

N° d'ordre : 41926

THESE DE DOCTORAT

présentée et soutenue publiquement à

**L'UNIVERSITE DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES DE
LILLE I**

pour obtenir le grade de

DOCTEUR

en Mécanique Energétique Matériaux

par **Hayriye GIDIK**

Réalisation d'un fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile intégrant des fils thermoélectriques : application à la mesure des transferts thermiques et hydriques

Soutenance prévue le 14 Décembre 2015 devant le jury d'examen

D.LECLERCQ	Président du jury
D.ADOLPHE	Rapporteur
L.VAN LANGENHOVE	Rapporteur
D.DUPONT	Directeur de Thèse
G.BEDEK	Encadrant de Thèse
D.LECLERCQ	Examineur
S.VARIERAS	Examineur

A la mémoire de Hayriye Başaran, Havva et Ali Gıdık

Remerciements

Je remercie tout d'abord Daniel Dupont et Gauthier Bedek pour m'avoir confié cette mission et suivie durant ces trois années. Sans leurs conseils et leur disponibilité, cette recherche n'aurait pas abouti telle qu'elle est présentée ici.

Je voudrais exprimer ma reconnaissance envers Madame Lieva Van Langenhove et Monsieur Dominique Adolphe pour avoir accepté de rapporter cette thèse, et également les membres du jury Madame Sabine Variéras et Monsieur Didier Leclercq pour leur disponibilité et leur disposition à juger ce travail. Je remercie les financeurs de cette thèse sans qui je n'aurais pas eu l'opportunité de réaliser mon doctorat, à savoir la région Nord/Pas-de-Calais et HEI Lille.

Que seraient des remerciements si je ne mentionnais pas les personnes côtoyées quotidiennement, qui ont rendu ce travail bien plus agréable et qui ont toujours été présentes pour moi. Je parle d'abord du département CTPI de HEI et notamment de l'équipe textile : Aude, Cezar, Denis, Edith, et Elena. Je remercie également tous les membres du GEMTEX et plus récemment les occupants de la Maison de la Science. Un grand merci à mes collègues et amis : Boris, Chloe, Constance, François, Maxime, Nicolas, et Yesim. Enfin, je tiens à remercier l'Université des Sciences et Technologies de Lille I, en particulier l'Institut d'Electronique et de Microélectronique du Nord (IEMN) (Didier Leclercq, et Pascal Godts).

Je remercie particulièrement mes parents (Hülya, Salih - sizi çok seviyorum, herşey için çok teşekkürler) et ma sœur Nadide qui m'ont soutenue durant ces trois années et moins sollicitée ces derniers mois. Un grand merci à mes amis proches, Fatoş, Fatma, Fern, Jérôme, Jonas, Meltem, Olcay, Stojanka, Vanessa, et Yacin, qui ont cru en moi de façon inconditionnelle jusqu'au bout. Et mon ami Benjamin, qui m'a encouragé avec une grande patience dans les moments difficiles de la thèse et particulièrement de la rédaction.

SOMMAIRE GENERALE

Nomenclature/Symboles grecs.....	13
Introduction générale	18

CHAPITRE 1

Fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température

1. Notion de thermoélectricité	24
1.1. Historique	24
1.2. Description des effets thermoélectriques.....	27
1.2.1. Effet Seebeck	27
1.2.2. Effet Peltier	29
1.2.3. Effet Thomson	30
1.2.4. Couplage des effets thermoélectriques	31
1.3. Performance des matériaux thermoélectriques	32
1.3.1. Coefficient Seebeck.....	32
1.3.2. Résistivité électrique.....	33
1.3.3. Conductivité thermique	34
1.3.4. Facteur de Mérite.....	35
1.3.5. Conducteurs Métalliques	36
1.3.6. Semi-Conducteurs	37
1.3.7. Conclusion.....	39
2. Présentation des fluxmètres thermiques.....	40
2.1. Généralité	40
2.2. Méthode à inertie	40
2.3. Méthode à dissipation ou à méthode de zéro	41
2.3.1. Méthode à température asservie (fluxmètre thermique à dissipation)	41
2.3.2. Méthode de zéro.....	42
2.4. Méthode à gradient de température.....	43
2.4.1. Principe.....	43
2.4.2. Méthode à gradient tangentiel de température (type Théry).....	45
2.4.3. Fluxmètres thermiques de type Gardon.....	46
2.5. Technique de fabrication de fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température	46

2.6. Applications	51
3. Conclusion	52
Références Bibliographiques	54

CHAPITRE 2

Transferts thermiques et hydriques au sein des matériaux textiles

Introduction	59
1. Analogie des transferts thermiques et hydriques	60
1.1. Transferts thermiques	61
1.1.1. Conduction	62
1.1.2. Convection	64
1.1.3. Rayonnement	65
1.2. Transferts hydriques dans un matériau poreux	68
1.2.1. Transmission de la vapeur d'eau	70
1.2.2. Transmission de l'eau liquide	74
1.3. Couplage entre les transferts thermiques et hydriques	79
1.4. Conclusion	81
2. Caractérisation des matériaux textiles	81
2.1. Evaluation de la porosité	82
2.2. Mesure de la perméabilité a l'air	83
2.3. Caractérisation de la transmission à la vapeur d'eau	84
2.4. Evaluation de la résistance thermique et évaporatoire	85
2.5. Evaluation des propriétés radiatives	88
2.6. Interface solide-liquide : caractérisation de l'énergie de surface	90
2.7. Couplage des transferts thermiques et hydriques	92
3. Conclusion	93
Références Bibliographiques	94

CHAPITRE 3

Réalisation d'un fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile

Introduction	102
--------------------	-----

1. Principe du fluxmètre thermique textile	106
2. Conception du fluxmètre thermique textile.....	106
3. Création de la paroi auxiliaire textile	108
3.1. Choix des matériaux	110
3.2. Choix de l'armure.....	110
4. Création d'un réseau de thermocouples	111
4.1. Principe de réalisation des thermocouples	112
4.1.1. Propriétés du fil monoconducteur	113
4.1.2. Fonctionnalisation du fil monoconducteur par dépôt électrochimique.....	113
4.1.2.1. Principe.....	113
4.1.2.2. Evaluation de l'épaisseur du dépôt de cuivre.....	116
4.1.2.3. Mesure des propriétés thermoélectriques du fil fonctionnalisé	118
4.1.3. Conclusion.....	119
4.2. Insertion du fil conducteur dans la paroi auxiliaire textile	120
4.2.1. Insertion en trame, méthode soustractive.....	120
4.2.2. Insertion en trame, méthode additive.....	124
4.2.3. Insertion en chaîne, méthode additive	125
4.2.4. Conclusion.....	127
4.3. Méthode de lavage	128
4.3.1. Fluxmètres thermiques textiles	130
4.3.2. Bilan.....	131
5. Conclusion.....	132
Références Bibliographiques.....	133

CHAPITRE 4

Caractérisation et performance des fluxmètres thermiques à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile

Introduction.....	138
1. Performance de la paroi auxiliaire textile	138
1.1. Matériaux et structures textiles analysés	138
1.2. Méthodes de caractérisation.....	139
1.3. Analyse des résultats.....	139
2. Calibration de la sensibilité des fluxmètres thermiques textiles	142
2.1. Protocole de caractérisation	142

2.2. Résultats.....	145
2.3. Interprétations.....	148
3. Caractérisation du couplage des transferts thermiques et hydriques	151
3.1. Méthode de la résistance chauffante	151
3.1.1. Protocole de caractérisation	151
3.1.2. Résultats et interprétations	153
3.2. Méthode de la plaque chaude gardée	157
3.2.1. Protocole de caractérisation	157
3.2.2. Résultats et interprétations	158
3.3. Evaluation de la chaleur latente d'évaporation	161
3.3.1. Résultats.....	161
3.3.2. Interprétations.....	162
4. Conclusion.....	163
Références Bibliographiques	164

CHAPITRE 5

Les applications du fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile

Introduction.....	170
1. Notion thermo-physiologique	170
2. Définition de la thermorégulation	172
3. Interactions homme - vêtement - environnement	173
4. Système de surveillance physiologique (SSP)	174
5. Suivi physiologique pour les sportifs.....	176
5.1. Comportement des fluxmètres thermiques sur un banc de simulation (Skin Model).....	177
5.1.1. Protocole de caractérisation	177
5.1.2. Résultats et interprétations	177
5.2. Application d'usage des fluxmètres thermiques au porter	179
5.2.1. Protocole de caractérisation	179
5.2.2. Résultats et interprétations	180
6. Application en situation hostile spécifique pour les EPI des pompiers	182
6.1. Principe du mannequin thermique TOMM®	182
6.2. Protocole de caractérisation	183

6.2.1. Matériau support : assemblage multicouche des EPI	184
6.2.2. Méthode de caractérisation	185
6.3. Résultats et interprétations	188
7. Application aux transferts radiatifs	194
7.1. Principe du fluxmètre thermique textile radiatif	194
7.2. Conception du fluxmètre thermique textile radiatif	195
7.2.1. Choix de la concentration en graphite	195
7.2.2. Protocole de réalisation du fluxmètre thermique textile radiatif.....	197
7.3. Caractérisation du fluxmètre thermique textile radiatif	198
7.3.1. Caractérisation par émission IR.....	199
7.3.1.1. Protocole de caractérisation	199
7.3.1.2. Résultats et interprétations	200
7.3.2. Calibration par plaque chaude	202
7.3.2.1. Protocole de caractérisation	202
7.3.2.2. Résultats et interprétations	204
8. Conclusion	205
Références Bibliographiques	208
Conclusion générale et perspectives.....	211
Annexes.....	216

Nomenclature

a	Coefficient de diffusion thermique ($\text{m}^2.\text{s}^{-1}$)
a_{abs}	Absorptivité (sans dimension)
A	Surface (m^2)
Abs	Absorbance (sans dimension)
c	Capacité thermique (J.K^{-1})
d	Densité (g.m^{-3})
D	Coefficient de diffusion massique ($\text{m}^2.\text{s}^{-1}$)
D_{eff}	Coefficient de diffusion effective ($\text{m}^2.\text{s}^{-1}$)
D_K	Coefficient de diffusion de Knudsen ($\text{m}^2.\text{s}^{-1}$)
D_{lb}	Coefficient de diffusion libre ($\text{m}^2.\text{s}^{-1}$)
e	Epaisseur (m)
E	Effusivité thermique ($\text{J.K}^{-1}.\text{m}^{-2}.\text{s}^{-1/2}$)
E_m	Effusivité massique ($\text{kg.s}^{-1/2}.\text{m}^{-2}.\%^{-1}$)
F	Facteur de forme (sans dimension)
F_{geo}	Facteur de géométrie (sans dimension)
g	Accélération de gravitationnelle (m.s^{-2}).
h	Hauteur (m)
h_c	Coefficient d'échange par convection ($\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$)
h_J	Hauteur de Jurin (m)
h_{LW}	Hauteur de diffusion capillaire (m)
h_m	Coefficient de transfert de mass ($\text{g.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$)
H	Puissance fournie par l'appareil (W.m^{-2})
I	Courant (A)
I_{mt}	Indice de perméabilité (sans dimension)
k	Perméabilité intrinsèque du milieu poreux (m^2)
L	Longueur (m)
L_{eff}	Longueur effective (m)
L_e	Coefficient de chaleur latente d'évaporation (J.g^{-1})
L_p	Indice de perméabilité à la vapeur d'eau (sans dimension)
l_{pm}	Libre parcours moyen (m)
M	Masse (g)

M_m	Masse molaire (g.mol^{-1})
m	Masse surfacique (g.m^{-2})
n	Concentration molaire (mole.m^{-3}),
N	Nombre de thermocouples (sans dimension)
N_{Av}	Nombre d'Avogadro ($6,022.10^{23} \text{ mol}^{-1}$)
N_K	Nombre de Knudsen (sans dimension)
P	Puissance électrique (W)
$P(\%)$	Porosité (%)
P_a	Pression de vapeur saturante de l'air (Pa)
P_c	Pression capillaire (N.m^{-2} , Pa)
P_{sk}	Pression de vapeur saturante à la surface de la peau (Pa)
P_v	Pression de vapeur d'eau (Pa)
Q_e	Energie de chaleur latente produite par l'évaporation (J)
r	Rayon (m)
r_c	Rayon capillaire (m)
$r_{c(st)}$	Rayon capillaire statique (m)
R	Résistance électrique (Ω)
R_{cn}	Constante des gaz parfaits ($\text{J.mol}^{-1}.\text{K}^{-1}$)
R_{et}	Résistance évaporative ($\text{m}^2.\text{Pa}.\text{W}^{-1}$)
R_{th}	Résistance thermique ($\text{m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$)
S	Sensibilité ($\text{V.m}^2.\text{W}^{-1}$)
t	Temps (s)
T	Température ($^{\circ}\text{C}$ ou K)
T_c	Température chaud ($^{\circ}\text{C}$ ou K)
T_f	Température froid ($^{\circ}\text{C}$ ou K)
Tr	Transmittance (sans dimension)
V	Potentiel électrique (V)
V_c	Vitesse (m.s^{-1})
WVP	Perméabilité à la vapeur d'eau ($\text{g.m}^{-2}.\text{day}^{-1}$ ou $\text{kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}.\text{Pa}^{-1}$)
X	Concentration de la vapeur d'eau (g.g^{-1})
Z	Facteur de mérite (K^{-1})

Symboles grecs

α	Coefficient Seebeck ($V.K^{-1}$)
β	Coefficient Thomson ($V.K^{-1}$)
γ	Energie de surface ($N.m^{-1}$)
γ_L^D	Composante dispersive du liquide ($N.m^{-1}$)
γ_L^P	Composante polaire du liquide ($N.m^{-1}$)
γ_S^D	Composante dispersive du solide ($N.m^{-1}$)
γ_S^P	Composante polaire du solide ($N.m^{-1}$)
ε	Emissivité (sans dimension)
ΔP_v	Gradient de la pression de vapeur d'eau (Pa)
ΔT	Différence ou gradient de température ($^{\circ}C$ ou K)
ΔV	Différence de potentiel (V)
η	Viscosité ($N.m^{-1}$, Pa.s)
Θ_C	Angle de contact ($^{\circ}$)
$\Theta_{C(d)}$	Angle de contact dynamique($^{\circ}$)
$\Theta_{C(st)}$	Angle de contact statique ($^{\circ}$)
λ	Conductivité thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$)
ρ	Résistivité électrique ($\Omega.m$)
ρ_m	Masse volumique ($g.m^{-3}$)
δ	Diamètre (m)
τ	Coefficient de tortuosité (sans dimension)
σ	Conductivité électrique ($S.m^{-1}$)
σ_{SB}	Constante de Stefan-Boltzmann ($5,675.10^{-8} W.m^{-2}.K^{-4}$)
Π	Coefficient Peltier ($W.I^{-1}$, V)
φ	Densité de flux de chaleur ($W.m^{-2}$)
φ_{abs}	Densité de flux de chaleur absorbé ($W.m^{-2}$)
φ_{em}	Densité de flux de chaleur émise ($W.m^{-2}$)
φ_{rad}	Densité de flux de chaleur par rayonnement ($W.m^{-2}$)
φ_m	Densité de flux massique ($g.s^{-1}.m^{-2}$)
Φ	Flux de chaleur (W)
Φ_{cond}	Flux de chaleur par conduction (W)
Φ_{conv}	Flux de chaleur par convection (W)

Φ_m	Flux massique ($\text{g}\cdot\text{s}^{-1}$)
Φ_{rad}	Flux de chaleur par rayonnement (W)

Introduction Générale

Avec l'augmentation de la température ambiante et/ou de l'activité physique, la température du corps augmente et la peau commence à sécréter plus de sueur afin de maintenir sa thermorégulation. Cette augmentation de température et d'humidité peut créer des effets négatifs liés à la chaleur comme l'hyperthermie ou le stress thermique. La prévention de ces effets peut être déterminante pour les professions à risque comme les pompiers pour qui la brûlure et la brûlure à la vapeur d'eau sont des risques à prendre en compte. Différentes personnes, par exemple les sportifs, peuvent également subir ces effets négatifs avec des risques moindres. Ceux-ci peuvent être contrôlés par utilisation d'un Système de Surveillance Physiologique (SSP) afin de détecter les premiers symptômes liés à la chaleur et ainsi agir en conséquence. Les fluxmètres thermiques traditionnels sont une des réponses à la définition de ces SSP. Cependant, du fait de leur imperméabilité, ils donnent des résultats incomplets au niveau du bilan énergétique en ambiance humide. De même, du fait de leur semi-rigidité, ils ne peuvent être employés que sur des surfaces semi-planes et peu mouvantes. En effet, pour permettre une mesure précise, les fluxmètres thermiques ont besoin d'avoir un bon contact avec la surface support. Ainsi, le fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile (ou fluxmètre thermique textile) que nous proposons présente une réelle innovation : sa « perméabilité » lui permet de prendre en compte l'humidité et il peut être utilisé pour les surfaces complexes grâce à sa « souplesse ». Ainsi, il est capable de mesurer, analyser, et monitorer des transferts thermiques et hydriques avec une perturbation minimale. La présente étude s'inscrit en parallèle à un projet européen ERANET-CROSSTEXNET, dont l'acronyme est HYDRAX, « mesure des transferts thermiques et hydriques par modélisation du fluxmètre thermique textile intégrant des fils thermoélectriques pour les Equipements de Protection Individuelle (EPI) des pompiers », mis en place pour la période 2012-2015. Les partenaires impliqués sont ELASTA (Belgique), UGent (Belgique), TISSU Sarl (France), Hautes Etudes d'Ingénieur (HEI)/GEnie et Matériaux TEXtiles (GEMTEX) (France), Ecole Nationale Supérieure des Arts et Industries Textiles (ENSAIT) /GEnie et Matériaux TEXtiles (GEMTEX) (France), Ecole des Mines de Douai (France), et un sous-traitant : Institut d'Electronique de Microélectronique et de Nanotechnologie (IEMN) (France). De plus, ce projet européen est réalisé en collaboration avec un autre projet industriel « Smart Sensing » (Projet National ISI) pour le développement de vêtements spécifiques pour sportifs. Le partenaire impliqué est Cityzen Sciences

(France). Cette collaboration a été mise en place par un Comité d'Echange Scientifique et Technique (CEST).

Dans la première partie de ce travail, nous nous sommes intéressés à la notion de thermoélectricité, à ses effets et à l'ensemble des matériaux associés. Puis, nous avons étudié les différents fluxmètres thermiques. Enfin, nous avons élaboré différentes techniques de fabrication pour ces fluxmètres thermiques à gradient tangentiel de température.

La deuxième partie s'axe sur la définition des transferts thermiques et hydriques, et également sur le couplage de ces deux transferts. Nous avons étudié l'influence des propriétés d'un matériau sur ces transferts, en particulier ceux du textile. Ainsi nous avons pu déterminer les méthodes pour caractériser ces propriétés.

La troisième partie s'oriente vers la mise en place des protocoles pour la production du fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile. Nous y décrivons le procédé de tissage pour la création de la paroi auxiliaire textile. Ensuite, nous définissons la technologie « des électrodes plaquées » utilisée pour créer un thermocouple. Au final, nous expliquons les différentes méthodes et technologies pour la création de la thermopile.

La quatrième partie présente les protocoles de caractérisation et les performances des fluxmètres thermiques textiles. Après avoir déterminé les protocoles des caractérisations, il a pu être comparé les fluxmètres thermiques textiles, et des fluxmètres thermiques références sur différents critères tels que la sensibilité, mais également sur les performances au couplage des transferts thermiques et hydriques.

La cinquième partie s'intéresse aux applications possibles. Etant donné que nous nous sommes spécialement intéressés aux applications physiologiques, les interactions homme-vêtement-environnement sont particulièrement développées. Deux applications ont pu être abordées, à savoir l'Equipement de Protection Individuel (EPI) pour les pompiers, et le vêtement pour sportif. Enfin, un nouvel axe de développement pour les applications de fluxmètre thermique textile radiatif a pu être étudié.

CHAPITRE 1

Fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température

SOMMAIRE

1. Notion de thermoélectricité	24
1.1. Historique	24
1.2. Description des effets thermoélectriques	27
1.2.1. Effet Seebeck	27
1.2.2. Effet Peltier	29
1.2.3. Effet Thomson	30
1.2.4. Couplage des effets thermoélectriques	31
1.3. Performance des matériaux thermoélectriques	32
1.3.1. Coefficient Seebeck.....	32
1.3.2. Résistivité électrique.....	33
1.3.3. Conductivité thermique	34
1.3.4. Facteur de Mérite.....	35
1.3.5. Conducteurs Métalliques	36
1.3.6. Semi-Conducteurs	37
1.3.7. Conclusion.....	39
2. Présentation des fluxmètres thermiques.....	40
2.1. Généralité	40
2.2. Méthode à inertie	40
2.3. Méthode à dissipation ou à méthode de zéro	41
2.3.1. Méthode à température asservie (fluxmètre thermique à dissipation)	41
2.3.2. Méthode de zéro.....	42
2.4. Méthode à gradient de température.....	43
2.4.1. Principe.....	43
2.4.2. Méthode à gradient tangentiel de température (type Théry).....	45
2.4.3. Fluxmètres thermiques de type Gardon.....	46
2.5. Technique de fabrication de fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température	46
2.6. Applications	51
3. Conclusion.....	52
Références Bibliographiques.....	54

1. Notion de thermoélectricité

La thermoélectricité est un phénomène physique présent dans certains matériaux : elle lie le flux de chaleur qui les traverse au courant électrique qui les parcourt. L'effet thermoélectrique est découvert puis compris au cours du XIXe siècle grâce aux travaux de Seebeck, Peltier ou encore Kelvin.

1.1. Historique

A la suite des travaux de Galvani, en 1794, Volta réalise l'expérience suivante : il immerge une des deux extrémités d'un arc en fer et également la patte d'une grenouille affaiblie dans un verre d'eau porté à ébullition. L'autre extrémité de l'arc en fer ainsi que la seconde patte sont immergées dans un verre d'eau froide pendant une trentaine de secondes (Fig. (1.1)). Ce dispositif a pour effet de produire des convulsions chez la grenouille qui cessent immédiatement après le retrait de l'arc. Volta répète l'expérience plusieurs fois et constate que les convulsions reprennent à chaque immersion jusqu'au refroidissement de l'extrémité chaude. Les convulsions de la grenouille sont dues au passage d'un courant électrique d'origine thermique. Cette expérience marque la découverte de la thermoélectricité [1].

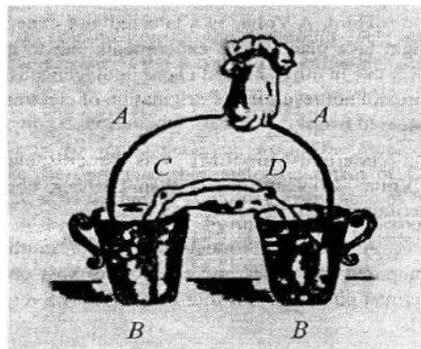


Figure 1.1. Schéma de l'expérience de Volta (A : arcs en fer, B : verres d'eau, C et D : parties de la grenouille placées dans les verres) [1]

En 1822, Thomas Seebeck montre qu'un apport thermique à la jonction de deux matériaux différents, conducteurs électriques, crée une différence de potentiel. Ce phénomène est appelé l'effet Seebeck [2]. D'après la figure 1.2, le gradient de

température entre les jonctions des matériaux a et b, crée une différence de potentiel entre les points X et Y.

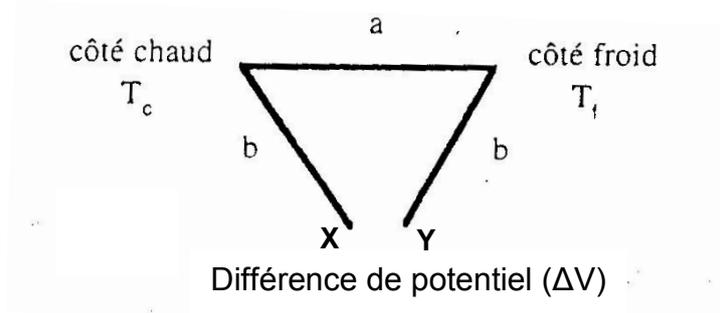


Figure 1.2. Schéma de principe de l'effet Seebeck [3]

Douze années plus tard, en 1834, Peltier met en évidence des variations de température autour d'une jonction formée de deux matériaux différents lorsque celle-ci est traversée par un courant électrique. Cet effet est correctement expliqué par Lenz en 1838 : l'absorption et le dégagement de chaleur dans une jonction dépend du sens du courant [4]. D'après la figure 1.3, les variations de température entre les jonctions des matériaux a et b sont différentes lorsque celles-ci sont traversées par un courant électrique.

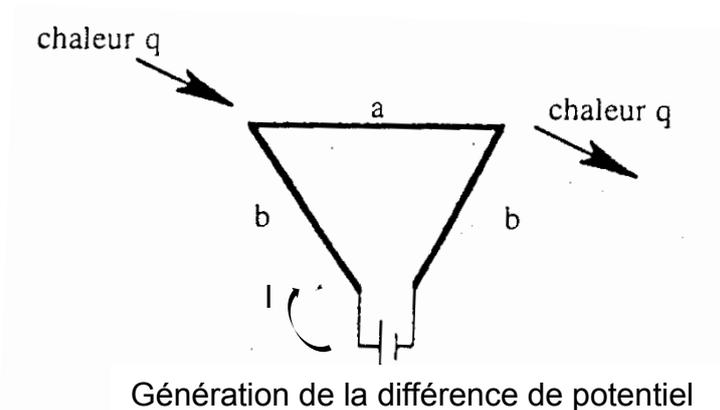


Figure 1.3. Schéma de principe de l'effet Peltier [3]

En 1851, Thomson montre que les effets Seebeck et Peltier sont liés : un matériau soumis à un gradient thermique et parcouru par un courant électrique échange de la chaleur avec le milieu extérieur [5].

En 1909, Altenkirch calcule pour la première fois de façon correcte le rendement d'un générateur thermoélectrique fondé sur l'effet Seebeck. Il est envisagé seulement l'utilisation de métaux pour la construction de générateurs, mais l'idée d'utiliser cet effet pour produire de l'électricité est rejetée à cause de leur faible rendement (0,1%). Altenkirch réussit cependant à montrer qu'un matériau thermoélectrique performant doit posséder un coefficient Seebeck élevé, une faible conductivité thermique afin de retenir la chaleur près de la jonction, et une faible résistance électrique pour que les pertes par effet Joule soient minimisées [6].

Ce n'est qu'à la fin des années 1930, avec le développement de la physique de l'état solide, et l'obtention de semi-conducteurs synthétiques, que l'intérêt renaît. En 1947, Telkes élabore un générateur avec un rendement de 5%. Peu de temps après, Ioffe développe sa théorie sur les semi-conducteurs ; il démontre également en 1956 que la conductivité thermique des semi-conducteurs peut-être réduite en fabricant des alliages avec des éléments ou composés isomorphes. Ces composés isomorphes sont cristallisés de la même manière et ils sont capables de se mêler ou de se superposer dans un cristal sans en changer la forme [4].

A la suite du premier crash pétrolier en 1974 et de l'augmentation du prix du carburant par un facteur cinq, la question de production à grande échelle de ces matériaux commence à se poser. Pour autant, l'industrie thermoélectrique ne connaît pas de bouleversement majeur en raison des modestes performances des matériaux utilisés dans les convertisseurs [6].

De nos jours, la thermoélectricité vit une période d'effervescence. Le protocole de Kyoto préconise le remplacement des combustibles fossiles par des moyens plus écologiques de conversion d'énergie, dont la thermoélectricité. Actuellement, deux axes de recherche dominent le spectre d'activité scientifique : d'une part, la fabrication à l'échelle sub-micron de matériaux connus et, d'autre part, la recherche de nouveaux matériaux ayant une complexité chimique plus importante [4].

1.2. Description des effets thermoélectriques

Comme il a été décrit précédemment, il existe trois effets thermoélectriques : l'effet Seebeck, l'effet Peltier, et l'effet Thomson.

1.2.1. Effet Seebeck

Comme il est présenté sur la figure 1.4, un gradient de température entre deux points d'un conducteur ou semi-conducteur ($\Delta T = T_c - T_f$) génère une différence de potentiel entre ces deux points. Ce phénomène s'appelle l'effet Seebeck [7].

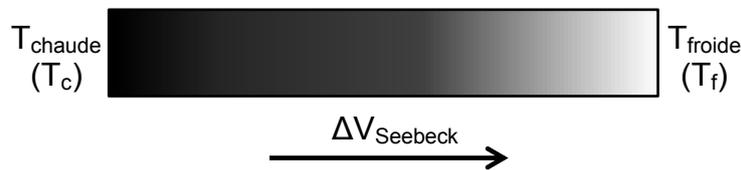


Figure 1.4. Schéma du phénomène de l'effet Seebeck [4]

La différence de potentiel générée est proportionnelle au gradient de température, selon l'équation 1.1.

$$\Delta V_{\text{Seebeck}} = \alpha \cdot (T_c - T_f) \quad \text{Eq. (1.1)}$$

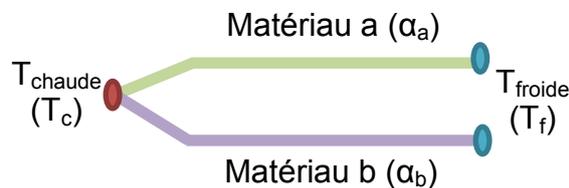
Où ΔV est la différence de potentiel (V), α est le coefficient Seebeck ($V \cdot K^{-1}$), et T_c et T_f sont respectivement la température chaude et la température froide (K) [7].

Le coefficient Seebeck évalue la grandeur de l'effet et s'exprime comme la différence de potentiel électrique développée par unité de gradient de température dans un matériau conducteur ou semi-conducteur [7]. Le tableau 1.1 présente les coefficients Seebeck de quelques conducteurs à différentes températures.

Tableau 1.1. Coefficient Seebeck de quelques conducteurs en fonction de différentes températures [8]

Métal	20 °C ($\mu\text{V.K}^{-1}$)	1000 °C ($\mu\text{V.K}^{-1}$)
Chromel (Chr)	22,2	9,4
Fer (Fe)	13,3	-7
Or (Au)	2	4
Cuivre (Cu)	1,9	7
Alumel (Alu)	-18,2	-29,6
Constantan (Cn) (TN, EN)	-38,3	-65,6

D'après le tableau 1.1, l'effet Seebeck se manifeste dans les matériaux homogènes, mais le coefficient Seebeck de ces matériaux reste faible. De ce fait, ils sont surtout exploités pour les couples thermoélectriques, aussi appelé thermocouples, assemblant deux matériaux différents (Fig. (1.5)) [4, 9].

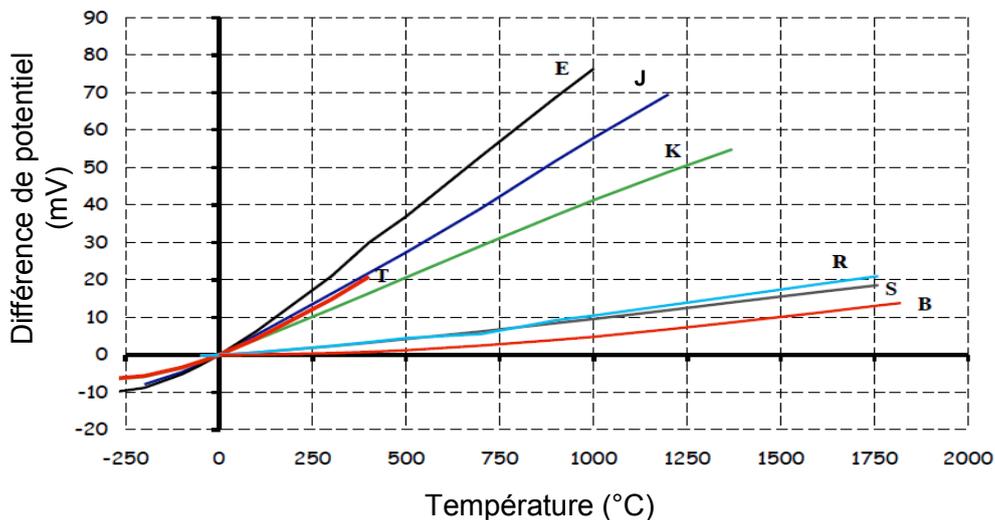
**Figure 1.5.** Schéma de principe de l'effet Seebeck pour un couple thermoélectrique : principe du thermocouple [4]

La différence de potentiel est proportionnelle à la différence des coefficients Seebeck de ces deux matériaux (Eq. (1.2)).

$$\Delta V_{\text{Seebeck}} = (\alpha_a - \alpha_b) \cdot (T_c - T_f) \quad \text{Eq. (1.2)}$$

Où ΔV est la différence de potentiel (V), α_a et α_b sont respectivement les coefficients Seebeck pour le matériau a et le matériau b (V.K^{-1}), et T_c et T_f sont respectivement la température chaude et la température froide (K) [4].

La figure 1.6 montre que sur une plage de température définie, la linéarité entre l'évaluation de la température et la différence de potentiel générée par le couple thermoélectrique est observée (Eq. (1.2)). La pente de cette courbe nous donne le coefficient Seebeck du couple thermoélectrique [10].



E	J	T	K	R	S	B
Chromel	Fer	Cuivre	Chromel	Platine-10%Rhodium	Platine-13%Rhodium	Platine-30%Rhodium
Constantan	Constantan	Constantan	Alumel	Platine	Platine	Platine-6%Rhodium

Figure 1.6. Evaluation de la différence de potentiel en fonction de la température pour différents couples thermoélectriques (thermocouples) métalliques [10]

A partir du tableau 1.1 et de la figure 1.6, nous observons que l'association sous forme de couple thermoélectrique permet de définir le coefficient Seebeck d'un thermocouple.

1.2.2. Effet Peltier

Les expériences de Peltier suggèrent qu'une différence de potentiel n'engendre pas seulement un flux de charge mais aussi un flux de chaleur (Fig. (1.7)) [5].

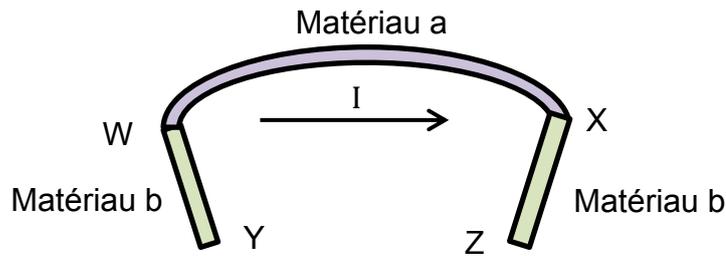


Figure 1.7. Schéma de principe de l'effet Peltier observé au sein d'un couple thermoélectrique [11]

La figure 1.7 présente un couple thermoélectrique constitué de deux matériaux, à savoir le matériau a et le matériau b. Si le point W est plus chaud que le point X, le couple thermoélectrique (matériau a - matériau b) va générer un courant (I) de W vers X. De même, si un courant passe de W vers X, la chaleur va se libérer au point W et être absorbée au point X.

Comme chaque matériau présente son propre coefficient Peltier (Π_a et Π_b), le passage du courant dans la jonction va s'accompagner d'une discontinuité du flux de chaleur au niveau de la jonction. Le taux d'échange de chaleur peut être calculé grâce à l'équation Peltier ci-dessous (Eq. (1.3)).

$$\Phi = (\Pi_a - \Pi_b) \cdot I \quad \text{Eq. (1.3)}$$

Où Φ est le flux de chaleur (W), Π_a et Π_b sont respectivement les coefficients Peltier pour le matériau a et le matériau b ($W \cdot I^{-1}$, V), et I est le courant (A).

Ainsi, pour un courant qui circule de W vers X, la jonction va s'échauffer (si $\Pi_a > \Pi_b$) ou se refroidir (si $\Pi_a < \Pi_b$). Bien évidemment, les conclusions s'inversent si le courant va de X vers W (Fig. (1.7)) [11].

1.2.3. Effet Thomson

Le troisième effet thermoélectrique considéré est mis en évidence lorsque sont présents simultanément un gradient de température et un courant électrique : comme il est présenté sur la figure 1.8, un matériau soumis à un gradient de température et

parcouru par un courant électrique échange de la chaleur avec le milieu extérieur. Réciproquement, un courant électrique est généré par le matériau a soumis à un gradient thermique et parcouru par un flux de chaleur.

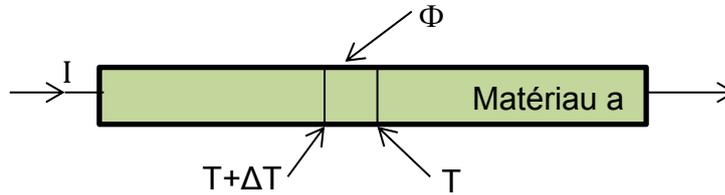


Figure 1.8. Schéma de principe de l'effet Thomson pour un matériau conducteur [12]

Nous définissons ainsi l'effet Thomson par l'équation 1.4.

$$\Phi = \beta \cdot I \cdot \Delta T \quad \text{Eq. (1.4)}$$

Où Φ est le flux de chaleur (W), β est le coefficient Thomson ($V.K^{-1}$), I est le courant (A), et ΔT est le gradient de température (K) [12, 13].

1.2.4. Couplage des effets thermoélectriques

Kelvin montre que les trois coefficients, à savoir le coefficient Seebeck, le coefficient Peltier, et le coefficient Thomson, ne sont pas indépendants les uns des autres. Ils sont liés par les deux relations présentées par les équations 1.5 [13].

$$\left\{ \begin{array}{l} \alpha_{ab} = \frac{\Pi_{ab}}{T} \\ \frac{d\alpha_{ab}}{dT} = \frac{\beta_a - \beta_b}{T} \end{array} \right. \quad \text{Eq. (1.5)}$$

Où α_{ab} et Π_{ab} sont respectivement le coefficient Seebeck ($V.K^{-1}$) et le coefficient Peltier ($W.I^{-1}$, V) du couple thermoélectrique ab, β_a et β_b sont respectivement les coefficients Thomson ($V.K^{-1}$) de matériau a et matériau b, et T est la température (K) (Fig. (1.7)).

1.3. Performance des matériaux thermoélectriques

Les matériaux thermoélectriques sont caractérisés par trois paramètres, à savoir :

- α : coefficient Seebeck ($V.K^{-1}$) ;
- ρ : résistivité électrique ($\Omega.m$) ;
- λ : conductivité thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$).

Altenkirch considère qu'un bon matériau thermoélectrique a un coefficient Seebeck élevé, une faible conductivité thermique, et une faible résistance électrique [6].

1.3.1. Coefficient Seebeck

Comme il a été mentionné auparavant, le coefficient Seebeck évalue la grandeur de l'effet Seebeck et s'exprime comme la différence de potentiel électrique développée par unité de gradient de température dans un conducteur ou semi-conducteur.

Le coefficient Seebeck démontre le pouvoir thermoélectrique des matériaux. Les semi-conducteurs ont un pouvoir thermoélectrique plus important que les conducteurs métalliques [9]. Les coefficients Seebeck de quelques couples métalliques et semi-conducteurs sont présentés dans le tableau 1.2.

Tableau 1.2. Coefficient Seebeck de quelques couples métalliques et semi-conducteurs [9]

Couples thermoélectriques métalliques	Coefficient Seebeck moyenne ($\mu V.K^{-1}$)
Constantan-cuivre	51
Platine rhodium 10%-platine	11,4
Iridium rhodium 60%-iridium	5,7
Couples thermoélectriques semi-conducteurs	Coefficient Seebeck moyenne ($\mu V.K^{-1}$)

Cu Fe S ₂ -Cu	600
Fe S ₂ -Cu Fe S ₂	1000
Pb Te-Pb Se	500

A partir du tableau 1.2, il est observé que les coefficients Seebeck des couples thermoélectriques semi-conducteurs sont plus élevés que les couples thermoélectriques métalliques, ce qui engendre des rendements de conversion énergétique plus importants. Ils sont donc utilisés principalement pour la génération thermoélectrique et la réfrigération thermoélectrique. Par contre, ils n'ont pas la stabilité des couples métalliques en fonction de la température. En plus, les couples thermoélectriques métalliques peuvent être utilisés dans une large plage de température. Ils voient donc leurs principaux développements dans le domaine de la mesure de température [9].

1.3.2. Résistivité électrique

Si nous appliquons un champ électrique \vec{E} à un matériau homogène isotrope sous la forme d'un cylindre allongé supposé isotherme (Fig. (1.9)), il apparaît un courant électrique \vec{j} [5].

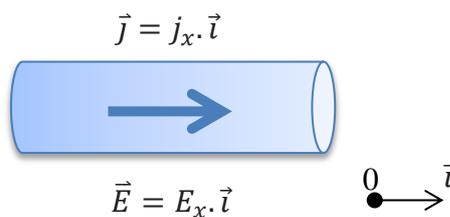


Figure 1.9. Schéma de principe de l'application d'un champ électrique sur un matériau homogène isotrope [5]

L'équation 1.6 décrit la relation existante entre la conductivité électrique et la résistivité électrique.

$$\vec{j} = \sigma \cdot \vec{E} = \frac{\vec{E}}{\rho} \quad \text{Eq. (1.6)}$$

Où σ est la conductivité électrique ($S.m^{-1}$), et ρ est la résistivité électrique ($\Omega.m$) [5].

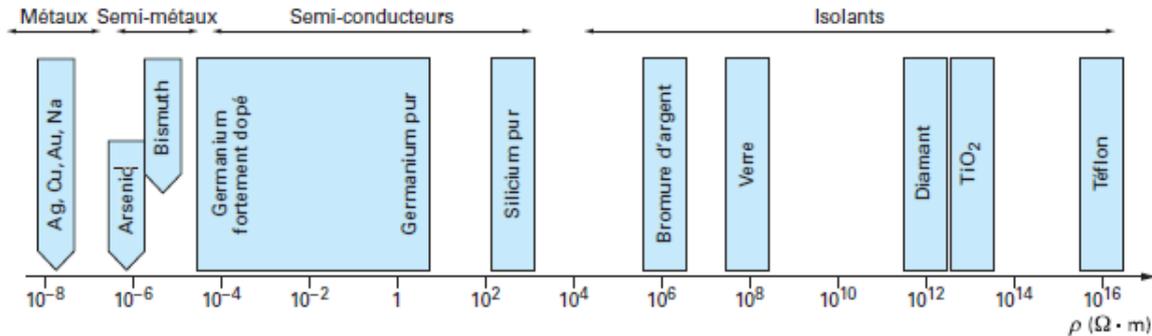


Figure 1.10. Echelles des résistivités électriques de matériaux appartenant à la classe des métaux, semi-métaux, semi-conducteurs, et isolants à 27 °C [5]

D'après la figure 1.10, les métaux présentent une faible résistivité électrique ($\sim 10^{-8} \Omega.m$ à 27 °C) et une forte conductivité électrique alors que les isolants sont caractérisés par une forte résistivité électrique ($> 10^4 \Omega.m$ à 27 °C) et une faible conductivité électrique. Entre les métaux et les isolants se trouvent des matériaux présentant des résistivités intermédiaires. Ils appartiennent soit à la famille des semi-métaux (SM) (Bi, Sb, As, graphite...) soit à la famille des semi-conducteurs (SC) (Si, Ge...) [5].

1.3.3. Conductivité thermique

Plus la conductivité thermique est élevée, plus les matériaux conduisent facilement la chaleur. Au contraire les matériaux de faible conductivité thermique conduisent difficilement la chaleur et sont considérés comme isolants thermiques [14].

Le tableau 1.3 présente les conductivités thermiques de quelques corps solides, liquides, et gazeux [15].

Tableau 1.3. Conductivité thermique de quelques corps solides, liquides, et gazeux à 20 °C [15]

Matériau	Conductivité thermique (W.m ⁻¹ .K ⁻¹)	Matériau	Conductivité thermique (W.m ⁻¹ .K ⁻¹)
Chrome	449	Constantan	19,5
Argent	419	Grès	1,8
Cuivre	386	Verre	0,78
Aluminium	204	Papier	0,48
Zinc	112	Chêne	0,17
Fer (pur)	73	Laine de verre	0,038
Acier inox	16	Eau	0,556
Mercure	8,2	Air	0,0262

D'une façon générale, les métaux sont de bons conducteurs thermiques. A l'inverse, les gaz se retrouvent être de mauvais conducteurs thermiques. Par exemple, l'air a une conductivité thermique de 0,0262 W.m⁻¹.K⁻¹ à 20 °C.

1.3.4. Facteur de Mérite

Comme il a pu être évoqué précédemment, notamment par Altenkirch, il est important de pouvoir évaluer les matériaux thermoélectriques. Ainsi, les trois paramètres définis précédemment, à savoir le coefficient Seebeck, la résistivité électrique, et la conductivité électrique, sont reliés en vue de former le facteur de mérite Z (Eq. (1.7)).

$$Z = \frac{\alpha^2 \sigma}{\lambda} = \frac{\alpha^2}{\rho \lambda} \quad \text{Eq. (1.7)}$$

Où Z est le facteur de mérite (K⁻¹), α est le coefficient Seebeck (V.K⁻¹), σ est la conductivité électrique (S.m⁻¹), ρ est la résistivité électrique (Ω .m), et λ est la conductivité thermique (W.m⁻¹.K⁻¹).

Associé à T , nous obtenons le facteur (ZT) qui est sans dimension [3].

Selon l'équation 1.7 et d'après la figure 1.11, un bon matériau thermoélectrique a un coefficient Seebeck élevé, une faible conductivité thermique et une faible résistivité électrique.

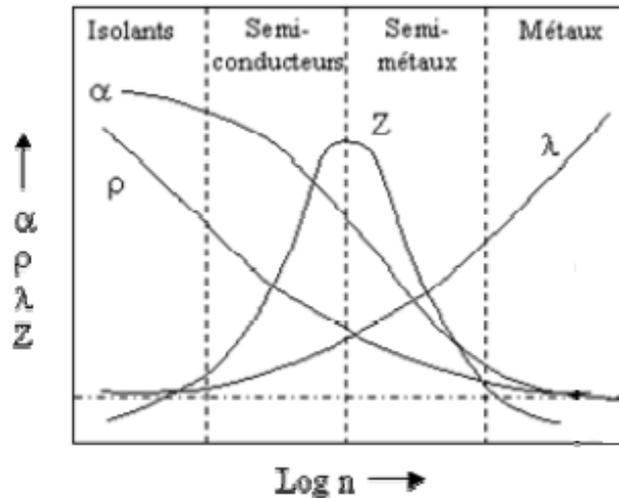


Figure 1.11. Représentation du coefficient Seebeck, de la résistivité électrique, de la conductivité thermique, et du facteur de mérite pour les isolants, les semi-conducteurs, semi-métaux, et métaux en fonction de la densité de porteur n [6]

Comme il est présenté sur la figure 1.11, les semi-conducteurs (SC) et les semi-métaux (SM) ont un facteur de mérite important. A l'inverse, le facteur de mérite des métaux est assez faible.

1.3.5. Conducteurs Métalliques

Sachant qu'il suffit d'associer des conducteurs électriques différents pour observer un effet thermoélectrique, la liste des couples thermoélectriques métalliques possible est non exhaustive. De ce fait, il peut être utilisé aussi bien des éléments dissemblables (cuivre, fer, platine, etc.) que des alliages avec une composition différente. Un exemple particulier concerne les alliages de platine avec 10%, 13%, et 30% de rhodium. Le tableau 1.4 présente quelques exemples de couples thermoélectriques métalliques [9].

Tableau 1.4. Les couples thermoélectriques métalliques et leurs coefficients Seebeck [16]

Couples thermoélectriques			Coefficient Seebeck moyenne	
Elément (+)	Elément (-)	Code	Plage de Température (°C)	$\mu\text{V.K}^{-1}$
Cuivre	Constantan	T	0 à 350	51
Fer	Constantan	J	0 à 600	55
Chromel	Constantan	E	200 à 600	78,5
Chromel	Alumel	K	0 à 1000	41
Or-Palladium	Platin-Rhodium	-	0 à 1000	41
Platine - 10%Rhodium	Platine	R	600 à 1400	11,4
Platine- 13%Rhodium	Platine	S	600 à 1400	12,9
Platine - 30%Rhodium	Platine - 6%Rhodium	B	1000 à 1600	10,6
Iridium- 60%Rhodium	Iridium	-	1000 à 2000	5,7
Tungstene- 3%Rhénium	Tungstène- 25% Rhénium	-	1000 à 2400	15

Le choix d'un couple thermoélectrique est fait en fonction de sa plage de température envisagée, ainsi que de sa sensibilité. Il faut prendre en compte également l'action corrosive du milieu ambiant [10].

1.3.6. Semi-Conducteurs

Les semi-conducteurs sont utilisés pour la génération thermoélectrique et la réfrigération thermoélectrique grâce à leurs rendements de conversion énergétique

élevée. Le facteur (ZT) est employé pour caractériser les semi-conducteurs car celui-ci permet d'aborder le problème simplement sans se préoccuper de l'application visée (génération électrique ou réfrigération). L'objectif est de trouver des matériaux possédant simultanément un coefficient Seebeck élevé, une conductivité thermique faible, et une conductivité électrique forte (Eq. (1.7)) [1].

Les semi-conducteurs sont classés en trois grands ensembles correspondant aux gammes de température dans lesquels leur facteur de mérite est optimal :

- tellurure de bismuth, ou $(\text{Bi,Sb})_2\text{-(Te,Se)}_3$ et Bi-Sb ;
- tellurure de plomb, ou $(\text{Pb,Sn})_2\text{-(Te,Se)}$;
- silicium-germanium, ou Si-Ge [1].

Ces semi-conducteurs peuvent être obtenus en les dopants avec un agent approprié. Le dopage peut être de type p, si la conduction électrique se fait à travers des trous, ou de type n si la conduction électrique se fait par les électrons. Pour la conduction de type n, le coefficient Seebeck sera négatif, s'il est de type de conduction p, il sera positif (Fig. (1.12)) [17].

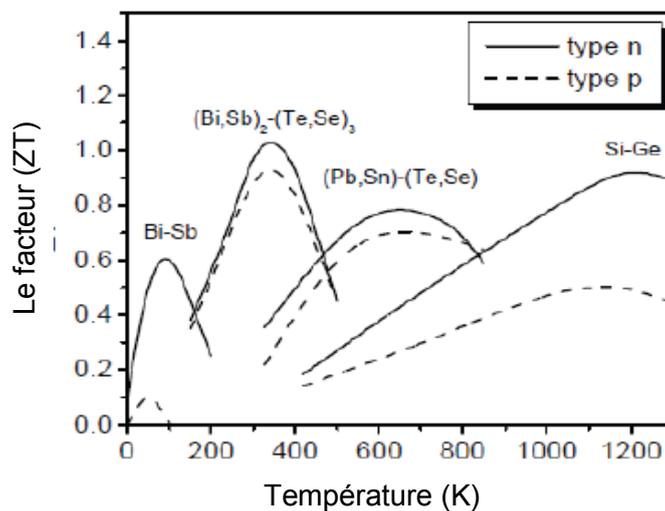


Figure 1.12. Evolution du facteur (ZT) de différents semi-conducteurs en fonction de la température [1]

A basse température (50–200 K), les matériaux présentant les meilleurs caractéristiques thermoélectriques, particulièrement en type n, sont faits à bases de bismuth-antimoine (Bi-Sb). Les composés à base de tellurure de bismuth, $(\text{Bi,Sb})_2\text{-(Te,Se)}_3$

(Te,Se)₃, sont les matériaux thermoélectriques de référence à température ambiante et jusqu'à environ 400 K. Les alliages à base de tellure de bismuth sont les plus couramment utilisés en particulier pour les applications de réfrigération [1].

1.3.7. Conclusion

Nous pouvons parler de trois grands types d'application mettant en jeu des dispositifs thermoélectriques : la mesure de température, la génération thermoélectrique, et la réfrigération thermoélectrique.

Le tableau 1.5 reprend d'une manière comparative les différents éléments vus précédemment.

Tableau 1.5. Comparaison des propriétés entre les conducteurs métalliques et semi-conducteurs

	Conducteurs Métalliques	Semi-conducteurs
Facteur de Mérite	-	+
Stabilisation	+	-
Température d'utilisation	+	-

(+ : point fort, - : point faible)

Il est observé que les couples thermoélectriques à base de matériaux semi-conducteurs ont des rendements de conversion énergétique plus importants grâce à leur facteur de mérite élevé. Ils sont donc utilisés principalement pour la génération thermoélectrique et la réfrigération thermoélectrique. Les couples thermoélectriques métalliques sont plus stables et leur plage de température est plus large. Ils voient donc leurs principaux développements dans le domaine de la mesure de température [1, 9].

2. Présentation des fluxmètres thermiques

2.1. Généralité

Le flux thermique est défini comme étant la puissance qui traverse une section lors d'un transfert thermique (W). La densité de flux thermique peut s'exprimer comme le flux thermique par unité de surface ($W.m^{-2}$). Les fluxmètres destinés à mesurer les flux thermiques mesurent cette densité de flux.

Nous pouvons distinguer trois types de fluxmètres thermiques, correspondant aux trois modes fondamentaux de transmission de la chaleur, à savoir par conduction, par rayonnement, et par convection.

Les fluxmètres thermiques destinés aux mesures de rayonnement, par exemple bolomètres ou pyromètres, s'intéressent plus particulièrement au flux reçu par une surface. Les autres fluxmètres thermiques mesurent le flux traversant une surface, voire le plus souvent une interface.

Trois types de fluxmètres thermiques peuvent être envisagés selon les principes considérés :

- Les fluxmètres thermiques à inertie, qui exploitent l'élévation de température engendrée par l'absorption d'un flux thermique pour une capacité thermique déterminée ;
- Les fluxmètres thermiques à dissipation ou à méthode de zéro, qui annulent le gradient de température par dissipation d'un flux de substitution ;
- Les fluxmètres thermiques à gradient de température, qui exploitent le gradient de température engendré dans un milieu conducteur par la propagation d'un flux thermique [18].

2.2. Méthode à inertie

La figure 1.13 présente le principe du fluxmètre thermique à inertie. Nous pouvons considérer que le flux reçu par une pastille de petite dimension (de l'ordre du cm^2) et constituée d'un matériau conducteur, définit une température uniforme [18].

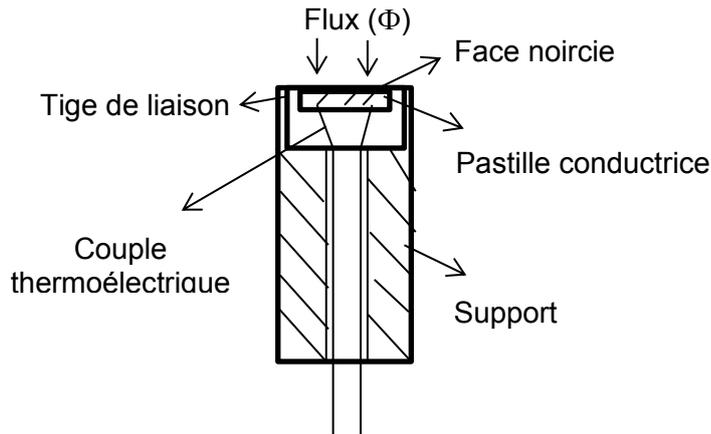


Figure 1.13. Schéma de principe du fluxmètre thermique à inertie [18]

Si cette pastille échange de la chaleur avec son environnement à la température T_0 , par un coefficient d'échange par convection h_c , à surface d'une structure A , la température de la pastille T , prise initialement à T_0 , peut s'exprimer en régime permanent par l'équation 1.8.

$$\Phi = \frac{T-T_0}{h_c.A} \quad \text{Eq. (1.8)}$$

Où Φ est le flux de chaleur traversant la pastille (W), T est la température (K), h_c est le coefficient d'échange par convection ($\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$), et A est la surface A (m^2).

Ainsi, l'équation 1.8 permet de mesurer le flux via le dispositif présenté sur la figure 1.13 par la méthode à inertie [18].

2.3. Méthode à dissipation ou à méthode de zéro

Deux différentes technologies peuvent être considérées, à savoir le fluxmètre thermique à température asservie (fluxmètre thermique à dissipation), et le fluxmètre thermique à méthode de zéro.

2.3.1. Méthode à température asservie (fluxmètre thermique à dissipation)

Ce type de fluxmètre convient à la mesure de flux originaires d'une paroi, dissipés extérieurement à la paroi (Fig. (1.14)).

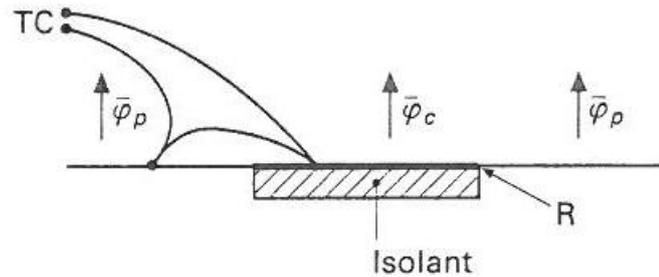


Figure 1.14. Schéma de principe du fluxmètre thermique à dissipation [18]

D'après la figure 1.14, une résistance électrique chauffante superficielle R est isolée électriquement et thermiquement par une couche d'isolant relativement mince. Cette résistance est chauffée de façon à ce que sa température soit égale à celle de la surface voisine qui l'entoure. L'égalité des températures est contrôlée par les thermocouples TC superficiels. Le φ_p et le φ_c présentent respectivement la densité de flux à la paroi et la densité de flux dissipée [18].

2.3.2. Méthode de zéro

Le système présenté figure 1.15 permet d'observer le schéma de principe du fluxmètre à méthode de zéro. Celui-ci se compose d'une résistance chauffante P superficielle sur laquelle est déposée une paroi auxiliaire B comportant un couple thermoélectrique, ou une série de couples thermoélectriques appelée thermopile, monté selon un sens opposé suivant la face avec les températures T_1 et T_2 , d'un ampèremètre A , d'un capteur de flux C , d'un microvoltmètre μV , d'un régulateur de tension RT , d'une source S , et d'un voltmètre V . Les différents éléments sont isolés électriquement les uns des autres.

Le fluxmètre thermique est disposé sur la paroi où doit s'effectuer la mesure, de façon à ce que la résistance soit située sur la face opposée à la venue du flux thermique (Φ).

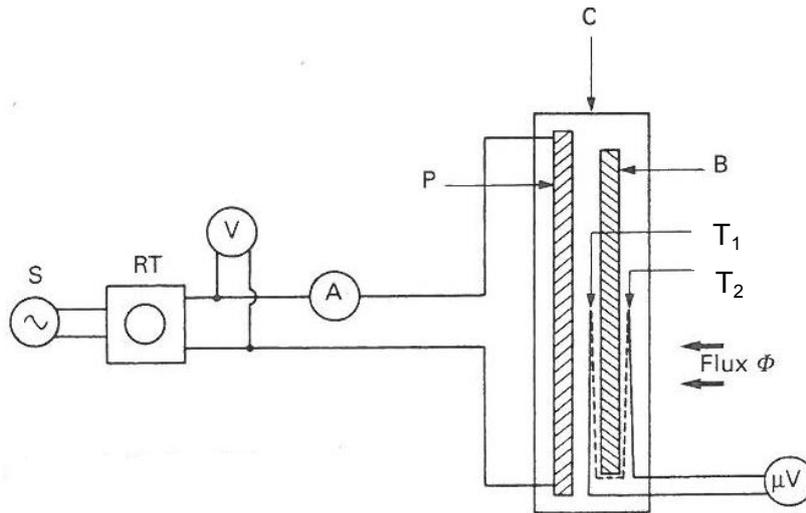


Figure 1.15. Schéma de principe du fluxmètre à méthode de zéro [18]

En absence de dissipation dans la résistance, la paroi auxiliaire se comporte comme un fluxmètre thermique à gradient de température et une force électromotrice (f.e.m) proportionnelle au flux thermique est obtenue.

Si la résistance est alimentée de façon à ce que les couples thermoélectriques enregistrent un gradient nul à la paroi auxiliaire, le flux dissipé à l'emplacement du fluxmètre s'est substitué au flux à mesurer. La mesure du flux se ramène à la mesure de la puissance dissipée dans une résistance chauffante, le système peut être rendu très sensible par la multiplication du nombre des couples thermoélectriques dans le système [18].

2.4. Méthode à gradient de température

2.4.1. Principe

La relation entre la densité de flux et le gradient de température dans un phénomène de conduction est définie par la loi de Fourier, selon l'équation 1.9.

$$\varphi = -\lambda \cdot \text{grad } T \quad \text{Eq. (1.9)}$$

Où φ est la densité de flux ($\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$), λ est la conductivité thermique du matériau ($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$), et T est la température (K).

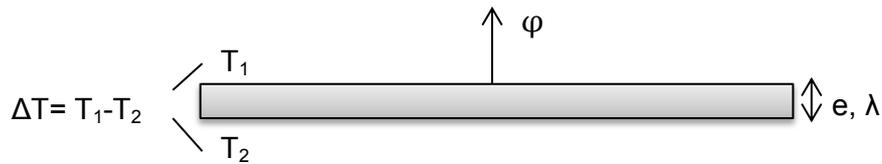


Figure 1.16. Schéma de principe du fluxmètre thermique à gradient de température

Si nous travaillons avec une paroi auxiliaire d'épaisseur e et de conductivité thermique λ (Fig. (1.16)), la densité de flux peut s'exprimer par l'équation 1.10.

$$\varphi = -\lambda \cdot \frac{\Delta T}{e} \quad \text{Eq. (1.10)}$$

Où φ est la densité de flux ($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$), λ est la conductivité thermique du matériau ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$), ΔT est le gradient de température entre les faces ($T_1 - T_2$) (K), et e est l'épaisseur (m) [18, 19].

Pour des conditions idéales, il y a une relation inverse entre la conductivité thermique et la résistance thermique. Le gradient de température entre les deux faces de la paroi auxiliaire peut être calculé grâce à la résistance thermique de la paroi et la densité de flux selon l'équation 1.11.

$$\left\{ \begin{array}{l} R_{\text{th}} = \frac{e}{\lambda} \\ \Delta T = R_{\text{th}} \cdot \varphi \end{array} \right. \quad \text{Eq. (1.11)}$$

Où R_{th} est la résistance thermique ($\text{m}^2\cdot\text{K}\cdot\text{W}^{-1}$), e est l'épaisseur (m), λ est la conductivité thermique du matériau ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$), ΔT est le gradient de température (K), et φ est la densité de flux ($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$) [20].

Deux types de fluxmètres thermiques utilisent le principe du fluxmètre thermique à gradient de température, à savoir le fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température (fluxmètre de type Théry), et le fluxmètre thermique de type Gardon.

2.4.2. Méthode à gradient tangentiel de température (type Théry)

Une jonction continue de deux métaux de pouvoirs thermoélectriques différents est soumise à un gradient tangentiel de température ΔT . Celui-ci fait apparaître une force électromotrice (f.e.m.) aux extrémités des jonctions thermoélectriques. La figure 1.17 présente le schéma de principe du fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température.

Cette propriété est mise en application dans les fluxmètres de type Théry : les jonctions tangentielles sont multipliées et mises en série à la surface d'un support.

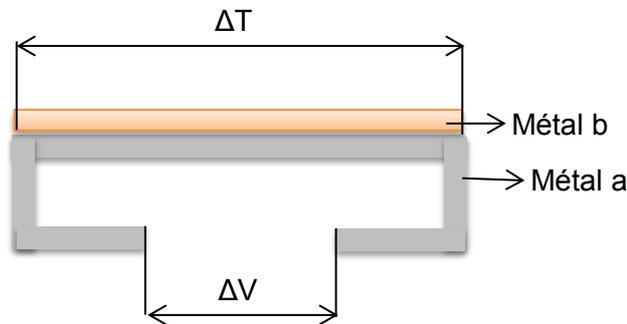


Figure 1.17. Schéma de principe du fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température [18]

Le f.e.m. mesurée est une fonction linéaire du flux qui traverse le fluxmètre thermique, aux corrections près des coefficients thermoélectriques des couples thermoélectriques en fonction de la température des éléments.

Dans le but d'augmenter le signal délivré par le fluxmètre, un grand nombre de couples thermoélectriques peuvent être mis en série et en opposition, constituant ainsi une thermopile [18].

D'après l'équation 1.12, il est possible par ce système d'évaluer le flux thermique en fonction de la différence de potentiel ΔV mesurée.

$$\Delta V = N. \alpha. \Delta T = N. \alpha. R_{th}. \varphi \quad \text{Eq. (1.12)}$$

Où ΔV est la différence de potentiel (V), N est le nombre de couples thermoélectriques, α est le coefficient Seebeck ($V.K^{-1}$), ΔT est le gradient de température (K), R_{th} est la résistance thermique ($m^2.K.W^{-1}$), et φ est la densité de flux ($W.m^{-2}$) [21].

2.4.3. Fluxmètres thermiques de type Gardon

Le fluxmètre thermique de Gardon est destiné plus particulièrement à la mesure du flux radiatif. La figure 1.18 présente le schéma de principe de cette méthode.

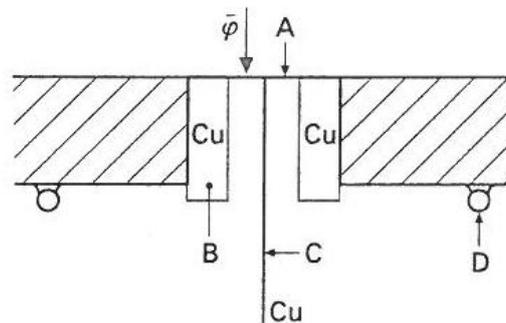


Figure 1.18. Schéma de principe du fluxmètre thermique de type Gardon [18]

D'après la figure 1.18, le rayonnement est reçu sur un disque métallique de constantan A. L'autre métal, à savoir le cuivre, B constitue un cylindre massif sur lequel est soudé le disque métallique (A). Le circuit thermoélectrique est fermé par un fil de cuivre, et soudé au centre du disque C. Le system est refroidi par un circuit de refroidissement D. Le cylindre est maintenu à température constante.

Une différence de température entre le centre du disque et sa périphérie donne naissance à une f.e.m. La mesure de cette différence de potentiel permet de calculer le flux traversant le centre du disque [18].

2.5. Technique de fabrication de fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température

Cette partie décrit les fluxmètres thermiques à gradient tangentiel de température, dont leurs principes, leurs techniques de fabrication, leurs applications, et leurs avantages et inconvénients sont présentés.

Il y a peu de société commercialisant des fluxmètres thermiques à gradient tangentiel de température. Leur fabrication est basée sur le principe que nous avons expliqué précédemment. Le passage du flux thermique génère un gradient de température sur la thermopile qui délivre ainsi une différence de potentiel proportionnelle au flux incident [21].

Trois sociétés aux Etats-Unis (Vatell, R.d.f, et Omega) et trois sociétés en Europe (Hukseflux, Wuntronic, et une P.M.E française : Captec) commercialisent ce type de fluxmètre thermique (Fig. (1.19)) [22-27].

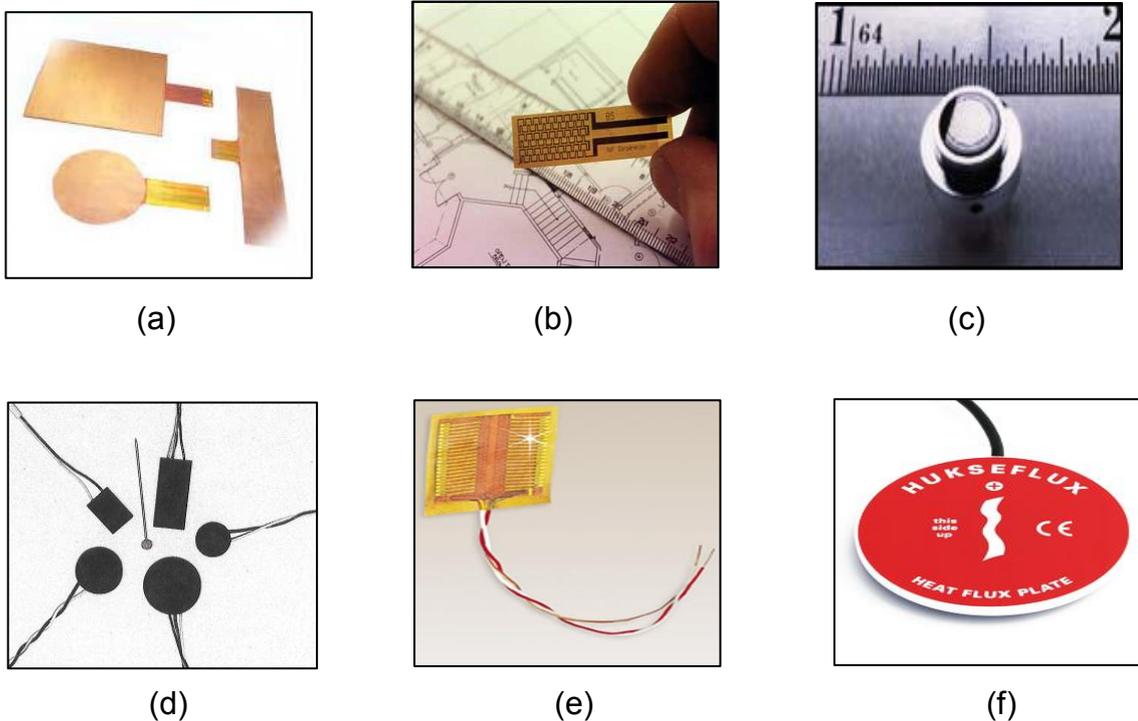


Figure 1.19. Photographies des fluxmètres thermiques commerciaux :
(a) Captec, (b) Rdf, (c) Vatell, (d) Wuntronic, (e) Omega, et (f) Hukseflux [22-27]

A partir des fiches techniques données par ces différents fabricants, nous résumons les caractéristiques des différents fluxmètres thermiques commercialisés dans le tableau 1.6 [28].

Tableau 1.6. Caractéristiques de différents fluxmètres thermiques commerciaux [28]

	Dimension (mm²)	Epaisseur	Temps de réponse / constante de temps	Sensibilité (V.m².W⁻¹)	Température de fonctionnement (°C)
Rdf	15x30	180 µm	0,13 s	0,82	-184 a 149
Vatell	10x10 25x25 51x51	0,25 mm	0,9 s	0,1 1 5	150
Omega	35,1x28,5	180 µm	0,2 s	0,95 2,06	148,8
Wuntronic	7,4x10,7 12,7 mmØ 0,95 mmØ 0,64 mmØ	1,5 mm 1,8 mm 1,8 mm 1,8 mm	3 s	18	148,5
Captec	10x10 50x50 100x100 15x130 30 mmØ	420 µm	150 ms	0,3 0,75 30 6 2	200
Hukseflux	80 mmØ	5 mm	240 s	50	70

Afin de préciser les caractéristiques générales données par les fournisseurs de fluxmètres thermiques, différentes grandeurs peuvent être utilisées, telles que la différence de potentiel délivrée en fonction de la température, le temps de réponse, ou la sensibilité.

La différence de potentiel délivrée en fonction de la température montre le pouvoir thermoélectrique du fluxmètre selon l'effet Seebeck ($V.K^{-1}$). Le temps de réponse est défini comme l'intervalle de temps entre le moment où nous appliquons un échelon de température sur le fluxmètre et le moment où sa grandeur de sortie varie [29].

D'une manière générale, la sensibilité d'un fluxmètre thermique est définie comme le rapport entre le signal de sortie, à savoir la différence de potentiel, et la propriété mesurée, à savoir la densité de flux thermique (Eq. (1.13)).

$$S = \frac{\Delta V}{\varphi} \quad \text{Eq. (1.13)}$$

Où S est la sensibilité ($V.m^2.W^{-1}$), ΔV est la différence de potentiel (V), et φ est la densité de flux thermique ($W.m^{-2}$).

Dans le cas idéal, la fonction est linéaire et par conséquent la sensibilité est constante dans toute l'étendue de mesure du fluxmètre [30].

Bien que la procédure de fabrication puisse être différente pour les différents fabricants, leurs technologies sont basées sur le même principe, celle de l'électrode plaquée. Les fluxmètres thermiques, qui sont créés avec le principe de l'électrode plaquée contiennent une piste de métal (ou alliage métallique) associée à des plots de métal de conductivité électrique plus élevée, ainsi qu'à une feuille souple de kapton-constantan utilisée comme support de réalisation. Les plots métalliques constituent des puits thermiques.

La figure 1.20 permet de distinguer la thermopile plane qui constitue l'élément actif du fluxmètre thermique (Captec Entreprise, France). Cette thermopile est réalisée avec la technologie du circuit imprimé. La gravure d'une feuille souple kapton-constantan est faite pour constituer une piste de constantan en forme de méandres. Afin de transformer cette piste en une succession de couples thermoélectriques disposés en série, des dépôts périodiques de cuivre sont réalisés par dépôt électrochimique du cuivre (ou galvanoplastie). La piste devient une thermopile plane de type constantan-cuivre délivrant une différence de potentiel

proportionnelle au nombre de couples thermoélectriques et au gradient de température (Eq. (1.12)) [21, 28].

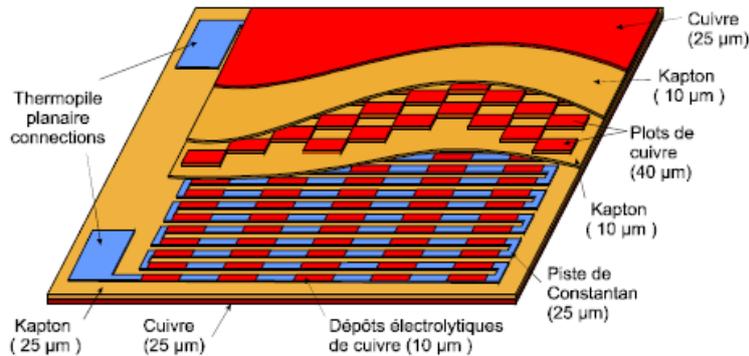


Figure 1.20. Vue écorchée d'un fluxmètre thermique en technologie feuilles minces (Captec Entreprise, France) [21]

Les plots de cuivre peuvent également être réalisés par gravure d'un laminé kapton-cuivre suivant la technologie classique des circuits imprimés. Ces structures planaires ont l'avantage de pouvoir être réalisées en petites séries mais nécessitent une main d'œuvre importante. Cette technologie contient des étapes de photosensibilisation et de gravure. Après un dégraissage de la feuille de kapton-constantan à l'acétone et une désoxydation au peroxydisulfate d'ammonium, une couche d'un métal, à savoir cuivre, de grande conductivité électrique et de bon contraste de pouvoir thermoélectrique est déposée par dépôt électrochimique. La feuille bimétallique ainsi réalisée est alors recouverte d'une résine photosensible, puis masquée et soumise à une insolation aux ultraviolets. Ce premier masque définit les pistes entrelacées (Fig. (1.21.(a))). Après révélation, la feuille est plongée dans un bain de perchlorure de fer. Seuls subsistent le cuivre et le constantan définissant les pistes ainsi que les connexions. La feuille est ensuite plongée dans l'acétone pour dissoudre les restes de la résine. La même opération est répétée avec un masque qui vient définir les électrodes. Ce masque est réalisé de manière à ce que les électrodes présentent des alignements de fronts chauds et de fronts froids, afin d'optimiser les gradients de température générés par le passage du courant. L'attaque chimique permettant de réaliser les cellules thermoélectriques est effectuée avec du peroxydisulfate d'ammonium, qui attaque plus rapidement le cuivre que le

constantan (Fig. (1.21.(b))). Enfin, le fluxmètre est recouvert d'un film de résine dans le but de le protéger de l'oxydation [31].

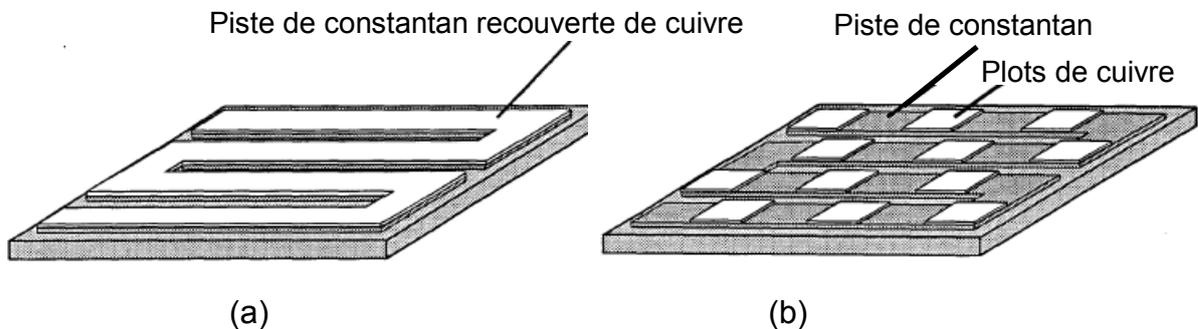


Figure 1.21. Production par gravure (a) gravure des pistes, (b) gravure de plots [31]

Le couple thermoélectrique constantan-cuivre est décrit pour la production de fluxmètres thermiques conventionnels. Ce couple est préférable pour la plupart des applications car le cuivre peut être déposé par dépôt chimique ou électrochimique ainsi que pour son pouvoir thermoélectrique intéressant. De plus, ce couple est très bien adapté au principe des électrodes plaquées car la conductivité électrique des plots doit être plus élevée que la conductivité électrique des pistes. Ainsi, le constantan ($1,9 \cdot 10^6 \text{ S.m}^{-1}$) et le cuivre ($59,1 \cdot 10^6 \text{ S.m}^{-1}$) possèdent un bon contraste de conductivités électriques [31].

2.6. Applications

Les mesures précises de la température qui sont utilisées pour obtenir le flux de chaleur ou les propriétés thermo-physiques sont indispensables dans de nombreux domaines. Il peut être cité quelques types d'applications de fluxmètre thermique parmi lesquels :

- La régulation de la température d'enceintes thermostatées ;
- La régulation de la température des bâtiments (forme généralisée d'enceintes thermostatiques) : ils sont généralement utilisés pour la mesure de la perte de chaleur à travers les murs et les plafonds de bâtiments, pour l'estimation de la charge de chauffage ou de refroidissement ;
- Le contrôle de l'efficacité des isolations thermiques pour favoriser des économies d'énergie ;

- L'étude et le contrôle des problèmes de convection-rayonnement dans les dispositifs échangeur de chaleur [18] ;
- La mesure des échanges thermiques entre le corps humain et son environnement pour les applications physiologiques [32-34].

3. Conclusion

Nous avons défini la notion de thermoélectricité dans la première partie de ce chapitre. D'abord, les trois effets thermoélectriques, telles que l'effet Seebeck, l'effet Peltier, et l'effet Thomson, sont décrits et la relation entre ces trois effets, qui est déterminée par Kelvin, est abordée. La définition des caractéristiques des couples thermoélectriques employés par l'effet Seebeck est détaillée.

Ensuite, nous présentons et comparons les matériaux thermoélectriques, à savoir les conducteurs métalliques et les semi-conducteurs. Selon le facteur de mérite Z , un bon matériau thermoélectrique a un coefficient Seebeck élevé, une faible conductivité thermique, et une faible résistivité électrique. Ainsi, les semi-conducteurs sont utilisés pour la génération thermoélectrique et la réfrigération thermoélectrique grâce à leur facteur de mérite élevé. A l'inverse, les couples thermoélectriques métalliques voient leurs principaux développements dans le domaine de la mesure de température car ils sont plus stable et leurs plage de température est plus large.

Nous nous sommes intéressés aux fluxmètres thermiques dans la deuxième partie de ce chapitre. Les fluxmètres thermiques sont utilisés afin de mesurer une densité de flux. Bien qu'il y ait trois types de fluxmètres thermiques différents selon les principes utilisés, à savoir le fluxmètre thermique à inertie, le fluxmètre thermique à dissipation ou à méthode zéro, et le fluxmètre thermique à gradient de température, nous nous concentrons sur les fluxmètres thermiques à gradient tangentiel de température. Ces fluxmètres thermiques mesurent un flux à partir de l'évaluation du gradient de température grâce à l'effet Seebeck mettant en jeu un réseau de couples thermoélectriques (ou thermopile).

Bien que la procédure de fabrication utilisée puisse être différente selon les fabricants, leurs technologies sont basées sur le principe de l'électrode plaquée.

Les fluxmètres thermiques peuvent être utilisés pour différentes applications, telles que la régulation de la température des bâtiments, le contrôle de l'efficacité des isolations thermiques, ou également la mesure des échanges thermiques entre le corps humain et son environnement pour les applications physiologiques.

Références Bibliographiques

- [1] D.Hauser, Thèse doctorat : Elaboration de super-réseaux de boîtes quantiques à base de SiGe et développement de dispositifs pour l'étude de leurs propriétés thermoélectriques, Université de Grenoble, France, (2011).
- [2] J.G.Stockholm, Génération thermoélectrique, Energie portable : autonomie et intégration dans l'environnement humain, Journées électrotechniques du club EEA, France, (2002), 35-42.
- [3] L.D.P.López, Thèse doctorat : Caractérisation des propriétés thermoélectriques des composants en régime harmonique : techniques et modélisation, Université Bordeaux 1, France, (2004).
- [4] J.G.Stockholm, La thermoélectricité applications et perspectives, Sciences, Vol.95-3, (1995), 3-11.
- [5] P.Croissant, B.Lenoir, J.P. Michenaud, A.Dauscher, Thermoélectricité : des principes aux applications, Techniques de l'ingénieur, K-730, France, (2010).
- [6] V.Da Ros, Thèse doctorat : Transport dans les composés thermoélectriques skutterudites de type $R_xCo_{4-y}Ni_ySb_{12}$ ($R = Nd, Yb$ et In), Institut polytechnique national de Lorraine, France, (2008).
- [7] S.O.Kasap, Thermoelectrical effects in metals: thermocouples, e-Booklet, (1990-2001).
- [8] R.E.Bentley, Handbook of temperature measurement: theory and practice of thermoelectric thermometry, Vol. 3, (1998).
- [9] R.Lacroix, Couples thermoélectriques et mesure des températures, Techniques de l'ingénieur, r2590, (1974).
- [10] Instrumentation CIRA, Mesure de température, Cours (2006-2007) : <http://perso.numericable.fr/cira/pdf/Cours/Instrumentation/temperature.pdf>, (consulté le 28/09/2015).
- [11] G.S.Nolas, J.Sharp, H.J.Goldsmid, Thermoelectrics: basic principles and new materials developments, (2001).
- [12] C.Godart, Matériaux à effets thermoélectriques, Techniques de l'ingénieur, n1500, (2009).
- [13] D.M.Rowe, Thermoelectrics Handbook: Macro to Nano, (2005).
- [14] E.Renaot, D.Jouin, Étalonnage et vérification des thermomètres - généralités et description d'instruments, Techniques de l'ingénieur, r2520, (2012).
- [15] M.H, Cours : Transfert de chaleur, Université de technologie Compiègne.

- [16] J.M.Autran, R.Lacroix, Couples thermoélectriques: caractéristiques générales, Techniques de l'ingénieur, r2592, (1986).
- [17] N.Dubey, M.Leclerc, Conducting polymers: efficient thermoelectric materials, Journal of polymer science part B: polymer physics, Vol. 49, (2011), 467–475.
- [18] P.Thureau, Fluxmètres thermiques, Techniques de l'ingénieur, R2900, (1988).
- [19] H.Kada, E.Antczak, M.Broda, E.Wirquin, La fluxmètrie, Projet national Calibé.
- [20] Z.S.Abdel-Rehim, M.M.Saad, M.El-Shakankery, I.Hanafy, Textile fabrics as thermal insulators, Autex Research Journal, Vol. 6, No.3, (2006), 148-161.
- [21] M.Yala-Aithammouda, Thèse doctorat : Etude et réalisation de microcapteurs de flux thermique en technologie silicium, Université de science et technologie de Lille, France, (2007).
- [22] <http://www.vatell.com/>, (consulté le 28/09/2015).
- [23] <http://www.rdfcorp.com/>, (consulté le 28/09/2015).
- [24] <http://www.omega.com/>, (consulté le 28/09/2015).
- [25] <http://www.hukseflux.com/>, (consulté le 28/09/2015).
- [26] <http://www.wuntronic.de/>, (consulté le 28/09/2015).
- [27] <http://www.captec.fr/>, (consulté le 28/09/2015).
- [28] B.Azerou, Thèse doctorat : Conception, réalisation et mise en œuvre de fluxmètres thermiques passif et dynamique à base de couches minces, Université de Nantes, France, (2013).
- [29] P.Meyne, Généralités sur les capteurs, Université de Paris 12 Val de Marne, Faculté des sciences et technologie, (2008-2009).
- [30] H.Randrianarisoa, Thèse doctorat : Etude et réalisation d'un banc de mesures pour capteurs de rayonnement infrarouge. Application à la caractérisation de microradiomètres, Université des sciences et technologies de Lille, France, (1998).
- [31] C.Machut, Thèse doctorat : Contribution à l'étude des thermocouples plaqués. Application à l'autocompensation en températures de nouveaux capteurs, Université des sciences et technologies de Lille, France, (1997).
- [32] Z.Xizhong, D.Zizhu, Z.Genhong, Application of the heat flux sensor in physiological studies, Journal of Thermal Biology, Vol. 18, No. 5/6, (1993), 473–476.
- [33] R.Niedermann, A.Psikuta, R.M.Rossi, Heat flux measurements for use in physiological and clothing research, Int. J. Biometeorol, Vol. 58, (2014), 1069-1075.
- [34] W.H.Close, M.J.Dauncey, D.L.Ingram, Heat loss from humans measured with a direct calorimeter and heat-flow meters, Br J Nutr. Vol. 43(1), (1980), 87-93.

CHAPITRE 2

Transferts thermiques et hydriques au sein des matériaux textiles

SOMMAIRE

Introduction.....	59
1. Analogie des transferts thermiques et hydriques.....	60
1.1. Transferts thermiques.....	61
1.1.1. Conduction.....	62
1.1.2. Convection.....	64
1.1.3. Rayonnement.....	65
1.2. Transferts hydriques dans un matériau poreux.....	68
1.2.1. Transmission de la vapeur d'eau.....	70
1.2.2. Transmission de l'eau liquide.....	74
1.3. Couplage entre les transferts thermiques et hydriques.....	79
1.4. Conclusion.....	81
2. Caractérisation des matériaux textiles.....	81
2.1. Evaluation de la porosité.....	82
2.2. Mesure de la perméabilité a l'air.....	83
2.3. Caractérisation de la transmission à la vapeur d'eau.....	84
2.4. Evaluation de la résistance thermique et évaporatoire.....	85
2.5. Evaluation des propriétés radiatives.....	88
2.6. Interface solide-liquide : caractérisation de l'énergie de surface.....	90
2.7. Couplage des transferts thermiques et hydriques.....	92
3. Conclusion.....	93
Références Bibliographiques.....	94

Introduction

Les fluxmètres thermiques à gradient tangentiel de température sont généralement composés d'un réseau de thermocouples (thermojonctions) disposés judicieusement de part et d'autre d'une paroi auxiliaire semi-rigide et imperméable.

Le fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température que nous cherchons à réaliser utilise une paroi auxiliaire en textile lui conférant des propriétés de souplesse et de perméabilité. La propriété de souplesse lui permet d'être appliquée sur des surfaces gauches, et la propriété de perméabilité lui permet de prendre en compte les phénomènes de transfert de masse, notamment les transferts hydriques. Ainsi, ce fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile (ou fluxmètre thermique textile) permet de coupler les transferts thermiques aux transferts hydriques et donc de prendre en compte le bilan énergétique complet lorsque des phénomènes d'évapotranspiration existent.

C'est pourquoi ce chapitre est consacré aux transferts thermiques et hydriques au sein d'un matériau poreux, tel que le textile.

Ces deux transferts, à savoir le transfert thermique et le transfert hydrique, ainsi que le couplage de ces deux transferts notamment pour une structure poreuse sont présentés sur la figure 2.1.

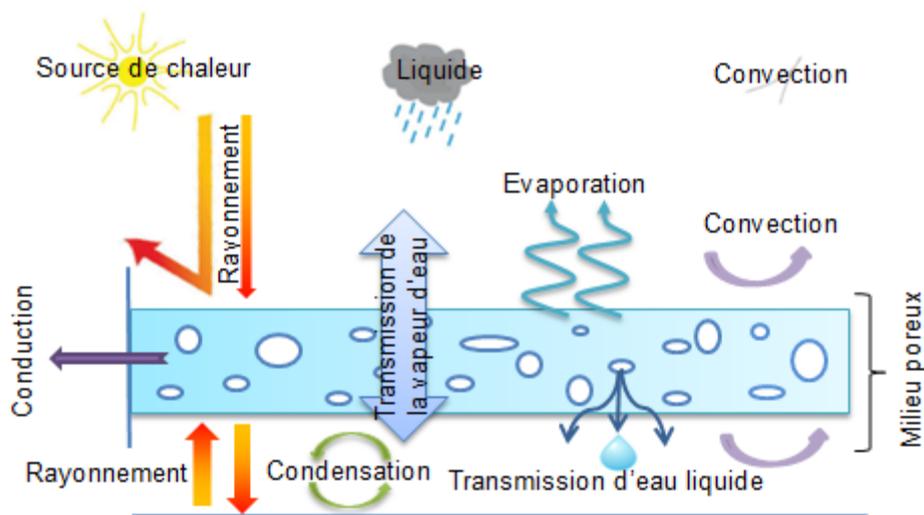


Figure 2.1. Schéma de présentation des transferts thermiques et hydriques ainsi que le couplage de ces deux transferts pour une structure poreuse

D'après la figure 2.1, les transferts thermiques se produisent soit par conduction, convection, et rayonnement. Les transferts hydriques sont réalisés soit par la transmission d'eau liquide, ou la transmission de la vapeur d'eau. Nous envisageons la condensation et l'évaporation lorsqu'il y a un couplage entre ces deux transferts.

La première partie de ce chapitre s'intéresse à détailler lesdits transferts. La deuxième partie de ce chapitre décrit différentes méthodes de caractérisation des propriétés du matériau poreux, en particulier du textile, liées aux transferts thermiques et/ou hydriques.

1. Analogie des transferts thermiques et hydriques

Comme il a été mentionné précédemment, l'évolution de la température et de l'humidité à l'intérieur d'un système résulte de la combinaison des transferts thermiques et hydriques qui se produisent à ses interfaces.

Comme il est présenté sur la figure 2.2, nous considérons un matériau avec une conductivité thermique λ , une masse volumique ρ_m , un coefficient de diffusion thermique a , un coefficient de diffusion massique D , une capacité thermique c , un coefficient d'échange par convection h_c , et un coefficient de transfert de masse h_m . Un flux de chaleur Φ et/ou un flux massique Φ_m traversent ce matériau de surface A et de longueur L grâce à des conditions de température et de concentration ou de pression de vapeur d'eau différentes à ses extrémités [1-3].

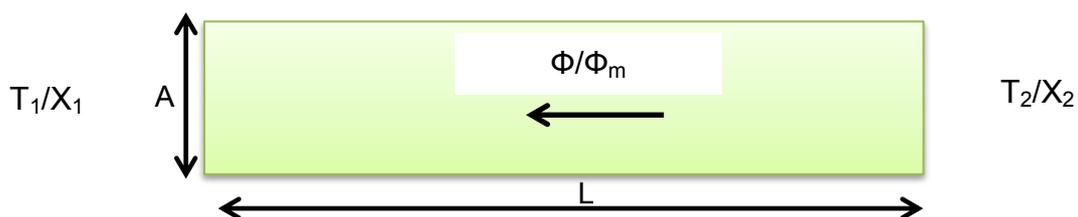


Figure 2.2. Schéma explicatif de transferts thermiques/hydriques [3]

L'analogie entre ces deux transferts est mise en évidence dans le tableau 2.1.

Tableau 2.1. Analogies entre les transferts thermiques et hydriques [3]

Thermique	Hydrique
Potentiel : température (T)	Potentiel : concentration de la vapeur d'eau ($X=X_{\text{eau}}/X_{\text{masse}}$)
<u>Conductivité thermique</u> λ	<u>Conductivité massique</u> $\rho_m \cdot D$
<u>Diffusivité thermique</u> a	<u>Diffusivité massique</u> D
<u>Loi de Fourier</u> $\Phi_{\text{cond}} = -\lambda \cdot A \cdot \frac{\Delta T}{L}$	<u>1^{ère} loi de Fick</u> $\Phi_m = -\rho_m \cdot D \cdot A \cdot \frac{\Delta X}{L}$
<u>Loi de Newton</u> $\Phi_{\text{conv}} = h_c \cdot A \cdot (T_2 - T_1)$	$\Phi_m = h_m \cdot A \cdot (X_2 - X_1)$
<u>Effusivité thermique</u> $E = \sqrt{\lambda \cdot \rho_m \cdot c} = \frac{\lambda}{\sqrt{a}}$	<u>Effusivité massique</u> $E_m = \frac{\rho_m}{\sqrt{D}}$
<u>Equation de la chaleur</u> $\frac{\partial^2 T}{\partial L^2} = \frac{1}{a} \frac{\partial T}{\partial t}$	<u>2^{ème} loi de Fick</u> $\frac{\partial^2 X}{\partial L^2} = \frac{1}{D} \frac{\partial X}{\partial t}$

Les équations et les lois présentées dans le tableau ci-dessus sont détaillées dans la partie suivante.

1.1. Transferts thermiques

La notion de chaleur définie par la thermodynamique est une grandeur de parcours représentant une forme transitoire d'énergie qui se propage à la suite d'une différence de température. Celle-ci peut se produire :

- Entre deux parties d'un système quelconque ;
- Entre le système et son environnement ;
- Entre deux systèmes séparés par un milieu matériel ou non (vide).

La thermodynamique classique permet d'évaluer la quantité de chaleur échangée par un système passant d'un état d'équilibre vers un autre. Comme il est présenté sur la figure 2.3, un système peut être défini par ses limites dans l'espace. Il peut être ensuite établi l'inventaire des différents flux de chaleur qui influent sur l'état du système [4].



Figure 2.3. Schéma du système (S) et de son bilan énergétique [4]

A partir du premier principe de la thermodynamique, le bilan d'énergie du système peut être représenté selon l'équation 2.1.

$$\Phi_e + \Phi_g = \Phi_{st} + \Phi_s \quad \text{Eq. (2.1)}$$

Où Φ_e est le flux de chaleur entrant (W), Φ_g est le flux de chaleur généré (W), Φ_{st} est le flux de chaleur stocké (W), et Φ_s est le flux de chaleur sortant (W).

L'étude des phénomènes thermiques qui accompagnent la propagation de la chaleur et le calcul des valeurs du flux thermique représentent l'objectif fondamental du transfert thermique. Il existe trois modes de transferts thermiques, à savoir par conduction, par convection, et par rayonnement.

1.1.1. Conduction

La relation fondamentale de la transmission de la chaleur par conduction est proposée par Fourier en 1822. Ce transport de chaleur se produit au sein d'une même phase – au repos ou mobile, mais tranquille (absence de remous) – en présence d'un gradient de température. La figure 2.4 présente le flux de chaleur qui traverse une surface A sur une longueur L grâce à un gradient de température ($\Delta T = T_c - T_f$) [1, 2].

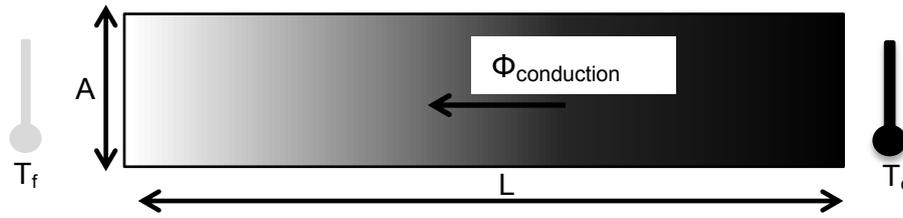


Figure 2.4. Schéma explicatif de la loi de Fourier [5]

Le flux de chaleur par conduction défini par la loi de Fourier s'exprime par l'équation 2.2.

$$\Phi_{\text{cond}} = \frac{dQ}{dt} = -\lambda \cdot A \cdot \frac{\Delta T}{L} \quad \text{Eq. (2.2)}$$

Où Φ_{cond} est le flux de chaleur par conduction (W), λ est la conductivité thermique du matériau ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$), A et L sont respectivement sa surface (m^2) et sa longueur (m), et ΔT est le gradient de température aux extrémités du matériau (K) [5].

De la même manière, il peut être exprimé la densité de flux de chaleur par conduction ϕ_{cond} ($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$), comme étant le rapport du flux de chaleur par conduction (W) sur la surface traversée A (m^2).

La conductivité thermique d'un matériau indique sa capacité à conduire la chaleur. La résistance thermique est une mesure de la capacité du corps à limiter la chaleur qui s'écoule au travers. Dans des conditions idéales, il y a une relation inverse entre la conductivité thermique et la résistance thermique selon l'équation 2.3.

$$R_{\text{th}} = \frac{L}{\lambda \cdot A} \quad \text{Eq. (2.3)}$$

Où R_{th} est la résistance thermique ($\text{K}\cdot\text{W}^{-1}$), A et L sont respectivement la surface (m^2) et la longueur (m), et λ est la conductivité thermique ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$) [6].

1.1.2. Convection

La convection est un processus physique de transmission de chaleur qui s'appuie sur un mouvement de matière. Celle-ci n'est possible que dans les milieux liquides et les gaz [7].

La figure 2.5 présente une paroi à la température T_1 et un fluide à température T_2 . Quel que soit le régime d'écoulement, il existe au voisinage immédiat de la paroi une zone d'écoulement laminaire appelée couche limite.

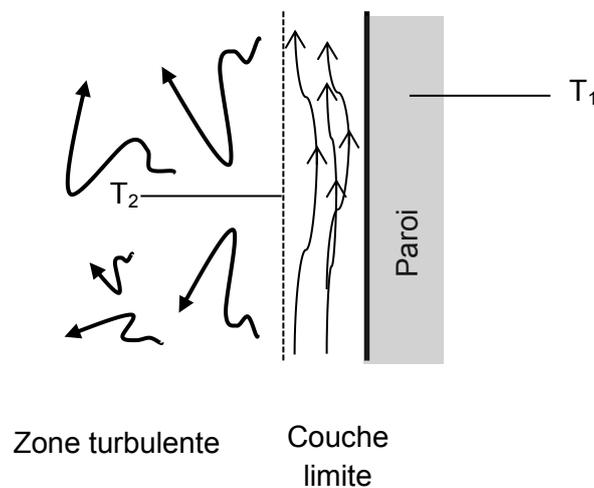


Figure 2.5. Schéma détaillé de transfert de chaleur par convection [7]

Le flux de chaleur transmis par convection, entre cette paroi et le fluide est décrit selon la loi de Newton définie par l'équation 2.4.

$$\Phi_{\text{conv}} = h_c \cdot A \cdot (T_2 - T_1) \quad \text{Eq. (2.4)}$$

Où Φ_{conv} est le flux de chaleur transmis par convection (W), h_c est le coefficient d'échange par convection ($\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$), A est la surface (m^2), T_1 et T_2 sont respectivement la température de la paroi et la température du fluide (K) [7].

Le coefficient h_c dépend de plusieurs paramètres, à savoir les caractéristiques du fluide (viscosité, masse volumique, capacité thermique massique), la nature de l'écoulement (laminant, turbulent), la température du fluide, la nature de la surface

d'échange (rugueuse, lisse, ...). L'échange de chaleur est d'autant plus élevé, lorsque h_c est élevé [8].

Deux types de convection permettent le mouvement du fluide : la convection forcée et la convection libre (ou naturelle). La convection forcée se manifeste quand le mouvement du fluide est une conséquence des actions extérieures imposées (pompe, ventilateur, vent, etc.). La convection libre est produite par le mouvement du fluide, engendré par une différence de masse volumique entre les parties froides et chaudes du fluide [9].

1.1.3. Rayonnement

Tous les corps, quel que soit leur état, émettent et absorbent de la chaleur en permanence. L'absorption de chaleur par le milieu élève sa température et accroît son agitation moléculaire et donc l'émission de chaleur. Le transfert de chaleur par rayonnement suppose l'existence d'un émetteur de rayonnement, d'un espace dans lequel le rayonnement se propage et d'un récepteur sur ou dans lequel le rayonnement est transformé. Ce transfert dépend du niveau de température des corps présents [4, 7, 9].

Tout milieu matériel ayant une température supérieure au zéro absolu (0 K ou -273,15 °C), émet un spectre d'ondes électromagnétiques. La figure 2.6 présente les différents types d'ondes électromagnétiques et leurs longueurs d'ondes correspondants [9].

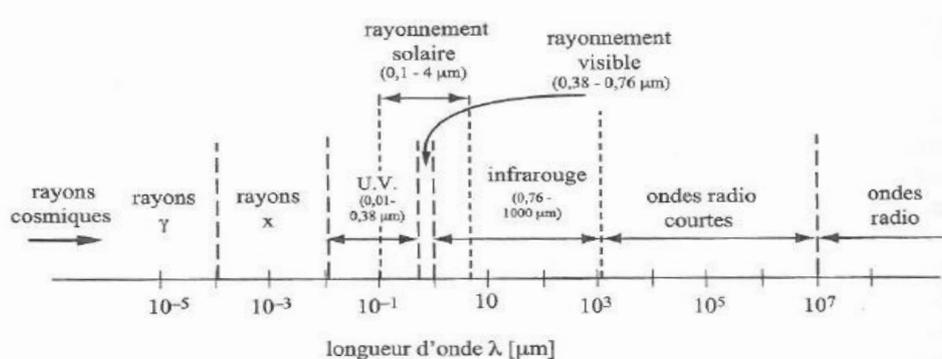


Figure 2.6. Présentation sous forme de diagramme de classement du spectre des ondes électromagnétiques [9]

La lumière visible perçue par l'œil humain est située entre 0,38 et 0,76 μm , tandis que les infrarouges (IR) se situent entre 0,76 et 1000 μm [9].

Les grandeurs radiatives dépendent d'un grand nombre de facteurs. Elles sont en particulier dépendantes de la nature du milieu matériel, de la longueur d'onde du rayon incident, et de la direction d'incidence. Le corps noir est utilisé comme référence pour simplifier le rayonnement des corps réels. Le corps noir, à une température donnée, émet le plus de puissance de façon isotrope et homogène, aussi appelé corps lambertien, et absorbe le plus de rayonnement.

L'émittance spectrale de ce corps noirs à la longueur d'onde du rayonnement est exprimée par la loi de Planck. La figure 2.7 présente l'évolution de l'émittance spectrale en fonction de la longueur d'onde du corps noir donnée, et ce pour quatre températures différentes, à savoir 1200 K, 1500 K, 1800 K, et 2000 K [4, 9, 10].

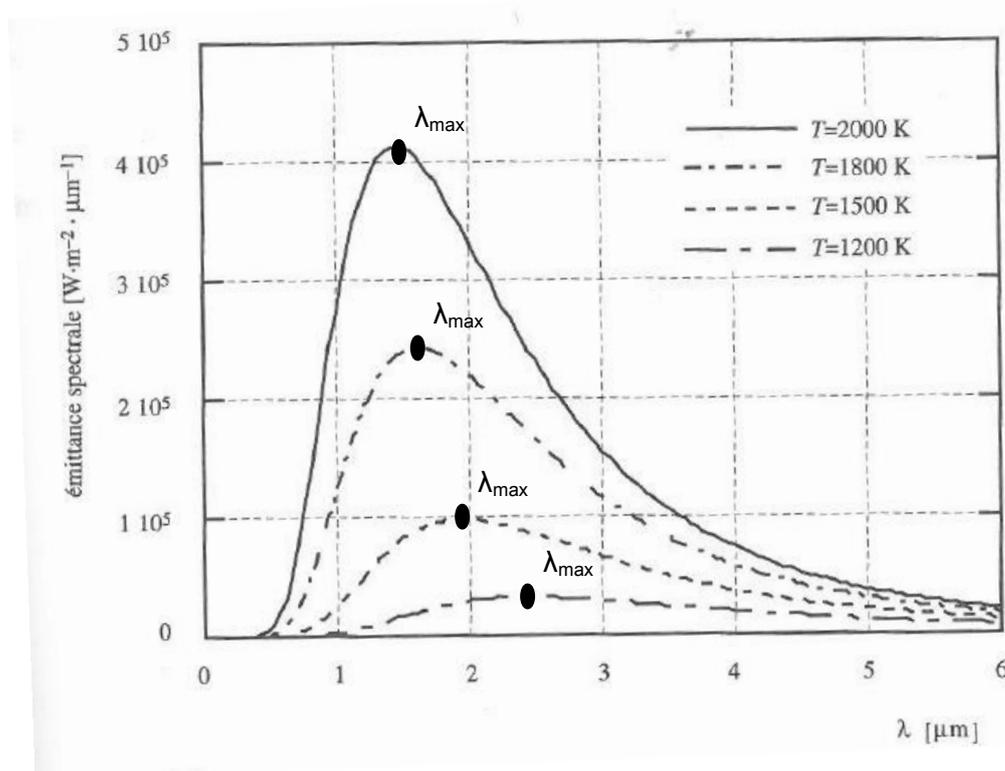


Figure 2.7. Schéma d'émittance spectrale d'un corps noir selon la loi de Planck pour quatre températures données [9]

La figure 2.7 montre que la forme de ces courbes est dissymétrique ; leur pente est plus forte pour les faibles longueurs d'onde (de l'onde de 1 μm) que pour les grandes

longueurs d'onde (de l'onde de $2 \mu\text{m}$). La valeur de la longueur d'onde λ_{max} , correspondant au pic d'émittance spectrale du corps noir, varie avec la température. Elle se déplace vers les courtes longueurs d'onde quand la température augmente. La loi du déplacement de Wien se déduit de la loi de Planck afin de définir la relation liant la longueur d'onde λ_{max} (μm) et la température T (K) (Eq. (2.5) [9]).

$$\lambda_{\text{max}} = \frac{2897,8}{T} \quad \text{Eq. (2.5)}$$

Par intégration sur leurs longueurs d'onde, l'émittance totale du corps noir, qui est la puissance émise par unité de surface φ_{em} , est définie par la loi de Stefan-Boltzmann selon l'équation 2.6.

$$\varphi_{\text{em}} = \sigma_{\text{SB}} \cdot T^4 \quad \text{Eq. (2.6)}$$

Où φ_{em} est la densité de flux thermique émis ($\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$), σ_{SB} est la constante de Stefan-Boltzmann ($5,675 \cdot 10^{-8} \text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-4}$), et T est la température (K).

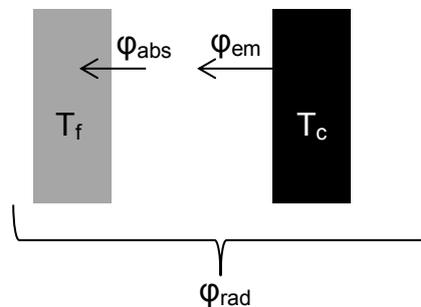


Figure 2.8. Schéma représentatif de deux corps noirs en vis-à-vis total

D'après la figure 2.8, si nous considérons deux corps noirs, l'un chaud (T_c) et l'autre froid (T_f), en vis-à-vis total, la densité de flux net échangée est décrite par l'équation 2.7.

$$\varphi_{\text{rad}} = \varphi_{\text{abs}} - \varphi_{\text{em}} = \sigma_{\text{SB}} \cdot (T_c^4 - T_f^4) \quad \text{Eq. (2.7)}$$

Où φ_{rad} est la densité de flux de chaleur par rayonnement ($\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$), φ_{abs} est la densité de flux thermique absorbé ($\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$), φ_{em} est la densité de flux de chaleur émise ($\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$).

²), σ_{SB} est la constante de Stefan-Boltzmann ($5,675 \cdot 10^{-8} \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-4}$), et T_c et T_f sont respectivement les températures du matériau chaud et du matériau froid (K).

Si les deux corps ne sont pas en vis-à-vis total, nous faisons intervenir un facteur de forme F qui tient compte de la géométrie considérée (Eq. (2.8)).

$$\varphi_{\text{rad}} = F \cdot \sigma_{SB} \cdot (T_c^4 - T_f^4) \quad \text{Eq. (2.8)}$$

Les corps réels émettent un spectre de puissance différent du spectre des corps noirs présentés ci-dessus. La propriété d'émission des corps réels est évaluée par rapport à celles du corps noir. C'est le rapport entre l'énergie rayonnée par un matériau et l'énergie rayonnée par un corps noir à la même température. Ainsi un corps noir a une émissivité de 1 ($\epsilon = 1$) alors que n'importe quel matériau réel a une émissivité inférieure à 1 ($\epsilon < 1$). Peu de corps émettent de façon lambertienne [7].

1.2. Transferts hydriques dans un matériau poreux

Un milieu poreux se compose d'une matrice solide et de son espace poreux. L'espace poreux peut être occupé par un ou plusieurs fluides (Fig. (2.9)).

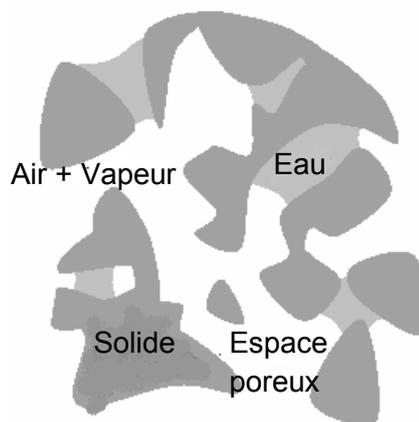


Figure 2.9. Représentation schématique d'un milieu poreux avec une matrice solide et un espace poreux occupé par l'eau à l'état liquide et vapeur [11]

Comme il est présenté sur la figure 2.9, dans un matériau poreux l'humidité peut être transférée sous forme liquide et/ou gazeuse. Ce transfert dépend de deux mécanismes :

- Le mouvement de la vapeur d'eau à partir de la surface du matériau à la suite de conditions externes, telles que la température, l'humidité, et la pression de la vapeur d'eau ;
- Le mouvement de l'humidité dans le matériau poreux qui est fonction de la nature physique interne du matériau et sa teneur en humidité [11].

Ces deux mécanismes peuvent être liés par le mécanisme de séchage. Lors du séchage d'un matériau saturé en humidité, ou lors de sa mise en équilibre dans une ambiance définie en humidité relative (HR) et en température, il peut être considéré trois phases représentant des variations de vitesses caractéristiques (Fig. (2.10)).

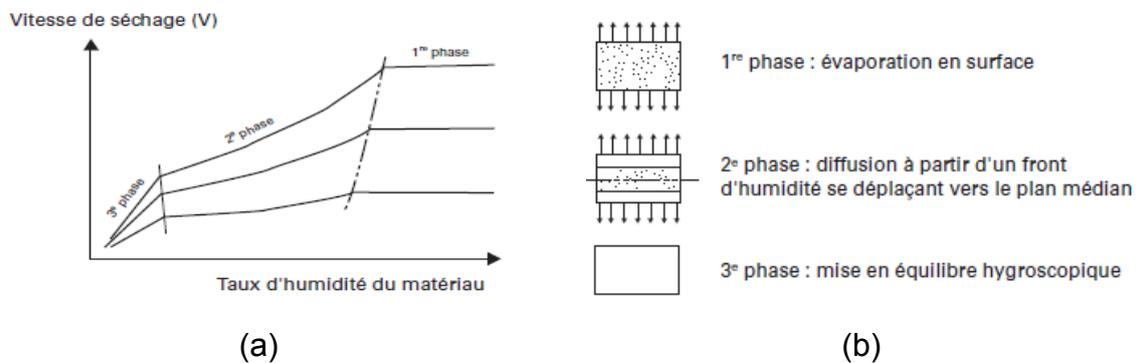


Figure 2.10. (a) Courbes caractéristiques de séchage, et (b) représentation schématique des phénomènes associés au mécanisme de séchage pour un matériau séchant par deux faces symétriques [12]

Durant la première phase, généralement de courte durée, la vitesse de séchage est pratiquement constante ; elle correspond à la vitesse d'évaporation d'un plan d'eau dans l'atmosphère considérée. Cette phase se poursuit tant que les forces capillaires sont capables d'alimenter la surface du matériau en eau liquide, laquelle alors s'évapore.

Lorsqu'il n'en est plus ainsi, le front d'humidité se déplace vers l'intérieur du matériau et la vitesse de séchage va brusquement diminuer, le séchage s'effectuant alors par diffusion à partir du front d'humidité au travers d'une couche de plus en plus épaisse de matériau. Cette phase se poursuit jusqu'à ce que le front d'humidité ait atteint le plan médian du matériau.

La troisième phase correspond à la mise en équilibre hygroscopique du matériau avec l'ambiance considérée ; elle est marquée par une décroissance sensible de la vitesse de séchage [12].

1.2.1. Transmission de la vapeur d'eau

Pour expliquer ce phénomène, il est important de différencier les pores de petites tailles de ceux de grosses tailles. En effet, si le rayon des pores est inférieur à 100 nm, ceux-ci sont considérés comme étant des pores de faible taille. La constitution de ce réseau définit le domaine hygroscopique du matériau. En revanche, les pores de taille plus importante (>100 nm) définissent le domaine dit non hygroscopique [12].

Après avoir différencié la taille des pores, il faut appréhender la notion de libre parcours moyen (lpm) pour mieux comprendre le phénomène de la transmission à la vapeur d'eau. Le libre parcours moyen est la distance qu'une molécule peut parcourir en moyenne dans un gaz non confiné sans en rencontrer une autre. Il est défini par l'équation 2.9.

$$lpm = \frac{1}{\pi \cdot \sqrt{2} \cdot n \cdot N_{Av} \cdot \delta_{molécule}^2} \quad \text{Eq. (2.9)}$$

Où lpm est la libre parcours moyen (m), n est la concentration molaire ($\text{mole} \cdot \text{m}^{-3}$), $n \cdot N_{Av}$ est la concentration moléculaire (m^{-3}) indépendamment de la nature des molécules dans le cas d'un mélange de gaz parfait, et $\delta_{molécule}$ est le diamètre des molécules (m) [13].

Suivant la taille des pores et le libre parcours moyen, deux cas se présentent, à savoir (i) la diffusion moléculaire, et (ii) la diffusion de Knudsen.

- Diffusion moléculaire

Le transfert de vapeur dans les pores de rayon supérieur au libre parcours moyen sera principalement de la diffusion moléculaire. Ce phénomène est alors prépondérant dans les pores de plus grosses tailles du matériau [12].

La diffusion moléculaire apparaît dans l'air humide sous l'effet d'un gradient de pression partielle de vapeur d'eau alors que la pression totale reste constante. La loi de Fick permet de décrire ce phénomène (Eq. (2.10)).

$$\left\{ \begin{array}{l} \Phi_m = -\rho_m \cdot D \cdot A \cdot \frac{\Delta X}{L} \\ D = \frac{1}{3} \cdot l_{pm} \cdot \sqrt{\frac{8R_{cn}T}{\pi M_m}} \end{array} \right. \quad \text{Eq. (2.10)}$$

Où Φ_m est le flux massique ($\text{g}\cdot\text{s}^{-1}$), ρ_m est la masse volumique ($\text{g}\cdot\text{m}^{-3}$), D est le coefficient de diffusion moléculaire ($\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1}$), A est la surface (m^2), X est la concentration de la vapeur d'eau ($\text{g}_{\text{eau}}\cdot\text{g}_{\text{mass}}^{-1}$), L est la longueur (m), l_{pm} est le libre parcours moyen (m), R_{cn} est la constante des gaz parfaits ($\text{J}\cdot\text{mol}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$), T est la température (K), et M_m est la masse molaire ($\text{g}\cdot\text{mol}^{-1}$) [3,12].

- Diffusion de Knudsen

A l'inverse, le transfert de vapeur dans les pores de rayon inférieur au libre parcours moyen sera de la diffusion de Knudsen, également appelée phénomène d'effusion. De ce fait les interactions entre les molécules disparaissent et leur vitesse est gouvernée par les collisions contre les parois des pores [12].

La loi de Fick est applicable à la diffusion de Knudsen de la même manière. Cependant, les coefficients de diffusion massiques sont différents (Eq. (2.11)).

$$D_K = \frac{2}{3} \cdot r \cdot \sqrt{\frac{8R_{cn}T}{\pi M_m}} \quad \text{Eq. (2.11)}$$

Où D_K est le coefficient de diffusion de Knudsen ($m^2.s^{-1}$), r est le rayon du pore (m), R_{cn} est la constante des gaz parfaits ($J.mol^{-1}.K^{-1}$), T est la température (K), et M_m est la masse molaire ($g.mol^{-1}$) [12].

Le coefficient de diffusion de Knudsen n'est plus proportionnel au libre parcours moyen mais au rayon du pore.

- Nombre de Knudsen

La diffusion moléculaire et la diffusion de Knudsen sont des idéalizations du phénomène physique. Ainsi, le transfert de vapeur d'eau dans un matériau poreux est une combinaison de ces deux phénomènes. Une modification est proposée pour combiner ces deux phénomènes en utilisant le nombre de Knudsen N_K (Eq. (2.12)).

$$\left\{ \begin{array}{l} D = \frac{D}{1+N_K} \\ N_K = \frac{l_{pm}}{\delta_{pore}} \end{array} \right. \quad \text{Eq. (2.12)}$$

Où D est le coefficient de diffusion moléculaire ($m^2.s^{-1}$), N_K est le nombre de Knudsen, l_{pm} est le libre parcours moyen (m), et δ_{pore} est le diamètre d'un pore (m) [12].

Mise à part la taille des pores et le libre parcours moyen, un autre paramètre influe sur la diffusion de la vapeur d'eau. Il s'agit de la tortuosité (Fig. (2.11)).

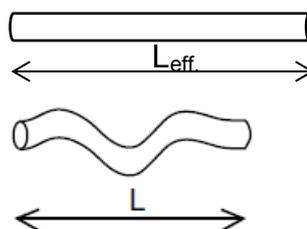


Figure 2.11. Représentation schématique de la tortuosité [14]

D'après la figure 2.11, si nous considérons un échantillon de longueur L , un canal qui traverse l'échantillon de part et d'autre avec une longueur effective L_{eff} , la tortuosité est définie par l'équation 2.13 [14].

$$\tau = \frac{L_{\text{eff}}}{L} \quad \text{Eq. (2.13)}$$

Où τ est la tortuosité, L_{eff} est la longueur effective (m), et L est la longueur (m) [14].

L'effet de tortuosité sur le coefficient de diffusion massique est défini selon l'équation de Laplace (Eq. (2.14)).

$$D_{\text{eff}} = D_{\text{lb}} \cdot \frac{P\%}{\tau} \quad \text{Eq. (2.14)}$$

D_{eff} est le coefficient de diffusion effective ($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$), D_{lb} est le coefficient de diffusion libre ou diffusivité en l'absence de milieu poreux ($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$), $P\%$ est la porosité (%), et τ est le coefficient de tortuosité (sans dimension).

En l'absence de milieu poreux, le rapport de la porosité sur la tortuosité est égal à 1. Le coefficient de tortuosité est adimensionnel. Une tortuosité importante implique un coefficient faible [13, 15].

La perméabilité d'un matériau définit sa capacité à se laisser traverser par un gaz sous l'action d'une différence de pression entre ses deux faces opposées (Fig. (2.12)). Dans le cas où le gaz considéré est de la vapeur d'eau, il s'agit du rapport de la quantité de vapeur d'eau traversant un matériau par unité d'épaisseur e , de temps t et par unité de gradient de pression de vapeur d'eau ($P_{V1}-P_{V2}$) régnant de part et d'autre du matériau [12].

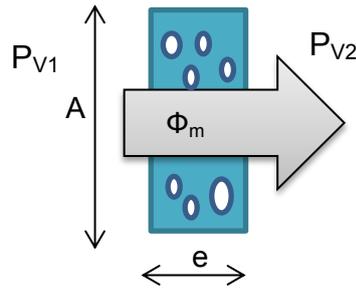


Figure 2.12. Schéma explicatif de la perméabilité à la vapeur d'eau d'un matériau poreux [12]

La connaissance du flux de vapeur traversant le matériau permet de calculer la perméabilité à la vapeur d'eau d'après l'équation 2.15 [16].

$$\left\{ \begin{array}{l} WVP = \frac{e \cdot \varphi_m}{\Delta P_v} \\ \varphi_m = \frac{\Phi_m}{A} \end{array} \right. \quad \text{Eq. (2.15)}$$

Où WVP est la perméabilité à la vapeur d'eau ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{Pa}^{-1}$), e est l'épaisseur (m), φ_m est la densité de flux massique ($\text{g} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$) comme étant le rapport du flux massique Φ_m ($\text{g} \cdot \text{s}^{-1}$) sur sa surface A (m^2), et ΔP_v est le gradient de la pression de vapeur d'eau ($P_{V1} - P_{V2}$) (Pa) [16].

1.2.2. Transmission de l'eau liquide

Le transfert de l'eau liquide au travers d'un matériau poreux implique deux processus, à savoir (i) le mouillage, et (ii) la diffusion par capillarité.

- Mouillage

Le mouillage est le processus initial de la transmission de l'eau liquide. Il est défini comme le changement d'une interface solide-air vers une interface solide-liquide (Fig. (2.13)). Le mouillage peut impliquer plusieurs processus tel que l'immersion d'un solide dans un liquide, la sorption capillaire, l'adhésion entre le liquide et le solide, et l'étalement du liquide sur le solide [17, 18].

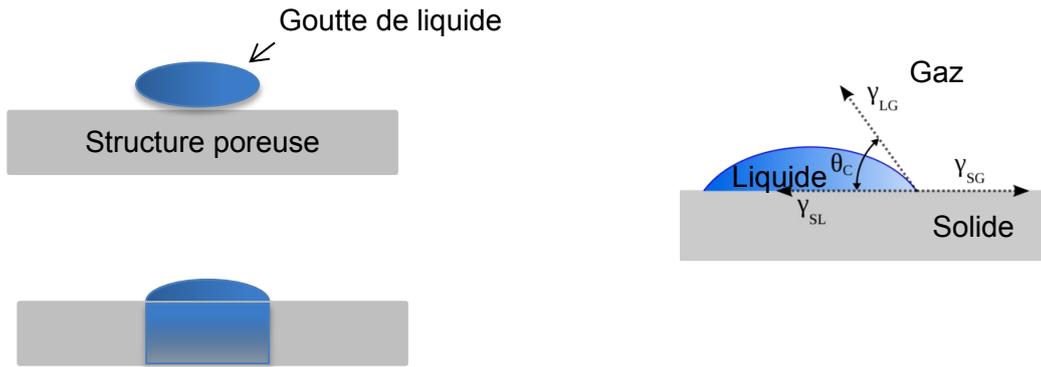


Figure 2.13. Schéma de processus initial de la transmission de l'eau liquide :
le mouillage [17]

Les forces en équilibre lors du mouillage sont décrites par l'équation de Young-Dupré (Eq. (2.16)).

$$\gamma_{SG} - \gamma_{SL} = \gamma_{LG} \cdot \cos\theta_c \quad \text{Eq. (2.16)}$$

Où γ est l'énergie de surface ($\text{N}\cdot\text{m}^{-1}$), les indices S, L, G représentent respectivement le solide, le liquide, le gaz, et θ_c est l'angle de contact de l'interface solide-liquide et liquide-gaz ($^\circ$).

L'angle de contact est une mesure directe de la mouillabilité. Un angle de contact faible entre le solide et le liquide montre une haute mouillabilité de solide vis-à-vis du liquide considéré.

Les propriétés du solide et du liquide influencent la mouillabilité. Par exemple, avec une augmentation de la densité et de la viscosité du liquide, l'énergie de surface de la matière augmente, ce qui diminue la mouillabilité vis-à-vis du solide. Avec une augmentation du caractère hydrophile du solide, l'angle de contact est réduit, ainsi la mouillabilité de la surface augmente [17].

- Diffusion par capillarité

La diffusion par capillarité présentée figure 2.14 se produit en raison d'une pression capillaire. Ce phénomène ne peut se produire que lorsque le liquide mouille les espaces capillaires.



Figure 2.14. (a) Schéma de diffusion d'un liquide sur une surface poreuse par capillarité, et (b) représentation schématique simplifiée de ce phénomène [17, 19]

A partir de la figure ci-dessus, cette pression capillaire est exprimée par l'équation de Laplace (Eq. (2.17)).

$$P_c = \frac{2\gamma \cdot \cos\theta_c}{r_c} \quad \text{Eq. (2.17)}$$

Où P_c est la pression capillaire ($\text{N}\cdot\text{m}^{-2}$, Pa), γ est l'énergie de surface du liquide ($\text{N}\cdot\text{m}^{-1}$), θ_c est l'angle de contact du liquide avec le substrat ($^\circ$), et r_c est le rayon capillaire (m).

Lorsque les forces capillaires et gravitationnelles s'équilibrent, la hauteur de diffusion capillaire est également appelée hauteur de Jurin. Cette hauteur capillaire d'équilibre statique est exprimée par l'équation 2.18.

$$h_J = \frac{2\gamma \cdot \cos\theta_{c(st)}}{r_{c(st)} \cdot \rho_m \cdot g} \quad \text{Eq. (2.18)}$$

Où h_J est la hauteur de Jurin (m), γ est l'énergie de surface du liquide ($\text{N}\cdot\text{m}^{-1}$, Pa.s), $\Theta_{c(st)}$ est l'angle de contact statique ($^\circ$), $r_{c(st)}$ est le rayon capillaire statique (m), ρ_m est la masse volumique ($\text{g}\cdot\text{m}^{-3}$), et g est l'accélération gravitationnelle ($\text{m}\cdot\text{s}^{-2}$).

De même la diffusion capillaire est calculée par l'équation de Lucas-Washburn (Eq. (2.19)).

$$h_{LW}^2 = \frac{\gamma \cdot r_c \cdot \cos\Theta_{c(d)}}{2\eta} \cdot t \quad \text{Eq. (2.19)}$$

Où h_{LW} est la hauteur de diffusion capillaire (m), γ et η sont respectivement l'énergie de surface et la viscosité du liquide ($\text{N}\cdot\text{m}^{-1}$, Pa.s), $\Theta_{c(d)}$ est l'angle de contact dynamique ($^\circ$), r_c est le rayon capillaire équivalent ((rayon capillaire hydrodynamique)²/rayon capillaire statique) (m), et t est le temps (s) [19-21].

- Loi de Darcy

Tandis que la mouillabilité et la diffusion par capillarité peuvent apparaître comme des phénomènes distincts, ils peuvent être décrits par un seul processus. Le débit du flux massique change directement avec la pression et est inversement proportionnel à la longueur de l'échantillon dans la direction de l'écoulement. Ce phénomène est défini par l'équation de Darcy (Eq. (2.20)).

$$V_c = \frac{k}{\eta} \cdot \frac{\Delta P_c}{L} \quad \text{Eq. (2.20)}$$

Où V_c est la vitesse apparente du liquide ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$), k est la perméabilité intrinsèque du milieu poreux (m^2), η est la viscosité du liquide (Pa.s), P_c est la pression capillaire (Pa), et L est la longueur d'échantillon (m) [17].

La perméabilité intrinsèque k est indépendante du fluide qui circule. C'est une propriété du milieu poreux considéré, de la nature de l'équation dynamique et de la condition d'adhérence du fluide aux parois solides. Il est important de noter que la perméabilité intrinsèque s'exprime en m^2 . C'est à dire qu'elle reflète la structure, y

compris la taille typique des pores dont elle se compose. Différents matériaux poreux possédant des structures géométriquement semblables, ou des distributions porométriques ne différant que par un facteur sur l'échelle des tailles du pore, auront une perméabilité intrinsèque proportionnelle au carré de l'échelle de taille [13].

Au sein d'un matériau, l'action capillaire est déterminée par l'interaction entre le liquide et le substrat. Selon les équations présentées ci-dessus, si le rayon capillaire diminue, la pression générée dans le capillaire sera plus élevée provoquant un écoulement rapide à travers le capillaire. En outre, la diminution de la viscosité du liquide provoque une hauteur de diffusion capillaire plus élevée et un écoulement accéléré [17].

Comme il a déjà été décrit auparavant, la tortuosité des pores a une grande influence sur le processus de diffusion. Un matériau poreux, tel qu'un tissu textile, peut être modélisé comme un ensemble bimodal de tubes capillaires cylindriques, parallèle et tortueux (Fig. (2.15)) [19].

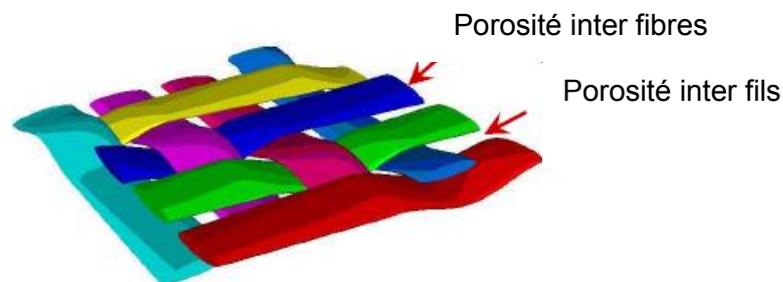


Figure 2.15. Schéma représentatif de la modélisation bimodale de tubes capillaires inter fibres/fils d'un matériau poreux tel que le textile [19]

Dans un tel matériau, la loi de Jurin est modifiée en ajoutant un facteur de géométrie F_{geo} (Eq. (2.21)).

$$h_j = \frac{F_{geo} \cdot \gamma \cdot \cos\theta_{c(st)}}{r_c \cdot \rho_m \cdot g} \quad \text{Eq. (2.21)}$$

Où F_{geo} est une constante qui dépend de la distribution de la taille des pores et de la direction d'écoulement. Une valeur du paramètre géométrique, entre 2 et 4, est habituellement obtenue par ajustement non linéaire de l'évaluation dans le temps de

la hauteur capillaire [19]. Une augmentation de la tortuosité de ce matériau présenté ci-dessus entraîne une réduction du potentiel de la diffusion par capillarité [22-24].

1.3. Couplage entre les transferts thermiques et hydriques

L'intérêt pour le couplage des transferts thermiques et hydriques dans les structures poreuses est grandissant depuis plusieurs années, et ce dans un grand nombre de domaines scientifiques de l'ingénierie, tel que le génie civile, la sécurité des barrages, la météorologie, le stockage de l'énergie, la conception de vêtements fonctionnels...

Ce couplage présente néanmoins des mécanismes complexes en théorie et en pratique. D'une part, la chaleur est transportée par conduction, par convection, et par rayonnement. D'autre part, l'eau se déplace sous l'action de la pression capillaire tandis que la vapeur se déplace par diffusion due au gradient de densité de vapeur d'eau. Leur couplage implique que les deux s'impactent mutuellement [25, 26].

Le couplage dans un matériau poreux présente trois étapes en réponse à l'humidité transitoire, ces étapes sont présentées sur la figure 2.16.

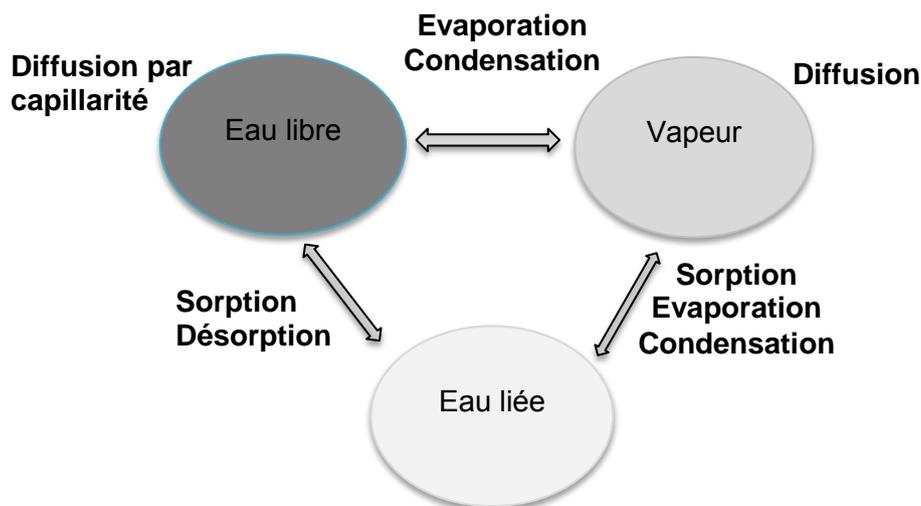


Figure 2.16. Schéma de couplage entre les transferts thermiques et hydriques [27]

Il faut d'abord définir les notions d'eau libre et d'eau liée. L'eau libre est située en dehors du champ d'attraction des particules solides du milieu poreux. Les molécules d'eau se déplacent sous l'action de la gravité ou bien sous l'action de gradients de pression, de température ou de concentration. En revanche, l'eau liée est attachée à la surface du matériau et ne peut se déplacer [28].

La première étape de ce couplage est dominée par deux processus « rapides » : (i) la diffusion de vapeur d'eau, et (ii) la diffusion de l'eau liquide vers le substrat en raison du gradient de concentration au travers de celui-ci.

La deuxième étape est la sorption d'humidité définie comme étant le processus par lequel une substance est adsorbée ou absorbée sur ou dans une autre substance. Elle résulte de l'action de molécules de gaz ou de liquide mis en contact avec un matériau solide, et qui adhèrent à sa surface comme étant l'eau libre (adsorption) ou s'incorpore dans la totalité de son volume comme étant l'eau liée (absorption). Ce processus est relativement lent, prend de quelques minutes à quelques heures en fonction des transferts thermiques.

Pendant ces deux phases transitoires, les transferts thermiques sont couplés avec quatre différentes formes des transferts hydriques en raison de la chaleur dégagée ou absorbée : (i) la sorption, (ii) la désorption, (iii) l'évaporation, et (iv) la condensation.

La désorption est la transformation inverse de la sorption (adsorption ou absorption), par laquelle les molécules absorbées se détachent du substrat.

L'évaporation est un passage progressif de l'état liquide à l'état gazeux. En revanche, la condensation est le changement d'état de la matière d'un état gazeux à un état condensé (solide ou liquide). L'eau s'évapore à partir de régions chaudes et se déplace à travers les pores remplis de gaz par diffusion et se condense dans les régions froides libérant de l'énergie par la chaleur latente d'évaporation (Eq. (2.22)).

$$Q_e = L_e \cdot M \quad \text{Eq. (2.22)}$$

Où Q_e est l'énergie de chaleur latente produite par évaporation (J), L_e est le coefficient de chaleur latente d'évaporation de liquide ($J.g^{-1}$), et M est la masse de liquide (g).

Enfin, la troisième étape correspond à un état d'équilibre, où transferts hydriques et transferts thermiques se stabilisent : les effets de couplage deviennent moins importants [26-30].

1.4. Conclusion

Dans la partie précédente, les transferts thermiques, hydriques et le couplage de ceux-ci sont présentés pour un matériau poreux, tels que le textile.

Les transferts thermiques se font par conduction, par convection, et par rayonnement. D'autre part, la transmission de la vapeur d'eau, et la transmission de l'eau liquide sont considérées comme des transferts hydriques. En revanche, le couplage de ces transferts implique des phénomènes transitoires lors des changements de phase, à savoir sorption-désorption, et évaporation-condensation.

2. Caractérisation des matériaux textiles

Les transferts thermiques et hydriques présentés précédemment sont influencés par les propriétés du matériau poreux, telles que l'épaisseur, la porosité, et la perméabilité à l'air [31-33].

La porosité d'un matériau est un des paramètres les plus importants qui influence les transferts thermiques et hydriques. Cette propriété est directement liée à sa masse surfacique et son épaisseur. A masse surfacique constante, une augmentation de l'épaisseur implique une augmentation de la porosité en raison de l'augmentation du volume du matériau considéré. Il est généralement accompagné par l'augmentation de la quantité d'air dans les interstices du matériau ce qui favorise une bonne résistance thermique et résistance à la vapeur d'eau [34]. A contrario, un matériau présentant une porosité faible a un bon taux de la transmission à la vapeur d'eau et aussi une bonne capacité de gestion d'humidité [35].

Les propriétés thermiques et aussi hydriques sont essentiellement influencées par la perméabilité à l'air du fait de la différence de la conductivité thermique entre les fibres, l'air, et l'eau. La conductivité thermique des structures textiles est généralement comprise entre 0,033 et 0,01 W.m⁻¹.K⁻¹. La conductivité thermique de l'air est de 0,026 W.m⁻¹.K⁻¹ à 20 °C et celle de l'eau est de 0,6 W.m⁻¹.K⁻¹. Ainsi, la résistance thermique diminue avec la diminution de la perméabilité à l'air [36-38].

L'objectif de cette partie est de présenter les méthodes les plus pertinentes de caractérisation pour notre travail. Ainsi, nous déterminons les méthodes pour calculer la porosité et mesurer la perméabilité à l'air afin d'analyser leurs effets sur les transferts thermiques et hydriques. La résistance thermique et la transmission à la vapeur d'eau sont évaluées afin de caractériser le comportement des matériaux textiles vis-à-vis de la température et de l'humidité.

2.1. Evaluation de la porosité

La porosité est évaluée selon l'équation 2.23.

$$P(\%) = \left(1 - \frac{m}{d \times e}\right) \times 100 \quad \text{Eq. (2.23)}$$

Où P(%) est la porosité, m est la masse surfacique du tissu (g.m⁻²), d est la densité des fibres (g.m⁻³), et e est l'épaisseur du tissu (m) [35].

La masse surfacique m est mesurée conformément à la norme ISO 3801 : 1977 sur des disques de surface 100 cm² [39].

L'épaisseur d'un tissu e est mesurée à l'aide d'une jauge d'épaisseur (Fig. (2.17)).



Figure 2.17. Photographie d'une jaugé d'épaisseur (VVC, France) [40]

Selon la norme ISO 5084 : 1996, l'épaisseur du textile est mesurée sous une pression définie de 1 kPa ou de 0,1 kPa [41].

2.2. Mesure de la perméabilité à l'air

Selon la norme ISO 9237 : 1995, la perméabilité à l'air est la vitesse de l'écoulement d'air passant perpendiculairement à travers une éprouvette dans des conditions prescrites (sous une pression constante de 196 Pa), de surface d'essai de 20 cm², de perte de charge et de durée (Fig. (2.18)) [42].



Figure 2.18. Photographie de l'appareil de perméabilité à l'air (FX 3300) [43]

2.3. Caractérisation de la transmission à la vapeur d'eau

Il existe différentes méthodes pour la mesure de la transmission à la vapeur d'eau. Elles diffèrent par leurs mécanismes de construction, leurs conditions de test, leurs paramètres de mesure et leurs unités. En revanche, toutes les méthodes mesurent le taux de transmission à la vapeur d'eau, c'est-à-dire la quantité de vapeur d'eau passant à travers une étoffe par unité de temps.

Parmi l'ensemble des équipements permettant la mesure des transferts de vapeur, quatre normes spécifiques associées semblent intéressantes pour nos applications, à savoir (i) ISO 15496, basé sur le principe de la coupe droite inversée, (ii) ISO 11092 ou évaluation de la résistance évaporatoire par la méthode de la plaque chaude gardée transpirante, (iii) ASTM E96, et (iv) BS 7209. Parmi l'ensemble de ces normes, celles qui sont dédiés plus particulièrement au transfert des systèmes membranaires concernent les méthodes « dish » capables d'évaluer la transmission de vapeur d'eau considérant une lame d'air et un gradient d'humidité sous contrainte convective constante. Sachant que la norme ASTM E96 et la norme BS 7209 sont basées sur le même principe nous avons opté dans ce cadre de ce travail à l'évaluation de la transmission à la vapeur d'eau suivant la norme BS 7209.

La figure 2.19 représente l'appareil de mesure.

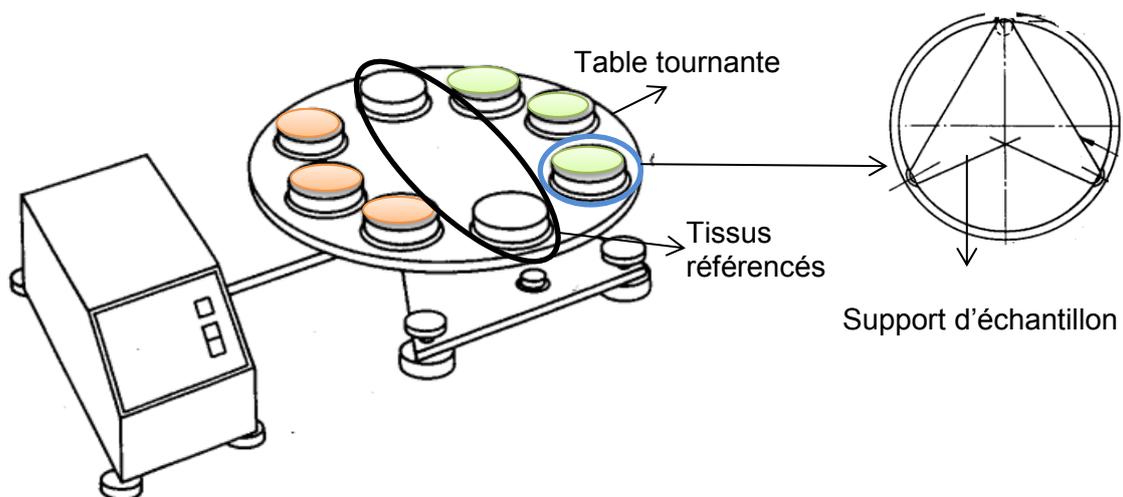


Figure 2.19. Schéma de l'appareil de mesure de la transmission à la vapeur d'eau selon la norme BS 7209 : 1990 [44]

L'échantillon à tester est placé sur un pot ouvert contenant de l'eau. La distance entre la surface de l'eau et la face inférieure de l'échantillon est 10 (± 1) mm, ce qui représente 46 ml d'eau. L'assemblage est placé sur une table tournante ($0,41 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$) dans une atmosphère contrôlée ($20\pm 2 \text{ }^\circ\text{C}$, $65\pm 2\%$ HR). La masse des pots est mesurée après 1 heure. Durant toute la durée du test, chaque assemblage établit un équilibre de gradient de vapeur d'eau. La durée du test est comprise entre 5 et 16 heures. A la fin du test l'assemblage est pesé. Ces deux mesures nous permettent de déterminer la perméabilité à la vapeur d'eau à travers l'échantillon selon l'équation 2.24.

$$WVP = \frac{24 \cdot M}{A \cdot t} \quad \text{Eq. (2.24)}$$

Où WVP est la perméabilité à la vapeur d'eau ($\text{g}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{jour}^{-1}$), M est la masse de l'assemblage au cours de la période t (g), t est le temps entre les pesées successives de l'assemblage (h), et A est la surface de l'échantillon testé (égale à la surface interne du pot de test) (m^2).

L'indice de perméabilité à la vapeur d'eau est calculé en exprimant le rapport de la perméabilité à la vapeur d'eau de l'échantillon sur la perméabilité à la vapeur d'eau d'un textile référence (polyester haute ténacité, tissé, monofilament) (Eq. (2.25)).

$$L_p = \frac{WVP_{\text{test}}}{WVP_{\text{ref}}} \cdot 100 \quad \text{Eq. (2.25)}$$

Où L_p est l'indice de perméabilité à la vapeur d'eau (%), WVP_{test} est la perméabilité à la vapeur d'eau de l'échantillon ($\text{g}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{jour}^{-1}$), et WVP_{ref} est la perméabilité à la vapeur d'eau du tissu référence ($\text{g}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{jour}^{-1}$) [45].

2.4. Evaluation de la résistance thermique et évaporatoire

Le tableau 2.2 présente les appareils et les normes utilisés pour la caractérisation de la résistance thermique [46-50].

Tableau 2.2. Appareils et normes utilisés pour caractériser la résistance thermique [46-50]

Appareil	Norme
Mannequin thermique	ASTM F1291 : 2004
Plaque chaude gardée transpirante	ISO 11092:1993
Plaque chaude transpirante	ASTM F1868-12
Plaque chaude	ISO 5085-1 :1989 ISO 5085-2 :1990

Ces dernières années, l'utilisation du mannequin thermique et la plaque chaude gardée transpirante (souvent nommée Skin Model) se sont développées tant que référence dans le milieu. Malgré ses nombreux avantages, comme son coût, sa précision, la plaque chaude gardée transpirante reste limitée à l'étude des étoffes et n'apporte que très peu d'éléments de réponse sur le vêtement lui-même. L'alternative proposée pour pallier au manque d'informations du Skin Model sur le produit final est le mannequin thermique, qui conserve le même principe, mais se rapproche des paramètres morphologiques pour l'évaluation du vêtement dans son ensemble comprenant la convection sous vestimentaire. Néanmoins, son coût élevé, et la difficulté de contrôler efficacement la sudation reste un frein important à bon nombre d'études. Ainsi, le Skin Model est le plus utilisé par les spécialistes pour avoir des informations intrinsèques sur les transferts thermiques et hydriques des matériaux textiles [51].

Selon la norme ISO 11092 : 1993, le Skin Model est utilisé pour simuler les processus de transferts de chaleur et de masse qui se produisent au voisinage de la peau humaine. Les mesures qui concernent l'un ou les deux transferts peuvent être conduites séparément ou simultanément en utilisant une variété de conditions environnementales combinant la température, l'humidité relative, la vitesse de l'air [47].

La figure 2.20 présente l'appareil Skin Model, qui est composé d'une plaque poreuse par laquelle passe de l'eau, elle est alimentée par des canaux d'approvisionnement

pour simuler la transpiration. La température de la plaque est maintenue à 35 °C, avec ou sans alimentation en eau. Les paramètres environnementaux, à savoir la température ambiante, l'humidité relative, et la convection, sont contrôlés. Ce contrôle est généralement réalisé en mettant le Skin Model dans une enceinte climatique. Ainsi, pour des conditions normales de porteur, nous évaluons deux types de résistances propres à l'étoffe : la résistance thermique (R_{th}) et la résistance évaporatoire (R_{et}) [51].

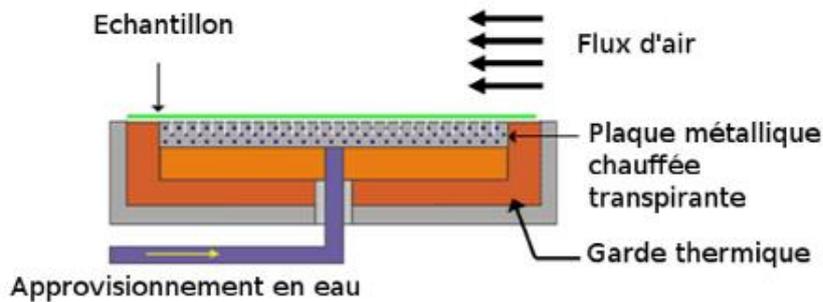


Figure 2.20. Schéma de la plaque chaude gardée transpirante (Skin Model) selon la norme ISO 11092 : 1993 [51]

Pour mesurer la résistance thermique (R_{th}), le textile est disposé sur la plaque métallique qui simule la peau et qui est chauffée à 35 °C par une résistance électrique interne, et balayée par un flux d'air de 1 m.s⁻¹ sur sa face externe, la température et l'humidité relative (HR) de l'environnement étant respectivement de 20 °C et 65%. La résistance thermique est définie par l'équation 2.26.

$$R_{th} = \frac{T_{sk} - T_a}{H} \quad \text{Eq. (2.26)}$$

Où R_{th} est la résistance thermique de l'étoffe (m².K.W⁻¹), H est la puissance par unité de surface fournie à la plaque pour maintenir sa température constante à 35°C (W.m⁻²), T_{sk} et T_a sont respectivement la température de la peau et celle de l'air extérieur (K).

Pour mesurer la résistance évaporatoire (R_{et}), le textile est disposé sur la plaque métallique qui est chauffée à 35 °C par le biais d'une résistance électrique interne, et

balayée par un flux d'air de 1 m.s^{-1} sur sa face externe, la température et l'humidité relative (HR) de l'environnement étant respectivement de $35 \text{ }^\circ\text{C}$ et 40% . L'alimentation en eau de la plaque est effectuée afin d'obtenir une saturation proche de 100% HR. La résistance évaporatoire est définie par l'équation 2.27. Un produit présentant une bonne respirabilité a une résistance évaporatoire faible.

$$R_{\text{et}} = \frac{(P_{\text{sk}} - P_{\text{a}})}{H} \quad \text{Eq. (2.27)}$$

Où R_{et} est la résistance évaporatoire ($\text{m}^2.\text{Pa}.\text{W}^{-1}$), H est la puissance par unité de surface fournie à la plaque pour maintenir celle-ci à sa température constante de 35°C quand l'eau s'évapore à sa surface pour transférer à travers l'échantillon ($\text{W}.\text{m}^{-2}$), P_{sk} et P_{a} sont respectivement la pression de vapeur saturante à la surface de la peau et celle de l'air extérieur (Pa).

Afin de pouvoir évaluer le confort thermique global de l'étoffe, l'indice de perméabilité I_{mt} est calculé. Il est défini par le rapport entre la résistance thermique et la résistance évaporatoire du produit, rapportée à la valeur de ce rapport pour l'air calme, et mesuré suivant la norme ISO 11092 : 1993, mesurée par l'équation 2.28 [51].

$$I_{\text{mt}} = 60 \cdot \frac{R_{\text{ct}}}{R_{\text{et}}} \quad \text{Eq. (2.28)}$$

2.5. Evaluation des propriétés radiatives

D'après la figure 2.21, quand un rayon incident d'énergie Φ_i frappe un milieu matériel à la température T , une partie de l'énergie incidente est réfléchiée par la surface Φ_{re} , une autre partie est absorbée par le corps qui s'échauffe Φ_{abs} et le reste est transmis et continue son chemin Φ_{tr} [4, 52].

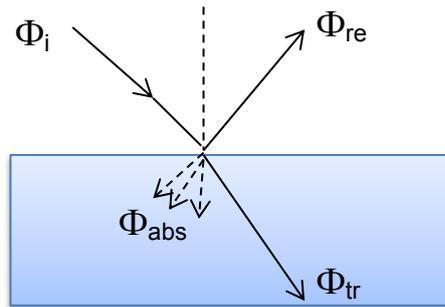


Figure 2.21. Schéma représentatif de trois composants de la propagation d'une onde électromagnétique en fonction du milieu [11]

La conservation d'énergie est décrite selon l'équation 2.29.

$$\Phi_i = \Phi_{re} + \Phi_{tr} + \Phi_{abs} \quad \text{Eq. (2.29)}$$

Où Φ_i est le flux incident, Φ_{re} est le flux réfléchi, Φ_{tr} est le flux transmis, et Φ_{abs} le flux absorbé.

Dans la nature, le flux incident transmis aux matériaux n'est pas localisé et est considéré comme étant diffus [52].

La spectroscopie ultraviolet (UV)-visible et les infrarouge (IR) est une technique de spectroscopie mettant en jeu un rayonnement de longueur d'onde couvrant le spectre des ultraviolet (200 nm) au proche infrarouge (1400 nm).

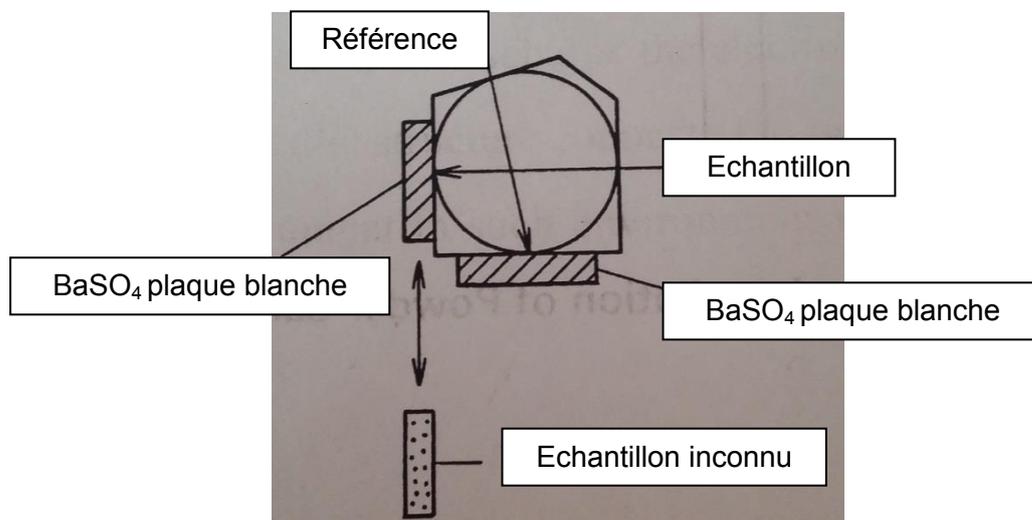


Figure 2.22. Schéma de la mesure avec le spectrophotomètre UV-visible [53]

Le spectrophotomètre UV-visible-NIR mesure l'intensité des longueurs d'ondes passant au travers d'un échantillon et les comparent à l'intensité des longueurs d'ondes passant dans un échantillon de référence sous des conditions identiques (Fig. (2.22)). Le rapport entre l'intensité de lumière passant au travers de l'échantillon et de la référence s'appelle la transmittance (Tr). L'absorbance est calculée selon la loi de Beer-Lambert par l'équation 2.30.

$$Abs = -\log(Tr) \quad \text{Eq. (2.30)}$$

Où Abs est l'absorbance (adimensionnelle), et Tr est le transmittance (adimensionnelle) [54].

2.6. Interface solide-liquide : caractérisation de l'énergie de surface

L'hydrophilie et l'hydrophobie correspondent à l'affinité qu'un matériau a avec l'eau. Elles sont caractérisées par un dépôt d'eau sur le matériau sans pression de surface. Si l'eau est absorbée ou s'étale sur la surface, le matériau est dit hydrophile. Si l'eau ruisselle et n'est pas absorbée par le matériau, celui-ci est dit hydrophobe.

Cette propriété est caractérisée par la mesure de l'angle de contact utilisant un goniomètre (Digidrop, GBX, France). Le principe est basé sur l'observation du profil d'une goutte déposée sur une surface plane à l'aide d'une microseringue (environ 6 μ l). Cet appareil est équipé d'une caméra, d'un système d'analyse et de traitement d'images, et d'un logiciel de mesure permettant de réaliser la mesure d'angle de contact [51, 55].

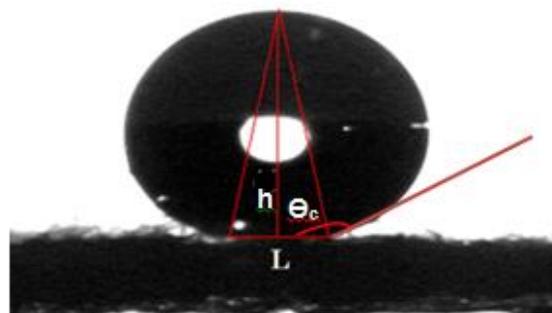


Figure 2.23. Schéma d'une goutte posée sur une surface textile et ses dimensions associées [56]

L'angle de contact Θ_c est déterminé grâce à la mesure de la hauteur h et de la longueur L à la base de la goutte (Fig. (2.23)). Pour un volume de goutte suffisamment faible, en assimilant sa forme à une calotte sphérique, nous calculons l'angle de contact selon l'équation 2.31.

$$\Theta_c = 2 \cdot \text{Arctg}\left(\frac{2h}{L}\right) \quad \text{Eq. (2.31)}$$

Où Θ_c est l'angle de contact ($^\circ$), h est la hauteur (m), et L est la longueur (m) [56].

Les angles de contact des échantillons sont mesurés avec deux liquides de référence, à savoir l'eau et le diiodométhane (DM). Les composantes polaires et dispersives de l'énergie de surface des échantillons sont calculées à partir de la méthode Owens selon l'équation 2.32.

$$\gamma_L(1 + \cos\Theta_c) = 2 \cdot \sqrt{\gamma_S^D \cdot \gamma_L^D} + 2 \cdot \sqrt{\gamma_S^P \cdot \gamma_L^P} \quad \text{Eq. (2.32)}$$

Où Θ_c est l'angle de contact, γ^P et γ^D sont respectivement l'énergie de surface des composantes polaire et dispersive, et L et S sont respectivement les références pour la phase liquide et la phase solide.

Chaque échantillon est analysé avec dix gouttes indépendantes de chaque liquide de référence à température ambiante (20°C). Le tableau 2.3 présente la composante dispersive et la composante polaire de chaque liquide [55].

Tableau 2.3. Composante dispersive et composante polaire de l'eau et du diiodométhane ($10^{-3}\text{N}\cdot\text{m}^{-1}$) [55]

Liquide	γ_L	γ_L^D	γ_L^P	γ_L^P/γ_L^D	Polarité
L'eau	72,6	21,6	51,0	2,36	Polaire
Diiodométhane	50,8	48,5	2,3	0,05	Apolaire

2.7. Couplage des transferts thermiques et hydriques

Le couplage des transferts thermiques et hydriques est un phénomène complexe qui contient plusieurs types d'échanges. Pour les applications physiologiques, et comme déjà évoqué précédemment, la plaque chaude gardée transpirante peut être employée pour simuler soit les transferts thermiques ou hydriques dans des conditions respectivement en équilibre hygrométrique ou thermique.

En s'intéressant à la morphologie, et à l'ergonomie des systèmes vestimentaires, et basé sur le même principe que le « Skin Model » (Fig. (2.24 (a))), il a été développé des outils de simulation spécifique, tels que le torse transpirant (Fig. (2.24 (b))), et le mannequin transpirant (Fig. (2.24 (c))) [55].

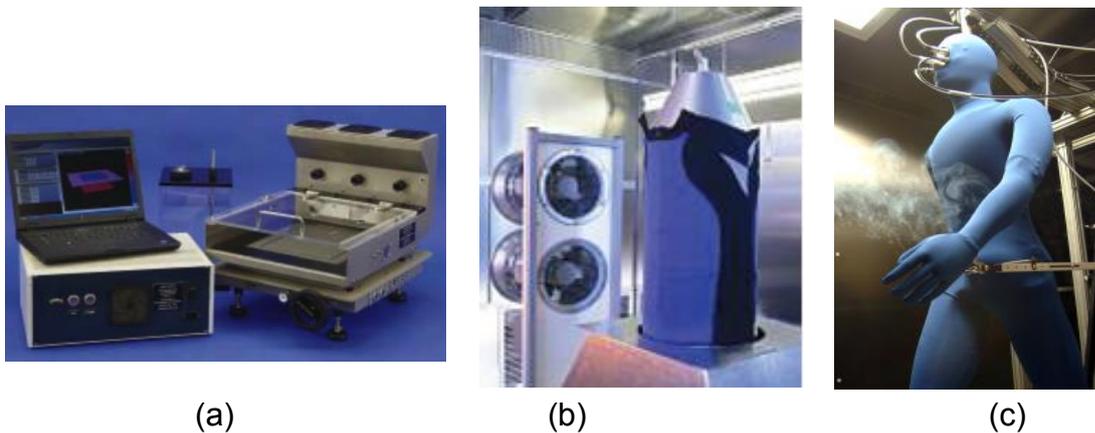


Figure 2.24. Photographie des appareils de mesure des transferts thermiques et hydriques : (a) un Skin Model, (b) un torse transpirant, et (c) un mannequin transpirant [55, 57]

Les normes associées à ces équipements permettent de mesurer en régime permanent les résistances thermiques et évaporatoires, ainsi que d'évaluer les indices de perméabilité de ces produits.

A l'heure actuelle, il n'existe aucune norme qui caractérise le couplage de ces deux transferts. Malgré cela, de récents travaux s'intéressent aux comportements dynamiques des transferts dans les assemblages textiles [55, 58-60].

3. Conclusion

Ce chapitre nous a permis de décrire les différents modes de transferts thermiques et/ou hydriques se produisant au sein d'un matériau poreux. Dans un premier temps nous nous sommes intéressés aux transferts thermiques, à savoir par conduction, par convection, ou par rayonnement. Puis nous avons déterminé les transferts hydriques, notamment la transmission à la vapeur d'eau et la transmission de l'eau liquide.

La deuxième partie de ce chapitre a permis de présenter les instruments et les méthodes de caractérisation des propriétés des textiles en lien avec les transferts thermiques et hydriques.

L'ensemble de ces outils nous servirons à caractériser la structure textile du fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile que nous cherchons à réaliser et ainsi de définir des indicateurs de performance de ce fluxmètre thermique.

Nous avons également vu qu'il n'existait pas de norme/protocole qui permet de caractériser le couplage des transferts thermiques et hydriques. En effet, les différentes normes/appareils existants caractérisent les transferts thermiques et hydriques séparément et en mode permanent. Pourtant ces deux modes de transferts s'influencent mutuellement et continuellement.

La mise au point d'un fluxmètre capable de mesurer les échanges thermiques et hydriques simultanément et en permanence permettrait de caractériser les couplages thermiques et hydriques en dynamique. C'est cette capacité qui est recherchée par la réalisation d'un fluxmètre thermique textile prenant en compte les phénomènes d'évapotranspiration en régime dynamique.

Références Bibliographiques

- [1] M.H, Cours : transfert de chaleur, Université de technologie Compiègne.
- [2] J.Brau, Cours : conduction, Département génie civil et urbanisme, INSA de Lyon, (2006), 53-92.
- [3] Y.Jannot, Cours : théorie et pratique de la métrologie thermique, Nancy Université, Laboratoire d'Energétique et de Mécanique Théorique et Appliquée, (2011).
- [4] Y.Jannot, Cours : transferts thermiques, Ecole des mines Nancy, (2012).
- [5] P.Roux, Cours de thermique, (2006).
- [6] Z.S.Abdel-Rehim , M.M.Saad , M.El-Shakankery, I.Hanafy, Textile fabrics as thermal insulators, Autex Research Journal, Vol. 6, No.3, (2006), 148-161.
- [7] TP L3 physique, CESIRE, Université Joseph Fourier, Grenoble.
- [8] J.Brau, Cours : convection, Département génie civil et urbanisme, INSA de Lyon, (2006), 93-102.
- [9] A.M.Bianchi, Y.Fautrelle, J.Etay, Transferts thermiques, Les presses polytechniques et universitaires romandes, Première édition, (2004).
- [10] O.Perrot, Cours de rayonnement, Département génie thermique et énergie, IUT de Saint-Omer, Dunkerque, (2010-2011).
- [11] A.K.Haghi, Heat & mass transfer in textiles, WSEAS press, Second edition, (2011).
- [12] C.Abelé, Transferts d'humidité à travers les parois, Guide technique, CSTB, (2009).
- [13] J.F.Daïan, Equilibre et transferts en milieux poreux, Université Joseph Fourier, Grenoble, (2013).
- [14] M.Nicolas, Ecoulements dans les milieux poreux, Université de Provence, Marseille, (2003).
- [15] B.Lakshmanan, P.Pintauro, G.Brisard, Characterisation of porous materials, Vol. 3, No.6, (2008).
- [16] E.Gourlay, Propriétés hygroscoPIques et comportement hygrothermique du béton de chanvre, Laboratoire de Strasbourg Groupe Construction, (2013).
- [17] B.Das, A. Das, V.K. Kothari, R. Fanguiero, M. de Araújo, Moisture transmission through textiles part I: processes involved in moisture transmission and the factors at play, AUTEX Research Journal, Vol. 7, No.2, (2007).

- [18] C.Zhu, M.Takatera, Effects of hydrophobic yarns on liquid migration in woven fabrics, *Textile research journal*, Vol. 85(5), (2015), 479–486.
- [19] A.E.Fanaei, Thèse doctorat : Caractérisation expérimentale des écoulements capillaires dans les renforts fibreux à double échelle de porosité, Université de Montréal, Canada, (2012).
- [20] C.B.Simile, Thèse de masters: Critical evaluation of wicking in performance fabrics, Georgia Institute of Technology, (2004).
- [21] Y.K.Kamath, S.B.Hornby, H.D.Weigmann, M.F.Wilde, Wicking of spin finishes and related liquids into continuous filament yarns, *Textile research journal*, Vol. 64 (1), (1994), 33-40.
- [22] D.Ajagopalan, A.P.Aneja, Modeling capillary flow in complex geometries, *Textile research journal*, Vol. 71(9), (2001), 813-821.
- [23] N.R.S.Hollies, M.M.Kaessinger, H.Bogaty, Water transport mechanisms in textile materials1 Part I: the role of yarn roughness in capillary-type penetration, *Textile research journal*, Vol. 26, (1956), 829-835.
- [24] N.R.S.Hollies, M.M.Kaessinger, B.S.Watson, H.Bogaty, Water transport mechanisms in textile materials Part II: capillary-type penetration in yarns and fabrics, *Textile research journal*, (1957), 8-13.
- [25] J.Fan, Z.Luo, Y.Li, Heat and moisture transfer with sorption and condensation in porous clothing assemblies and numerical simulation, *International journal of heat and mass transfer*, Vol. 43, (2000), 2989-3000.
- [26] A.Bouddour, J.L.Auriault, M.Mhamdi-Alaoui, J.F. Bloch, Heat and mass transfer in wet porous media in presence of evaporation-condensation, *International journal of heat and mass transfer*, Vol. 41, No. 15, (1998), 2263-2277.
- [27] P.Gibson, R.Rossi, Modeling of thermal comfort: from microscale to macroscale, The Fiber Society 2012 Spring Conference, Fiber Research for Tomorrow's Applications, (2012).
- [28] P.Behra, Chimie et environnement cours, études de cas et exercices corrigés, (2013).
- [29] A.M.Schneider, B.N.Hoschke, H.J.Goldsmid, Heat transfer through moist fabrics, *Textile research journal*, Vol. 62(2), (1992), 61-66.
- [30] Y.Li, Q.Zhu, Simultaneous heat and moisture transfer with moisture sorption, condensation, and capillary liquid diffusion in porous textiles, *Textile research journal*, Vol. 73 (6), (2003), 515-524.

- [31] P.Lizak, S.C.Mojumdar, Thermal properties of textile fabrics, *Journal of thermal analysis and calorimetry*, Vol. (112), (2013), 1095–1100.
- [32] D.Romeli, G.Barigozzi, S.Esposito, G.Rosace, G.Salesi, High sensitivity measurements of thermal properties of textile fabrics, *Polymer Testing*, Vol. 32, (2013), 1029-1037.
- [33] G.Song, *Improving comfort in clothing*, Woodhead Publishing, 2011.
- [34] S.B.Stankovic, D.Popovic, G.B.Poparic, Thermal properties of textile fabrics made of natural and regenerated cellulose fibers, *Polymer Testing*, Vol. 27, (2008) 41–48.
- [35] G.Bedek, F.Salaün, Z.Martinkovska, E.Devau, D.Dupont, Evaluation of thermal and moisture management properties on knitted fabrics and comparison with a physiological model in warm conditions, *Applied ergonomics*, Vol. 42(6), (2011), 792-800.
- [36] E.Karaca, N.Kahraman, S.Omeroglu, B.Becerir, Effects of fiber cross sectional shape and weave pattern on thermal comfort properties of polyester woven fabrics, *Fibres&textiles in Eastern Europe*, Vol. 3(92), No. 20, (2012), 67-72.
- [37] L.Hes, C. Loghin, Heat, moisture and air transfer properties of selected woven fabric in wet state, *Journal of fiber bioengineering and informatics*, Vol. 2, (2009), 141-149.
- [38] I.Frydrych, G.Dziworska, J.Bilska, Comparative analysis of the thermal insulation properties of fabrics made, *Fibres&textiles in Eastern Europe*, October/December 2002, 40-44.
- [39] ISO 3801, *Textiles - woven fabrics - determination of mass per unit length and mass per unit area*, International Organization for Standardization, (1977), Genève.
- [40] <http://www.vvc.fr/>, (consulté le 28/09/2015).
- [41] ISO 5084, *Textiles -- détermination de l'épaisseur des textiles et produits textiles*, International Organization for Standardization, (1996), Genève.
- [42] ISO 9237, *Textiles - détermination de la perméabilité à l'air des étoffes*, International Organization for Standardization, (1995), Genève.
- [43] <http://www.textest.ch/en/FX3300-Lab-Air.html>, (consulté le 28/09/2015).
- [44] BS 7209, *Spécification pour la vapeur d'eau des tissus d'habillement perméable*, British Standards, (1990).

- [45] S.Petrusic, E.Onofrei, G.Bedek, C.Codau, D.Dupont, D.Soulat, Moisture management of underwear fabrics and linings of firefighter protective clothing assemblies, *The journal of the textile institute*, (2014).
- [46] ASTM F1291, Méthode d'essai standard pour mesurer l'isolation thermique des vêtements à l'aide d'un mannequin chauffée, American Society for Testing and Materials, (2004), West Conshohocken.
- [47] ISO 11092, Textiles -- effets physiologiques -- mesurage de la résistance thermique et de la résistance à la vapeur d'eau en régime stationnaire, International Organization for Standardization, (1993), Genève.
- [48] ASTM F1868-12, Méthode d'essai standard pour la résistance thermique et évaporation de matériaux pour les vêtements, American Society for Testing and Materials, (2012), West Conshohocken.
- [49] ISO 5085-1, Textiles -- détermination de la résistance thermique -- partie 1 : faible résistance thermique, International Organization for Standardization, (1989), Genève.
- [50] ISO 5085-2, Textiles -- détermination de la résistance thermique -- partie 2 : résistance thermique élevée, International Organization for Standardization, (1990), Genève.
- [51] G.Bedek, Thèse doctorat : Elaboration et conception d'une structure textile auto-rafraichissante, Université des sciences et technologies de Lille 1, France, (2010).
- [52] J.Brau, Cours : rayonnement, Département génie civil et urbanisme, INSA de Lyon, (2006), 9-52.
- [53] <http://www.shimadzu.fr/uv-3600-plus>, (consulté le 28/09/2015).
- [54] A.Gratien, Thèse doctorat : Spectroscopie ultraviolet-visible et infrarouge de molécules clés atmosphériques, Université Paris 12-Val de Marne UFR de sciences et technologies, France, (2008).
- [55] A.Morel, Thèse doctorat : Gestion des transferts thermiques et hydriques au sein d'une structure multicouche textile – développement d'une membrane pour application EPI, Université des sciences et technologies de Lille 1, France, (2014).
- [56] M.Ashraf, Thèse doctorat : Development of multi self-cleaning PET fabric by growth of ZnO nanorods, Université des sciences et technologies de Lille 1, France, (2012).
- [57] <http://www.thermetrics.com/products/guarded-hotplates/sweating>, (consulté le 20/09/2015).

[58] E.Onofrei, T.C.Codau, S.Petrusic, G.Bedek, D.Dupont, D.Soulat, Analysis of moisture evaporation from underwear designed for fire-fighters, *Autex Research Journal*, Vol. 15, No 1, (2015), 35-47.

[59] E.Onofrei, T.C.Codau, S.Petrusic, G.Bedek, D.Dupont, D.Soulat, Simulation and modeling of heat and mass transfer through fabrics exposed at low-level thermal radiation, 7th International textile, clothing & design conference, October 2014, Croatia.

[60] E.Onofrei, S.Petrusic, G.Bedek, D.Dupont, D.Soulat, T.C.Codau, Study of heat transfer through multilayer protective clothing at low-level thermal radiation, *Journal of Industrial Textiles*, (2014).

CHAPITRE 3

Réalisation d'un fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température
à paroi auxiliaire textile

SOMMAIRE

Introduction.....	102
1. Principe du fluxmètre thermique textile.....	106
2. Conception du fluxmètre thermique textile.....	106
3. Création de la paroi auxiliaire textile.....	108
3.1. Choix des matériaux.....	110
3.2. Choix de l'armure.....	110
4. Création d'un réseau de thermocouples.....	111
4.1. Principe de réalisation des thermocouples.....	112
4.1.1. Propriétés du fil monoconducteur.....	113
4.1.2. Fonctionnalisation du fil monoconducteur par dépôt électrochimique.....	113
4.1.2.1. Principe.....	113
4.1.2.2. Evaluation de l'épaisseur du dépôt de cuivre.....	116
4.1.2.3. Mesure des propriétés thermoélectriques du fil fonctionnalisé.....	118
4.1.3. Conclusion.....	119
4.2. Insertion du fil conducteur dans la paroi auxiliaire textile.....	120
4.2.1. Insertion en trame, méthode soustractive.....	120
4.2.2. Insertion en trame, méthode additive.....	124
4.2.3. Insertion en chaîne, méthode additive.....	125
4.2.4. Conclusion.....	127
4.3. Méthode de lavage.....	128
4.3.1. Fluxmètres thermiques textiles.....	130
4.3.2. Bilan.....	131
5. Conclusion.....	132
Références Bibliographiques.....	133

Introduction

- Objectif et motivation du projet

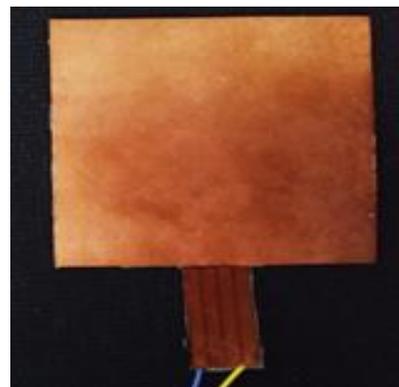
L'objectif de ce travail est la conception d'un fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile (ou fluxmètre thermique textile).

La volonté de concevoir un tel fluxmètre thermique est née de la constatation que les fluxmètres thermiques à gradient tangentiel de températures conventionnelles fonctionnent correctement pour la mesure des flux thermiques. Par contre, du fait de leur paroi auxiliaire imperméable (par exemple en kapton), ceux-ci sont dans l'incapacité de prendre en compte les phénomènes liés aux échanges hydriques. De plus leur semi rigidité les contraint à être utilisés sur des surfaces planes et statiques.

Une paroi auxiliaire réalisée en textile permet au fluxmètre thermique d'épouser des formes gauches et déformables (Fig. (3.1)) et surtout, grâce à la perméabilité du textile utilisé, de prendre en compte les phénomènes d'évapotranspiration ce qui, jusqu'à présent n'était pas réalisé. Ceci permet une meilleure mesure des bilans énergétiques mis en œuvre lors d'échanges thermiques et hydriques.



(a)



(b)

Figure 3.1. Photographie des fluxmètres thermiques à gradient tangentiel de température : (a) fluxmètre thermique textile, et (b) fluxmètre thermique conventionnel (Captec Entreprise, France) [1]

Le premier chapitre de ce manuscrit présente les effets thermoélectriques, notamment l'effet Seebeck qui est au cœur du fonctionnement des fluxmètres thermiques. Il décrit également comment sont conçus les fluxmètres thermiques à gradient tangentiel de température, notamment par la constitution d'une thermopile réalisée par un réseau de thermocouples judicieusement disposés sur les deux faces du fluxmètre thermique. Ces thermocouples peuvent être réalisés par la technologie des électrodes plaquées.

- Principes de réalisation

La réalisation du fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile suit les principes inspirés des technologies de réalisation des fluxmètres thermiques conventionnels. L'élément au cœur du fonctionnement d'un fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température est la thermopile. Cette thermopile est constituée d'un ensemble de thermocouples judicieusement disposés afin de mesurer le gradient de température présent sur les deux faces du fluxmètre thermique.

Un thermocouple est une jonction de deux conducteurs présentant des coefficients Seebeck différents. Ainsi, l'innovation de ce projet réside dans la réalisation d'une thermopile au sein d'un média textile. Afin de relever ce défi, différents verrous ont dû être levés.

Le premier réside dans l'intégration d'une thermopile au sein du média textile. Afin de réaliser cette thermopile, il faut insérer dans le substrat textile un fil conducteur électrique qui parcourt les deux faces du fluxmètre thermique textile. La technologie la plus simple à mettre en œuvre est d'utiliser un métier à tisser qui permet de contrôler l'insertion d'un fil conducteur. Deux solutions sont possibles :

- L'insertion en trame : Cette solution utilise un métier à tisser à navette assurant la continuité du fil conducteur.
- L'insertion en chaîne : Dans cette solution, les fils conducteurs sont insérés en parallèles, ce qui oblige de les connecter en fin de procédé de fabrication par broderie.

Le deuxième verrou est la constitution des thermocouples sur le fil conducteur inséré dans le média textile. Un thermocouple est constitué par la jonction de deux conducteurs à coefficients Seebeck différents. Il est donc indispensable d'introduire un deuxième conducteur. Pour réaliser cette opération, nous nous sommes inspirés de la technologie des électrodes plaquées. C'est-à-dire que nous avons déposé un deuxième conducteur sur le fil introduit dans la paroi auxiliaire textile. Ce dépôt est fait par dépôt électrochimique (ou galvanoplastie). Deux solutions sont possibles :

- Une méthode que nous appelons « méthode soustractive » : Dans ce cas le fil inséré pendant le tissage est en fait un fil biconducteur. C'est-à-dire que nous avons déposé, au préalable par dépôt électrochimique, un deuxième conducteur sur toute la surface du fil conducteur. Une fois ce fil biconducteur inséré dans le substrat textile, nous supprimons par gravure sélective (en fonction d'un masque) le conducteur « extérieur », ce qui crée des jonctions. Bien évidemment le masque sélectif est conçu afin de disposer judicieusement les jonctions de part et d'autre du fluxmètre thermique textile.
- Une méthode que nous appelons « méthode additive » : Dans cette méthode, le fil inséré est un fil monoconducteur. Puis par dépôt électrochimique, nous déposons le deuxième conducteur aux zones voulues suivant un masque.

La figure 3.2 résume les principes de réalisation précédemment décrits.

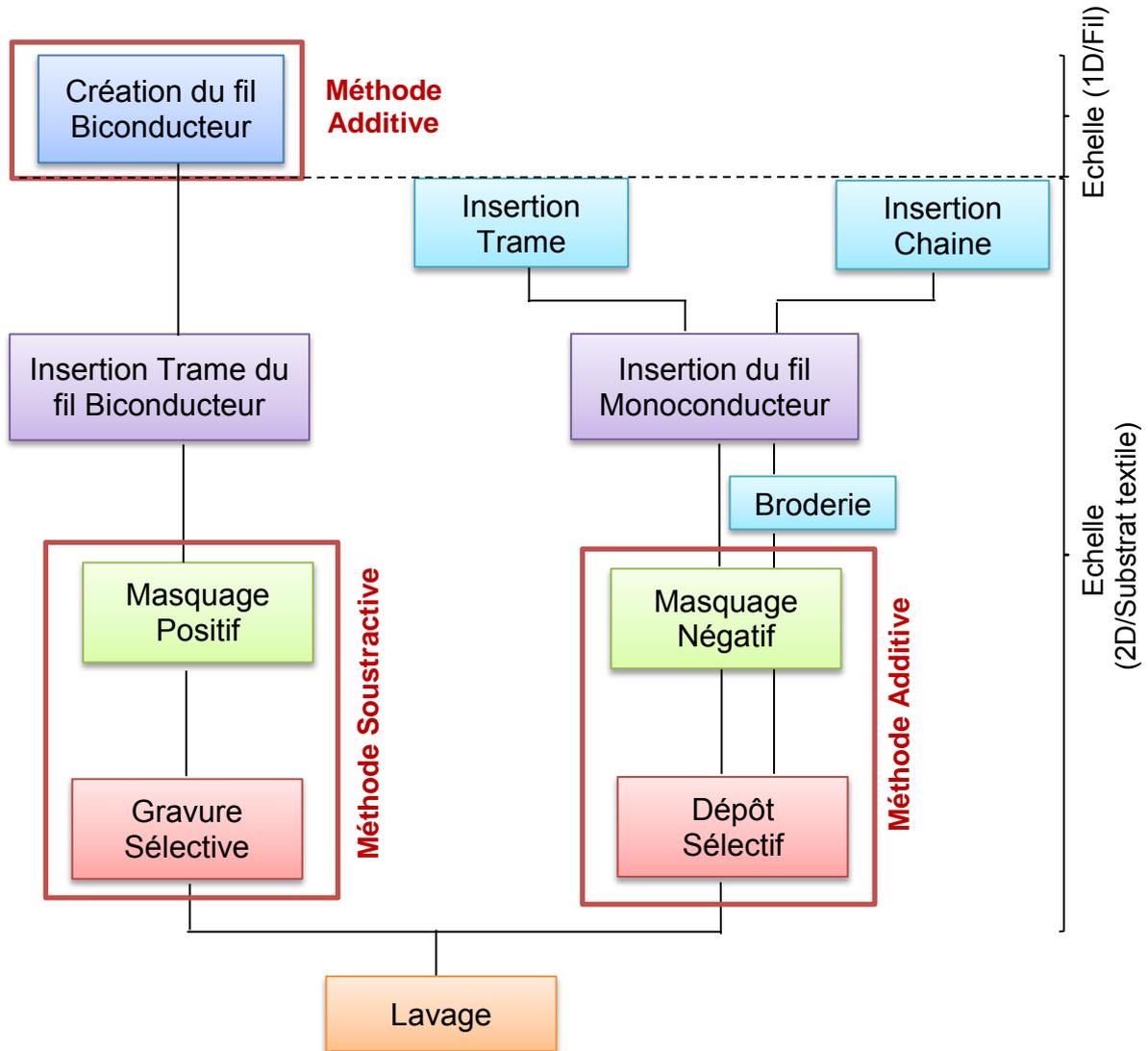


Figure 3.2. Méthodologie des différentes méthodes et technologies utilisés pour la création de réseau de thermocouples afin de construire le fluxmètre thermique textile

- Description de la mise en œuvre des procédés de réalisation

L'objectif de ce troisième chapitre est de décrire comment sont réalisés les fluxmètres thermiques à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile. Nous utilisons un substrat textile afin de réaliser la paroi auxiliaire de ce fluxmètre thermique textile. En premier il sera décrit le procédé de production de cette paroi auxiliaire textile, ensuite il sera présenté les différentes méthodes et technologies représentées sur la figure 3.2.

1. Principe du fluxmètre thermique textile

La figure 3.3 présente le schéma de principe du fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile. La façon la plus simple de mesurer un flux thermique consiste à mesurer le gradient de température entre les faces de la paroi auxiliaire textile placée sur le passage de ce flux thermique. Généralement, ce gradient de température est mesuré à l'aide d'un réseau de thermocouples constituant une thermopile dont les jonctions sont disposées de part et d'autre de la paroi auxiliaire. Un fluxmètre thermique textile est donc composé d'une paroi auxiliaire textile et d'une thermopile délivrant une différence de potentiel proportionnelle au flux thermique le traversant (Fig. (3.3)).

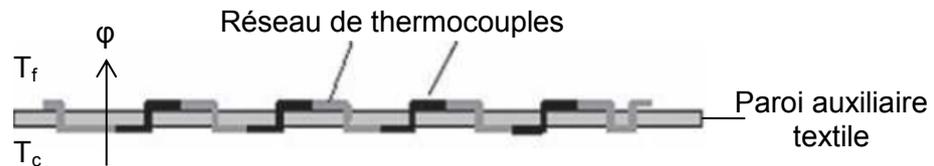


Figure 3.3. Schéma de principe du fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile

Le réseau de thermocouples constituant la thermopile nous permet de mesurer la différence de potentiel créée par effet Seebeck lorsqu'il est appliqué un gradient de température entre les deux faces de la paroi auxiliaire ($\Delta T = T_c - T_f$) (Eq (3.1)).

$$\Delta V = N \cdot \alpha \cdot \Delta T = N \cdot \alpha \cdot R_{th} \cdot \varphi \quad \text{Eq. (3.1)}$$

Où ΔV est la différence de potentiel (V), N est le nombre de thermocouples, α est le coefficient Seebeck ($V \cdot K^{-1}$), ΔT est le gradient de température (K), R_{th} est la résistance thermique du fluxmètre ($m^2 \cdot K \cdot W^{-1}$), et φ est la densité de flux thermique ($W \cdot m^{-2}$) [2].

2. Conception du fluxmètre thermique textile

Le fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile est réalisé par l'insertion de fils conducteurs, à savoir monoconducteur ou

biconducteur, dans une paroi auxiliaire textile lors du tissage de cette paroi. Puis, le réseau de thermocouples est réalisé grâce à un post traitement de ce fil conducteur inséré. La figure 3.4 (a) présente un thermocouple de métal a-métal b. Comme il est présenté sur la figure 3.4 (b), ces thermocouples sont disposés judicieusement de part et d'autre de la paroi auxiliaire textile afin de réaliser le fluxmètre thermique textile.

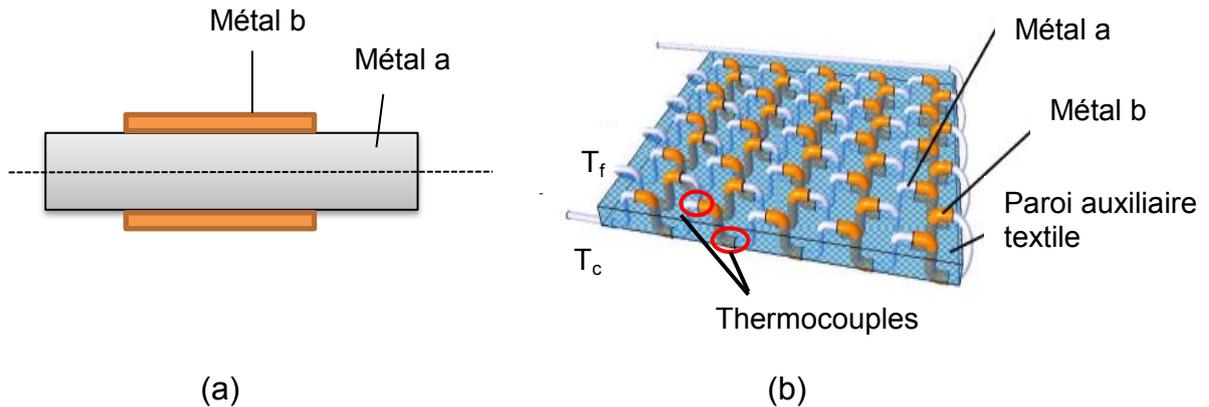


Figure 3.4. (a) Schéma d'un thermocouple métal a-métal b, et (b) vue d'ensemble d'un fluxmètre thermique textile

Le fluxmètre thermique textile est constitué d'une paroi auxiliaire textile et d'une thermopile qui sont connectées thermiquement en parallèle. Le modèle équivalent de ce fluxmètre thermique textile à l'équilibre est représenté par la figure 3.5.

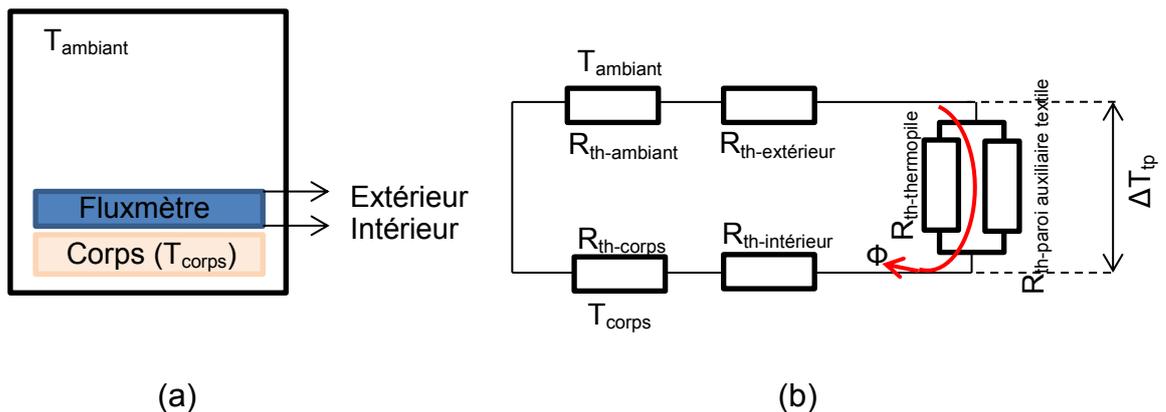


Figure 3.5. (a) Schéma représentatif du modèle équivalent, et (b) modèle équivalent du fluxmètre thermique textile

R_{th} est la résistance thermique, T_{corps} et $T_{ambiant}$ sont respectivement la température du corps et la température ambiante, ΔT_{tp} est la différence de température entre les deux jonctions de thermocouple, et Φ est le flux thermique.

3. Création de la paroi auxiliaire textile

Bien qu'il y ait différentes méthodes pour réaliser une paroi auxiliaire avec un substrat textile, tels que le tricotage, le tissage, le non-tissé, nous nous sommes spécialement intéressés au processus du tissage pour ce travail. Nous avons fait ce choix étant donné qu'il est facile d'obtenir des jonctions disposées de part et d'autre de la paroi auxiliaire en utilisant des fils de chaîne ou des fils de trame. Les échantillons ont été réalisés par l'intermédiaire du métier à tisser (ARM AG, Suisse) (Fig. (3.6)).



Figure 3.6 Photographie d'un métier à tisser 50 cm – 24 cadres
(ARM AG, Suisse)

Dans le processus du tissage, deux systèmes de fils sont utilisés : les fils de chaîne qui sont orientés dans la direction de production et les fils de trame qui sont orientés perpendiculairement à la direction de production. Le fil de trame est inséré en utilisant une navette (Fig. (3.7)) [3].

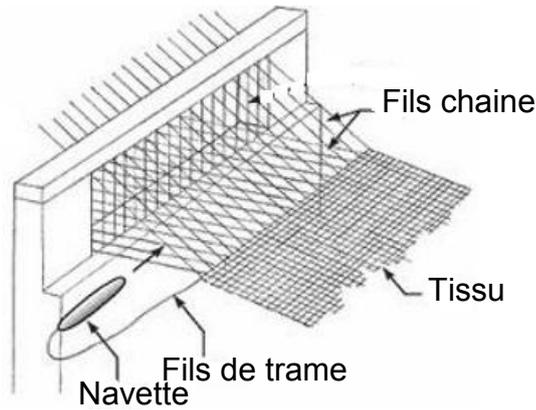


Figure 3.7. Schéma de principe de formation du tissu armuré

Comme il est présenté sur la figure 3.8, le tissu possède une géométrie cellulaire contenant des gaps d'air, des fils, et des intersections de fils [4].

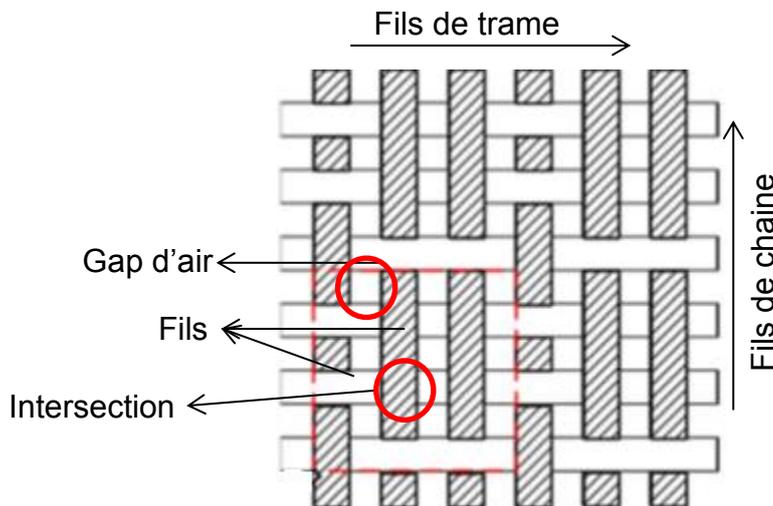


Figure 3.8. Schéma de la géométrie cellulaire d'une structure du tissu [4]

Les propriétés de la paroi auxiliaire textile, tels que l'armure, le matériau, ont une influence sur la performance du fluxmètre thermique textile en changeant ses propriétés liées aux transferts thermiques et hydriques. Par exemple, comme il est défini selon l'équation 3.1, la différence de potentiel obtenue aux bornes du fluxmètre thermique textile augmente avec l'augmentation de la résistance thermique de la paroi auxiliaire.

Différentes études se sont intéressées à comprendre l'influence des propriétés du tissu, à savoir l'armure, l'épaisseur, sur les transferts thermiques et hydriques [4-11].

Pour cette étude, nous nous sommes plus particulièrement intéressés au matériau et à l'armure de la paroi auxiliaire textile. L'objectif est d'analyser l'impact de la paroi auxiliaire textile sur les performances du fluxmètre thermique textile.

3.1. Choix des matériaux

Le choix du matériau peut être fait par les propriétés hygroscopiques des fibres. D'une part, les fibres naturelles comme le coton sont hydrophiles c'est-à-dire qu'elles possèdent des sites susceptibles d'accueillir des molécules d'eau. Par conséquent, l'eau a tendance à être absorbée limitant le transfert d'humidité ainsi que ralentissant la cinétique de séchage. Par ailleurs, avec des fibres hydrophiles, le gonflement des fibres influence le transport du liquide. D'autre part, les fibres synthétiques telles que le polyester sont hydrophobes, ce qui signifie que leurs surfaces possèdent peu de sites pour se lier avec les molécules d'eau. Ainsi, celles-ci ont tendance à rester sec, avoir une bonne évacuation de l'humidité, et un séchage rapide [10, 11].

3.2. Choix de l'armure

L'armure est le mode d'entrecroisement des fils de chaîne et des fils de trame. Comme il est présenté sur la figure 3.9, il existe trois armures principales du tissage, à savoir la toile, le sergé, et le satin. Les zones noircis et claires représentent respectivement le passage du fil de chaîne au-dessus du fil de trame, aussi appelé « pris », et le passage du fil de chaîne au-dessous du fil de trame, aussi appelé « laissé ». Le liage considère ces successions de différentes zones.

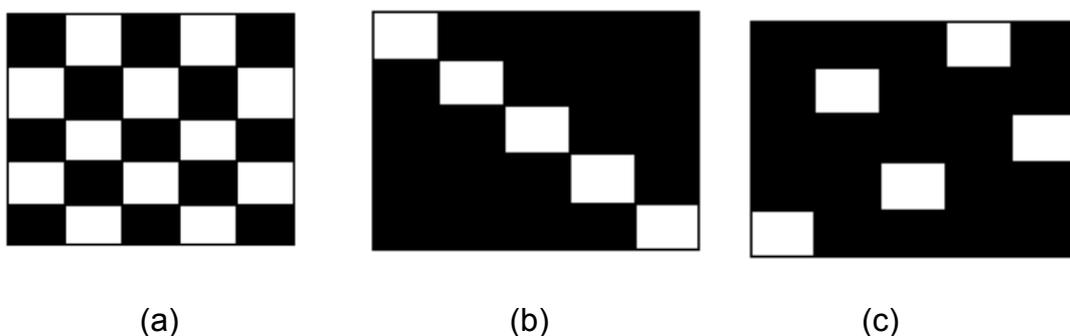


Figure 3.9. Représentation schématique du dessin des armures principales
(a) toile, (b) sergé 5S, effet chaîne, et (c) satin 5, effet chaîne [12]

Concernant la toile (Fig. (3.9 (a))), il est considéré un nombre maximum de liage successifs chaîne sur trame suivi de chaîne sous trame. Ce mode d'entrecroisement présente une bonne planéité ainsi qu'une forte rigidité.

L'armure sergé (Fig. (3.9 (b))) présente des flottés chaîne ou trame avec un mode d'entrecroisement (liage) selon une diagonale. Le flotté représente le fil de trame passant par-dessus le fil de chaîne à un endroit déterminé. Ainsi, cette armure présente une plus grande souplesse que la toile.

Enfin l'armure satin (Fig. (3.9 (c))) cherche à réaliser un minimum de liage entre chaque fil de chaîne et fil de trame. Ainsi, cette famille de produits reste assez souples [12].

Il existe des relations étroites entre les transferts thermique et/ou hydrique et l'armure du tissu, la réduction chaîne et trame, et la fréquence d'entrecroisement de fils de chaîne et de trame dans la répétition du tissage. Alors que l'armure sergé présente une meilleure résistance thermique et une meilleure perméabilité à la vapeur d'eau que l'armure toile grâce à sa structure plus ouverte, son épaisseur élevée et ses pores de plus grandes tailles. De plus, l'augmentation de la réduction trame d'un tissu diminue sa perméabilité à l'air et augmente sa résistance thermique en augmentant son facteur de couverture [4-9].

4. Création d'un réseau de thermocouples

D'abord, les fils conducteurs, à savoir monoconducteur ou biconducteur, sont insérés dans la paroi auxiliaire textile lors du tissage de celle-ci par le biais de deux technologies différentes, à savoir l'insertion en chaîne ou l'insertion en trame. Puis, le réseau de thermocouples, aussi appelé thermopile, est réalisé grâce au post traitement des fils conducteurs insérés en utilisant deux méthodes différentes, à savoir celle soustractive ou celle additive (Fig. (3.2)).

4.1. Principe de réalisation des thermocouples

Etant donné que nous nous sommes inspirés de la technologie des électrodes plaquées pour réaliser les thermocouples, la conductivité électrique des plots σ_2 doit être plus élevée que la conductivité électrique des pistes σ_1 (Fig. (3.10)). Plus la différence de conductivité électrique est grande, plus la quantité de courant dérivée (I_2/I_1) est importante [13].

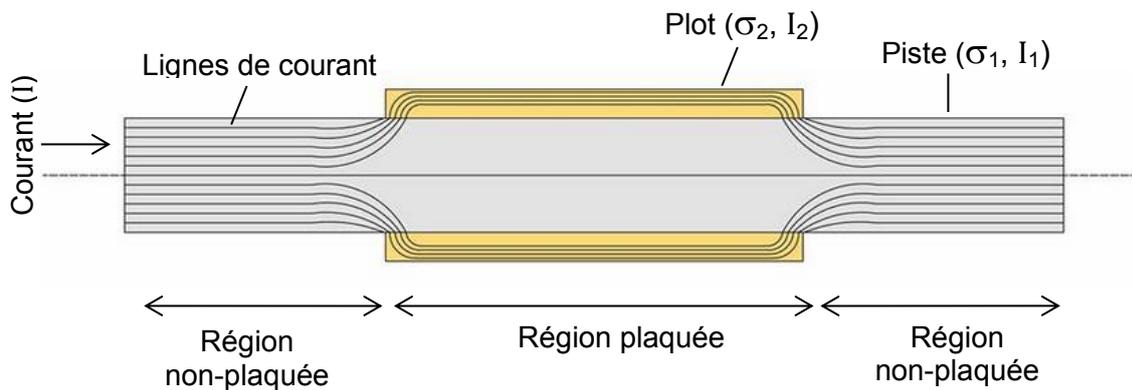


Figure 3.10. Schéma représentatif d'un thermocouple créé
par la technologie des électrodes plaquées

Dans cette étude, le thermocouple métallique de constantan-cuivre (Cn-Cu) est créé avec la technologie des électrodes plaquées. Le fil de constantan correspond à la piste ($\sigma_{Cn} : 1,9.10^6 \text{ S.m}^{-1}$) et le dépôt de cuivre constitue le plot grâce à sa conductivité électrique plus élevée ($\sigma_{Cu} : 59,1.10^6 \text{ S.m}^{-1}$) (Fig. (3.11)).

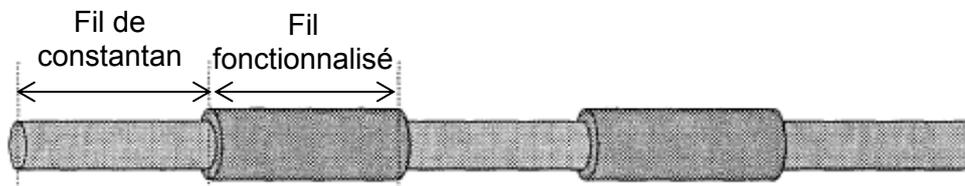


Figure 3.11. Schéma représentatif du fil de constantan fonctionnalisé
par dépôt du cuivre [13]

Le fil monoconducteur de constantan présente la région non-plaquée, le fil biconducteur de constantan-cuivre présente la région plaquée, ou la zone fonctionnalisée.

La principale raison du choix du couple Cn-Cu concerne sa robustesse ; en effet, ce couple thermoélectrique présente une sensibilité stable sur une zone de température s'étalant de 0°C à 350°C (cf. Chapitre 1).

4.1.1. Propriétés du fil monoconducteur

Le fil conducteur inséré dans la paroi auxiliaire textile impacte ses propriétés thermiques et hydriques, notamment sa résistance thermique (Fig. (3.5)). Plus le fil conducteur aura un diamètre important plus sa résistance thermique sera faible. Il faut donc avoir un fil conducteur de faible diamètre [13].

Toutefois, si le fil conducteur est trop fin, il devient impossible de le tisser. En effet des problèmes de casses de fil ont pu apparaître lors du tissage de monofilament de diamètres inférieurs ou égal à 51 μm (fil de constantan, Omega Engineering, Etats-Unis) [14].

Ainsi, à la suite de cette pré-étude, le compromis de travailler avec un fil de constantan de diamètre de l'ordre de 76 μm a été trouvé. Celui-ci possède notamment une résistance linéique électrique de 108 ($\pm 0,2$) $\Omega \cdot \text{m}^{-1}$.

4.1.2. Fonctionnalisation du fil monoconducteur par dépôt électrochimique

4.1.2.1. Principe

Les thermocouples constituant la thermopile sont réalisés par la technologie des électrodes plaquées (Fig. (3.10)). Pour cela un dépôt de cuivre est opéré par dépôt électrochimique (ou galvanoplastie).

La technologie électrochimique est un procédé de dépôt utilisant un courant électrique pour obtenir une couche métallique sur la surface d'un échantillon.

L'échantillon est immergé dans une solution d'électrolyte et utilisé comme cathode. L'anode est faite de la matière du dépôt, qui est dissoute dans la solution de dépôt sous forme d'ions métalliques. Ces cations se déplacent à travers la solution et sont réduits à leur forme métallique sur la surface de la cathode afin de créer une couche métallique (Fig. (3.12)) [15].

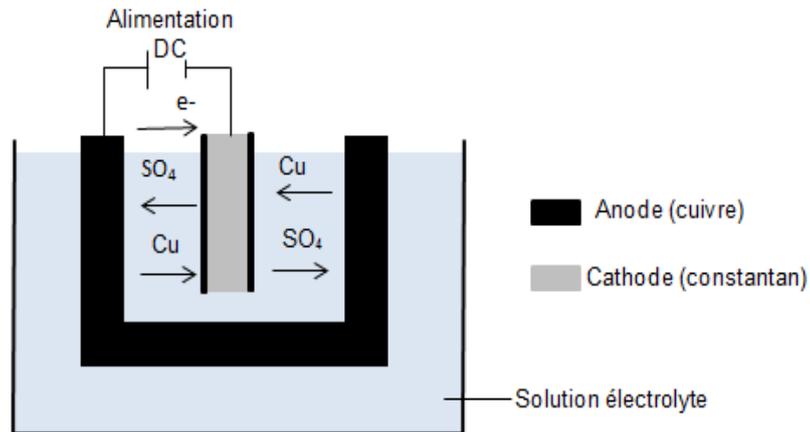


Figure 3.12. Schéma du dépôt électrochimique de cuivre sur un fil de constantan[15]

Le fil de constantan est utilisé comme cathode et la plaque de cuivre est utilisée comme anode. Les ions de cuivre qui sont chargés positivement se déplacent vers la cathode qui est chargée négativement. Par conséquent, la surface du fil de constantan accepte ces ions et réduit le cuivre métallique selon l'équation 3.2.



Où $\text{Cu}_{(\text{aq})}^{2+}$ est l'ion de cuivre avant la réduction, et $\text{Cu}_{(\text{s})}$ est le cuivre solide après la réduction.

Le system utilisé pour le dépôt électrochimique de cuivre est présenté sur la figure 3.13.

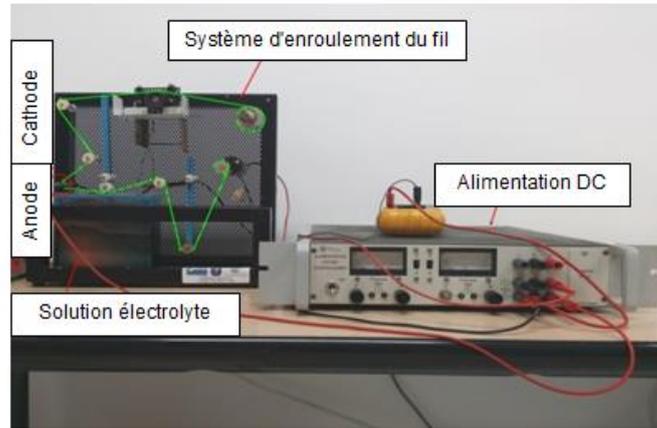


Figure 3.13. Photographie du système de galvanoplastie d'un monofilament conducteur pour dépôt de cuivre (IEMN, France)

Ce système est constitué d'une alimentation continue variable, d'un système d'enroulement du fil, et d'un conteneur en verre dans lequel est immergée une plaque du cuivre. Ce conteneur est rempli par la solution électrolyte qui est composée de 300 g de cristaux de sulfate de cuivre, 54,35 ml d'acide sulfurique (60 °Bé), de 900 ml d'eau déminéralisée, et de 0,8 ml de glycérine. Le dépôt est réalisé à température ambiante. La stabilisation de la température de la solution est un élément critique pour obtenir une bonne reproductibilité et une homogénéité du dépôt le long du fil [13]. L'ensemble du système est maintenu à une température de 23 ± 2 °C.

Le fil de constantan est immergé dans la solution d'électrolyte de façon continue. Tant que la différence de potentiel est maintenue constante pour le dépôt (30 V), l'épaisseur du cuivre est contrôlée par rapport au temps que le fil de constantan reste dans la solution d'électrolytes. Une vitesse moyenne de 60 cm.h^{-1} est utilisée pour le passage du fil de constantan dans la solution afin d'éliminer les risques de cassure du fil et de non-homogénéité du dépôt. Afin d'assurer une homogénéité du dépôt et une épaisseur régulière de celui-ci, le fil est traité deux fois.

4.1.2.2. Evaluation de l'épaisseur du dépôt de cuivre

La figure 3.14 présente le fil biconducteur de constantan-cuivre.

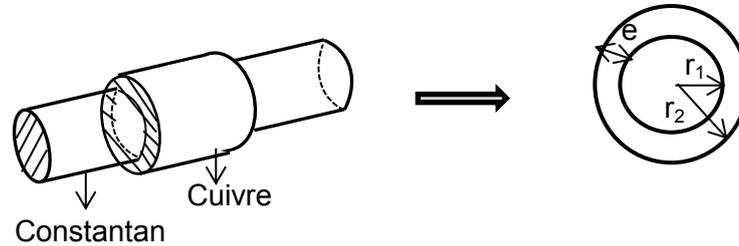


Figure 3.14. Schéma représentatif du fil biconducteur de constantan-cuivre

D'après la figure ci-dessus, r_1 et r_2 présentent respectivement le rayon de fil de constantan (fil monoconducteur) et le rayon de fil fonctionnalisé (fil biconducteur), et e correspond à l'épaisseur du dépôt de cuivre.

Cette épaisseur du dépôt de cuivre est caractérisée par deux méthodes : (i) l'observation par macroscopie optique, et (ii) la mesure de la résistance électrique.

- Macroscopie optique

La figure 3.15 présente la loupe binoculaire utilisée pour les observations macroscopiques [16].



Figure 3.15. Photographie de la loupe binoculaire (SVII ZEISS, Etats-Unis) [16]

Dans cette étude, il est réalisé dix mesures d'évaluation du diamètre du fil de constantan avant et après le dépôt de cuivre.

L'épaisseur du dépôt de cuivre est calculée selon l'équation 3.3.

$$e = \frac{\delta_2 - \delta_1}{2} \quad \text{Eq. (3.3)}$$

Où e est l'épaisseur du cuivre (m), δ_2 est le diamètre du fil fonctionnalisé mesuré par le microscope (m), et δ_1 est le diamètre du fil de constantan mesuré par le microscope (m).

Le tableau 3.1 présente les résultats obtenus par le microscope pour l'épaisseur du dépôt de cuivre avec 2X.

Tableau 3.1. Observation macroscopique pour l'épaisseur du dépôt de cuivre (2X)

Diamètre avant le dépôt (μ)	Diamètre après le dépôt (μ)	Epaisseur du cuivre (μ)
78,86 ($\pm 4,20$)	117,01 ($\pm 2,37$)	19,07

Selon l'équation 3.3, l'épaisseur du dépôt de cuivre calculée est d'environ 19 μ par la méthode d'observation macroscopique.

- Résistance électrique

La résistance électrique présentée par le fil est mesurée avant le dépôt de cuivre sur cinq échantillons. La couche de dépôt décrit un cylindre creux de rayon intérieur égal au rayon du fil de constantan et d'épaisseur égale à l'épaisseur du dépôt réalisé. A partir de la figure 3.14, cette épaisseur du dépôt de cuivre est calculée à l'aide de l'équation 3.4 [13].

$$e = r_2 - r_1 = \sqrt{\frac{\rho_{Cu} \cdot L}{\pi} \left(\frac{1}{R_{biconducteur}} - \frac{1}{R_{Cn}} \right) + r_1^2} - r_1 \quad \text{Eq. (3.4)}$$

Où e est l'épaisseur du cuivre (m), r_1 et r_2 sont respectivement le rayon du fil de constantan et le rayon du fil fonctionnalisé (m), ρ_{Cu} est la résistivité électrique du cuivre ($\Omega \cdot \text{m}$), L est la longueur du fil biconducteur (m), $R_{\text{biconducteur}}$ est la résistance électrique du fil biconducteur (Ω), et R_{Cn} est la résistance électrique du fil monoconducteur (Ω).

D'après l'équation 3.4, l'épaisseur moyenne du dépôt de cuivre évaluée par cette méthode est de $9,1 \mu\text{m}$.

Les deux méthodes fournissent des résultats différents. Cette différence peut s'expliquer par les erreurs de mesures importantes, mais surtout par une mauvaise évaluation des résistances électriques inhérentes à méthode de dépôt électrochimique. Ainsi, le dépôt peut être différent pour les différentes zones et non-homogène en épaisseur. La figure 3.16 présente un exemple pour la non-homogénéité du dépôt de cuivre.

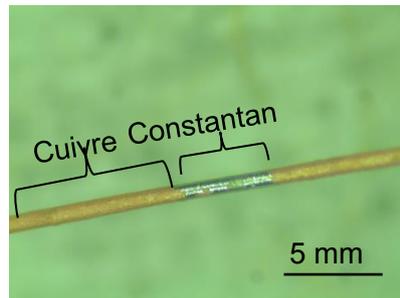


Figure 3.16. Photographie de l'observation macroscopique du fil biconducteur (X2)

Bien que ces deux méthodes nécessitent un plus grand nombre d'échantillons, l'épaisseur peut être évaluée entre 10 et $20 \mu\text{m}$.

4.1.2.3. Mesure des propriétés thermoélectriques du fil fonctionnalisé

Afin de vérifier que le procédé confère des propriétés thermoélectriques au fil, et comme évoqué figure 3.17, nous avons déposé du cuivre sur une partie d'un fil de constantan, créant ainsi deux jonctions constantan-cuivre montées en opposition.

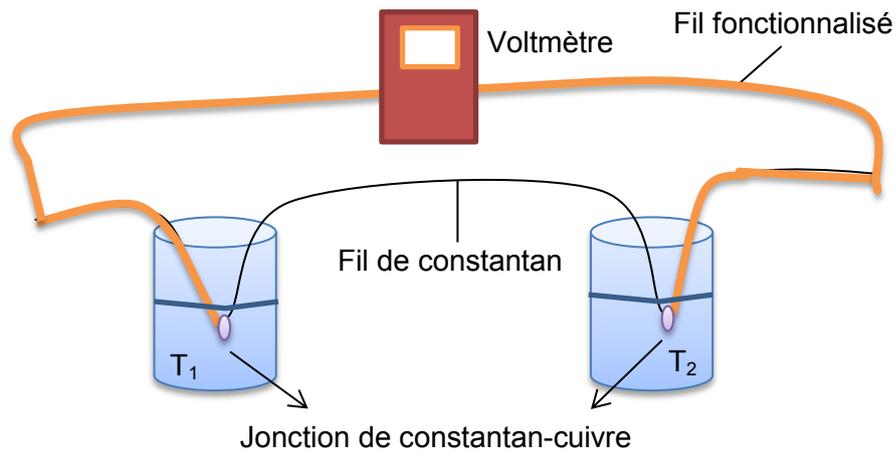


Figure 3.17. Schéma de méthode de vérification des propriétés thermoélectriques

Chaque jonction de constantan-cuivre est trempée dans un récipient rempli d'eau à différentes températures. La mesure de la différence de potentiel permet d'évaluer le coefficient Seebeck de l'ensemble.

A partir de la mesure de la différence de potentiel et en connaissant la différence de température entre les extrémités du dispositif, le coefficient de Seebeck calculé est de $42,56 \mu\text{V} \cdot \text{K}^{-1}$.

4.1.3. Conclusion

Dans la partie précédente, la réalisation d'un thermocouple avec la technologie des électrodes plaquée a été définie. Le fil de constantan est fonctionnalisé par un dépôt électrochimique de cuivre afin de créer le thermocouple de Cn-Cu. Les propriétés de ce fil ont une influence sur la performance du fluxmètre thermique textile, ainsi il a été caractérisé pour l'épaisseur du dépôt de cuivre, et le coefficient de Seebeck.

Afin de réaliser le réseau de thermocouples, il est nécessaire d'insérer ce fil dans la paroi auxiliaire textile. Dans la partie suivante, nous décrirons donc l'insertion du fil conducteur, à savoir le fil monoconducteur ou le fil biconducteur, dans la paroi auxiliaire textile.

4.2. Insertion du fil conducteur dans la paroi auxiliaire textile

L'insertion d'un fil dans une structure tissée peut se faire de deux manières, soit une insertion dans le sens trame, soit une insertion dans le sens chaîne (Fig. (3.8)).

L'intérêt d'utiliser l'insertion dans le sens trame, lorsque nous utilisons un métier à navette, permet de préserver la continuité de ce fil lors de la production. Cette propriété est intéressante pour la constitution de la thermopile qui permet d'avoir toutes les jonctions en série. Par contre, la vitesse de production de la technologie des métiers à navette est lente.

L'intérêt d'utiliser l'insertion du fil conducteur dans le sens chaîne est que celui-ci est soumis à moins de contraintes mécaniques (moins de casses). Par contre nous perdons la continuité de fil conducteur inséré qui devra être rétablie.

En plus de ces deux types d'insertion, deux types de fils peuvent être insérés. Soit nous insérons un fil biconducteur, c'est-à-dire un fil de constantan gainé sur toute sa longueur de cuivre, et dans ce cas il faudra supprimer le dépôt de cuivre aux endroits adhoc (méthode dite soustractive). Soit nous insérons un fil de constantan et nous déposerons le cuivre aux endroits adhoc (méthode dite additive). L'intérêt de la deuxième méthode est un gain de temps, de matière (cuivre), et cela évite le rejet de cuivre.

4.2.1. Insertion en trame, méthode soustractive

Le fil biconducteur de constantan-cuivre créé par dépôt électrochimique est inséré en trame dans la paroi auxiliaire textile pendant le tissage en utilisant une navette. Le fil biconducteur passe au-dessus de cinq fils de chaîne, ainsi le flotté est égale à 0,2 cm. Le fil biconducteur est inséré entre deux fils de trame afin de préserver l'isolation électrique (Fig. (3.18)).

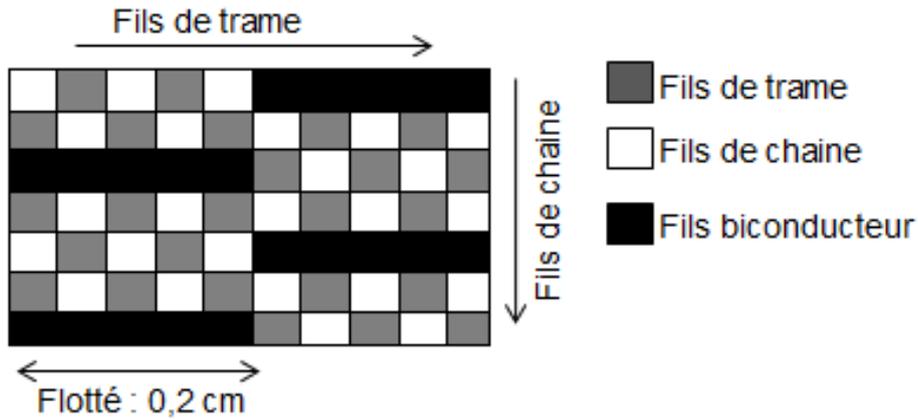


Figure 3.18. Représentation schématique du dessin d'armure du fluxmètre thermique textile avec l'insertion du fil biconducteur en trame (Exemple de la toile)

Afin de créer des jonctions constantan-cuivre, il peut être nécessaire de supprimer le cuivre précédemment déposé sur certaines zones. Pour cela, un post traitement est réalisé.

La première étape de ce post traitement est le masquage dit positif : les zones qui doivent rester cuivrées sont protégées par un dépôt manuel d'un polymère (Fig. (3.19)). Le polymère utilisé est le Lurapret[®] D579 (BASF, Allemagne). Ce polymère est une dispersion aqueuse d'un copolymère à base d'esters acryliques et acrylonitrile. Il est spécialement utilisé pour l'enduction du matériau textile pour tous types de fibres et leurs mélanges. Etant donné qu'il s'agit d'un polymère thermoréticulable, sa réticulation s'opère par le protocole donné par le fournisseur : avec une température de 100 °C, pendant 10 minutes, et dans une rame.

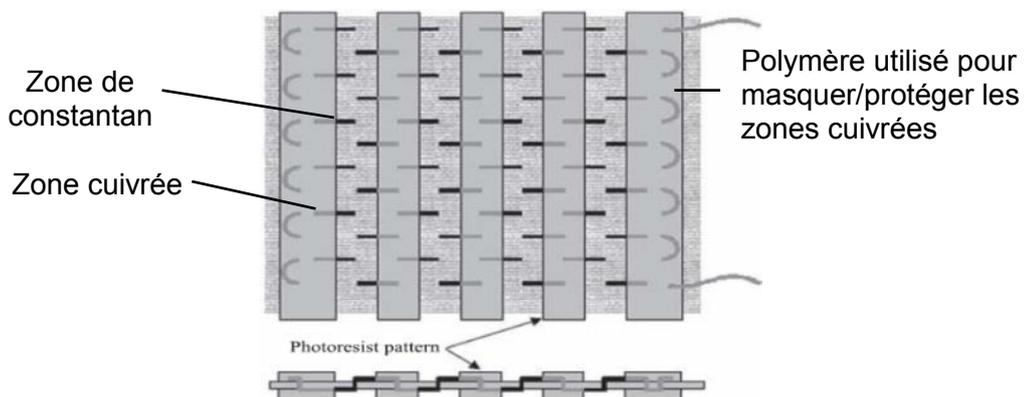


Figure 3.19. Schéma représentatif de masquage positif

La deuxième étape de ce post traitement est la gravure sélective : les zones qui ne sont pas protégées par le masquage sont gravées. La gravure chimique est effectuée avec du persulfate de sodium (Sigma-Aldrich, Etats-Unis) qui attaque plus rapidement le cuivre que le constantan. La figure 3.20 présente deux jonctions de Cn-Cu qui sont créées par la technologie d'insertion en trame, méthode soustractive.

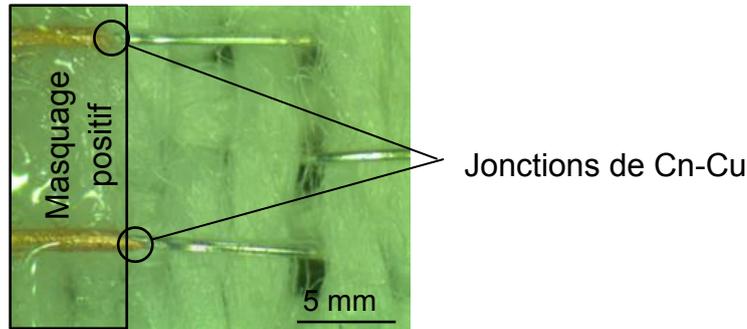


Figure 3.20. Photographie représentant quelques jonctions de constantan-cuivre réalisées par la méthode soustractive (observation macroscopique (X2))

Le constantan est un alliage constitué de 55% de cuivre et 45% de nickel. Ainsi, le persulfate de sodium, utilisé pour la gravure du cuivre, peut modifier les propriétés du fil de constantan. Afin d'éviter d'attaquer le constantan par le persulfate de sodium, il est nécessaire de définir le procédé de gravure. Etant donné que la concentration de persulfate de sodium (250 g.l^{-1}) et la température ($40 \text{ }^\circ\text{C}$) sont constantes pour cette étude, l'efficacité de la gravure est définie par sa durée. Pour ce faire, nous mesurons la résistance électrique en fonction du temps. La figure 3.21 présente l'évolution de la résistance électrique en fonction du temps de gravure dans le bain de persulfate de sodium.

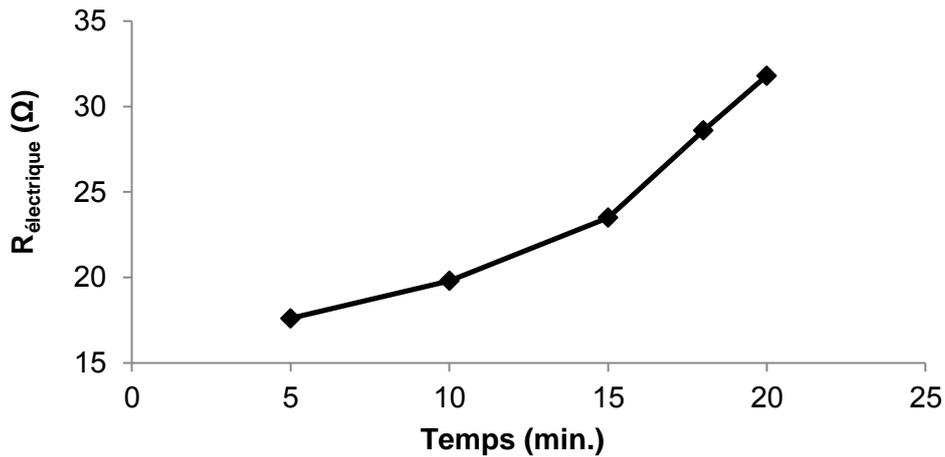


Figure 3.21. Résistance électrique mesurée en fonction du temps de gravure pour un fluxmètre thermique textile de taille 2x2 cm²

La figure ci-dessus montre qu'une durée inférieure à 15 minutes ne donne pas une gravure efficace. Nous observons que les propriétés du fil de constantan, à savoir la couleur et l'épaisseur, change avec un procédé qui dure plus que 20 minutes. La figure 3.22 présente le changement de couleur du fil de constantan, à savoir de gris brillant (Fig. (3.20)) au noir mat.

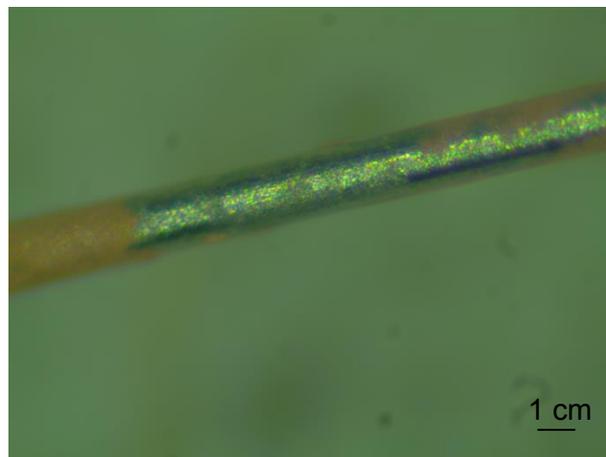


Figure 3.22. Photographie par macroscopie d'un fil de constantan traité pendant 25 minutes (X5)

Ainsi, il a été décidé de faire un compromis pour éviter une attaque du constantan lors de la gravure. La durée considérée est située entre 18 et 20 minutes avec une solution à 250 g.l⁻¹ de persulfate de sodium à 40 °C.

4.2.2. Insertion en trame, méthode additive

Un fil monoconducteur de constantan est inséré dans la paroi auxiliaire textile avec la même configuration que celle vue précédemment (Fig. (3.18)).

L'insertion du fil de constantan en trame dans la paroi auxiliaire textile est suivie d'un post traitement. La première étape de ce post traitement est le masquage négatif : la définition des zones où nous voulons déposer du cuivre. Le Lurapret[®] D579 (BASF, Allemagne) est appliqué partiellement (Fig. (3.19)) sur les deux faces du fluxmètre, puis réticulé à 100 °C pendant 10 minutes dans une rame.

Dans un deuxième temps, le dépôt électrochimique de cuivre est réalisé sur les zones qui ne sont pas protégés par le masquage. L'échantillon est immergé dans la solution d'électrolytes et il est utilisé comme cathode (Fig. (3.12)). La figure 3.23 présente les jonctions de Cn-Cu qui sont créés avec la technologie d'insertion en trame, méthode additive.

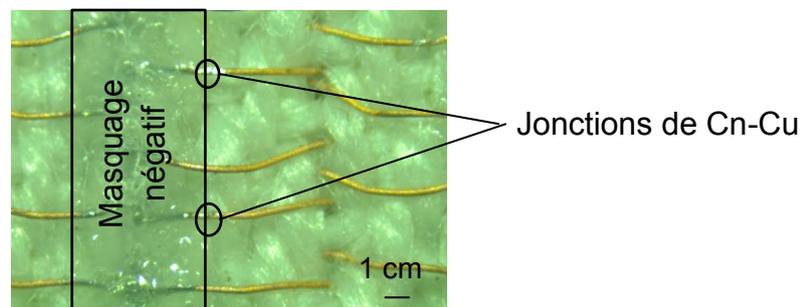


Figure 3.23. Photographie représentant quelques jonctions de constantan-cuivre réalisées par la méthode additive (observation macroscopique (X1))

Afin de déterminer la durée de dépôt de cuivre, nous mesurons la résistance électrique de l'échantillon toutes les 10 minutes jusqu'à avoir une stabilisation. La figure 3.24 présente la relation entre la résistance électrique et le temps.

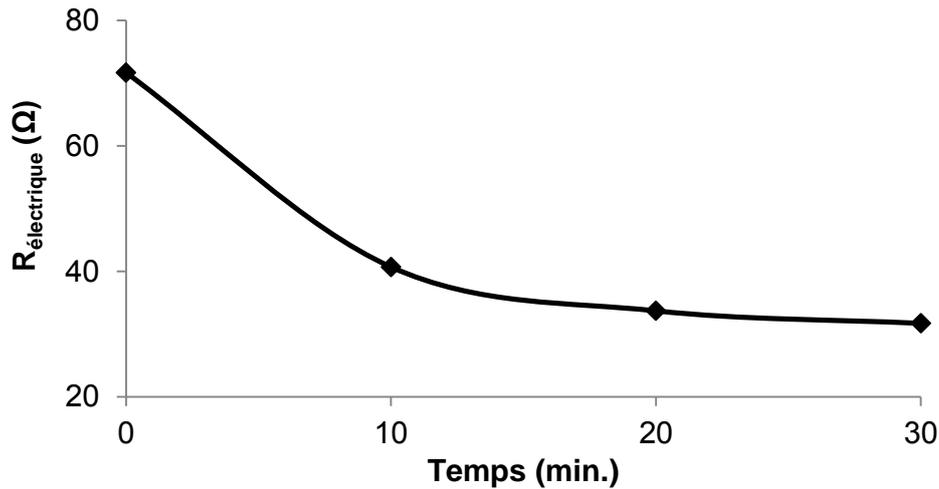


Figure 3.24. Evaluation de la résistance électrique en fonction du temps de dépôt de cuivre pour un fluxmètre thermique textile de taille 2x2 cm²

La figure ci-dessus montre que la résistance électrique commence à se stabiliser entre 20 et 30 minutes. Ce résultat est confirmé par d'autres études [13]. Un dépôt durant plus de 30 minutes crée des zones non-homogènes sur le fil. Ainsi, nous définissons la durée de dépôt de cuivre à 30 minutes.

A la fin de traitement, le fluxmètre thermique textile est lavé avec de l'eau distillé afin de nettoyer la solution électrolyte.

4.2.3. Insertion en chaine, méthode additive

Nous avons produit les fluxmètres thermiques à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile avec la technologie d'insertion en trame sur un métier à tisser (ARM AG, Suisse) en utilisant une navette. Cependant, la technologie d'insertion en chaine a été réalisée en utilisant une machine industrielle (Müller NF42, Suisse) afin de mettre en place l'industrialisation du fluxmètre thermique textile (ELASTA, Belgique). Le fluxmètre thermique textile est réalisé en forme d'une bande fine, aussi appelé ruban, d'une largeur de 2,4 cm.

Dix fils monoconducteurs (fils de constantan) avec un diamètre de 76 μ sont insérés en chaine pendant le tissage de ce ruban. Il y a deux fils de chaine textile entre deux

fil monoconducteurs. Le fil de constantan passe au-dessus de deux fils de trame, ainsi le flotté est égale à 0,2 cm (Fig. (3.25)).

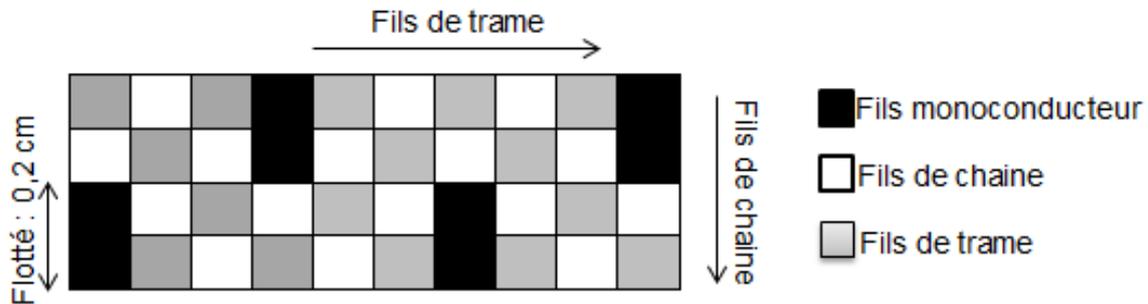


Figure 3.25. Représentation schématique du dessin d'armure du fluxmètre thermique textile avec l'insertion du fil monoconducteur en chaîne
(Exemple de la toile)

Etant donné que les fils de chaînes ne sont pas connectés, le ruban peut être coupé en fonction de la longueur préférée. Pour ce travail, nous utilisons deux longueurs différentes, à savoir 2 cm et 5 cm. Une fois le ruban coupé, les fils monoconducteurs sont reliés électriquement par broderie avec un fil de constantan (Fig. (3.26)).

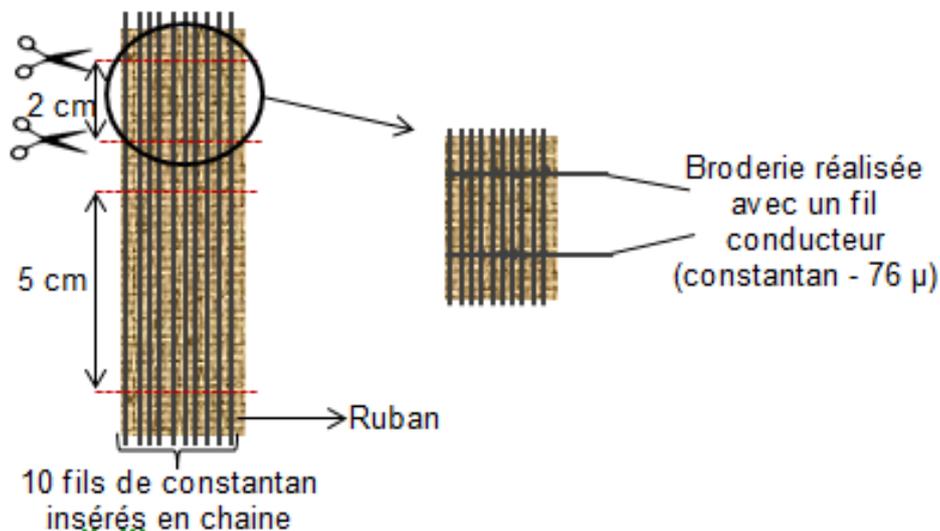


Figure 3.26. Schéma de réalisation du montage parallèle de thermocouples par insertion en chaîne des fils monoconducteurs

La broderie est suivie d'un post traitement afin d'obtenir les jonctions de constantan-cuivre sur les deux faces du fluxmètre thermique textile. Le post traitement inclut le masquage négatif et le dépôt électrochimique de cuivre. Le Lurapret[®] D579 (BASF,

Allemagne) est appliqué partiellement sur deux faces du fluxmètre thermique textile, puis il est réticulé à 100 °C pendant 10 minutes dans une rame. Ensuite, le dépôt électrochimique de cuivre est réalisé pendant 30 minutes. A la fin de ce traitement, le fluxmètre thermique textile est lavé à l'eau distillé afin de nettoyer la solution d'électrolytes.

La figure 3.27 présente un fluxmètre thermique textile réalisée par la technologie d'insertion en chaine, méthode additive.



Figure 3.27. Photographie d'un fluxmètre thermique textile avec la technologie d'insertion en chaine, méthode additive

4.2.4. Conclusion

Les parties précédentes nous ont permis d'expliquer comment sont réalisés les fluxmètres thermiques à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile. Pour ce faire, nous avons utilisé deux technologies, à savoir l'insertion en chaine et l'insertion en trame, avec deux méthodes différentes, à savoir la méthode additive et la méthode soustractive.

Les fluxmètres thermiques textiles développés sont :

- Fluxmètre de type TS - insertion en trame, méthode soustractive ;
- Fluxmètre de type TA - insertion en trame, méthode additive ;
- Fluxmètre de type CA -insertion en chaine, méthode additive.

4.3. Méthode de lavage

Il a été observé en déposant de l'eau sur les fluxmètres thermiques textiles que les parois auxiliaires textiles sont hydrophobes et ne permettent pas le transfert de liquides aqueux.

De même, lorsqu'il a été déposé de l'eau sur les fluxmètres thermiques textiles, la goutte migre vers le polymère déposé (Fig. (3.28)). Cette observation suppose que l'affinité du polymère envers l'eau est plus forte qu'avec la paroi auxiliaire textile (cf. Chapitre 2).



Figure 3.28. Photographie d'une goutte d'eau migrant naturellement
vers le polymère (zone orange)

Afin de comprendre en détails les phénomènes d'interfaces, le polymère ainsi que la paroi auxiliaire textile sont caractérisés séparément afin d'analyser leurs effets sur les propriétés du fluxmètre thermique textile lors d'un contact avec l'eau liquide et permettre de faciliter son passage au travers desdits fluxmètres.

Afin de nettoyer les produits résiduels aux traitements, nous déterminons un protocole de lavage avec une température de 50°C, une durée de 30 minutes, et avec un détergeant (lessive commerciale). Ce protocole est appliqué aux deux parois auxiliaires textiles différentes, à savoir le polyester (100% PES), et le mélange du

polyester/coton (70/30 PES/CO), avec l'armure en satin. Ceux-ci sont caractérisés avant et après lavage.

- Paroi auxiliaire textile

Les angles de contact mesurés avant et après lavage sont présentés dans le tableau 3.2.

Tableau 3.2. Angles de contact des parois auxiliaires textiles avant et après lavage

	Avant lavage (°)		Après lavage (°)	
	Eau	DM	Eau	DM
PES/CO-satin	98,82 (±8,0)	x	94,08 (±5,6)	63,00 (±8,2)
PES-satin	108,60 (±9,6)	x	103,73 (±2,1)	x

Les parois auxiliaires textiles sont hydrophobes avant lavage ainsi la mesure est impossible avec le diiodométhane qui est un solvant apolaire. Son caractère hydrophobe montre la diminution avec le lavage considéré. L'énergie de surface est calculée pour le PES/CO-satin (Tableau 3.3).

Tableau 3.3. L'énergie de surface de PES/CO-satin après lavage (10^{-3}N.m^{-1})

	γ_s	γ_s^D	γ_s^P
PES/CO-satin	23,10	20,07	3,03

- Polymère

Le polymère, à savoir le Lurapret® D579 (BASF, Allemagne), est appliqué sur un tissu blanc PES/CO avec la technologie d'enduction en utilisant une enduction racle au couteau (Fig. (3.29)). L'angle et la distance entre la racle et le tissu sont respectivement de 90° et 0,01 mm.

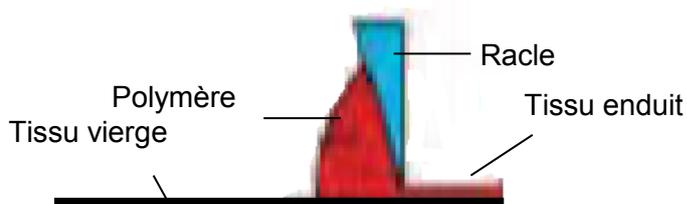


Figure 3.29. Schéma représentatif de la technologie d'enduction racle au couteau

Le tissu enduit est réticulé à 100°C pendant 10 minutes. L'angle de contact mesuré et l'énergie de surface calculée sont présentés dans le tableau 3.4.

Tableau 3.4. Angle de contact mesuré et énergie de surface calculée du polymère d'enduction

	Angle de contact (°)		Energie de surface (10 ⁻³ N.m ⁻¹)		
	Avec l'eau	Avec le DM	γ_s	γ_P^D	γ_P^P
Polymère	42,98 (±5,7)	52,00 (±3,7)	54,59	21,53	33,06

Le polymère a un comportement plus hydrophile que les parois auxiliaires textiles considérées.

4.3.1. Fluxmètres thermiques textiles

L'angle de contact des fluxmètres thermiques textiles sont présentés dans le tableau 3.5 avant et après lavage.

Tableau 3.5. Angles de contact des fluxmètres thermiques textiles avant et après lavage

	Angle de contact avant lavage (°)		Angle de contact après lavage (°)	
	Avec l'eau	Avec DM	Avec l'eau	Avec DM
PES/CO-Satin	103,27 (±4,4)	X	48,35 (±4,7)	43,93 (±10,6)
PES-Satin	111,97 (±4,5)	x	20,90 (±5,0)	43,50 (±9,7)

Le tableau ci-dessus indique que les fluxmètres thermiques textiles deviennent plus hydrophiles après lavage. Leurs énergies de surface calculées sont présentées dans le tableau 3.6.

Tableau 3.6. Energie de surface des fluxmètres thermiques textiles après lavage (10^3N.m^{-1})

	γ_s	γ_s^D	γ_s^P
PES/CO-Satin	52,37	26,43	25,94
PES-Satin	67,46	23,17	44,29

Bien que les parois auxiliaires textiles réalisées avec le matériau PES/CO soient plus hydrophile (Tableau 3.2), la meilleure mouillabilité est obtenue avec le fluxmètre PES-satin. En effet, sa composante polaire (γ_s^P) est supérieure que pour le PES/CO.

4.3.2. Bilan

La caractérisation d'énergie de surface d'un fluxmètre thermique textile est un phénomène assez complexe lorsque la surface du fluxmètre n'est pas homogène. Il contient la paroi auxiliaire textile, le polymère, et le fil biconducteur.

Etant donné que l'hydrophilie augmente avec le lavage, les fluxmètres thermiques textiles vont être caractérisés après lavage pour le couplage des transferts thermiques et hydriques.

5. Conclusion

Afin d'éliminer les inconvénients des fluxmètres thermiques à gradient tangentiel de température conventionnelles, telles que la rigidité, l'imperméabilité, nous proposons un fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile.

Comparativement aux fluxmètres thermiques conventionnels, le fluxmètre thermique textile assure une forte limitation des perturbations aux transferts hydriques et pourrait permettre à terme de mesurer le couplage des transferts thermiques et hydriques grâce à sa structure poreuse. De plus, sa souplesse lui permet d'être appliquée sur des surfaces gauches et déformables. Egalement, le fluxmètre thermique textile ne change pas l'état du confort du porteur, spécialement pour les applications physiologiques.

Dans ce chapitre nous nous sommes spécialement intéressés à la détermination du protocole de production des fluxmètres thermiques textiles. Nous privilégions le procédé du tissage notamment grâce à la facilité d'avoir des jonctions disposées de part et d'autre de la paroi auxiliaire.

Le fil monoconducteur de constantan est fonctionnalisé par dépôt électrochimique de cuivre afin de créer le fil biconducteur de constantan-cuivre. Nous utilisons la technologie des électrodes plaquées pour créer les thermocouples. Le fil biconducteur est caractérisé par son épaisseur du dépôt de cuivre (entre 10 et 20 μm) et son coefficient Seebeck ($42,56 \mu\text{V.K}^{-1}$).

Deux technologies, à savoir l'insertion en trame et l'insertion en chaîne, sont combinées avec deux méthodes différentes, à savoir la méthode soustractive et la méthode additive, afin de créer le réseau de thermocouples (thermopile). La méthode additive est remplacée par la méthode soustractive afin de raccourcir le procédé de fabrication. De même, en phase d'industrialisation ou de semi-industrialisation, l'insertion en chaîne sera privilégiée du fait de la rareté des métiers à navette.

Références Bibliographiques

- [1] <http://www.capteec.fr/>, (consulté le 29/09/2015).
- [2] D.Dupont, P.Godts, D.Leclercq, Design of textile heat flowmeter combining evaporation phenomena, *Textile Research Journal*, ISSN, Vol. 76(10), (2006), 772-776.
- [3] J. Eichhoff, A. Hehl, S. Jockenhoevel, T. Gries, Textile fabrication technologies for embedding electronic functions into fibres, yarns and fabrics, *Multidisciplinary Know-How for Smart-Textiles*, 191-226.
- [4] D.Bhattacharjee, V.K. Kothari, Heat transfer through woven textiles, *International journal of heat and mass transfer*, Vol. 52, (2009) 2155–2160.
- [5] M.Matusiak, K.Sikorski, Influence of the structure of woven fabrics on their thermal insulation properties, *Fibres&Textiles in Eastern Europe*, Vol. 19, No. 5 (88), (2011), 46-53.
- [6] I.Frydrych, G.Dziworska, J.Bilska, Comparative analysis of the thermal insulation properties of fabrics made, *Fibres&textiles in Eastern Europe*, October/December 2002, 40-44.
- [7] H.Zhang, F.Liu, J.Wang, Effects of fabric weave and cover factor on moisture transfer ability of moisture absorbent and fast drying fabric, *Journal of textile research*, Vol. 29(5), (2008), 31-33.
- [8] I.Kandi, K.N.Das, S.S.Mahish, Thermo-physiological comfort properties of p/b blended suiting fabrics, *International journal of innovative research in science, engineering and technology*, Vol. 2, Issue 12, (2013), 7620-7629.
- [9] G.A.A.Nassif, Effect of weave structure and weft density on the physical and mechanical properties of micro polyester woven fabrics, *Life science journal*, Vol. 9(3), (2012), 1326-1331.
- [10] E.Onofrei, A.M.Rocha, A.Catarino, The influence of knitted fabrics' structure on the thermal and moisture management properties, *Journal of engineered fibers and fabrics*, Volume 6 (4), (2011), 10-22.
- [11] T.Sharabaty, F.Biguenet, D.Dupuis, P.Viallier, Investigation of moisture transport through PES/cotton fabrics, *Indian journal of fiber & Textile research*, Vol. 33, (2008), 419-425.
- [12] CARMA, Glossaire des matériaux composites, Octobre 2006.

[13] C.Machut, Thèse doctorat : Contribution à l'étude des thermocouples plaques. Application a l'autocompensation en températures de nouveaux capteurs, Université des sciences et technologies de Lille, France, (1997).

[14] <http://www.omega.com/>, (consulté le 29/09/2015).

[15] A.Schwarz, Thèse doctorat : Electro-conductive yarns: their development, characterization and applications, Ghent University, Belgique, (2011).

[16] http://www.zeiss.fr/corporate/fr_fr/home.html, (consulté le 29/09/2015).

CHAPITRE 4

Caractérisation et performance des fluxmètres thermiques à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile

SOMMAIRE

Introduction.....	138
1. Performance de la paroi auxiliaire textile	138
1.1. Matériaux et structures textiles analysés	138
1.2. Méthodes de caractérisation.....	139
1.3. Analyse des résultats.....	139
2. Calibration de la sensibilité des fluxmètres thermiques textiles	142
2.1. Protocole de caractérisation	142
2.2. Résultats.....	145
2.3. Interprétations.....	148
3. Caractérisation du couplage des transferts thermiques et hydriques	151
3.1. Méthode de la résistance chauffante	151
3.1.1. Protocole de caractérisation	151
3.1.2. Résultats et interprétations	153
3.2. Méthode de la plaque chaude gardée	157
3.2.1. Protocole de caractérisation	157
3.2.2. Résultats et interprétations	158
3.3. Evaluation de la chaleur latente d'évaporation	161
3.3.1. Résultats.....	161
3.3.2. Interprétations.....	162
4. Conclusion.....	163
Références Bibliographiques.....	164

Introduction

Les différentes méthodes et technologies utilisées pour la production du fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile (ou fluxmètre thermique textile) ont été décrites dans le chapitre 3.

Dans ce chapitre, nous définissons les protocoles de caractérisation pour : (i) la calibration de la sensibilité, et (ii) le couplage des transferts thermiques et hydriques.

Dans un premier temps, nous comparons différentes parois auxiliaires textiles afin de choisir la plus appropriée pour le développement du fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile. Ensuite, les performances des fluxmètres thermiques textiles sont analysées pour la sensibilité à l'état sec. Cette méthode de caractérisation nous permet d'évaluer les performances des fluxmètres thermiques textiles par rapport aux fluxmètres thermiques références du commerce. Une fois cette analyse réalisée, l'évaluation des performances se fait en ajoutant les transferts hydriques.

1. Performance de la paroi auxiliaire textile

1.1. Matériaux et structures textiles analysés

Le choix des matériaux pour le développement du fluxmètre thermique textile se fait en fonction de leurs propriétés hygroscopiques. Pour cela, nous utilisons soit un polyester (100% PES) soit un mélange polyester/coton (70/30 PES/CO) de titrage identique 30/2 Nm. L'armure impacte les propriétés thermiques et/ou hydriques de la paroi auxiliaire textile. C'est pourquoi trois armures fondamentales du tissage sont étudiées, à savoir la toile, le sergé, et le satin (cf. Chapitre 3).

Afin de simplifier le propos, les parois auxiliaires textiles sont représentées comme étant PES/To pour la toile, PES/Se pour le sergé, et PES/Sa pour le satin en utilisant les fils de polyester (PES) ; PES/CO/To pour la toile, PES/CO/Se pour le sergé, et PES/CO/Sa pour le satin en utilisant les fils de polyester/coton (PES/CO). Le descriptif des armures est donné sur la figure 4.1.

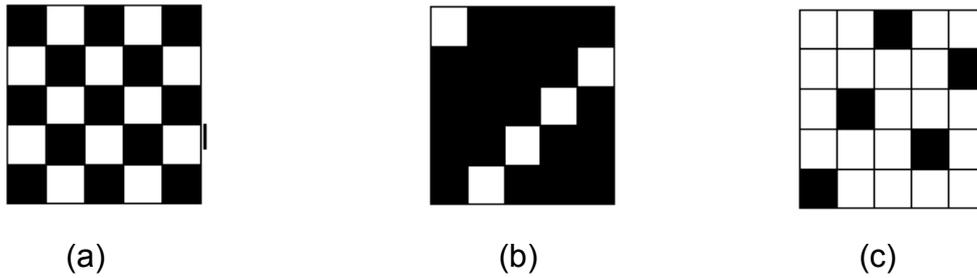


Figure 4.1. Schéma représentative de trois armures étudiées pour le développement de la paroi auxiliaire textile : (a) la toile, (b) le sergé 4/1Z : effet chaîne, et (c) le satin 5 : effet trame, décochement de 3

Bien que la réduction chaîne soit identique pour toutes les armures, à savoir 21 fils.cm^{-1} , la réduction trame change en fonction de l'armure. Ainsi, la réduction trame pour la toile, le sergé 5, et le satin 5 sont respectivement 10, 15, et 18 fils.cm^{-1} .

1.2. Méthodes de caractérisation

La masse surfacique (ISO 3801 : 1977), l'épaisseur (ISO 5084 : 1996), la perméabilité à l'air (ISO-EN 9237 : 1995), la porosité, la résistance thermique (Skin Model, ISO 11092 : 1993), et l'index de la transmission de la vapeur d'eau (L %) (Dish Method - BS 7209 : 1990) sont mesurés pour les six parois auxiliaires textiles définies précédemment (cf. Chapitre 2).

En outre, les caractéristiques d'un fluxmètre thermique référence (Captec Entreprise, France) sont données afin de faire des comparaisons avec nos substrats textiles. Cependant, l'imperméabilité et la rigidité du fluxmètre thermique référence ne nous permettent pas de comparer la porosité, la perméabilité à l'air, et l'index de la transmission de la vapeur d'eau.

1.3. Analyse des résultats

Le Tableau 4.1 présente les propriétés évoquées précédemment.

Tableau 4.1. Caractéristiques des parois auxiliaires textiles et du fluxmètre thermique référence

Code	Matériau	Structure	Masse surfacique (g.m ⁻²)	Épaisseur (mm, 1kPa)	Porosité (%)	Perméabilité à l'air (l.m ⁻² .s)	Résistance thermique (m ² .K.W ⁻¹)	L (%)
Ref.	Fluxmètre référence		4500	0,40	-	-	0,00015 ^(a)	-
PES/To	PES	Toile	205,6 ±2,26	0,62±0,02	76 ±2,28	853,8±98,2	0,039±0,006	98,6±3
PES/Se	PES	Sergé 5	243,5 ±4,16	0,81±0,01	78,2 ±4,17	774,1±54,2	0,058±0,002	96±1
PES/Sa	PES	Satin 5	254,7 ±3,39	0,83±0,01	77,8 ±3,40	814,9±62,3	0,050±0,002	97,1±3
PES/CO/To	PES/CO	Toile	209,4 ±8,02	0,69±0,04	78,5 ±8,06	727,3±55,0	0,042±0,002	98,2±1
PES/CO/Se	PES/CO	Sergé 5	244,3 ±5,90	0,86±0,02	80 ±5,92	730,6±49,0	0,060±0,003	99,3±2
PES/CO/Sa	PES/CO	Satin 5	253,9 ±5,54	0,88±0,01	79,5 ±5,55	705,3±62,6	0,048±0,0004	100±0,8

^(a) Valeur fournisseur

Quel que soit le type de fil utilisé, l'épaisseur et la masse surfacique sont plus élevées pour le satin que pour la toile ou le sergé. Ce phénomène peut s'expliquer par une réduction trame plus élevée pour cette armure.

En ce qui concerne l'influence du matériau (PES ou PES/CO), indépendamment de l'armure utilisée, la perméabilité à l'air est plus élevée pour les tissus PES que PES/CO. Ceci peut s'expliquer par la structure de la fibre et les canaux inter-fil [1].

En comparant les structures identiques, il peut être observé que les tissus PES/CO ont une porosité légèrement plus élevée que les tissus PES. L'épaisseur des tissus PES/CO est plus élevée que les tissus PES, ainsi cette propriété entraîne une porosité plus élevée.

En ce qui concerne les résistances thermiques des échantillons, celle de la toile est inférieure à la résistance thermique du sergé et du satin. Ceci peut être attribué à la faible épaisseur de ces échantillons. A l'inverse, la résistance thermique du

PES/CO/Se est plus élevée ce qui peut être affecté à l'épaisseur élevée en raison des aspérités de surface.

Lorsque nous comparons les parois auxiliaires textiles et le fluxmètre thermique référence, nous remarquons que ce dernier a une conductivité thermique et une masse surfacique plus élevée. Il est également plus fin que les parois auxiliaires textiles.

Selon l'effet Seebeck, la différence de potentiel dépend notamment de la résistance thermique du fluxmètre thermique à l'état d'équilibre. Nous observons que les tissus avec l'armure en sergé donnent les meilleures propriétés d'isolation thermique, car ils ont une résistance thermique plus élevée que celle des armures en toile ou en satin.

En outre, les valeurs de perméabilité à la vapeur d'eau et la porosité sont légèrement plus élevées pour les tissus en PES/CO que pour les tissus en PES purs. Par conséquent, PES/CO avec l'armure en sergé (PES/CO/Se) est sélectionnée en tant que paroi auxiliaire textile du fluxmètre thermique textile.

Nous utilisons les tissus avec l'armure satin à la fois en PES/CO et en PES comme deuxième choix pour la paroi auxiliaire textile. En effet, l'armure satin a la plus grande densité de trame. Ainsi, il est en théorie possible d'avoir une densité de fil conducteur plus importante que les autres armures. De plus, sa surface lisse et sa structure assez souple permettent un meilleur contact avec le corps humain car les fluxmètres ont besoin d'avoir un bon contact avec la surface de la démonstration.

Le choix des matériaux et des armures présentés ci-dessus correspondent aux fluxmètres thermiques textiles qui sont réalisés par la technologie d'insertion en trame. La technologie d'insertion en chaîne a été réalisée par la technologie de tissage étroit. Ces échantillons ont été réalisés par la société Elasta (Belgique). Les échantillons sont réalisés avec une armure toile composée en chaîne d'un fil polypropylène de 66,7 Tex et en trame d'un fil polyester de 16,7 Tex.

2. Calibration de la sensibilité des fluxmètres thermiques textiles

Pour la caractérisation des fluxmètres thermiques textiles, nous nous sommes intéressés à la notion de sensibilité. Un fluxmètre thermique mesure la densité de flux φ (W.m^{-2}) en donnant une différence de potentiel ΔV (V) : sa sensibilité S ($\text{V.m}^2.\text{W}^{-1}$) permet de faire le lien entre ces deux grandeurs selon l'équation 4.1.

$$S = \frac{\Delta V}{\varphi} \quad \text{Eq. (4.1)}$$

2.1. Protocole de caractérisation

Comme il est observé figure 4.2, en posant le fluxmètre thermique sur une plaque thermiquement isolante, avec la résistance chauffante étant contre l'isolant, le flux dissipé dans la résistance traverse presque intégralement le fluxmètre thermique avant de se dissiper dans un radiateur thermique pressant le fluxmètre thermique sur l'isolant [2].

Ainsi, en y appliquant un flux précis, le banc de mesure (Fig. (4.2)) permet de mesurer la sensibilité des fluxmètres thermiques textiles. Ce dispositif est composé d'une centrale d'acquisition de données (DAQ, Keithley 2700 piloté par le logiciel ExcellINKS), d'une résistance chauffante de même taille que les fluxmètres thermiques textiles (Captec Enterprise, France) alimentée par une tension continue (elc, AL 941), d'un isolant en polystyrène ($22 \times 26 \text{ cm}^2$), et d'un radiateur ($9,5 \times 9,5 \text{ cm}^2$).

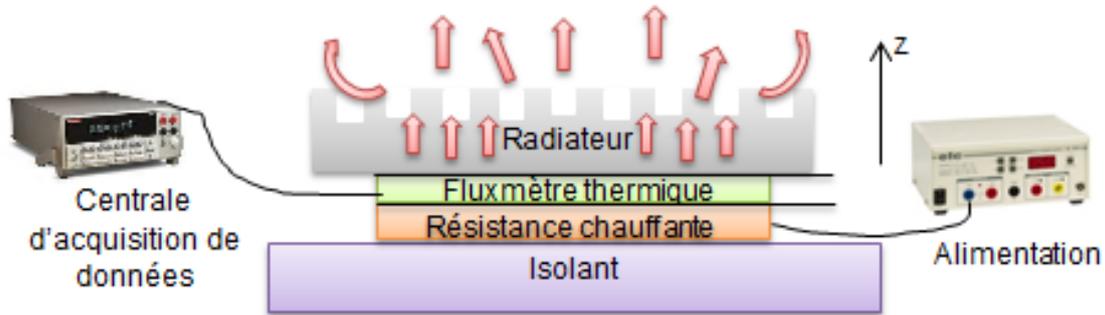


Figure 4.2. Schéma de montage du banc de mesure développé pour caractériser la sensibilité par calibration avec une résistance chauffante

La densité de flux thermique générée par la résistance chauffante est calculée selon l'équation 4.2.

$$\varphi_{rc} = \frac{P}{A} = \frac{I.V}{A} \quad \text{Eq. (4.2)}$$

Où φ_{rc} est la densité de flux thermique générée par la résistance chauffante (W.m^{-2}), P est la puissance électrique fournie par la résistance chauffante (W), I est le courant électrique (A), V est la différence de potentiel appliquée aux bornes de la résistance chauffante (V), et A est la surface (m^2).

Les sensibilités des fluxmètres thermiques textiles sont calculées selon l'équation 4.3 en considérant que le flux thermique généré par la résistance chauffante est transmis intégralement suivant l'axe \vec{oz} (Fig. (4.2)).

$$S = \frac{\Delta V}{\varphi_{rc}} \quad \text{Eq. (4.3)}$$

Où S est la sensibilité du fluxmètre thermique textile ($\text{V.m}^2.\text{W}^{-1}$), ΔV est la différence de potentiel mesurée aux bornes du fluxmètre (V), et φ_{rc} est la densité de flux thermique générée par la résistance chauffante (W.m^{-2}).

La validation de ce banc de mesure est réalisée avec des fluxmètres thermiques références (Captec Entreprise, France) [3]. Nous utilisons deux tailles différentes de

fluxmètres thermiques référents, à savoir 2x2 cm² et 5x5 cm², avec des sensibilités respectives de 2,26 μV.m².W⁻¹ et de 9,17 μV.m².W⁻¹ à ±3% près (valeur fournisseur). La résistance chauffante fournit différentes densités de flux pour analyser l'évolution de la sensibilité en fonction du flux thermique. Le test est répété cinq fois pour chaque essai.

Le tableau 4.2 présente l'erreur mesurée entre la sensibilité donnée par le fournisseur, aussi appelé sensibilité nominal, et la sensibilité mesurée par notre banc de mesure en fonction des densités de flux fournies.

Tableau 4.2. Validation de notre banc de mesure par les fluxmètres thermiques références (2x2 cm², 5x5 cm²) avec différentes densités de flux

Taille	Densité de flux thermique (W.m ²)	Sensibilité mesurée (μV.m ² .W ⁻¹)	Erreur (%)
2x2 cm ²	194	2,16 (±0,04)	4,42
	742	2,19 (±0,02)	3,10
	1742	2,13 (±0,04)	5,75
	3062	2,12 (±0,05)	6,19
5x5 cm ²	18	8,67 (±0,14)	5,45
	76	9,21 (±0,12)	0,44
	163	9,35 (±0,14)	1,96
	296	9,44 (±0,13)	2,94
	455	9,44 (±0,15)	2,94

Le pourcentage d'erreur de mesure de la sensibilité des fluxmètres thermiques références, fournie par le fournisseur, est de $\pm 3\%$. En réalisant l'expérience sur notre banc de mesure, nous obtenons un pourcentage d'erreur maximale de $\pm 6\%$ pour les deux tailles. Cette différence peut être expliquée par une différence dans nos méthodes de caractérisation. Bien que les résultats obtenus par notre banc de mesure dépendent de la taille du fluxmètre thermique et de la densité de flux fournie, nous les considérons comme étant du même ordre de grandeur que les fluxmètres thermiques références. Ainsi, ce banc de mesure (Fig. (4.2)) peut être considéré comme fiable et reproductible pour réaliser la calibration de la sensibilité des fluxmètres thermiques textiles.

2.2. Résultats

Nous avons présenté en détail dans le chapitre 3 la création des différents procédés des fluxmètres thermiques à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile, i.e. insertion en trame, méthode soustractive ; insertion en trame, méthode additive ; et insertion en chaîne, méthode additive.

Ces fluxmètres thermiques textiles peuvent être produits avec des tailles différentes. Bien évidemment, le fluxmètre de plus grande taille permet de créer plus de thermocouples ce qui nous permet d'évaluer l'influence du nombre de thermocouples sur la sensibilité.

Le tableau 4.3 présente les codes simplifiés associés aux fluxmètres thermiques textiles réalisés par la technologie d'insertion en trame quel que soit la méthode employée (additive ou soustractive) ainsi que les fluxmètres thermiques références. Deux tailles sont considérées, à savoir $2 \times 2 \text{ cm}^2$ et $5 \times 5 \text{ cm}^2$.

Tableau 4.3. Présentation des fluxmètres thermiques textiles avec la technologie d'insertion en trame, et des fluxmètres thermiques références

Code	2x2 cm ²	Code	5x5 cm ²
<i>Ref.-p</i>	<i>Référence - petit</i>	<i>Ref.-g</i>	<i>Référence – grand</i>
PES/CO/Se-p (TA) ou (TS)	PES/CO-Sergé - petit	PES/CO/Se-g (TS)	PES/CO-Sergé - grand
PES/CO/Sa-p (TA) ou (TS)	PES/CO-Satin - petit	PES/CO/Sa-g (TS)	PES/CO-Satin - grand
PES/Sa-p (TA) ou (TS)	PES-Satin - petit	PES/Sa-g (TS)	PES-Satin - grand

(TA) : insertion en trame, méthode additive,
(TS) : insertion en trame, méthode soustractive.

Les fluxmètres thermiques textiles avec la technologie d'insertion en trame, méthode soustractive sont produits avec deux tailles différentes, à savoir 2x2 cm² et 5x5 cm². Les fluxmètres thermiques textiles avec la technologie d'insertion en trame, méthode additive sont réalisés avec le taille de 2x2 cm².

Le tableau 4.4 présente quelques propriétés, à savoir l'épaisseur et le nombre de thermocouples théorique, des fluxmètres thermiques textiles réalisés avec la technologie d'insertion en trame (la méthode additive ou la méthode soustractive), et également des fluxmètres thermiques références.

Tableau 4.4. Evaluation des épaisseurs et du nombre de thermocouples théorique des fluxmètres thermiques textiles réalisés par la technologie d'insertion en trame et également des fluxmètres thermiques références

Code	Epaisseur (mm)	Nombre de thermocouples théorique
<i>Ref.-p</i>	0,40 ^(a)	300 ^(b)
<i>Ref.-g</i>	0,40 ^(a)	1500 ^(b)
PES/CO/Se-p (TA) ou (TS)	1,32 (±0,04)	130
PES/CO/Se-g (TS)	1,26 (±0,02)	748
PES/CO/Sa-p (TA) ou (TS)	1,24 (±0,02)	130
PES/CO/Sa-g (TS)	1,19 (±0,03)	748
PES/Sa-p (TA) ou (TS)	1,07 (±0,02)	130
PES/Sa-g (TS)	1,02 (±0,04)	748

(a), (b) Valeur fournisseur

Le tableau 4.4 montre que les fluxmètres thermiques références sont plus fins que les fluxmètres thermiques textiles réalisés par la technologie d'insertion en trame. De plus, ils possèdent en théorie plus de thermocouples connectés électriquement en série que les fluxmètres thermiques textiles.

Les fluxmètres thermiques textiles avec la technologie d'insertion en chaîne sont développés avec deux tailles différentes, à savoir 2x2,4 cm² et 5x2,4 cm². En théorie, la petite et la grande taille possèdent respectivement 40 et 80 thermocouples connectés électriquement en parallèles. L'épaisseur du fluxmètre thermique textile réalisé par la technologie d'insertion en chaîne est de 1,46 (±0,03) mm.

- Insertion en trame, méthode soustractive

Le tableau 4.5 présente la moyenne des sensibilités des fluxmètres thermiques textiles réalisés par la technologie d'insertion en trame, méthode soustractive et des fluxmètres thermiques références de taille 2x2 cm² et 5x5 cm². Les densités de flux fournies par la résistance chauffante pour la petite taille et la grande taille sont respectivement 3062 W.m⁻² et 455 W.m⁻².

Tableau 4.5. Sensibilités des fluxmètres thermiques textiles (insertion en trame, méthode soustractive) et des fluxmètres thermiques référencés mesurées par la méthode de la résistance chauffante

Code	Sensibilité (μV.m ² .W ⁻¹)	Code	Sensibilité (μV.m ² .W ⁻¹)
<i>Ref.-p</i>	2,26 ^(a)	<i>Ref.-g</i>	9,17 ^(b)
PES/CO/Se-p (TS)	1,81 (±0,09)	PES/CO/Se-g (TS)	10,23 (±0,15)
PES/CO/Sa-p (TS)	2,32 (±0,01)	PES/CO/Sa-g (TS)	12,71 (±0,21)
PES/Sa-p (TS)	1,64 (±0,1)	PES/Sa-g (TS)	10,52 (±0,29)

^{(a), (b)} Sensibilité nominale

- Insertion en trame, méthode additive

Le tableau 4.6 présente les résultats associés aux fluxmètres thermiques textiles qui sont réalisés par la technologie d'insertion en trame, méthode additive et au fluxmètre thermique référence de taille 2x2 cm². La densité de flux fournie par la résistance chauffante est de 3062 W.m⁻².

Tableau 4.6. Sensibilités des fluxmètres thermiques textiles (insertion en trame, méthode additive) et du fluxmètre thermique référencé mesurées par la méthode de la résistance chauffante

Code	Sensibilité ($\mu\text{V.m}^2.\text{W}^{-1}$)
<i>Ref.-p</i>	2,26 ^(a)
PES/CO/Se-p (TA)	6,64 ($\pm 0,28$)
PES/CO/Sa-p (TA)	8,82 ($\pm 0,24$)
PES/Sa-p (TA)	4,82 ($\pm 0,19$)

^(a) Sensibilité nominale

- Insertion en chaîne, méthode additive

Les densités de flux fournies par la résistance chauffante pour les tailles de 2x2,4 cm² et de 5x2,4 cm² sont respectivement 3062 W.m⁻² et 455 W.m⁻². Nous relevons une sensibilité de 0,071 ($\pm 0,02$) $\mu\text{V.m}^2.\text{W}^{-1}$ pour la petite taille, et 2,35 ($\pm 0,41$) $\mu\text{V.m}^2.\text{W}^{-1}$ pour la grande taille.

2.3. Interprétations

Dans la première partie de ce travail, nous avons comparé séparément les différents fluxmètres thermiques textiles présentés ci-dessous :

- Méthode TS - insertion en trame, méthode soustractive ;
- Méthode TA - insertion en trame, méthode additive ;
- Méthode CA - insertion en chaîne, méthode additive.

Pour la méthode TS, nous observons que la sensibilité des fluxmètres thermiques augmente parallèlement à la taille en augmentant le nombre des thermocouples théoriques connectés électriquement en série.

Les sensibilités des fluxmètres thermiques textiles réalisés par la méthode TS et la méthode TA, sont du même ordre de grandeur que les sensibilités des fluxmètres thermiques références (aux mêmes dimensions). Ils ont également le même comportement dynamique que le fluxmètre thermique référence. La figure 4.3 présente un exemple du comportement dynamique des fluxmètres thermiques textiles (PES/CO-satin) et référence.

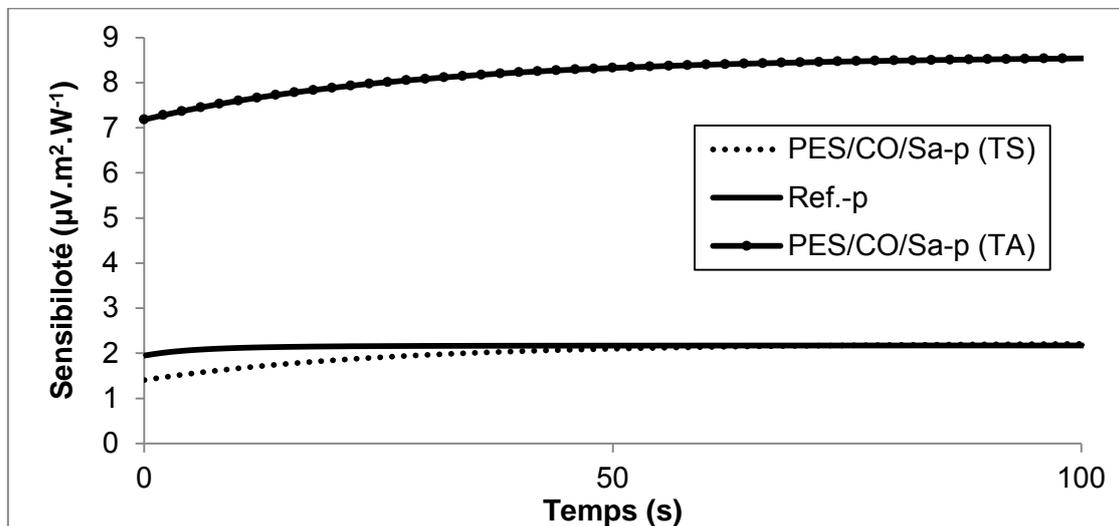


Figure 4.3. Courbe représentative de comportement dynamique des fluxmètres thermiques textiles réalisés par la méthode TS et la méthode TA, et comparaison avec un fluxmètre thermique référent ($2 \times 2 \text{ cm}^2$)

La figure 4.3 montre que le temps de réponse est plus important pour les fluxmètres thermiques textiles que le fluxmètre thermique référence. Toutefois, leur comportement général est similaire.

La figure 4.4 présente la comparaison des sensibilités des fluxmètres thermiques textiles réalisées par la méthode TS et par la méthode TA, et également du fluxmètre thermique référence de taille $2 \times 2 \text{ cm}^2$.

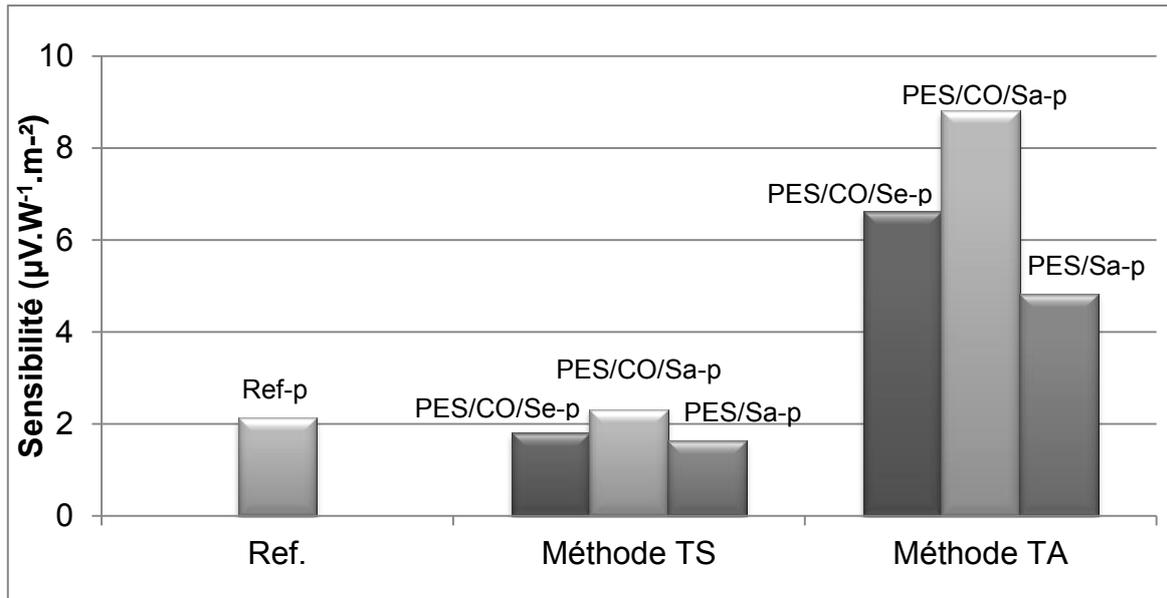


Figure 4.4. Les sensibilités des fluxmètres thermiques textiles en fonction de la méthode de fabrication et du fluxmètre thermique référence ($2\times 2\text{ cm}^2$)

Les sensibilités des fluxmètres thermiques textiles réalisés par la méthode additive sont plus importantes que par la méthode soustractive. Nous considérons que le post traitement a une influence sur la sensibilité du fluxmètre thermique textile. Le persulfate de sodium qui est utilisé pour la gravure du cuivre peut diminuer la performance du fluxmètre en changeant les propriétés du fil de constantan (cf. Chapitre 3).

Les fluxmètres PES/CO-satin donnent toujours une sensibilité plus élevée. Deux phénomènes différents peuvent être considérés : (i) sa surface lisse crée un meilleur contact avec la surface d'échange, et (ii) sa résistance thermique plus grande augmente la différence de potentiel obtenue selon l'effet Seebeck (cf. Chapitre 1).

Les sensibilités des fluxmètres thermiques textiles réalisés par la méthode CA sont plus faibles que les autres fluxmètres thermiques. Celle-ci s'explique par le fait que la connexion qui relie les fils de la thermopile sont mise en parallèle. Ceci a pour influence de diminuer la différence de potentiel aux bornes du fluxmètre thermique textile et donc sa sensibilité (Fig. (4.5)).

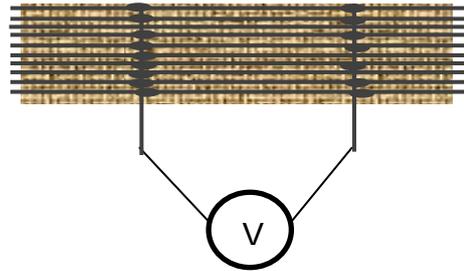


Figure 4.5. Schéma représentatif du fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile avec la technologie d'insertion en chaîne, méthode additive (méthode CA)

3. Caractérisation du couplage des transferts thermiques et hydriques

Comme les fluxmètres thermiques textiles ont une paroi auxiliaire poreuse, ils permettent de prendre en compte les phénomènes liés aux échanges hydriques. Ainsi, le couplage entre les transferts thermiques et hydriques est analysé. Pour ce faire nous caractérisons les fluxmètres thermiques textiles réalisés par la technologie d'insertion en trame, méthode soustractive (méthode TS).

Deux méthodes différentes sont utilisées pour évaluer et analyser le couplage des transferts thermiques et hydriques : (i) méthode de la résistance chauffante, et (ii) méthode de la plaque chaude gardée. Alors que la caractérisation soit basée sur une densité de flux thermique constante pour la première méthode, les fluxmètres thermiques sont caractérisés avec une température constante avec la deuxième méthode.

3.1. Méthode de la résistance chauffante

3.1.1. Protocole de caractérisation

Nous utilisons le même banc de mesure que celui de la « calibration de la sensibilité avec une résistance chauffante » en prenant en compte le facteur d'humidité.

La figure 4.6 présente le banc de mesure pour mesurer la densité de flux en considérant le facteur d'humidité. Ce dispositif est composé d'une centrale d'acquisition de données (DAQ, Keithley 2700 piloté par le logiciel ExcellINKS), d'une balance (Mettler Toledo piloté par le logiciel LabX direct), d'une résistance chauffante de même taille que les fluxmètres thermiques textiles (5x5 cm²) (Captec Enterprise, France) alimentée par une tension continue (elc, AL 941), d'un isolant en polystyrène (22x26 cm²).

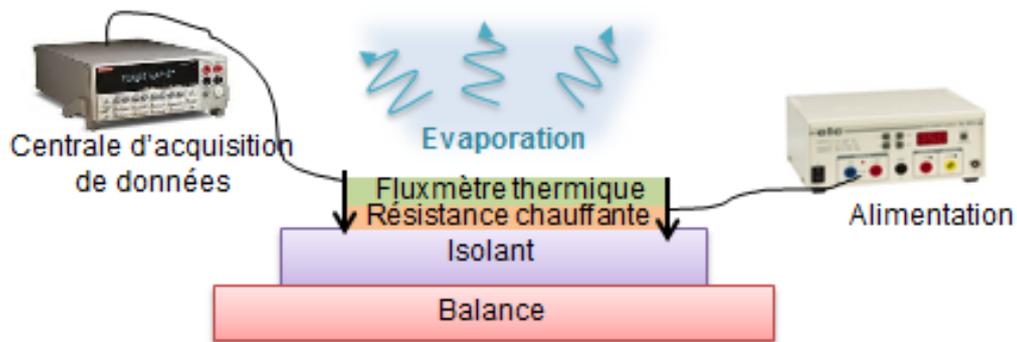


Figure 4.6. Schéma de montage du banc de mesure développé pour caractériser l'évaluation de la densité de flux mesurée en fonction du facteur d'humidité

Le fluxmètre thermique textile est préalablement immergé dans l'eau distillée afin d'avoir un taux de rétention maximal. Il est immédiatement placé et fixé sur la résistance chauffante. Deux logiciels, à savoir ExcellINKS et LabX direct, sont lancés simultanément afin de mesurer respectivement l'évolution de la différence de potentiel aux bornes du fluxmètre thermique textile et l'évolution du poids du banc de mesure en fonction du temps.

Trois densités de flux thermique différentes sont fournies, à savoir 273 W.m⁻², 369 W.m⁻², et 464 W.m⁻², afin d'évaluer la rapidité du séchage. La densité de flux mesurée par le fluxmètre thermique textile φ_{textile} est calculée grâce à la sensibilité S et la différence de potentiels mesurée aux bornes du fluxmètre thermique textile ΔV selon l'équation 4.4.

$$\varphi_{\text{textile}} = \frac{\Delta V}{S} \quad \text{Eq. (4.4)}$$

Où ϕ_{textile} est la densité de flux thermique mesurée par le fluxmètre thermique textile (W.m^{-2}), S est la sensibilité du fluxmètre thermique textile ($\text{V.m}^2.\text{W}^{-1}$), et ΔV est la différence de potentiel mesurée aux bornes du fluxmètre thermique textile (V).

Les sensibilités des fluxmètres thermiques textiles sont indiquées dans le tableau 4.5. Ainsi, la densité de flux mesurée change en fonction de l'humidité présente dans notre système.

3.1.2. Résultats et interprétations

Nous caractérisons les fluxmètres thermiques textiles réalisés par la technologie d'insertion en trame, méthode soustractive de taille $5 \times 5 \text{ cm}^2$.

Nous considérons trois phénomènes différents pour analyser le couplage des transferts thermiques et hydriques : (i) les différentes étapes du couplage, (ii) l'impact de la densité de flux sur le temps de séchage, et (iii) la comparaison entre les différents fluxmètres thermiques textiles.

- Différentes étapes du couplage

La figure 4.7 présente la densité de flux mesurée par le fluxmètre PES/CO/Sa-g (TS) en fonction du temps avec une densité de flux fournie de 464 W.m^{-2} .

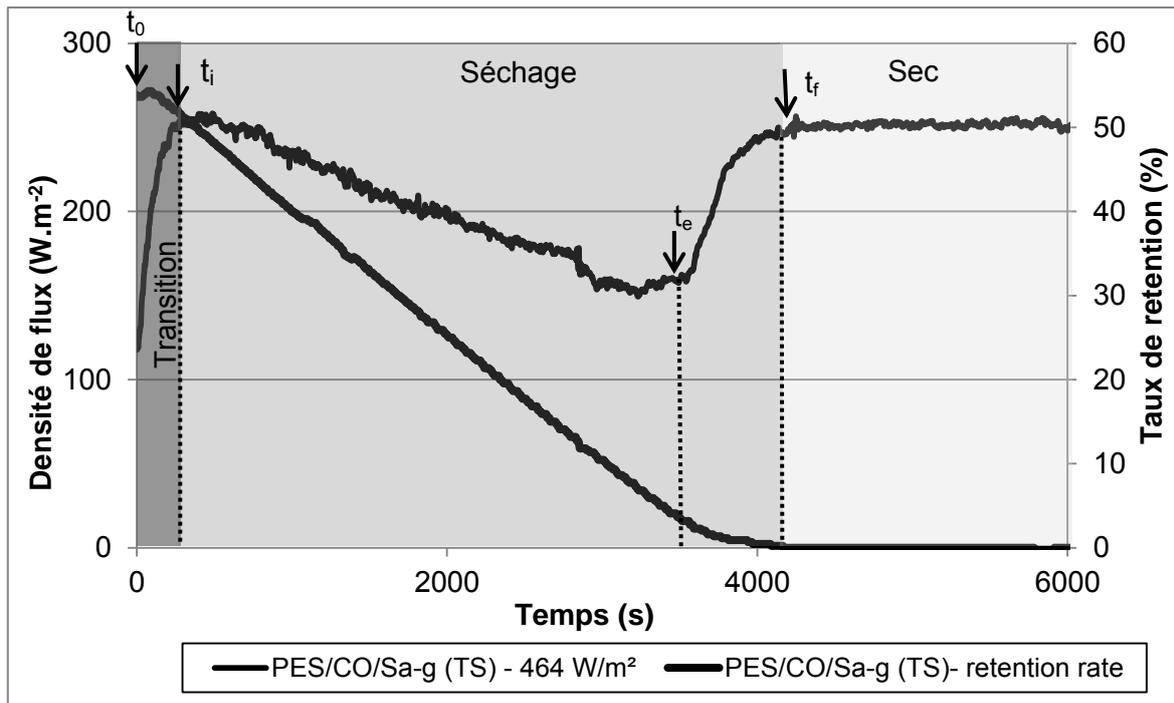


Figure 4.7. Différentes étapes du couplage des transferts thermiques et hydriques pour le fluxmètre PES/CO-satin (5x5 cm²) et la densité de flux de 464 W.m⁻²

La mesure est démarrée au moment où la résistance chauffante est alimentée. Ainsi, entre t_0 et t_i , il est observé la mise en chauffe de la résistance chauffante. Ensuite, la densité de flux diminue jusqu'à t_e . Cette perte de flux thermique est observée en parallèle à la perte de masse du système évoqué par l'évaporation de l'eau. Enfin, la densité de flux augmente entre t_e et t_r . Il peut être considéré que l'évaporation de « l'eau liée » peut avoir une incidence sur cette augmentation (cf. Fig. (2.10)). Le temps passé entre t_i et t_r peut être considéré comme étant le zone d'évaporation (Δt_{if}). Le régime permanent est obtenu lorsque le fluxmètre thermique est totalement sec avec un taux d'humidité 0%.

- Impact de la densité de flux sur le temps de séchage

La densité de flux mesurée par le fluxmètre PES/CO/Sa-g (TS) en fonction de la densité de flux fournie par la résistance chauffante, à savoir 273 W.m⁻², 369 W.m⁻², et 464 W.m⁻², est présentée sur la figure 4.8.

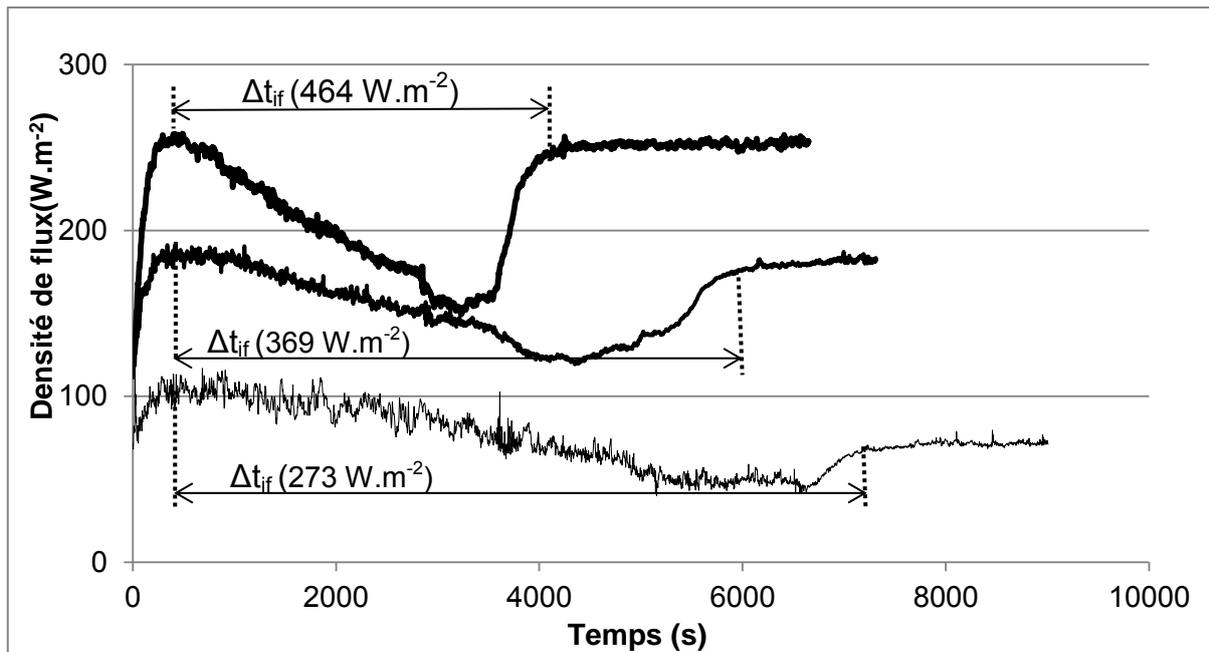


Figure 4.8. Impact de la densité de flux fournie par la résistance chauffante sur le temps de séchage pour le fluxmètre PES/CO-satin ($5 \times 5 \text{ cm}^2$)

A partir de la figure 4.8, différentes valeurs sont obtenues pour différentes densités de flux. Par rapport à la figure 4.7, les mêmes profils de courbes sont observés. Le temps de séchage diminue lorsque la densité de flux fournie augmente. Alors que la zone d'évaporation (Δt_{if}) augmente en diminuant la densité de flux. Ainsi, les temps d'évaporation sont respectivement de 3077 secondes, de 4130 secondes, et de 6090 secondes pour une densité de flux fournie de $464 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}$, $369 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}$, et $273 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}$.

De même, il est observé à l'état permanent que le fluxmètre thermique textile mesure une densité de flux inférieure à la densité de flux fournie par la résistance chauffante. La sensibilité du fluxmètre thermique textile est caractérisée en plaçant un radiateur thermique sur le fluxmètre (cf. Fig. (4.2)). Le rôle de ce radiateur est « d'absorber » tout le flux et de le dissiper dans l'environnement. Dans le cas présent, le fluxmètre thermique textile est en contact direct avec l'air ambiant, ce qui crée une interface entre le fluxmètre et l'environnement. L'échange thermique au niveau de cette interface est du type convectif qui peut être représenté par une résistance thermique supplémentaire en série qui limite le flux thermique (cf. Fig. (3.5)). De plus, la résistance thermique du fluxmètre thermique textile change en ajoutant d'eau dans le système.

- Comparaison entre les différents fluxmètres thermiques textiles

La figure 4.9 présente l'influence de l'armure et du matériau sur la densité de flux mesurée en fonction du temps. La densité de flux fournie par la résistance chauffante considérée est de 464 W.m^{-2} .

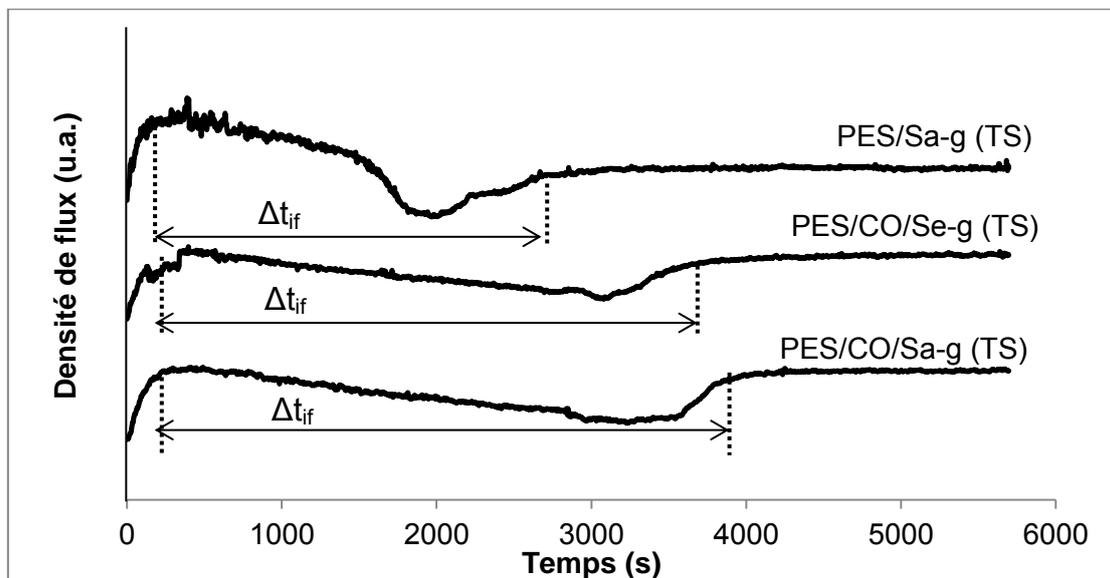


Figure 4.9. Comparaison entre les fluxmètres thermiques textiles, à savoir PES/CO-satin, PES/CO-sergé, et PES-satin, pour le couplage des transferts thermiques et hydriques avec une densité de flux fournie de 464 W.m^{-2}

La zone d'évaporation (Δt_{if}) augmente en utilisant une fibre hydrophile. Bien qu'il soit respectivement de 2868 secondes et de 3208 secondes pour le PES/CO-sergé et le PES/CO-satin, il est de 1846 secondes pour le PES-satin. Ce phénomène peut être expliqué par les propriétés hygroscopiques des fibres. Les fibres naturelles comme le coton sont hydrophiles, c'est-à-dire qu'elles possèdent des sites susceptibles d'accueillir des molécules d'eau. Par conséquent, l'eau a tendance à être absorbée, limitant le transfert d'humidité ainsi que le séchage et nécessitant plus d'énergie. D'autre part, des fibres synthétiques telles que le polyester sont hydrophobes, ce qui veut dire que leur surface possède peu de sites pour accueillir une liaison avec les molécules d'eau.

Si la comparaison est faite entre l'armure en satin et l'armure en sergé en considérant le même matériau (PES/CO), nous observons que la zone d'évaporation

est légèrement plus longue pour l'armure en satin. Cela peut être expliqué par la structure serré qui vient de sa réduction trame plus élevée.

3.2. Méthode de la plaque chaude gardée

3.2.1. Protocole de caractérisation

Ce banc de mesure est présenté par P.Godts *et al.*. Celui-ci s'intéresse à la caractérisation de la chaleur latente d'évaporation. Dans notre étude, nous caractérisons les fluxmètres thermiques textiles « perméables » et les comparons avec les fluxmètres thermiques commerciaux « imperméables ». Ainsi, il doit être pris en compte pour cette étude que la résistance thermique du système se modifie en fonction du facteur d'humidité au sein des textiles employés [4].

Comme il est présenté sur la figure 4.10, les fluxmètres thermiques textiles et un fluxmètre thermique référence (Captec Enterprise, France) sont placés sur la plaque chaude gardée à la température de $35 \pm 0,1$ °C dans l'enceinte climatique à une température ambiante à $20,0 \pm 0,2$ °C, une humidité relative à $50 \pm 1\%$, et un flux d'air constant de $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Un tissu 100% coton légèrement plus grand que le fluxmètre thermique est placé au-dessus du fluxmètre thermique. La différence de température entre la plaque et l'air ambiant génère une différence de potentiel aux bornes du fluxmètre thermique. Cette différence de potentiel est mesurée par une centrale d'acquisition de données (DAQ, Keithley 2700 piloté par le logiciel ExcelLINKS).

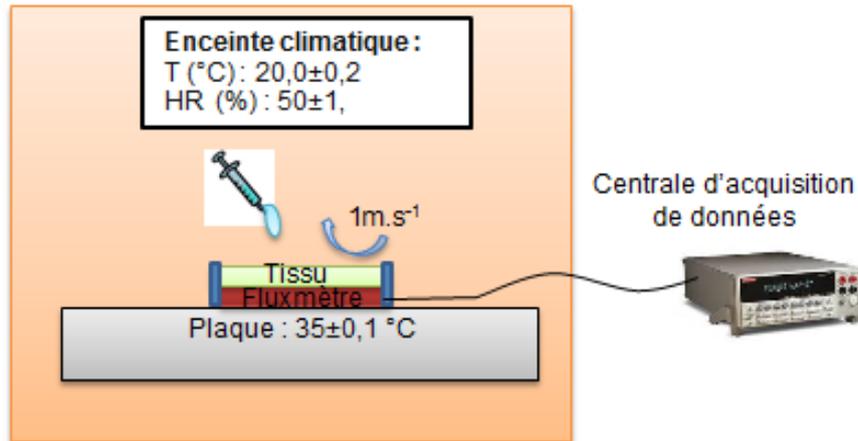
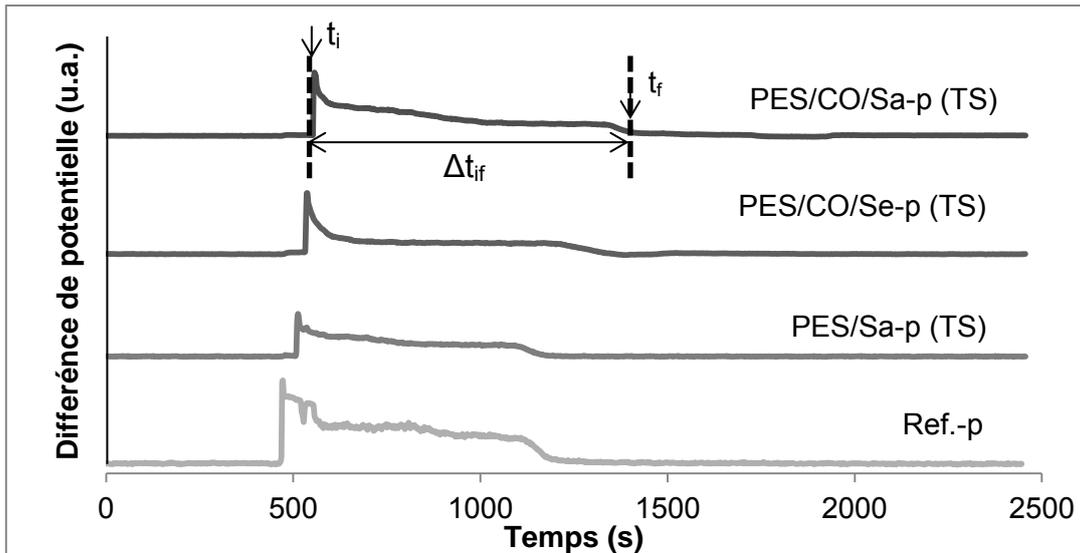


Figure 4.10. Schéma de montage pour l'observation des transferts hydriques du fluxmètre thermique textile avec la méthode de la plaque chaude gardée

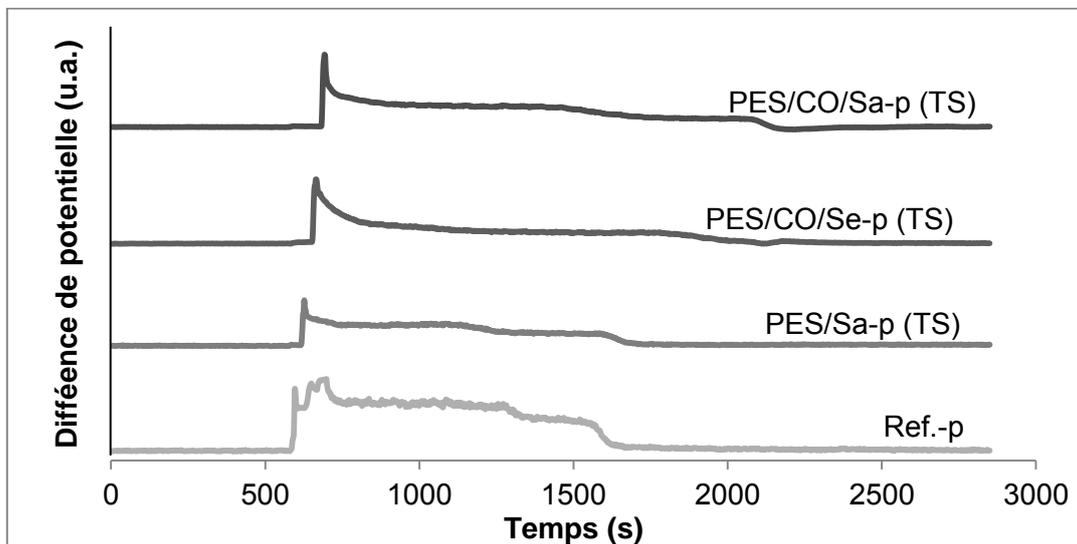
Après quelques minutes de stabilisation à l'état sec, nous déposons une certaine quantité d'eau, à savoir 0,1 ml et 0,2 ml, sur le tissu en coton. La mesure est arrêtée lorsque la différence de potentielle mesurée demeure constante.

3.2.2. Résultats et interprétations

Nous caractérisons les fluxmètres thermiques textiles réalisés par la technologie d'insertion en trame, méthode soustractive avec la taille de $2 \times 2 \text{ cm}^2$. La figure 4.11 présente la différence de potentiel mesurée par trois fluxmètres thermiques textiles, à savoir PES/CO-satin, PES/CO-sergé, et PES-satin, et un fluxmètre thermique référence de même taille en fonction du temps. Deux différentes quantités d'eau sont introduites dans le système respectivement de 0,1 ml (a) et 0,2 ml (b).



(a)



(b)

Figure 4.11. Evolution de la différence de potentiel mesurée pour les différents fluxmètres thermiques de taille $2 \times 2 \text{ cm}^2$ (a) avec 0,1 ml d'eau, (b) et 0,2 ml d'eau introduits à l'instant t_i

Comme indiqué à la figure 4.11, t_i représente l'apparition de l'eau à la surface du dispositif. La plaque chaude gardée et l'eau sont respectivement à une température de $35 \pm 0,1 \text{ }^\circ\text{C}$ et de $20 \text{ }^\circ\text{C}$. Lorsque nous déposons l'eau à la surface du tissu, le gradient de température entre les deux faces du fluxmètre augmente. Cette différence génère une différence de potentiel plus élevée.

Etant donné que l'eau se diffuse vers le fluxmètre thermique, le temps entre t_i et t_f représente le transfert associé à l'évaporation de l'eau dans notre système. En considérant les zones d'évaporation comme étant le temps entre t_i et t_f (Δt_{if}) (Fig. (4.11)), il est possible de comparer les différentes évolutions dans le tableau 4.7.

Tableau 4.7. Zone d'évaporation pour les fluxmètres thermiques textiles et fluxmètre thermique référence avec 0,1 ml d'eau et 0,2 ml d'eau

Quantité d'eau	0,1 ml	0,2 ml
<i>Référence</i>	694 s	1032 s
PES/Sa-p (TS)	658 s	1052 s
PES/CO/Se-p (TS)	835 s	1482 s
PES/CO/Sa-p (TS)	907 s	1472 s

Comme il a déjà été décrit auparavant, les résultats obtenus avec le fluxmètre thermiques textile PES-satin présentent un temps d'évaporation plus courte que les autres fluxmètres thermiques textiles, à savoir le PES/CO-sergé et le PES/CO-satin. Le caractère hydrophobe du polyester peut être mis en lien avec la cinétique de séchage. De même, la zone d'évaporation de la structure PES est à peu près identique au fluxmètre thermique référence qui est imperméable et hydrophobe. A l'inverse, le PES/CO-satin et le PES/CO-sergé ont le même comportement en fonction de la zone d'évaporation. Ceci peut indiquer que l'eau a tendance à transférer vers le fluxmètre thermique textile composé des fibres hydrophiles (PES/CO). De même, si nous comparons les structures sergé et satin constituées de matériau hydrophile, nous observons que ce transfert est facilité dans le cas de structure satin (0,1 ml) alors qu'un phénomène de saturation du système peut être admis avec une quantité d'eau à 0,2 ml.

Au final, la plaque chaude gardée va réguler son flux thermique en maintenant une température constante de $35 \pm 0,1^\circ\text{C}$ à sa surface. Le retour à un flux faible constant indique que l'ensemble de l'eau est évaporé (t_f).

3.3. Evaluation de la chaleur latente d'évaporation

La densité de flux mesurée par le fluxmètre thermique est calculée grâce à la sensibilité trouvée par la méthode de « calibration de la sensibilité avec une résistance chauffante » S et la différence de potentiel mesurée aux bornes du fluxmètre thermique. Nous traçons la courbe de la densité de flux thermique mesurée en fonction du temps ($\Phi(t)$). L'intégral de cette courbe ($\Phi(t)$) nous donne l'énergie de chaleur latente produite par évaporation Q_e .

En théorie, cette énergie est calculée selon l'équation 4.5.

$$Q_e = L_e \cdot M \quad \text{Eq. (4.5)}$$

Où Q_e est l'énergie par chaleur latente produite par évaporation (J), L_e est le coefficient de chaleur latente d'évaporation de l'eau (2338 J.g^{-1}), et M est la masse d'eau déposé sur le tissu, à savoir 0,1 ml et 0,2 ml (g).

Bien que nous connaissions la quantité d'eau utilisée pour chaque essai, le coefficient de chaleur latente d'évaporation est calculé selon l'équation 4.5. L'erreur entre la chaleur latente d'évaporation de l'eau théorique (2338 J.g^{-1}) et la valeur calculée est évaluée.

3.3.1. Résultats

Cette comparaison est faite pour les deux méthodes de caractérisation présentées précédemment, à savoir la méthode de la résistance chauffante et la méthode de la plaque chaude gardée.

- Méthode de la résistance chauffante

Le tableau 4.8 présente l'erreur entre la chaleur latente d'évaporation de l'eau théorique (2338 J.g^{-1}) et les valeurs calculées pour la méthode de la résistance chauffante pour une densité de flux fournie de 464 W.m^{-2} .

Tableau 4.8. Pourcentage d'erreur évalué entre la chaleur latente d'évaporation théorique et les valeurs calculées par la méthode de la résistance chauffante

	Erreur (%)
PES/Sa-g (TS)	15,11
PES/CO/Se-g (TS)	32,37
PES/CO/Sa-g (TS)	46,34

- Méthode de la plaque chaude gardée

Le tableau 4.9 présente le pourcentage d'erreur évalué entre la chaleur latente d'évaporation de l'eau théorique (2338 J.g^{-1}) et les valeurs calculées pour la méthode de la plaque chaude gardée.

Tableau 4.9. Pourcentage d'erreur évalué entre la chaleur latente d'évaporation théorique et les valeurs calculées par la méthode de la plaque chaude gardée

	Erreur pour 0,1 ml (%)	Erreur pour 0,2 ml (%)
Reference	47,75	8,95
PES/Sa-p (TS)	34,03	11,72
PES/CO/Se-p (TS)	25,71	41,49
PES/CO/Sa-p (TS)	20,96	50,44

3.3.2. Interprétations

Le couplage des transferts thermiques et hydriques est un sujet complexe qui est influencé par plusieurs paramètres. Les pourcentages d'erreurs évalués peuvent être expliqués par les différents phénomènes complexes et non maîtrisables de nos dispositifs.

Le premier phénomène supposé vient de la paroi auxiliaire « poreuse » des fluxmètres thermiques textiles qui prend en compte le facteur d'humidité. Ainsi, la

résistance thermique du dispositif se modifie en ajoutant de l'eau dans notre système.

Alors que les fluxmètres thermiques textiles sont en contact direct avec l'air ambiant ou avec un tissu pour la caractérisation du couplage des transferts thermiques et hydriques, la caractérisation des sensibilités à l'état sec est réalisée en plaçant un radiateur sur les fluxmètres thermique, ce qui modifie l'interface entre le fluxmètre thermique et l'environnement. Ces différentes interfaces, à savoir fluxmètre thermique/radiateur, fluxmètre thermique/air ambiant, et fluxmètre thermique/tissu, ont une influence sur la résistance thermique du système.

La deuxième méthode de caractérisation avec une quantité d'eau de 0,2 ml donne des résultats assez proches de la première méthode de caractérisation. Ainsi, il est observé par ces deux méthodes que les fluxmètres thermiques textiles avec le matériau PES indiquent une erreur plus faible que les fluxmètres thermiques textiles utilisant le matériau PES/CO. De même, ces valeurs semblent plus proche des mesures réalisés avec les fluxmètres thermiques références considérés comme imperméable. Ceci peut être expliqué par la nature hydrophobe du matériau. En effet, l'humidité influence plus faiblement son comportement. Ainsi, l'évaporation se produit essentiellement à la face extérieure du fluxmètre thermique textile.

Lorsque la comparaison est faite entre l'armure en satin et l'armure en sergé, en conservant le même matériau (PES/CO), l'armure en satin donne un pourcentage d'erreur plus élevé que l'armure en sergé. Il est potentiellement du au transfert de l'eau dans le fluxmètre thermique textile liée à sa structure serrée (Tableau 4.1 : « masse surfacique »).

4. Conclusion

Il a été choisi parmi l'ensemble des possibilités, quelques parois auxiliaires textiles appropriées afin de concevoir un fluxmètre thermique textile.

Différentes technologies et méthodes sont utilisées pour la réalisation du fluxmètre thermique textile : (i) insertion en trame, méthode soustractive (méthode TS), (ii)

insertion en trame, méthode additive (méthode TA), et (iii) insertion en chaîne, méthode additive (méthode CA). L'objectif de cette partie a été de comprendre les performances de chaque fluxmètre thermique textile par rapport aux fluxmètres thermiques référents.

Lorsque la comparaison est faite entre la méthode TS et la méthode TA, il est observé que la sensibilité des fluxmètres thermiques textiles est meilleure pour ceux réalisés avec la méthode additive en éliminant l'effet du post traitement avec le persulfate de sodium. Cependant, le même comportement est obtenu avec ces deux méthodes : le fluxmètre avec le matériau PES/CO et l'armure en satin donne une sensibilité plus élevée que les autres fluxmètres thermiques textiles et le fluxmètre thermique référence.

La sensibilité des fluxmètres thermiques textiles réalisés par la méthode CA est plus faible. Elle s'explique par le fait que la connexion qui relie les fils de la thermopile implique une mise en parallèle des fils portant les jonctions ce qui diminue la différence de potentiel aux bornes du fluxmètre et donc sa sensibilité diminue d'autant.

Deux méthodes ont été utilisées afin de caractériser le couplage des transferts thermiques et hydriques. Alors que la méthode de la résistance chauffante s'intéresse à la dynamique de transferts à flux thermique constante, la méthode de la plaque chaude gardée considère l'évolution à température constante. Ces deux méthodes de caractérisation ont montré que le couplage des transferts thermiques et hydriques est particulièrement influencé par le matériau utilisé pour concevoir le fluxmètre thermique textile. Le zone d'évaporation augmente en utilisant une fibre hydrophile, tels que le coton. Ainsi, il semble que les mesures soient plus cohérents à partir du moment où l'eau ne transfère plus au travers du fluxmètre thermique textile. En effet, l'ensemble des résultats présentés avec le PES sont les plus proches de la théorie.

Références Bibliographiques

- [1] G.Bedek, F.Salaün, Z.Martinkovska, E.Devau, D.Dupont, Evaluation of thermal and moisture management properties on knitted fabrics and comparison with a physiological model in warm conditions, Applied ergonomics, Vol. 42(6), (2011), 792-800.
- [2] P.Thureau, Fluxmètres thermiques, Techniques de l'ingénieur, R2900, (1988).
- [3] <http://www.capttec.fr/>, (consulté le 29/09/2015).
- [4] P.Godts, D.Dupont, D.Leclercq, Direct measurement of the evaporation latent heat by flowmetric method, IEEE transactions of instrumentation and measurement, Vol. 54, No. 6, (2005), 2364-2369.

CHAPITRE 5

Les applications du fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température
à paroi auxiliaire textile

SOMMAIRE

Introduction.....	170
1. Notion thermo-physiologique	170
2. Définition de la thermorégulation	172
3. Interactions homme - vêtement - environnement	173
4. Système de surveillance physiologique (SSP)	174
5. Suivi physiologique pour les sportifs.....	176
5.1. Comportement des fluxmètres thermiques sur un banc de simulation (Skin Model).....	177
5.1.1. Protocole de caractérisation	177
5.1.2. Résultats et interprétations	177
5.2. Application d'usage des fluxmètres thermiques au porter	179
5.2.1. Protocole de caractérisation	179
5.2.2. Résultats et interprétations	180
6. Application en situation hostile spécifique pour les EPI des pompiers	182
6.1. Principe du mannequin thermique TOMM®	182
6.2. Protocole de caractérisation	183
6.2.1. Matériau support : assemblage multicouche des EPI	184
6.2.2. Méthode de caractérisation	185
6.3. Résultats et interprétations	188
7. Application aux transferts radiatifs	194
7.1. Principe du fluxmètre thermique textile radiatif	194
7.2. Conception du fluxmètre thermique textile radiatif	195
7.2.1. Choix de la concentration en graphite	195
7.2.2. Protocole de réalisation du fluxmètre thermique textile radiatif.....	197
7.3. Caractérisation du fluxmètre thermique textile radiatif	198
7.3.1. Caractérisation par émission IR.....	199
7.3.1.1. Protocole de caractérisation	199
7.3.1.2. Résultats et interprétations	200
7.3.2. Calibration par plaque chaude	202
7.3.2.1. Protocole de caractérisation	202
7.3.2.2. Résultats et interprétations	204

8. Conclusion.....	205
Références Bibliographiques.....	208

Introduction

Le vêtement, considéré comme une seconde peau, est un produit fait à partir d'un matériau textile. La fonction principale du vêtement est de protéger le porteur des conditions environnementales, sans oublier l'aspect esthétique.

En raison du développement de la technologie textile, les exigences sont de plus en plus croissantes sur la qualité des étoffes et des vêtements. La notion de confort peut être définie comme un état de bien-être, de se sentir à l'aise, et devient un attribut important demandés par les consommateurs modernes.

La notion de confort peut être étudiée en trois parties principales : le confort psychologique, le confort sensoriel, et le confort thermo-physiologique, aussi appelé confort thermique [1-3]. Considérant les transferts thermiques et hydriques à l'interface peau-vêtement, le confort thermique peut être accepté comme étant la notion la plus importante [4].

Le vêtement doit assurer les transferts thermiques et hydriques entre le corps humain et son environnement afin de maintenir un équilibre thermique et hydrique. Un déséquilibre génère des effets négatifs pouvant conduire à l'hyperthermie, l'hypothermie ou un stress thermique.

1. Notion thermo-physiologique

La température centrale est celle d'un noyau central représenté par l'ensemble des organes situés au niveau du crâne, de la cavité abdominale, et de la cavité thoracique. Par opposition, nous parlons de la température de l'enveloppe, représentée par la peau, dont la température varie plus largement en fonction de la zone du corps. L'élément régulé est la température centrale, et les transferts de chaleur se font par l'intermédiaire de l'interface cutanée. La stabilité de la température centrale résulte de l'équilibre thermique entre la production, à savoir le taux métabolique, et les pertes de chaleur, à savoir le travail extérieur et les transferts de chaleur par rayonnement, par convection, par conduction, par évaporation, et par respiration selon l'équation 5.1 [5].

$$S = (M - W) - (R_{\text{rad}} + C_{\text{conv}} + C_{\text{cond}} + E + R_{\text{resp}}) \quad \text{Eq. (5.1)}$$

Où S est le stockage de chaleur, M est le taux métabolique, W est le travail extérieur, R_{rad} est le transfert de chaleur par rayonnement, C_{conv} est le transfert de chaleur par convection, C_{cond} est le transfert de chaleur par conduction, E est le transfert de chaleur par évaporation, et R_{resp} est le transfert de chaleur par respiration.

La figure 5.1 représente les différents types d'échanges à l'interface cutanée se produisant avec le milieu environnant [6].

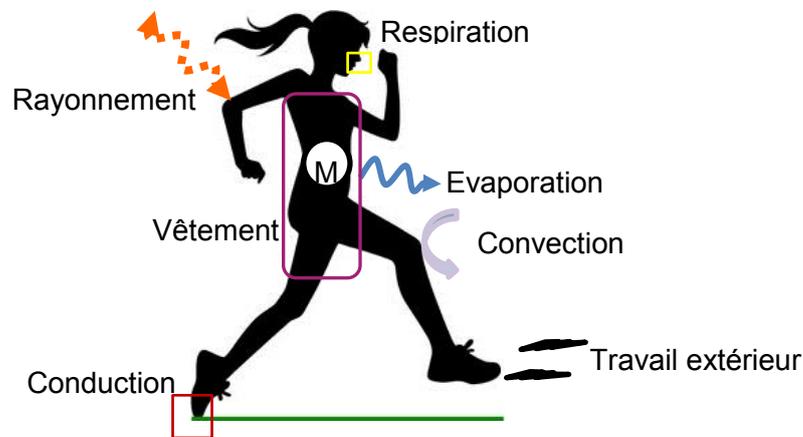


Figure 5.1. Schéma représentatif des échanges de chaleur entre le corps humain et son environnement

Le transfert de chaleur par rayonnement se produit en permanence entre le corps humain et son environnement, dans toutes les directions, en fonction des différences de température entre la peau et les autres surfaces de l'environnement. Le transfert de chaleur par convection est causé par l'écoulement de fluide autour du corps. La conduction devient essentielle lorsqu'une personne est en contact avec des objets [6, 7].

Le transfert de chaleur par évaporation au niveau cutané ou mécanisme de transpiration est toujours présent. Cependant, la figure 5.2 présente qu'à partir de 30°C, les pertes par évaporation sont majoritaires, alors qu'en dessous, les déperditions par conduction, par convection, et par rayonnement suffisent à équilibrer les transferts thermiques. Cependant, l'environnement n'est pas le seul

critère qui influence la thermorégulation ; l'activité du métabolisme (M-W) interagit et rend la notion de confort bien plus complexe [5].

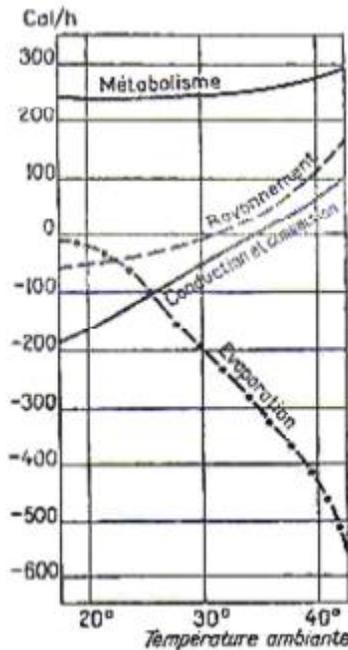


Figure 5.2. Décomposition de production et des pertes de chaleur du corps en fonction de la température ambiante [5]

Avec l'augmentation de la température ambiante et/ou le taux métabolique, la sécrétion de la sueur par la peau est plus intense provoquant une diminution rapide de la chaleur corporelle et ainsi participe à l'équilibre thermique du corps. L'évaporation de 1 litre de sueur permet au corps d'évacuer 2,4 MJ à 35°C [6-8].

Le dernier mode de perte de chaleur est réalisé par la respiration car l'air inspiré est généralement plus frais et plus sec que la surface interne du poumon [9].

2. Définition de la thermorégulation

La combinaison des pertes et de production de chaleur constitue la thermorégulation du corps humain, et permet de maintenir l'ensemble des organes internes à une température sensiblement constante, et ce malgré des variations importantes des conditions extérieures [5].

Pour que la température du corps soit stable, les pertes de chaleur ont besoin de s'équilibrer thermiquement avec la production de chaleur. Si la production de chaleur par le taux métabolique est supérieure à la somme de toutes les pertes de chaleur, le stockage de chaleur du corps augmente et la température du corps monte. Dans le cas contraire la température diminue (Eq. (5.1)).

Dans un climat neutre, au repos, le corps humain régule sa température centrale autour de 37 °C. Cette valeur peut se modifier en fonction du rythme circadien. Par exemple le matin au réveil et au repos la température est d'environ 36,7 ($\pm 0,35$) °C. Une activité physique ou une température extérieure élevée peut causer une augmentation de la température centrale du corps autour de 38 °C pour des conditions modérées et des valeurs allant jusqu'à 39 °C et parfois supérieures à 40 °C pour des conditions intenses. La performance physiologique effective d'un humain est optimale si la température centrale du corps ne dépasse pas 39 °C. Si la température dépasse 39 °C, la performance d'un individu diminue. Enfin, si la température centrale du corps passe 41 °C, la thermorégulation n'est plus suffisante pour assurer un équilibre et à 43 °C elle peut même être mortelle [8, 9].

3. Interactions homme - vêtement - environnement

Le phénomène de thermorégulation présenté précédemment est influencé par plusieurs paramètres, à savoir la température de l'air, l'humidité, la température radiante moyenne, le mouvement de l'air, le niveau d'activité, et le vêtement. Si l'une de ces variables se modifie, les autres ont besoin d'être ajustées pour maintenir l'équilibre thermique et hydrique [2].

Le vêtement agit comme une barrière entre la peau et l'environnement. Une des fonctions demandées aux vêtements est de maintenir la chaleur et l'humidité du corps humain à un certain niveau en fonction des conditions environnementales et de l'activité physique. Comme il est indiqué figure 5.3, les transferts thermiques et hydriques à travers les vêtements peuvent être divisés en considérant (i) les transferts dans la lame d'air entre la peau et le vêtement, à savoir le microclimat, (ii)

les transferts à l'intérieur des vêtements, et (iii) les transferts à la surface extérieure du vêtement vers l'environnement [10, 11].

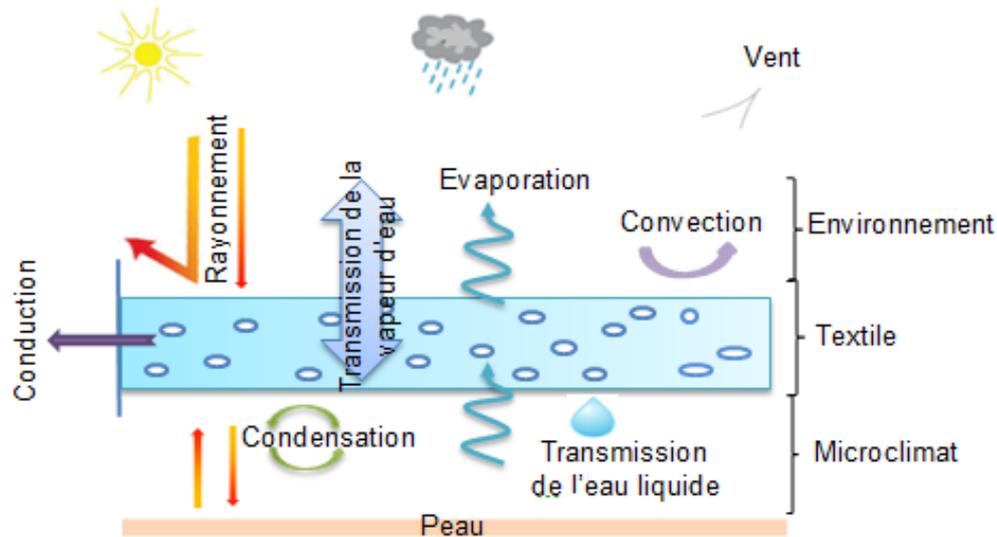


Figure 5.3. Schéma représentatif de l'impact du textile sur les transferts à l'interface entre la peau et l'environnement

Les mécanismes de transfert thermique dans les textiles comprennent la conduction, le rayonnement, et la convection [12].

Le mécanisme de transfert de l'eau liquide comprend le mouillage et la diffusion par capillarité. La transmission de la vapeur d'eau se fait en raison de la différence de concentrations en vapeur d'eau. Les fibres absorbent la vapeur d'eau grâce à leurs compositions et leur structure. Ces transferts hydriques sont couplés dynamiquement avec les transferts thermiques [12].

4. Système de surveillance physiologique (SSP)

Comme il a été déjà écrit auparavant, avec l'augmentation de la température et/ou de l'activité physique, la sécrétion de la sueur par la peau commence afin de réguler la température du corps. Cette transpiration s'accumule à la surface de la peau et diffuse dans le vêtement. Comme elle ne peut être évacuée suffisamment rapidement dans de telles conditions, le microclimat se retrouve saturé en humidité. Cette augmentation dans la température et l'humidité peut créer des effets négatifs liés à la chaleur comme l'hyperthermie ou le stress thermique [13].

La prévention de ces effets est particulièrement importante pour les professions critiques, comme les pompiers qui sont amenés à travailler dans des conditions extrêmes, tout en portant des vêtements de protection et un équipement, sans tenir compte des conditions environnementales. Le fait de combiner les conditions extrêmes de travail et des protections imposantes réduit la capacité du corps à évacuer le surplus de chaleur vers son environnement et augmente le potentiel de blessure, i.e. brûlure, brûlure à la vapeur (effet cocotte-minute). Différentes populations, par exemple les sportifs, peuvent également subir ces effets négatifs avec des risques moindres [14].

Afin de détecter les premiers inconvénients liés à la chaleur et ainsi agir en conséquence, un Système de Surveillance Physiologique (SSP) peut être utilisé [15].

Les fluxmètres thermiques commerciaux sont une des réponses à la définition de ces SSP car ils permettent une mesure des échanges thermiques entre le corps et l'environnement. Toutefois, du fait de leur imperméabilité, les fluxmètres thermiques existants donnent des résultats incomplets au niveau du bilan énergétique en ambiance humide. De même, du fait de leur semi-rigidité, ils ne peuvent être employés que sur des surfaces semi-planes et peu mouvantes. En effet, pour permettre une mesure précise, les fluxmètres thermiques ont besoin d'avoir un bon contact avec la surface support [16-18].

C'est pourquoi la réalisation d'un fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile (ou fluxmètre thermique textile) représente une réelle innovation. En effet la souplesse et la perméabilité des textiles peuvent permettre la mesure, l'analyse et le monitoring des transferts thermiques et hydriques avec une perturbation minimale.

Ainsi, nous avons envisagé d'appliquer ce fluxmètre thermique textile dans deux domaines différents : (i) l'intégration du fluxmètre thermique textile dans un Equipement de Protection Individuel (EPI) pour les pompiers, et (ii) l'intégration du fluxmètre thermique textile dans un vêtement pour les sportifs. De ce fait, ce travail s'inscrit en parallèle à un projet européen ERANET-CROSSTEXNET, dont l'acronyme est « HYDRAX », pour les applications liées aux pompiers. De plus, ce

projet européen est réalisé en collaboration avec un autre projet industriel « Smart Sensing » pour le développement de vêtements spécifiques pour sportifs.

Le projet HYDRAX décrit la mesure des transferts thermiques et hydriques par modélisation du fluxmètre thermique textile intégrant des fils thermoélectriques pour les Equipements de Protection Individuelle (EPI) des pompiers.

Le projet Smart Sensing concerne les applications sportives afin d'évaluer la dépense énergétique local du porteur. Ce fluxmètre thermique textile peut être utilisé pour monitorer la contrainte thermique chez le sportif durant l'activité physique, et l'identification du stress thermique pour prévenir de la diminution des performances ou de la déshydratation.

Il a été développé trois différents types d'applications pour ces deux domaines :

- Application physiologique pour les sportifs ;
- Application en situation hostile spécifique intégré dans les EPI des pompiers ;
- Application aux transferts radiatifs pour les pompiers.

Dans la partie suivante, ces trois types d'applications sont décrits en détail.

5. Suivi physiologique pour les sportifs

Dans un premier temps les fluxmètres thermiques textiles sont caractérisés en utilisant un banc de simulation (Skin Model) afin d'analyser leurs comportement pour les applications physiologiques. Pour ce faire, nous nous sommes inspirés du travail de R. Niedermann *et al.* [20]. Ensuite, l'application est complétée avec un test de caractérisation réel en plaçant le fluxmètre thermique textile sur un sportif.

5.1. Comportement des fluxmètres thermiques sur un banc de simulation (Skin Model)

5.1.1. Protocole de caractérisation

Les fluxmètres thermiques textiles et un fluxmètre thermique référence (Captec Enterprise, France) sont placés sur la plaque du Skin Model dans l'enceinte climatique à la température ambiante de $20,0 \pm 0,2$ °C, à l'humidité relative de 50 ± 1 %, avec un flux d'air de 1 m.s^{-1} . La température de la plaque est augmentée de $33 \pm 0,1$ °C jusqu'à $37 \pm 0,1$ °C par pas de 1°C. La densité de flux thermique fournie par la plaque est enregistrée par le logiciel ThermDAC. Grâce au gradient de température entre la plaque et l'air ambiant, une différence de potentiel est créée aux bornes des fluxmètres thermiques. Cette différence de potentiel est mesurée par une centrale d'acquisition de données (DAQ, Keithley 2700 piloté par le logiciel ExcelLINKS).

Les approximations linéaires sont comparées en utilisant la covariance du flux thermique fourni par la plaque du Skin Model et la différence de potentiel mesurée aux bornes des fluxmètres thermiques selon l'équation 5.2.

$$\Phi_{\text{skin model}} = \Delta V_{\text{fluxmètre}} \times \text{Pente} + \text{Interception} \quad \text{Eq. (5.2)}$$

Où $\Phi_{\text{skin model}}$ est la densité de flux thermique mesurée par Skin Model (W.m^{-2}), ΔV est la différence de potentiel mesurée par le fluxmètre thermique (V).

Plus la pente de la courbe est faible, plus la sensibilité du fluxmètre thermique est importante.

5.1.2. Résultats et interprétations

Les performances des fluxmètres thermiques textiles réalisés par la technologie d'insertion en trame, méthode soustractive sont caractérisées (méthode TS) (cf. Chapitre 3). Les fluxmètres thermiques textiles de taille $2 \times 2 \text{ cm}^2$ sont comparés entre

eux et avec un fluxmètre thermique référence de même taille. Les densités de flux et les différences de potentiel mesurées sont présentées sur la figure 5.4.

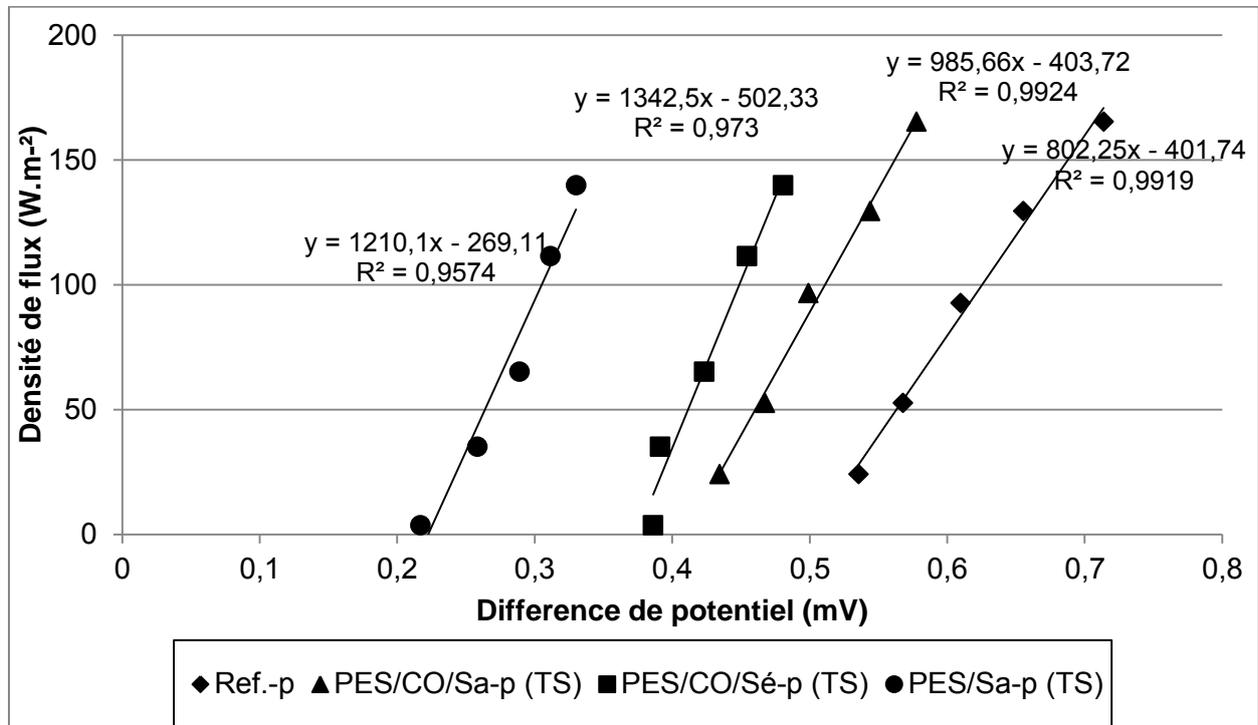


Figure 5.4. Mesure avec le Skin Model pour les fluxmètres thermiques textiles et les fluxmètres thermiques référencés

La densité de flux fournie par la plaque croît avec l'augmentation en température de la plaque. La différence de potentiel mesurée par le fluxmètre thermique change en fonction de la différence de température entre la plaque et l'environnement.

Il a été observé par N.Niedermann *et al.* que le fluxmètre thermique référence est le meilleur pour les applications physiologiques du fait de sa sensibilité plus élevée en raison de la plus faible pente de la courbe. Suivant cette remarque, le fluxmètre PES/CO-satin donne un meilleur comportement que les autres fluxmètres thermiques textiles ; celui-ci serait donc plus approprié pour les applications physiologiques. De plus, ces résultats sont cohérents avec les résultats obtenus par la calibration de la sensibilité avec une résistance chauffante (cf. Chapitre 4). Les fluxmètres thermiques textiles avec le matériau PES/CO et l'armure en satin (PES/CO/Sa (TS)) ont donné une sensibilité plus importante que les autres fluxmètres thermiques textiles (cf. Tableau (4.5)).

5.2. Application d'usage des fluxmètres thermiques au porter

5.2.1. Protocole de caractérisation

Ce protocole de caractérisation a été élaboré en lien avec les équipes de physiologistes de l'entreprise Cityzen Sciences (France) dans le cadre d'un Comité d'Echange Scientifique et Technique entre les programmes de recherche Smart Sensing (Projet National ISI) et HYDRAX (Projet Européen CrossTexNet).

Les résultats obtenus par le Skin Model pour les applications physiologiques montrent que le fluxmètre thermique textile PES/CO-satin donne une sensibilité plus importante que les autres fluxmètres thermiques textiles. Ainsi, le fluxmètre thermique textile PES/CO-satin réalisé par la technologie d'insertion en trame, méthode soustractive (méthode TS) est comparé avec un fluxmètre thermique référence (Captec Enterprise, France). Les tailles et les sensibilités des fluxmètres thermiques sont présentés dans le tableau 5.1.

Tableau 5.1. Tailles et sensibilités du fluxmètre thermique textile et du fluxmètre thermique référencé

Code	Taille (cm ²)	Sensibilité (μV.m ² .W ⁻¹)
Ref.-g	5x5	9,55 (±0,29) ^(a)
PES/CO/Sa-p (TS)	2x2	2,32 (±0,01)

^(a) Valeur fournisseur

Comme la zone pectorale est plate et stable, les fluxmètres thermiques sont caractérisés sur cette zone du sportif. Ils sont fixés à l'aide d'un sparadrapp poreux sur leurs extrémités puis ils sont maintenus à l'aide d'un filet. Le test est réalisé dans une chambre conditionnée (20±2 °C, 40% RH) en utilisant un vélo d'ergothérapeute.

Le test, d'une durée totale de 30 minutes, se déroule comme suit : 5 minutes de repos, 5 minutes d'exercice à activité faible (60 bpm), 2 minutes de repos, 5 minutes d'exercice modérée (90 bpm), 2 minutes de repos, 5 minutes d'exercice dynamique de flexion de bras (30"/30") (60 bpm), 2 minutes de repos, et 3 minutes d'exercice

isométrique de bras (30"/30"). La force isométrique correspond à une contraction où le muscle ne change pas sa longueur comme illustré sur la figure 5.5 [21].

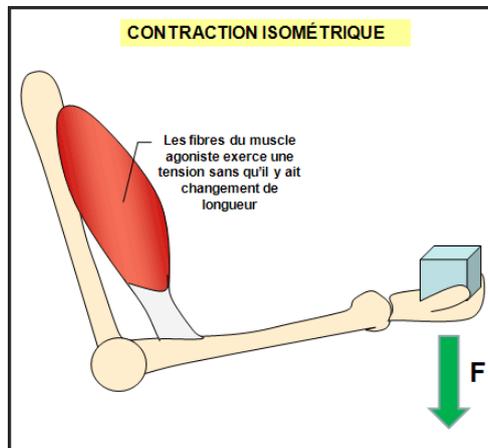


Figure 5.5. Représentation schématique de la contraction isométrique [21]

Les différences de potentiel fournies par les fluxmètres thermiques sont mesurées par une centrale d'acquisition de données (DAQ, Keithley 2700 piloté par le logiciel ExcelLINKS) afin de calculer la densité de flux mesurée pour chaque étape de caractérisation.

5.2.2. Résultats et interprétations

La figure 5.6 présente les densités de flux mesurées par les fluxmètres thermiques pour les différentes étapes de caractérisation.

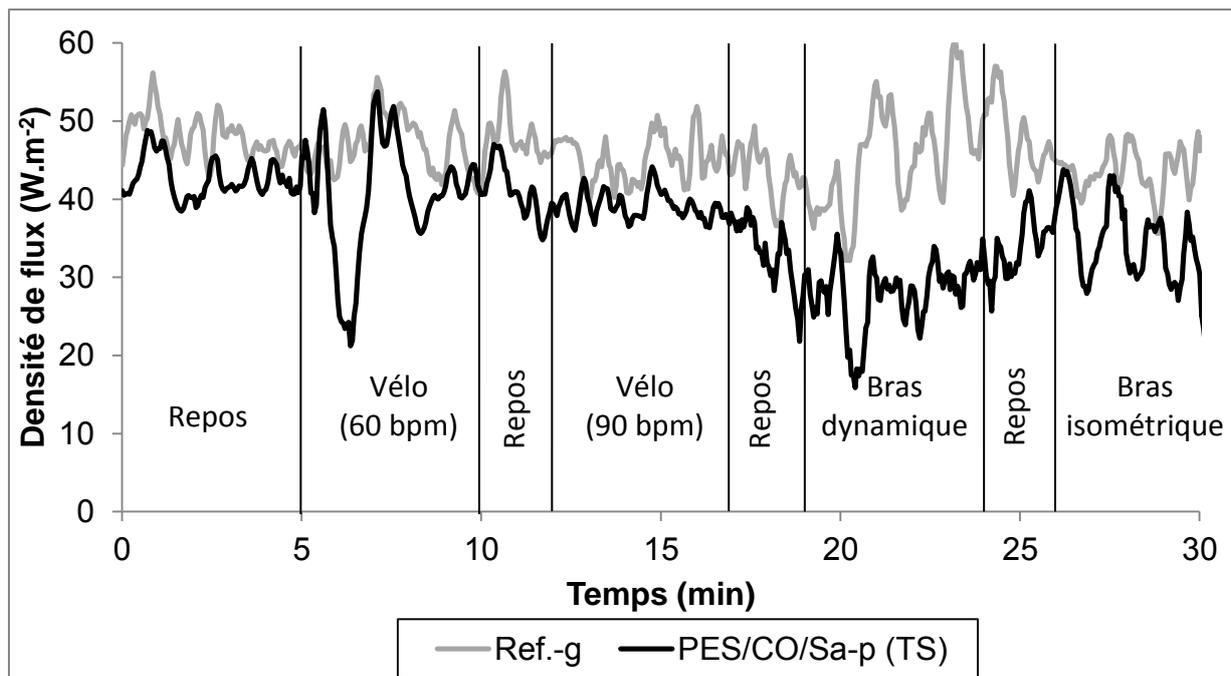


Figure 5.6. Densités de flux mesurées par le fluxmètre thermique textile et référence

Bien que la densité de flux mesurée par le fluxmètre thermique référence soit légèrement plus élevée que le fluxmètre thermique textile, les deux fluxmètres présentent le même comportement en fonction des différentes étapes, et ce jusqu'à la 15^{ème} minute. A partir de cette période (t=15 min), alors que la densité de flux mesurée par le fluxmètre thermique référence est assez stable, la densité de flux mesurée par le fluxmètre thermique textile montre une diminution et ensuite une légère augmentation. Celle-ci montre que les mesures du fluxmètre thermique textile sont influencées par le couplage des transferts thermiques et hydriques et aussi celui-ci prend en compte le transfert d'humidité.

Les activités faibles et modérées présentent peu de différences. Cela peut être expliqué par deux phénomènes : (i) la mesure ne reflète pas les échanges réels de chaleur, et (ii) les éléments extérieurs, i.e. l'influence de la convection de l'air, ainsi que les perturbations du signal, i.e. le glissement du fluxmètre, ont une influence sur le signal mesuré.

6. Application en situation hostile spécifique pour les EPI des pompiers

Pour les applications EPI pompiers, les performances des fluxmètres thermiques textiles et références sont caractérisées en utilisant un mannequin thermique. Le principe d'un mannequin thermique sera présenté en premier puis le protocole de caractérisation et les résultats seront présentés.

6.1. Principe du mannequin thermique TOMM[®]

Un mannequin thermique permet d'évaluer globalement le comportement d'un EPI. En effet, les interactions des différentes couches de l'EPI sont intrinsèquement prises en compte.

Pour répondre à ces attentes, la norme ISO 13506 : « vêtement de protection contre la chaleur et la flamme – méthode d'essai pour vêtements complets – estimation de la probabilité de brûlure à l'aide d'un mannequin instrumenté » a été élaborée en 2008 afin de définir une méthode d'essai permettant d'évaluer la performance de vêtements complets au cours d'un embrasement généralisé ou autres expositions de courte durée [22].

L'équipement, appelé TOMM[®], est un mannequin de taille humaine (1,80 m) doté de 122 capteurs de température (thermocouple de type T) définissant 122 zones de mesures et revêtu des vêtements à tester. Les capteurs enregistrent l'évolution de la température à la surface du mannequin. Un système de traitement de données permet d'extraire l'information lorsque le seuil de douleur est atteint et de calculer le degré de brûlures du premier au troisième degré que subirait une personne soumise aux mêmes conditions (Fig. (5.7)).

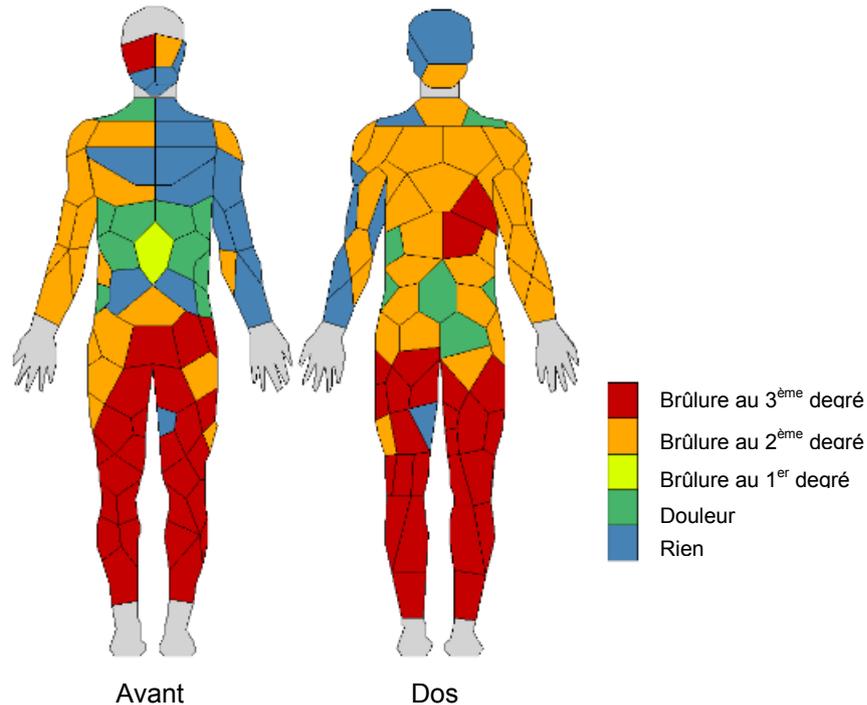


Figure 5.7. Schéma représentatif du découpage des zones du mannequin thermique et exemple de couleurs associés aux différents degrés de brûlure et de douleur

L'information liée à la douleur est obtenue dès lors que la surface de la peau atteint 44 °C. Les brûlures au 1^{er} degré causent des dommages minimes à la peau au niveau de l'épiderme. Les brûlures au 2^{ème} degré créent des dommages irréversibles à une profondeur comprise entre 100 et 2000 microns. Les brûlures au 3^{ème} degré causent des dommages irréversibles à une profondeur supérieure à 2000 microns.

6.2. Protocole de caractérisation

Le protocole de caractérisation est issu du travail réalisé dans le cadre d'un projet européen ERANET-CROSSTEXNET, dont l'acronyme est « FLUTEX », ainsi que du projet « HYDRAX ».

6.2.1. Matériau support : assemblage multicouche des EPI

Les fluxmètres thermiques textiles et références sont placés dans les Equipements de Protection Individuelle (EPI) de pompier plus particulièrement dans la veste et le sur-pantalon.

Les différentes couches du vêtement de protection du pompier et le sous-vêtement utilisés sont schématisés dans la figure 5.8 avec leurs compositions et poids.

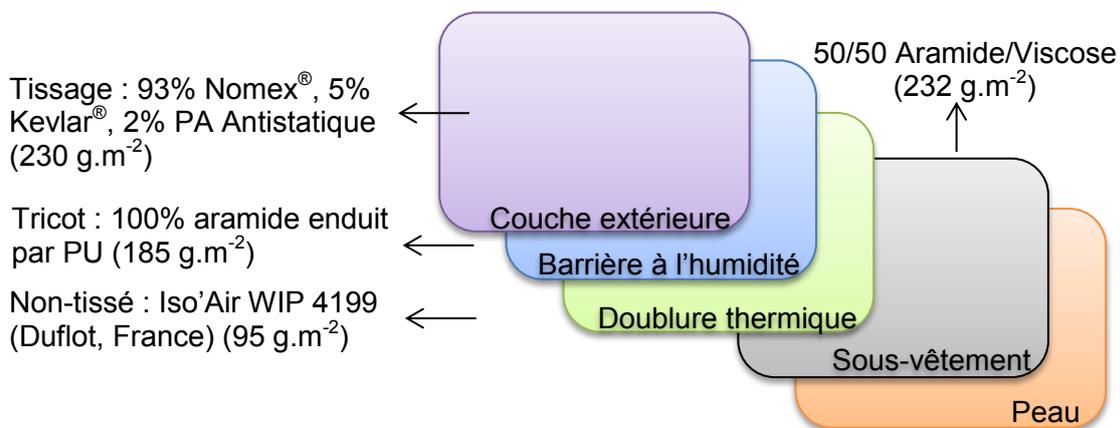


Figure 5.8. Représentation schématique des différentes couches du vêtement de protection et le sous-vêtement utilisés avec leurs compositions et poids

Comme il est présenté figure 5.8, le vêtement de protection est composé d'une couche extérieure ignifuge pour résister aux flux radiants et à l'exposition à la flamme, d'une couche barrière à l'humidité pour empêcher le passage des liquides et des vapeurs, notamment pour les composés chimiques, et d'une couche doublure thermique pour limiter les transferts thermiques vers le porteur [13].

Le tableau 5.2 présente les propriétés du complexe qui est créé avec les couches présentés ci-dessus.

Tableau 5.2. Propriétés physiques, thermiques et hydriques du complexe utilisé

	Complexe	Sous-vêtement
Masse surfacique (g.m⁻²)	540	232
Epaisseur (mm)	2,4	1,1
Conductivité thermique (W.m⁻¹.K⁻¹)^(a)	0,0786 (±0,0014)	0,0887 (±0,0011)
Résistance thermique (m².K.W⁻¹)^(b)	0,096 (±0,002)	0,040 (±0,001)
Résistance à la vapeur d'eau (m².Pa.W⁻¹)^(b)	34,52 (±1,09)	5,17 (±0,24)
Index de perméabilité à la vapeur d'eau^(c)	0,17	0,46

^(a) Selon la norme ISO 22007-2

^(b) Selon la norme ISO 11092

^(c) Selon la norme BS 7209

6.2.2. Méthode de caractérisation

Les fluxmètres thermiques textiles et les fluxmètres thermiques références (Captec Entreprise, France) sont placés à l'intérieur du complexe textile à différentes zones du mannequin thermique, à savoir la zone pectorale, la zone abdominale, et celle du genou gauche. La figure 5.9 présente les zones utilisés et les capteurs de température correspondants à ces zones.

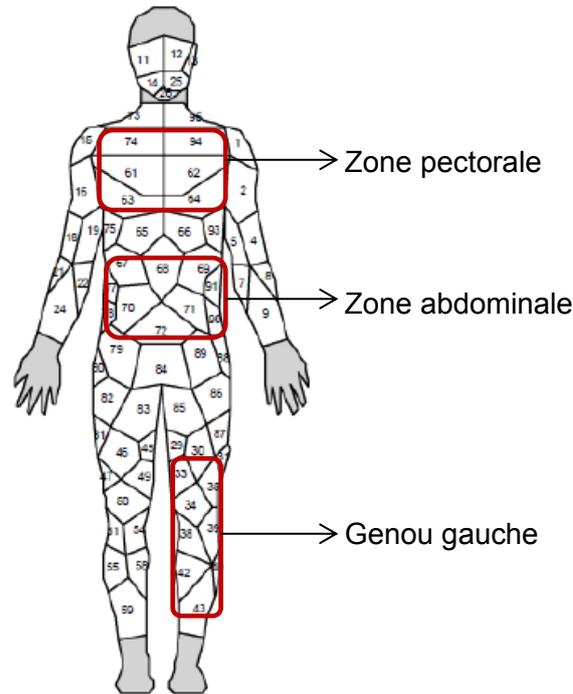


Figure 5.9. Schéma représentatif du positionnement des fluxmètres thermiques pour la zone pectorale, abdominale, et le genou gauche avec les capteurs de température correspondants

Bien que la couche extérieure soit contrecollée à la doublure thermique, l'ensemble des fluxmètres ont été fixés sur la doublure thermique, à l'interface avec la barrière à l'humidité. L'objectif est d'observer l'évolution des transferts thermiques couplés aux transferts hydriques au travers du complexe, et en particulier au-delà de la membrane imper-respirant.

Les fluxmètres thermiques textiles utilisés sont réalisés par la technologie d'insertion en trame, méthode additive (méthode TA). Les compositions, les tailles, le nombre de thermocouples théorique, et les sensibilités des fluxmètres thermiques textiles et des fluxmètres thermiques références sont présentées dans le tableau 5.3.

Tableau 5.3. Compositions, tailles, nombre de thermocouples théorique, et sensibilités des fluxmètres thermiques textiles et références utilisés

Code	Structure / Composition	Taille (m ²)	Nombres de thermocouples	Sensibilités (μV.m ² .W ⁻¹)
FTT_{pectorale} ^(a)	Armure en toile, 100% aramide (36/2 Nm)	5x5	200	10,13
FTT_{abdominale} ^(a)				8,63
FTT_{genou gauche} ^(a)				8,97
Ref_{pectorale}	<i>Fluxmètre thermique référence</i> (cf. Chapitre 1)	2x2	300	4,17
Ref_{abdominale}				4,07
Ref_{genou gauche}				4,07

^(a) FTT : fluxmètre thermique textile

En supplément des six fluxmètres thermiques placés dans le complexe textile, quatre fluxmètres thermiques radiatifs sont placés à côté du mannequin thermique afin de comparer les valeurs obtenues. Les différents positionnements sont présentés sur la figure 5.10.

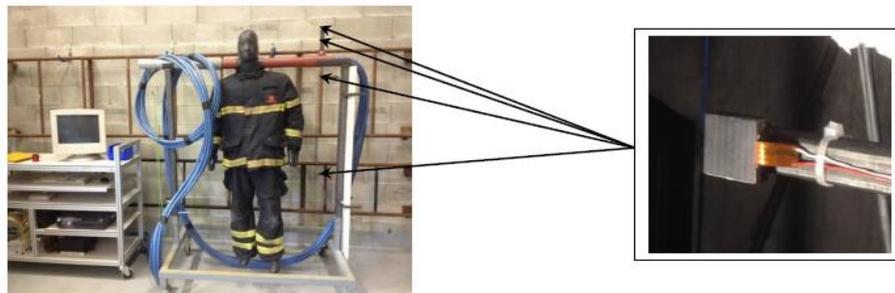


Figure 5.10. Photographie du placement des fluxmètres thermiques à côté du mannequin thermique

Le premier capteur (orienté vers le plafond) mesure le flux au niveau du haut du crâne (flux 1), le deuxième capteur (orienté vers l'avant) mesure le flux au niveau du visage (flux 2), le troisième capteur (orienté vers l'avant) mesure le flux au niveau du haut du torse (flux 3), et le quatrième capteur (orienté vers l'avant) mesure le flux au niveau du haut de la cuisse (flux 4).

Le mannequin est revêtu de sous-vêtements puis de l'ensemble veste/pantalon possédant les fluxmètres thermiques associés aux zones précédemment décrites. La mise à feu est initiée afin d'avoir une exposition radiative de la face avant du mannequin à un flux d'environ $2,5 \text{ kW}\cdot\text{m}^{-2}$ (Fig. (5.11)).



Figure 5.11. Photographie de la mise à feu

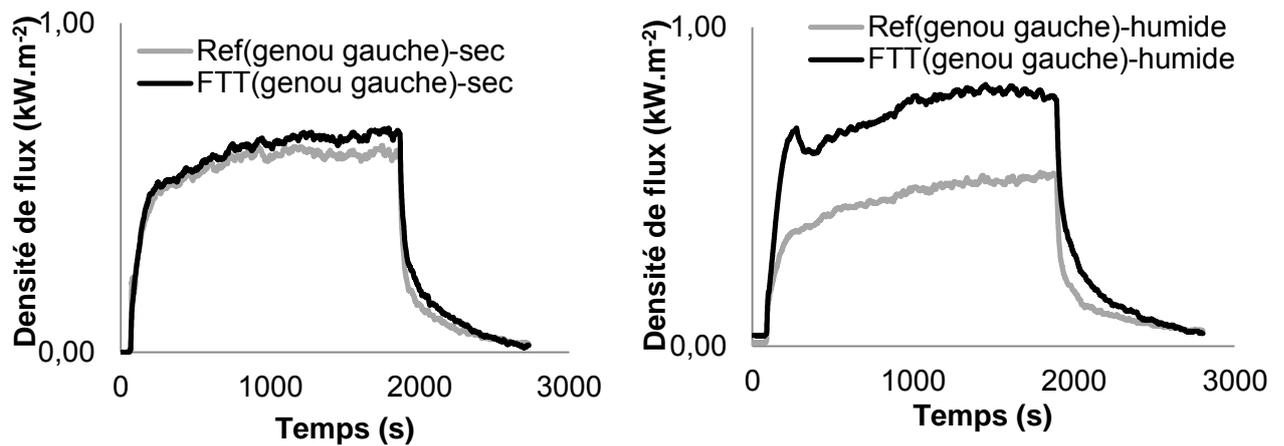
En plus de la caractérisation à l'état sec, le couplage des transferts thermiques et hydriques sont réalisés en humidifiant les sous-vêtements. La procédure d'humidification a été réalisée en immergeant l'ensemble du sous-vêtement dans l'eau, puis par essorage. Les taux de rétention ont été fixés à 103 % et 109 %, respectivement pour le sous-vêtement haut et le sous-vêtement bas.

6.3. Résultats et interprétations

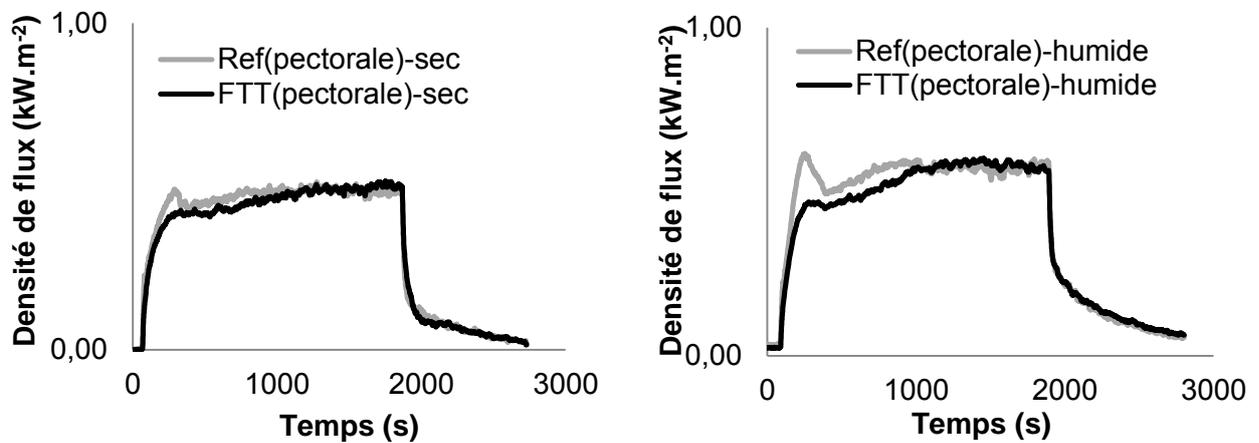
Les résultats sont présentés en trois parties : (i) les densités de flux mesurées par les fluxmètres thermiques placés dans la couche de vêtement de protection et également à côté du mannequin thermique, (ii) l'évolution de la température cutanée mesurée par les capteurs du mannequin thermique, et (iii) le degré de brûlure pour les différentes zones.

- Densité de flux mesurée

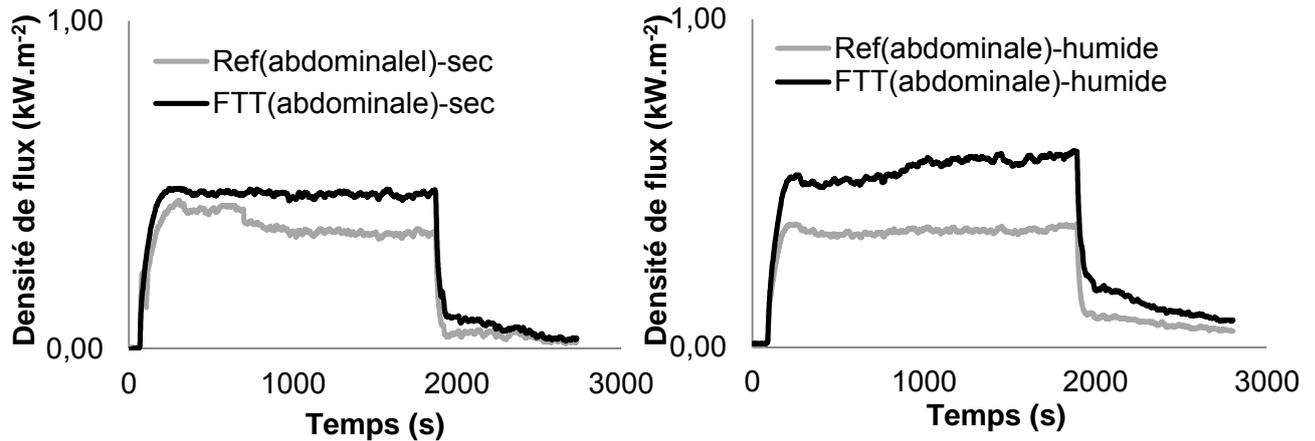
La figure 5.12 présente les densités de flux mesurées par les fluxmètres thermiques textiles et références pour les différentes zones exposées du mannequin thermique, à savoir la zone pectorale, abdominale et le genou gauche, à l'état sec et humide.



(a)



(b)



(c)

Figure 5.12. Densités de flux mesurées par les fluxmètres thermiques textiles et références à l'état sec et humide pour (a) le genou gauche, (b) la zone pectorale, et (c) la zone abdominale

La figure 5.12 montre que les fluxmètres thermiques textiles ont le même comportement que les fluxmètres thermiques références en fonction de la densité de flux mesurée à l'état sec. Les deux fluxmètres mesurent une densité de flux plus élevée pour le genou gauche. Alors que le genou gauche est placé plus en avant, il peut être considéré qu'il est plus exposé au flux radiatif.

L'impact de l'humidité est davantage mis en évidence par les fluxmètres thermiques textiles. Les fluxmètres thermiques textiles mesurent une densité de flux légèrement plus élevée à l'état humide pour toutes les zones. Ceci montre que les fluxmètres thermiques textiles prennent en compte les transferts hydriques ce qui conforte les résultats du chapitre 4 partie 3.

Les densités de flux mesurées par les fluxmètres thermiques placés à côté du mannequin thermique sont présentées dans le tableau 5.4 à l'état sec et humide.

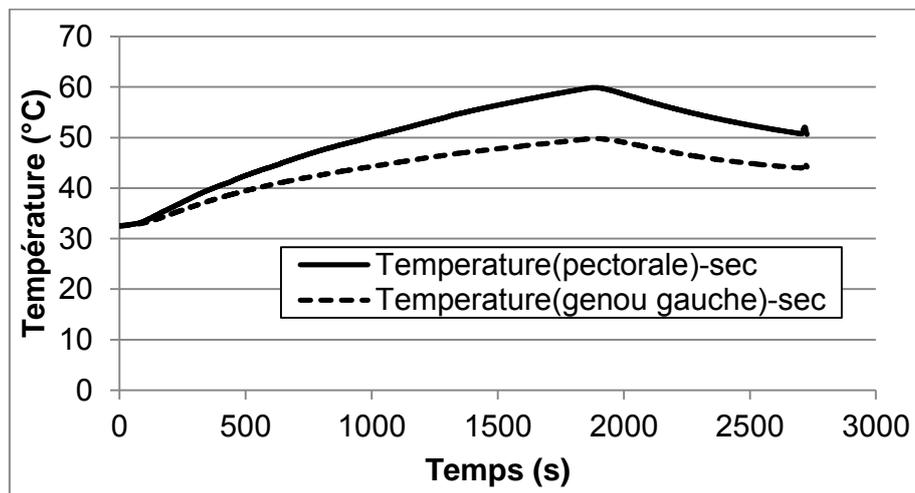
Tableau 5.4. Densités de flux mesurées par les fluxmètres thermiques au niveau du mannequin thermique à l'état sec et humide

	Flux 1	Flux 2	Flux 3	Flux 4
Densité de flux - sec (kW.m ⁻²)	0,67	2,12	2,16	2,00
Densité de flux - humide (kW.m ⁻²)	0,65	2,14	2,20	2,05

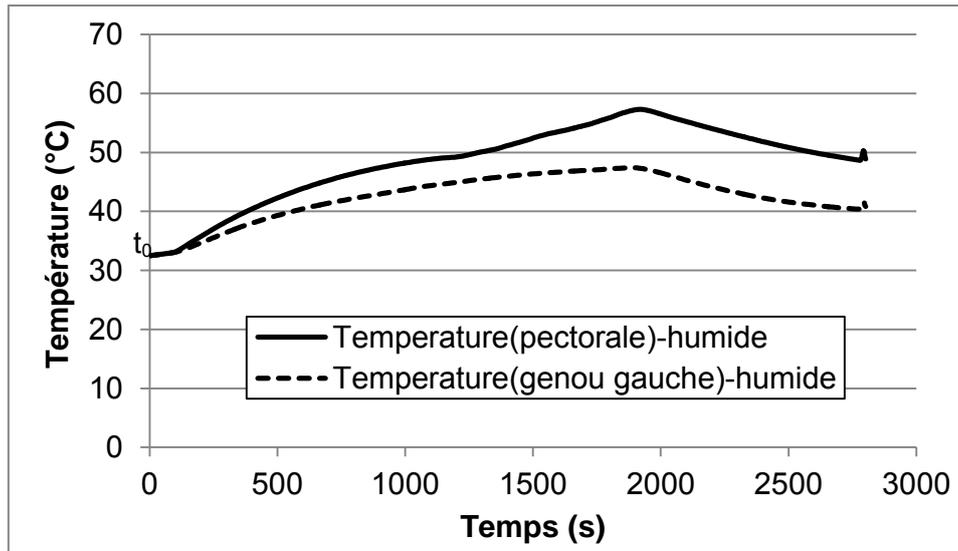
La figure 5.4 montre que les densités de flux mesurées à l'état sec et humide sont similaires pour chaque zone.

- Température cutanée

La température cutanée est mesurée grâce aux capteurs de température placés dans le mannequin thermique. La partie abdominale étant protégée par plus de couches que les autres (haut du pantalon, bas de la veste, ...), nous ne retenons que la zone pectorale et la partie du genou gauche. La figure 5.13 présente les résultats en condition sec et humide.



(a)



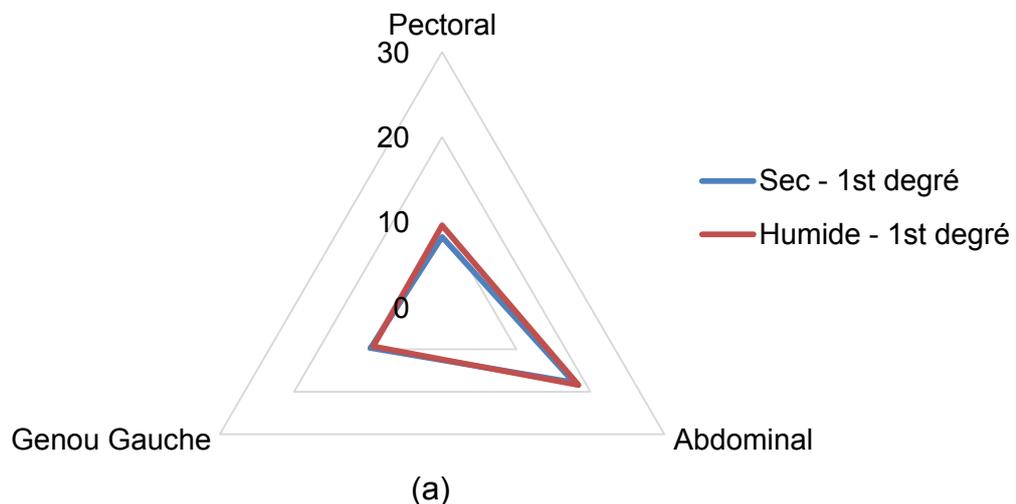
(b)

Figure 5.13. Températures cutanée mesurées pour la zone pectorale et le genou gauche à l'état (a) sec, et (b) humide

A l'état humide, une partie de l'énergie radiante est consommée pour l'évaporation de l'eau. Ainsi, la température cutanée mesurée à l'état humide est plus basse qu'à l'état sec. Au pic de la courbe, elle est respectivement d'environ 60 °C et 50 °C pour la zone pectorale et le genou gauche à l'état sec et d'environ 57°C et 47°C pour la zone pectorale et le genou gauche à l'état humide.

- Dégré de brûlure

La figure 5.14 présente le temps pour atteindre les seuils de brûlure au 1^{er}, 2^{ème}, et 3^{ème} degré pour la zone pectorale, abdominale, et le genou gauche à l'état sec et humide.



(a)

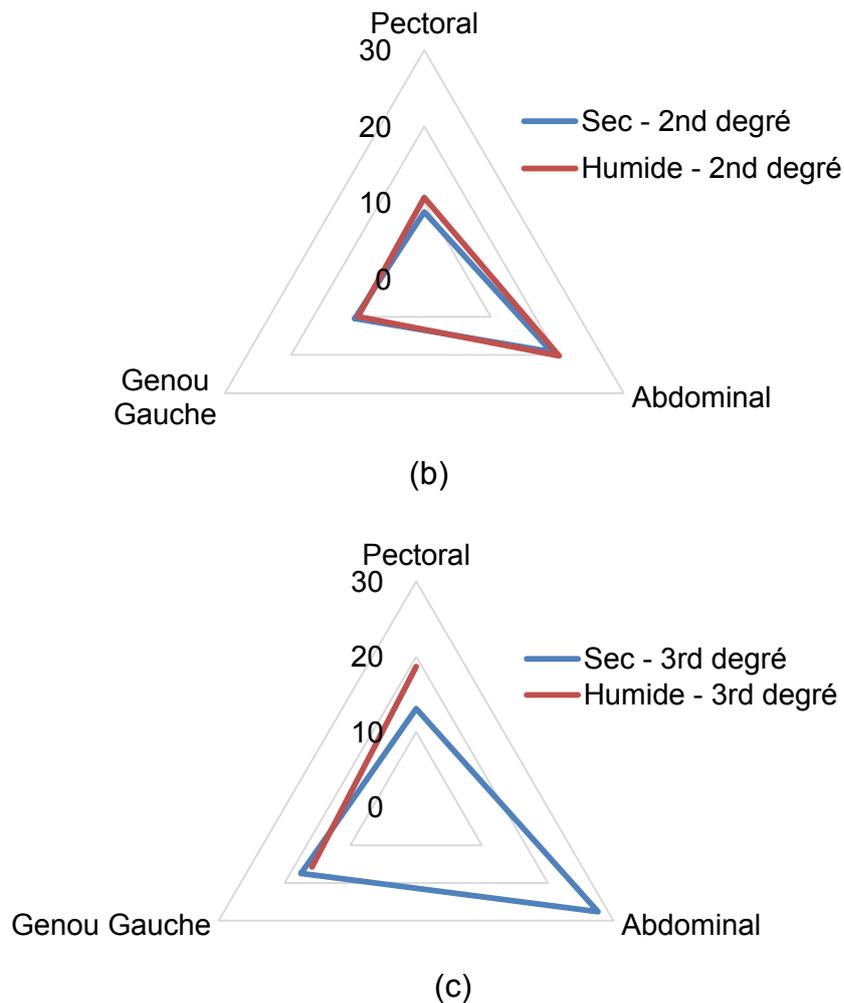


Figure 5.14. Temps (en minutes) pour 1er, 2ème, et 3ème degré de brûlure pour la zone pectorale, abdominale, et le genou gauche à l'état sec et humide

Naturellement, le temps augmente en fonction du degré de brûlure considéré. Le temps pour atteindre le seuil de brûlure est plus important pour la zone abdominale que la zone pectorale et le genou gauche. Ceci s'explique par la surprotection liée à cette zone.

Les temps pour atteindre les seuils de brûlure sont plus importants à l'état humide qu'à l'état sec ce qui augmente les durées d'intervention. Alors que les protocoles de caractérisation des EPI sont fait à l'état sec, ces résultats montrent l'intérêt de les

réaliser à l'état humide afin d'étudier l'influence du transfert d'humidité sur les transferts thermiques.

7. Application aux transferts radiatifs

Comme il a été écrit auparavant, les pompiers sont influencés par les expositions radiatives. Ainsi, un autre axe de développement a été réalisé permettant de transformer le fluxmètre thermique textile classique en un fluxmètre thermique textile radiatif.

Trois environnements thermiques peuvent être considérés pour les pompiers : (i) la routine avec un flux radiatif faible de 0,42 à 1,26 kW.m⁻² et une température de l'air comprise entre 10 et 60 °C, (ii) le dangereux avec un flux radiatif de 1,26 à 8,37 kW.m⁻² et une température de l'air comprise entre 60 et 300 °C, et (iii) l'urgence correspondant à des conditions extrêmes avec un flux radiatif de 8,37 à 125,6 kW.m⁻² et une température de l'air comprise entre 300 et 1000 °C [23].

Ainsi, ce nouveau type du fluxmètre thermique peut être intégré dans les EPI des pompiers afin de mesurer le flux radiatif et informer l'utilisateur des conditions à risque.

7.1. Principe du fluxmètre thermique textile radiatif

Le même principe que le fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile est utilisé pour développer le fluxmètre thermique textile radiatif (cf. Chapitre 3). Par contre, une surface absorbante de flux radiatif est créée pour convertir le rayonnement incident en variation de température. Pour ce faire, nous appliquons un polymère d'enduction chargé en graphite à différentes concentrations (<20µm, Sigma Aldrich, États-Unis) sur le réseau de thermocouples du fluxmètre thermique textile (Fig. (5.15)).

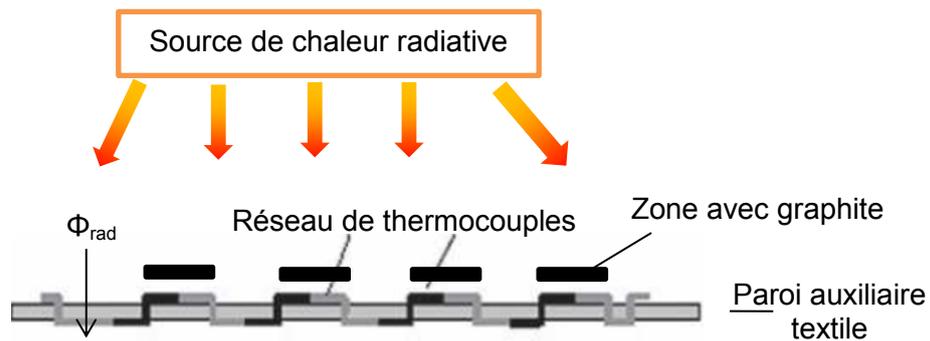


Figure 5.15. Schéma de principe du fluxmètre thermique textile radiatif

Comme il est montré sur la figure 5.15, le polymère d'enduction chargé en graphite est appliquée sur la face soumise au flux radiatif du fluxmètre thermique textile afin d'absorber ce flux. Cette absorption génère une différence de température entre les deux faces du fluxmètre thermique.

7.2. Conception du fluxmètre thermique textile radiatif

Afin de déterminer la concentration optimale du polymère d'enduction chargé en graphite, différents fluxmètres thermiques radiatifs sont réalisés (avec des concentrations différentes en graphite).

7.2.1. Choix de la concentration en graphite

Nous nous sommes inspirés du travail de M.Grecka *et al.* pour le choix de la concentration en graphite [24]. Cinq concentrations différentes sont utilisées, à savoir 5%, 10%, 20%, 30%, et 40%.

Les différentes quantités de graphite sont mélangées avec 5 g de polymère, Lurapret[®] D579 (BASF, Allemagne), afin de créer un polymère d'enduction. Ce polymère d'enduction chargé en graphite est appliquée sur un tissu blanc (100% coton, 100 g.cm⁻²) en utilisant une enduction racle au couteau. L'angle et la distance entre la racle et le tissu sont respectivement de 90° et 0,01 mm. Les tissus enduits sont réticulés à 100 °C pendant 10 minutes dans une rame.

Afin de faire un choix pour la concentration du graphite, l'épaisseur, le poids, et la résistance électrique sont caractérisés.

Les propriétés des échantillons, qui sont enduit avec 0%, 5%, 10%, 20%, 30%, et 40% de graphite, sont présentées dans le tableau 5.5.

Tableau 5.5. Propriétés métrologiques et la résistance électrique des échantillons qui contiennent différents taux du graphite

Taux du graphite	Epaisseur (1kPa) (mm)	Poids (g.cm ⁻²)	Résistance électrique (MΩ)
Tissu coton (0%)	0,32	100	Trop élevées pour être mesuré avec un voltmètre classique
5%	0,33 (±0,010)	140	
10%	0,34 (±0,006)	140	
20%	0,35 (±0,006)	150	
30%	0,37 (±0,020)	160	20,2
40%	0,35 (±0,010)	180	19,8

D'après le tableau ci-dessus, l'épaisseur, le poids, et la conductivité électrique des échantillons augmentent avec l'augmentation de la concentration en graphite.

Afin de déterminer la concentration en graphite, une analyse spectroscopique est réalisée (Fig. (5.16)).

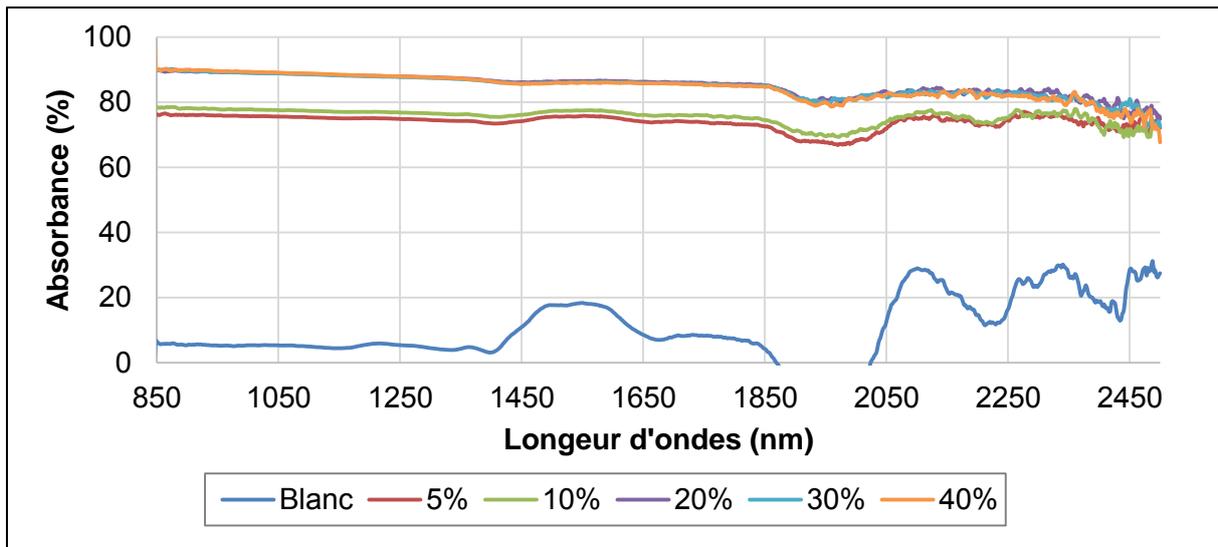


Figure 5.16. L'absorbance des échantillons avec différents taux de graphite avec la spectroscopie ultraviolet-visible-proche infrarouge

L'absorbance augmente en ajoutant du graphite. Bien que l'échantillon avec 5% de graphite et celui avec 10% de graphite sont dans la même gamme, une augmentation importante est obtenue à partir de 20% de graphite.

Etant donné que nous obtenons une surface non-homogène avec 40% de graphite, les fluxmètres thermiques textiles radiatifs sont produits avec 20% et 30% de graphite.

7.2.2. Protocole de réalisation du fluxmètre thermique textile radiatif

Le fluxmètre thermique textile radiatif est réalisé par la technologie d'insertion en trame, méthode soustractive (méthode TS). Etant donné que les meilleurs résultats ont été obtenus avec PES/CO-satin pour le fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile, les fluxmètres thermiques textiles radiatifs sont créés avec le PES/CO et l'armure en satin (cf. Chapitre 4). Ils sont réalisés avec la taille de 2x2 cm².

Après l'insertion du fil biconducteur (Cn-Cu) dans la paroi auxiliaire textile, un post traitement est réalisé afin de créer la thermopile et également appliquer le graphite. Ce post traitement inclut un masquage positif et une gravure sélective :

- Pour le masquage de la première face, le Lurapret® D579 (BASF, Allemagne) est mélangé avec une certaine quantité de graphite, 20% ou 30% de graphite. Ce polymère d'enduction est appliqué partiellement sur le fluxmètre thermique, puis il est réticulé à 100 °C pendant 10 minutes dans une rame. Le même procédé est répété pour la deuxième face du fluxmètre thermique mais cette fois sans graphite.
- La gravure sélective de cuivre est faite pour les zones qui ne sont pas protégées par le masquage avec 250 g.l⁻¹ persulfate de sodium (Sigma-Aldrich, Etats-Unis) à 40 °C pendant 18-20 minutes.

La figure 5.17 présente un fluxmètre thermique textile radiatif.



Figure 5.17. Photographie du fluxmètre thermique textile radiatif
avec sa face graphitée

7.3. Caractérisation du fluxmètre thermique textile radiatif

Les performances de trois fluxmètres thermiques textiles, à savoir avec 0%, 20%, et 30% de graphite, sont comparées entre eux et également avec un fluxmètre thermique radiatif référence (Captec Entreprise, France). Le tableau 5.6 présente les codes associés aux fluxmètres thermiques textiles et au fluxmètre thermique radiatif référence.

Tableau 5.6. Les codes associés aux fluxmètres thermiques textiles avec 0%, 20%,
et 30% de graphite et au fluxmètre thermique radiatif référence

Code	Description
Ref.-radiatif	Fluxmètre thermique radiatif référence
PES/CO/Sa-p (TS) 0%	Fluxmètre thermique textile (PES/CO-satin) avec 0% graphite
PES/CO/Sa-p (TS) 20%	Fluxmètre thermique textile (PES/CO-satin) avec 20% graphite
PES/CO/Sa-p (TS) 30%	Fluxmètre thermique textile (PES/CO- satin) avec 30% graphite

La caractérisation est faite par deux méthodes différentes : (i) caractérisation avec une lampe à émission IR, et (ii) calibration de la sensibilité avec une plaque chaude.

7.3.1. Caractérisation par émission IR

7.3.1.1. Protocole de caractérisation

Le banc de mesure est présenté sur la figure 5.18. Il est composé d'une centrale d'acquisition de données (DAQ, Keithley 2700 piloté par le logiciel ExcellINKS), d'une lampe à émission IR (E27-150W, Siccatherm, Osram), et d'un PVC expansé (isolant thermique) comme support.

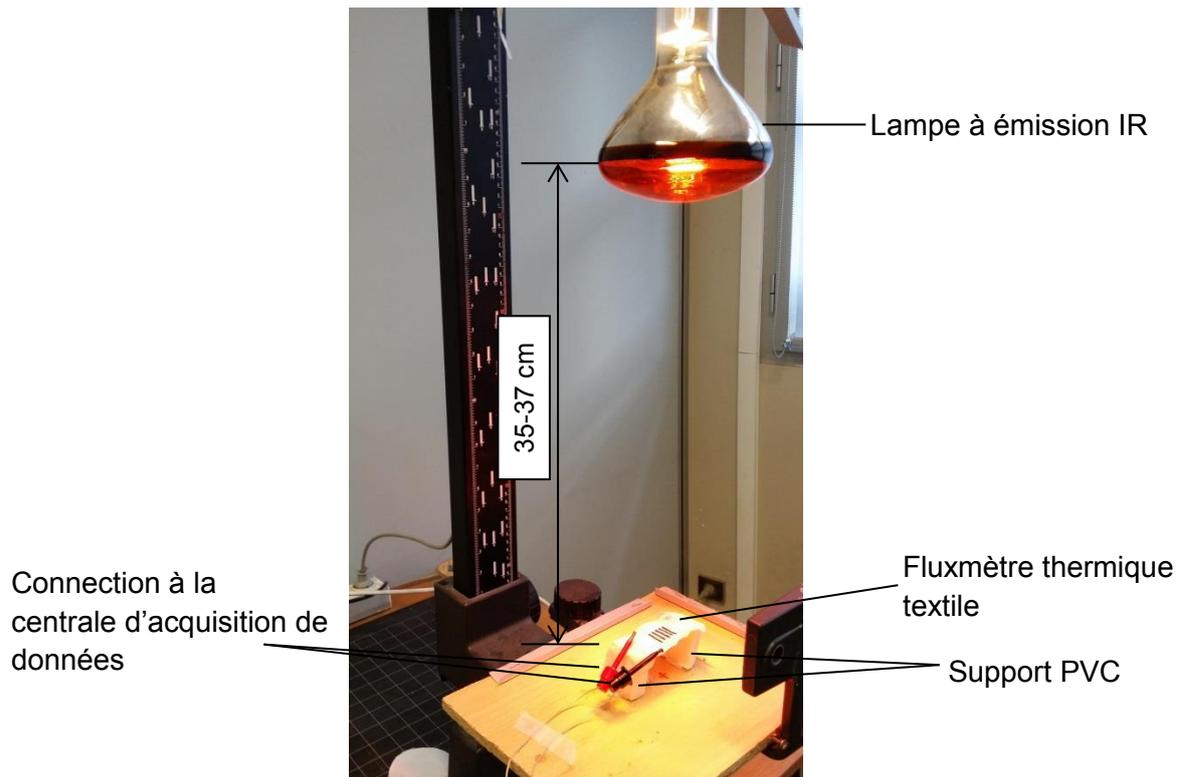


Figure 5.18. Photographie de banc de mesure développé pour les fluxmètres thermiques textiles radiatifs

La densité de flux fournie par la lampe à émission IR est mesurée en utilisant un capteur radiatif (Captec Entreprise, France). Elle fournit une densité de flux de 270 W.m^{-2} pour la distance utilisée (35-37 cm). La sensibilité de fluxmètre thermique textile $S \text{ (V.m}^2.\text{W}^{-1}\text{)}$ est calculée en utilisant la différence de potentiel mesurée aux bornes du fluxmètre $\Delta V \text{ (V)}$ et la densité de flux fournie par la lampe à émission IR $\phi \text{ (W.m}^{-2}\text{)}$ (Eq. (5.3)).

$$S = \frac{\Delta V}{\phi} \quad \text{Eq. (5.3)}$$

7.3.1.2. Résultats et interprétations

Les performances des trois fluxmètres thermiques textiles sont comparées en analysant la différence de potentiel mesurée à leurs bornes. Les résultats sont présentés sur la figure 5.19.

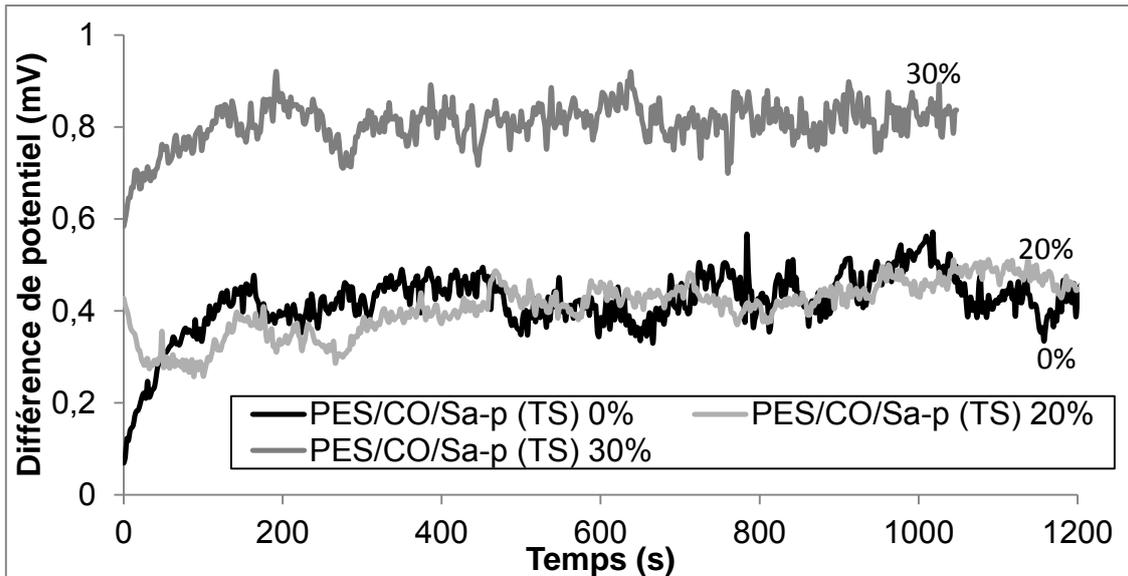


Figure 5.19. Différence de potentiel mesurée aux bornes des fluxmètres thermiques textiles avec 0% graphite, 20% graphite, et 30% graphite

Les résultats montrent que le PES/CO/Sa-p (TS) 30% présente le meilleur résultat.

Le tableau 5.7 présente les sensibilités des fluxmètres thermiques textiles et également la sensibilité nominale du fluxmètre thermique radiatif référence.

Tableau 5.7. Les sensibilités des fluxmètres thermiques textiles avec 0%, 20%, et 30% de graphite et la sensibilité nominal du fluxmètre thermique radiatif référence (caractérisation avec une lampe à émission IR)

Code	Sensibilité ($\mu\text{V} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{W}^{-1}$)
Ref.-radiatif	1 ^(a)
PES/CO/Sa-p (TS) 0%	1,39
PES/CO/Sa-p (TS) 20%	1,71
PES/CO/Sa-p (TS) 30%	3,06

^(a) Sensibilité nominale

Bien que cette méthode de caractérisation donne des informations cohérentes, certains doutes subsistent quant au comportement des fluxmètres thermiques textiles PES/CO/Sa-p (TS) 0% et PES/CO/Sa-p (TS) 20%. De même certains paramètres,

liés à la source radiative, du banc de mesure sont difficilement maîtrisables. Nous avons donc préféré compléter l'étude avec une autre méthode de caractérisation validée pour la calibration de la sensibilité des fluxmètres thermiques radiatifs.

7.3.2. Calibration par plaque chaude

7.3.2.1. Protocole de caractérisation

La figure 5.20 présente le banc de mesure développé par Institut d'Electronique de Microélectronique et de Nanotechnologie (IEMN, France). Il est composé d'une centrale d'acquisition de données (DAQ, Keithley 2700 piloté par le logiciel ExcelLINKS), d'une plaque chaude (29x23 cm²) régulée en température entre 25 °C et 150 °C, d'un système de refroidissement avec un plaque de refroidissement (20x14 cm²) qui maintient le fluxmètre thermique à une température comprise entre 20 et 30 °C, et d'un capteur de température. La calibration de ce banc de mesure est réalisée par l'IEMN avec des fluxmètres thermiques références.

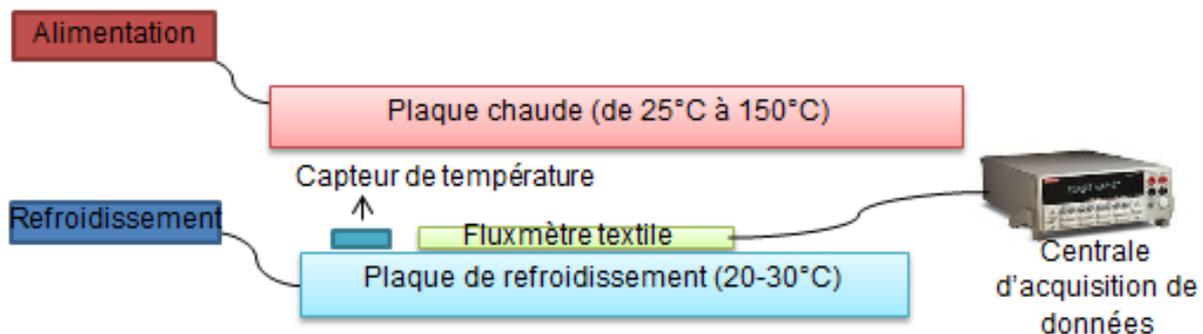


Figure 5.20. Schéma représentative du banc de mesure pour caractérisation des fluxmètres thermiques textiles radiatifs avec la plaque chaude

L'alimentation de la plaque chaude est faite avec un potentiel électrique de 12V et elle est gérée par des automates programmés par l'ordinateur. La distance entre la plaque chaude et le plaque de refroidissement peut se modifier entre 5 cm et 20 cm pour faire des tests avec différentes densités de flux.

Le fluxmètre thermique textile est placé sur la plaque de refroidissement qui maintient la température entre 20 °C et 30 °C. La face avec le graphite est tournée

vers la plaque chaude (source de chaleur). La plaque chaude est placée 5 cm dessus de la plaque de refroidissement pour avoir une densité de flux thermique maximum. La température de la plaque chaude augmente de 25 °C jusqu'à 150 °C par pas de 5 °C.

Le fluxmètre thermique textile absorbe une partie de la densité de flux émise par la plaque chaude et ce flux absorbé est calculé selon l'équation 5.4.

$$\varphi_{\text{abs}} = a_{\text{abs}(t)} \cdot F \cdot \varepsilon_p \cdot \sigma_{\text{SB}} \cdot T_p^4 \quad \text{Eq. (5.4)}$$

Où φ_{abs} est la densité de flux thermique absorbé ($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$), $a_{\text{abs}(t)}$ est l'absorptivité du fluxmètre thermique textile (entre 0 et 1), F est le facteur de forme entre la plaque et le fluxmètre thermique textile, ε_p est l'émissivité de la plaque (entre 0 et 1), σ_{SB} est la constante de Stefan-Boltzmann ($5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-4}$), et T_p est la température de la plaque (K).

Pour ce banc de mesure $F \cdot \varepsilon_p$ est estimé à 0,9.

Le fluxmètre thermique textile est à une température T_t , et a une émissivité ε_t , il émet une densité de flux φ_{em} qui est défini par l'équation 5.5.

$$\varphi_{\text{em}} = \varepsilon_t \cdot \sigma_{\text{SB}} \cdot T_t^4 \quad \text{Eq. (5.5)}$$

Où φ_{em} est la densité de flux thermique émis ($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$), ε_t est l'émissivité du fluxmètre thermique textile, σ_{SB} est la constante de Stefan-Boltzmann ($5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-4}$), et T_t est la température du fluxmètre thermique textile (K).

En général l'absorptivité est considérée égale à émissivité ($a_{\text{abs}} = \varepsilon_t = 1$).

Ainsi, nous pouvons écrire le bilan de la densité de flux à la surface du fluxmètre thermique textile par les équations 5.6.

$$\left\{ \begin{array}{l} \varphi_{\text{rad}} = \varphi_{\text{abs}} - \varphi_{\text{em}} = a_{\text{abs(t)}} \cdot \sigma_{\text{SB}} \cdot (F \cdot \epsilon_p \cdot T_p^4 - T_t^4) \\ \varphi_{\text{rad}} = \sigma_{\text{SB}} \cdot (0,9 \cdot T_p^4 - T_t^4) \end{array} \right. \quad \text{Eq. (5.6)}$$

A partir de la différence de potentiel mesurée aux bornes du fluxmètre thermique textile ΔV et la densité de flux calculé φ_{rad} selon l'équation 5.5, nous traçons la courbe de la différence de potentiel en fonction de la densité de flux $\Delta V(\varphi)$ (Fig. (5.21)). La pente de cette courbe nous donne la sensibilité ($V \cdot m^2 \cdot W^{-1}$) du fluxmètre thermique textile radiatif (Tableau (5.8)).

7.3.2.2. Résultats et interprétations

La figure 5.21 présente la courbe de la différence de potentiel mesurée aux bornes de fluxmètre thermique textile et la densité de flux calculé.

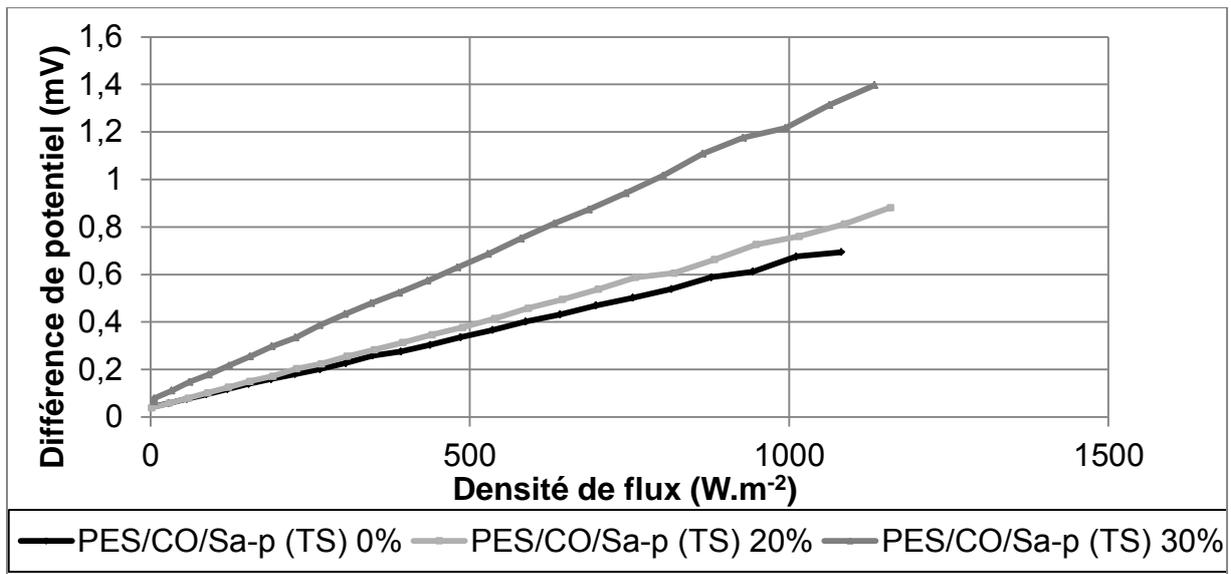


Figure 5.21. Courbe de la différence de potentiel mesurée aux bornes de fluxmètre thermique textile et la densité de flux calculée

Le tableau 5.8 présente les sensibilités des fluxmètres thermiques textiles, à savoir PES/CO/Sa-p (TS) 0%, PES/CO/Sa-p (TS) 20%, et PES/CO/Sa-p (TS) 30%, et la sensibilité nominale du fluxmètre thermique radiatif référence.

Tableau 5.8. Les sensibilités des fluxmètres thermiques textiles avec 0%, 20%, et 30% de graphite et la sensibilité nominale du fluxmètre thermique radiatif référence (calibration de la sensibilité avec une plaque chaude)

Code	Sensibilité ($\mu\text{V}.\text{m}^2.\text{W}^{-1}$)
Ref.-radiatif	1 ^(a)
PES/CO/Sa-p (TS) 0%	0,72
PES/CO/Sa-p (TS) 20%	0,75
PES/CO/Sa-p (TS) 30%	1,17

^(a) Sensibilité nominal

Ces résultats confirment le peu de différence entre les fluxmètres thermiques PES/CO/Sa-p (TS) 0% et PES/CO/Sa-p (TS) 20%. La sensibilité du fluxmètre thermique textile radiatif PES/CO/Sa-p (TS) 30% est du même ordre de grandeur que la sensibilité du fluxmètre thermique radiatif référence.

La viscosité du polymère d'enduction augmente avec la concentration du graphite. Ainsi, le polymère d'enduction est moins absorbé par la paroi auxiliaire textile. Cette diminution d'absorption entraîne que le graphite reste à la surface du fluxmètre thermique textile ce qui a pour effet d'augmenter l'absorbance des IR. Ceci peut expliquer la meilleure performance du capteur PES/CO/Sa-p (TS) 30%.

8. Conclusion

Le confort thermo-physiologique est considéré par les utilisateurs comme une propriété primordiale impactant la notion de confort ressenti, notamment lors d'activité physique. Pour cette raison, la conception et l'ingénierie des textiles sont devenues de plus en plus importantes afin de satisfaire le confort thermique de l'utilisateur [19].

Le vêtement doit assurer le transfert thermique, telles que la conduction, la convection et le rayonnement, et hydrique, telles que l'évaporation (transpiration)

entre le corps humain et son environnement afin de maintenir un équilibre thermique et physiologique de l'utilisateur. Un déséquilibre thermique et hydrique diminue la sensation de confort de l'utilisateur, mais peut également introduire des inconvénients majeurs comme un stress thermique, l'hypothermie ou l'hyperthermie.

L'état de stress thermique d'un corps peut être contrôlé par l'utilisation d'un Système de Surveillance Physiologique (SSP) afin de détecter les premiers inconvénients liés à la chaleur et ainsi agir en conséquence.

Les fluxmètres thermiques traditionnels sont une des réponses à la définition de ces SSP car ils permettent une mesure des échanges thermiques entre le corps et l'environnement. Toutefois, du fait de leur imperméabilité, de leur semi-rigidité, ils ne prennent pas en compte les transferts hydriques qui ont part importante dans le confort thermophysique.

Les fluxmètres thermiques « textiles » ont deux principaux avantages qui sont considérés comme les inconvénients majeurs des fluxmètres thermiques traditionnels : leurs « souplesses » et leurs « perméabilités ». Ils sont facilement adaptables aux formes gauches et déformables grâce à leurs souplesses. Cette propriété lui donne l'avantage d'être utilisé pour les zones bombés ou creuses du corps avec un bon contact dans le cadre des applications physiologiques, à savoir la cuisse, et le bras. Le deuxième avantage est la perméabilité des fluxmètres thermiques textiles qui vient de leurs parois auxiliaires poreuses. Comme il a déjà été écrit dans le chapitre 4, partie 3, les fluxmètres thermiques textiles prennent en compte le facteur d'humidité en fonction du matériau et l'armure utilisés. Dans ce chapitre les résultats ont confirmés qu'ils prennent en compte le phénomène d'évapotranspiration pour les applications physiologiques. Ainsi, ce fluxmètre thermique textile ouvre une nouvelle porte pour la mesure et l'analyse du couplage des transferts thermiques et hydriques avec une perturbation minimale qui n'a pas été étudiée jusqu'à maintenant.

Alors que la comparaison à l'état humide reste un phénomène assez complexe, les fluxmètres thermiques textiles peuvent être comparés avec les fluxmètres thermiques traditionnels à l'état sec. Il a été confirmé par les résultats du chapitre 3 et 4 que les

fluxmètres thermiques textiles ont le même comportement que les traditionnels et leurs sensibilités sont similaires. Les meilleurs résultats sont obtenues pour le fluxmètre thermique textile avec PES/CO et l'armure en satin quel que soit le protocole de caractérisation utilisé. De même, la sensibilité du fluxmètre thermique textile radiatif avec 30% de graphite minimum est du même ordre de grandeur que le fluxmètre thermique radiatif référence.

Références Bibliographiques

- [1] A.K.Haghi, Heat&mass transfer in textiles, WSEAS press, Second edition, (2011).
- [2] N.Oglakcioglu, A.Marmarali, Thermal comfort properties of cotton knitted fabrics in dry and wet states, *Tekstil ve konfeksiyon*, No.3, (2010), 2013-2017.
- [3] A.Marmarali, N.Ozdil, S.Dönmez Kretzschmar, Giysilerde isil konforu etkileyen parametreler, *Tekstil ve konfeksiyon*, No.4, (2006), 241-246.
- [4] S.B.Stankovic, D.Popovic, G.B.Poparic, Thermal properties of textile fabrics made of natural and regenerated cellulose fibers, *Polymer Testing*, Vol. 27, (2008), 41–48.
- [5] G.Bedek, Thèse doctorat : Elaboration et conception d'une structure textile auto-rafraichissante, Université des sciences et technologies de Lille 1, France, (2010).
- [6] G.Havenith, Heat balance when wearing protective clothing, *Ann. occup. Hyg.*, Vol. 43, No. 5, (1999), 289-296.
- [7] B.Mijovic, I.Salopek Cubric, Z.Skenderi, Measurement of thermal parameters of skin-fabric environment, *Periodicum biologorum*, Vol. 112, No.1, (2010), 69–73.
- [8] C.Keiser, Steam burns moisture management in firefighter protective clothing, Swiss federal institute of technology, ETH Zurich, (2007).
- [9] G.Havenith, Interaction of Clothing and Thermoregulation, *Exogenous Dermatology*, Vol. 1(5), (2002), 221-230.
- [10] Y.Morozumi, K.Akaki, N.Tanabe, Heat and moisture transfer in gaps between sweating imitation skin and nonwoven cloth: effect of gap space and alignment of skin and clothing on the moisture transfer, *Heat mass transfer*, Vol. 48, (2012), 1235–1245.
- [11] P.W.Gibson, M. Charmchi, Coupled heat and mass transfer through hygroscopic porous materials-application to clothing layers, *Sen'i gakkaiishi*, Vol.53, No.5, (1997), 183-194.
- [12] Y.Li, Q.Zhu, K.W.Yeung, Influence of thickness and porosity on coupled heat and liquid moisture transfer in porous textiles, *Textile research journal*, (2002), 435-446.
- [13] A.Morel, Thèse doctorat : Gestion des transferts thermiques et hydriques au sein d'une structure multicouche textile – développement d'une membrane pour application EPI, Université des sciences et technologies de Lille 1, France, (2014).
- [14] H.Gidik, G.Bedek, D.Dupont, C.Codau, Impact of the textile substrate on the heat transfer of a textile heat flux sensor, *Sensors and actuators A*, Vol. 230, (2015) 25–32.

- [15] X.Xu, A.J.Karis, M.J.Buller, W.R. Santee, Relationship between core temperature, skin temperature, and heat flux during exercise in heat, *Eur. J. Appl. Physiol*, Vol.113, (2013), 2381-2389.
- [16] R.Niedermann, A.Psikuta, R. M. Rossi, Heat flux measurements for use in physiological and clothing research, *Int. J. Biometeorol*, Vol. 58, (2014), 1069-1075.
- [17] D.Dupont, P.Godts, D.Leclercq, Design of textile heat flowmeter combining evaporation phenomena, *Textile Research Journal*, ISSN, Vol. 76(10), (2006), 772-776.
- [18] R.B.Katragadda, Y.Xu, A novel intelligent textile technology based on silicon flexible skins, *Sensors and Actuators A: Physical*, Vol. 143, (2008), 169-174.
- [19] Y.Li, E.Newton, X.Luo, Z.Luo, Integrated CAD for functional textiles and apparel, 1st European Conference on Protective Clothing, *Ergonomics of Protective Clothing Proceedings*, Stockholm, Sweden, (2000), 8-11.
- [20] R.Niedermann, A.Psikuta, R.M. Rossi, Heat flux measurements for use in physiological and clothing research, *Int. J. Biometeorol.*, (2013).
- [21] P.A.Mathieu, Module 2 : Contraction musculaire, Institut de génie biomédical, Université de Montréal, (2009).
- [22] ISO 13506, Vêtement de protection contre la chaleur et la flamme – Méthode d'essai pour vêtements complets – estimation de la probabilité de brûlure à l'aide d'un mannequin instrumenté, International Organization for Standardization, (2008), Genève.
- [23] E.Onofrei, T.C.Codau, S.Petrusic, G.Bedek, D.Dupont, D.Soulat, Analysis of moisture evaporation from underwear designed for fire-fighters, *Autex Research Journal*, Vol. 15, No 1, (2015), 35-47.
- [24] M.Grecka, A.Valisevskis, I.Parkova, A.Vilumsone, Screen printed sensor for enuresis alarm system, *Material science textile and clothing technology*, Vol.8, (2013), 12-15.

Conclusion Générale et Perspectives

Un déséquilibre thermique ou hydrique diminue la sensation de confort thermophysiological, mais il peut également introduire des inconvénients majeurs comme un stress thermique ou les brûlures. L'état de stress thermique d'un corps peut être contrôlé par utilisation d'un Système de Surveillance Physiologique (SSP). Les fluxmètres thermiques sont une des réponses à la définition de ces SSP.

Lors du premier chapitre, il a été mis en évidence que les fluxmètres thermiques existants ne répondent pas aux attentes pour un transfert thermique en ambiance humide, ce qui est la majorité des cas. De même, du fait de leur semi-rigidité, ils ne peuvent être employés que sur des surfaces semi-planes et peu mouvantes, car ces fluxmètres ont besoin d'avoir un bon contact avec la surface support. Ainsi, nous avons proposé un fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile (ou fluxmètre thermique textile) qui favorise la mesure, et autorise l'analyse des transferts thermiques et hydriques avec une perturbation minimale.

Etant donné que ce fluxmètre thermique innovant est constitué d'une paroi auxiliaire « textile », le second chapitre a été consacré aux transferts thermiques et hydriques au sein d'un matériau poreux, tel que le textile. Nous avons donc défini la notion de ces transferts et les méthodes de caractérisation.

Lors du troisième chapitre, nous avons défini les différents protocoles pour la production du fluxmètre thermique textile. Etant donné que nous nous étions inspirés des fluxmètres thermiques existants, nous avons utilisé la technologie des électrodes plaquées. Pour ce faire, le fil de constantan est fonctionnalisé par dépôt électrochimiques du cuivre. Ainsi, le fil de constantan correspond à la piste et le dépôt de cuivre constitue le plot grâce à sa conductivité électrique plus élevée. Au final, le fil conducteur est inséré dans la paroi auxiliaire textile et le réseau des thermocouples (ou thermopile) est créé. Différents procédés ont été utilisés pour la réalisation de la thermopile, à savoir, (i) insertion en trame, méthode soustractive, (ii) insertion en trame, méthode additive, et (iii) insertion en chaîne, méthode additive.

Dans la première partie du quatrième chapitre, nous avons présenté les protocoles qui ont permis de définir la sensibilité et de caractériser le couplage des transferts thermiques et hydriques. La deuxième partie correspond aux résultats. Le choix de la

paroi auxiliaire est fait afin de créer le fluxmètre thermique textile avec la structure la plus appropriée. Nous avons choisi le PES/CO-sergé pour sa résistance thermique et nous avons préféré l'armure en satin avec PES/CO et PES pure grâce à sa surface lisse et sa densité de trame élevée. Les fluxmètres thermiques avec le matériau PES/CO et l'armure en satin donne une sensibilité plus élevée que les autres fluxmètres thermiques textiles et également les fluxmètres thermiques références. Quand la comparaison est faite entre les différents procédés, les meilleurs résultats sont obtenus avec « l'insertion en trame, méthode additive ». La caractérisation du couplage des transferts thermiques et hydriques nous a montré que le fluxmètre thermique textile prend en compte le facteur d'humidité. Le couplage est influencé par le matériau et l'armure de la paroi auxiliaire textile.

Nous avons décrit les applications dans le dernier chapitre. Etant donné que nous nous étions intéressés particulièrement aux applications physiologiques, nous avons d'abord défini la physiologie du corps humain et ses interactions avec l'environnement. Ensuite nous avons parlé des différents types d'applications, à savoir les EPI pour les pompiers et les vêtements spécifiques pour les sportifs. Au final, nous avons détaillé un nouveau type du fluxmètre thermique textile pour les applications radiatives. Il a été observé que la sensibilité du fluxmètre thermique textile radiatif avec 30% de graphite minimum est du même ordre de grandeur que la sensibilité du fluxmètre thermique radiatif référence.

L'étude présentée auparavant, nous a permis de définir trois procédés différents pour la production du fluxmètres thermiques textiles à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile en réalisant environ 100 échantillons. Chaque procédé a apporté une innovation sur la production du fluxmètre, de même que les premiers essais pour l'industrialisation qui ont été réalisés. Après avoir défini les procédés de production, différents protocoles ont été étudié afin de caractériser les fluxmètres thermiques à l'état sec et humide. Les résultats obtenus à l'état sec ont montré que les fluxmètres thermiques textiles ont le même comportement que les fluxmètres thermiques traditionnels, ainsi leurs sensibilités sont dans le même ordre de grandeur. Nous avons même obtenu des sensibilités plus importantes pour les fluxmètres thermiques textiles avec certain matériaux et certaines armures. Pour le couplage des transferts thermiques et hydriques, les premières interprétations ont

été faites avec les analyses qualitatives. Celles-ci ont confirmé que les fluxmètres thermiques textiles prennent en compte le facteur d'humidité grâce à leurs perméabilités. Nous avons caractérisé les fluxmètres thermiques textiles pour deux applications physiologiques proposés au début de cette étude, et qui ont un lien avec deux projets différents : pour les EPI de pompiers (projet HYDRAX), et pour les vêtements des sportives (projet Smart Sensing). Nous avons observé que les fluxmètres thermiques textiles sont adéquats pour ces types d'applications en prenant en compte le phénomène d'évapotranspiration.

Après avoir étudié tous les sujets présentés précédemment, il nous reste encore des perspectives à étudier dans le futur :

- Comme nous travaillons avec une structure poreuse, la résistance thermique du système change en fonction de l'humidité, c'est pourquoi il est compliqué d'avoir des résultats quantitatifs pour le couplage des transferts. Ainsi, notre première perspective est d'analyser la relation entre la résistance thermique et le comportement du fluxmètre thermique textile. Pour ce faire, nous proposons d'utiliser un fluxmètre thermique textile perméable et un imperméable (en appliquant un polymère par exemple) afin d'analyser l'influence de la résistance thermique. Quant à l'influence du transfert d'humidité sur les transferts thermiques, celles-ci seront mieux évaluées lors des expérimentations. La modélisation de ce couplage nous permettra d'approfondir les différents phénomènes.
- Les fluxmètres thermiques textiles peuvent être testés pour leur durabilité aux lavages, ainsi que leurs performances mécaniques, à savoir l'abrasion (NF EN ISO12947-1...), la flexion...
- L'industrialisation de toutes les étapes de la production du fluxmètre thermique textile doit être envisagée : l'insertion du fil conducteur pendant le tissage, l'application du polymère par une technologie d'impression, et le dépôt électrochimique du cuivre.
- Au final, le fluxmètre thermique textile peut être incorporé dans un vêtement, à savoir les EPI de pompier ou les vêtements de sportif, afin de prévenir l'utilisateur grâce à un système de monitoring.

Annexes

I. Impact of the textile substrate on the heat transfer of a textile heat flux sensor .. 218

II. 20. Developing thermophysical sensors with textile auxiliary wall..... 240



ELSEVIER

Sensors and Actuators A: Physical 230 (2015) 25–32

Impact of the textile substrate on the heat transfer of a textile heat flux sensor

Keywords: Intelligent textiles, textile sensor, heat flux sensor, thermoelectricity, heat transfer

Abstract

This study presents the effect of a woven fabric's material, i.e. polyester (PES), 70/30 polyester/cotton (PES/CO) blend, and its structure, i.e. plain, twill, satin, on the heat and mass transfer properties with regard to development of a textile heat flux sensor. The main purpose of this study is the identification of the most appropriate textile substrates to produce a textile sensor. The basic textile substrate properties such as weight, thickness, air permeability and porosity were tested. Additionally, the thermal resistance of six different textile substrates was tested using the Skin Model and the water vapor transmission properties were compared according to the Dish Method. Due to their insulating properties and particular fabric pattern, PES/CO fabric with twill and satin structures, and PES fabric with a satin structure are the preferred fabrics for textile substrates. The woven textile heat flux sensor production process, which is based on thermo-electrical effect, i.e. Seebeck effect, and the test method were described. Six sensors were produced with three different textile substrates and two different sizes. Their heat flux performances were compared with a commercial reference heat flux sensor. Results showed that under steady-state the textile heat flux sensors demonstrated the same trend and sensitivity as their commercial counterparts. Due to their higher sensibilities, PES/CO sensors with a satin structure were chosen from the six textile heat flux sensors for both small and large sizes.

Keywords: Intelligent textiles, textile sensor, heat flux sensor, thermoelectricity, heat transfer.

1. Introduction

Extensive consumer research has shown that comfort and superior functional performance of clothing have become the most important attributes demanded by modern consumers, especially during physical activity. A large portion of overall comfort is thermal comfort. For this reason, the design and engineering of textiles and multilayered products in order to satisfy the thermal sensory comfort and functional requirements of the wearer have become more and more important [1-2].

Clothing should ensure appropriate heat and moisture transfer between the human body and its environment in order to maintain the physiological thermal balance of the wearer [2]. The human body continuously loses water as perspiration and the majority of this water is lost through the skin (more than 60%). On a clothed body, the fabric in contact with the skin handles this moisture through the vapor pressure gradient mechanism, where a difference exists between two sides of the fabric. With regards to this, three media are involved: the moisture on the skin, the moisture in the fabric and the moisture in the surrounding atmosphere [3]. If the water vapor cannot escape to the surrounding atmosphere, the relative humidity of the microclimate inside the clothing increases. This increase causes a heat and moisture management imbalance that can lead to minor and major inconveniences, for example heat stress, wet sensation or steam burns [4]. The prevention of heat illness is especially challenging for critical occupations such as the military, the police, firefighters, and other emergency workers. These occupations are often very physically demanding, while wearing protective clothing and equipment, without regards to their environmental conditions. Heat-related illnesses are also common in different populations, such as sportsmen and agricultural workers.

A body's heat strain status can be monitored using a physiological status monitoring system (PSM). In doing this early symptoms of heat illness can be detected and necessary interventions can be taken before injury occurs [5]. Several scientists use heat flux sensors in physiological studies to measure body heat exchanges with the environment [6-7]. However, the non-permeability of such heat flux sensor gives an inaccurate result when a measurement of heat flow is carried out in wet conditions [8]. Innovative flexible textile heat flux sensors may detect, analyze and monitor the

heat and mass transfers with minimum disturbance due to their porosity. It is a yarn based sensor which can be defined as the yarn itself as a sensing element and thus it is easier to be used by conventional knitting and weaving processes [9]. Moreover, it is desirable to have flexible sensors and this is especially true when they need to be in contact with the human body, in which case the flexibility and non-irritability requirements are of utmost importance [10].

The thermal properties of textile fabrics are influenced by many factors, which can be studied at three levels: the microscopic level (chemical composition, morphological characteristics, fineness, cross section, porosity and water content of component fibers), the mesoscopic level (yarn structure and properties), and the macroscopic level (the fabric's physical and structural characteristics and finishing treatments) [11]. A lot of researches investigated [11, 12, 13, 14, 15] the effects of different materials and fabric constructions on the thermal properties of woven and knitted fabrics. These studies allowed us to understand the complex phenomena between heat transfer mechanisms and textile materials. In their study, D.Dupont *et al.*, used polyester (PES) yarn and plain weave for the textile substrate to produce first prototype of textile heat flux sensor and observed satisfactory results [8]. Thus, in this study, pure PES and 70/30 polyester/cotton (PES/CO) blend with the same yarn counts were used to see the influence of different fibers on heat transfer properties and also water vapour permeability. In addition to plain weave, twill and satin weaves were chosen due to good thermal insulation properties and particular fabric pattern, for example good drape or smoothness, respectively. These textile substrates were tested for thermal resistance and water vapour permeability properties. Polyester/cotton (PES/CO) fabrics with twill and satin structures and polyester (PES) fabrics with satin structures were chosen from different materials, i.e. PES, PES/CO, and structures, i.e. plain, twill, satin, as the most appropriate textile substrates for sensor development. For each material and structure, two sensors were investigated with two different sizes, 2x2 cm², 5x5 cm², in order to analyze the effect of the number of the thermocouples on heat flux performance of the sensors. Sensitivity of the prepared sensors was compared using a reference heat flux sensor.

Following increasing interest of consumers to aware about the environment, ambient intelligence has become a popular concept. Recent developments illustrate the

emerging innovation that wearable electronics and intelligent textiles may become key elements for ambient intelligence [16]. Thus, this smart textile sensor can be used for different applications, i.e. protective clothing, sporting equipment, to inform users about themselves and their environment.

2. Design of textile heat flux sensors

A textile heat flux sensor was created by the insertion of the thermoelectric wire as a sensing element (yarn based sensor) into a textile substrate during the weaving process. Thermo-Electric (TE) wire (Fig. 1(b)) that forms thermocouple or rather a number of thermocouples forming a thermopile, is to measure accurately very small temperature differences between two faces of the sensor (Fig. 1(a)) [17].

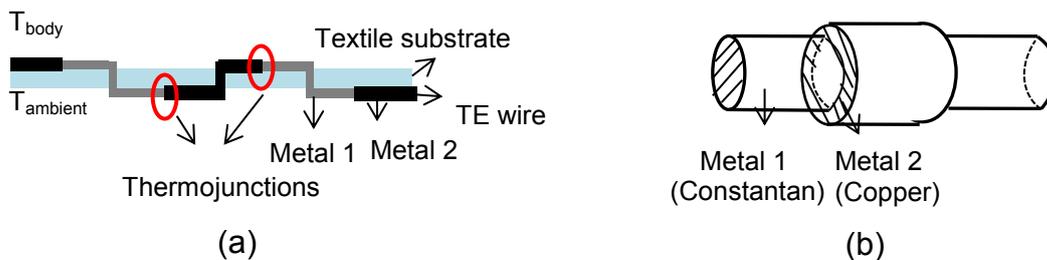


Figure 1. (a) Thermoelectric wire insertion during weaving process and created thermojunctions on surfaces of sensor, (b) Metal 1 (constantan) is taken as core and is covered with another metal (copper) to create a thermocouple.

When there is a temperature difference ΔT between the thermocouple junctions, an output voltage V is delivered between the two terminals due to the Seebeck effect (Eq. (1)).

$$\Delta V = N \cdot \alpha_{eq} \cdot \Delta T_{tp} = N \cdot \alpha_{eq} \cdot R_{th(sensor)} \cdot \Phi \quad (1)$$

Where N is the number of thermocouples, α_{eq} is the Seebeck coefficient ($\mu V \cdot K^{-1}$), ΔT_{tp} is the temperature difference between the thermocouple junctions (K), R is the thermal resistance of the whole sensor ($K \cdot W^{-1}$) and Φ is the heat flow (W) [18].

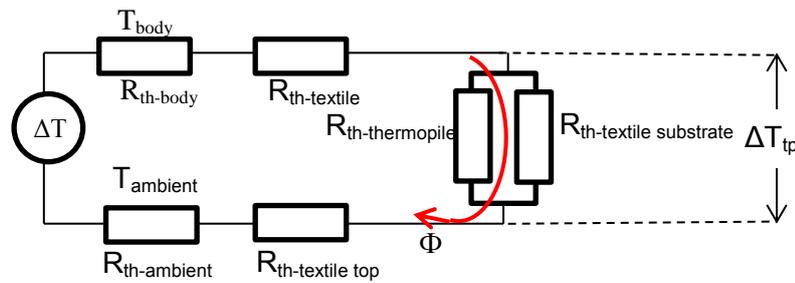


Figure 2. Equivalent circuit model of a sensor (under steady-state)

It is clear from Figure 2 that the textile heat flux sensor consists of a thermophile and textile substrate. Moreover, this thermophile is made up a number of thermocouples which are connected electrically in series and thermally in parallel. In this study, particularly thermal properties of the textile substrate were investigated under steady-state. Thus, six textile substrates with different materials and structures were compared for their thermal resistances in order to find out the most suitable ones before commencing sensor production.

The samples, being either the textile substrate or the sensor, were produced on an ARM (50 cm), 24 frame weaving loom. The materials used for both warp and weft yarns of the textile substrates are 100% polyester (PES) and 70/30 polyester/cotton (PES/CO) with a yarn count of 30/2 Nm.

PES_i and PES/CO_i, $i \in [1; 3]$, are respectively yarns of polyester and polyester/cotton are used for the textile substrate with the structure of plain (PES₁, PES/CO₁), twill 4/1Z (PES₂, PES/CO₂) and satin 5 (PES₃, PES/CO₃). Although, the warp density is 21 yarns.cm⁻¹ for all samples, the weft density changes with woven structure: plain, 10 yarns.cm⁻¹; twill 5Z, 15 yarns.cm⁻¹; satin 5, 18 yarns.cm⁻¹.

TE wire was inserted into the textile substrates during the weaving process. Insertion was undertaken between two PES/CO or PES weft yarns in a form of weft floats with the length (0,2 cm) equal to covering of the 5 warp yarns (Fig. 3(a)). 15 TE.cm⁻¹ and 17 TE.cm⁻¹ wire was counted for twill and satin structures, respectively.

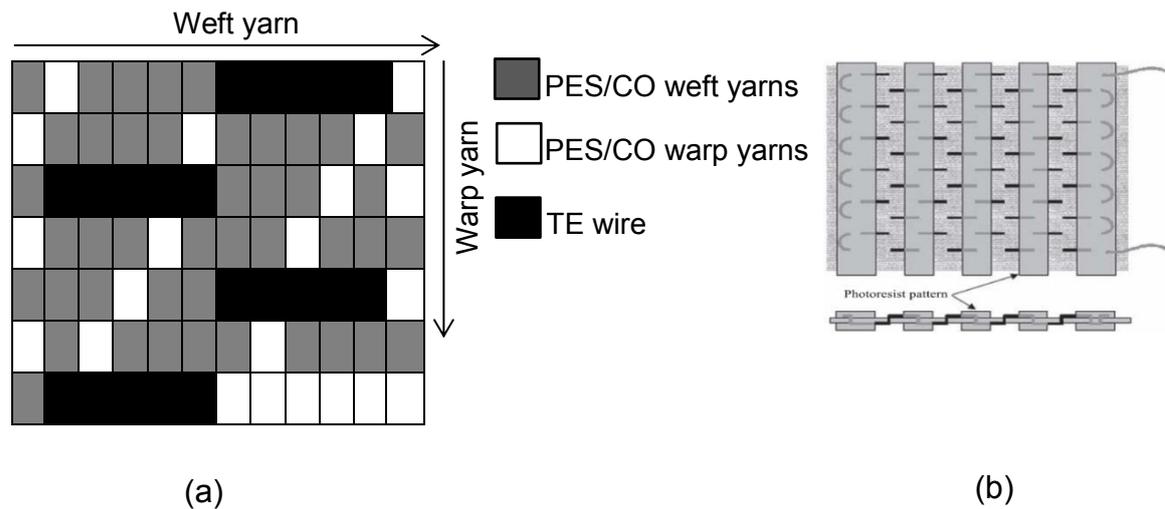


Figure 3. (a) Sensor structures TE wire passes on the five PES/CO warp yarns and there is one textile warp yarn between two TE wires-14TE/cm (Ex. Twill5Z) (b) Local suppression of the copper deposition.

TE wire was prepared by an electrochemical deposition of copper (Cu), with a thickness of ~20-30 micron, to a wire of constantan (Cn) with a diameter of 76 micron.

The weaving process was followed by a post-treatment to transform the textile structure to a sensor (thermopile) by obtaining the Cn-Cu junctions on each surface of the sample. The sensor is made by the local suppression of the copper deposition, achieved by masking a local zone (Fig. 3(b)).

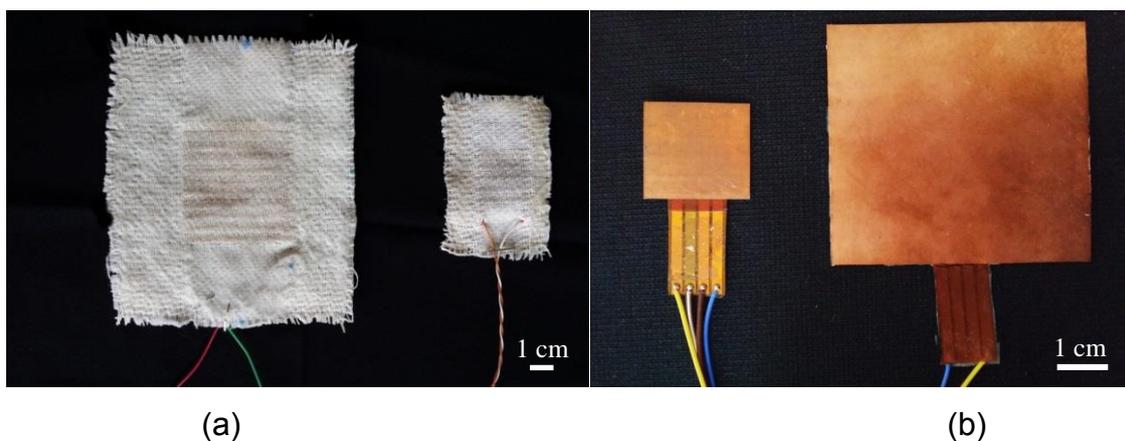


Figure 4. Photograph of the 5x5cm² and 2x2cm² heat flux sensors: (a) textile heat flux sensors, (b) commercial (reference) heat flux sensors

Two commercial heat flux sensors with different sizes, i.e. 2x2 cm², 5x5 cm², were used as a reference to test the heat flux performances of the textile heat flux sensors (Fig. (4)).

3. Methods of characterization

3.1. Characterization of the textile substrate

The weight, thickness, porosity and air permeability of textile substrates were studied. Thermal resistance (Skin Model, ISO 11092) and water vapor transmission rate (Dish Method Test, ASTM E96B) tests were performed for heat and mass transfer properties, respectively.

3.1.1 Relative porosity

Porosity values were calculated using the Eq. (2) below:

$$P = (1 - m/(\rho \times e)) \times 100 \quad (2)$$

Where P is the porosity, m is the fabric weight (g.m⁻²), ρ is the fiber density (g.m⁻³), and e is the fabric thickness (cm) according to ISO 5084 (ISO, 1996) [19].

3.1.2 Air permeability

The air permeability of textile fabrics was determined by the rate of air flow passing perpendicularly through a given area of fabric by measuring, at a given pressure, its difference across the fabric test area over a given time period. Transverse air permeability was measured with FX3300 (Textest, Switzerland) with a pressure applied of 196 Pa, according to ISO 9237 (ISO, 1995) [20].

3.1.3 Thermal resistance

The sweating guarded hot plate apparatus was used to measure the thermo physiological comfort of clothing, i.e. the thermal resistances (R_{ct}) (m².K.W⁻¹) of

sensors, under steady-state conditions according to ISO 11092 (ISO, 1993) [21]. The temperature of the guarded hot plate was kept at 35°C (i.e. the temperature of the human skin) and for the determination of R_{ct} of the fabrics, the standard atmospheric conditions (65% R.H and 20°C) were set. The test apparatus was enclosed in a climatic chamber, and the air speed, generated by the airflow hood, was set to 1.1 ± 0.05 m/s. The test section was in the center of the plate, surrounded by the guard and lateral heater that prevented heat leakage. For the R_{ct} test, the fabric sample was placed on the porous metal plate surface and the heat flux from the plate to the environment was measured. After the system reached steady state, total thermal resistance of the fabric was calculated using Eq. (3).

$$R_{ct} = ((T_m - T_a) \cdot A / (H - \Delta H_c)) - R_{ct(0)} \quad (3)$$

Where T_m is the temperature of the measuring unit (°C), T_a is the air temperature in the test enclosure (°C), A is the area of the measuring unit (m²), H is the heating power supplied to the measuring unit (W), ΔH_c is the correction term for heating power (W), $R_{ct(0)}$ is the thermal resistance without sample [22].

However, as the samples are smaller than hot plate measuring area (20x20 cm²), Eq. (3) is adjusted and correlated for the surface area of samples.

3.1.4 Water vapor permeability

The water vapor permeability of the samples was measured using the dish method, according to ISO 15496 (ISO, 2004) [23]. This method involves determination of weight loss with the evaporation time (24h) of water contained in a cup, the top of which is covered by the cover ring. In this method, the test fabric is placed in an airtight manner over the top of a cup. Another cup contains the reference fabric secured in the same airtight manner. The experiment is performed with eight cups. Three cups with first type of fabric, three with second type of fabric and two with reference fabric are tested [24]. The size of the test specimens is not critical as long as it is slightly larger than the diameter of the cover ring (83mm). 46 ml of distilled water is required for each dish under standard conditions. The weight of cups was measured after 1 hour by the balance with resolution of 0.01g. The samples were re-

weighted after 16 hours as it is recommended by the standards. The difference in water loss between a cup covered with the reference fabric and one with the test fabric enables to study the relative rates of moisture movement through the test fabrics, so that the moisture vapor permeability of the test specimen can be calculated. The water vapor permeability (WVP, $\text{g}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{day}^{-1}$) is given by the Eq. (4).

$$\text{WVP} = (24 \cdot M) / (A \cdot t) \quad (4)$$

Where M is the loss in mass of the assembly over the time period t (g), t is the time between successive weightings of the assembly in hours, A is the area of exposed test specimen (equal to the internal area of the test dish) (m^2).

The water vapor permeability index (L) is given by means of the Eq. (5).

$$L = (\text{WVP}_{\text{test}} / \text{WVP}_{\text{ref}}) \times 100 \quad (5)$$

Where WVP_{test} is the mean water vapor permeability of the fabric under test, and WVP_{ref} is the water vapour permeability of the reference fabric.

3.2. Characterization of the textile heat flux sensor

3.2.1. Electrical resistance of the textile heat flux sensor

Constantan is a copper-nickel alloy usually consisting of 55% copper and 45% nickel. Thus, local suppression of the copper deposition process, which is carried out during the post-treatment, can have an impact on the constantan wire properties. Electrical resistance of the textile heat flux sensor is measured by a voltmeter to control this phenomenon. Experimental studies confirm that $2 \times 2 \text{ cm}^2$ heat flux sensor and $5 \times 5 \text{ cm}^2$ heat flux sensor give better results with an electrical resistance from 25 to 35 Ω and from 100 to 140 Ω , respectively.

3.2.2. Sensitivity of the textile heat flux sensor

Sensitivity can be defined as the ratio between output signal and measured property. Heat flux sensor measures the heat flux density ($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$) and gives an output voltage (V), thus the sensitivity unit is $\text{V}\cdot\text{m}^2\cdot\text{W}^{-1}$.

Conductive heat flux is used in order to determine the sensitivity of the textile heat flux sensors. It is considered that there is no loss of energy to the axes (x) and (y) and thus the flux is unidirectional (z) and constant at steady-state through all of the elements of thermodynamic system (Eq. (6)).

$$\Phi_{\text{conductive}} = -\lambda(dT/dz) \quad (6)$$

The measuring unit (Fig. (5)) is composed of a data acquisition (DAQ, Keithley2700); two reference heat flux sensors, Captec (Captec Enterprise, Lille, France), i.e. $2\times 2\text{ cm}^2$, $5\times 5\text{ cm}^2$, with the sensibilities $2,26 (\pm 3\%) \mu\text{V}\cdot\text{m}^2\cdot\text{W}^{-1}$ and $9,17 (\pm 3\%) \mu\text{V}\cdot\text{m}^2\cdot\text{W}^{-1}$, respectively; an infrared heat source lamp (E27-150W, Siccatherm, Osram); one black copper plate (emissivity equal to 0.98) with a thickness of 1.6 mm and a size of $5\times 5\text{ cm}^2$; a PVC expanded for thermal insulation.

The calibration of the system is carried out with a $5\times 5\text{ cm}^2$ radiant flux sensor with a sensitivity $11,7 \mu\text{V}\cdot\text{m}^2\cdot\text{W}^{-1}$, Captec (Captec Enterprise, Lille, France). The distance between infrared heat source lamp and the copper plate is 35-37 cm (for both calibration and tests) and the measured flux by radiant flux sensor is approximately $240\text{-}280\text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$.

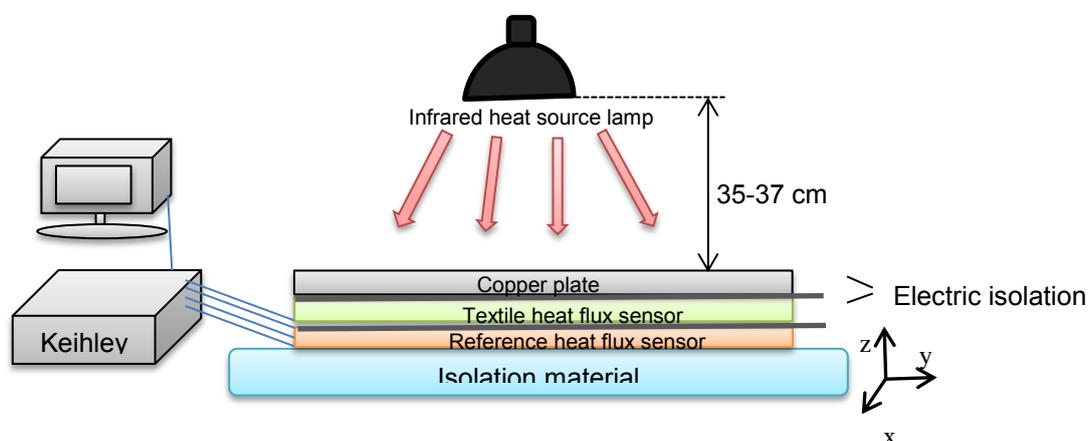


Figure 5. Sensitivity measurement unit

When thermal steady-state is reached the conductive flux through the system becomes constant as expressed in Eq. (7).

$$\Phi = \Delta V_{\text{reference}}/S_{\text{reference}} = \Delta V_{\text{sample}}/S_{\text{sample}} \quad (7)$$

From Eq. (7) it can be deduced.

$$S_{\text{sample}} = S_{\text{reference}}(\Delta V_{\text{sample}}/\Delta V_{\text{reference}}) \quad (8)$$

Where S is the sensitivity of sensor ($\mu\text{V}.\text{m}^2.\text{W}^{-1}$), ΔV is the voltage (μV), and Φ is the heat flux density ($\text{W}.\text{m}^{-2}$).

Sensitivity of the textile heat flux sensor increases due to the output voltage thus the number of thermocouples (Eq. (1), Eq. (8)).

4. Results and discussion

4.1 Textile substrate selection

Textile substrate characteristics such as thermal resistance and water vapor permeability are presented in Table 1. Additionally, reference heat flux sensor characteristics, i.e. weight, thickness, thermal resistance, are compared with the textile substrates. However, the impermeability and rigidity of the reference heat flux sensor limit us to measure the porosity, the air permeability and the water vapour permeability index.

Whatever the material used, the thickness and weight is higher for satin fabrics than that of twill and plain weaves. This is due to the higher weft density of satin fabrics. Regarding the yarn type, independent of the weaving structure used, air permeability is higher for PES than PES/CO fabrics. This can be explained to the fiber structure and to inter-thread channels.

However, if the same structures of PES and PES/CO yarns are compared, it can be seen that PES/CO fabrics have slightly higher porosity than PES fabrics. It is clear

from Eq. (2) that, higher thickness of PES/CO fabric and density of PES/CO yarns result in a higher porosity.

Regarding the thermal resistances of samples, the lower R_{ct} of the plain structure may be attributed to the lower thickness of these samples. Inversely, the higher thermal resistance of PES/CO₂ can be assigned to the higher thickness due to the specific relief pattern.

Table 1. Characteristics of the reference heat flux sensor and the textile substrates

	Material	Structure	Weight (g.m ⁻²)	Thickness (mm, 1kPa)	Porosity (%)	Air Permeability (l.m ⁻² .s)	Thermal Resistance (m ² .K.W ⁻¹)	Water vapor permeability index (%)
Ref.	Reference heat flux sensor (<i>Captex</i>)		4500	0,40	-	-	0,00015 ^a	-
PES ₁	PES	Plain	205,6	0,62±0,02	76%	853,8±98,2	0,039±0,006	98,6±3
PES ₂	PES	Twill 4/1Z	243,5	0,81±0,01	78,2%	774,1±54,2	0,058±0,002	96±1
PES ₃	PES	Satin 5	254,7	0,83±0,01	77,8%	814,9±62,3	0,050±0,002	97,1±3
PES/CO ₁	PES/CO	Plain	209,4	0,69±0,04	78,5%	727,3±55,0	0,042±0,002	98,2±1
PES/CO ₂	PES/CO	Twill 4/1Z	244,3	0,86±0,02	80%	730,6±49,0	0,060±0,003	99,3±2
PES/CO ₃	PES/CO	Satin 5	253,9	0,88±0,01	79,5%	705,3±62,6	0,048±0,0004	100±0,8

^a Given by manufacturer

According to Eq. (1) and Fig. (2), the voltage difference (ΔV) depends on the thermal resistance of the sensor under steady-state. Since, in this study thermal resistance of the textile substrate was focused on, thermal properties of the samples were compared to choose the most appropriate one. It is observed that fabrics with twill structures provide better thermal insulation properties since they have the higher thermal resistance than plain or satin structures. Moreover, the porosity and water vapor permeability values are slightly higher for PES/CO fabrics than pure PES fabrics. Therefore, PES/CO fabric with the twill structure (PES/CO₂) was selected as a textile substrate.

The second choice for the textile auxiliary was the satin structured samples with both PES and PES/CO yarns. The satin structure has the highest weft density so theoretically it is possible to insert more TE wire per centimeter than other structures. Additionally, its smooth surface provides a better contact with human body.

Thus, PES₃, PES/CO₂ and PES/CO₃ were taken to be the textile substrates and sensors were produced with two different sizes so number of thermocouples, i.e. 130, 748, to analyze the effect on heat flux performance and to compare trends (Table 2).

Table 2. Reference and textile heat flux sensors

Code	2x2 cm ²	Code	5x5 cm ²
Ref.-s	Reference heat flux sensor-small	Ref.-b	Reference heat flux sensor-large
PES/CO/T-s	PES/CO-Twill-small	PES/CO/T-b	PES/CO-Twill-large
PES/CO/S-s	PES/CO-Satin-small	PES/CO/S-b	PES/CO-Satin-large
PES/S-s	PES-Satin-small	PES/S-b	PES-Satin-large

4.2. Heat flux sensor performances

Six different textile heat flux sensors with different textile substrates and number of thermocouples were compared using a commercial reference heat flux sensor. The basic characteristics of sensors are shown in Table 3.

Table 3. The basic characteristics of sensors (*s*: small size sensor (2x2cm²), *b*: large size sensor (5x5cm²))

Code	Thickness (mm)	Number of thermocouples	Electrical resistance (Ω)
Ref.-s	0,40	300	136,5
Ref.-b	0,40	1500	153,6
PES/CO/T-s	1,30	130	28,1
PES/CO/T-b	1,23	748	106,5
PES/CO/S-s	1,21	130	33,9
PES/CO/S-b	1,15	748	126

PES/S-s	1,19	130	34,1
PES/S-b	1,08	748	143,6

It is observed from Table 3 that the textile heat flux sensors are thicker than the commercial one. Moreover, reference flux sensor has approximately two times higher number of thermocouples than the textile sensors which can cause a higher sensitivity as observed voltage increases with the increasing number of thermocouples (Eq. (1)).

The measurement is started instantaneously after the lamp is switched on and thus, the lamp warms up between $t=0$ and the peak at the start of the measurement (Fig. (6)). Afterwards temperature difference between two faces of the heat flux sensors get homogenized so voltage reduces till the steady-state is reached. Although the value at $t=0$ or the obtained voltage can vary depending on the measurement and the environmental conditions, this study especially focuses on the trend and the ratio between the reference and the textile heat flux sensors' voltage under transient and steady states.

Figure 6 shows that when the small sized reference heat flux sensor is compared with small sized textile heat flux sensors for heat flux performances, all sensors give slightly higher values than the reference one when steady-state is reached. Although PES/CO-satin and PES/CO-twill heat flux sensors have the same trend under transient state, PES-satin gives a dissimilar tendency which can be related to the heat capacity of the heat flux sensor. Temperature difference so the voltage (Eq. (1)) will be high if the heat capacity of the heat flux sensor is low. Therefore, it can be concluded from Fig.6 that $2 \times 2 \text{ cm}^2$ PES-satin heat flux sensor may have a higher heat capacity than others.

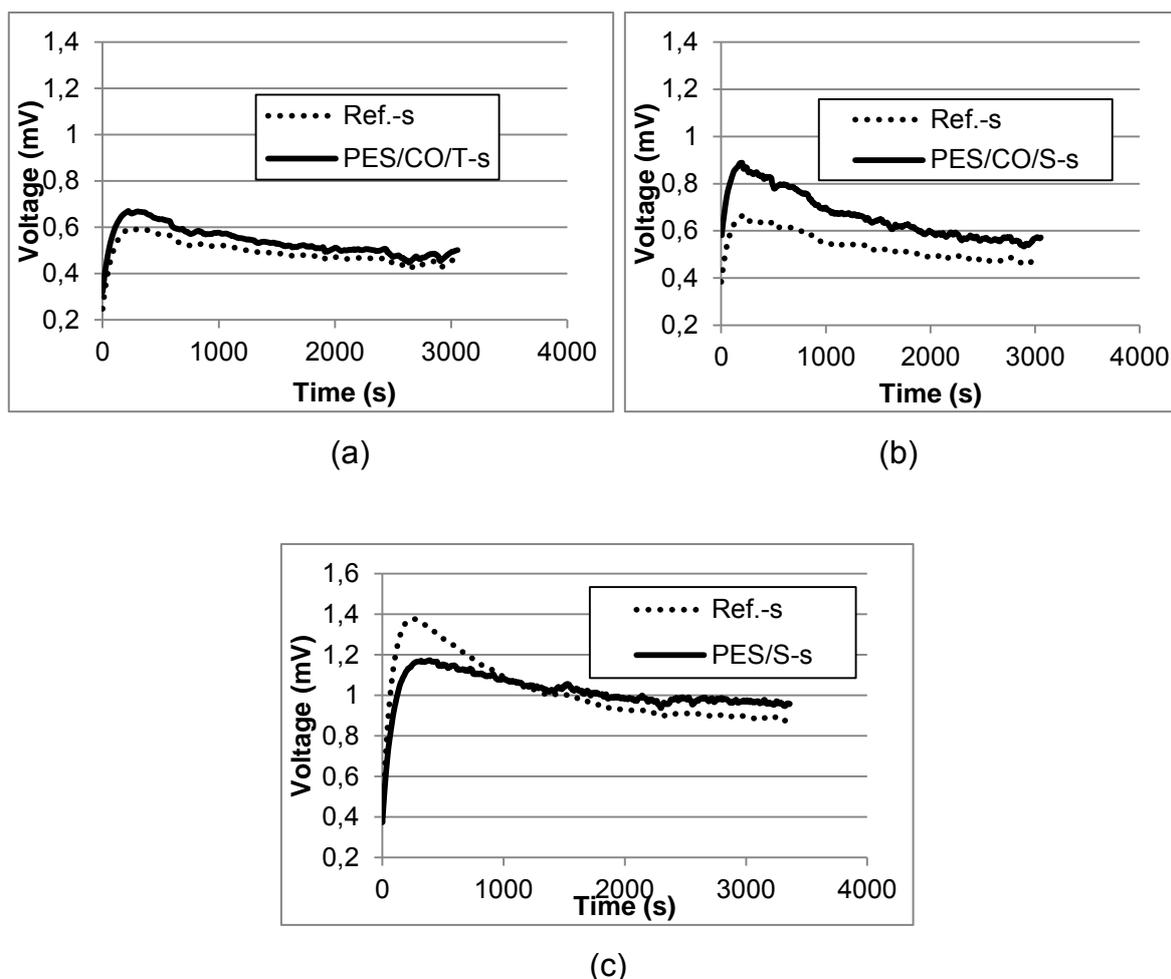


Figure 6. Heat flux performances of small size sensors ($2 \times 2 \text{ cm}^2$) of PES/CO/T-s (a), PES/CO/S-s (b), and PES/S-s (c)

When the values from Figure 6 and Figure 7 are compared, it is clear that the voltage has a linear relationship with the sensor size so the number of thermocouples under steady-state. However, the tendency between the reference heat flux sensors and textile flux sensors is the same for both small and large sized sensors.

Although the obtained voltage difference between a commercial flux sensor and textile flux sensor is quite low, the reference one gives slightly higher values than PES/CO-twill and PES-satin sensors under steady-state for large sized samples (Fig. (7)). PES/CO-satin structured sensor is more efficient than either reference one or the textile flux sensors. These observations may be attributed to the thermal properties of the whole sensors.

The 2x2 cm² heat flux sensors (Fig. (6)) have a different trend than the 5x5 cm² heat flux sensors (Fig. (7)) when the comparison is done between the transient-state and the steady-state. This can be explained with the influence of the size on heat dissipation. The used black copper plate is 5x5 cm² and the isolation material was slightly larger than the 5x5 cm². Thus, it may be a complex phenomenon to obtain steady-state for 2x2 cm² heat flux sensors than the 5x5 cm² heat flux sensors. Additionally, thermal properties of the whole sensor can change according to the ratio of thermophile resistance to textile substrate resistance.

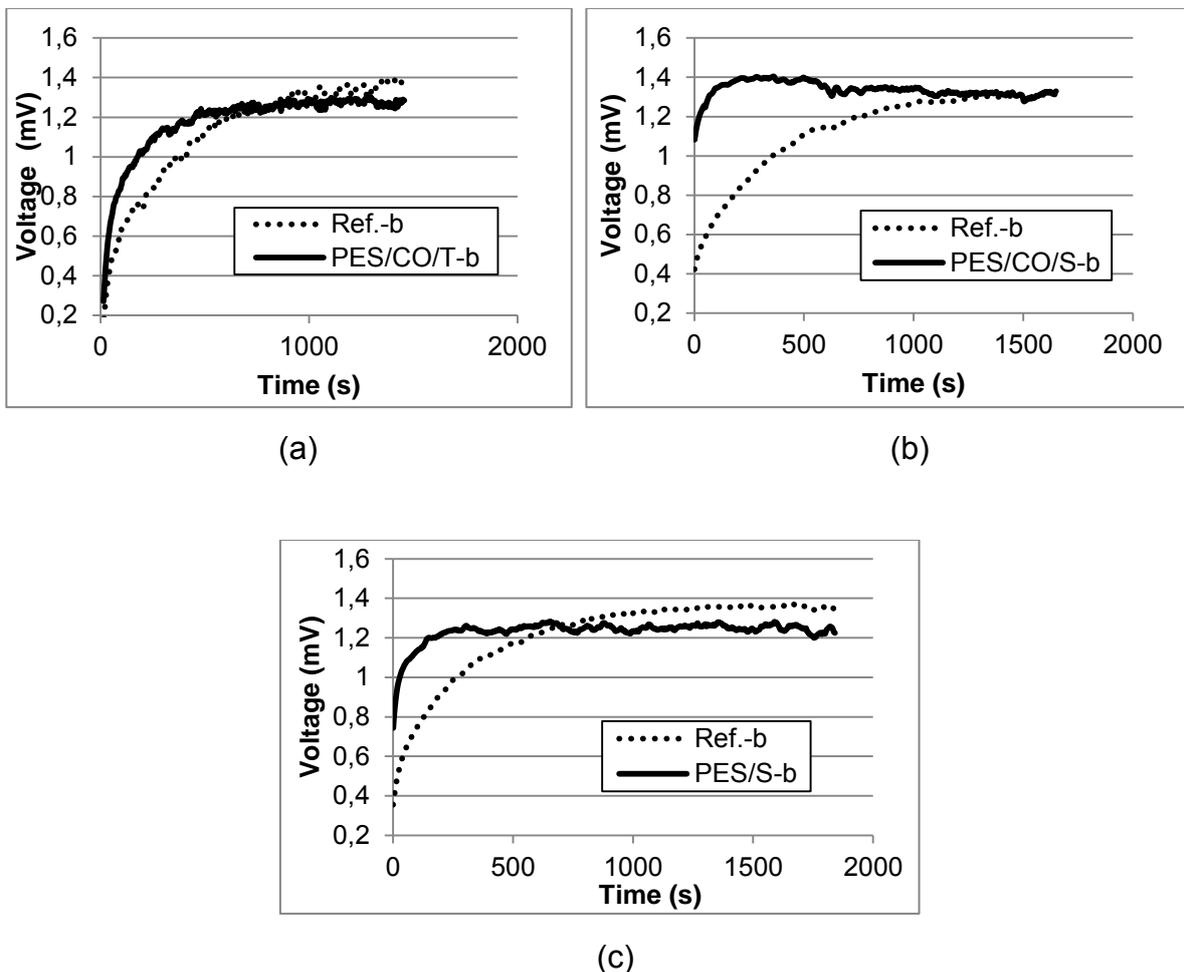


Figure 7. Heat flux performances of large size sensors (5x5 cm²) of PES/CO/T-b (a), PES/CO/S-b (b), and PES/S-b (c)

Figure 6 and Figure 7 are informed us about the relationship between the transient-state and the steady-state and also the trend between reference heat flux sensors and the textile heat flux sensors. In order to have a quantitative comparison between

commercial heat flux sensors and the textile heat flux sensors, the sensitivity is calculated under steady-state according to the Eq. (8) (Table 4).

Table 4. Sensitivity values of sensors

Code	Sensitivity ($\mu\text{V}\cdot\text{m}^2\cdot\text{W}^{-1}$)	Code	Sensitivity ($\mu\text{V}\cdot\text{m}^2\cdot\text{W}^{-1}$)
Ref.-s	2,26 (N:300)	Ref.-b	9,17 (N:1500)
PES/CO/T-s	2,44 (N:130)	PES/CO/T-b	8,42 (N:748)
PES/CO/S-s	2,66 (N:130)	PES/CO/S-b	9,23 (N:748)
PES/S-s	2,46 (N:130)	PES/S-b	8,39 (N:748)

When the sensitivity values are compared for small sized samples, it is clear from Table 4 that all the textile sensors give slightly higher values than the commercial one. Moreover, PES/CO-satin sensor has the highest value among all heat flux sensors. When the comparison is done for large sized sensors, still PES/CO-satin sample gives the highest sensitivity. PES/CO-twill and PES-satin sensors have slightly lower results than the reference one.

As it was indicated, the sensitivity depends on the dimension so the number of thermocouples. If the relationship between the number of thermocouples and sensitivity is studied for reference heat flux sensor, it is clear that when the number of thermocouples increases by 5 times (from 300 to 1500) the sensitivity changes by approximately 4 times (from $2,26 \mu\text{V}/(\text{W}/\text{m}^2)$ to $9,17 \mu\text{V}/(\text{W}/\text{m}^2)$). Although, the ratio of sensitivity to number of thermocouples is lower for textile sensors. When the number of thermocouples increases by approximately 6 times (from 130 to 748), the sensitivity of PES/CO-T, PES/CO-S and PES-S changes by approximately 4 times (from $2,44 \mu\text{V}/(\text{W}/\text{m}^2)$ to $8,42 \mu\text{V}/(\text{W}/\text{m}^2)$), 4 times (from $2,66 \mu\text{V}/(\text{W}/\text{m}^2)$ to $9,23 \mu\text{V}/(\text{W}/\text{m}^2)$) and 3 times (from $2,46 \mu\text{V}/(\text{W}/\text{m}^2)$ to $8,39 \mu\text{V}/(\text{W}/\text{m}^2)$), respectively. Thus, sensitivity values of the larger sensors is lower than the smaller ones. That may be explained with two phenomena: there is a difference between theoretical and practical number of thermocouples which can come from the manual production process or thermal resistance of the whole sensor changes with increasing size according to the ratio of thermopile resistance to textile substrate resistance.

Satin structures with PES/CO material give slightly higher results than others for both sizes. As sensitivity is calculated under steady-state, it can be said that thermal resistance of PES/CO satin sensor is greater than others. Additionally, a smooth surface provides a better contact with the test area.

5. Conclusion and perspectives

The purpose of this study was to choose the most appropriate textile substrate for heat flux sensor development. PES/CO fabric with twill structure was chosen due to its better thermal isolation property which is observed using the Skin Model. The satin structure was preferred for both PES and PES/CO materials because of the flat fabric pattern and higher weft density. Thus, three different textile substrates were used for textile heat flux sensor development.

Two different sizes, i.e. $2 \times 2 \text{cm}^2$ and $5 \times 5 \text{cm}^2$ were woven for each textile substrates meaning that six different sensors were compared with a commercial reference heat flux sensor for heat flux performances under transient and steady states. The heat flux performances of the textile sensors are in the same range as the reference one for both small and large sizes.

The number of the thermocouples has a positive effect on the sensitivity of the sensors. Thus, the sensitivity values increase with increasing sensor size.

Finally, it can be concluded that the PES/CO sensors with a satin structure give slightly higher sensitivity values than the PES-satin and the PES/CO-twill sensors for both sizes. Therefore, PES/CO₂ will be preferred as a heat flux sensor for future's heat transfer applications.

Future studies will look at characterizing the mass transfer properties for the better understanding of textile heat flux sensor measurement compared to an impermeable and rigid one.

Acknowledgements

The authors gratefully acknowledge the region Nord-Pas-de-Calais and HEI for their financial support.

Bibliography

- [1] Y.Li, E.Newton, X.Luo, Z.Luo, Integrated CAD for functional textiles and apparel, 1st European Conference on Protective Clothing, Ergonomics of Protective Clothing Proceedings, Stockholm, Sweden, (2000), 8-11.
- [2] S.B.Stankovic, D.Popovic, G.B.Poparic, Thermal properties of textile fabrics made of natural and regenerated cellulose fibers, *Polymer Testing*, Vol.27, (2008), 41-48.
- [3] Y.E.El Mogahzy, Engineering textiles: integrating the design and manufacture of textile products, *Development of traditional textile fiber products*, Woodhead publishing, England, (2009), 329-395.
- [4] A.K.Haghi, Heat and mass transfer in textiles, second ed., Montreal, Canada, (2011).
- [5] X. Xu, A.J. Karis, M.J. Buller, W.R. Santee, Relationship between core temperature, skin temperature, and heat flux during exercise in heat, *Eur. J. Appl. Physiol*, Vol.113, (2013), 2381-2389.
- [6] R. Niedermann, A. Psikuta, R. M. Rossi, Heat flux measurements for use in physiological and clothing research, *Int. J. Biometeorol*, Vol. 58, (2014), 1069-1075.
- [7] Z.Xizhong, D.Zizhu, Z.Genhong, Application of the heat flux sensor in physiological studies, *Journal of Thermal Biology*, Vol. 18, No. 5/6, (1993), 473–476.
- [8] D.Dupont, P.Godts, D.Leclercq, Design of textile heat flowmeter combining evaporation phenomena, *Textile Research Journal*, Vol. 76(10), (2006), 772-776, ISSN.
- [9] C.T.Huang, C.L.Sheng, C.F.Tang, S.H.Chang, A wearable yarn-based piezo-resistive sensor, *Sensors and Actuators A: Physical*, Vol.141, (2008), 396-403.
- [10] R.B.Katragadda, Y.Xu, A novel intelligent textile technology based on silicon flexible skins, *Sensors and Actuators A: Physical*, Vol. 143, (2008), 169-174.
- [11] E. Karaca, N.Kahraman, S.Omeroglu, B.Becerir, Effects of fiber cross sectional shape and weave pattern on thermal comfort properties of polyester woven fabrics, *Fibres & Textiles in Eastern Europe*, Vol. 20, No. 3(92), (2012), 67-72.

- [12] I.Frydrych, G.Dziworska, J.Bilska, Comparative analysis of the thermal insulation properties of fabrics made, *Fibres & Textiles in Eastern Europe*, October/December 2002, 40-44.
- [13] M.Matusiak, K.Sikorski, Influence of the structure of woven fabrics on their thermal insulation properties, *Fibres & Textiles in Eastern Europe*, Vol. 19, No. 5 (88), (2011), 46-53.
- [14] D.Bhattacharjee, V.K.Kothari, Heat transfer through woven textiles, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol.52, (2009), 2155–2160.
- [15] H.N.Yoon, A.Buckley, Improved Comfort Polyester-Part I: Transport Properties and Thermal Comfort of Polyester/Cotton Blend Fabrics, *Textile Research Journal*, May 1984, 289-298.
- [16] M.Catrysse, R.Puers, C.Hertleer, L.Van Langenhove, H.Van Egmond, D. Matthys, Towards the integration of textile sensors in a wireless monitoring suit, *Sensors and Actuators A: Physical*, Vol. 114, (2004), 302-311.
- [17] A.W.Van Herwaarden, P.M.Sarro, Thermal sensors based on the Seebeck effect, *Sensors and Actuators*, Vol.10, (1986), 321-346.
- [18] Z.Wang, V.Leonov, P.Fiorini, C.Van Hoof, Realization of a wearable miniaturized thermoelectric generator for human body applications, *Sensors and Actuators A: Physical*, Vol. 156, (2009), 95-102.
- [19] ISO 5084, Determination of thickness of textiles and textile products, (ISO, 1996), Genève.
- [20] ISO 9237, Determination of the permeability of fabrics to air, (ISO, 1995), Genève.
- [21] ISO 11092, Textiles-physiological effects-measurements of thermal and water-vapour resistance under steady-state conditions (sweating guarded hotplate test), (ISO, 1993), Genève.
- [22] G.Bedek, F.Salaün, Z.Martinkovska, E.Devau, D.Dupont, Evaluation of thermal and moisture management properties on knitted fabrics and comparison with a physiological model in warm conditions, *Applied Ergonomics*, Vol. 42(6), (2011), 792-800.
- [23] ISO 15496, Textiles - measurement of water vapour permeability of textiles for the purpose of quality control, (ISO 2004), Genève.
- [24] S.Das, V.K.Kothari, Moisture vapour transmission rate of cotton fabrics, *Indian Journal of Fiber & Textile Research*, Vol.37, (2012), 151-156.

Biographies

Hayriye GIDIK was born in Istanbul, Turkey, on November 11, 1988. She received her B.S. degree in textile engineering from the Ege University (Izmir, Turkey) in 2010 and her M.S. degree from the École Nationale Supérieure des Arts et Industries Textiles (ENSAIT) (Lille, France) in 2012. She is currently working towards a Ph.D. at Hautes Etudes d'Ingénieur (HEI)/Laboratoire de génie et matériaux textiles (GEMTEX) (Lille, France). Her main research interests are smart textiles, more specifically the research and development of the textile sensors for heat, mass transfers and thermoelectricity.

Gauthier BEDEK is an Assistant Professor at HEI, and member of the GEMTEX Laboratory. He is specialized in characterizing and modelling of thermal and mass transfers. He developed functionalized textile to improve the thermal comfort, in relation with the human physiology. He has published analyses correlating structural parameters of textiles with predicted sensation of the wearer. He worked for industrials, R&D laboratories such as Oxyane Research (Thermal Comfort) and Damart. He is a scientific leader of two European research projects, FLUTEX (Improvement of comfort and performances of firefighters by the modelling of PPE's multilayers) and HYDRAX (design of an innovative smart textile by flow-metric method to detect, characterize, and monitor thermal and mass transfers).

Daniel DUPONT was born in Le Cateau-Cambrésis, France, on April 16, 1959. He received a M.Sc. degree in electronic, electrical engineering and automatism in 1982, and an MPhil in 1983 from Lille University, Lille, France. In 1986, he received this PhD degree in automatism for his work on "Control and decision aid: Applied to building numerical control with expert system on line". Since 2005, he has been Professor at the HEI, Lille, France. His current research interest is in instrumentation and modelling. Since 1999, he has been head research team on systems and microsystems control, Lille, France.

Teodor Cezar CODAU was born in Romania in 1968. In 1986, he graduated from Informatics High School with the thesis "The Numerical Methods for Linear Equations and Matrices". In 1992, he graduated from Technical University "Gh. Asachi" in Iasi, Romania as a specialist of building machines with the final thesis "Honing Process

Simulation for Special Tools-Machine”. From 2009 to 2011, he worked as a research engineer in Centro de Tecnologias Mecânicas e de Materiais (CT2M-mechanical engineering department), Minho University, Portugal. Since 2012, he has been a research engineer at the GEMTEX Laboratories (HEI/ENSAIT), Lille, France.



Smart textiles and their applications, *first edition* (V.Koncar)

20. Developing thermophysical sensors with textile auxiliary wall

Abstract

The existing heat fluxmeters are rigid and prevent mass transfers since they are non-porous, which results in inaccurate data. By the integration of electroconductor wire (monoconductor or biconductor), textile heat fluxmeter was developed by a weaving process; through its porous structure this heat fluxmeter allows transfer of moisture. In this study, textile auxiliary wall parameters were studied in order to identify the most appropriate ones to produce a textile heat fluxmeter. Due to their insulating properties and particular fabric pattern, PES/CO fabric with twill and satin structures, and PES fabric with a satin structure are the preferred fabrics for textile auxiliary walls. The woven textile heat fluxmeter production process, which is based on thermoelectrical effect, i.e. the Seebeck effect, and the test methods were described. Six textile heat fluxmeters were produced with three different textile auxiliary walls and two different sizes. Their heat flux performances were compared with a commercial reference heat fluxmeter. Results show that under steady-state the textile heat fluxmeters demonstrate the same trend and sensitivity as their commercial counterparts in dry conditions. Due to its higher sensitivity, the PES/CO heat fluxmeter with a satin structure was chosen from the three textile heat fluxmeters for physiological applications. Finally, the influence of the humidity on heat transfer properties of textile heat fluxmeters was analyzed.

Key Words: Heat transfer, mass transfer, smart textile, heat fluxmeter, Seebeck effect.

20.1. Introduction

Clothing, which can be considered as a second skin, is a product made from a material such as fabric. The main function of clothing is to protect people from environmental and hazardous conditions. However, due to an increase in the

development of textile technology, the expectations from fabric and clothing have increased. Clothing comfort, which can be defined as a state of well-being and feeling comfortable, has become the most important attribute demanded by modern consumers. This parameter entails four main considerations: psychological, sensorial, ergonomic, and thermo-physiological (thermal) comfort [1-3] and it can be observed that a large portion of total comfort is thermal comfort [4].

Thus, clothing should ensure appropriate heat and mass transfers between the human body and its environment in order to maintain the physiological thermal balance of the wearer. To obtain this thermal balance, heat loss needs to balance heat production (metabolic rate). Figure 20.1 shows that for body heat loss, several pathways are available, i.e. external work, conduction, radiation, convection, evaporation, and respiration [5]. Average heat loss by radiation, convection, conduction, and respiration can be up to 40-60%, 30%, 15%, and 10% of the total heat transfer, respectively. Heat transfer by sweat evaporation is always present, and it increases in a hot environment [6] and with physical activity due to the metabolic rate [1]. Regarding these two factors, the skin secretes sweat more intensely, causing a rapid increase in body heat loss because 2.4 MJ is taken from the body (at a temperature of 35 °C) by evaporation of 1 liter sweat [5-7].

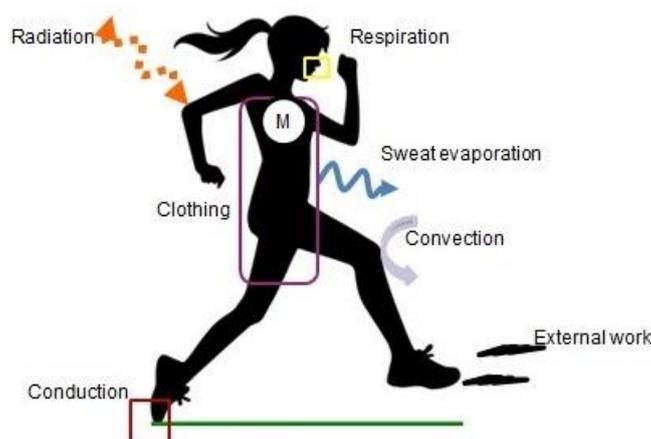


Figure 20.1. Schematic representation of the pathways for heat loss from the body (M=metabolic heat production)

If heat production by metabolic rate is higher than the sum of all heat loss, body heat content increases and body temperature rises. If more heat is lost than produced, the body cools. In a neutral climate, at rest, the human body regulates its temperature around 37 °C. During the day, the temperature will increase (typically by ± 0.8 °C), peaking in the late evening, and declining again until early morning due to the circadian rhythm. However, if the core temperature rises beyond 39 °C the effectiveness of the person is reduced. Heat stress may cause thermal discomfort, impaired performance, illness and collapse. At a core temperature of 41 °C, thermoregulation may not function anymore and above 43 °C it may even be fatal [7, 8]. Heat illness is especially challenging for critical occupations such as the military, the police, firefighters, and other emergency workers. These occupations are often very physically demanding; while wearing protective clothing and equipment, without regards to their environmental conditions. Heat-related illnesses are also common in different populations, such as sportsmen and agricultural workers [9].

There are various countermeasures and strategies to manage heat injury. One of them is to use a physiological status monitoring (PSM) system to monitor the heat strain status. In doing this early symptoms of heat illness can be detected and necessary interventions can be taken before injury occurs [10]. Several scientists use heat fluxmeters (HF) in thermo-physiological studies to measure body heat exchange with the environment [11, 12]. However, the non-permeability of such heat fluxmeters gives an inaccurate result when a measurement of heat flux is carried out in wet conditions [13]. Moreover, they can only be used for semi-flat surfaces because of their semi-rigidity as these heat fluxmeters need to have a good contact with the support surface [14].

Thus, this chapter describes an innovative smart textile: a heat fluxmeter with a textile auxiliary wall also called textile heat fluxmeter (THF) which can detect, analyze and monitor the heat and mass transfers with minimum disturbance due to their porosity. It is a yarn based sensor which can be defined as the yarn itself as a sensing element and thus it is easier to be used by conventional knitting and weaving processes [15]. Moreover, it is desirable to use flexible electronics and this is especially true when they need to be in contact with the human body, in which case

the flexibility and non-irritability requirements are of utmost importance (Fig. (20.2)) [16].

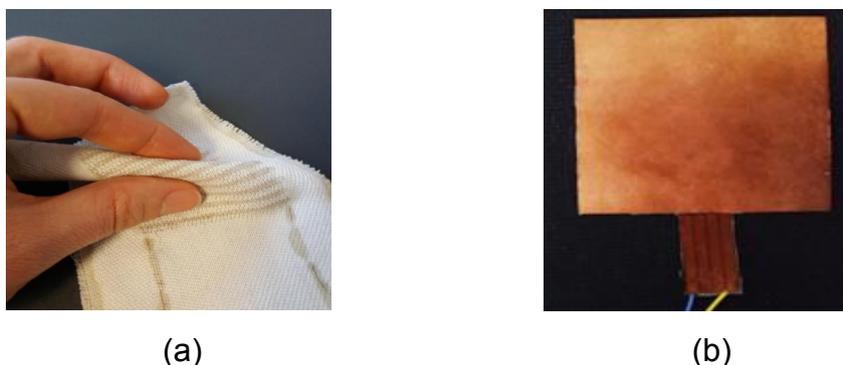


Figure 20.2. Photography of heat fluxmeters: (a) textile heat fluxmeter, and (b) conventional heat fluxmeter (Captec Entreprise, France)

This textile heat fluxmeter consists of a network of thermocouples (assembly of two dissimilar conductor or semi-conductor) also called a thermopile, assembled into a textile auxiliary wall. Thus, heat and mass transfer properties of textile substrate used as auxiliary wall will be studied in the first part of this work. Afterwards, the principle and the production technology of the conventional heat fluxmeters and the textile heat fluxmeter will be defined.

20.2. Heat and mass transfers in textiles

The six major determinants of heat and mass transfers between the human body and its environment are air (dry-bulb) temperature, humidity, mean radiant temperature, air movement, activity level, and clothing. As any one of these variables changes, the others need to be adjusted to maintain the thermal equilibrium between heat production and heat loss in order to achieve thermal balance. Five of them are physiological and the last one is a clothing factor which can be accepted as the most important factor [2].

Clothing acts as a barrier between the human body and its environment, thus one of the functions required for clothing is to maintain heat and moisture from human body at a certain level under various environmental conditions and to prevent sweat accumulation on human skin by allowing moisture release into the outside air. As it is presented in figure 20.3, heat and mass transfers through clothing are divided into

transportation in an air gap between skin and clothing which is called microclimate, transportation inside the clothing, and convection from the outer surface of clothes to the environment [17, 18].

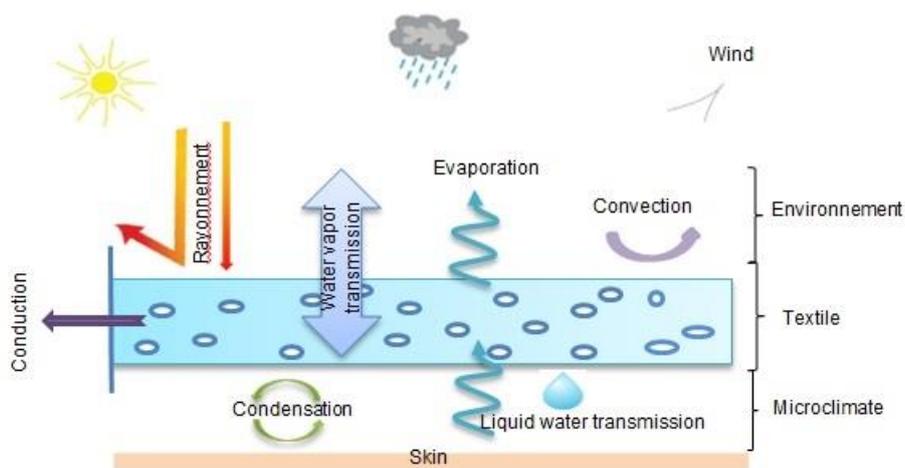


Figure 20.3. Schema of the heat and mass transfers through clothing

Heat and mass transfers in porous media are coupled in a complicated way. On the one hand, heat is transported by conduction, convection, and radiation. On the other hand, water moves under the action of gravity and pressure gradient whilst the vapor phase moves by diffusion caused by a gradient of vapor density. Thus, the heat transfer process can be coupled with mass transfer processes with phase changes such as moisture sorption/desorption and evaporation/condensation.

Fiber sorption properties mainly determine the evaporation process and therefore the heat and mass transfer by evaporation of water, diffusion of water vapor, and condensation. Water evaporates from hot regions and moves across the gas-filled pores by diffusion and condenses on the cold region thus releasing its latent heat of vaporization [19-21].

As mentioned above, heat and mass transfer in textile materials is a complex phenomenon which includes several mechanisms. Textile material properties have a significant influence on these mechanisms. Several researchers studied the effect of these properties on heat and mass transfers at three different levels: (i) the microscopic level (chemical composition, morphological characteristics, fineness, cross section, porosity and water content of the component fibers), (ii) the mesoscopic level (yarn structure and properties), and (iii) the macroscopic level (the

fabric's physical and structural characteristics and finishing treatments) [3, 22, 23]. Thus, in the following part, heat transfer properties, such as thermal conductivity, thermal resistance, thermal absorptivity, and thermal emissivity and mass transfer properties, such as water vapor transmission and liquid water transmission, will be defined at fiber, yarn, and fabric level.

20.2.1. Heat transfer properties

Thermal properties of textiles can be considered as thermal conductivity, thermal resistance, thermal absorptivity, and thermal emissivity. They are influenced by fabric properties such as structure, density, humidity, material and properties of fibers, type of structure, surface treatment, filling and compressibility, air permeability... [24]

Thermal conductivity

Thermal conductivity can be defined as a measure of the rate at which heat is transferred through the unit area of the fabric across the unit thickness under a specified temperature gradient. The thermal conductivity coefficient of some fibers/polymers, air and water is compared in table 20.1 in order to understand the impact of the material on thermal properties of textile substrate (Table 20.1) [25].

Table 20.1. Thermal conductivity coefficient of some fibers/polymer, air and water [3]

Material	Thermal conductivity ($W.m^{-1}.K^{-1}$)
Cotton*	0.071
Wool*	0.054
Silk*	0.050
Polyvinylchloride*	0.160
Cellulose acetate*	0.230
Nylon*	0.250
Polyester*	0.140
Polyethylene*	0.340
Polypropylene*	0.120
Constant air	0.026
Water	0.600

(*) At the same density ($0.5 g.cm^{-3}$)

Since the thermal resistance of air is higher than fibers, fiber has little influence on fabric thermal resistance, therefore insulated properties of fabric in a dry state. When

a fabric becomes wet, the role of fiber on thermal resistance may become more important because of the low thermal resistance of water. As water saturates inter-yarn spaces, air in these spaces is displaced, reducing the contribution of air and increasing the contribution of moisture transport of the fibers to the thermal resistance of a fabric. The thermal conductivity of wet fabrics is increased with increased moisture content. The sorption properties of a particular fiber, i.e. hydrophilic, hydrophobic, influence the rapid thermal conductivity increase at the initial stage; thereafter the increase of thermal conductivity with increasing water content behaves similarly for all fiber types [25-27].

Thermal resistance

Thermal resistance (R_{th} , $m^2.K.W^{-1}$) depends on thermal conductivity (λ , $W.m^{-1}.K^{-1}$) and thickness (h , m) of the material as defined equation 20.1 [24].

$$R_{th} = h/\lambda \quad \text{Eq. (20.1)}$$

Concerning a textile fabric's geometry, fabric thickness appears to have the most influence on thermal and hygroscopic behavior, explaining the majority of the phenomenon. This is because the increase in the thickness of fabric influences fabric porosity due to the corresponding increase of fabric volume, which is generally followed by an increase in the amount of air in the fabric interstices [28].

In addition to the thermal characteristics of fibers (Table 20.1) and the fabric thickness, yarn properties have an impact on the thermal properties of the fabric. Coarser yarns produce fabrics with more intra-yarn air spaces but with fewer inter-yarn air spaces resulting in lower air permeability. Higher twist yarn produces a less dense fabric resulting in higher air permeability. It was found that thermal resistance decreases with increasing air permeability because lower air permeability implies a superior cover and hence improved fabric warmth. [29].

Thermal absorptivity/effusivity

Thermal absorptivity also called effusivity characterizes the transient thermal feeling during the first contact. The warm/cool feeling is believed to be the result of the rapid transfer of heat flux from the skin to the fabric surface immediately after the fabric is placed in contact with the skin. This property does not depend on the conditions of

the experiment, and is directly related to other thermal properties such as thermal conductivity and diffusion. The higher the thermal absorptivity of the fabric; the cooler the feeling. Fabrics with a regular, flat, smooth surface give a cooler feeling in comparison with fabrics of lower regularity and smoothness, and higher surface roughness. The warmth of a fabric is due to insulation provided by air trapped between fibers and yarns. Fabrics from strain filament yarns remove heat rapidly by conduction when placed next to skin. Fabrics from rough yarns feel warm on contact with the skin due to the insulating air held between the fabric fibers and the skin [24, 30, 31].

Thermal emissivity

The incident thermal energy may be partially reflected, and/or absorbed, and/or transmitted depending on the fabric's system's emissivity or absorptivity. The emissivity (ϵ) of a fabric system is strongly dependent upon the nature of its surface optical properties. The surface optical properties are basically influenced by the method of fabrication, finishing... A fabric system with maximum emissivity ($\epsilon=1$) reflects less thermal energy than a fabric system with a minimum emissivity ($\epsilon=0$). Therefore, thermal energy imposed on fabrics with high emissivity is mostly absorbed inside the fabric system and/or transmitted through the fabric [32].

20.2.2. Mass transfer properties

A porous structure, which contains voids also called pores, is filled with a fluid (liquid and/or gas). Thus, mass transfer properties of textile materials can be studied at two levels: water vapor transmission properties and liquid water transmission properties.

Water vapor transmission properties

Water vapor can pass through textile layers by the following mechanisms:

- Diffusion of the water vapor through the layer;
- Absorption, transmission and desorption of the water vapor by the fibers;
- Adsorption and migration of the water vapor along the fiber surface;
- Transmission of water vapor by forced convection [33].

The water vapor permeability of a material defined by its ability to let water vapor pass through it under the action of pressure between its two opposite faces. This quantity depends on the physical characteristics of such material, i.e. pore diameter, tortuosity, and has a close relationship with air permeability. Water vapor permeability of the fabric increases with increasing air permeability [29, 34].

When fabrics made from yarns of a particular count and twist are considered, the data on the moisture transfer rate showed that the finer the fibers used for preparing the fabric, the lower the moisture transport through the fabric will be. This may be due to reduced air space in these fabrics made from finer fibers [29]. When comparing fabrics made of the same yarn, the water vapor transmission rate is primarily a function of fabric thickness and density, as well as, fabric bulk density. The highest fabric bulk densities show the lowest indexes of water vapor transmission. In addition to the yarn and fabric construction factors, the nature of fibers has an impact on moisture transportation. Natural fibers such as cotton are hydrophilic, meaning that their surface has bonding sites for water molecules. Therefore, water tends to be retained in the hydrophilic fibers, which have poor moisture transportation and release. On the other hand, synthetic fibers such as polyester are hydrophobic, meaning that their surface has few bonding sites for water molecules. Hence, they tend to remain dry and have good moisture transportation and release [35].

Liquid water transmission

Liquid transfer through a porous structure involves two sequential processes: wetting and wicking. Wetting means the displacement of a solid–air interface by a solid–liquid interface and wicking takes place when a liquid travels along the surface of the

fiber, but is not absorbed into the fiber. While wetting and wicking are still argued to be separate phenomena, they can be described by a single process – liquid transfer in response to capillary pressure [36, 37].

The wettability of the fabric can be measured through the contact angle. A low contact angle between the fabric and the liquid means high wettability. The wettability increases, as the surface tension between the solid and the liquid interface diminishes. With an increase in the liquid's density and viscosity, the surface tension of the material increases, thus reducing wettability. With an increase in surface roughness, the spreading of water along the surface becomes faster due to the troughs offered by rough surfaces as the apparent wetting angle is decreased. The wettability of the material also changes with the chemical nature of the surface and so with an increase in hydrophilicity, the contact angle is reduced, thus increasing the surface wettability [33, 38].

The capillary action in the fabric is affected by the yarn and fabric construction factors such as yarn linear density, yarn twist, and weave construction and also finishing treatments such as scouring, bleaching, and mercerization. By increasing the yarn twist, the radius of capillary channels and their continuity decreases and due to this phenomena wicking rate reduces [39]. With an increase in the tortuosity of the pores, its wicking potential is reduced [40].

Since a textile substrate is used as an auxiliary wall to create the textile heat fluxmeter, the performance of this heat fluxmeter is influenced by textile substrate properties. The first part of this chapter is especially interested in the complex phenomena of the heat and mass transfers. The following part presents the principles and the production processes of the conventional and textile heat fluxmeters.

20.3. Heat fluxmeters (HF)

Heat flux (Φ) can be defined as the rate of heat energy transfer through a given surface (W), and heat flux density (ϕ) is the heat flux per unit area ($W.m^2$). The fluxmeter, which measures this density, is called as a 'heat fluxmeter' or a 'heat flux sensor' [14, 41].

There are several types of heat fluxmeters according to the principle used, i.e. inertial, dissipation, and gradient. In this study, we are especially interested in the gradient heat fluxmeters as the same principle is used for the textile one. Therefore, the principle and the manufacturing technology of these heat fluxmeters will be defined during the following part.

20.3.1. The principle of the gradient heat fluxmeter

The principle of the gradient heat fluxmeter is to observe a heat flux due to the evaluation of the temperature gradient between the two faces of the conducting support, which has known thermal characteristics. This temperature gradient is measured by a thermocouple (assembly of two dissimilar conductor or semi-conductor) or rather a number of thermocouples forming a thermopile.

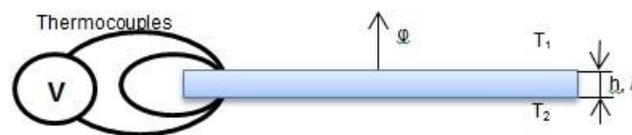


Figure 20.4. Schema of gradient heat fluxmeter with an auxiliary wall [41]

Figure 20.4 presents a gradient heat fluxmeter with a thermal conductivity λ and a thickness h . The heat flux density in a conduction phenomenon can be defined by Fourier's law (Eq. (20.2)).

$$\varphi = -\lambda \cdot \text{grad } T = -\lambda \cdot (\Delta T/h) \quad \text{Eq. (20.2)}$$

Where φ is the heat flux density ($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$), λ is the thermal conductivity ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$), ΔT is the temperature gradient (T_2-T_1) (K), and h is the thickness of the heat fluxmeter (m) [41, 42].

The inverse relationship between the thermal conductivity and thermal resistance is expressed with the equation 20.1. Therefore, the temperature gradient between two faces of the heat fluxmeter can be calculated due to the thermal resistance and the heat flux density (Eq. (20.3)).

$$\Delta T = R_{th} \cdot \varphi \quad \text{Eq. (20.3)}$$

Where ΔT is the temperature gradient (K), R_{th} is the thermal resistance of the heat fluxmeter ($m^2.K.W^{-1}$), and φ is the heat flux density ($W.m^{-2}$) [41].

When there is a temperature gradient between two faces of the heat fluxmeter, an output voltage is delivered between the two terminals due to the Seebeck effect (Eq. (20.4)).

$$\Delta V = N \cdot \alpha \cdot \Delta T = N \cdot \alpha \cdot R_{th} \cdot \varphi \quad \text{Eq. (20.4)}$$

Where ΔV is the output voltage (V), N is the number of thermocouples, α is the Seebeck coefficient ($\mu V.K^{-1}$), ΔT is the temperature gradient (K), R_{th} is the thermal resistance ($m^2.K.W^{-1}$), and φ is the heat flux density ($W.m^{-2}$) [14].

In order to increase the signal delivered by the heat fluxmeter, a large number of thermocouples connected electrically in series can be used to form a thermopile.

In order to compare different heat fluxmeters, manufacturers use different characteristics, i.e. the sensitivity, the voltage delivered depending on the temperature, the response time. In this study, we are particularly focused on the notion of sensitivity, which can be defined as the ratio between output signal and the measured property. Heat fluxmeters measure the heat flux density ($W.m^{-2}$) and give an output voltage (V), thus the sensitivity unit is $V.m^2.W^{-1}$. In the ideal scenario, the function is linear and therefore the sensitivity is constant throughout the measuring range of the heat fluxmeter [43].

There are few companies that commercialize gradient heat fluxmeters and all of them use the same principle described above: the transfer of the heat flux generates a temperature gradient on the thermophile which delivers an output voltage proportional to the heat flux.

20.3.2. Manufacturing technology of the gradient heat fluxmeter

As it was mentioned previously, there are relatively few companies that commercialize gradient heat fluxmeters. There are three companies in the USA: Vatell, Rdf, Omega, and also three companies in Europe: Hukseflux, Wuntronic, Captec (Table (20.2)) [44-49].

Table 20.2. Characteristics of different commercial heat fluxmeters [50]

	Dimension (mm ²)	Thickness	Response time	Sensitivity (V.m ² .W ⁻¹)	Operating Temperature (°C)
Rdf	15x30	180 µm	0,13 s	0,82	-184 a 149
Vatell	10x10 25x25 51x51	0,25 mm	0,9 s	0,1 1 5	150
Omega	35,1x28,5	180 µm	0,2 s	0,95 2,06	148,8
Wuntronic	7,4x10,7 12,7 mmØ 0,95 mmØ 0,64 mmØ	1,5 mm 1,8 mm 1,8 mm 1,8 mm	3 s	18	148,5
Captec	10x10 50x50 100x100 15x130 30 mmØ	420 µm	150 ms	0,3 0,75 30 6 2	200
Hukseflux	80 mmØ	5 mm	240 s	50	70

These commercial heat fluxmeters given in the Table 20.2 use electrochemical deposition process with electroplating technology which is a deposition process using electrical current to obtain a metallic layer on a sample's surface. The sample is used as the cathode and the anode is made of the depositing material. As the sample to be coated acts as a cathode, it needs to be electroconductive prior to the

electroplating process [51]. Two different methods will be considered in order to explain this technology. The first one is based on the printed circuit technology and the second one is based on the etching of the metal laminates. Either printed circuit or metal laminate etching technologies use a thin film of the kapton/constantan to create the heat fluxmeters [14, 50, 52].

Figure 20.5 permits to understand the principle of the printed circuit technology. Initially, the etching of the thin film of the kapton/constantan is made to produce a meandering constantan track. Afterwards, in order to transform this track into a thermophile by creating plots, a regular copper deposition is made by electroplating technology. The track becomes a planar thermophile, type constantan-copper, delivering an output voltage proportional to the number of thermocouples and the temperature difference (cf. Eq. (20.4)) [14].

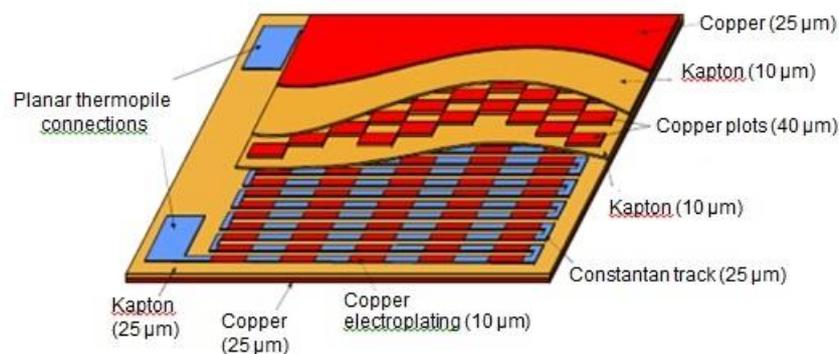


Figure 20.5. Cutaway view of a heat fluxmeter with printed circuit technology (Captec Entreprise, France) [14]

Copper plots may also be made by the etching of the kapton/copper laminate. This technology includes several steps of photosensitivity and etching. Electrochemical deposition of copper is made on the thin film of the kapton/constantan. The created bimetallic film is covered with a photosensitive resin, masked and then subjected to ultraviolet exposure. This first mask defines the tracks (Fig. (20.6. (a))). After development, the film is immersed in a ferric chloride bath. The same steps are followed with a mask in order to create the copper plots. The etching with regard to achieving a thermophile is carried out with ammonium peroxodisulfate, which attacks copper faster than constantan (Fig. (20.6 (b))) [52].

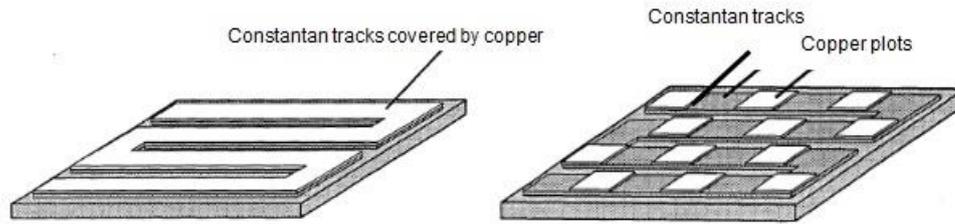


Figure 20.6. Etching technology: (a) etching of track, and (b) etching of copper plots [52]

The thermocouple of constantan and copper is preferred for the production of conventional heat fluxmeters for different reasons: deposition of copper can be done by chemical or electrochemical processes; this thermocouple is well suited to electroplating technology because of the higher electrical conductivity of copper ($59.1 \times 10^6 \text{ S.m}^{-1}$) as plots and lower electrical conductivity of constantan ($1.9 \times 10^6 \text{ S.m}^{-1}$) as a track [52].

Existing heat fluxmeters have precisely defined production processes and give satisfactory results when the measurements are done in dry conditions. However, the non-permeability of such heat fluxmeters gives an inaccurate result when a measurement of heat flow is carried out in wet conditions. This is the majority of the cases for thermo-physiological applications in order to take into account the evapotranspiration. Moreover, the semi-rigidity of these heat fluxmeters limits their applications for the curved and deformable surfaces as the fluxmeter has to have a good contact with the surface area. They can be produced in small numbers but mass production is complicated with these technologies.

20.4. Textile heat fluxmeter (THF)

In order to eliminate inconvenient of conventional heat fluxmeters such as impermeability, rigidity, a heat fluxmeter with a textile auxiliary wall also called a textile heat fluxmeter is developed.

Innovative, flexible textile heat fluxmeter may detect, analyze and monitor the heat and mass transfers with minimum disturbance due to its porosity. It is a yarn based sensor which can be defined as the yarn itself as a sensing element and thus it is

easier to be used by conventional knitting and weaving processes. Moreover, it is desirable to have flexible sensors and this is especially true when they need to be in contact with the human body, in which case the flexibility and non-irritability requirements are of utmost importance.

20.4.1. Principle

The insertion of the electroconductor wire as a sensing element (yarn based sensor) into a textile auxiliary wall was carried out during the weaving process. A number of thermocouples (type k: constantan (Cn)/copper (Cu)) forming a thermopile was created with a post treatment (Fig. 20.7(a)). This thermopile is judiciously disposed on both sides of the textile auxiliary wall to measure the temperature gradient (Fig. 20.7(b)).

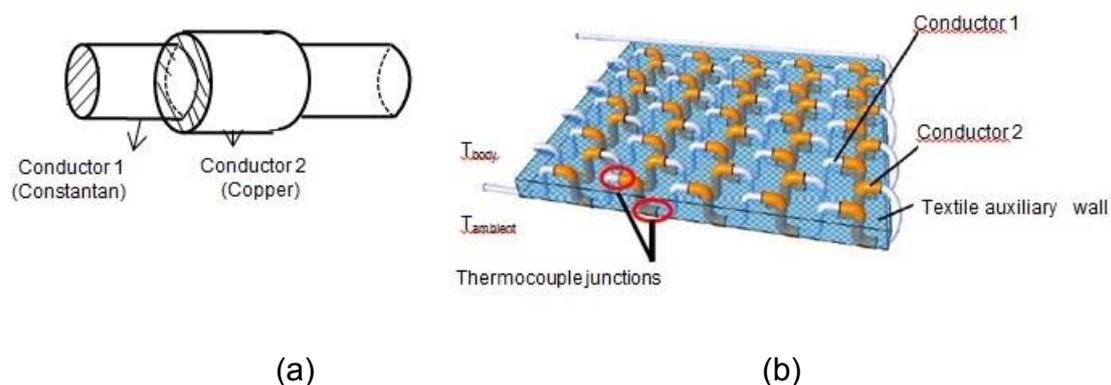


Figure 20.7. (a) Conductor 1 (constantan) is taken as core and is covered with another conductor 2 (copper) to create a thermocouple, and (b) electroconductor wire insertion during the weaving process and creation of thermocouple junctions on both sides of the textile auxiliary wall

When there is a temperature gradient ΔT between the thermocouple junctions, an output voltage ΔV is delivered between the two terminals due to the Seebeck effect (cf. Eq. (20.4)).

Figure 20.7 (b) shows that the textile heat fluxmeter consists of a thermopile and textile substrate. Moreover, this thermopile is made up a number of thermocouples which are connected electrically in series in order to increase the output voltage delivered from the terminals of the heat fluxmeter (Fig. (20.8)).

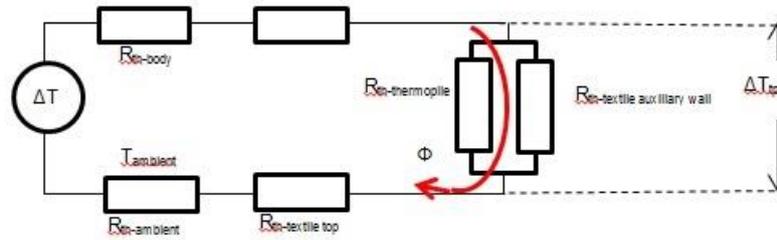


Figure 20.8. Equivalent circuit model of a textile heat fluxmeter (under steady-state)

Where T is the temperature (K), R_{th} is the thermal resistance ($m^2 \cdot K \cdot W^{-1}$), Φ is the heat flux (W), and ΔT is the temperature gradient (K).

In the following part, textile auxiliary wall conception with weaving process and thermopile design with two different methods will be described.

20.4.2. Textile auxiliary wall conception

Although an auxiliary wall with a textile substrate can be created with different methods, i.e. weaving, knitting, non-woven, we are especially interested in the weaving process for this study. This choice was made because of the easy of having judiciously disposed thermocouples on both sides of the auxiliary wall using warp or weft yarns (Fig. (20.9)).

Weaving is the one of the oldest fabric production technologies, dating back thousands of years. In the weaving process, two yarn systems are used: warp and weft. The warp yarns are oriented in the direction of production, and the weft yarns are oriented perpendicular to the direction of production [53].

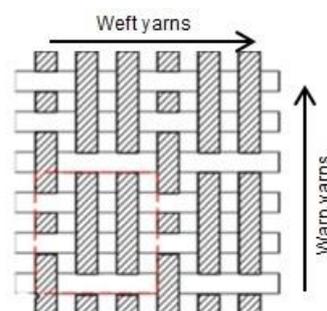


Figure 20.9. Schema of weaving structure with warp and weft yarns (54)

As mentioned previously, textile substrate properties, i.e. structure, thickness, material, influence heat and mass transfers through this material. Thus, a lot of research [31, 54, 55] were carried out using different parameters in order to understand the impact of the textile substrate on transfer properties. In this study, we are especially interested in the effect of the textile material and woven structure. Therefore, two different materials and three types of woven structures were studied.

The materials used for both warp and weft yarns of the textile auxiliary walls are 100% polyester (PES) and 70/30 polyester/cotton (PES/CO) with a yarn count of 30/2 Nm. The choice of material can be explained by the hygroscopic properties of the fibers.

Although there are several weaves, three basic ones were chosen: plain, twill, and satin. Different research shows that the plain weave and twill weave have respectively better thermal conductivity and thermal resistance than satin weave. Satin weave is suitable for complex surfaces due to its flexibility. Thus, PES_i and PES/CO_i, i ∈ [1; 3], are respectively yarns of polyester and polyester/cotton were used for the textile auxiliary wall with the structure of plain (PES₁, PES/CO₁), twill 4/1Z (PES₂, PES/CO₂), and satin 5 (PES₃, PES/CO₃). Although the warp density is 21 yarns.cm⁻¹ for all woven structures, the weft density changes depending on the woven structure: plain, 10 yarns.cm⁻¹; twill, 15 yarns.cm⁻¹; and satin, 18 yarns.cm⁻¹.

The samples were produced on a 24 frame (50 cm) weaving loom (ARM AG, Switzerland).

20.4.3. Design of a thermopile

The insertion of the electroconductor wire, either monoconductor or biconductor, into the textile auxiliary wall was realized during weaving process. The weaving process was followed by a post treatment to transform the textile substrate to a heat fluxmeter by obtaining the Cn/Cu thermocouple junctions (thermopile) on both sides of the textile auxiliary wall.

The thermocouple of constantan/copper (type t) was achieved by an electrochemical deposition of copper to a wire of constantan with electroplating technology. This

thermocouple (type t) was chosen for different reasons: this type is already confirmed by conventional heat fluxmeters; it has good sensitivity for the temperature range we are looking for physiological applications (0-350 °C).

The thermopile was created using two different methods, i.e. subtractive and additive. The production processes for these two methods are presented in figure 20.10.

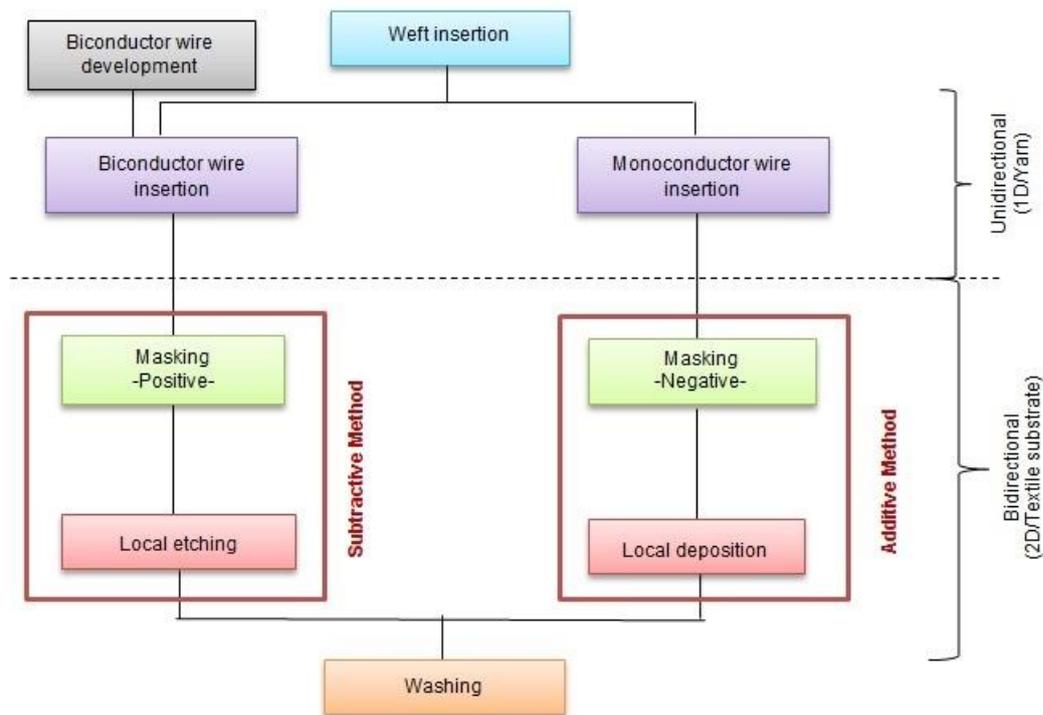


Figure 20.10. Schema of the production process of a thermopile with two methods: subtractive and additive

These two methods, i.e. subtractive and additive, are presented in the following part.

- *Subtractive Method: biconductor wire insertion*

A wire of constantan (Omega Engineering, USA) with a diameter of 76 micron (μ) was used as a monoconductor (MC) wire. Biconductor (BC) wire was prepared by an electrochemical deposition of copper (Cu), with a thickness of ~10-20 micron, to the constantan wire with electroplating technology. Figure 20.11 presents the deposition process.

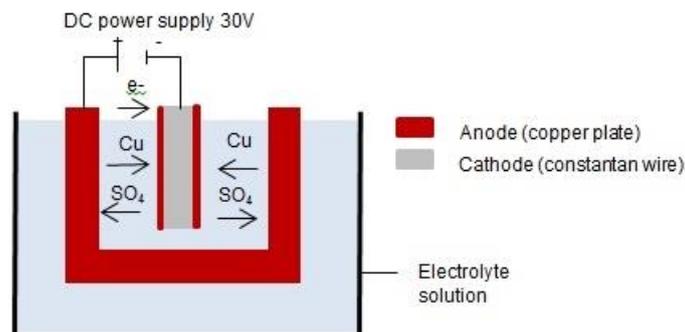


Figure 20.11. Schema of electrochemical deposition process with electroplating technology

The constantan wire is used as a cathode and copper plate is used as an anode. Positively charged copper ions move towards the negatively charged cathode. Therefore, it accepts electrons on the cathode surface and reduces the metallic copper. Electrolyte solution consisting of 300 g copper sulfate, 54,35 ml sulfuric acid (60°B), 900 ml demineralized water, and 0,8 ml glycerin. Deposition speed is $\approx 60\text{cm}\cdot\text{h}^{-1}$. The wire passes through the bath two times in order to increase the copper deposition.

This biconductor wire of Cn/Cu was inserted into the textile auxiliary wall during the weaving process. Insertion was undertaken between two PES/CO and PES weft yarns in a form of weft floats with the length equal to covering of the 5 warp yarns (0.2 cm) (Fig. (20.12)).

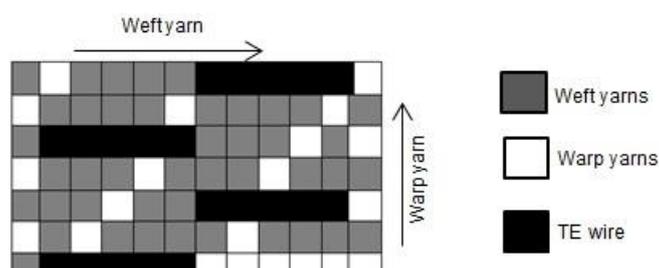


Figure 20.12. Schema of textile heat fluxmeter structure: biconductor wire passes on the five warp yarns and there is one textile warp yarn between two BC wires (Ex. Twill 5Z)

The weaving process was followed by a post-treatment to transform the textile structure to a heat fluxmeter by obtaining the Cn/Cu thermocouple junctions on each surface of the sample. The local masking was made with a polymer, Lurapret[®] D579 (BASF, Germany), with regards to protecting the copper zones (positive masking) (Fig. (20.13 (a))). Afterwards, local suppression of non-protected copper deposition was made by a chemical etching process with 250 g.l⁻¹ sodium persulfate (Sigma-Aldrich, USA) at 40 °C during 18-20 minutes. Figure 20.13 (b) shows the Cn/Cu thermocouple junctions after the local etching process.

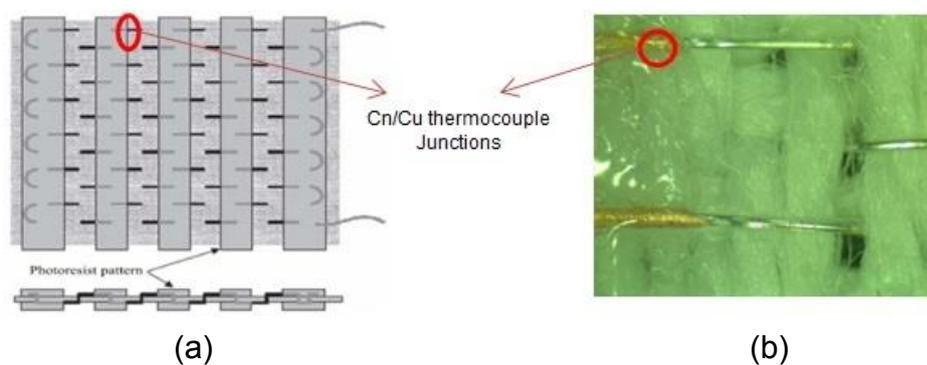


Figure 20.13. Post treatment process: (a) masking of copper zones (positive masking), and (b) Cn/Cu thermocouple junctions after local etching

- *Additive Method: monoconductor wire insertion*

In order to shorten the production process, the monoconductor wire of constantan with a diameter of 76 μ (Omega Engineering, USA) was inserted into the textile auxiliary wall during the weaving process with the same characteristics as discussed previously.

The masking of local zones was done with a polymer, Lurapret[®] D579 (BASF, Germany), but this time in order to protect constantan zones (negative masking). Afterwards, electrochemical deposition of copper was made in a form of fabric with electroplating technology (Fig. (20.14)) for 30 minutes with regards to creating Cn/Cu thermocouple junctions on both sides of the textile auxiliary wall.

20.4.4. Methods of characterization

Characterization of the textile auxiliary wall

The weight (ISO 3801: 1977), thickness (ISO 5084: 1996), porosity and air permeability (ISO 9237: 1995) of textile auxiliary walls were studied. Thermal resistance (Skin Model, ISO 11092: 1993) and water vapor transmission rate (Dish Method Test, BS 7209: 1990) tests were performed for heat and mass transfer properties [56-60].

- *Relative porosity*

Porosity values of textile auxiliary walls were calculated using the equation 20.5.

$$P(\%) = (1 - m/(\rho \times h)) \times 100 \quad \text{Eq. (20.5)}$$

Where $P(\%)$ is the porosity, m is the fabric weight ($\text{g}\cdot\text{m}^{-2}$), ρ is the fiber density ($\text{g}\cdot\text{m}^{-3}$), and h is the fabric thickness (cm) according to ISO 5084: 1996 [30, 57].

- *Air permeability*

The air permeability of textile auxiliary walls is determined by the rate of air flow passing perpendicularly through a given area of fabric by measuring, at a given pressure, its difference across the fabric test area over a given time period. Transverse air permeability was measured with FX3300 (Textest, Switzerland) with a pressure applied of 196 Pa, according to ISO 9237: 1995 [58].

- *Thermal resistance*

The sweating guarded hot plate apparatus was used to measure the thermal resistance (R_{th}) of textile auxiliary walls, under steady-state conditions according to ISO 11092: 1993 [59].

The temperature of the guarded hot plate was kept at 35 °C (i.e. the temperature of the human skin) and for the determination of R_{th} of the fabrics, the standard atmospheric conditions (65% R.H and 20 °C) were set. The test apparatus was enclosed in a climatic chamber, and the air speed, generated by the airflow hood, was set to $1.1 \pm 0.05 \text{ m.s}^{-1}$. The test section was in the center of the plate, surrounded by the guard and lateral heater that prevented heat leakage. For the R_{th} test, the fabric sample was placed on the porous metal plate surface and the heat flux from the plate to the environment was measured. After the system reached steady state, total thermal resistance of the fabric was calculated using equation 20.6.

$$R_{th} = ((T_m - T_a) \cdot A / (H - \Delta H_c)) - R_{th(0)} \quad \text{Eq. (20.6)}$$

Where R_{th} is the thermal resistance ($\text{m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$), T_m is the temperature of the measuring unit (K), T_a is the air temperature in the test enclosure (K), A is the area of the measuring unit (m^2), H is the heating power supplied to the measuring unit (W), ΔH_c is the correction term for heating power (W), and $R_{th(0)}$ is the thermal resistance without sample ($\text{m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$) [30].

However, as the samples are smaller than hot plate measuring area (20 cm x 20 cm), equation 20.6 was adjusted and correlated for the surface area of the samples.

- *Water vapor permeability*

Water vapor transfer properties of the textile auxiliary walls were analyzed by the evaporative dish method, using an experimental setup defined by the standard BS 7209: 1990 [60].



Figure 20.14. Schema of the evaporative dish method setup

The testing procedure implies sealing the test sample over the open mouth of a test dish that contains predetermined quantity of water to give a $10 \pm 1 \text{ mm}$ deep layer of

air between the surface of the water and the bottom surface of the sample. In each test run, 100% woven polyester satin fabric was used as a reference. Assembled dishes were placed on a turntable and rotated uniformly to avoid formation of still air layers above the test dishes (Fig. (20.14)). Difference in partial vapor pressure on both sides of a fabric is a driving force for water vapor transfer. The dishes were weighed before and after a 16 h-conditioning period in a controlled atmosphere with temperature variation of ± 2 °C and relative humidity variation of $\pm 3\%$. Water vapor permeability (WVP) in $\text{g}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{day}^{-1}$ of a specimen was calculated from the weight loss of the assembled dish over the predetermined time according to the equation 20.7.

$$\text{WVP} = (24 \cdot M) / (A \cdot t) \quad \text{Eq. (20.7)}$$

Where M (g) is the loss in mass of the assembled dish over the time period t (h), A is the area of exposed test specimen equal to the internal area of the test dish (0.0054106 m^2).

To compare the behavior among the samples, a WVP index L (%) was used. It was determined as a ratio of WVP of the fabric under test WVP_{test} and WVP of the reference fabric WVP_{ref} , as shown by equation (20.8). Each value of L was obtained as an average of three measurements.

$$L = (\text{WVP}_{\text{test}} / \text{WVP}_{\text{ref}}) \times 100 \quad \text{Eq. (20.8)}$$

Where WVP_{test} is the mean water vapor permeability of the textile auxiliary wall under test, and WVP_{ref} is the water vapor permeability of the reference fabric [61].

Characterization of a textile heat fluxmeter

Initially, the sensitivity of textile heat fluxmeters was calibrated in order to compare their performance amongst them and also against a commercial heat fluxmeter (Captec Entreprise, France). Afterwards, the heat fluxmeters were characterized with Skin Model with regards to a physiological application. Finally, the characterization of the coupling between the heat and mass transfers was carried out.

- *Sensitivity Calibration*

In order to determine sensitivity of the textile heat fluxmeters, the conductive heat flux which is constant at a steady-state through all of the elements of the unidirectional (z) thermodynamic system, was used (Eq. (20.9)). It was considered that the loss of the energy to the axes x and y is insignificant.

$$\Phi_{\text{cond}} = -\lambda (dT/dZ) \quad \text{Eq. (20.9)}$$

Figure 20.15 shows the measuring unit. It is made up of a data acquisition device (DAQ, Keithley2700 with ExcelLINKS software), a DC power supply (elc, AL 941), a heating resistance (HR), i.e. 2 cm x 2 cm, 5 cm x 5 cm (Captec Entreprise, France), an insulation material, and a radiator.

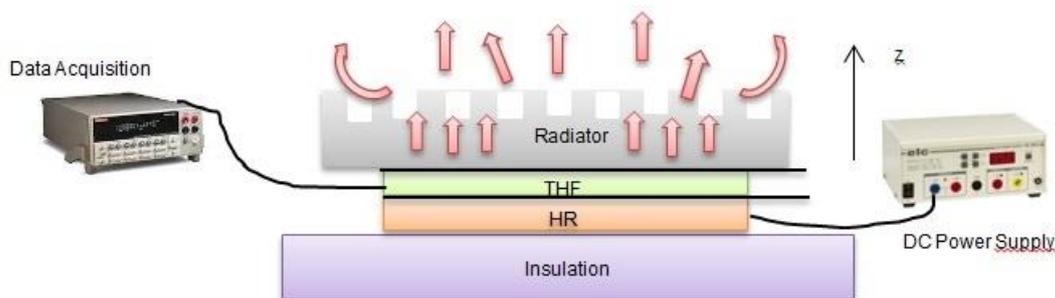


Figure 20.15. Schema of sensitivity calibration unit with heating resistance

The heat flux which is created by the heating resistance was calculated according to equation 20.10.

$$\varphi_{\text{HR}} = P/A = (U.I)/A \quad \text{Eq. (20.10)}$$

Where φ_{HR} is the heat flux density created by heating resistance ($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$), P is the power of heating resistance (W), A is the surface area (m^2), U is the electrical potential (V), and I is the electric current (A).

Sensitivity was calculated due to the output voltage delivered from terminals of the textile heat fluxmeter and the heat flux density created by heating resistance according to equation 20.11.

$$S_{\text{THF}} = \Delta V / \phi_{\text{HR}} \quad \text{Eq. (20.11)}$$

Where S_{THF} is the sensitivity of textile heat fluxmeter ($\text{V.m}^2.\text{W}^{-1}$), ΔV is the output voltage (V), and ϕ_{HR} is the heat flux density created by heating resistance (W.m^{-2}).

The calibration of the system was undertaken with a commercial heat fluxmeter (Captec Entreprise, France) with two different dimensions, i.e. 2 cm x 2 cm, 5 cm x 5 cm.

- *Characterization of sensitivity for physiological applications*

Heat flux measurements for use in physiological and clothing research allow us to look at the body heat exchanges with the environment. However, the performance given by manufacturers of commercial heat fluxmeters has to be chosen according to the intended purpose of use [62]. Behaviors of the textile heat fluxmeters will be compared with a reference commercial heat fluxmeter (Captec Enterprise, France) on the sweating guarded hot plate (Skin Model, ISO 11092: 1993).

The heat fluxmeters, either textile or commercial, were placed on the heating plate of the Skin Model in the climatic chamber (ambient temperature 20.0 ± 0.2 °C, relative humidity 50 ± 1 %, air velocity 1 m.s^{-1}). The heat fluxmeters were fixed to the heated plate using electrical insulating tape covering the whole fluxmeter to provide proper contact with the heated surface. The temperature of the heating plate was increased from 33 ± 0.1 °C to 37 ± 0.1 °C in 1 °C and the heat flux density provided by the plate was recorded by the software. Output voltage delivered from heat fluxmeters was measured with a data acquisition device (DAQ, Keithley2700 with ExcelLINKS software).

The calibration factor was calculated in the form of a curve and an intercept for a linear model as in equation (20.12).

$$\phi_{(\text{Skin Model})} = V_{(\text{fluxmeter})} \cdot \text{Slope} + \text{Intercept} \quad \text{Eq. (20.12)}$$

Where $\phi_{\text{Skin Model}}$ is the heat flux density measured by the Skin Model ($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$), and $V_{\text{fluxmeter}}$ is the output voltage measured by heat fluxmeter (V).

The greater the gradient of the curve, the greater the sensitivity of the heat fluxmeter.

- *Characterization of the heat and mass transfers coupling*

In order to characterize the influence of the humidity on measured heat flux density, the measuring unit, which is presented in figure 20.16, was used. This unit is made up of a data acquisition device (DAQ, Keithley2700 with ExcelLINKS software), a scale (Mettler Toledo with LabX direct software), a DC power supply (elc, AL 941), a heating resistance (HR), i.e. 50 cm x 50 cm, (Captec Entreprise, France), and an insulation material.

The textile heat fluxmeter was soaked in distilled water in order to have a maximum retention rate. After soaking, it was immediately placed on a heating resistance. The whole system was fixed to the insulation material, and placed on a scale. Simultaneously, the output voltage supplied by the textile heat fluxmeter and the weight of the measuring unit were recorded.

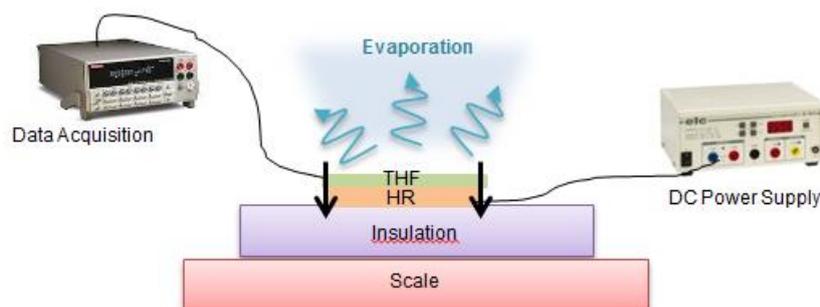


Figure 20.16. Schema of heat and mass transfers coupling characterization unit

Three different heat flux densities, i.e. $273 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$, $369 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$, and $464 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$, were supplied in order to analyze the impact on drying time (cf. Eq. (20.10)). The heat flux density measured by textile heat fluxmeter was calculated due to the sensitivity (cf. Eq. (20.11)) and the output voltage measured at the terminals of the textile heat fluxmeter (Eq. (20.13)).

$$\varphi_{\text{THF}} = \Delta V / S_{\text{THF}} \quad \text{Eq. (20.13)}$$

Where φ_{THF} is the heat flux density measured by the textile heat fluxmeter ($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$), ΔV is the output voltage measured by textile heat fluxmeter (V), and S_{THF} is the calculated sensitivity of textile heat fluxmeter with heating resistance ($\text{V}\cdot\text{m}^2\cdot\text{W}^{-1}$).

The heat flux density measured by textile heat fluxmeter changes depending on the humidity factor.

20.4.5. Results and discussion

Textile auxiliary wall selection

Textile auxiliary wall characteristics such as thermal resistance and water vapor permeability are presented in Table 20.3. Additionally, reference heat fluxmeter characteristics, i.e. weight, thickness, thermal resistance, are compared with the textile auxiliary walls. However, the impermeability and rigidity of the reference heat fluxmeter limit in measuring the porosity, the air permeability, and the water vapour permeability index.

Table 20.3. Characteristics of the textile auxiliary walls and the reference heat fluxmeter (Captec Entreprise, France)

	Material	Structure	Weight ($\text{g}\cdot\text{m}^{-2}$)	Thickness (mm, kPa)	Porosity (%)	Air Permeability ($\text{l}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}$)	Thermal Resistance ($\text{m}^2\cdot\text{K}\cdot\text{W}^{-1}$)	Water vapor permeability index (%)
<i>Ref.</i>	<i>Reference heat fluxmeter</i>		4500	0,40	-	-	0,00015 ^a	-
PES ₁	PES	Plain	205,6	0,62±0,02	76%	853,8±98,2	0,039±0,006	98,6±3
PES ₂	PES	Twill 4/1Z	243,5	0,81±0,01	78,2%	774,1±54,2	0,058±0,002	96±1
PES ₃	PES	Satin 5	254,7	0,83±0,01	77,8%	814,9±62,3	0,050±0,002	97,1±3
PES/ CO ₁	PES/CO	Plain	209,4	0,69±0,04	78,5%	727,3±55,0	0,042±0,002	98,2±1
PES/ CO ₂	PES/CO	Twill 4/1Z	244,3	0,86±0,02	80%	730,6±49,0	0,060±0,003	99,3±2
PES/ CO ₃	PES/CO	Satin 5	253,9	0,88±0,01	79,5%	705,3±62,6	0,048±0,0004	100±0,8

^a Given by manufacturer

Whatever the material used, thickness and weight are higher for satin fabrics than that of twill and plain weaves. This is due to the higher weft density of satin fabrics. Regarding the yarn type, independent of the weaving structure used, air permeability is higher for PES than PES/CO fabrics. This can be explained by the fiber structure and the inter-yarn channels.

However, if the same structures of PES and PES/CO yarns are compared, it can be seen that PES/CO fabrics have slightly higher porosity than PES fabrics. It is clear from equation 20.5 that, higher thickness of PES/CO fabric and density of PES/CO yarns result in a higher porosity.

Regarding the thermal resistances of samples, the lower R_{th} of the plain structure may be attributed to the lower thickness of these samples. Inversely, the higher thermal resistance of PES/CO₂ can be assigned to the higher thickness due to the specific relief pattern.

According to equation 20.4, the observed output voltage (ΔV) depends on the thermal resistance of the heat fluxmeter under steady-state. It is observed that fabrics with twill structures provide better thermal insulation properties since they have the higher thermal resistance than plain or satin structures. Moreover, the porosity and water vapor permeability values are slightly higher for PES/CO fabrics than pure PES fabrics. Therefore, PES/CO fabric with a twill structure (PES/CO₂) was selected as a textile auxiliary wall.

The second choice for the textile auxiliary wall was satin structured samples with both PES (PES₃) and PES/CO (PES/CO₃) yarns. Satin structure has the highest weft density so theoretically it is possible to insert more electroconductor wire per centimeter than other structures. Additionally, its smooth surface provides a better contact with the human body.

Performance of textile heat fluxmeters

Three textile heat fluxmeters, i.e. PES/CO₂, PES₃ and PES/CO₃, which were produced with subtractive method or additive method, were compared against a commercial heat fluxmeter for heat and mass transfer properties.

- Sensitivity

Six textile heat fluxmeters with three different textile auxiliary walls, i.e. PES/CO₂, PES₃ and PES/CO₃, and two different sizes, i.e. small size (2 cm x 2 cm) and large size (5cm x 5 cm), were produced with subtractive method. Their sensitivities were compared against a commercial reference heat fluxmeter (Captec Entreprise, France) (Table (20.4)).

Table 20.4. Sensitivity comparison between textile heat fluxmeters and reference heat fluxmeters for subtractive method

Small size	Number of thermocouples	Sensibility ($\mu\text{V}\cdot\text{m}^2\cdot\text{W}^{-1}$)	Large size	Number of thermocouples	Sensibility ($\mu\text{V}\cdot\text{m}^2\cdot\text{W}^{-1}$)
Reference (S)	300	2,26 ^a	Reference (L)	1500	9,17 ^b
PES/CO ₂ (S)	130	1,81 ($\pm 0,09$)	PES/CO ₂ (L)	748	10,23 ($\pm 0,15$)
PES/CO ₃ (S)	130	2,32 ($\pm 0,01$)	PES/CO ₃ (L)	748	12,71 ($\pm 0,21$)
PES ₃ (S)	130	1,64 ($\pm 0,1$)	PES ₃ (L)	748	10,52 ($\pm 0,29$)

^{a,b} Given by manufacturer

The sensitivity of the larger sized heat fluxmeters, either textile or reference, is higher than the sensitivity of the smaller sized heat fluxmeters due to an increase in number of thermocouples (cf. Eq. (20.4)). Despite of the low number of thermocouples, the sensitivities of the THFs are in the same range as the reference ones. The highest sensitivity for THF is observed for satin structure with PES/CO material. This can be attributed to (i) the thermal resistance of the whole textile heat fluxmeter which is more important than the others, (ii) the better contact with the measuring unit due to its smooth surface.

In order to compare the subtractive method with additive method (cf. Fig. (20.10)), three THFs were produced with additive method and small sizes (2 cm x 2 cm), i.e.

PES/CO₂-A (S), PES/CO₃-A (S), and PES₃-A (S). Sensitivity comparison between subtractive method and additive method is presented in table 20.5.

Table 20.5. Sensitivity comparison between subtractive method and additive method for small sized THFs (same number of thermocouples)

Subtractive	Sensibility ($\mu\text{V}\cdot\text{m}^2\cdot\text{W}^{-1}$)	Additive	Sensibility ($\mu\text{V}\cdot\text{m}^2\cdot\text{W}^{-1}$)
PES/CO₂ (S)	1,81 ($\pm 0,09$)	PES/CO₂ -A (S)	6,64 ($\pm 0,28$)
PES/CO₃ (S)	2,32 ($\pm 0,01$)	PES/CO₃ -A (S)	8,82 ($\pm 0,24$)
PES₃ (S)	1,64 ($\pm 0,1$)	PES₃ -A (S)	4,82 ($\pm 0,19$)

The THFs, which were produced with additive method, have higher sensitivities than the THFs, which were produced with subtractive method. It can be explained with the impact of the chemical etching process (sodium persulfate) on the biconductor wire properties changing thermoelectrical effect. The highest sensitivity is observed for satin structure with PES/CO material for both methods.

The THFs, which were produced with subtractive method, were used for the following characterizations, i.e. physiological applications, coupled heat and mass transfers.

- *Physiological applications*

Instead of using sensitivity given by the manufacturer also called nominal sensitivity, heat flux performance of the commercial reference heat fluxmeter was characterized under same conditions as textile heat fluxmeters with Skin Model simulation tool.

The covariance of the measured heat flux density ($\phi_{\text{Skin Model}}$) and the output voltage of the heat fluxmeter ($V_{\text{fluxmeter}}$) was calculated for small sized heat fluxmeters (2cm x 2 cm) in order to compare the linear models (Fig. (20.17)).

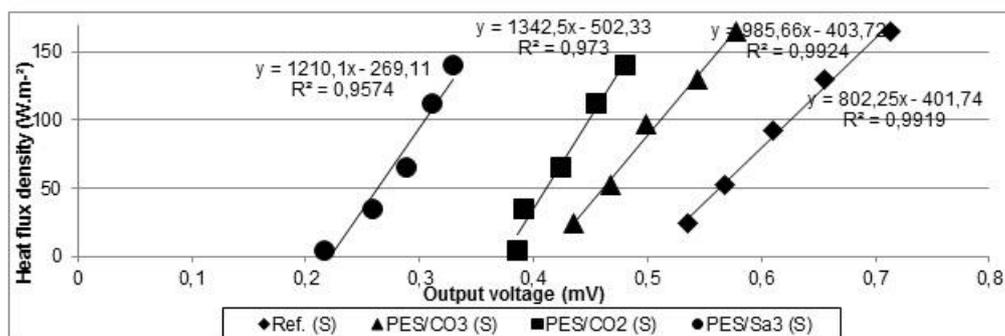


Figure 20.17. Heat flux performances of the heat fluxmeters for physiological applications

The heat flux density delivered by the heating plate increases when the temperature of the plate changes from 33 ± 0.1 °C to 37 ± 0.1 °C. According to this variation, the temperature difference between the two faces of the heat fluxmeter increases which results in a higher delivered output voltage.

It was observed by N.Niedermann et al. that the reference HF is the best for physiological applications because of the highest sensitivity due to the lowest slope of the curve. Regarding to this, the fluxmeter PES/CO₃ gives better sensitivity than the other THFs for physiological applications.

If the first characterization method (sensitivity calibration with a heating resistance) is compared with the second one (performance for physiological applications with Skin Model), the results have the same trend and the textile heat fluxmeter PES/CO-satin gives the higher sensitivity among all textile heat fluxmeters.

- Coupled heat and mass transfers

Large sized textile heat fluxmeters (5 cm x 5 cm) were characterized in order to analyze the impact of the humidity on heat transfer properties. Three different heat flux densities, i.e. 273 W.m^{-2} , 369 W.m^{-2} , and 464 W.m^{-2} , were used to supply heating resistance.

Three different phenomena are considered to analyze the heat and mass transfers coupling: (i) the different steps of the coupling of heat and mass transfers, (ii) the

impact of the heat flux density on drying time, and (iii) the comparison between different THFs.

The coupling of the heat and mass transfers in a textile heat fluxmeter includes several phenomena. Different steps of this coupling are presented in figure 20.18 for the textile heat fluxmeter PES/CO₃ and the supplied heat flux density 464 W.m⁻² depending on the heat flux density measured by textile heat fluxmeter and the retention rate.

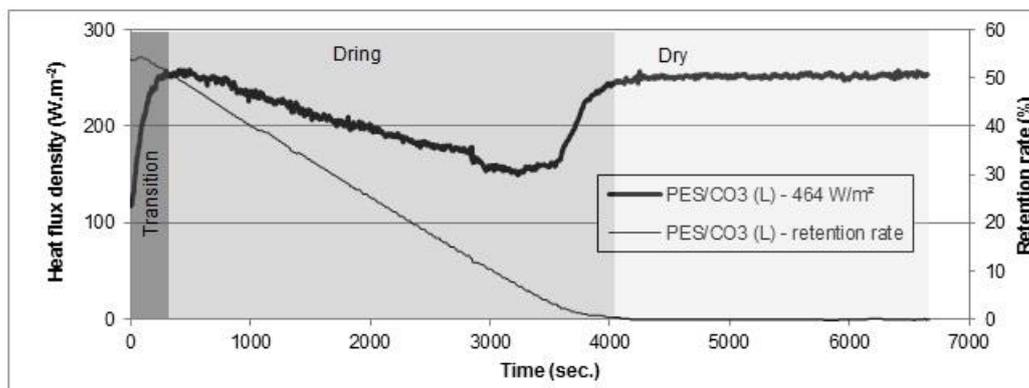


Figure 20.18. Different steps of the heat and mass transfers coupling for the textile heat fluxmeter PES/CO₃ with the heat flux density 464 W.m⁻²

The measurement was started instantaneously after the heating resistance was switched on. Thus, it warms up between $t=0$ and the peak at the start of the measurement by increasing the temperature difference between two faces of the heat fluxmeter, which presents the transition zone. Afterwards the heat flux density decreases to a certain point which can be explained by the diffusion of water inside the textile heat fluxmeter and evaporation. The heat flux supplied from heating resistance is used as latent heat of evaporation. Finally, the textile heat fluxmeter starts to get dry and the temperature difference between two faces of the THF increases which causes an increase in measured heat flux density. The steady-state is obtained when the sample is totally dry with a retention rate 0%.

The impact of the supplied heat flux density, i.e. 273 W.m⁻², 369 W.m⁻² and 464 W.m⁻², on drying time is presented in figure 20.19 for the textile heat fluxmeter PES/CO₃.

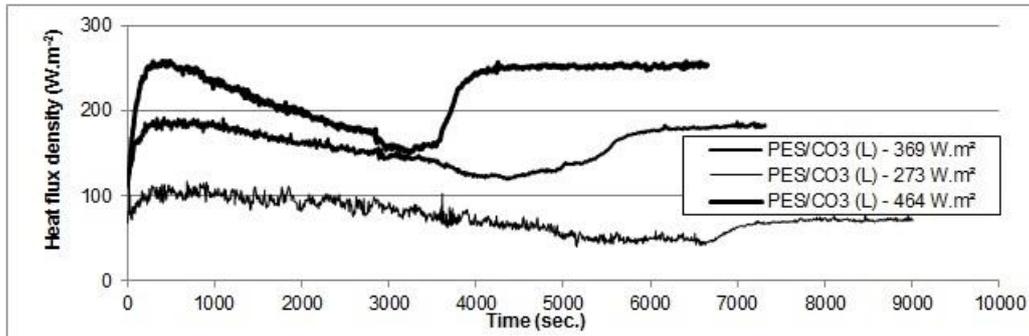


Figure 20.19. The impact of the heat flux density supplied by the heating resistance on drying time for the textile heat fluxmeter PES/CO₃

The drying time increases when the heat flux density supplied from heating resistance decreases from 464 W.m⁻² to 273 W.m⁻². Textile heat fluxmeter measures a heat flux density lower than the supplied heat flux density at steady-state which can be caused by the heat loss and the thermal resistance difference between difference interfaces.

Finally three different THFs, i.e. PES/CO₂, PES/CO₃, and PES₃, are compared in figure 20.20 for the coupling of heat and mass transfers with the supplied heat flux density 464 W.m⁻² in order to analyze the impact of the material and the weaving structure.

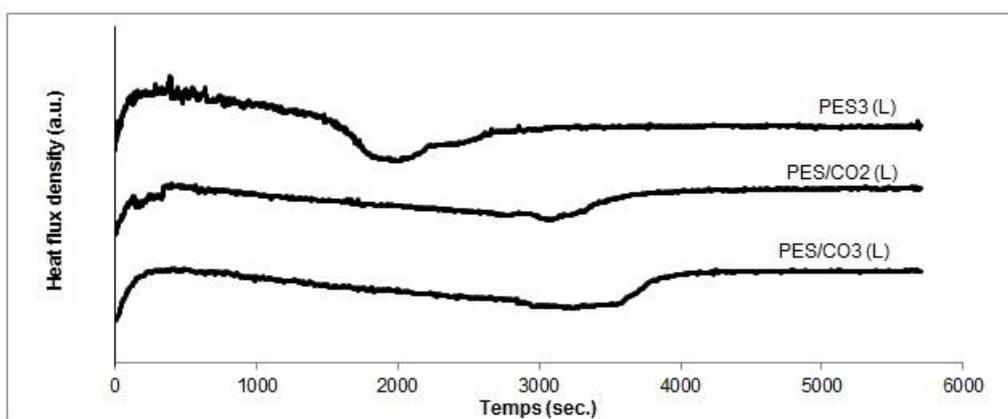


Figure 20.20. The comparison of measured heat flux densities for different THFs during the coupling of heat and mass transfers

Although fluxmeters PES/CO₂ and PES/CO₃ have the same trend for evaporation and drying functions in time, the fluxmeter PES₃ dries faster. This can be explained

by the hydrophilic/hydrophobic properties of the fibers. Natural fibers such as cotton are hydrophilic, meaning that their surface has bonding sites for water molecules. Therefore, water tends to be retained in the hydrophilic fibers, which have poor moisture transportation and release. On the other hand, synthetic fibers such as polyester are hydrophobic, meaning that their surface has few bonding sites for water molecules. Hence, they tend to remain dry and have good moisture transportation and release.

20.5. Conclusion and future trends

The most appropriate auxiliary wall for textile heat fluxmeter development was considered in the first part of this chapter. PES/CO fabric with twill structure was chosen due to its better thermal insulation property which was observed using the Skin Model. The satin structure was preferred for both PES and PES/CO materials because of the smooth fabric pattern and higher weft density.

The second part focused on the textile heat fluxmeter development and characterization. Different methods showed that the heat flux performances of the textile heat fluxmeters are in the same range as the reference one. The textile heat fluxmeter PES/CO with a satin structure gives slightly higher sensitivity values than the fluxmeters PES₃ and PES/CO₂. Therefore, PES/CO₂ can be preferred as a heat fluxmeter for future's physiological applications.

The characterization of the coupling between heat and mass transfers showed that textile heat fluxmeters take into account the evaporation phenomenon. This coupling is mainly influenced by the textile heat fluxmeter material.

Another axis of development is to transform the existing textile heat fluxmeter to a radiative heat fluxmeter. The graphite was applied on one of the faces of the THF to have a thermal emissivity close to 1. The first results support us to obtain a performant radiative heat fluxmeter.

Finally, this textile heat fluxmeter will be integrated into the garment for physiological applications, i.e. personal protective clothing for firefighter, in order to detect and quantify the heat and mass transfers and inform the user.

20.6. References

- [1] A.K.Haghi, Heat&mass transfer in textiles, WSEAS press, Second edition, (2011).
- [2] N.Oglakcioglu, A.Marmarali, Thermal comfort properties of cotton knitted fabrics in dry and wet states, *Tekstil ve konfeksiyon*, No.3, (2010), 2013-2017.
- [3] A.Marmarali, N.Ozdil, S.Dönmez Kretzschmar, Giysilerde isil konforu etkileyen parametreler, *Tekstil ve konfeksiyon*, No.4, (2006), 241-246.
- [4] S.B.Stankovic, D.Popovic, G.B.Poparic, Thermal properties of textile fabrics made of natural and regenerated cellulose fibers, *Polymer Testing*, Vol. 27, (2008), 41–48.
- [5] G.Havenith, Heat balance when wearing protective clothing, *Ann. occup. Hyg.*, Vol. 43, No. 5, (1999), 289-296.
- [6] B.Mijovic, I.Salopek Cubric, Z.Skenderi, Measurement of thermal parameters of skin-fabric environment, *Periodicum biologorum*, Vol. 112, No.1, (2010), 69–73.
- [7] C.Keiser, Steam burns moisture management in firefighter protective clothing, Swiss federal institute of technology, ETH Zurich, (2007).
- [8] G.Havenith, Interaction of Clothing and Thermoregulation, *Exogenous Dermatology*, Vol. 1(5), (2002), 221-230.
- [9] H.Gidik, G.Bedek, D.Dupont, C.Codau, Impact of the textile substrate on the heat transfer of a textile heat flux sensor, *Sensors and actuators A*, Vol. 230, (2015) 25–32.
- [10] X.Xu, A.J. Karis, M.J.Buller, W.R.Santee, Relationship between core temperature, skin temperature, and heat flux during exercise in heat, *Eur. J. Appl. Physiol*, Vol. 113, (2013), 2381–2389.
- [11] R. Niedermann, A. Psikuta, R. M. Rossi, Heat flux measurements for use in physiological and clothing research, *Int. J. Biometeorol*, Vol. 58, (2014), 1069-1075.
- [12] Z.Xizhong, D.Zizhu, Z.Genhong, Application of the heat flux sensor in physiological studies, *Journal of Thermal Biology*, Vol. 18, No. 5/6, (1993), 473–476.
- [13] D.Dupont, P.Godts, D.Leclercq, Design of textile heat flowmeter combining evaporation phenomena, *Textile Research Journal*, Vol. 76(10), (2006), 772-776, ISSN.

- [14] M.Yala-Aithammouda, Etude et réalisation de microcapteurs de flux thermique en technologie silicium, Université de science et technologie de Lille, France, (2007).
- [15] C.T.Huang, C.L.Sheng, C.F.Tang, S.H.Chang, A wearable yarn-based piezo-resistive sensor, *Sensors and actuators A*, Vol.141, (2008), 396-403.
- [16] R.B.Katragadda, Y.Xu, A novel intelligent textile technology based on silicon flexible skins, *Sensors and actuators A*, Vol. 143, (2008), 169-174.
- [17] Y.Morozumi, K.Akaki, N.Tanabe, Heat and moisture transfer in gaps between sweating imitation skin and nonwoven cloth: effect of gap space and alignment of skin and clothing on the moisture transfer, *Heat mass transfer*, Vol. 48, (2012), 1235–1245.
- [18] P. W. Gibson, M. Charmchi, Coupled heat and mass transfer through hygroscopic porous materials-application to clothing layers, *Sen'i gakkaiishi*, Vol.53, No.5, (1997), 183-194.
- [19] A. Bouddour, J.L. Auriault, M.Mhamdi-Alaoui, J.F. Bloch, Heat and mass transfer in wet porous media in presence of evaporation-condensation, *International journal of heat and mass transfer*, Vol. 41, No. 15, (1998), 2263-2277.
- [20] A.M.Schneider, B.N.Hoschke, H.J.Goldsmid, Heat transfer through moist fabrics, *Textile research journal*, Vol. 62(2), (1992), 61-66.
- [21] Y.Li, Q.Zhu, Simultaneous heat and moisture transfer with moisture sorption,condensation, and capillary liquid diffusion in porous textiles, *Textile research journal*, Vol. 73 (6), (2003), 515-524.
- [22] E.Karaca, N.Kahraman, S.Omeroglu, B.Becerir, Effects of fiber cross sectional shape and weave pattern on thermal comfort properties of polyester woven fabrics, *Fibres&textiles in Eastern Europe*, Vol. 3(92), No. 20, (2012), 67-72.
- [23] P.Gibson, R.Rossi, Modeling of thermal comfort: from microscale to macroscale, *The Fiber Society 2012 Spring Conference, Fiber Research for Tomorrow's Applications*, (2012).
- [24] L.Hes, C. Loghin, Heat, moisture and air transfer properties of selected woven fabric in wet state, *Journal of fiber bioengineering and informatics*, Vol. 2, (2009), 141-149.
- [25] B.V.Holcombe, B.N.Hoschke, Dry heat transfer characteristics of underwear fabrics, *Textile research journal*, (1983), 368-374.

- [26] R.R.Van Amber, C.A.Wilson, R.M.Laing, B.J.Lowe, B.E.Niven, Thermal and moisture transfer properties of sock fabrics differing in fiber type, yarn, and fabric structure, *Textile research journal*, (2014).
- [27] T.Dias, G.B.Delkumburewatte, The influence of moisture content on the thermal conductivity of a knitted structure, *Measurement science and technology*, Vol. 18, (2007), 1304–1314.
- [28] S.B.Stankovic, D.Popovic, G.B.Poparic, Thermal properties of textile fabrics made of natural and regenerated cellulose fibers, *Polymer Testing*, Vol. 27, (2008) 41–48.
- [29] S.Raj, S.Sreenivasan, Total wear comfort index as an objective parameter for characterization of overall wearability of cotton fabrics, *Journal of engineered fibers and fabrics*, Volume 4 (4), (2009), 29-41.
- [30] G.Bedek, F.Salaün, Z.Martinkovska, E.Devau, D.Dupont, Evaluation of thermal and moisture management properties on knitted fabrics and comparison with a physiological model in warm conditions, *Applied ergonomics*, Vol. 42(6), (2011), 792-800.
- [31] I.Frydrych, G.Dziworska, J.Bilska, Comparative analysis of the thermal insulation properties of fabrics made, *Fibres&textiles in Eastern Europe*, October/December 2002, 40-44.
- [32] J.Dyer, Functional textiles for improved performance 8-infrared functional textiles, *Protection and health*, Woodhead publishing a series in textiles, (2011), 184-197.
- [33] B.Das, A. Das, V.K. Kothari, R. Fanguiero, M. de Araújo, Moisture transmission through textiles part I: processes involved in moisture transmission and the factors at play, *AUTEX Research Journal*, Vol. 7, No.2, (2007).
- [34] C.Abelé, Transferts d’humidité à travers les parois, *Guide technique*, CSTB, (2009).
- [35] E.Onofrei, A.M.Rocha, A.Catarino, The influence of knitted fabrics’ structure on the thermal and moisture management properties, *Journal of engineered fibers and fabrics*, Volume 6 (4), (2011), 10-22.
- [36] C.Zhu, M.Takatera, Effects of hydrophobic yarns on liquid migration in woven fabrics, *Textile research journal*, Vol. 85(5), (2015), 479–486.
- [37] C.B.Simile, Critical evaluation of wicking in performance fabrics, *Georgia Institute of Technology*, (2004).

-
- [38] E.Kissa, Wetting and wicking, *Textile research journal*, Vol. 66(10), (1996), 660-668.
- [39] A.Asayesh, M.Maroufi, Effect of yarn twist on wicking of cotton interlock weft knitted fabric, *Indian journal of fibre&textile research*, Vol. 32, (2007), 373-376.
- [40] N.R.S.Hollies, M.M.Kaessinger, H.Bogaty, Water transport mechanisms in textile materials1 Part I: the role of yarn roughness in capillary-type penetration, *Textile research journal*, Vol. 26, (1956), 829-835.
- [41] P.Thureau, Fluxmètres thermiques, *Techniques de l'ingénieur*, R2900, (1996).
- [42] H.Kada, E.Antczak, M.Broda, E.Wirquin, La fluxmètrie, *Projet national Calibé*.
- [43] H.Randrianarisoa, Thèse doctorat : Etude et réalisation d'un banc de mesures pour capteurs de rayonnement infrarouge. Application a la caractérisation de microradiomètres, *Université des sciences et technologies de Lille, France*, (1998).
- [44] <http://www.vatell.com/>
- [45] <http://www.rdfcorp.com/>
- [46] <http://www.omega.com/>
- [47] <http://www.hukseflux.com/>
- [48] <http://www.wuntronic.de/>
- [49] <http://www.capttec.fr/>
- [50] B.Azerou, Conception, réalisation et mise en œuvre de fluxmètres thermiques passif et dynamique à base de couches minces, *Université de Nantes, France*, (2013).
- [51] A.Schwarz, Electro-conductive yarns: their development, characterization and applications, *Ghent University, Belgium*, (2011).
- [52] C.Machut, Contribution à l'étude des thermocouples plaques. Application a l'autocompensation en températures de nouveaux capteurs, *Université des sciences et technologies de Lille, France*, (1997).
- [53] J.Eichhoff, A.Hehl, S.Jockenhoevel, T.Gries, Textile fabrication technologies for embedding electronic functions into fibers, yarns and fabrics, *Multidisciplinary know-how for smart-textiles developers*, (2013), 191-225.
- [54] D.Bhattacharjee, V.K. Kothari, Heat transfer through woven textiles, *International journal of heat and mass transfer*, Vol. 52, (2009) 2155–2160.
- [55] M.Matusiak, K.Sikorski, Influence of the structure of woven fabrics on their thermal insulation properties, *Fibres&Textiles in Eastern Europe*, Vol. 19, No. 5 (88), (2011), 46-53.

[56] ISO 3801, Textiles - woven fabrics - determination of mass per unit length and mass per unit area, (ISO, 1977), Genève.

[57] ISO 5084, Determination of thickness of textiles and textile products, (ISO, 1996), Genève.

[58] ISO 9237, Determination of the permeability of fabrics to air, (ISO, 1995), Genève.

[59] ISO 11092, Textiles-physiological effects-measurements of thermal and water-vapour resistance under steady-state conditions (sweating guarded hotplate test), (ISO, 1993), Genève.

[60] BS 7209, Water vapour permeable apparel fabrics, (British Standards Institutions, 1990), London.

[61] S.Petrusic, E.Onofrei, G.Bedek, C.Codau, D.Dupont, D.Soulat, Moisture management of underwear fabrics and linings of firefighter protective clothing assemblies, The journal of the textile institute, (2014).

[62] R.Niedermann, A.Psikuta, R.M. Rossi, Heat flux measurements for use in physiological and clothing research, Int. J. Biometeorol., (2013).

Résumé

Après un état de l'art sur l'ensemble des fluxmètres thermiques existants, il a été mis en évidence qu'aucun n'est capable d'analyser le couplage des transferts thermiques et hydriques à cause de leurs imperméabilités. De plus leur semi rigidité les contraint à être utilisés sur des surfaces planes et statiques. Ainsi, l'objectif de cette étude est d'élaborer un fluxmètre thermique à gradient tangentiel de température à paroi auxiliaire textile (ou fluxmètre thermique textile). Grâce à sa porosité et souplesse, ce fluxmètre thermique textile est capable de mesurer le couplage des transferts thermiques et hydriques avec une perturbation minimale et également d'épouser des formes gauches et déformables. Trois procédés ont été utilisés pour la production des fluxmètres thermiques textiles : une thermopile a été réalisée avec la technologie des électrodes plaquées avec deux méthodes différentes, à savoir additive ou soustractive, et celui-ci a été inséré dans la paroi auxiliaire textile pendant le tissage de cette paroi avec deux orientations différents, à savoir en chaîne ou en trame. De plus, l'influence de la paroi auxiliaire textile sur la performance du fluxmètre thermique textile a été étudiée. Deux matériaux différents, à savoir un hydrophile et un hydrophobe, et deux armures différentes, à savoir l'un avec des aspérités et l'autre avec une surface lisse, ont été comparés. Parmi tous les fluxmètres thermiques textiles et références, le fluxmètre thermique conçu avec un matériau hydrophile et une surface lisse donne une sensibilité plus importante. Celle-ci peut être expliquée par sa résistance thermique élevée et son contact optimisé avec la surface de mesure. Il a été observé que le fluxmètre thermique textile avec un matériau hydrophobe est moins influencé par la mesure du couplage des transferts thermiques et hydriques : l'humidité modifie plus faiblement son comportement.

Abstract

After a state of the art on existing heat fluxmeters, it has been demonstrated that they aren't able to measure the coupling between heat and mass transfers because of their impermeability. Moreover, they can be used just for flat and static surfaces because of their semi rigidity. Thus, the objective of this study is to develop a heat flow meter tangential temperature gradient with a textile auxiliary wall (textile heat fluxmeter). It is able to measure the coupling between heat and mass transfers with a minimum perturbation and it can be used for complex surfaces due to its porosity and flexibility. Three different processes were used to develop textile heat fluxmeters: a thermopile was realized with electroplating technology with two different methods, i.e. additive or subtractive, and it was inserted into the textile auxiliary wall during the weaving process with two different orientations, i.e. weft and warp. Moreover, the influence of the textile auxiliary wall on the textile heat fluxmeters' performance was studied. Two different materials, i.e. a hydrophilic and a hydrophobic, and two different weaving structures, i.e. with a rough surface and with a flat surface, were compared. Among all the textile and reference heat fluxmeters, the textile heat fluxmeter with hydrophilic material and flat surface gives the highest sensitivity. This can be explained by its higher thermal resistance and optimized contact with the measuring unit. It was observed that the textile heat fluxmeter with hydrophobic material is less influenced by the measurement of the coupling between heat and mass transfers: its behavior is less modified by humidity.
