Les éprouvettes endommagées mécaniquement contiennent des fissures, ces dernières facilitent le passage de l'air et rendent l'éprouvette plus perméable contrairement aux éprouvettes non fissurées qui sont plus résistantes au transfert aéraulique.

1.3 Analyse des résultats

Les résultats présentés montrent que :

- la mesure de la perméabilité intrinsèque est très difficilement reproductible, même dans le cas où les échantillons de béton sont issus de la même éprouvette. La variation entre les différentes mesures de perméabilité est due à plusieurs paramètres propres aux caractéristiques structurelles du béton. Parmi eux on peut

citer : la porosité du béton ; la nature de ses granulats ; la confection du béton (temps de malaxage, la cure...),

- les mesures de perméabilité intrinsèque sont également influencées par deux autres paramètres qui sont: l'état hydrique du matériau et également son état mécanique (endommagement) [Dhir *et al.*, 1989; El-dieb and Hooton, 1995; Perraton *et al.*, 1999; Yssorche and Olivier, 1999]. L'état hydrique d'un béton fait référence à son degré de saturation en eau, les résultats présentés plus haut ont bien montré que les échantillons les moins perméables sont ceux conservés à 90%HR. Ce mode de conditionnement mène à une saturation en eau du réseau poreux de l'échantillon ce qui entraîne une perméabilité très faible. En parallèle, les échantillons séchés à 80 °C sont plus perméables du fait que la saturation en eau est moindre ou quasiment inexistante. Concernant l'endommagement mécanique du béton, il est également considéré comme un paramètre clé de la perméabilité intrinsèque du matériau. L'endommagement désigne le phénomène de détérioration plus ou moins progressif d'un matériau. Cette détérioration s'exprime par une apparition de microfissures. Les résultats de perméabilité des échantillons fissurés ont montré que ce type d'endommagement entraîne une augmentation de la perméabilité intrinsèque du matériau. Cela est due aux microfissures qui constituent un chemin préférentiel au transfert de l'air,
- de façon générale, cette campagne de mesure nous a permis d'avoir un ordre de grandeur des perméabilités des bétons selon leurs états. En particulier lorsque ces derniers sont fissurés, étant donné le manque de données concernant la perméabilité des bétons fissurés.

2 QUANTIFICATION EXPERIMENTALE DES DEBITS D'AIR VENANT DU SOL

2.1 Caractérisation du soubassement de 'MARIA'

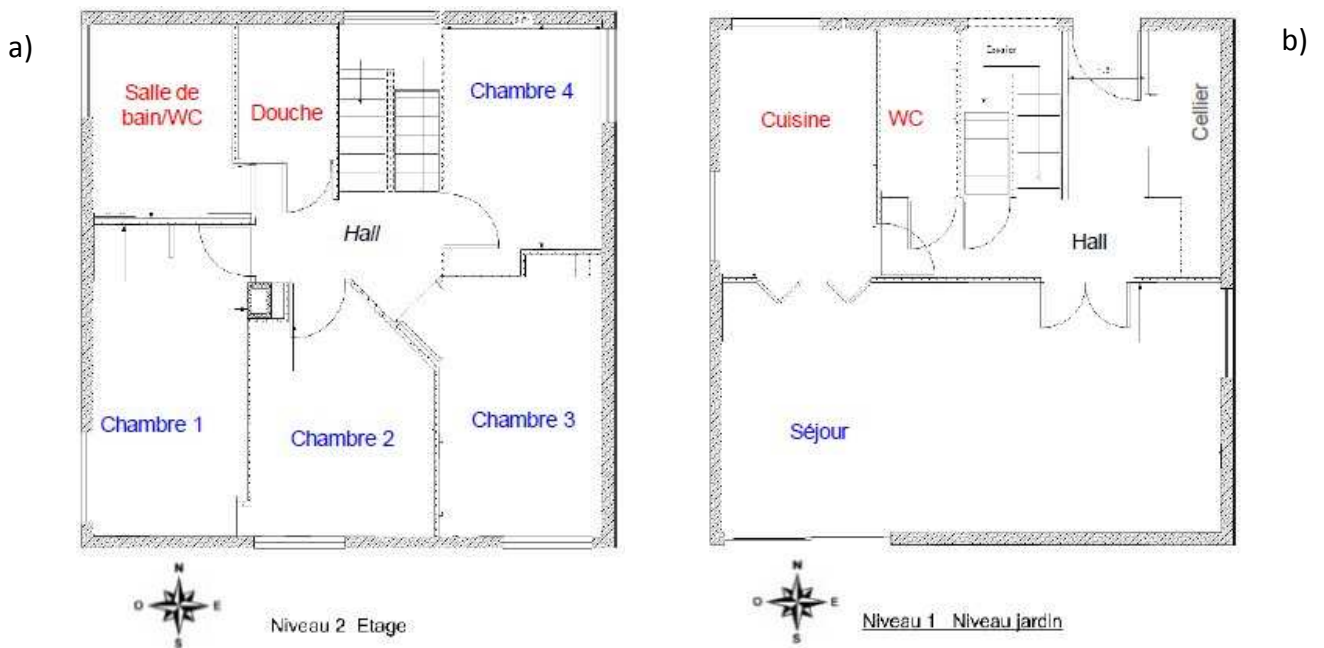
2.1.1 Présentation de la maison expérimentale 'MARIA'

La maison expérimentale '**MARIA**' : **M**aison **A**utomatisée pour des **R**echerches **I**nnovantes sur l'**A**ir est une maison à trois niveaux construite en 2001 sur le site du *CSTB (Centre Scientifique et Technique du Bâtiment)* à Champs-sur-Marne. Cette maison possède 5 pièces principales, dont quatre chambres et un séjour, ainsi que, quatre pièces techniques : cuisine, salle de bain WC, douche et cabinet d'aisance [Riberon and O'Kelly, 2002]. Toutes ces pièces sont réparties sur 2 niveaux : les chambres, la salle de bain WC, la douche se trouvent à l'étage, le séjour et le cabinet d'aisance sont situés au niveau jardin. Enfin, la maison '**MARIA**' est complétée par un sous-sol comportant un garage et une salle de commande. Ce dernier est en partie enterré, les façades Nord et Sud le sont entièrement, la façade Ouest est à moitié enterrée et la façade Est est la seule à être dégagée.



Figure 4.6 : Vue de la maison MARIA.

'MARIA' est un bâtiment à base carrée ($8,41 \times 8,41 \text{ m}^2$) avec une hauteur totale (toiture comprise) d'environ 10,90 m. Le volume de la maison est estimé à 656 m^3 (sans toiture) et la surface habitable (niveau jardin et étage) est de 140 m^2 . La Figure 4.7 représente le plan de la maison 'MARIA' sur lequel on distingue l'emplacement des différentes pièces.



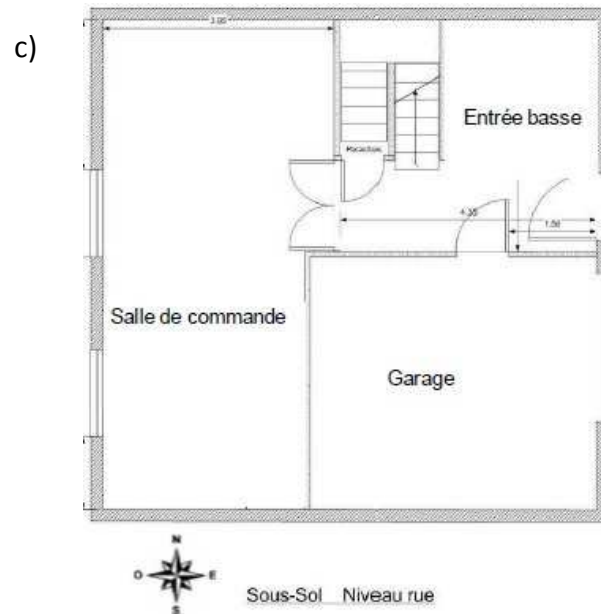


Figure 4.7 : Plan de la maison MARIA: a) niveau étage ; b) niveau jardin ; c) niveau sous-sol.

'MARIA' est un outil de recherche qui permet de:

- caractériser la qualité de l'air et des ambiances intérieures [Akoua, 2004] ;
- étudier la diffusion et le transfert des polluants ;
- étudier et tester des systèmes de ventilation [Koffi, 2009];
- cadrer des méthodes pour des études de terrain ;
- expérimenter des outils métrologiques de caractérisation et de contrôle de la qualité de l'air intérieur.

2.1.2 Description du soubassement de MARIA

Lors de la construction de la maison 'MARIA', des précautions particulières ont été apportées sur la mise en œuvre du soubassement. Ces adaptations ont consisté à mettre sous la dalle, une couche de gravier d'environ 40 cm d'épaisseur. Les graviers utilisés étaient de taille plus ou moins homogène et d'un diamètre assez gros (environs 4 cm), afin de permettre une dispersion homogène de l'air sous la dalle. Par la suite, la couche de gravier a été recouverte d'une membrane bitumineuse étanche. Cette dernière a été soudée aux parois de la fondation lors de sa construction. De plus, pour des problèmes de construction, une poutre (longrine) coupe le soubassement en deux volumes. Cette dernière a été percée afin de permettre le passage de l'air.



Figure 4.8 : Vue du longrine (à gauche) et étanchéité de la membrane au niveau des piquages et du mur (à droite).

Tout autour de la dalle une dizaine de piquages ont été installés (voir la Figure 4.19). Ces derniers traversent la dalle et vont jusqu'à la couche de gravier. Ces piquages sont représentés par des tuyaux d'une longueur de 1 m et de 100 mm de diamètre. La partie du tuyau qui va dans la couche de gravier est entourée d'une grille, ce qui empêche les graviers de passer et de faire obstruction au transfert de l'air. Les parties des piquages se trouvant au dessus de la dalle, sont munis de bouchons étanches. Ces bouchons sont équipés de raccords étanches, permettant de brancher un manomètre sans créer de fuites, afin de mesurer la dépression entre le soubassement et le milieu intérieur. Des photographies des piquages sont montrées dans la Figure 4.9.



Figure 4.9 : Photos des piquages. 1^{ère} photo: piquage traversant la dalle; 2^{ème} photo: représentation du piquage entouré de grille; 3^{ème} photo: piquage avec bouchon contenant un raccord.

Deux puisards ont été mis en place lors de la construction de 'MARIA', l'un d'entre eux est centré avec une extraction à l'intérieur de la maison, et l'autre est décentré avec une extraction à l'extérieur de la maison. Un puisard est constitué d'un bloc de béton percé en différents endroits (la surface de trou représente 1/3 de la surface totale du bloc de béton). À la sortie du puisard, un tuyau de 100 mm de diamètre est raccordé à un ventilateur. Une photo du puisard est montrée dans la Figure 4.10.



Figure 4.10 : mise en place d'un puisard.

2.1.3 Dispositif expérimental de mesure de la perméabilité du soubassement de 'MARIA'

La méthode de caractérisation du soubassement de la maison 'MARIA', a consisté à mettre en dépression le soubassement par rapport à son volume habité et de mesurer la différence de pression entre le soubassement et le volume intérieur. La dépression du soubassement est obtenue par extraction d'air de celui-ci. Cette extraction est réalisée à l'aide d'un ventilateur centrifuge qu'on relie à un des piquages de la maison, le choix s'est porté sur le piquage se trouvant au milieu de la dalle. Par la suite, le ventilateur est raccordé à un diaphragme, sur lequel une mesure de pression différentielle est appliquée, celle-ci prend en compte la différence de pression régnante entre l'amont du diaphragme et le volume intérieur. Cette différence de pression, permet de calculer le débit d'air extrait en appliquant l'équation suivante : $Q_{ext} = K_{diaph} \cdot \Delta P_{diaph}$ (avec K_{diaph} : coefficient du diaphragme qui est fonction de son diamètre ; ΔP_{diaph} est la dépression au niveau du diaphragme). La représentation du débit extrait en fonction de la différence de pression entre le soubassement et le volume habité, nous permet de caractériser la perméabilité à l'air globale du soubassement de 'MARIA'. La Figure 4.11 représente le dispositif expérimental mis en place pour la caractérisation de la perméabilité du soubassement.

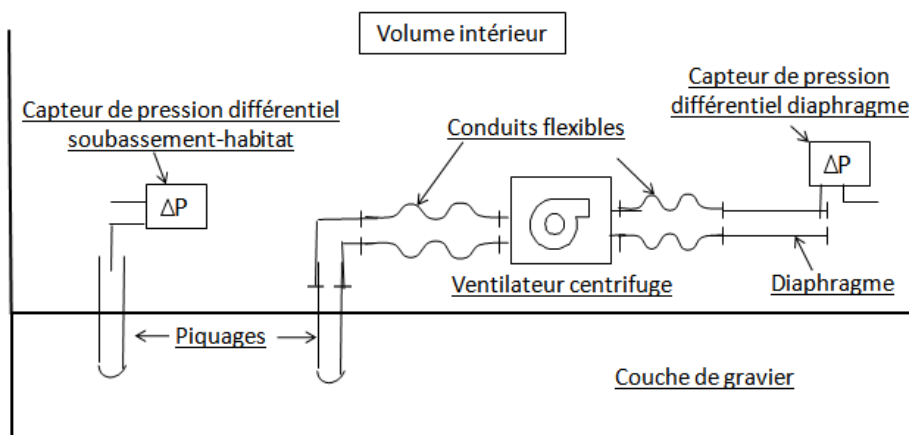


Figure 4.11 : Schéma du dispositif expérimental de mesure de la perméabilité du soubassement.

Le dispositif décrit ci-dessus est appliqué dans deux cas de figure. Un premier cas, où tous les bouchons des piquages sont fermés, afin de se rapprocher le plus possible d'une bonne étanchéité de dallage. Un deuxième cas, où on représenterait un dallage avec des défauts d'étanchéité. Ces derniers sont reproduits par la mise en place d'ouvertures de taille différentes, sur les bouchons des piquages. Dans ce but, une série de bouchons avec un trou rectangulaire de $6 \times 3 \text{ cm}^2$ a été confectionnée. Par la suite, des plaques rectangulaires en acier sont positionnées sur le trou, afin d'obtenir la largeur de trou voulue. En faisant varier cette largeur, on obtient des surfaces de fuites différentes, pour lesquelles on mesure la perméabilité du soubassement.



Figure 4.12 : Photographie des plaques en acier, bouchon avec trou et bouchon avec une légère ouverture obtenue à l'aide des plaques en acier.

2.1.4 Résultats de la caractérisation du soubassement de 'MARIA'

Afin de calculer la perméabilité du soubassement de 'MARIA', le dispositif décrit dans la Figure 4.11 a été appliqué.

2.1.4.1 Ancienne caractérisation du soubassement

Dans un premier temps, la caractérisation du soubassement a été effectuée avec tous les bouchons des piquages fermés. Cette situation est représentative d'un dallage étanche. Cependant, une première caractérisation du soubassement de 'MARIA' a été effectuée lors de travaux antérieurs [Collignan *et al*, 2004]. Les résultats obtenus au cours de ces travaux sont présentés dans la Figure 4.13.

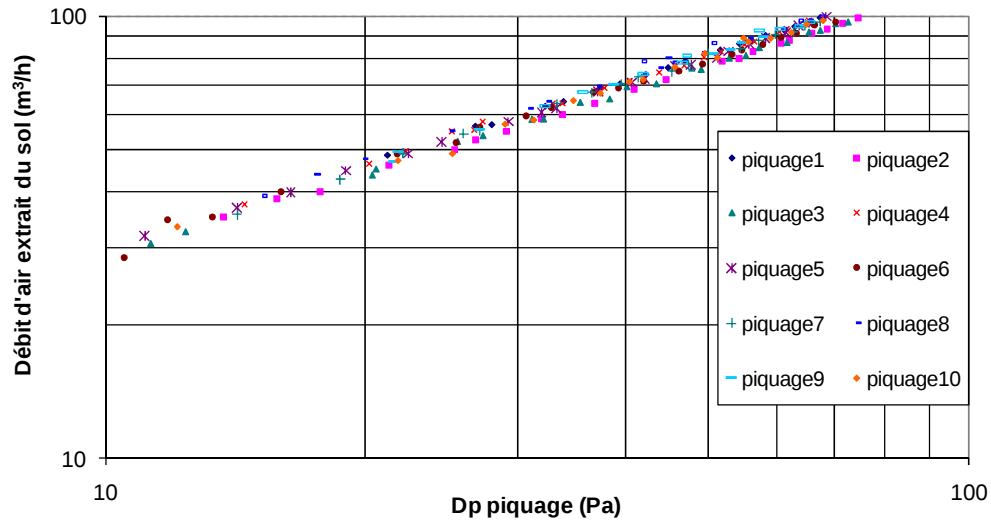


Figure 4.13 : Ancienne caractérisation de la perméabilité du soubassement.

Au cours de cette caractérisation de la perméabilité du soubassement, la pression de ce dernier a été mesurée au niveau des différents piquages traversant la dalle. On constate que tous les piquages ont la même loi de comportement, ce qui montre une bonne homogénéité de la pression à l'intérieur de la couche de gravier (sous la dalle).

Entre les deux essais de caractérisation du soubassement, des travaux préparatoires ont été effectués afin d'installer un puisard spécifique adapté à l'extraction naturelle (voir chapitre 5). Une comparaison entre l'ancienne et la nouvelle caractérisation du soubassement a été réalisée.

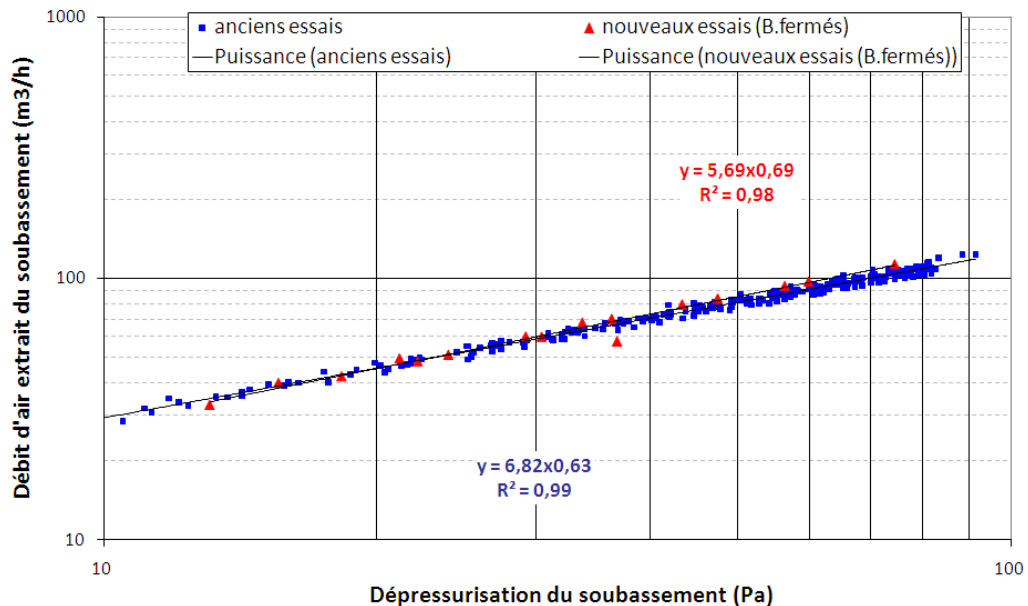


Figure 4.14 : Comparaison de la caractérisation de la perméabilité du soubassement avant et après les travaux.

La Figure 4.14, montre les résultats obtenus lors des deux caractérisations. Ceux obtenus au cours de l'ancienne caractérisation correspondent à la moyenne des débits et des

pressions du soubassement enregistrée pour les différents piquages. Les lois expérimentales décrivant la caractérisation de la perméabilité du soubassement de 'MARIA' sont comme suit:

$$\text{Ancien Essai : } Q = 6,82. \Delta P^{0,63} \quad (4.1)$$

$$\text{Nouvel essai : } Q = 5,69. \Delta P^{0,69} \quad (4.2)$$

Où, Q est le débit d'air extrait du soubassement (m^3/h) et ΔP est la différence de pression entre l'intérieur et l'extérieur de la maison (Pa).

Malgré la légère différence des lois de comportement (les équations (4.1) et (4.2)), on remarque que les deux caractérisations sont parfaitement en accord. Donc, les travaux n'ont pas dégradé l'état d'étanchéité de la dalle.

2.1.4.2 Caractérisation du soubassement pour différentes perméabilités à l'air de la dalle

Pour la suite des essais, des ouvertures ont été mises en œuvre sur huit bouchons. Ces ouvertures nous permettent de déterminer la perméabilité du soubassement pour des dalles plus ou moins dégradées. Les résultats des débits d'air extrait pour les différents états d'étanchéité de la dalle sont montrés dans la Figure 4.15.

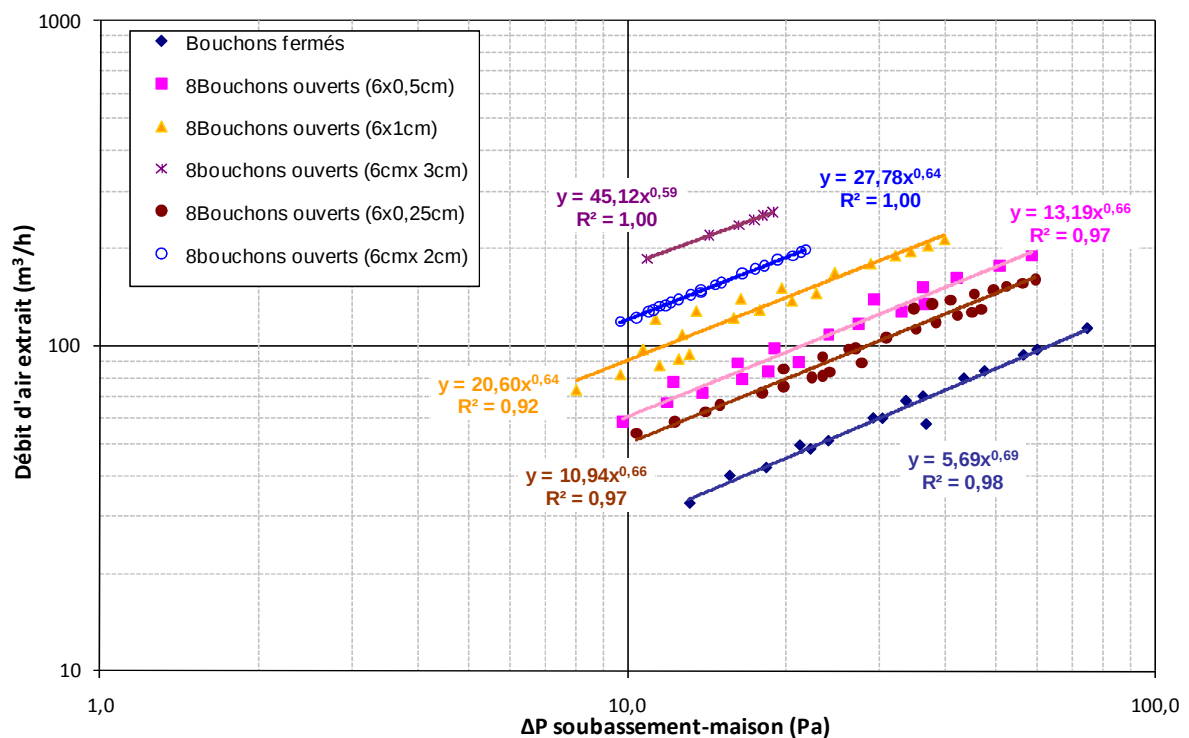


Figure 4.15 : Caractérisation de la perméabilité du soubassement de MARIA, pour différents états de défauts d'étanchéité.

Cette figure représente des débits d'air extrait du soubassement en fonction de la dépression appliquée entre ce dernier et la maison. Les débits d'air extrait varient également en fonction de l'état d'étanchéité du dallage, celui-ci est représenté par des ouvertures imposées sur les bouchons des piquages (voir Figure 4.12). On remarque sur cette figure

que, quelle que soit la taille de l'ouverture appliquée aux bouchons, les droites de tendance obtenues pour les différents essais, sont pratiquement toutes parallèles. Toutefois, on note pour certains essais, une dispersion des débits d'air extrait en fonction de la dépression. Cette dispersion est due au fait que le dispositif expérimental de mesure de la perméabilité du soubassement (Figure 4.11) soit disposé à l'entrée de la maison 'MARIA', et que la porte de la maison soit ouverte au cours des expérimentations. Cela peut altérer les mesures de pression au niveau du diaphragme, à cause de l'effet du vent. C'est donc, les variations de la vitesse et de la direction du vent qui peuvent engendrer la dispersion des points expérimentaux du débit extrait.

On constate également que, le débit d'air extrait du soubassement augmente au fur et à mesure qu'on augmente la taille des ouvertures à dépression donnée. Autrement dit, à débit donné, la dépression générée dans le cas de bouchons fermés est beaucoup plus élevée que la dépression générée lorsqu'on a des ouvertures. De plus, l'augmentation de ces ouvertures implique une diminution de la dépression engendrée entre le soubassement et la maison.

Ce tracé nous permet également de qualifier et de quantifier la perméabilité du soubassement, en appliquant la loi suivante :

$$Q_v = C \times \Delta P^n \quad (4.3)$$

Avec : Q_v est Débit d'air extrait du soubassement (m^3/h), ΔP est la différence de pression entre le soubassement et la maison (Pa) et C , n sont les coefficients caractéristiques des fuites d'air du soubassement où C est le coefficient de perméabilité à l'air.

Cinq tailles d'ouvertures ont été testées ; la surface de ces dernières ainsi que, les coefficients caractérisant ces fuites sont résumés dans le Tableau 4.5:

Tableau 4.5 : Récapitulatif des surfaces et des coefficients caractéristiques des fuites, pour les différentes ouvertures imposées sur les bouchons.

	Etat des bouchons					
	B. fermés	8 B. ouverts (6x0,25)	8 B. ouverts (6x0,5)	8 B. ouverts (6x1)	8 B. ouverts (6x2)	8 B. ouverts (6x3)
Surface des ouvertures (cm^2)	0	12	24	48	96	144
C	5,69	10,94	13,19	20,60	27,78	45,12
n	0,69	0,66	0,66	0,64	0,64	0,59

On constate dans le Tableau 4.5 que plus on augmente la surface des ouvertures, plus le coefficient 'C' est élevé; ce qui est compréhensif étant donné que 'C' est fonction de la perméabilité à l'air de la dalle et que cette dernière est augmentée. Par contre, on remarque que l'exposant 'n' diminue en fonction de l'augmentation de la surface des ouvertures. Ceci

s'explique par le fait que, l'augmentation de la perméabilité de la dalle par des ouvertures, fait tendre l'exposant vers 0,5, car on se rapproche alors de la loi d'écoulement type *Bernouilli*. Tandis qu'une perméabilité liée à de la porosité fait tendre l'exposant 'n' vers 1 car on se rapproche alors de la loi de *Darcy*.

Ainsi, la perméabilité à l'air du soubassement (sol+dalle) a pu être caractérisée pour différents niveaux de perméabilité à l'air de la dalle.

2.1.4.3 Détermination de la perméabilité supplémentaire du soubassement

On se basant sur les résultats présentés dans la Figure 4.15, le débit d'air supplémentaire extrait pour chaque augmentation de surface d'ouverture imposée aux bouchons des piquages, a été calculé. Ce dernier est déduit par différence des lois de comportement définies à partir de la Figure 4.15. Les débits d'air supplémentaires obtenus pour chaque augmentation de surface d'ouverture sont présentés dans la Figure 4.18. Par la suite, ces résultats nous permettent de quantifier la perméabilité supplémentaire du soubassement liée à l'augmentation de la perméabilité à l'air de la dalle.

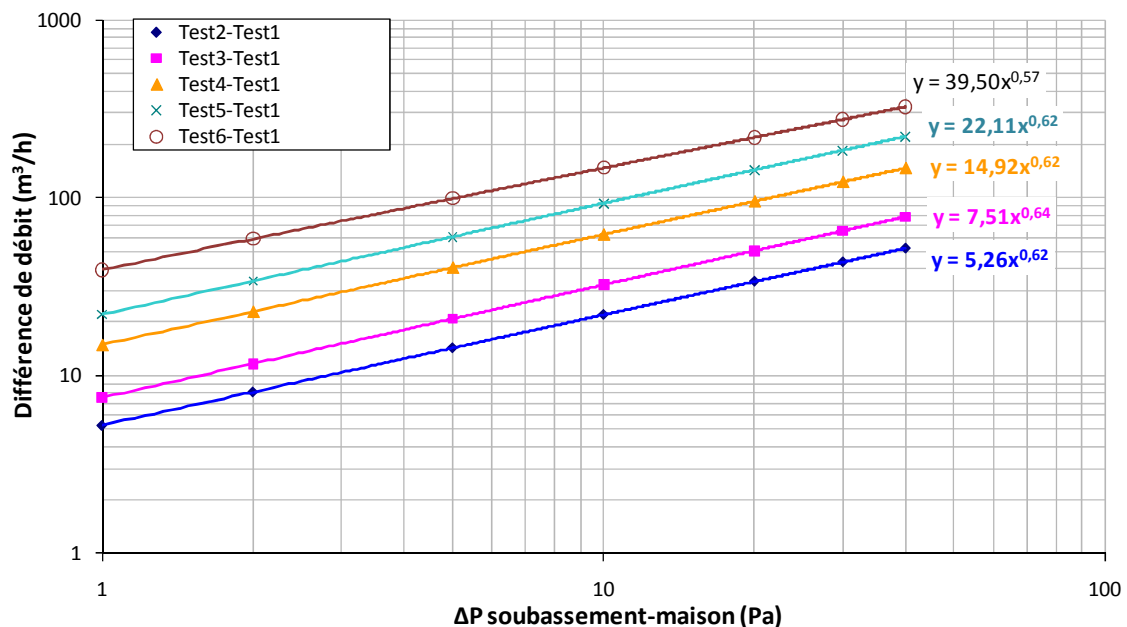


Figure 4.16 : Caractérisation de l'apport de perméabilité du soubassement. Test 1 : Bouchons fermés ; Test 2 : ouverture de 12 cm² (8 bouchons de 6x0.25) ; Test3 : ouverture de 24cm² (8 bouchons de 6x0.5) ; Test 4 : ouverture de 48cm² (8 bouchons de 6x1) ; Test 5 : ouverture de 96cm² (8 bouchons de 6x2 ;)Test 6 : ouverture de 144cm² (8 bouchons de 6x3).

La Figure 4.16 montre l'évolution du débit d'air extrait supplémentaire, pour chaque augmentation de surface de trous imposée aux bouchons des piquages, en fonction de la dépression engendrée entre le soubassement et la maison. Ce débit d'air supplémentaire est déduit de la soustraction du débit d'air extrait en appliquant une surface de trous donnée, du débit d'air extrait lors de la fermeture de tous les bouchons des piquages (voir la Figure 4.15).

On constate sur ce graphe que, le débit d'air supplémentaire est proportionnel à la dépression entre le soubassement et la maison. On remarque également que, quelle que soit la surface de l'ouverture, le rapport entre le débit d'air supplémentaire extrait sous 1 Pa et le débit d'air supplémentaire extrait sous 40 Pa est en moyenne de 10.

Une fois que l'on a calculé le débit d'air extrait supplémentaire lié à l'augmentation de la taille des trous, on applique la loi débit-pression décrite plus haut ($Q_v = C \cdot DP^n$), afin de déduire le coefficient de perméabilité à l'air 'C' pour chaque débit supplémentaire. Par la suite, ce coefficient nous permettra de calculer la perméabilité supplémentaire du soubassement, due à l'augmentation des ouvertures appliquées sur les bouchons des piquages. Le coefficient de perméabilité à l'air 'C' s'exprime comme suit :

$$C = \frac{k_s \times S_{dalle}}{\mu \times e_{dalle}} \quad (4.4)$$

Où : k_s est la perméabilité supplémentaire du soubassement liée à l'augmentation des ouvertures imposées aux bouchons des piquages (m^2), S_{dalle} est la surface de la dalle de 'MARIA' ($S_{dalle} = 8,41 \times 8,41 m^2$), μ est la Viscosité dynamique de l'air ($1,85 \cdot 10^{-5} Pa.s$) et e_{dalle} est l'épaisseur de la dalle (m)

Les résultats des perméabilités supplémentaires du soubassement pour chaque surface de trous sont présentés dans le Tableau 4.6.

Tableau 4.6 : Quantification des perméabilités supplémentaires du soubassement liées à l'augmentation de la surface des ouvertures.

	8 B. ouverts (6x0,25)	8 B. ouverts (6x0,5)	8 B. ouverts (6x1)	8 B. ouverts (6x2)	8 B. ouverts (6x3)
Surface des ouvertures (cm^2)	12	24	48	96	144
C	5,26	7,51	14,92	22,11	39,50
K_s (m^2)	7,64E-11	1,09E-10	2,17E-10	3,21E-10	5,74E-10

Ce tableau met en valeur la perméabilité qui a été apportée au soubassement, du fait de l'augmentation de la taille des ouvertures appliquées sur les bouchons des piquages. On remarque que, l'augmentation de la taille des trous engendre une augmentation de l'apport de la perméabilité du soubassement. Le passage d'une surface de 12 cm^2 à une surface d'ouverture de 144 cm^2 entraîne une augmentation de la perméabilité ajoutée estimée à 650%. Cette augmentation engendre une perte de résistance de la dalle et une augmentation du débit d'air allant du soubassement vers la maison.

Les perméabilités calculées dans le Tableau 4.6, nous permettent d'avoir une première approximation de la relation entre la surface des trous et la perméabilité qu'ils peuvent

apporter. Afin de déterminer cette relation, l'apport de perméabilité au soubassement a été tracé en fonction de la surface des ouvertures.

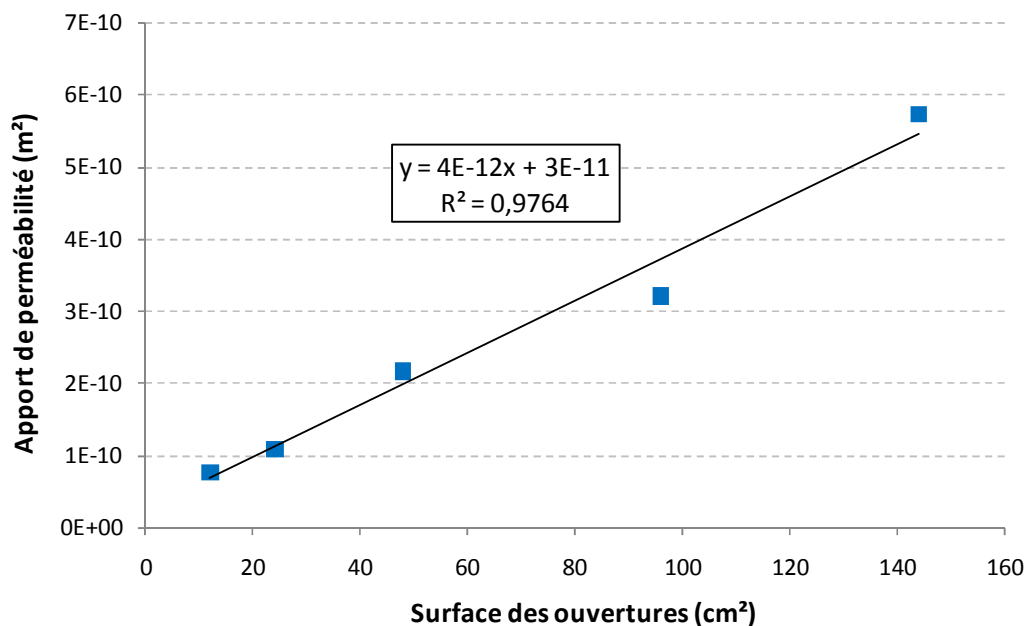


Figure 4.17 : Le rapport entre la perméabilité supplémentaire du soubassement et la surface des ouvertures appliquée à ce soubassement.

La Figure 4.17 montre l'évolution de la perméabilité supplémentaire en fonction de la surface des ouvertures. On constate une bonne corrélation entre la perméabilité rapportée au soubassement et la surface des trous. De plus, l'équation de la courbe de tendance nous permet de quantifier la perméabilité supplémentaire pour les différentes ouvertures rencontrées sur la dalle.

2.2 Quantification expérimentale des débits d'air venant du sol

L'objectif de ces expérimentations est de quantifier le débit d'air qui traverse le soubassement vers le milieu intérieur à travers les différents défauts d'étanchéité de la dalle. Cette quantification se fait à l'aide d'un gaz traceur, l'hexafluorure de soufre 'SF₆'. Ce dernier est un gaz incolore, inodore et qu'on ne retrouve pas dans l'air.

2.2.1 Protocole expérimental

Le protocole expérimental utilisé est inspiré de la norme néerlandaise [NEN 2690, 1991] visant à quantifier les flux d'air allant d'un vide sanitaire vers l'environnement intérieur d'un bâtiment qui a été adapté à notre configuration. Il peut être décliné en deux étapes :

- une première étape dans laquelle on injecte du gaz traceur dans le soubassement jusqu'à obtention d'une homogénéisation de ce dernier dans le soubassement ;

- une deuxième étape où l'on met en dépression le volume habité, afin d'engendrer un transfert du gaz traceur du soubassement vers le milieu intérieur et ainsi, mesurer la décroissance du SF_6 dans le soubassement. Cette décroissance permet de déduire le renouvellement d'air dans le soubassement et donc le débit d'air traversant le dallage.

2.2.1.1 Homogénéisation du gaz traceur dans le soubassement

Pour injecter et homogénéiser le SF_6 dans le soubassement, il a été mis en place un montage qui permet, d'une part de diluer le gaz traceur (SF_6) pour ne pas engendrer des concentrations de SF_6 trop élevées dans le soubassement et ne pas dépasser le seuil exigé par l'appareil de mesure. D'autre part, les matériels utilisés pour ce montage ont été dimensionnés, afin d'avoir un débit d'injection assez important de façon à ce que le SF_6 se propage bien dans le soubassement (voir Figure 4.18).

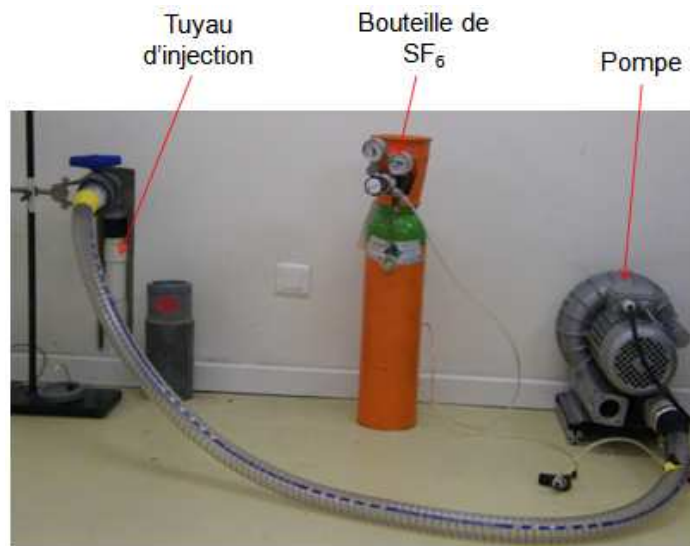


Figure 4.18 : Système de dilution et d'injection du gaz traceur (SF_6) dans le soubassement de 'MARIA'.

Après plusieurs essais, une pompe permettant un débit de $2 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ a été utilisée. A la sortie de cette pompe, on a branché un tuyau étanche qui relie cette dernière au tuyau d'injection. En parallèle, on a mis une entrée de gaz SF_6 à l'amont du tuyau qui relie la pompe au tuyau d'injection. Ainsi, le SF_6 se mélange à l'air aspiré de la pièce *via* la pompe.

Une fois le mélange (SF_6 + air) réalisé, il est injecté dans le soubassement par le biais du tuyau d'injection qui est relié à un système de drainage dans le soubassement. Celui-ci est composé d'une partie rigide en forme de râteau et d'une partie souple contenant quatre drains perforés, permettant ainsi la diffusion du gaz traceur dans le soubassement. Ces drains, sont entourés de membrane géotextile, ce qui permet de protéger les drains de la couche de gravier posée par-dessus, tout en laissant passer le gaz traceur. Ce dispositif d'injection est présenté dans la Figure 4.19.

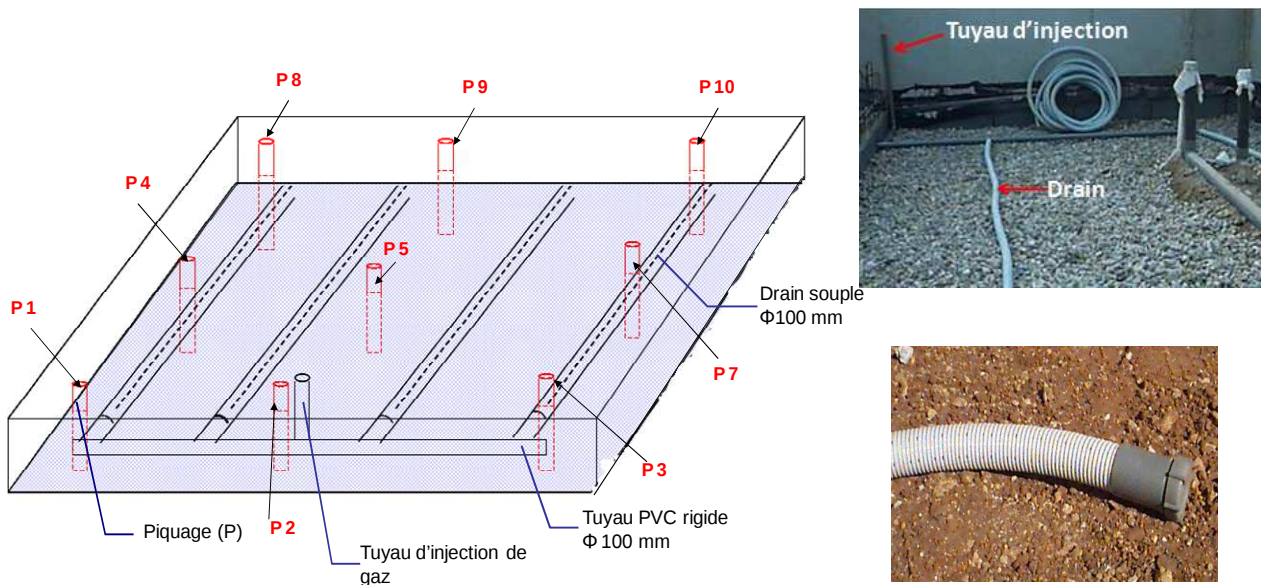


Figure 4.19 : Schématisation du système de propagation de gaz traceur dans le soubassement (à gauche). Photographie du tuyau d'injection, drains et l'extrémité du drain perforé (à droite).

Le gaz traceur est injecté dans le soubassement pendant 15 minutes et au cours de ce temps les bouchons des piquages sont partiellement ouverts, afin d'améliorer l'homogénéisation du mélange dans le soubassement. Par la suite, on referme les bouchons, juste avant d'arrêter l'injection. Une fois que l'homogénéisation du SF_6 dans le soubassement est atteinte, on met en dépression le volume habité.

2.2.1.2 Mise en dépression de la maison 'MARIA'

La mise en dépression de la maison se limite uniquement au sous-sol de 'MARIA' (voir Figure 4.7). Elle est obtenue à l'aide d'une « Fausse porte » ou « Blower Door », que l'on pose au niveau de la porte d'entrée de la maison (voir Figure 4.20). La fausse porte est composée :

- d'une armature rigide ajustable aux dormants d'une porte et d'une toile hermétique en nylon couvrant cette ouverture ;
- d'un ventilateur axial fixé au centre de la toile et permettant de créer une différence de pression entre l'extérieur et l'intérieur du bâtiment ;
- d'un régulateur de vitesse pour le ventilateur ;
- d'un diaphragme permettant d'obtenir différentes plages de vitesse et de débit d'air ;
- d'un micro-manomètre raccordé à la fausse porte pour mesurer la différence de pression entre l'intérieur et l'extérieur du bâtiment.

Habituellement l'ensemble du dispositif est piloté par un ordinateur, ce qui permet d'entrer différentes consignes, telles que : différences de pression, température intérieure et extérieure et les dimensions du bâtiment. Cependant, pour nos essais le pilotage s'est fait manuellement, car notre but était de quantifier le débit d'air traversant le soubassement

pour une différence de pression (ΔP) donnée. Pour cela, un régime de ΔP constant a été imposé pour chaque mesure de dépression de gaz traceur. Par la suite, on a testé différents régimes de ΔP afin de déduire la loi d'écoulement du débit d'air traversant le dallage.

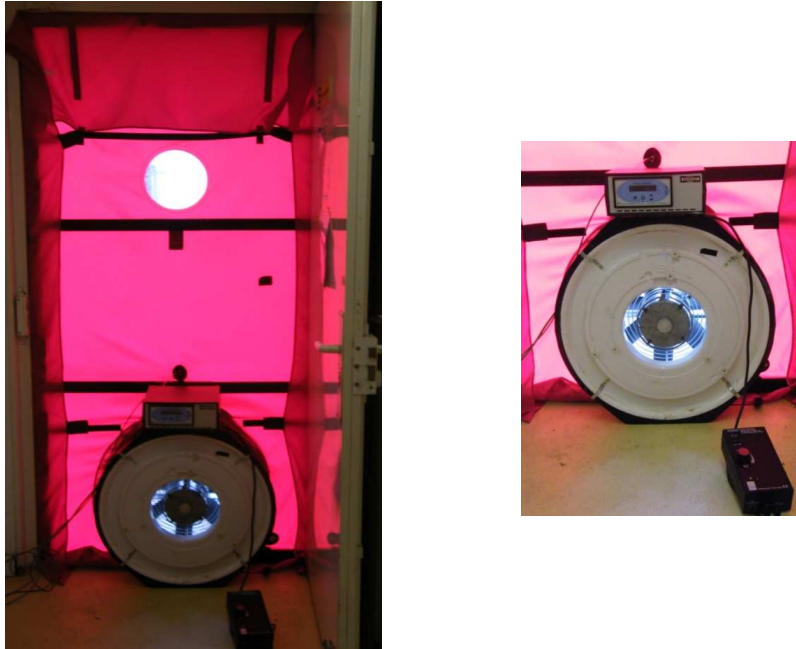


Figure 4.20 : *Système de mise en dépression de la maison « Fausse porte ».*

Avant de mettre en marche le ventilateur et engendrer une dépression du sous-sol, certaines vérifications sont faites :

- étancher la porte palière reliant le sous-sol à l'étage et vérifier que les fenêtres sont bien fermées ;
- vérifier que la vitesse du vent n'excède pas 2 m/s [Ribéron, 1991];
- vérifier que la différence de pression à débit nul entre l'intérieur et l'extérieur du bâtiment est inférieure à 5 Pa [CEN, 2001].

Une fois que tous ces points sont vérifiés, on met en dépression le sous-sol et on mesure la décroissance de la concentration du SF_6 dans le soubassement. Cette mesure de la concentration de SF_6 dans le soubassement au cours de l'homogénéisation et de la mise en dépression se fait à l'aide d'un dispositif appelé *Brüel & Kjaer (B & K)*. Celui-ci est composé d'un échantillonneur multipoint et d'un analyseur multi-gaz, présentés dans la Figure 4.21.



Figure 4.21 : Echantillonneur et analyseur (B & K).

L'analyseur multi-gaz B & K est un analyseur quantitatif de gaz dont le principe de mesure repose sur la méthode photo-acoustique de détection infrarouge. Il dispose à cet effet de filtres optiques permettant de mesurer de manière sélective les concentrations de la vapeur d'eau et de cinq gaz (CH_4 , CO , CO_2 , N_2O , SF_6) contenus dans un échantillon d'air [Brüel&Kjaer, 1991].

L'échantillonneur multipoint dispose de six voies de prélèvement d'échantillons d'air dans un rayon de 50 mètres. Par la suite, l'échantillon d'air prélevé est dirigé par une valve vers l'analyseur. Le cycle de mesure, qui dure jusqu'à 6 min selon le nombre de voies utilisées, se déroule comme suit [Brüel&Kjaer, 1992] :

- aspiration d'un échantillon d'air par une pompe interne à travers deux filtres en direction de la cellule d'analyse ;
- émission d'une onde lumineuse infrarouge dirigée par un miroir sur le filtre optique correspondant au gaz à analyser ;
- absorption sélective de la lumière par le gaz analysé ;
- mesure de l'onde de pression générée qui est proportionnelle à la concentration ;
- purge vers l'extérieur de l'échantillon d'air.

Enfin, ce dispositif permet l'acquisition et la visualisation des résultats en temps réel.

2.2.2 Résultats des débits d'air expérimentaux

2.2.2.1 Décroissance de la concentration du gaz traceur dans le soubassement

Suite à l'injection du gaz traceur (SF_6) dans le soubassement, deux principaux résultats ont été pris en compte :

- la concentration du SF_6 dans le soubassement, au cours de l'homogénéisation et de la mise en dépression du sous-sol ;
- le maintien du régime de dépression entre le soubassement et la maison.

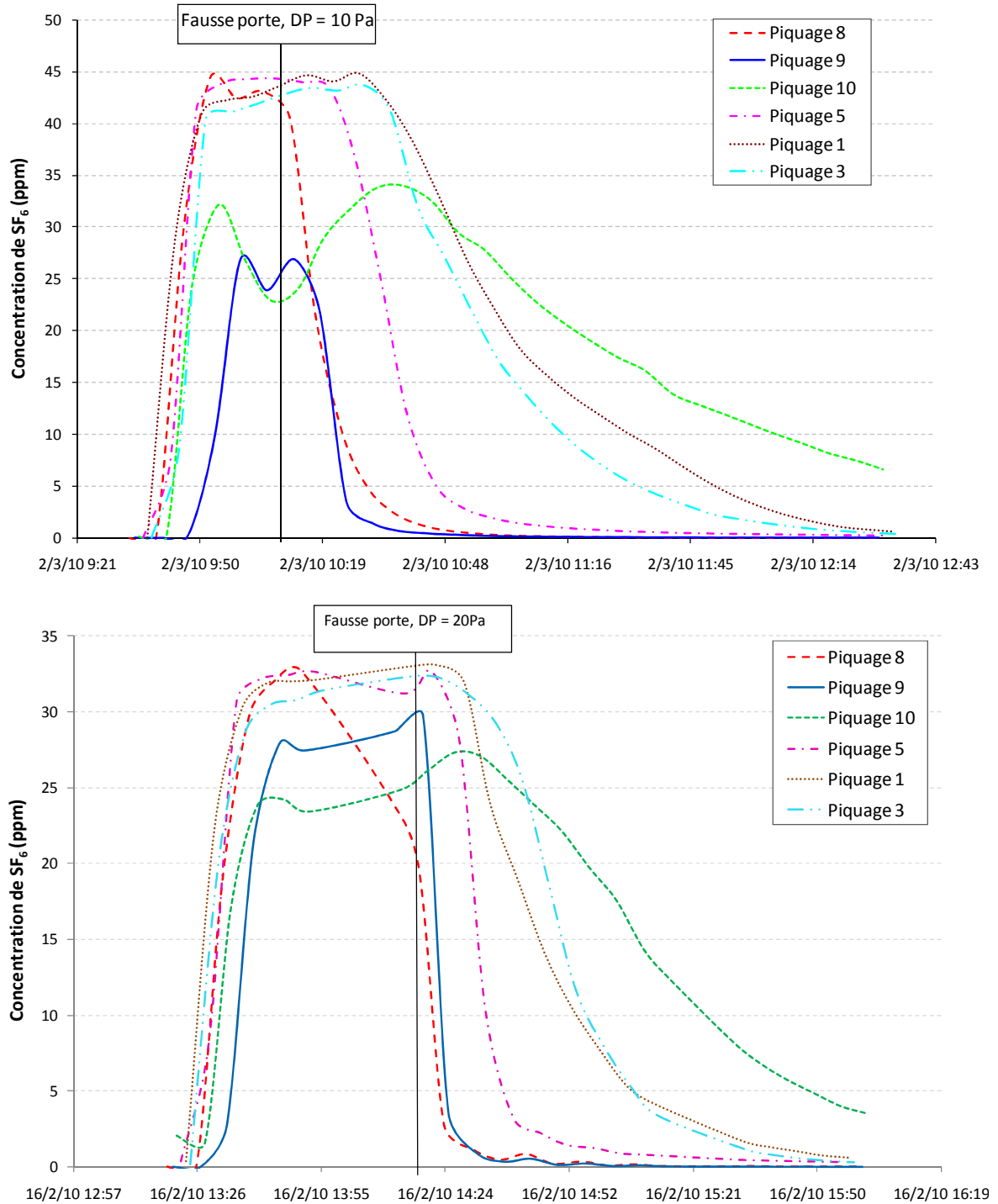


Figure 4.22 : Evolution de la concentration du gaz traceur ' SF_6 ' dans le soubassement au cours de l'homogénéisation du soubassement et de la mise en dépression de la maison.

Les graphes présentés dans la Figure 4.22, montrent le comportement du gaz traceur lors de son injection dans le soubassement jusqu'au moment où le sous-sol de la maison 'MARIA' est mis en dépression. La concentration du SF_6 est mesurée au niveau de six piquages, l'emplacement de chacun d'eux par rapport au tuyau d'injection est schématisé dans la Figure 4.19. L'enclenchement du ventilateur associé à la fausse porte est représenté par un trait noir tracé au milieu de chacun des graphes. Les essais de mise en dépression du sous-

sol ont été effectués pour deux régimes différents de ΔP . Un premier régime qui consistait à imposer une différence de pression entre le soubassement et la maison égale à 10 Pa. Ensuite, un second régime de 20 Pa a été appliqué.

Pour les deux graphes, les courbes dessinées à gauche du trait vertical, expriment l'homogénéisation du SF_6 dans le soubassement. Pendant que, les courbes à droite du trait traduisent la décroissance du SF_6 dans le soubassement.

Les résultats présentés dans ces graphes, montrent que la concentration de SF_6 mesurée sur chacun des piquages évolue de façon relativement homogène. Toutefois, les piquages 9 et 10 ont tendance, par moment, à ne pas répondre en même temps que les quatre autres piquages et ils n'affichent pas, non plus, la même concentration. Cependant, on se basant sur les quatre piquages dont la mesure de SF_6 est semblable, on constate que l'homogénéisation du gaz traceur dans le soubassement est atteinte en à peine une demi-heure après le début de l'injection. Par la suite, lors de la mise en dépression de la maison, la concentration de SF_6 dans le soubassement décroît. Cette décroissance, se traduit de façon différente d'un piquage à un autre. La concentration de SF_6 au niveau des piquages 8 et 9 décline très rapidement, suivie par la décroissance de SF_6 au niveau du piquage 5. Le profil de la décroissance de la concentration de SF_6 en ce dernier piquage est similaire à celui des piquages 8 et 9. Tandis que, la concentration de SF_6 au niveau des piquages 1 et 3, se fait plus tardivement et avec un profil différent des trois premiers piquages. En parallèle, le profil de décroissance de la concentration de SF_6 au niveau du piquage 10 diffère des autres profils de décroissance. De plus, la décroissance de SF_6 au niveau du piquage 10 est très lente, elle met pratiquement trois fois plus de temps que la décroissance au niveau du piquage 5.

Les différences remarquées au niveau des profils de concentration de SF_6 et de leurs temps de décroissance pour les divers piquages peuvent être expliquées par le fait que le gaz traceur rencontre des obstacles dans le soubassement au cours de sa propagation. Ces obstacles peuvent être liés à l'existence de réseaux sous le dallage, ce qui peut engendrer des cheminements préférentiels pour les flux d'air et entraîner une hétérogénéité de ces flux dans le soubassement. Une hétérogénéité de la perméabilité du sol peut également perturber la dispersion du gaz traceur dans le soubassement. De plus, l'état du système de drainage n'est pas connu, éventuellement il serait possible qu'il soit obturé par du gravier à certains niveaux.

L'analyse de ces données est très complexe, d'une part, car le soubassement de 'MARIA' est constitué d'une couche de gravier, qui peut entraîner une dispersion du gaz et son absorption par le sol. D'autre part, nous ne disposons pas de moyen pour vérifier la propagation du gaz sous le dallage.

2.2.2.2 Détermination du débit d'air allant du soubassement vers la maison 'MARIA'

Néanmoins et malgré ces hétérogénéités observées, le calcul du débit d'air allant du soubassement vers la maison a été déterminé à partir du taux de renouvellement d'air du soubassement. Ce dernier est calculé par la méthode des moindres carrés qui consiste à

tracer le logarithme des concentrations de SF₆ lors de la décroissance en fonction du temps. La représentation de ce tracé se traduit par une droite, dont la pente exprime le taux de renouvellement d'air. L'équation décrivant le calcul du taux de renouvellement d'air est :

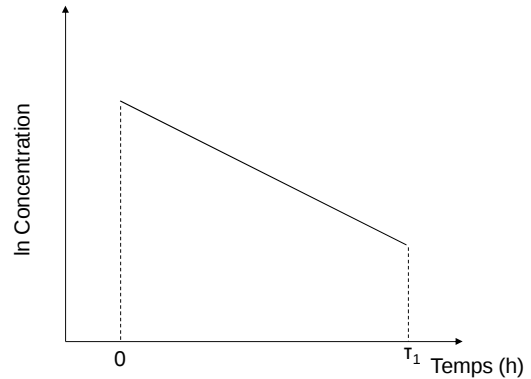
$$N = \frac{\ln C(0) - \ln C(\tau_1)}{\tau_1}$$

Avec :

N : taux de renouvellement d'air pour une concentration homogène (h⁻¹) ;

$C(0)$: concentration de SF₆ à un temps $t = 0$;

$C(\tau_1)$: concentration de SF₆ à un temps τ_1



Par la suite, le taux de renouvellement d'air pour une concentration homogène de SF₆ est ramené au volume du soubassement, afin de calculer le débit d'air allant du soubassement vers la maison 'MARIA' :

$$Q_{\text{soubassement-maison}} = N \times \text{Volume du soubassement} ; (m^3/h) \quad (4.5)$$

Du fait des hétérogénéités observées lors de l'homogénéisation du gaz traceur dans le volume du soubassement, ainsi que lors des décroissances de gaz traceur liées à la mise en dépression du bâtiment, sept essais ont été réalisés pour chaque niveau de dépression appliqué (10 Pa et 20 Pa).

Pour chaque décroissance à chaque piquage, une évaluation du renouvellement d'air dans le soubassement a été réalisée selon la méthode décrite ci-dessus, en considérant le volume global du soubassement à chaque décroissance (hypothèse de gaz traceur homogène dans le soubassement). On obtient ainsi, pour chaque essai et chaque piquage une évaluation du renouvellement d'air du soubassement. Les résultats des débits obtenus pour chaque essai et pour chaque régime sont représentés ci-dessous :

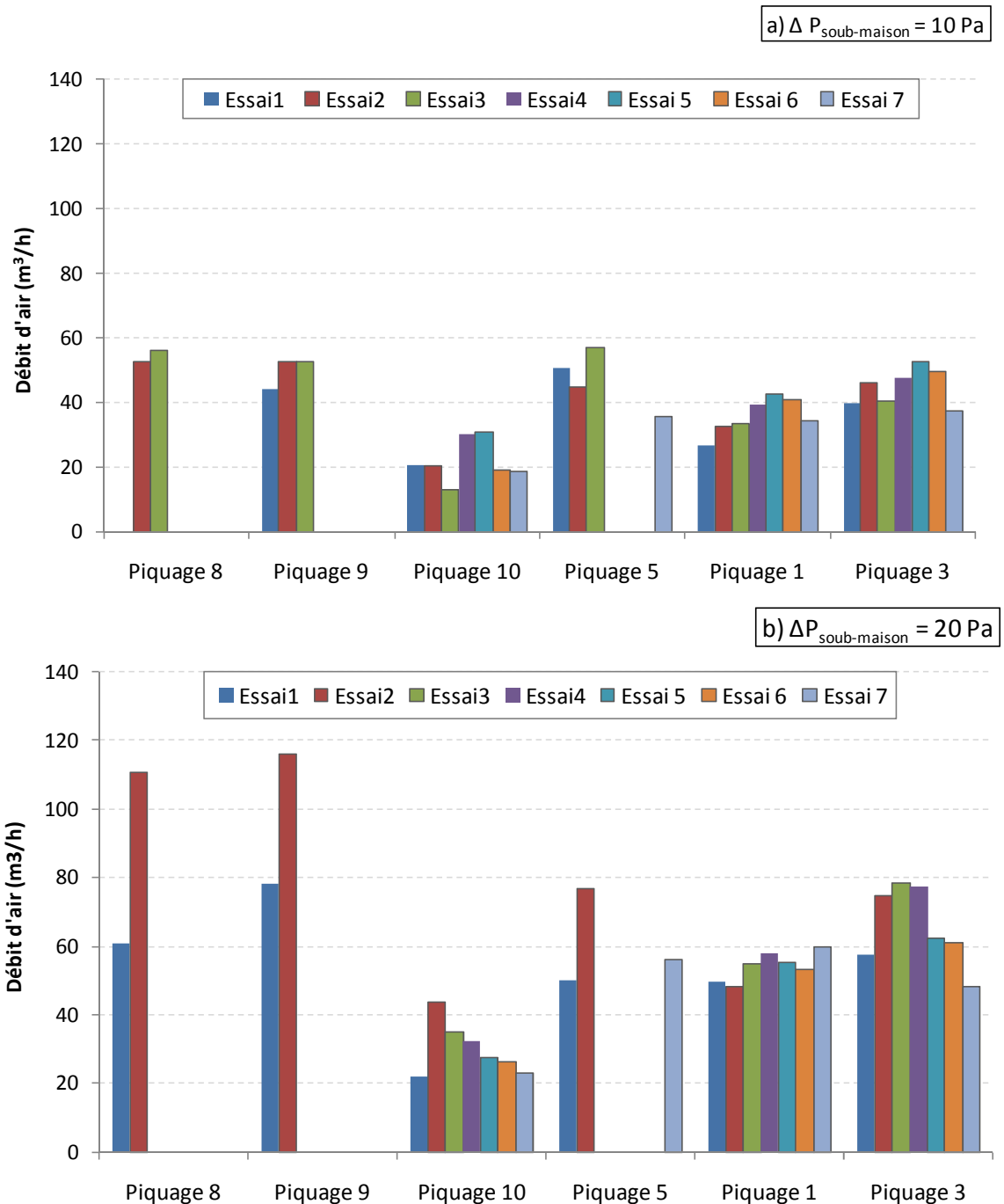


Figure 4.23 : Débits d'air traversant les différents piquages pour chaque essais et pour les deux régimes de dépression : a) $\Delta P_{\text{soubassement-maison}} = 10 \text{ Pa}$; b) $\Delta P_{\text{soubassement-maison}} = 20 \text{ Pa}$.

La Figure 4.23 représente le taux de renouvellement d'air calculé au niveau de chaque piquage, au regard du volume du soubassement et cela pour les sept essais effectués avec des bouchons de piquages fermés et pour deux régimes de différence de pression entre le soubassement et la maison : 10 et 20 Pa.

On remarque sur cette figure que, l'évaluation faite du débit est relativement reproductible (en particulier les piquages 1, 3 et 10) ; ce qui montre une répétabilité relative des essais. Cependant, on note une certaine variabilité d'un piquage à l'autre ; ce qui

confirme l'hétérogénéité des mouvements d'air dans le soubassement. D'ailleurs, certaines exploitations de résultats n'ont pas été satisfaisantes et ne sont pas représentées.

Quoiqu'il en soit, en valeur moyenne, on constate que le passage d'un régime de dépression de 10 Pa à un régime de 20 Pa, entraîne une augmentation de débit d'air allant du soubassement vers la maison, en moyenne de 45%.

2.2.2.3 Les lois de comportement Débit-Pression

Des essais supplémentaires ont été effectués dans le but de déterminer le débit d'air traversant le soubassement vers la maison, dans le cas d'un changement de perméabilité de la dalle de la maison 'MARIA'. Comme cela a été vu précédemment, le changement de perméabilité de la dalle est mis en œuvre par ajout d'ouverture sur les bouchons des piquages (voir Figure 4.12).

Les essais de changement de perméabilité ont consisté à appliquer des ouvertures sur les bouchons de quatre piquages : 2, 4, 7 et 8, pendant que la mesure de la concentration du gaz traceur se faisait sur les piquages : 1, 3, 5 et 10. Les piquages utilisés pour les ouvertures sont différents de ceux utilisés pour la mesure de la concentration et cela afin d'éviter de perturber la mesure de la concentration de SF₆. De plus, les résultats présentés dans le paragraphe précédent ont montré que les piquages 1, 3, 5 et 10 sont les plus reproductibles.

Des premiers essais expérimentaux ont été effectués pour deux types d'ouvertures. Dans un premier temps on calcule le débit d'air traversant la dalle, lorsqu'on applique des ouvertures de 6x0,25 cm² (i.e. 6 cm²) sur quatre piquages. Dans un second temps, les mêmes essais sont reproduits mais avec des ouvertures de 6x0,5 cm² (i.e. 12 cm²). Pour chaque taille d'ouverture deux essais ont été entrepris, afin de tester la reproductibilité lors de changement de la perméabilité de la dalle et cela pour chaque régime de dépression. Les résultats obtenus sont montrés dans la Figure 4.24.

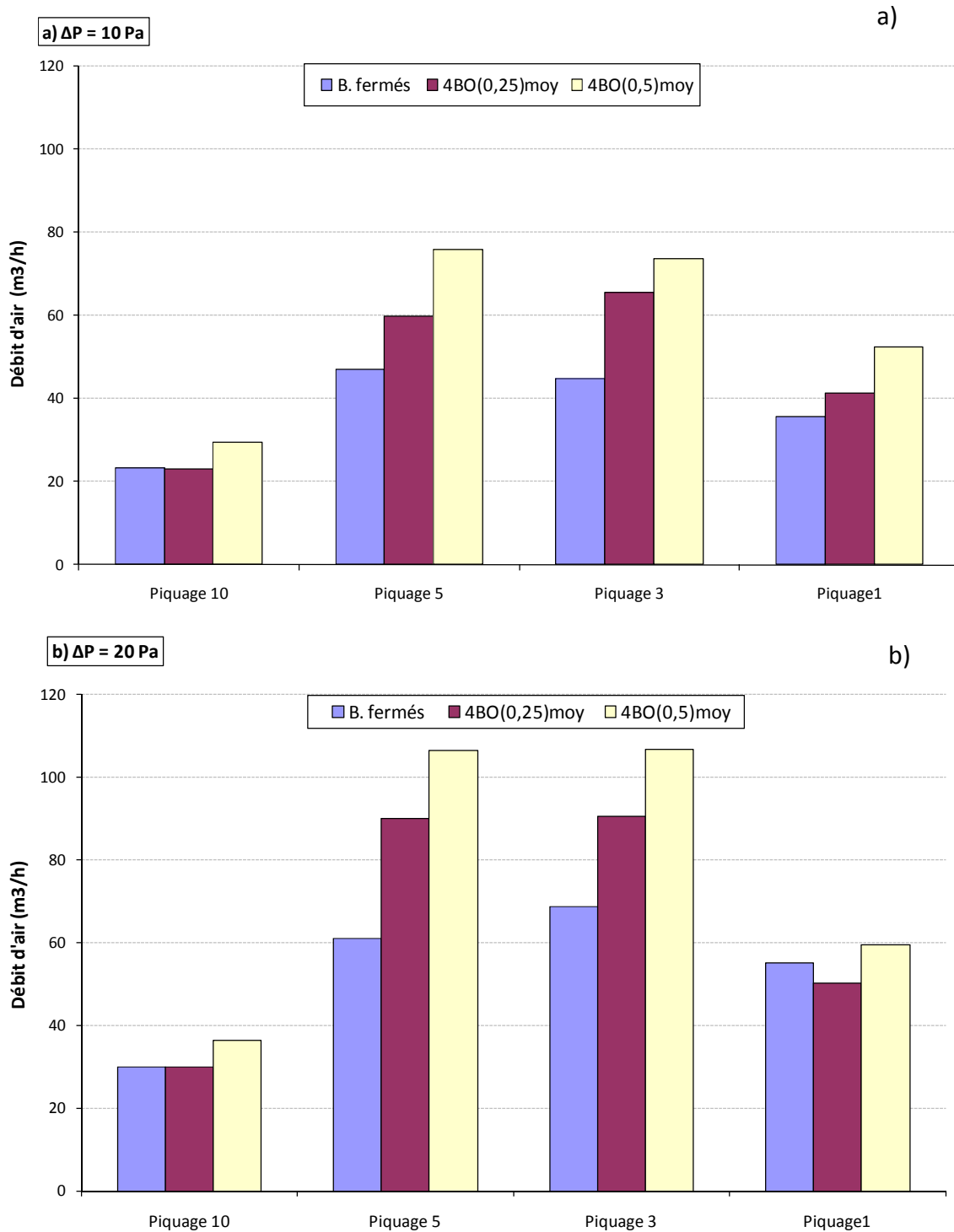


Figure 4.24 : Comparaison des débits d'air soubassement-maison en fonction du changement de perméabilité de la dalle, pour les piquages : 10, 5, 3 et 1 et pour des régimes de dépression de a) $\Delta P_{\text{soub-maison}} = 10 \text{ Pa}$ et b) $\Delta P_{\text{soub-maison}} = 20 \text{ Pa}$.

Dans la Figure 4.24 on a présenté le débit d'air moyen pour chacun des essais. Pour les bouchons fermés, on a moyenné les débits d'air obtenus au cours des sept essais, pour chacun des piquages (1, 3, 5 et 10). Dans le cas des essais avec des bouchons ouverts (BO), on a moyenné les débits d'air obtenus sur chaque piquage où la mesure a été réalisée.

Cette figure montre que, l'augmentation de la surface des ouvertures sur les bouchons entraîne une augmentation du débit d'air entrant dans la maison. Cette augmentation est bien cohérente sur les piquages 5 et 3. Pour le piquage 10 l'augmentation du débit n'est visible que pour l'ouverture de 0,5x6 cm². Pour le piquage 1 le résultat est cohérent pour un régime de dépression de 10 Pa. Par contre, on constate une incohérence à 20 Pa où le débit obtenu avec l'ouverture de 0,25 cm est inférieur au débit obtenu avec des bouchons fermés.

En se basant sur les résultats des piquages 3 et 5, qui sont les plus cohérents, on constate que le fait d'augmenter la surface des défauts d'étanchéité de 6 cm² sous 10 Pa engendre une augmentation du débit d'air entrant dans la maison de 37% en moyenne. Alors que, pour une dépression de 20 Pa, une augmentation de 20% du débit est enregistrée.

En parallèle, lorsqu'on rajoute 12 cm² aux surfaces de fuites cela entraîne une hausse du débit de 40% pour une dépression de 10 Pa, par contre, cette hausse est estimée à 18% pour un régime de 20 Pa.

Cette analyse montre qu'une dépression de 10 Pa entraîne une augmentation de la proportion du débit plus importante que celle engendrée par une dépression de 20 Pa. Toutefois, les quantités de débit entraîné du sol vers la maison sous 20 Pa, sont plus élevées que celle obtenues sous 10 Pa.

A la suite de ces essais des lois de comportement débit-pression ($Q = C \cdot \Delta P^n$) ont pu être déduites, pour les trois cas de perméabilité de la dalle. Ayant des mesures de débits pour deux régimes de dépression (10 et 20 Pa), les lois de comportement ont été calculées comme suit:

$$\begin{cases} Q_{10Pa} = C \times 10^n \\ Q_{20Pa} = C \times 20^n \end{cases} \quad C = \frac{Q_{10Pa}}{10^n} ; n = \frac{\ln(Q_{20Pa} / Q_{10Pa})}{\ln 2} \quad (4.6)$$

Après calcul, on obtient les lois de comportement présentées dans le Tableau 4.7.

Tableau 4.7 : Lois de comportement en fonction de la perméabilité du dallage.

Etat des bouchons	Lois de comportement
Bouchons fermés	$Q = 11,65 \times \Delta P^{0,56}$
4 bouchons de (6x 0,25 cm ²)	$Q = 16,41 \times \Delta P^{0,46}$
4 bouchons de (6x 0,5 cm ²)	$Q = 22,12 \times \Delta P^{0,42}$

La Figure 4.25 montre les trois lois de comportement obtenus :

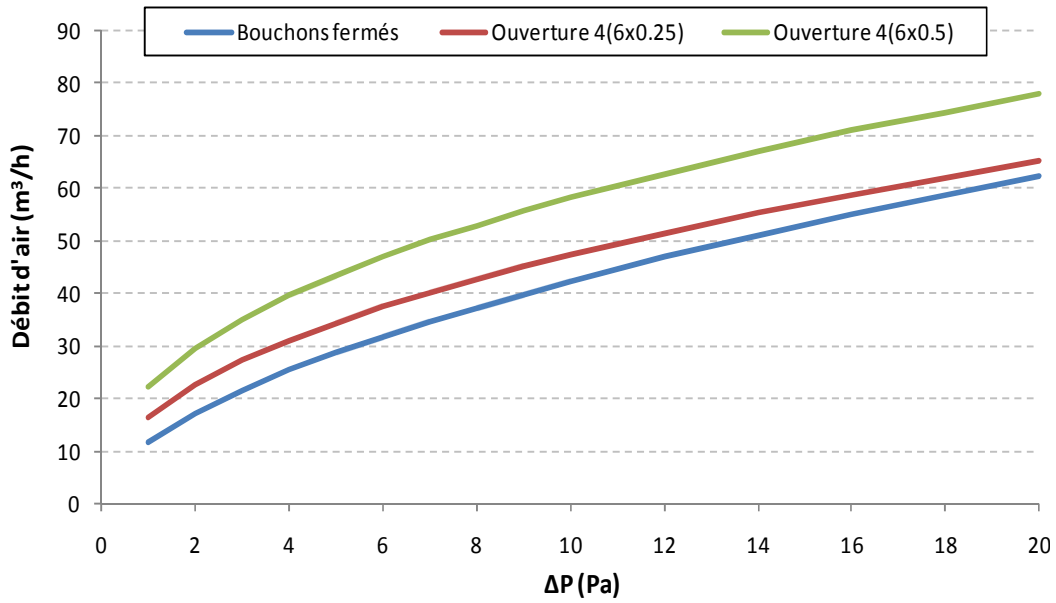


Figure 4.25 : Lois de comportement des débits d'air traversant le soubassement en fonction de la dépression du bâtiment pour les trois configurations testées.

Le Tableau 4.8 donne les valeurs des débits d'air (en m³/h et en kg/s) calculés à l'aide des lois de comportement déduite pour les trois configurations (voir Tableau 4.7) :

Tableau 4.8 : Quantification des débits d'air expérimentaux en m³/h et kg/s, pour trois perméabilités de dalle.

DP (Pa)	Q(m³/h)			Q(kg/s)		
	Bouchons fermés	Ouverture 4(6x0,25)	Ouverture 4(6x0,5)	bouchons fermés	Ouverture 4(6x0,25)	Ouverture 4(6x0,5)
1	11,7	16,4	22,1	3,9E-03	5,5E-03	7,4E-03
2	17,2	22,6	29,6	5,7E-03	7,5E-03	9,9E-03
3	21,6	27,2	35,1	7,2E-03	9,1E-03	1,2E-02
4	25,3	31,0	39,6	8,4E-03	1,0E-02	1,3E-02
5	28,7	34,4	43,5	9,6E-03	1,1E-02	1,4E-02
6	31,8	37,4	46,9	1,1E-02	1,2E-02	1,6E-02
7	34,6	40,2	50,1	1,2E-02	1,3E-02	1,7E-02
8	37,3	42,7	53,0	1,2E-02	1,4E-02	1,8E-02
9	39,9	45,1	55,7	1,3E-02	1,5E-02	1,9E-02
10	42,3	47,3	58,2	1,4E-02	1,6E-02	1,9E-02
12	46,8	51,5	62,8	1,6E-02	1,7E-02	2,1E-02
14	51,1	55,2	67,0	1,7E-02	1,8E-02	2,2E-02
16	55,0	58,7	70,9	1,8E-02	2,0E-02	2,4E-02
18	58,8	62,0	74,5	2,0E-02	2,1E-02	2,5E-02
20	62,4	65,1	77,8	2,1E-02	2,2E-02	2,6E-02

On constate une cohérence qualitative des résultats obtenus en fonction des niveaux d'ouverture imposés au niveau des bouchons.

En effet, on peut considérer de façon empirique que le débit obtenu sous 10 Pa en m³/h correspond à une surface de fuite équivalente en cm². On voit ici que, la différence de débit sous 10 Pa pour les deux configurations avec ouverture de bouchons, par rapport au débit sous 10 Pa avec la configuration bouchons fermés, est d'environ 5 m³/h et 16 m³/h,

respectivement, alors que l'on a ajouté une surface de fuite sur la dalle de l'ordre de 6 cm² et 12 cm², respectivement. De par les imprécisions liées à l'expérimentation réalisée par gaz traceur, on peut ainsi considérer que l'on est dans des ordres de grandeur convenables.

Cette quantification expérimentale permet d'avoir une première base de données de flux d'air allant du sol vers les environnements intérieurs. Sachant que ces flux expérimentaux sont obtenus pour une perméabilité de dalle assez importante (voir § 2.2.2.4) et pour une perméabilité de sol inconnu ; la comparaison de ces derniers avec les flux analytiques ou numériques n'est pas directement possible. D'une part, car les essais expérimentaux sont tributaires des conditions météorologiques. D'autre part, le développement du modèle analytique (ou numérique) est basé sur des hypothèses qui ne sont pas forcément en accord avec les conditions rencontrées lors des essais expérimentaux (ex : pression sous la dalle, homogénéité du sol...).

Néanmoins, on peut constater que pour une dépression donnée de 4 Pa, les débits expérimentaux exprimés en kg/s sont dans les mêmes ordres de grandeurs que les débits analytiques obtenus pour des perméabilités de dalle supérieures à 10⁻¹² m² et éventuellement des fissures de retrait de 1 ou 2 mm (voir le chapitre 2).

2.2.2.4 Perméabilités à l'air de la dalle

Les résultats des débits d'air obtenus avec la méthode de gaz traceur sont utilisés pour déterminer la résistance de la dalle pour les différents états d'étanchéités. La Figure 4.26 est un schéma représentatif de la méthode de quantification des débits d'air allant du soubassement vers la maison.

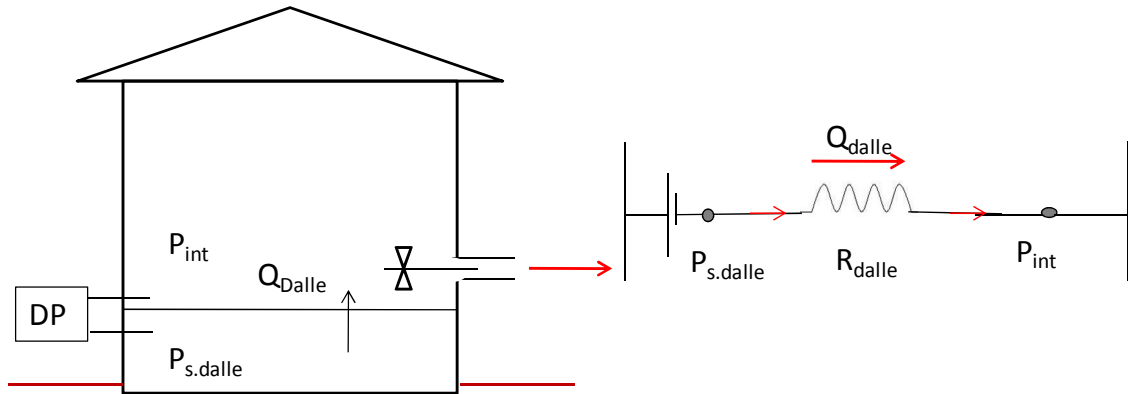


Figure 4.26 : Représentation de la mise en dépression de la maison et des débits d'air traversant la dalle (à gauche). Système de résistance résumant la traversée du débit d'air à travers la dalle (à droite).

A partir du système de résistance, le débit d'air traversant la dalle peut être calculé comme suit :

$$Q_{dalle} = \frac{(P_{s.dalle} - P_{int})^n}{R_{dalle}} \quad (4.7)$$

Où : Q_{dalle} est le débit d'air traversant la dalle (m^3/s), $P_{s,dalle}$ et P_{int} sont les pressions sous la dalle et l'intérieur de la maison, respectivement (Pa) et R_{dalle} est la résistance de la dalle ($Pa.m^{-3}.s$).

En mettant cette dernière équation au regard de l'équation (4.3) décrite dans le § 2.1.4, on obtient : $C = \frac{1}{R_{dalle}}$, avec 'C' est le coefficient de perméabilité à l'air qui est calculé lors de la détermination de la loi de comportement (voir Tableau 4.7). Donc, à partir des différentes lois de comportement, on calcule les résistances de la dalle, ainsi que la perméabilité à l'air de la dalle, correspondant à chaque état d'étanchéité de la dalle et cela en appliquant l'équation (4.4).

Tableau 4.9 : Les perméabilités à l'air de la dalle pour les différents états d'étanchéités.

Etat des bouchons	B. fermés	4B. de (6x0,25 cm ²)	4B. de (6x0,5 cm ²)
$C (Pa^{-1}.m^3.h^{-1})$	11,65	16,41	22,12
$R_{dalle} (Pa.m^{-3}.s)$	309,01	219,38	162,75
$K_{dalle} (m^2)$	1,69E-10	2,38E-10	3,21E-10

On constate que, plus la surface des ouvertures augmente moins la dalle a un effet résistant au transfert de l'air entre le sol et la dalle et donc, la perméabilité à l'air de la dalle augmente. Cette dernière est calculée à partir du coefficient 'C', alors, les mêmes pourcentages d'augmentation sont rencontrés lors du passage de bouchons fermés à 4 bouchons avec une surface d'ouvertures de 6 cm² et 12 cm² (41% et 90% respectivement). Toutefois, on remarque que la perméabilité à l'air de la dalle obtenue avec des bouchons fermés est très élevée. Elle correspondrait à la perméabilité d'une dalle très fissurée. Cela veut dire que la dalle de 'MARIA' n'est pas étanche, cependant, ce manque d'étanchéité peut être dû aussi bien aux fissures qu'aux divers points singuliers, tels que les passages des conduits, des fils électriques.... D'autre part, on peut également mettre en cause l'imprécision induite par la méthode utilisée.

3 CONCLUSION

Dans ce chapitre, le premier objectif était de réaliser des essais de perméabilité à l'air des bétons en laboratoire, afin d'obtenir des ordres de grandeurs des perméabilités à l'air des bétons en fonction de leur état Hydrique et mécanique. Les résultats obtenus ont montré que, malgré la complexité de la composition du béton, il a été possible d'établir des ordres de grandeur pour divers états des bétons : bétons non fissurés, fissurés, saturés en eau et des bétons séchés. Ces résultats ont également démontré l'influence du conditionnement et de l'état mécanique du béton sur la mesure de sa perméabilité. On a constaté que les bétons

séchés sont plus perméables que les bétons mis à l'air ambiant où dans des pièces humides. De plus, les bétons fissurés sont également plus perméables que les bétons non fissurés.

Le deuxième objectif de ce chapitre était de quantifier expérimentalement les débits d'air du sol vers la maison 'MARIA'. En premier lieu, des expérimentations sur la caractérisation du soubassement de 'MARIA' ont été réalisées. Ces essais ont consisté à mettre le soubassement de 'MARIA' en dépression et de quantifier le débit d'air qui traverse la dalle et le sol pour différents états d'étanchéité de la dalle. Plusieurs ouvertures ont été appliquées sur les piquages entourant la dalle afin de simuler les défauts d'étanchéités de la dalle. Les débits d'air obtenus étaient fonction de la différence de pression entre le soubassement et la maison, mais également, de la surface des ouvertures. Les résultats obtenus lors de cette caractérisation ont montré que la perméabilité ajoutée à la dalle augmentait en fonction de l'augmentation de la surface des ouvertures mis sur les bouchons des piquages.

Enfin, une campagne de mesure a été réalisée afin de quantifier les débits d'air traversant la dalle. Celle-ci consistait à injecter un gaz traceur dans le soubassement et à mettre la maison en dépression, afin de mesurer la décroissance de la concentration du gaz traceur dans le soubassement et en déduire les débits d'air allant du soubassement vers la maison pour une différence de pression donnée. En appliquant différents régimes de dépression on peut ainsi en déduire une loi de comportement débit-pression. Des lois de comportement ont également été déduites lors de changement de la perméabilité de dalle.

Des hétérogénéités ont été observées dans les résultats obtenus, notamment sur l'homogénéisation du gaz traceur dans le soubassement et sur la répétabilité des essais.

Néanmoins, ces expérimentations nous ont permis d'avoir une première approximation des débits d'air entrant dans la maison, avec les lois de comportement débit-pression associées.

CHAPITRE 5 : SOLUTION INNOVANTE POUR LA PROTECTION DES BATIMENTS CONTRE LES POLLUANTS GAZEUX DU SOL

En parallèle du développement du modèle de quantification du débit d'air allant du sol vers le bâtiment et de la recherche de données expérimentales, un constat a été fait quant au besoin d'optimiser les solutions de protection des bâtiments vis-à-vis des polluants gazeux du sol. Une étude a ainsi été menée dans la maison expérimentale '*MARIA*', afin de caractériser une méthode de protection des bâtiments contre les polluants gazeux du sol.

A ce jour, il est apparu que le Système de Dépressurisation des Sols (S.D.S.), qui fait appel à une mise en dépression par extraction mécanique dans le soubassement, est une solution efficace. Cependant, la mise en dépression du soubassement par extraction naturelle pourrait avoir une certaine efficacité et aurait le gros avantage d'être un système passif, nécessitant un moindre coût de mise en œuvre et moins de maintenance.

L'objectif de ce chapitre est donc, d'étudier expérimentalement la faisabilité de la mise en dépression du soubassement d'un bâtiment par extraction naturelle. Pour cela, un suivi d'une année a été effectué dans la maison expérimentale '*MARIA*', qui dispose d'un soubassement adapté à la mise en dépression mécanique (voir chapitre 4).

Le chapitre 5, comportera dans un premier temps, un bref rappel des différentes méthodes de réduction de polluants gazeux du sol dans le bâtiment, existantes dans la littérature. Par la suite, une description des adaptations mises en place dans la maison expérimentale '*MARIA*', afin de pouvoir étudier une extraction naturelle sous le dallage le long de l'année, est faite. Enfin, les résultats obtenus au cours du suivi annuel du **Système de Dépressurisation du sol Naturel** sont présentés et analysés. De plus, des tests de solutions hybrides (statiques et mécaniques) ont été menés en fin de suivi, afin de répondre aux situations où l'extraction naturelle serait insuffisante pour le maintien de la dépression dans le soubassement, notamment aux intersaisons.

1 LES TECHNIQUES DE PROTECTION DES BATIMENTS

Les principes des techniques, visant à diminuer la présence de polluants gazeux dans les bâtiments, consistent d'une part à diluer la concentration en polluants gazeux dans les milieux intérieurs, et d'autre part à empêcher les polluants gazeux venant du sol d'y pénétrer.

En pratique, on observe de nombreuses techniques faisant appel à ces deux principes conjugués. De façon générique, on peut distinguer trois familles de techniques :

En premier lieu, il est indispensable d'assurer la meilleure étanchéité à l'air possible entre le bâtiment et son sous-sol. Si les techniques d'étanchement ne sont pas toujours suffisantes pour réduire efficacement la concentration en polluants gazeux dans un bâtiment (problème de mise en œuvre, identification incomplète des points d'entrées, efficacité au cours du temps), elles constituent cependant un préalable essentiel à l'efficacité d'autres solutions pouvant être mises en œuvre en parallèle.

Une deuxième famille de solutions consiste à diluer les polluants gazeux présents dans le bâtiment en augmentant le renouvellement d'air de ce dernier. L'efficacité de cette solution est cependant assez faible car, on ne peut pas augmenter le renouvellement d'air d'un bâtiment inconsidérément, sans tenir compte des contraintes énergétiques et du confort thermique.

Enfin, la troisième famille de techniques consiste à traiter le soubassement (vide sanitaire, cave, dallage sur terre-plein). Ce traitement peut être effectué par aération naturelle ou par ventilation mécanique. Cependant, le principe de réduction de l'entrée des polluants gazeux le plus efficace repose sur le Système de Dépressurisation des Sols (S.D.S.) [USEPA, 1993 ; Scivyer, 1993 ; Scivyer, 2007 ; Collignan and O'Kelly, 2003 ; Collignan and Sullerot, 2008]. En effet, l'objectif de cette dernière technique consiste à générer un champ de pression dans le soubassement inférieur à celui régnant au niveau du sol du bâtiment, à un débit le plus faible possible. Pour cela, l'air du soubassement est extrait mécaniquement vers l'environnement extérieur où les polluants gazeux se diluent rapidement. On empêche ainsi les mouvements convectifs de l'air contenu dans la porosité du sol et chargé en polluants gazeux, d'entrer dans les bâtiments. Cette technique est schématisée dans la Figure 5.1.

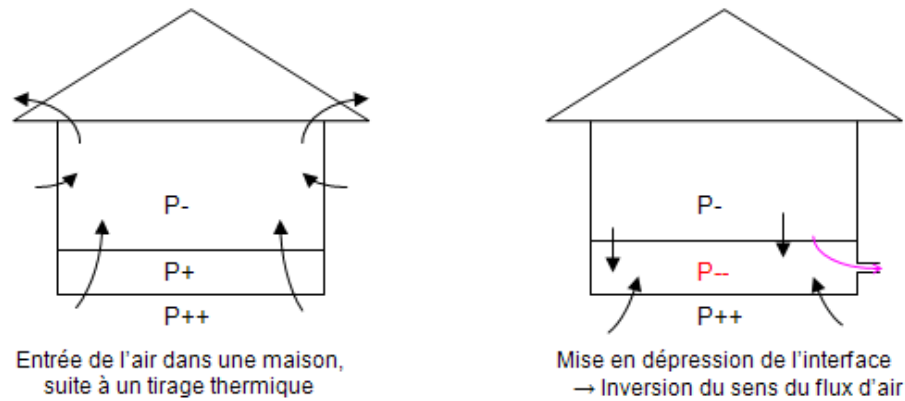


Figure 5.1 : Principe de fonctionnement du Système de Dépressurisation des Sols (S.D.S.) (source CSTB).

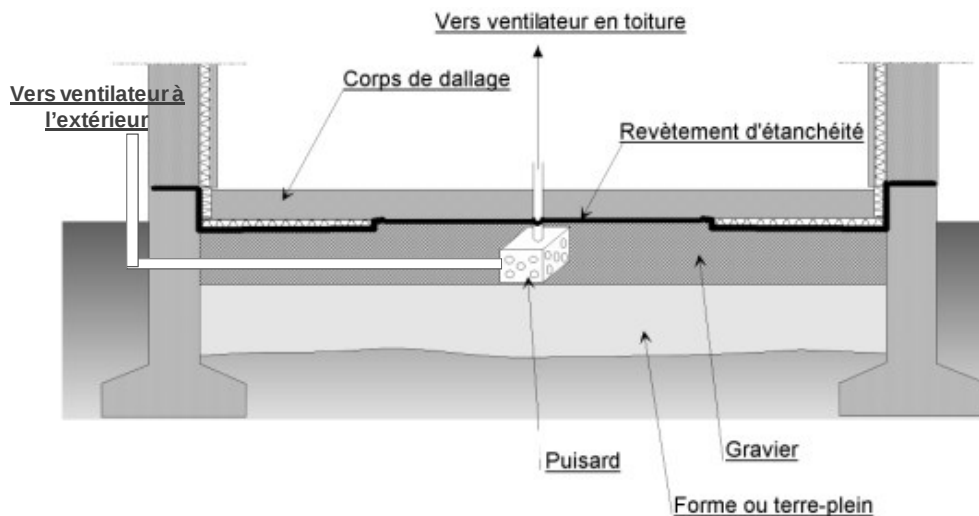


Figure 5.2 : Installation du S.D.S. (source CSTB)

La Figure 5.2 illustre la mise en place du Système de Dépressurisation du Sol (S.D.S.). Ce dernier peut être constitué d'un puisard, qui est une cavité créée dans le sol afin d'accumuler l'air chargé en polluants gazeux. Par la suite, ce puisard est raccordé à un ventilateur *via* une canalisation se trouvant à l'intérieur ou à l'extérieur de la maison, ainsi, l'air pollué est évacué vers l'extérieur.

Ces techniques présentent l'avantage de pouvoir être intégrées dès la conception du bâtiment. Leur efficacité sera donc améliorée et le coût marginal. Dans les bâtiments existants, les moyens à mettre en œuvre pour lutter contre la présence de polluants gazeux dans l'air intérieur sont à considérer en fonction des niveaux de concentration moyenne annuelle mesurés dans le bâtiment et des caractéristiques de ce dernier. Pour cela, un diagnostic du bâtiment doit être effectué. Selon les cas typologiques rencontrés et les niveaux initiaux de concentration, les mesures correctrices peuvent être réalisées de façon itérative afin de minimiser l'investissement fait pour lutter contre l'entrée des polluants gazeux dans le bâtiment.

Dans les guides de préconisations existants vis-à-vis de la protection au radon des bâtiments [BRE, 1992 ; USEPA, 1993], il est souvent mentionné le fait de réaliser un Système de Dépressurisation du Sol (S.D.S.) et d'analyser si le fonctionnement en tirage naturel est suffisant pour réduire les concentrations intérieures. Dans le cas où l'extraction naturelle s'avère insuffisante, il est recommandé de mécaniser l'extraction.

Cependant, il n'existe pas de littérature montrant le fonctionnement du S.D.S. naturel. Par ailleurs, on sait qu'en ventilation naturelle par conduit, il est nécessaire d'avoir des diamètres de conduit supérieurs à ceux utilisés pour la ventilation mécanique, afin de minimiser les pertes de charge de réseau. Ainsi, il paraît peu probable qu'un système ayant des conduits de diamètre compatible avec l'extraction mécanique, puisse également permettre efficacement le fonctionnement en tirage naturel.

Dans cette perspective, une étude expérimentale du S.D.S. naturel a été menée dans la maison expérimentale 'MARIA'. Ce chapitre présente la mise en place du S.D.S. naturel, ainsi que les résultats obtenus au cours de cette étude.

2 METROLOGIE ET PROTOCOLE

2.1 Mise en place du S.D.S Naturel

Afin d'assurer l'extraction naturelle des polluants gazeux du sol, plusieurs travaux se sont avérés nécessaires. Les modifications apportées dans 'MARIA' sont décrites ci-dessous.

2.1.1 Puisard centré

Dans le but de caractériser l'efficacité du tirage thermique, il a fallu agrandir le diamètre du conduit reliant le puisard à la cheminée de la maison. Pour cela, un piquage spécifique d'un diamètre de 200 mm (au lieu de 100 mm pour le piquage en extraction mécanique) a été réalisé. En effet, du fait des pertes de charge engendrées par l'écoulement d'air dans le conduit, ce dernier doit avoir un diamètre supérieur à celui employé pour un tirage mécanique, afin d'avoir une extraction naturelle plus efficace.

La mise en place du puisard spécifique a nécessité, d'une part de percer la dalle en béton armé par carottage et d'autre part, de maçonner un puisard à l'aide de briques perforées en ménageant des espaces entre les briques de façon à avoir une proportion d'au moins un tiers de trous. Un couvercle en béton recouvre le puisard et une platine avec un conduit de 200 mm de diamètre est positionnée au dessus. Un étanchement est réalisé en jonction de la membrane existante et autour de la platine. Le dallage béton armé a ensuite été reconstitué. La Figure 5.3 montre des photos relatives à la mise en place du puisard spécifique à l'extraction naturelle.



Figure 5.3 : Photos de mise en œuvre du puisard spécifique à l'extraction naturelle. Les photos de gauche à droite illustrent: percement de la dalle; conception du puisard; couverture du puisard et son étanchement et reconstitution du dallage.

2.1.2 Connexion au conduit de cheminée

Le conduit de 200 mm sortant du nouveau puisard a été connecté à un conduit de cheminée existant et situé au droit du piquage. Cependant, à environ un mètre cinquante du sol, le diamètre de la gaine a été réduit à 160 mm pour pouvoir passer dans le conduit de cheminée. Ce dernier a été manchonné jusqu'en haut en faisant une trappe d'accès au niveau des combles de la maison (voir Figure 5.4).



Figure 5.4 : Photos du conduit reliant le puisard à la cheminée

2.1.3 Extracteurs

Au cours du suivi annuel, deux types d'extracteurs ont été utilisés : un extracteur classique dit « *cape à l'italienne* » et un extracteur « *stato-mécanique* ». Ce deuxième type d'extracteur avait pour but d'améliorer les performances du système naturel. Des photos de ces deux extracteurs sont représentées dans la Figure 5.5.



Figure 5.5 : Photos des extracteurs utilisés lors du suivi annuel: cape à l'italienne (à gauche) et extracteur stato-mécanique (à droite).

La cape à l'italienne est posée sur deux conduits de cheminées : l'un pour la cheminée du séjour et l'autre pour la chaudière. Le conduit qui a été manchonné est celui de droite (chaudière, non utilisé). Le rôle premier de la cape à l'italienne est de protéger les conduits de cheminées contre la pluie. Après analyse de ce système, il s'est avéré que le tirage est amélioré. Le vent s'engouffrant entre le couvercle et le conduit d'extraction provoque une dépression par effet ventury. C'est cette dépression qui permet un tirage plus important du conduit. Le principe de fonctionnement de cet extracteur est montré dans la Figure 5.6.

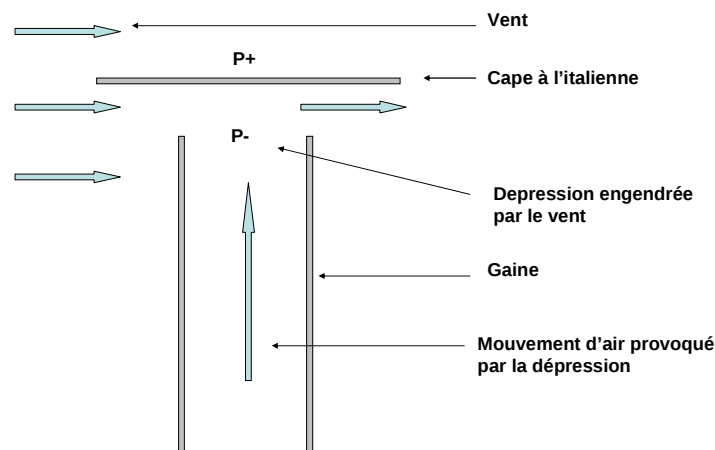


Figure 5.6 : Principe de fonctionnement d'une cape à l'italienne.

Au cours du suivi, un extracteur *stato-mécanique* a été installé à la place de la cape à l'italienne. Ce modèle, répondant à la norme P 50-413 classe B, fonctionne avec un moteur MV3 tournant jusqu'à 1300 Tour/min, se fixe sur des conduits rigides de diamètre compris entre 153 et 175 mm. Sa puissance est de 20-25 Watts environ et son intensité est aux alentours de 0,1 Ampère. Il s'utilise dans le cas où le conduit de cheminée n'assure plus une évacuation correcte en tirage naturel.

Ce type d'extracteur est construit sur la base de la cape à l'italienne. Cependant, pour améliorer la dépression engendrée par le passage du vent, une forme plus arrondie des bords permet à une plus grande quantité de vent de s'engouffrer à la sortie de la gaine. La dépression étant plus grande, la quantité d'air extrait est plus importante. Ce qui entraîne

une dépression plus importante du soubassement. De plus, cet extracteur dispose d'un moteur qui, quand il est mis en marche, permet de maintenir une certaine dépression à la sortie du conduit d'extraction. En fonctionnement, le moteur accentue la dépression à la sortie du conduit. Sans le fonctionnement du moteur, c'est uniquement le profil de l'extracteur qui favorise l'extraction de l'air. Le principe de fonctionnement de l'extracteur stato-mécanique est décrit dans la Figure 5.7.

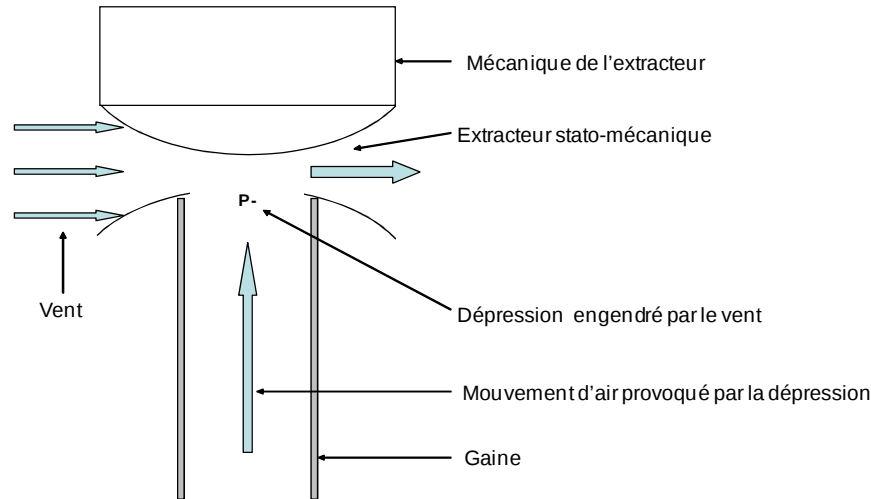


Figure 5.7 : Principe de fonctionnement d'un extracteur stato-mécanique.

2.2 Protocole expérimental

Un suivi d'une année du Système de Dépressurisation du Sol naturel, a été réalisé afin d'analyser la performance d'un tel système au cours du temps [Collignan *et al.*, 2008 ; Abdelouhab *et al.*, 2010]. La Figure 5.8 illustre le suivi mis en place.

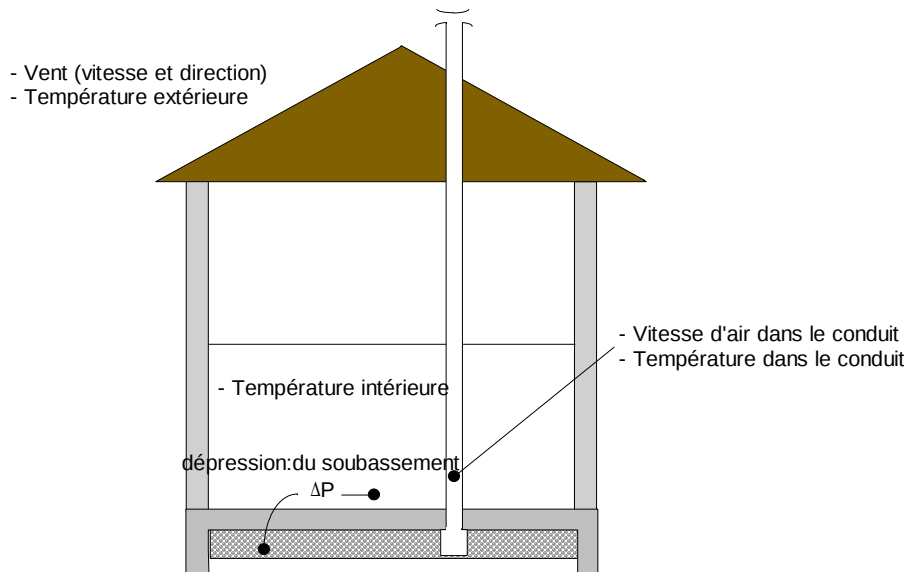


Figure 5.8 : Schéma de l'expérimentation et les paramètres suivis.

Au cours de ce suivi, différents paramètres ont été relevés automatiquement à l'aide du logiciel Labview. L'enregistrement de ces données se faisait avec un pas de temps d'une minute durant une période allant de Juillet 2007 à Juin 2008.

La vitesse de l'air extrait et sa température (au niveau de la gaine), ont été mesurées à l'aide d'une sonde introduite dans le conduit. La précision de lecture de la mesure de vitesse d'air extrait est de $\pm 3\%$ et avec une résolution de 0,01 m/s, pour une gamme de vitesse comprise entre 0 - 3 m/s. Par contre, dans le cas de vitesses d'air comprises entre 3 – 20 m/s, la résolution est de 0,1 m/s. Pour ce qui est des températures intérieures de la maison, celles-ci sont mesurées à l'aide des thermocouples posés dans chaque pièce, dont l'incertitude est de l'ordre de $\pm 0,3^\circ\text{C}$ pour une température de 23°C . Sur la base de ces mesures, on calcule la température moyenne intérieure de la maison. Cette dernière sera prise en compte dans les résultats présentés dans ce chapitre. En plus de ces paramètres, on mesure également la dépression entre la couche de gravier sous-dallage et l'environnement intérieur à l'aide d'un manomètre différentiel, dont la précision de lecture est de $\pm 0,25\%$.

En parallèle des mesures des paramètres internes de la maison, des variables météorologiques ont également été mesurées : vitesse et direction du vent, ainsi que la température extérieure. Ces dernières étaient enregistrées par une station météo se trouvant sur le toit du bâtiment 'ARIA' qui se situe à l'opposé de la maison expérimentale 'MARIA' (voir la Figure 5.9). Par la suite, ces mesures de température et de vent étaient transmises à la centrale d'acquisition à l'aide de transmetteurs, dont la résolution est de $\pm 5^\circ$ pour la direction du vent et $< 0,1$ m/s pour la vitesse du vent. La communication avec la centrale d'acquisition se fait par liaison WIFI.



Figure 5.9 : Plan du site de la maison expérimentale MARIA.

De juillet 2007 à février 2008, le suivi a été réalisé avec la cape à l'italienne en bout de conduit d'extraction. En mars 2008, l'extracteur stato-mécanique a été mis en place en fonctionnement statique. En juin 2008, l'extracteur a été utilisé en fonctionnement mécanique pour différents régimes d'extraction.

3 RESULTATS ET DISCUSSIONS

3.1 Résultats mensuels

Les résultats obtenus constituent une base de données importante de variables physiques mesurées chaque minute, le long de l'année. Des moyennes au quart d'heure de toutes ces mesures ont été effectuées afin de pouvoir traiter les résultats. Afin d'analyser le suivi du S.D.S. Naturel mois par mois, des planches de résultats sous forme de graphique ont été éditées (voir Annexe B). Ces planches permettent d'étudier d'une part, les différentes conditions météorologiques, notamment les fluctuations de températures, les différences de température, ainsi que la direction du vent et sa force. D'autre part, il est également possible d'étudier l'évolution du débit d'air extrait en fonction de plusieurs paramètres tels que : le temps, la vitesse du vent, la différence de température entre la gaine et l'extérieur, et en fonction de la dépression du soubassement.

Dans ce qui suit, un exemple de résultats est présenté dans la Figure 5.10. Ces résultats font référence à ceux obtenus au mois de Mars, le mois où l'extracteur stato-mécanique a été mis en place, en fonctionnement statique.

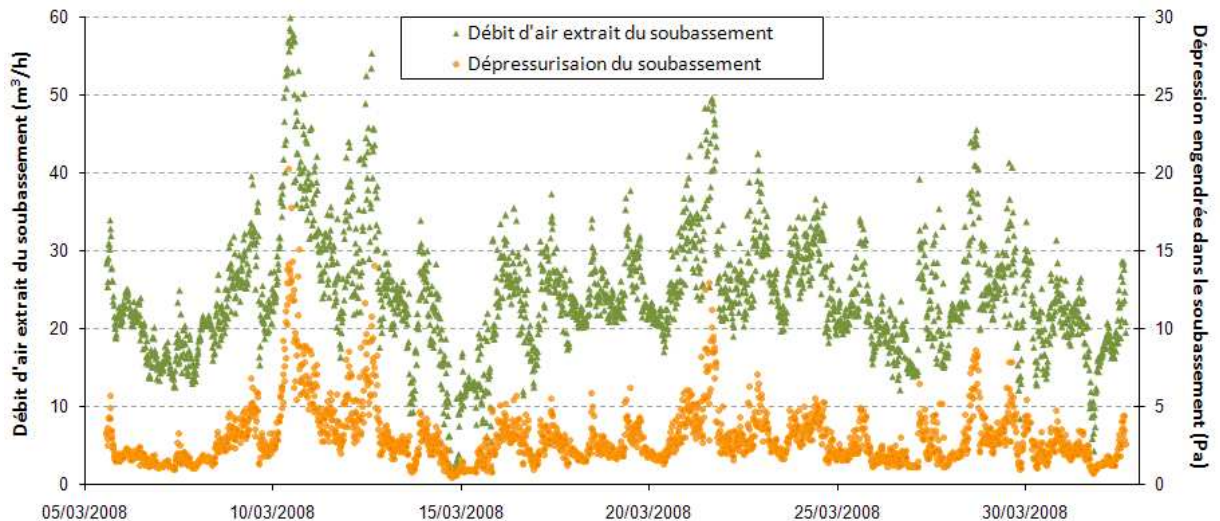


Figure 5.10 : Evolution temporelle du débit d'air extrait du soubassement et la dépressurisation engendrée au niveau du soubassement.

La courbe d'évolution de la dépression et du débit d'air extrait du soubassement en fonction du temps montre une bonne corrélation entre ces deux variables. Lorsque la dépression du soubassement augmente cela entraîne une augmentation du débit d'air extrait du soubassement. D'autre part, ces résultats permettent d'en déduire la caractérisation de la perméabilité à l'air du soubassement (voir la Figure 5.11).

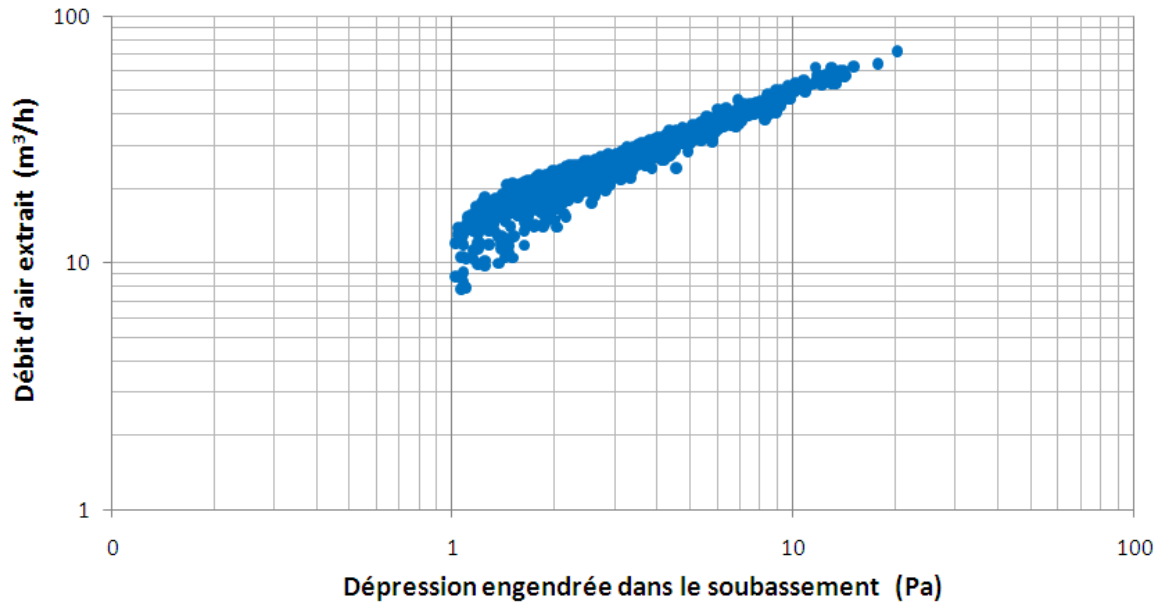


Figure 5.11 : Caractérisation du soubassement de 'MARIA' au cours de l'extraction naturelle.

La Figure 5.11, montre la caractérisation de la perméabilité du soubassement obtenue par extraction naturelle. Cette caractérisation est établie pour des valeurs de dépression du soubassement supérieures à 1 Pa. En dessous de cette valeur, les débits d'air obtenus n'ont plus un profil linéaire en fonction de la dépression du soubassement. Cela est dû à la limite de détection du matériel utilisé pour la mesure de la dépression.

On constate que, la caractérisation obtenue avec l'extraction naturelle présente une certaine dispersion. Celle-ci peut être due à la précision des mesures de pression, mais aussi au fait que, pour un débit d'extraction donné, la dépression générée dans le soubassement dépend également des conditions météorologiques et particulièrement de l'humidité et de la température du sol, lesquelles ont un fort impact sur la perméabilité à l'air du sol. Ces deux paramètres du sol peuvent avoir changé durant les mesures conduites le long du mois. Egalement, la présence de vent peut avoir un impact sur les champs de pression dans le sol autour du bâtiment et donc perturber ce résultat.

Afin de caractériser le débit d'air traversant le soubassement dans le cas d'une extraction naturelle, on prend en considération que les valeurs de dépression > 5 Pa car ces dernières sont plus fiables. Ainsi, on obtient la loi de caractérisation suivante :

$$\text{Extraction Naturelle :} \quad Q = 13,36. \Delta P^{0,57} \quad (5.1)$$

On remarque que la loi de comportement obtenue en extraction naturelle (équation (5.1)) a été modifiée par rapport aux lois obtenues précédemment en extraction mécanique (voir chapitre 4, équations (4.1) et (4.2)). Ceci peut être expliqué par des imprécisions métrologiques, en particulier pour l'extraction naturelle où les valeurs de dépression du soubassement sont relativement faibles par rapport à celles obtenues en extraction mécanique. D'autre part, cette modification peut également être attribuée à la force du vent. Car, la caractérisation faite en extraction mécanique est réalisée au moment où la

vitesse du vent est négligeable. Alors que, l'extraction naturelle est tributaire de la force du vent, ce qui peut engendrer un impact sur la caractérisation du soubassement réalisée lors de cette extraction. Néanmoins, même si la dépressurisation du soubassement est moins efficace, celle-ci est toujours homogène. Les résultats présentés ci-dessous montrent l'homogénéité du soubassement.

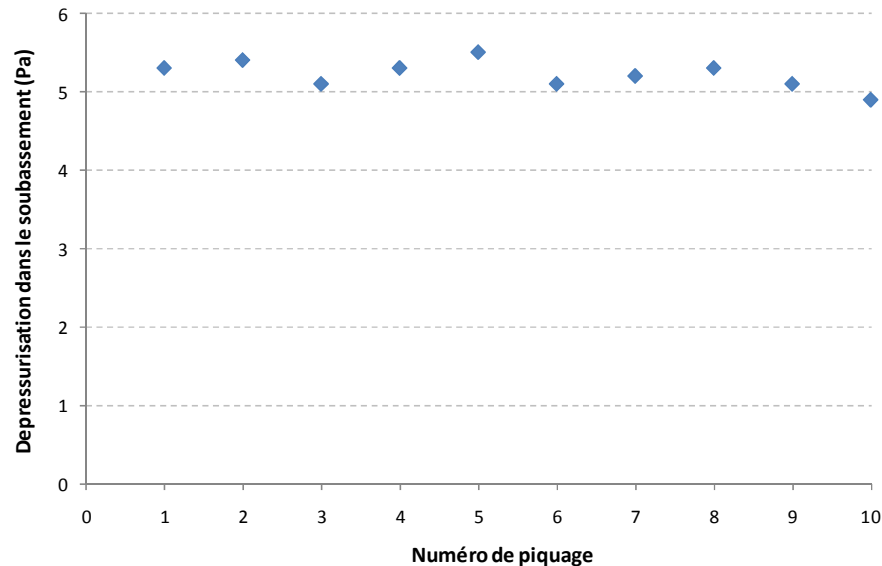


Figure 5.12 : Mesure de la dépressurisation du soubassement au niveau des différents piquages.

La Figure 5.12 présente les mesures de dépressurisation du soubassement au niveau des dix piquages entourant la dalle de la maison 'MARIA' (voir Figure 4.19). Ces mesures ont été faites au début des expérimentations de la caractérisation du soubassement de 'MARIA'. Le plus grand écart de mesures de dépressurisation est remarqué entre le piquage 5 et le piquage 10 et il est estimé à 12%. Toutefois, les résultats obtenus dans le chapitre 4 ont montré certaines incohérences sur les mesures faites au niveau du piquage 10. Donc, en ne prenant pas en compte le piquage 10, le plus grand écart entre les mesures de dépressurisation est de 7%. De plus, si on tient compte de la précision de lecture du micro-manomètre qui est de $\pm 0,25\%$, alors, on peut considérer que la dépressurisation dans le soubassement est homogène. Ainsi, pour la suite des expériences, la mesure de dépression générée dans le soubassement a été mesurée au niveau d'un seul piquage.

3.2 Résultats annuels

Sur la base de ces résultats mensuels, le fonctionnement moyen au cours de l'année a été appréhendé. La Figure 5.13 montre les pourcentages de fonctionnement du système mois par mois, au dessus de trois seuils d'extraction d'air : $13,5 \text{ m}^3/\text{h}$, $19 \text{ m}^3/\text{h}$ et $23 \text{ m}^3/\text{h}$. Ces seuils d'extraction correspondent à une dépressurisation du soubassement de l'ordre de 1 Pa, 2 Pa et 3 Pa, respectivement.

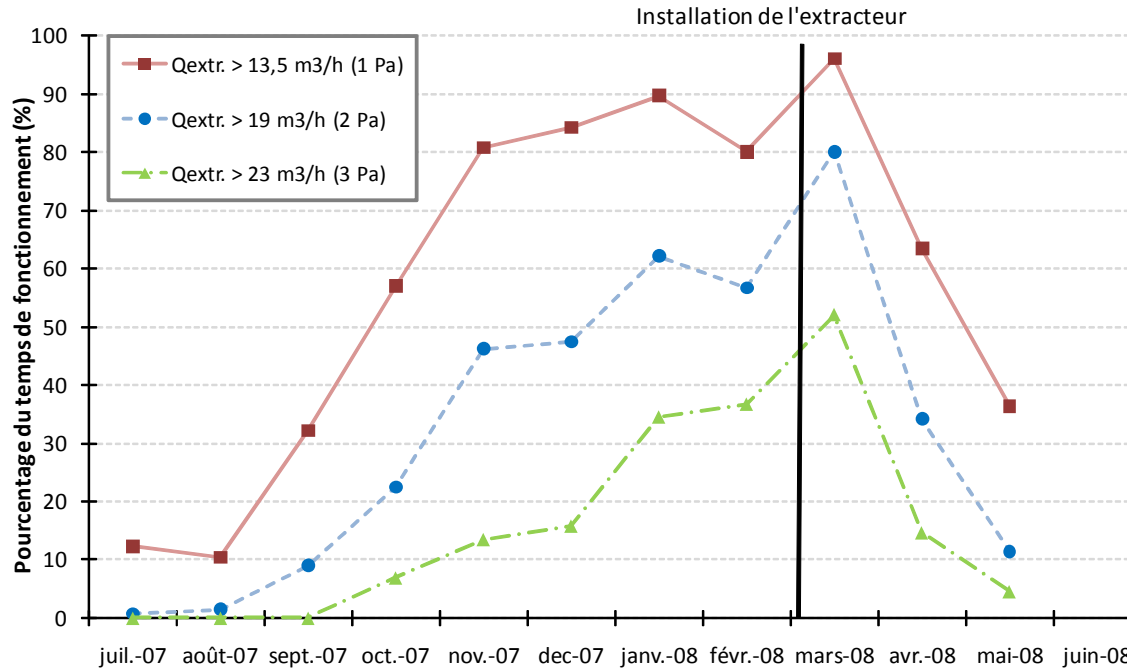


Figure 5.13 : Evolution des pourcentages de fonctionnement de l'extraction le long de l'année, au dessus de trois valeurs seuils.

La Figure 5.13 montre que le pourcentage de fonctionnement du système le long de l'année peut être significatif et plus particulièrement en hiver. On remarque également, qu'une faible dépression (1 Pa, soit 13,5 m³/h) est obtenue sur une majeure partie de l'année notamment en hiver. Ce résultat est intéressant, étant donné que la principale cause d'entrée des polluants gazeux dans les bâtiments est le flux convectif [Bradley *et al.*, 1991 ; Makelainen, 2001]. Ce flux est dû à la différence de pression entre la maison et son soubassement ; cette différence est engendrée par "l'effet de cheminée" [Arvela, 2001], un effet qui est plus fort en hiver. Toutefois, le S.D.S. naturel est moins performant en été, mais en contre partie, l'entrée des polluants gazeux dans le bâtiment par convection est alors assez faible, étant donné la faible différence de température entre l'intérieur et l'extérieur du bâtiment en cette saison. De plus, on constate que, le système est plus efficace en Mars qu'en Février. Cette amélioration de l'extraction, peut être expliquée par la mise en place de l'extracteur stato-mécanique en fonctionnement statique depuis le début Mars (voir § 3.3).

En parallèle des résultats présentés dans la Figure 5.13, les débits d'air extrait le long de l'année on été tracés en fréquence cumulée, afin de mieux appréhender le fonctionnement de notre système.

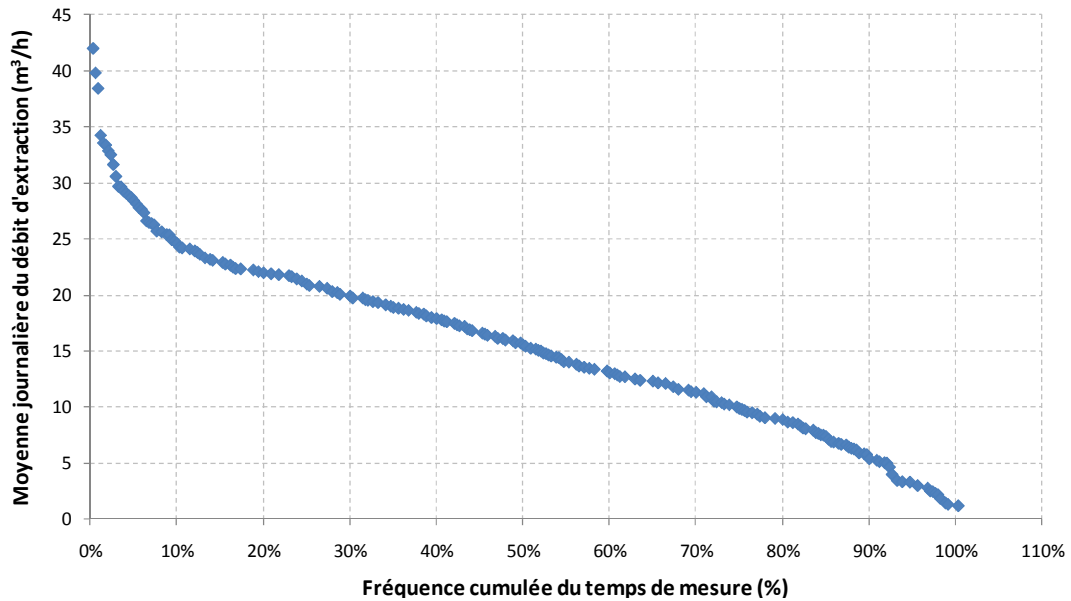


Figure 5.14 : *Fréquence cumulée des débits d'air extrait du soubassement.*

La Figure 5.14 montre les fréquences cumulées de la moyenne journalière des débits d'air extrait du soubassement à l'aide du S.D.S. naturel. Contrairement au graphe précédent, cette fois-ci on a présenté les moyennes journalières du débit d'air, cela nous permet d'avoir une vision plus claire du fonctionnement du S.D.S. naturel au cours du suivi. On peut savoir exactement la fréquence à laquelle on a eu chacune des valeurs des débits d'extraction tout le long de l'année. On constate que les débits d'air extrait le long de ce suivi sont environ 70% du temps de fonctionnement supérieurs à 10 m³/h. Ces résultats confirment ce qui a été dit précédemment : le S.D.S. naturel est fonctionnel dès qu'une faible dépression est générée par un débit d'air extrait naturellement.

En plus des débits d'extraction, la différence de température entre la gaine et l'extérieur, ainsi que la vitesse du vent, ont également été étudiés au cours de ce suivi ; ces deux variables étant les moteurs du tirage naturel. Les résultats des moyennes mensuelles de ces deux paramètres sont présentés dans la Figure 5.15.

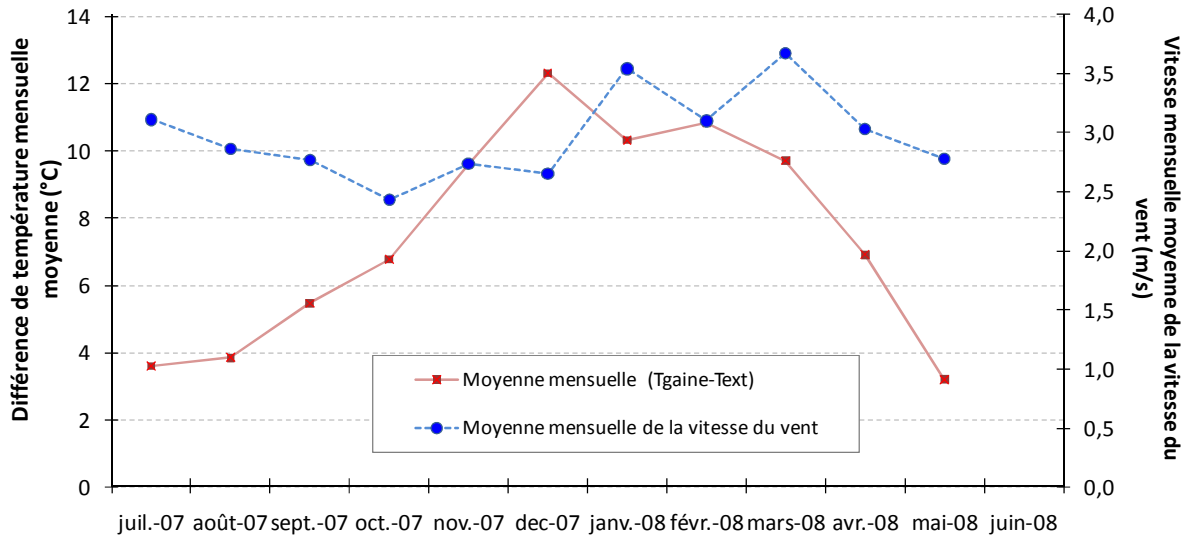


Figure 5.15 : Evolution des moyennes mensuelles de la différence de température ($T_{gaine} - T_{extérieure}$) et de la vitesse du vent.

La variation de la différence de température entre l'air du conduit et l'air extérieur, laisse voir quand les forces naturelles thermiques se produisent. En mettant les résultats présentés ci-dessus au regard de ceux de la Figure 5.13 on remarque que, les forces naturelles, notamment le tirage thermique, augmentent le débit d'air extrait du soubassement. Ces forces naturelles étant plus importantes en hiver, cela explique le fait que le débit extrait soit plus fort en cette saison d'hiver.

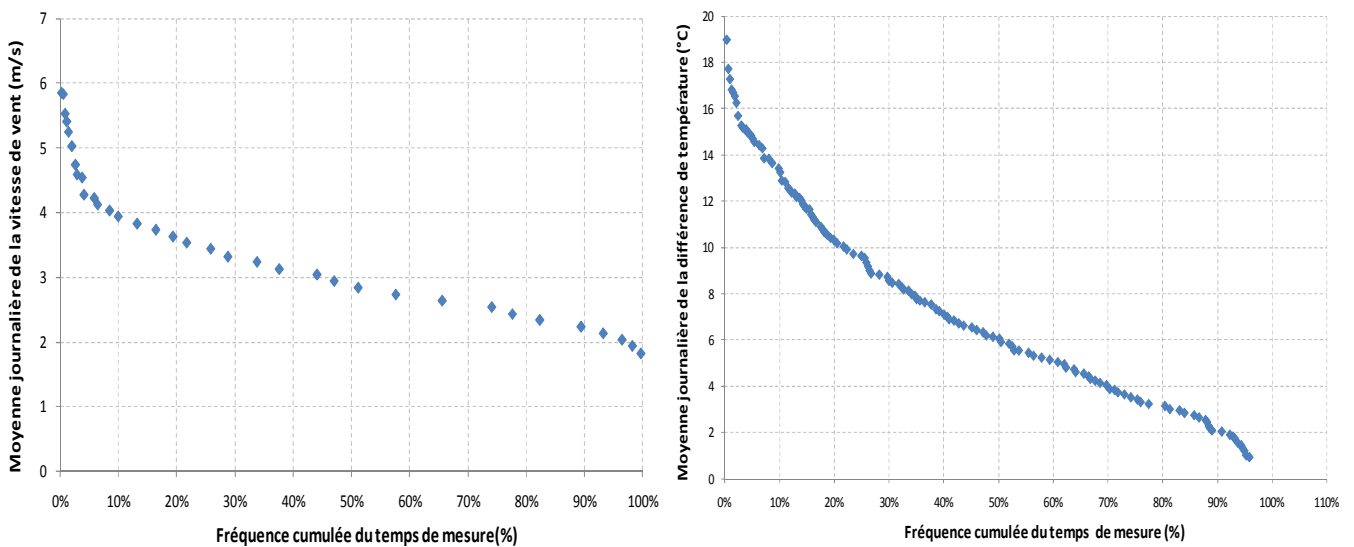


Figure 5.16 : Les fréquences cumulées des moyennes journalières de la vitesse du vent et de la différence de température entre la gaine et l'extérieur, au cours du suivi.

De la même façon que pour le débit d'air extrait du soubassement, les fréquences cumulées de la moyenne journalière des vitesses de vent et de la différence de température entre la gaine et l'extérieur ont été représentées dans la Figure 5.16. Concernant la vitesse du vent, on constate que celle-ci varie entre 6 et 2 m/s et pendant la moitié du temps de

fonctionnement du système, la vitesse du vent est inférieure à 3 m/s. Quant à la moyenne journalière de la différence de température entre la gaine et l'extérieur, cette dernière varie entre 19 et 1°C. Cette variation est due au fait que les mesures ont été réalisées toute l'année. Pendant le printemps et l'été, la différence de température entre l'intérieur et l'extérieur de la maison est moins importante. Ceci explique que l'on ait des différences de température inférieure à 6°C pendant la moitié du temps de fonctionnement de notre système.

La Figure 5.16 présente les résultats des différences de température et de la vitesse du vent de façon décorrélée. Cependant, le débit d'air extrait du soubassement dépend des deux effets conjugués. Donc, pour une meilleure analyse de l'effet de ces paramètres sur le débit d'air extrait, une exploitation plus approfondie de ces premiers résultats doit être effectuée.

3.3 Impact du fonctionnement statique de l'extracteur stato-mécanique

L'intérêt de l'extracteur stato-mécanique en fonctionnement statique, par rapport à un extracteur classique (cape à l'italienne) de conduit de cheminée, est d'accentuer l'impact bénéfique du vent sur l'extraction d'air. La Figure 5.17 montre une comparaison des débits d'air extraits du soubassement en fonction de la vitesse du vent pour un S.D.S.naturel, avec un extracteur stato-mécanique en fonctionnement statique et un extracteur classique (cape à l'italienne). Afin de mieux isoler l'impact du vent, les valeurs de débits pris en considération correspondent à ceux obtenus lors d'un tirage thermique faible ($T_{\text{gaine}} - T_{\text{ext}}$) < 4°C.

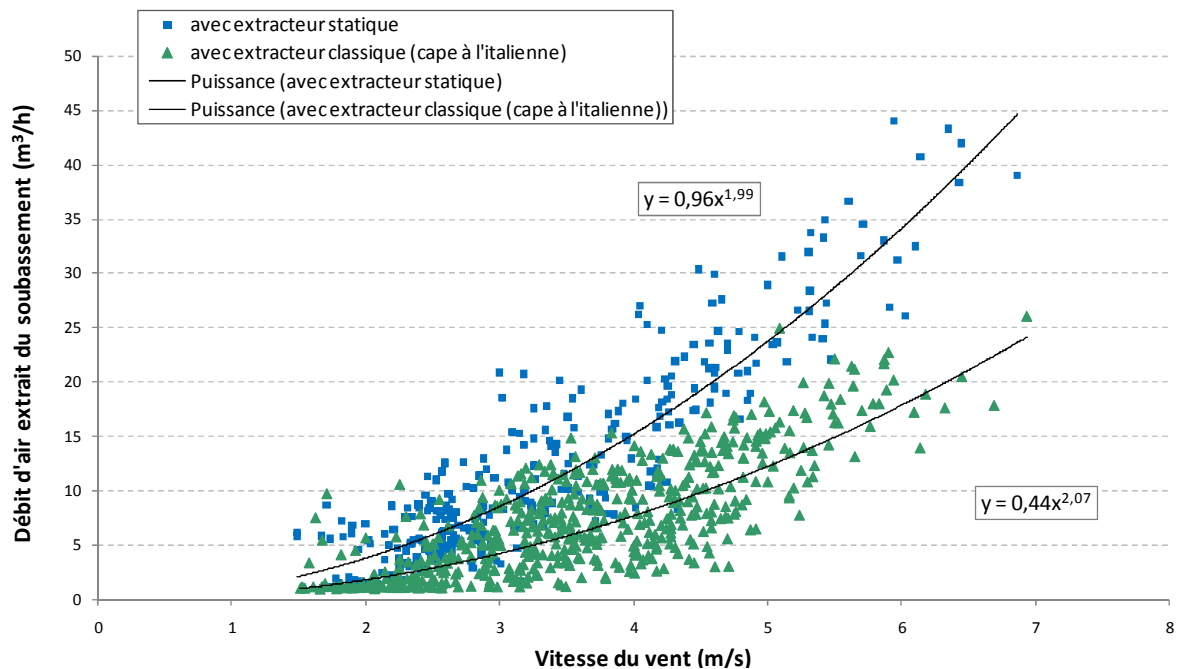


Figure 5.17 : Comparaison des débits d'air extraits du soubassement en fonction de la vitesse du vent et pour un tirage thermique faible ($T_{\text{gaine}} - T_{\text{extérieure}} < 4^{\circ}\text{C}$), dans le cas d'un système avec extracteur stato-mécanique en fonctionnement statique et extracteur classique.

On constate sur la Figure 5.17 que, pour chaque type d'extracteur, une relative dispersion des points expérimentaux est observée. Cette dispersion peut être due au fait que les mesures de la vitesse du vent sont faites au niveau de la station météorologique installée sur le bâtiment 'ARIA' (voir Figure 5.9). Tandis que, le vent « vu » par l'extracteur au niveau du toit de la maison expérimentale 'MARIA' doit être légèrement différent et plus fluctuant, du fait de l'environnement immédiat de cette dernière (haies d'arbres, autres bâtiments). Ces obstacles peuvent modifier la vitesse du vent au niveau du toit de 'MARIA' en comparaison avec la vitesse du vent mesurée par la station météo. Cependant, on remarque que cette dispersion est plus faible en présence de l'extracteur stato-mécanique qui doit jouer le rôle d'un stabilisateur.

Néanmoins, la Figure 5.17 montre nettement l'impact positif de l'extracteur stato-mécanique en fonctionnement statique, et pour des vents significatifs (> 3 m/s), le débit extrait est multiplié par deux par rapport à un extracteur classique (cape à l'italienne).

3.4 Impact du fonctionnement mécanique de l'extracteur stato-mécanique

Les résultats vus jusqu'à présent montrent que, le fonctionnement statique de l'extracteur est capable d'assurer une dépressurisation du soubassement une majeure partie de l'année, mais pas tout le temps. Pendant 30% du temps de fonctionnement du système, la dépressurisation du soubassement est pratiquement négligeable. C'est pourquoi, l'extracteur utilisé dispose d'un moteur capable d'assister mécaniquement le système quand cela est nécessaire, c'est-à-dire, lorsque les forces naturelles sont insuffisantes. A la fin du suivi, le fonctionnement mécanique de l'extracteur a été testé pour trois régimes différents. La Figure 5.18 montre l'évolution du débit extrait du soubassement pour trois régimes du moteur. La puissance de ces régimes, ainsi que la date de leurs mises en route, sont présentées dans le Tableau 5.1.

Tableau 5.1 : Description des trois régimes de fonctionnement du moteur de l'extracteur.

Puissance du ventilateur (W)	Date de mise en route
Puissance maximum (20-25 W)	03/06/2008 à 13h30
Puissance moyenne (10-15 W)	06/06/2008 à 13h30
Puissance minimum (2-4 W)	09/06/2008 à 13h30

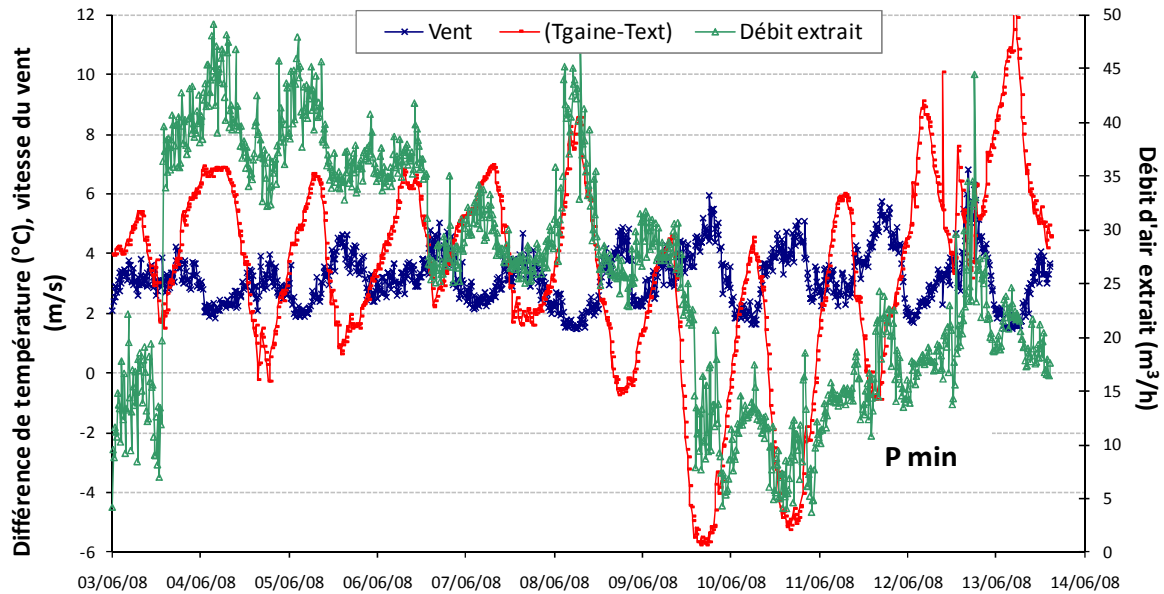


Figure 5.18 : Evolution temporelle du vent, de la différence de température d'air entre la gaine et l'extérieur et du débit extrait du soubassement, pour les trois régimes de fonctionnement mécanique de l'extracteur stato mécanique.

Dans un premier temps, on note sur la Figure 5.18 une haute variabilité du comportement du débit d'air extrait. Cette variabilité est due au fait que les forces naturelles : le tirage thermique dû à la différence de température entre l'air du conduit et l'air extérieur et la vitesse du vent qui sont les moteurs principaux de l'extraction d'air du soubassement, sont hautement variables. On peut également constater qu'entre le 9 et le 11 juin la différence de température est parfois inversée.

Dans un deuxième temps, on constate que malgré une faible puissance du moteur de ventilateur, l'extraction d'air du soubassement reste possible. De plus, quelle que soit la puissance du moteur, le fonctionnement mécanique de l'extracteur stato-mécanique permet d'assurer un débit d'extraction minimum. Ce dernier est d'environ 35 m³/h, 25 m³/h et 5 m³/h pour une puissance du moteur de ventilateur maximum (25 W), moyenne (15 W) et minimum (4 W), respectivement, quand les forces naturelles sont insuffisantes. Ces tests montrent que le fonctionnement mécanique de l'extracteur est capable de générer un débit d'air minimum dans le conduit. Ce fonctionnement pourrait être utilisé en relation avec les paramètres météorologiques afin d'optimiser le S.D.S. naturel, quand cela est nécessaire.

4 CONCLUSION

Un suivi expérimental d'une année a été conduit afin d'étudier la faisabilité du Système de Dépressurisation des Sols (S.D.S.) naturel et hybride, c'est-à-dire en se servant des forces naturelles : tirage thermique et force du vent. Ce suivi a été effectué dans la maison 'MARIA' dont dispose le CSTB. Le soubassement de cette dernière a subi des adaptations afin de mener au mieux ce suivi.

Il apparaît que le fonctionnement naturel du S.D.S. est hautement variable le long de l'année. Toutefois, le pourcentage du temps de fonctionnement peut être significatif avec des débits d'extraction supérieurs à $10 \text{ m}^3/\text{h}$ ce qui correspond à une dépression minimale dans le soubassement, principalement durant l'hiver. Ce résultat est intéressant, car c'est en période d'hiver que l'entrée des polluants gazeux dans les bâtiments, due au flux convectif, est plus importante. Donc, c'est en hiver qu'on a principalement besoin de mettre en œuvre des solutions de protection.

Au cours de ces expérimentations, deux types d'extracteurs ont été utilisés : un extracteur classique (cape à l'italienne) et un extracteur stato-mécanique. Ce dernier a une forme spécifique qui lui permet de bénéficier de l'impact du vent pour améliorer l'extraction d'air du conduit. Les résultats obtenus ont démontré que l'utilisation de l'extracteur stato-mécanique en fonctionnement statique permet d'extraire un débit d'air du soubassement deux fois plus important que le débit d'air extrait avec un extracteur classique.

De plus, l'utilisation de l'extracteur stato-mécanique en fonctionnement mécanique permet de générer un débit d'extraction minimum quand les forces naturelles sont insuffisantes.

Cette étude expérimentale est très encourageante quant à l'utilisation d'un S.D.S naturel. Ce système utilise le tirage thermique et les forces du vent pour extraire l'air du soubassement et ainsi, protéger les bâtiments contre les polluants gazeux venant du sol. Ce système permet d'avoir une technique de protection des bâtiments à coût de fonctionnement marginal, contrairement au S.D.S. mécanique. Néanmoins, l'opérationnalité de ce système est tributaire des conditions météorologiques et des caractéristiques du bâtiment et de son environnement. Donc, en perspective de ces travaux il est possible d'améliorer ce système en entreprenant une exploitation plus systématique de la base de données obtenue durant toute l'année, plus particulièrement en étudiant les occurrences météorologiques de différence de température et de vent par rapport au fonctionnement du système. De plus, ce système pourra être développé dans le modèle aérodynamique des bâtiments auquel les lois analytiques de transferts ont été intégrées (voir chapitre 3). Ainsi, l'utilisation ultérieure de ce modèle pourrait permettre de définir un outil de dimensionnement d'un tel système en fonction des caractéristiques de bâtiment et de conditions météorologiques données.

CONCLUSION GENERALE

L'objectif de ces travaux de thèse était double. D'une part, contribuer à l'amélioration des modèles de prédiction des transferts des polluants gazeux du sol qui entrent dans les environnements intérieurs, d'autre part, élaborer et caractériser un système de protection des bâtiments vis-à-vis des polluants gazeux du sol.

La contribution à l'amélioration des modèles d'évaluation pour la gestion des risques a consisté à développer des lois analytiques de transfert d'air entre le sol et le bâtiment pour différentes typologies de soubassement : vide sanitaire, dalle portée et dallage indépendant sur terre-plein, en se fondant notamment sur l'analogie phénoménologique qui existe entre les transferts d'air convectifs et les transferts thermiques entre le sol et le bâtiment. Ces lois analytiques ainsi développées ont été comparées aux résultats obtenus par un modèle numérique par éléments finis. Ce modèle numérique sert à simuler le transfert de chaleur dans les sols mais, également par analogie entre les paramètres d'entrée du transfert aéraulique et thermique, il a pu être utilisé pour représenter les transferts d'air convectifs dans les sols pour les différentes typologies testées.

Les deux approches ont été comparées. Des écarts persistent qui nécessiteront d'améliorer l'approche analytique. Notamment, lorsque l'on tend vers des fortes perméabilités de sol, l'hypothèse de pression homogène sous la dalle semble moins valable. Par ailleurs, l'utilisation du modèle numérique par analogie a également montré des limites dans son utilisation. Les résultats obtenus sont néanmoins prometteurs dans le sens où la confrontation des deux approches donnent des résultats globalement satisfaisants.

Il a ainsi été possible de quantifier les débits d'air liés à la convection dans des conditions données de dépression intérieure du bâtiment, pour différentes typologies de soubassement. Ces flux d'air dépendent pour une typologie donnée de soubassement et une dépression donnée, de la perméabilité à l'air du sol et de celle de la dalle et éventuellement de la taille des fissures périphériques.

Les lois analytiques ont par la suite été intégrées dans un modèle de simulation des transferts thermo-aéraulique des bâtiments. Ce qui a permis de réaliser des premières études de sensibilité sur l'impact du transfert convectif de polluants du sol vers le bâtiment pour différentes typologies de soubassement. Des premiers calculs de coefficient d'atténuation entre étages ont également été réalisés. On a ainsi pu vérifier l'intérêt de ce type de lois qui permettent assez simplement, en les couplant à un modèle aéraulique multizone, d'obtenir l'évolution temporelle de la concentration intérieure en polluant venant des sols.

Les principaux résultats du modèle aéraulique sont :

- Quelle que soit la typologie du bâtiment, les forces naturelles, comme le tirage thermique et la force du vent, contribuent fortement au transfert des débits d'air

convectifs entre le sol et le bâtiment et à l'accumulation des polluants dans l'air intérieur,

- Le vide sanitaire est la typologie qui engendre le moins de concentration en polluant dans l'air intérieur du bâtiment, étant donné que ce dernier sert de zone de dilution aux polluants venant du sol,
- Sur la base des hypothèses prises, la dalle portée protège mieux le bâtiment de la pollution gazeuse en provenance du sol que le dallage indépendant sur terre-plein. Cela est dû au fait que la dalle joue le rôle d'une résistance au transfert d'air. Toutefois, plus la dalle est perméable, plus les concentrations de polluants en air intérieur sont élevées,
- Pour le dallage indépendant sur terre-plein, on constate que cette typologie engendre une importante accumulation de polluants dans l'air intérieur. Ceci est dû au fait que cette typologie comprend des fissures périphériques qui sont considérées comme un chemin préférentiel pour l'entrée des polluants du sol vers l'air intérieur.

Concernant les coefficients d'atténuation et sur la base des premières études de sensibilité présentées, leur valeur semble fortement dépendante de la configuration de bâtiment choisie (typologie du bâtiment, transfert entre pièce, principe et type de système de ventilation).

Afin de répondre au besoin de données expérimentales vis-à-vis de la perméabilité à l'air des bétons, des expériences ont été entreprises en laboratoire. Différents bétons ont été testés, selon leur conditionnement et leur état mécanique. Ces travaux avaient pour objectif d'avoir un ordre de grandeur des perméabilités à l'air des bétons, en particulier, pour les bétons fissurés pour lesquels peu de données existent dans la littérature. Les résultats obtenus ont montré que :

- Le type de conditionnement des bétons et leur état mécanique sont les principaux paramètres influençant leur perméabilité à l'air,
- Les bétons séchés à l'étuve sont plus perméables que les bétons conservés à l'air ambiant et les bétons conditionnés dans une pièce à 50%HR sont plus perméables que ceux entreposés dans une pièce à 90%HR. Donc, plus le béton est saturé en eau, moins il est perméable,
- Quel que soit le conditionnement que subit le béton, si celui-ci est fissuré, il est forcément plus perméable qu'un béton non fissuré. La fissure engendre une augmentation de la perméabilité du béton d'au moins un ordre de grandeur.

En parallèle à ces travaux, des essais ont été réalisés dans la maison 'MARIA' afin de quantifier expérimentalement les débits d'air qui vont du sol vers l'air intérieur. Ces expérimentations ont permis d'obtenir des données relatives au débit d'air venant du sol pouvant traverser un soubassement donné. Ce résultat est intéressant car il n'existe pas de données expérimentales sur ce paramètre.

Le deuxième objectif de cette thèse a consisté à caractériser expérimentalement un système de protection des bâtiments contre les polluants du sol, à savoir un Système de Dépressurisation des Sols (S.D.S.) naturel et hybride. Pour cela, la maison expérimentale 'MARIA' du CSTB a été adaptée en conséquence et un suivi d'une année y a été entrepris, afin d'étudier la faisabilité de fonctionnement de ce système. Les conclusions que l'on tire de ce suivi sont :

- Le pourcentage du temps de fonctionnement du S.D.S. naturel, est significatif une bonne partie de l'année, avec des débits d'extraction supérieurs à 10 m³/h et correspondant à une dépression minimale dans le soubassement,
- Ce système est d'autant plus performant en hiver, ce qui est un bon résultat, étant donné que cela correspond à la période de l'année où les flux convectifs du sol vers le bâtiment seraient les plus importants,
- L'extracteur stato-mécanique en fonctionnement statique permet d'extraire un débit d'air du soubassement deux fois plus important que le débit d'air extrait avec un extracteur classique (cape à l'italienne),
- Quand les forces naturelles sont insuffisantes, le fonctionnement mécanique de l'extracteur stato-mécanique, permet de générer un débit d'extraction minimum, pouvant assurer ainsi le complément de fonctionnement éventuellement nécessaire,
- Ce système permet d'avoir une technique de protection des bâtiments à coût de fonctionnement marginal. Néanmoins, l'opérationnalité de ce système est tributaire des conditions météorologiques et des caractéristiques du bâtiment et de son environnement.

PERSPECTIVES

Concernant l'élaboration de lois analytiques relatives au transfert de polluants des sols vers le bâtiment, il paraît nécessaire de reprendre certaines hypothèses utilisées pour le développement du modèle analytique et d'étudier tout particulièrement les variations de la pression sous la dalle. De plus, d'autres configurations telles que les locaux enterrés ou les soubassements mixtes pourraient être abordés avec la même méthodologie.

Pour rendre plus réaliste ces lois, il paraît également important de pouvoir y associer, d'une part la prise en compte de la fissuration potentielle des planchers ainsi que l'existence de défauts d'étanchéité singuliers liée notamment aux traversées de réseaux. Ces éléments auront en effet un impact significatif sur le transfert convectif et les ignorer pourrait engendrer une sous évaluation de ces transferts. D'autre part, la prise en compte des effets de diffusion des polluants à travers les soubassements, même s'ils sont considérés comme secondaires par rapport à la convection, pourrait fournir une meilleure prédiction aux modèles, notamment dans les périodes où les effets convectifs sont faibles et en particulier dans le cas typologique du vide sanitaire.

L'intégration déjà effectuée ici de ces lois analytiques avec un modèle thermo-aéraulique multizone, doit permettre de conduire des études de sensibilité plus précises et plus exhaustives, quant à l'impact des polluants gazeux des sols sur la qualité de l'air dans les environnements intérieurs ainsi que sur l'évaluation des coefficients d'atténuation.

Concernant l'amélioration de solutions de protection des bâtiment vis-à-vis des polluants du sol, sur la base du suivi expérimental réalisé dans le cadre de cette thèse, une exploitation plus systématique de la base de données obtenue, en étudiant notamment les occurrences météorologiques de différence de température et de vent par rapport au fonctionnement du système, permettrait d'améliorer la connaissance sur l'aptitude à fonctionner d'un tel système en fonction de conditions météorologiques données. De plus, ce système pourra être développé dans le modèle aéraulique des bâtiments auquel les lois analytiques de transferts ont été intégrées

Ainsi, la base de données expérimentale pourra être utilisée pour servir de cadre de validation au modèle aéraulique adapté au fonctionnement d'un tel système. L'utilisation ultérieure de ce modèle pourrait permettre de définir un outil de dimensionnement d'un tel système en fonction des caractéristiques de bâtiment et de conditions météorologiques données.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Abbas, A., Carcassés, M. and Ollivier, J.P., 1999.** Gas of permeability of concrete in relation to its degree of saturation. *Materials and Structures*, 32, 3-8.
- Abdelouhab, M., Collignan, B. and Allard, F., 2010.** Experimental study on passive Soil Depressurisation System to prevent soil gaseous pollutants into building. *Building and Environment*, 45, 2400-2406.
- Abdelouhab, M., Collignan, B. and Allard, F., 2010.** Analytical and Numerical quantification of air flows through the ground to study the impact of gaseous soil pollutants on Indoor Air, first results. In : Proceedings of *Clima2010- 10th REHVA world congress "Sustainable Energy Use in Buildings"*, 9-12 May, Antalya- Turquie.
- Abreu, L.D.V. and Johnson, P.C., 2005.** Effect of vapor source- building separation and building construction on soil vapor intrusion as studied with a three- dimensional numerical model. *Environmental Science & Technology*, vol. 39 p. 4550-4561.
- Adebayo, A. and King, b., 2006.** Health hazard evaluation report 2005-0271-2996. *Nationale Institute for Occupational Safety and Health (NIOSH)*.
- AFPC-AFREM, 1997.** groupe durabilité des bétons: Mode opératoire, essai de perméabilité au gaz du béton durci, compte-rendu des journées techniques AFPC-AFREM, durabilité des bétons, "méthodes recommandées pour la mesure des grandeurs associées à la durabilité. Toulouse, 11-12 Décembre, 125-134.
- Akoua, J.J., 2004.** Appréciation de l'efficacité de la ventilation pour l'étude de la qualité de l'air intérieur. *Thèse de doctorat de génie civil soutenue le 24 Octobre 2004, Université de La Rochelle - CSTB Marne la Vallée*, 187 p.
- Allard, F., 1998.** Natural ventilation in buildings. *James & James, London*. 356 p.
- Allard, F. and Rodriguez, E.A., 1992.** Coupling COMIS airflow model with other transfer phenomena. *Energy and Buildings*, 18,147-157.
- AArvela, H., 2001.** Experiences in radon-safe building in Finland. *The Science of The Total Environment*, 272 (1-3), 169-174.
- ASTM, 1998.** Technical & Professional training. RBCA Fate and Transport Models: Compendium and Selection Guidance, 104p.
- Awbi, H.B., 1991.** Ventilation of buildings. *Ed: E & FN SPON., London. New york. Tokyo. Melbourne. Madras*. 313 p.
- Awbi, H.B., 2003.** Ventilation of buildings. *Second edition, Taylor and Francis (E&FN spon)*, 522 p.

- Baker, P.H., Sharples, S. and Ward, I.C., 1987.** Air flow through cracks. *Building and Environment*, 22 (4), 293-304.
- Baker, P.H., Sharples, S. and Ward, I.C., 1987.** Air flow through cracks. *Building and Environment*, 22 (4), 293-304.
- Bakker, J., Lijzen, J.P.A. and van Wijnen, H.J., 2008.** Site-specific human risk assessment of soil contamination with volatile compounds. *RIVM (National Institute of Public Health and the Environment Bilthoven, the Netherlands) report n° 711701049*, 140 p.
- Baroghel-Bouny, V., 2005.** Nouvelle approche de la durabilité du béton. Indicateurs et méthodes. *Technique de l'ingénieur*, C2245, 14 p.
- Baroghel-Bouny, V., Mainguy, M., Lassabatere, T. and Coussy, O., 1999.** Characterization and identification of equilibrium and transfer moisture properties for ordinary and high-performance cementitious materials. *Cement and Concrete Research*, 29 (8), 1225.
- Billon, S., Morin, A., Caër, S., Baysson, H., Gambard, J.P., Backe, J.C., Rannou, A., Tirmarche, M. and Laurier, D., 2005.** French population exposure to radon, terrestrial gamma and cosmic rays. *Radiation Protection Dosimetry*, 113 (3), 314-320.
- Bongué Boma, M., 2007.** Modélisation de la fissuration pour l'évaluation de la perte d'étanchéité des structures en béton armé sous chargement mécanique. Thèse de Doctorat en structure et matériaux. *Ecole Nationale des Ponts et Chaussées*, 264 p.
- Bonnard, R., 2002.** Evaluation détaillées des risques pour la santé. Fiches techniques de présentations des modèles d'exposition aux sols pollués. *RBCA TOOL KIT*, INERIS.
- Bonnefous, Y., 1992.** Etude numérique des systèmes de ventilation du sol pour diminuer la concentration en radon dans l'habitat. Thèse de doctorat en *Génie Civil: sols, matériaux, Structures et Physique du bâtiment*, *Institut National des Sciences Appliquées de Lyon*, 256 p.
- Bradley, H.T., Harrison, J. and Sextro, R.G., 1991.** Performance of radon control systems. *Energy and Buildings*, 17, 157-175.
- BRE, 1992.** Radon: Guidance measures for new dwellings. *Building Research Establishment*, UK. 1991, Rev. 1992.
- Brüel&Kjaer, 1991.** Instructions Echantillonneur et doseur multipoint Type 1303. Brüel & Kjaer, July 1991. + Instruction manual vol. 2- Interface manual: Multi-gas monitor Type 1302. Brüel & Kjaer, March 1991.
- Brüel&Kjaer, 1992.** Documentation technique: logiciel d'application type 7620 pour la surveillance des gaz et mesure d eventilation par gaz traceur. VOL. 1: Mode opératoire. Brüel & Kjaer, décembre 1992.
- Brunt, D., 1952.** Physical and dynamical meteorology. *Cambridge University Press*, 2nd Edition, 428 p.

- CEN, 2001.** NF EN 13829: Performance thermique des bâtiments - Détermination de la perméabilité à l'air des bâtiments -Méthode de pressurisation par ventilateur (Indice de classement: P50-759). *Comité Européen de Normalisation*, Février 2001.
- Chen, J., Ly, J., Schroth, E., Hnatiuk, S., Frenette, E. and Blain, M.F., 2009.** Radon diffusion coefficients of vapour-barrier membranes used in canadian building construction. *Radiation and Environmental Biophysics*, 48 (2), 153-158.
- Collignan, B., Abdelouhab, M. and Allard, F., 2008.** Experimental study on passive sub-slab depressurisation system. In: Proceedings of the American Association of Radon Scientists and Technologists. *AARST's.18th International Radon symposium*, 14-17 September, 2008, Las Vegas, USA.
- Collignan, B. and Millet, J.R., 1999.** Réduire la concentration en radon dans les bâtiments de solutions techniques. *Cahier du CSTB*.
- Collignan, B. and O'Kelly, P., 2003.** Dimensioning of soil depressurisation system for radon remediation in existing building. In: Proceedings of *healthy building conference*, 7-11 December 2003, Singapore.
- Collignan, B., O'Kelly, P. and Pilch, P., 2004.** Basement depressurisation using dwelling mechanical ventilation system. In: *4th European conference on protection against radon at home and at work*, 28 June- 2 July 2004, Praha, Czech Republic.
- Collignan, B. and Sullerot, B., 2008.** Le radon dans les bâtiments: guide pour la remédiation dans les constructions existantes et la prévention dans les constructions neuves, *Guide technique*, ed. CSTB.
- Connor, J.A., Newell, c.J. and Malander, M.W., 1996.** Parameter estimation guidelines for Risk-Based Corrective Action (RBCA) modeling. Groundwater Services, Inc. *NGWA Petroleum Hydrocarbons Conference*. Houston, Texas.
- Corey, A.T. and Auvermann, B.W., 2003.** Transport by advection and diffusion revisited. *Vadose Zone Journal*, 2, 655-663.
- Cozmuta, I. and van der Graaf, E.R., 2001.** Methods for measuring diffusion coefficients of radon in building materials. *The Science of The Total Environment*, 272 (1-3), 323-335.
- Cripps, A.J., 1998.** Air infiltration and ventilation centre: Modeling and measurement of soil gas flow. *AIVC 11619, Construction Research communication Ltd*.
- Dal Pont, S., 2004.** Lien entre la perméabilité et l'endommagement dans les bétons à haute température. Thèse de Doctorat. *ENPC*, 222.
- Daoud, W.Z. and Renken, K.J., 2001.** Laboratory assessment of flexible thin-film membranes as a passive barrier to radon gas diffusion. *The Science of The Total Environment*, 272 (1-3), 127-135.

- Darby, S., Hill, D., Auvinen, A., Barros-Dios, J.M., Baysson, H., Bochicchio, F., Deo, H., Falk, R., Forastiere, F., Hakama, M., Heid, I., Kreienbrock, L., Kreuzer, M., Lagarde, F., Mäkeläinen, I., Murhead, C., Oberaigner, W., Pershagen, G., Ruano-Ravina, A., Ruosteenoja, E., Rosario, A.S., Tirmarche, M., Tomabek, L., Whitley, E., Wichmann, H.E. and Doll, R., 2007.** Exposition au radon dans les habitations et risque de cancer du poumon: analyse conjointe des données individuelles de 13 études cas-témoins européennes. *Bulletin épidémiologique hebdomadaire (BEH): Numéro thématique- Impact sanitaire du radon domestique: de la connaissance à l'action*, InVS.
- Dhir, R.K., Hewlett, P.C. and Chan, Y.N., 1989.** Near surface characteristics of concrete: intrinsic permeability. *Magazine of Concrete Research*, 41, 87-97.
- DOH, 2006.** Guidance for Evaluating Soil Vapor Intrusion in the State of New York. Prepared by: *New York State Department Of Health, Center for Environmental Health, Bureau of Environmental Exposure Investigation*.
- Dumont, R.S. and Figley, D.A., 1998.** Digest de la construction au Canada. CBD-247-F. Infiltration de radon dans les maisons. Publié à l'origine en 1988 par: *Le Conseil National de Recherche au Canada*.
- Durand, M., 2006.** Indoor air pollution caused by geothermal gases. *Building and Environment*, 41, 1607-1610.
- Durand, M. and Bradley, J.S., 2005.** Geothermal ground gas emissions and indoor air pollution in Rotorua, New Zealand. *Science of the total Environment*, 345, 69-80.
- El-dieb, A.S. and Hooton, R.D., 1995.** Water-permeability measurement of high performance concrete using a high-pressure triaxial cell. *Cement and Concrete Research*, 25 (6), 1199-1208.
- Ferguson, C.C., Krylov, V.V. and McGrath, P.T., 1995.** Contamination of indoor air by toxic soil vapours: a screening risk assessment model. *Building and Environment*, 30 (3), 375-383.
- Fernández, P.L., Quindós, L.S., Sainz, C. and Gómez, J., 2004.** A theoretical approach to the measurement of radon diffusion and adsorption coefficients in radonproof membranes. *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research Section B: Beam Interactions with Materials and Atoms*, 217 (1), 167-176.
- Feustel, H. 1990.** Fundamentals of the multizone air flow model- COMIS. Technical note AIVC 29. *Air Infiltration and Ventilation*.
- Garbesi, K. and Sextro, R.G., 1989.** Modeling and field evidence of pressure-driven entry of soil gas into a house through permeable below-grade walls. *Environ. Sci. Technol.*, 23 (12), 1481-1487.
- Grasberger, S. and Meschke, G., 2000.** A hygro-thermal-poroplastic damage model for durability analyses of concrete structures. *Proceedings ECCOMAS, Barcelona, 11-14 September, 2000*.

- Hannoura, A.A. and Barends, F., 1981.** Non-Darcy flow: A state of the art. In: Proceedings of Euromech 143, Delft, 2-4 September 1981.
- Hazebrouck, B., Gay, G. and Bureau, J., 2005.** Etude des modèles d'évaluation de l'exposition et des risques liés au sol pollués: Modélisation du transfert de vapeurs du sous-sol ou du vide sanitaire vers l'air intérieur. *Rapport d'étude*, INERIS.
- Herrlin, M.K. and Allard, F., 1992.** Solution methods for the air balance in multizone buildings. *Energy and Building*, 18, 159-170.
- Hers, I., Zapf-Gilje, R., Evans, D., and Li, L., 2002.** Comparison, Validation, and use of models for predicting Indoor Air Quality from soil and groundwater contamination. *Soil and Sediment Contamination*, 11(4), 491-527.
- Heuzé, G., 2002.** Evaluation détaillée des risques pour la santé. Fiches techniques de présentation des modèles d'exposition aux sols pollués. HESP (Human Exposure to Soil Pollutants), INERIS.
- Jason, L., 2004.** Relation endommagement perméabilité pour les bétons: applications aux calculs des structures. Thèse de Doctorat en génie civil. Université de Nantes. 218p.
- Jiraneck, M. and Fronka, A., 2008.** New technique for the determination of radon diffusion coefficient in radon-proof membranes. *Radiation Protection Dosimetry*, 130 (1), 22-25.
- Jiraneck, M. and Hulka, J., 1999.** Applicability of various insulating Materials for radon barriers. *Radon in the Living Environment*, Athens, Greece, 439-448.
- Jiraneck, M. and Hulka, J., 2001.** Applicability of various insulating materials for radon barriers. *The Science of The Total Environment*, 272, 79-84.
- Jiraneck, M., Rovenska, K. and Fronka, A., 2008.** Radon diffusion coefficient- A material property determining the applicability of waterproof membranes as radon barriers. In: *Proceedings of American Association of Radon scientists and Technologists. AARST's.18th International Radon symposium*, 14-17 September, 2008, Las Vegas, USA.
- Jiraneck, M. and Svoboda, Z., 2009.** Transient radon diffusion through radon-proof membranes: A new technique for more precise determination of the radon diffusion coefficient. *Building and Environment*, 44 (6), 1318-1327.
- Johnson, P.C., 2002.** Identification of critical parameters for the Johnson and Ettinger (1991) Vapor intrusion model. *American Petroleum Institute*, N°17.
- Johnson, P.C. and Ettinger, R.A., 1991.** Heuristic model for predicting the intrusion rate of contaminant vapors into buildings. *Environmental Science and Technology*, 25 (8), 1445-1452.
- Jury, W.A., Russo, D., Streile, G. and El Abd, H., 1990.** Evaluation of volatilization by organic chemicals residing below the soil surface. *Water Resources Research*, 26 (1), 13-20.

- Jury, W.A., Spencer, W.F. and Farmer, W.J., 1983.** Behavior assessment model for trace organics in soil: I. Model description. *Journal of Environmental Quality*, 12 (4), 558-564.
- Kanare, H.M., 2008.** Concrete floors and moisture. *EB119, Portland Cement Association, Skokie, Illinois, and National Ready Road Mixed Concrete Association, Silver Spring, Maryland, USA, 2008*, 176 p.
- Keskikuru, T., Kokotti, H., Lammi, S. and Kalliokoski, P., 2000.** Variation of radon entry rate into two detached houses. *Atmospheric Environment*, 34 (28), 4819-4828.
- Keskikuru, T., Kokotti, H., Lammi, S. and Kalliokoski, P., 2001.** Effect of various factors on the rate of radon entry into two different types of houses. *Building and Environment*, 36 (10), 1091-1098.
- Koffi, J., 2009.** Analyse multicritère des stratégies de ventilation en maisons individuelles. *Thèse de doctorat en Génie Civil soutenue le 08 Juillet 2009, Université de la Rochelle - CSTB Marne la vallée*, 224 p.
- Koffi, J., Allard, F. and Akoua, J.J., 2010.** Experimental validation of a numerical multizone airflow and pollutant transfer model. In: *Proceedings of Clima2010- "10th REHVA world congress- Sustainable energy Use in Buildings"*, 9-12 May, Antalya, Turkey.
- Kollek, J.J., 1989.** The determination of the permeability on concrete to oxygen by the Cembureau method- a recommendation. *Materials and Structures*, 22, 225-230.
- Kreith, F. and Bohn, M.S., 2001.** Principles of heat transfer. *6th édition, Brooks/Cole*.
- Krylov, V.V. and Ferguson, C.C., 1997.** Contamination of Indoor Air by toxic soil vapours: the effects of subfloor ventilation and other protective measures. *Building and Environment*, 33(6), 331-347.
- Laghcha, A., 2006.** Contribution à l'étude des transferts gazeux et liquide au sein des parois en béton endommagées sous sollicitation thermo-hydrrique. *Thèse de Doctorat en Génie civil. INSA de Lyon*, 212 p.
- Laghcha, A., Debicki, G. and Masson, B., 2008.** Mass transport through concrete walls subjected to high temperature and gas pressure. *Structural Concrete*, 9 (1), 55-61.
- Lajoie, P., Leclerc, J.M. and Schnebelen, 2006.** La ventilation des bâtiments d'habitation: impact sur la santé respiratoire des habitants. *Institut national de santé publique*.
- Laurier, D., Vacquier, B., Leuraud, K., Caër, S., Acker, A. and Tirmarche, M., 2007.** Risques associés au radon: l'apport des études de mineurs. *Bulletin épidémiologique hebdomadaire*, 15 mai 2007/n° 18-19.
- Mäkeläinen, I., Arvela, H. and Voutilainen, A., 2001.** Correlations between radon concentration and indoor gamma dose rate, soil permeability and dwelling substructure and ventilation. *Science of the Total Environment*, 272(1-3), 283-289.

- MATLAB, 2005.** The language of technical computing. Version 7.4. *The MathWorks Inc., MA., USA.*
- Mayer, G., Jacobs, F. and Wittmann, F.H., 1992.** Experimental determination and numerical simulation of the permeability of cementitious materials. *Nuclear Engineering and Design*, 138, 171-177.
- Millington, R.J., 1959.** Gas diffusion in porous media. *Science*, 130 (3367), 100-102.
- Mindeguia, J.C., 2009.** Contribution expérimentale à la compréhension des risques d'instabilité thermique des bétons. Thèse de doctorat en Génie civil. *Université de Pau et des pays de l'Adour*, 234 p.
- Moldrup, P., Olesen, T., Komatsu, T., Schønning, P. and Rolston, D.E., 2001.** Tortuosity, diffusivity, and permeability in the soil liquid and gaseous phases. *Soil Science Society of America Journal*, 65, 613-623.
- Moldrup, P., Olesen, T., Rolston, D.E. and Yamaguchi, T., 1997.** Modeling diffusion and reaction in soil: VII. Predicting gas and ion diffusivity in unsaturated and sieved soil. *soil Science*, 162, 632-640.
- Moldrup, P., Olesena, T., Gamsta, J., Schjønningb, P., Yamaguchic, T. and Rolston, D.E., 2000.** Predicting the Gas Diffusion Coefficient in Repacked Soil Water-Induced Linear Reduction Model. *Soil Science Society of America Journal*, 64, 1588-1594.
- Mora, L., 2003.** Prédiction des performances thermo-aéraulique des bâtiments par association de modèles de différents niveaux de finesse au sein d'un environnement orienté objet. *Thèse de doctorat présenté devant l'université de La Rochelle le 19 Septembre 2003*, 222,
- Msaad, Y., 2005.** Analyse des mécanismes d'écaillage du béton soumis à des températures élevées. Thèse de Doctorat. *ENPC, Institut Navier*, 202p.
- Musy, M., 1999.** Génération automatique de modèle zonaux pour l'étude du comportement thermo-aéraulique des bâtiments. *Thèse de doctorat en Génie Civil, présenté devant l'université de La Rochelle*, 281p.
- Nazaroff, W.W., 1988a.** Entry by pressure-driven flow or molecular diffusion? A reassessment on ²²²Rn concentrations measured in an energy-efficient house. *Healthy Physics*, 55 (6), 1005-1014.
- Nazaroff, W.W., 1988b.** Predicting the rate of ²²²Rn entry from soil into the basement of a dwelling due to pressure-driven air flow. *Radiation Protection Dosimetry*, 24 (1), 199-202.
- Nazaroff, W.W., 1992.** Radon transport from soil to air. *Review of Geophysics*, 30 (2), 137-160.

Nazaroff, W.W., Feustel, H., Nero, A.V., Revzan, K.L., Grimsrud, D.T., Essling, M.A. and Toohey, R.E., 1985. Radon transport into a detached one-story house with a basement. *Atmospheric Environment*, 19 (1), 31-46.

Nazaroff, W.W. and Sextro, R.G., 1989. Technique for measuring the indoor ²²²Rn source potentiel of soil. *Environmental Science & Technology*, 23, 451-458.

NEN 2690, 1991. Norme néerlandaise: La perméabilité à l'air des immeubles. Méthode de mesure du débit d'air spécifique entre le vide sanitaire et l'habitation. N°. NEN 2690 1991 0001 2-23 [3646], 1^{ère} édition, août 1991.

NF EN ISO 13370, 2008. Performance thermique des bâtiments- transfert de chaleur par le sol- méthode de calcul. Norme française reproduisant intégralement la norme internationale ISO 13370:2007. *Editée et diffusée par l'Association Française de NORmalisation (AFNOR).*

NIOSH, 2003. Pocket guide to chemical hazards. *National Institute of Occupational Safety and Health.*

NRC (National Research Council), 1998. Comitte on the Biological Effects of Ionizing Radiation Health Effects of Exposure to Low Levels of Radon BEIR VI. *Washington, DC: National Academy Press.*

Odeh, A.M., Abu-El-Sha'r, W.i. and Al-Ruzouq, R., 2006. Gas transport through concrete slabs. *Building and Environment*, 41, 492-500.

Olson, D.A. and Corsi, R.L., 2001. Characterizing exposure to chemicals from soil vapor intrusion using a two-compartment model. *Atmospheric Environment*, 35, 4201-4209.

OMS, Juin 2005. Radon et cancer.

Orlando, P., Trenta, R., Bruno, M., Orlando, C., Ratti, A., Ferrari, S. and Piardi, S., 2004. A study about remedial measures to reduce ²²²Rn concentration in an experimental building. *Journal of Environmental Radioactivity*, 73 (3), 257-265.

Patterson, B.M. and Davis, G.B., 2009. Quantification of vapor intrusion pathways into a slab-on-ground building under varying environmental conditions. *Environmental Science and Technolog*, 43, 650-656.

Penman, H.L., 1940. Gas and vapor movements in the soil. I. The diffusion of vapors through porous solids. *The Journal of Agricultural Science*, 30, 437-462.

Perez Sanchez, M., Allard, F. and Achard, G., 1988. Thermal coupling between the ground and slab-on-ground buildings. *Building and Environment*, 23 (3), 233-242.

Perraton, D., Aïtcin, P.C. and Carles-Gibergues, A., 1999. Mesure de la perméabilité au gaz des bétons: perméabilité apparente et perméabilité intrinsèque. Partie I- Validation des concepts de Carman et de Klinkenberg dans le cas d'un BHP; PartielI- Etude de l'influence de la taille des éprouvettes et de la variabilité des résultats dans le cas d'un BHP. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, n°221, 69-87.

PHYSIBEL, 2007; Trisco & Kobru86 computer program to calculate 3D & 2D steady state heat transfer in rectangular objects., *version 11.0w*.

Picandet, V., 2001. Influence de l'endommagement mécanique sur la perméabilité et sur la diffusivité hydrique des bétons. Thèse de doctorat en Génie civil. *Université de Nantes*, 233p.

Picandet, V., Khelidj, A. and Bastian, G., 2001. Effect of axial compressive damage on gas permeability of ordinary and high-performance concrete. *Cement and Concrete Research*, 31 (11), 1525-1532.

Renault, P., Parry, S., Sierra, J. and Bidel, L., 1997. Les transferts de gaz dans les sols: implications environnementales et agronomiques = Soil gas transfers: environmental and agronomical implications. *Courrier de l'environnement de l'INRA*, 30, 33-55.

Renken, K.J. and Rosenberg, T., 1996. Laboratory measurements of the transport of radon gas through concrete samples. *Health Physics*, 68 (6), 800-808.

Revzan, K.L., Fisk, W.J. and Gadgil, A.J., 1991. Modelling rado entry into houses with basements: model description and verification. *Indoor Air*, 2, 173-189.

Ribéron, J., 1991. Guide méthodologique pour la mesure d ela perméabilité à l'air des enveloppes de bâtiments. *Cahier du CSTB, livraison 319*, mai 1991.

Riberon, J. and Millet, J.R., 2004. Impact des systèmes de ventilation sur la qualité de l'air intérieur. Rapport final. Document CSTB n° DDD/CVA-04-102R, septembre 2004.

Riberon, J. and O'Kelly, P., 2002. MARIA: an experimental tool at the service of indoor air quality in housing sector. *Indoor Air 2002*, Monterey (California), 30 June- 5 July.

Riley, W.J., 1996. Wind-induced contaminant transport in near-surface soils with application to radon entry into buildings. *Departments of engeneering-Civil and En vironmental, university of California at Berkeley*, 265p.

Riley, W.J., Gadgil, A.J., Bonnefous, Y.C. and Nazaroff, W.W., 1996. The effect of steady winds on radon-222 entry from soil into houses. *Atmospheric Environment*, 30 (7), 1167-1176.

Riley, W.J., Robinson, A.L., Gadgil, A.J. and Nazaroff, W.W., 1999. Effects of variable wind speed and direction on radon transport from soil into buildings: model development and exploratory results. *Atmospheric Environment*, 33 (14), 2157-2168.

Robinson, A.L., 1996. Radon entry into buildings: Effects of atmospheric pressure fluctuations and building structural factors. Ph.D. Thesis. *Department of Mechanical Engineering, University of California at Berkeley*, 274p.

Robinson, A.L., Sextro, R.G. and Riley, W.J., 1997. Soil-gas entry into houses driven by atmospheric pressure fluctuations--The influence of soil properties. *Atmospheric Environment*, 31 (10), 1487-1495.

- Roulet, C.A., 2004.** Santé et qualité de l'environnement intérieur dans les bâtiments. *PPUR: Presses Polytechniques et Universitaires romandes, Lausanne*. 368 p.
- Savovic, S. and Djordjevich, A., 2008.** Numerical solution of the diffusion equation describing the flow of radon through concrete SEQ CHAPTER. *Applied Radiation and Isotopes*, 66 (4), 552-555.
- Scheidegges, A.E., 1974.** The physics of flow through porous media. 3rd ed., sct. 6.3, University of Toronto Press, Toronto.
- Scivyer, C., 1993.** Surveying dwelling with high indoor radon lvels: a BRE guide to radon remedial measures in existing dwellings. *Construction Research Publications*, London.
- Scivyer, C., 2007.** Radon: guidance on protective measures for new buildings (BR211). *Garston: BRE Press*.
- Scott, A.G., 1985.** A computer model study of soil gas movement into buildings, Report No. 1389/1333, Department of Health and Welfare, Ottawa, Ontario, Canada.
- Sextro, R.G., 1987.** Understanding the origin of radon indoors--Building a predictive capability. *Atmospheric Environment (1967)*, 21 (2), 431-438.
- Shell Global Solutions, 1995.** The concepts of HESP. Reference manual, Human exposure to soil pollutants, version 2.10b. Jan 1995.
- Silka, L.R., 1988.** Simulation of vapor transport through the unsaturated zone- Interpretation of soil-gas surveys. *Ground Water Monitoring and Remediation*, 8, 115-123.
- SIMBAD, 2005.** Building and HVAC toolbox, Version 4.0. CSTB, France.
- SIMULINK, 2000.** Dynamic system simulation for MATLAB, Version 6.0, *The MathWorks Inc., Ma., USA*.
- Sugiyama, T., Bremner, T.W., Holm, T.A., 1996.** Effect of stress on gas permeability in concrete. *ACI Materials Journal*, 93 (5), 443-450.
- Sverdrup, H.U., 1939.** Second note on the logarithmic law of wind structure near the ground. *Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society*, 65 (278), 57-60.
- Th-U, 2005.** Réglementation thermique 2005. Edité par le CSTB.
- Tillman Jr, F.D. and Weaver, J.W., 2007.** Temporal moisture content variability beneath and external to a building and the potential effects on vapor intrusion risk assessment. *Science of the Total Environment*, 379, 1-15.
- Tillman Jr, F.D. and Weaver, J.W., 2006.** Uncertainty from synergistic effects of multiple parameters in the Jonhson and Ettinger (1991) vapor intrusion model. *Atmospheric Environnment*, 40, 4098-4112.
- USEPA, 1993.** Radon reduction techniques for existing detached houses. Technical guidance for Active Soil Depressurisation systems. 3rd ed. *USEPA, EPA/625/R-93/011*.

- USEPA, 2002.** Oswer draft guidance for evaluating the vapour intrusion to indoor air pathway from groundwater and soils (subsurface vapour intrusion guidance). November. EPA530-D-02-004.
- USEPA, 2003.** User's guide for evaluating subsurface vapour intrusion into buildings. Prepared by *Environmental Quality Management, Inc.* Revised February, 2004.
- Van den Berg, R., 1994.** Human exposure to soil contamination: a qualitative and quantitative analysis towards proposals for humantoxicological intervention values (partly revised edition). *National Institute of Public Health and Environmental Protection, Bithoven, The Netherlands. Report 755201011. April 1991/January 1994.*
- Van Wijnen, H.J. and Lijzen, J.P.A., 2006.** Validation of the VOLASOIL model using air measurements from Dutch contaminated sites. Concentrations of four chlorinated compounds. *RIVM report 711701041/2006,*
- Veerkamp, W. and Ten Berge, W., 1994.** The concepts of HEPS. Reference manual, Human exposure to soil pollutants, version 2.10a. *Shell International Petroleum Maatschapij, The Hague, 1 September, 1994.*
- Verdier, J. and Carcassès, M., 2004.** Equivalent gas permeability of concrete samples subjected to drying. *Magazine of Concrete Research*, Vol. 56 (4), pp. 223-230.
- Villain, G., Baroghel-Bouny, V., Kounkou, C. and Hua, C., 2001.** Mesure de la perméabilité aux gaz en fonction du taux de saturation des bétons. *Revue Française de Génie Civil*, 5 (2-3), 251-268.
- Waitz, M.F.W., Freijer, J.I., Kreule, P. and Swartjes, F.A., 1996.** The VOLASOIL risk assessment model based on CSOIL for soils contaminated with volatile compounds. *National Institute of Public Health and the Environment Bilthoven, the Netherlands. RIVM, Report no. 715810014,*
- Wang, G., Brederode, S., Reckhorn, F. and Grathwohl, P., 2003.** Volatile organic compounds volatilization from multicomponent organic liquids and diffusion in unsaturated porous media. *Vadose Zone Journal*, 2, 692-701.
- Ward, D.C., Borak, T.B. and Gadd, M.S., 1993.** Characterization of ²²²Rn entry into a basement structure surrounded by low-permeability soil. *Health Physics*, 65 (1), 1-11.
- Warren, P., 2000.** Multizone air flow modelling (COMIS): technical sythesis report. IEA ECBCS Annex 23, 06/2000.
- Wilkinson, P. and Dimbylow, P.J., 1985.** Radon diffusion modelling. *The Science of The Total Environment*, 45 227-232.
- Woloszyn, M., 1999.** Modélisation hygro-thermo-aéraulique des bâtiments multizones: proposition d'une stratégie de résolution du système couple. *Thèse de doctorat en Génie Civil soutenu devant l'institut national des sciences appliquées de Lyon, 236p.*

Yssorche, M.P. and Olivier, J.P., 1999. La microfissuration d'auto-dessiccation et la durabilité des BHP et BTHP. *Materials and Structures*, 32, 14-21.

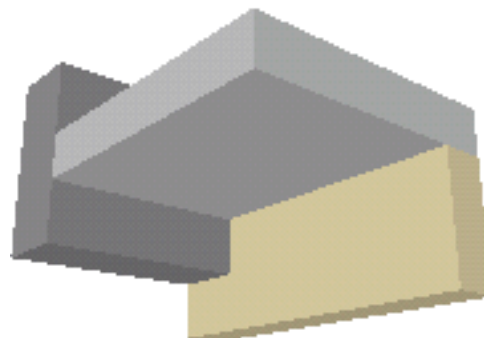
Zeeb, H. and Carr, Z., 2007. Radon et cancer du poumon: appel a une politique de santé publique. *Numéro thématique- Impact sanitaire du radon domestique: de la connaissance à l'action. Bulletin épidémiologique hebdomadaire (BEH)*, 15 mai 2007/ n°18-19.

ANNEXES

ANNEXE A : PRESENTATION DU CODE NUMERIQUE 'TRISCO'

Modèle

Modéliser des objets avec des blocs rectangulaires,
Par superposition dans l'espace un nombre minimum de bloc est nécessaire,
Les parties formant l'objet peuvent être copiés, transformés et reproduit,
Il est possible d'inclure des dessins 2D AutoCAD via des fichiers DXF.



Matériel

Les propriétés du matériel (conductivité thermique, émissivité de surface) sont liées aux couleurs,
Un calcul automatique de conductivité thermique équivalente est appliqué afin de modéliser les cavités d'air comme matériel.

Conditions aux limites

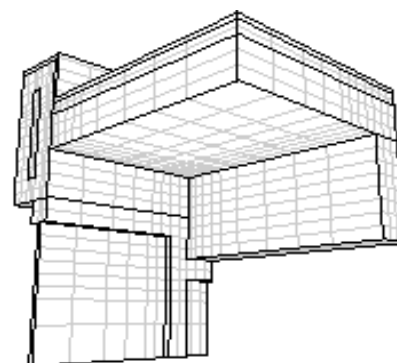
Conditions aux limites de surface (à l'environnement ou entre les matériaux),
Conditions aux limites de volume (matériel avec une température fixe ou une densité de chaleur),
Conditions aux limites de point (température fixe).

Le module RADCON pour TRISCO

Radiation fondée sur les facteurs visibles,
Convection calculée sur la base des coefficients de transfert de chaleur convective,
Matériaux transparents pour les petites cavités : conduction + radiation.

Maillage

Grille rectangulaire d'un système à noeuds à travers les surfaces des blocs,
Fonctions de raffinement de maillage.



Solveur

Solution rapide et stable, obtenue par itération,
Nombre illimité de noeuds, proportionnel à la mémoire installée,
Problème non-linéaire, résolu à travers des cycles d'itération.

Sortie

Graphique représentant des isothermes et des isoflux,
Texte de sortie des températures et des flux de chaleur,

Calcul de la transmittance thermique et les propriétés du pont thermique.

Applications

Analyse de pont thermique : calcul de perte de chaleur, condensation de surface (ISO/FDIS 10211),

Transmittance thermique des composants du bâtiment (EN ISO 6946),

Performance thermique des fenêtres, portes et volets (EN ISO 10077-2).

ANNEXE B : EXEMPLE DES RESULTATS MENSUEL DU S.D.S. NATUREL (MOIS DE MARS)

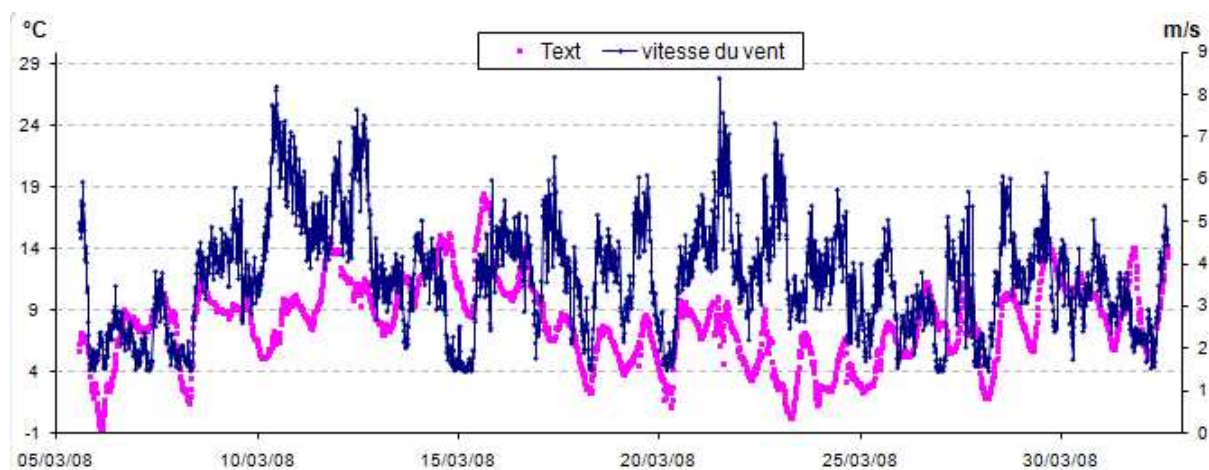


Figure A : Evolution temporelle de la température extérieure et la vitesse du vent au cours du mois de Mars.

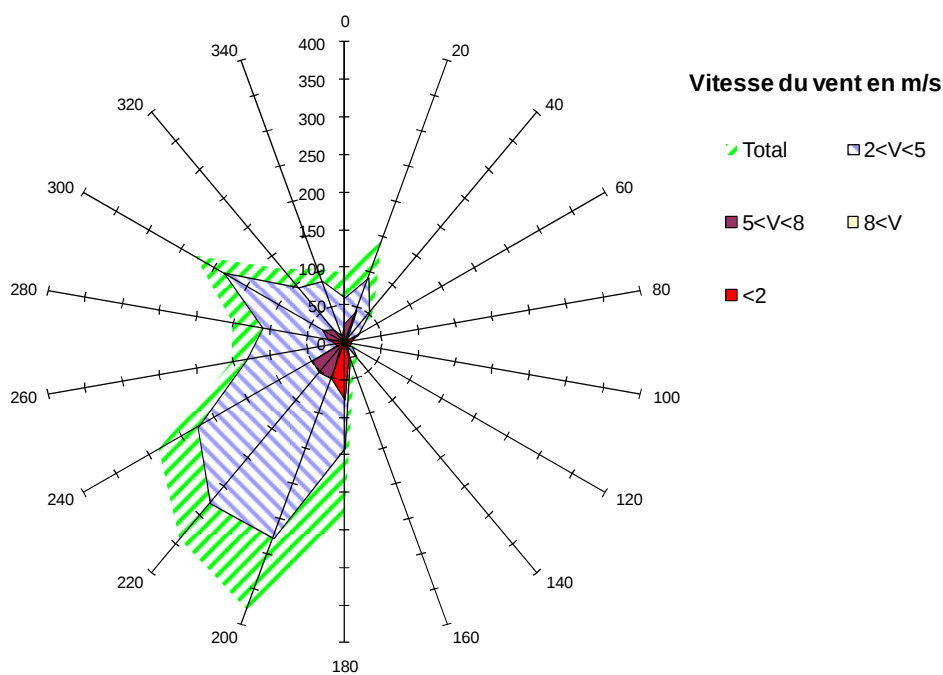


Figure B : La rose des vents du mois de Mars

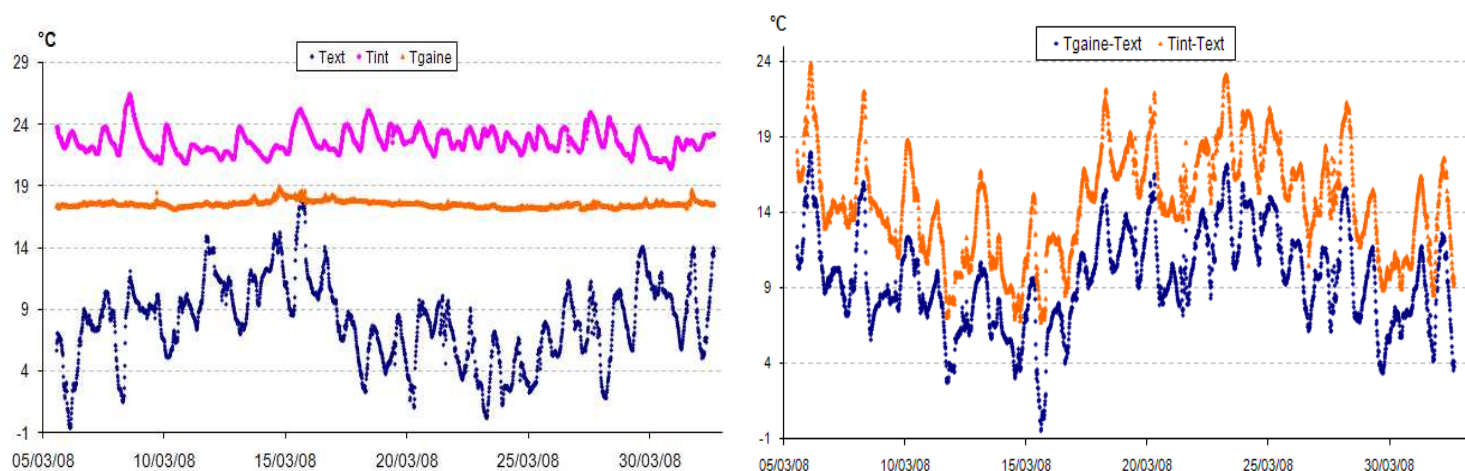


Figure C : Evolution des différentes températures : Température extérieure, température intérieure et température dans le conduit (à gauche). Evolution temporelle des différences de températures entre le conduit et l'extérieur et entre l'intérieur et l'extérieur (à droite).

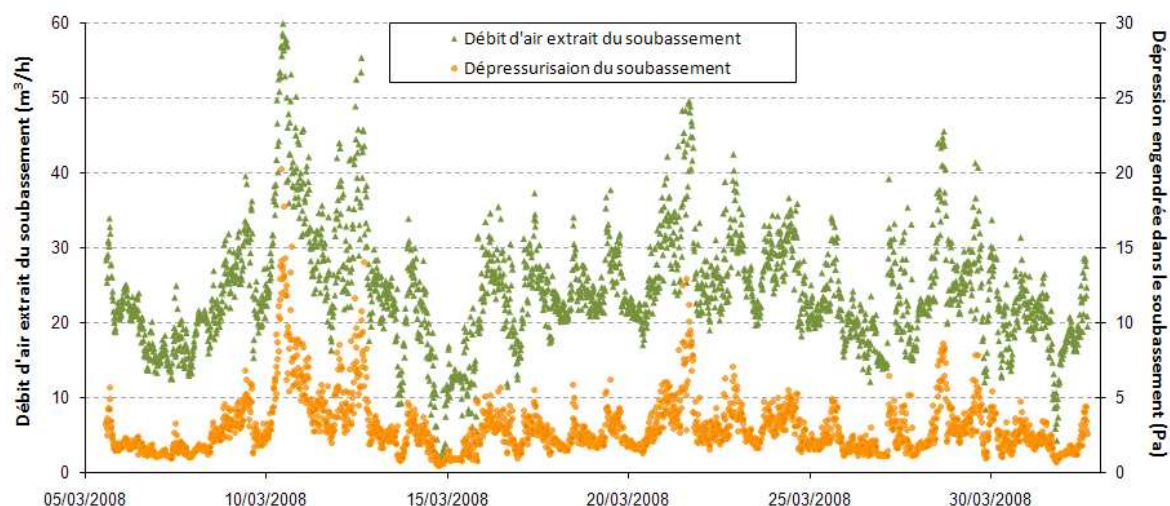


Figure D : Evolution temporelle du débit d'air extrait du soubassement et la dépressurisation dans le soubassement.

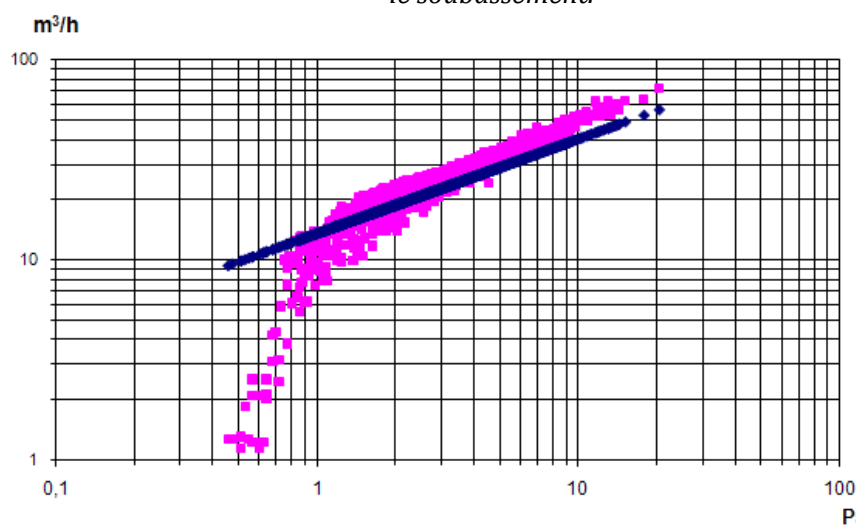


Figure E : Débits d'air extrait du soubassement en fonction de la dépression du soubassement.

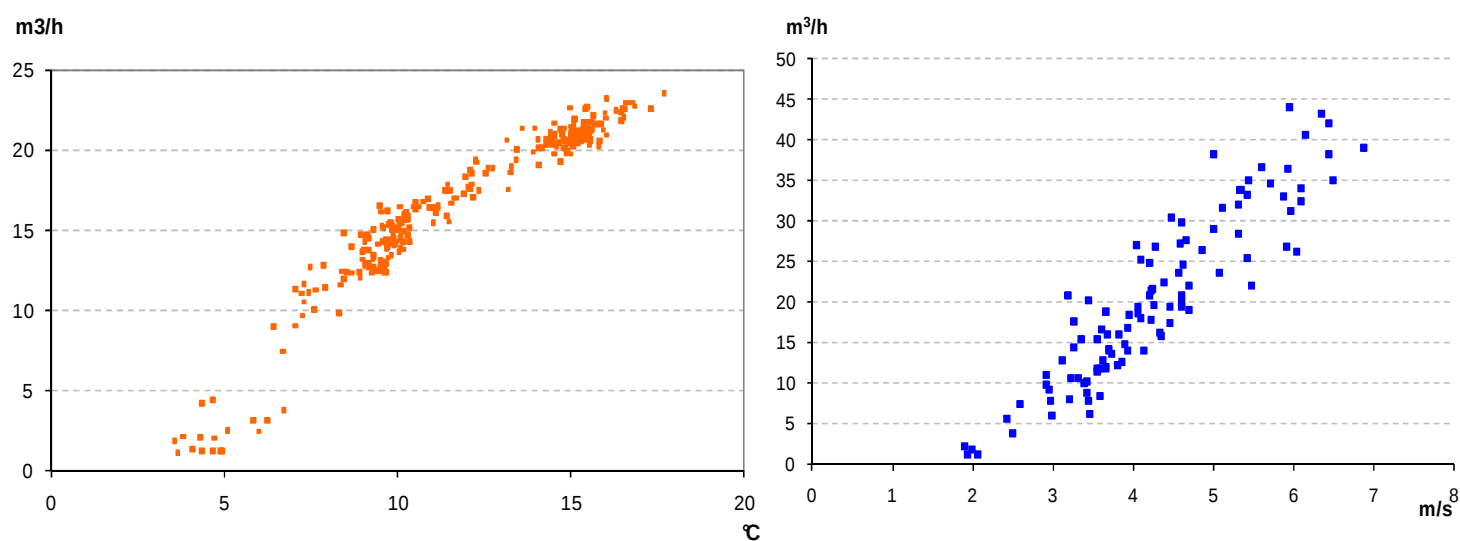


Figure F : Débits d'air en fonction de $(T_{\text{gain}} - T_{\text{ext}})$ pour des vents $< 2 \text{ m/s}$ (à gauche). Débits d'air en fonction de la vitesse du vent pour $DT < 4^\circ\text{C}$.

Contribution à l'étude du transfert des polluants gazeux entre le sol et les environnements intérieurs des bâtiments

Résumé :

Les outils d'évaluation des risques liés au transfert des polluants gazeux du sol vers les environnements intérieurs comportent de fortes incertitudes quant à la connaissance de certains paramètres et notamment ceux relatifs à l'interface sol-bâtiment : prise en compte des différentes typologies de soubassement, niveau de perméabilité des planchers bas. Ces incertitudes conduisent à une mauvaise estimation de l'impact de ces polluants gazeux sur la qualité d'air intérieur.

Afin de contribuer à l'amélioration des modèles d'évaluation pour la gestion des risques vis-à-vis des pollutions gazeuses venant du sol, cette thèse présente dans une première partie, une méthodologie de développement de modèles analytiques adaptés à la prise en compte de différents soubassements, afin de mieux appréhender le transfert de polluants gazeux entre le sol et le bâtiment. Ces modèles ont été développés sur la base d'une analogie avec le transfert des flux de chaleur entre le sol et le bâtiment. Ils traitent, tout particulièrement, des transferts d'air convectifs au niveau de l'interface sol-bâtiment pour différentes typologies de soubassement. Par la suite, les modèles analytiques développés ont été intégrés dans un modèle aérodynamique des bâtiments afin d'étudier l'impact des différentes typologies de soubassement sur l'entrée de polluants du sol et donc sur la qualité d'air intérieur résultante.

En parallèle, des travaux expérimentaux ont été entrepris afin de compléter la connaissance actuelle relative à la perméabilité à l'air des bétons fissurés, pour laquelle un manque de données a été constaté. D'autre part, les débits d'air convectifs allant du sol vers le bâtiment ont également été quantifiés de façon expérimentale à l'aide de la maison expérimentale 'MARIA' dont dispose le CSTB. Ce type de quantification constitue une première base de données expérimentale.

Enfin, une dernière partie de cette thèse traite de la réalisation d'un suivi expérimental annuel des performances d'un Système de Dépressurisation des Sols naturels, dans le but d'optimiser à terme les solutions de protection des bâtiments vis-à-vis des polluants gazeux du sol.

Mots clés : polluants gazeux du sol, transfert, air intérieur, modélisation, expérimentations in situ.

Contribution to the study of gaseous pollutants transfer between soil and indoor environments of buildings

Summary:

Risk assessment tools related to transfers of gaseous pollutant from soil to indoor environments present large uncertainties relative to the knowledge of certain parameters, particularly those relating to the soil-building interface: considering the different basement typology, permeability level of floor. These uncertainties lead to an inaccurate evaluation of the impact of gaseous pollutants on indoor air quality.

In order to contribute to the improvement of risk assessment models of gaseous pollutants from the soil, this work presents in a first part the development of analytical and numerical models. These models have been adapted to consider the different basement, in order to estimate the transfer of gaseous pollutants from the soil to the building. An analogy with heat transfer phenomena between soil and building is used to develop these models. They predict convective airflow transfers between soils and building, for different soil-building interface. Thereafter, the analytical model has been incorporated into an airflow model. This model enables us to study the impact of different types of basement on the entry of pollutants from soil and the indoor air quality.

Besides, experimental works have been made to complete the knowledge of concrete air permeability, because of a lack of data. Furthermore, the convective airflows from soil to building have been quantified experimentally. These airflows have been determined in the experimental house 'MARIA' installed in the CSTB. Such quantification constitutes the first experimental database.

Finally, the last part of this work shows a one-year follow-up study about the ability of natural Soil Depressurisation System. This study has been carried out to optimize the solutions of buildings protection from the soil gaseous pollutants.

Keywords: gaseous pollutants of soil, transfer, indoor air, modeling, full-scale experiments.



Centre Scientifique et Technique du Bâtiment

Laboratoire d'Etude des Phénomènes de transfert et de l'Instantanéité : Agro-industrie et Bâtiment (LEPTIAB)

Avenue Michel Crépeau
17042 LA ROCHELLE CEDEX 1

