

## INFORMATION TO USERS

This manuscript has been reproduced from the microfilm master. UMI films the text directly from the original or copy submitted. Thus, some thesis and dissertation copies are in typewriter face, while others may be from any type of computer printer.

**The quality of this reproduction is dependent upon the quality of the copy submitted.** Broken or indistinct print, colored or poor quality illustrations and photographs, print bleedthrough, substandard margins, and improper alignment can adversely affect reproduction.

In the unlikely event that the author did not send UMI a complete manuscript and there are missing pages, these will be noted. Also, if unauthorized copyright material had to be removed, a note will indicate the deletion.

Oversize materials (e.g., maps, drawings, charts) are reproduced by sectioning the original, beginning at the upper left-hand corner and continuing from left to right in equal sections with small overlaps. Each original is also photographed in one exposure and is included in reduced form at the back of the book.

Photographs included in the original manuscript have been reproduced xerographically in this copy. Higher quality 6" x 9" black and white photographic prints are available for any photographs or illustrations appearing in this copy for an additional charge. Contact UMI directly to order.

**UMI<sup>®</sup>**

Bell & Howell Information and Learning  
300 North Zeeb Road, Ann Arbor, MI 48106-1346 USA  
800-521-0600



UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE  
Faculté des sciences appliquées  
Département de génie chimique

ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DU SÉCHAGE PAR HAUTE FRÉQUENCE

Mémoire de maîtrise en sciences appliquées  
Spécialité : génie chimique

Alain POULIN

Sherbrooke, (Québec), CANADA

Janvier, 1998

IV - 1020



National Library  
of Canada

Acquisitions and  
Bibliographic Services

395 Wellington Street  
Ottawa ON K1A 0N4  
Canada

Bibliothèque nationale  
du Canada

Acquisitions et  
services bibliographiques

395, rue Wellington  
Ottawa ON K1A 0N4  
Canada

*Your file* *Votre référence*

*Our file* *Notre référence*

The author has granted a non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of this thesis in microform, paper or electronic formats.

The author retains ownership of the copyright in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de cette thèse sous la forme de microfiche/film, de reproduction sur papier ou sur format électronique.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

0-612-40615-6

Canada

## SOMMAIRE

Le séchage par convection et haute fréquence a été étudiée expérimentalement à l'échelle de laboratoire dans un applicateur de type capacitif. Des panneaux minéraux dont les propriétés physiques et électriques sont connues ont servi à la réalisation de l'étude. Des essais de séchage par convection ont démontré que la cavité expérimentale permet une évaluation adéquate des coefficients de transfert de chaleur et de masse.

En séchage par convection et HF, les résultats expérimentaux ont révélé que les coefficients de transfert de chaleur et de masse doivent être diminués pour tenir compte de l'augmentation du taux d'évaporation causé par l'utilisation de l'énergie HF. De plus, la théorie de la couche limite s'est avérée adéquate pour la description de l'influence du taux d'évaporation sur les caractéristiques de la couche limite. Aussi, l'analogie entre le transfert de chaleur et de masse exprimée en terme de rapport de coefficients de transfert, souvent utilisée comme outil de conception et d'analyse, a été partiellement vérifiée expérimentalement.

Des résultats ont aussi montré que le développement de la non-uniformité de la distribution d'humidité à travers l'épaisseur du produit en cours de séchage par convection et HF n'est pas attribuable à une différence de résistance au transfert de masse à ces faces. Par conséquent, la présence d'une face imperméable tel un convoyeur ne devrait pas conduire à un séchage non uniforme. Cependant, il semble que ce phénomène soit fonction de la distribution initiale d'humidité et de l'intensité du transfert de chaleur par convection.

L'utilisation d'un modèle simple de séchage a permis d'expliquer l'effet d'une distribution non uniforme d'humidité dans l'épaisseur du produit sur la cinétique de séchage. Il a été démontré que le maximum d'évaporation et de puissance HF absorbée se déplace vers une teneur en eau moyenne plus élevée lorsque la distribution initiale d'humidité est non uniforme. Finalement, l'analyse a montré que la valeur du taux d'évaporation maximum diminue avec la non-uniformité de la distribution initiale d'humidité et par conséquent, il y a augmentation du temps de séchage.

## REMERCIEMENTS

Je voudrais exprimer mes plus sincères remerciements à mes directeurs de travaux, Dr Pierre Proulx et Dr Michel Dostie (LTEE d'Hydro-Québec) qui m'ont permis de réaliser ce projet. Leur patience, leur compétence et leur rigueur scientifique ont été d'une valeur inestimable tout au cours de mon cheminement.

Je m'en voudrais de passer sous silence le support du personnel technique et scientifique du LTEE et plus spécialement MM. Guy Jeanson et James Kendall. Aussi, je remercie le personnel enseignant de même que les étudiants gradués de l'Université de Sherbrooke que j'ai eu la chance de côtoyer.

L'aide financière du Conseil de recherche en sciences naturelles et en génie (CRSNG) de même que celle du Laboratoire des technologies électrochimiques et des électrotechnologies (LTEE) d'Hydro-Québec ont été grandement utiles et appréciées.

## TABLE DES MATIÈRES

|  | page |
|--|------|
| SOMMAIRE.....  | I    |
| REMERCIEMENTS.....   | II   |
| TABLE DES MATIÈRES.....  | III  |
| LISTE DES FIGURES.....   | V    |
| LISTE DES TABLEAUX.....  | VIII |
| NOMENCLATURE.....  | X    |
| 1. INTRODUCTION.....   | 1    |
| 1.1 Problématique.....   | 1    |
| 1.2 Objectifs.....   | 2    |
| 1.3 Méthodologie.....  | 3    |
| 2. REVUE DE LA LITTÉRATURE.....  | 4    |
| 2.1 Travaux expérimentaux antérieurs en séchage diélectrique.....  | 4    |
| 2.2 Revue des théories du séchage.....   | 10   |
| 3. DESCRIPTION DU MONTAGE EXPÉRIMENTAL ET DES PROCÉDURES.....  | 13   |
| 3.1 Introduction.....  | 13   |
| 3.2 Appareillage expérimental.....   | 13   |
| 3.2.1 L'installation HF.....   | 13   |
| 3.2.2 La cavité expérimentale.....   | 15   |
| 3.2.3 Le système d'acquisition.....  | 19   |
| 3.3 Paramètres d'opération.....  | 19   |
| 3.4 Caractéristiques du produit.....   | 21   |
| 3.5 Procédure de préparation des échantillons et de réalisation des essais.....  | 26   |
| 3.6 Reproductibilité des résultats expérimentaux.....  | 31   |
| 3.7 Incertitudes de mesures expérimentales.....  | 36   |
| 4. ESSAIS DE SÉCHAGE PAR CONVECTION.....   | 39   |
| 4.1 Objectifs.....   | 39   |
| 4.2 Évaluation des coefficients de transfert.....  | 39   |
| 4.2.1 Le coefficient de transfert de chaleur.....  | 39   |
| 4.2.2 Les coefficients de transfert de masse.....  | 45   |
| 4.3 Vérification de la validité de l'analogie entre le transfert de chaleur et de masse en séchage par convection..... | 48   |
| 4.4 Conclusions.....   | 52   |
| 5. COEFFICIENTS DE TRANSFERT CONVECTIF EN SÉCHAGE PAR CONVECTION ET HF.....  | 53   |
| 5.1 Objectifs.....   | 53   |
| 5.2 Évaluation des pertes énergétiques.....  | 53   |
| 5.2.1 Évaluation des pertes énergétiques lors d'essais HF à vide.....  | 53   |
| 5.2.2 Évaluation des pertes énergétiques lors d'essais HF en charge.....   | 57   |
| 5.3 Évaluation de l'énergie HF absorbée par le produit.....  | 59   |

|     |   |     |
|-----|---|-----|
| 5.4 | Vérification de l'analogie entre le transfert de chaleur et de masse en séchage HF.....                                     | 66  |
| 5.5 | Conclusions.....  | 75  |
| 6.  | ÉTUDE DE LA CINÉTIQUE DE SÉCHAGE PAR CONVECTION ET HF.....  | 77  |
| 6.1 | Objectifs.....  | 77  |
| 6.2 | Influence de la distribution interne d'humidité sur la cinétique de séchage par convection et HF.....                       | 77  |
| 6.3 | Influence du transfert de chaleur par convection sur la cinétique de séchage par convection et HF.....                      | 89  |
| 6.4 | Influence de la résistance au transfert de masse aux faces du produit sur la cinétique de séchage par convection et HF..... | 91  |
| 6.5 | Conclusions.....  | 94  |
|     | Conclusions.....  | 95  |
|     | ANNEXE 1 : Appareils de mesure et / ou capteurs.....  | 96  |
|     | ANNEXE 2 : Étalonnage de la puissance fournie par le four.....  | 97  |
|     | ANNEXE 3 : Modélisation bidimensionnelle de la cavité HF.....   | 98  |
|     | ANNEXE 4 : Propriétés thermophysiques de l'eau, de la vapeur d'eau, de l'air et du produit.....                             | 103 |
|     | ANNEXE 5 : Caractérisation électrique de la boîte d'adaptation.....   | 105 |
|     | Bibliographie.....  | 108 |



## LISTE DES FIGURES

|  | page |
|--|------|
| Figure 2.1 Cinétique de séchage typique à l'aide d'un chauffage volumique à puissance constante.....                                       | 5    |
| Figure 3.1 Schéma de l'installation HF.....  | 14   |
| Figure 3.2(a) Vue de dessus de la cavité expérimentale.....  | 16   |
| Figure 3.2(b) Vue de face de la cavité expérimentale.....  | 17   |
| Figure 3.2(c) Vue de côté de la cavité expérimentale.....  | 18   |
| Figure 3.3 Schéma du système d'acquisition.....  | 20   |
| Figure 3.4 Structure du produit (grossissement 6.4X).....  | 22   |
| Figure 3.5 Constante diélectrique des panneaux minéraux à 30 MHz.....  | 25   |
| Figure 3.6 Facteur de pertes diélectriques des panneaux minéraux à 30 MHz.....   | 25   |
| Figure 3.7 Évolution de la température au centre du produit sec (convection naturelle; d = 40 mm; V = 2.0 kV).....                         | 26   |
| Figure 3.8 Répartition du champ électrique dans la cavité vide (V = 1.0 kV).....   | 28   |
| Figure 3.9 Répartition du champ électrique dans un échantillon de 16 x 16 x 1 cm (X = 1.0 kg/kg b.s. et V = 1.0 kV).....                   | 28   |
| Figure 3.10 Distributions internes d'humidité obtenues avec la procédure d'humidification A.....   | 30   |
| Figure 3.11 Reproductibilité des essais à 1.0 kV (d = 40 mm).....  | 32   |
| Figure 3.12 Reproductibilité des essais à 1.5 kV (d = 40 mm).....  | 33   |
| Figure 3.13 Reproductibilité des essais à 2.0 kV (d = 40 mm).....  | 33   |
| Figure 3.14 Effet des fibres optiques et des différences entre les échantillons sur le taux de séchage.....                                | 34   |
| Figure 3.15 Corrélation entre la puissance HF incidente et le taux d'évaporation.....  | 35   |
| Figure 4.1 Évolution de la température de surface en séchage par convection.....   | 44   |
| Figure 4.2 Gradient thermique dans le produit en séchage par convection.....   | 44   |
| Figure 5.1 Effet de l'écartement entre les électrodes sur les pertes énergétiques dans l'inductance lors d'essais à vide (V = 1.5 kV)..... | 54   |
| Figure 5.2 Effet de la tension sur les pertes énergétiques dans l'inductance lors d'essais à vide (d = 40 mm).....                         | 55   |

|             |   |    |
|-------------|---|----|
| Figure 5.3  | Pertes énergétiques en cours de séchage (V = 1.0 kV, d = 40 mm).....  | 57 |
| Figure 5.4  | Pertes énergétiques en cours de séchage (V = 1.5 kV, d = 40 mm).....  | 58 |
| Figure 5.5  | Pertes énergétiques en cours de séchage (V = 2.0 kV, d = 40 mm).....  | 58 |
| Figure 5.6  | Densité de puissance HF en cours de séchage (V = 1.0 kV et d = 40 mm).....  | 62 |
| Figure 5.7  | Densité de puissance HF en cours de séchage (V = 1.5 kV et d = 40 mm).....  | 62 |
| Figure 5.8  | Densité de puissance HF en cours de séchage (V = 2.0 kV et d = 40 mm).....  | 63 |
| Figure 5.9  | Comparaison entre la densité de puissance absorbée évaluée par bilan thermique et à l'aide des pertes lorsque le produit est sec.....                     | 64 |
| Figure 5.10 | Évolution des différents facteurs de correction en fonction de la densité de puissance HF.....  | 70 |
| Figure 5.11 | Rapports des coefficients basés sur $\Delta p^*$ en fonction du flux de chaleur $q_{HF}^{**}$ .....   | 71 |
| Figure 5.12 | Rapports des coefficients basés sur $B_K$ en fonction du flux de chaleur $q_{HF}^{**}$ .....  | 72 |
| Figure 5.13 | Distribution en fréquence de $\left(\frac{Nu Sc}{Sh_p Pr}\right)^*$ .....   | 73 |
| Figure 5.14 | Distribution en fréquence de $\left(\frac{Nu_{CL} Sc}{Sh_{pCL} Pr}\right)^*$ .....  | 73 |
| Figure 5.15 | Distribution en fréquence de $\left(\frac{Nu Sc}{Sh_y Pr}\right)^*$ .....   | 74 |
| Figure 5.16 | Distribution en fréquence de $\left(\frac{Nu_{CL} Sc}{Sh_{yCL} Pr}\right)^*$ .....  | 74 |
| Figure 6.1  | Schéma du système pour la modélisation du séchage volumique par HF d'un produit en plusieurs couches.....   | 77 |
| Figure 6.2  | Résultats numériques de l'effet de la distribution initiale d'humidité sur la cinétique de séchage par HF.....  | 79 |
| Figure 6.3  | Effet de la non-uniformité de l'humidité sur le taux d'évaporation de chacune des couches de produit ( $X_{oi} = 1.2$ et $X_{oif} = 1.8$ kg/kg b.s.)..... | 80 |
| Figure 6.4  | Distributions interne d'humidité obtenues avec la procédure d'humidification B.....   | 82 |
| Figure 6.5  | Effet du taux de séchage sur la cinétique de séchage par convection et HF.....  | 83 |

|             |   |     |
|-------------|---|-----|
| Figure 6.6  | Courbes de séchage numérique et expérimentale pour une distribution initiale d'humidité uniforme.....   | 84  |
| Figure 6.7  | Courbes de séchage numériques et expérimentale pour des distributions initiales d'humidité non uniformes ( $\bar{X}_{oi}$ et $\bar{X}_{oII} < X_{crit}$ ) ..... | 84  |
| Figure 6.8  | Courbes de séchage numérique et expérimentale pour des distributions initiales d'humidité non uniformes ( $\bar{X}_{oi} < X_{crit} < \bar{X}_{oII}$ ) .....     | 86  |
| Figure 6.9  | Effet d'une redistribution de l'humidité sur la cinétique de séchage.....   | 87  |
| Figure 6.10 | Effet du transfert de chaleur par convection sur la cinétique de séchage convection et HF.....  | 90  |
| Figure 6.11 | Effet de la résistance au transfert de masse sur le taux d'évaporation .....  | 92  |
| Figure 6.12 | Effet de la résistance au transfert de masse sur la puissance HF délivrée.....  | 93  |
| Figure A2.1 | Étalonnage de la puissance donnée par le four .....   | 97  |
| Figure A3.1 | Maillage dans la cavité HF vide.....  | 99  |
| Figure A3.2 | Maillage entre les électrodes dans la cavité HF vide.....   | 100 |
| Figure A3.3 | Répartition du champ électrique entre les électrodes.....   | 100 |
| Figure A3.4 | Maillage à l'intérieur du produit.....  | 101 |
| Figure A3.5 | Répartition du champ électrique dans l'échantillon (d = 40 mm) .....  | 102 |
| Figure A3.6 | Densités de puissance dans le produit (d = 40 mm) .....   | 102 |
| Figure A5.1 | Schéma d'un quadripôle .....  | 105 |
| Figure A5.2 | Coefficient de transmission de la boîte d'adaptation en fonction de la valeur des capacités variables .....   | 106 |
| Figure A5.3 | Coefficient de transmission de la boîte d'adaptation en fonction de $C_{module}$ .....  | 106 |

## LISTE DES TABLEAUX

|             | page  |
|-------------|---|
| TABLEAU 3.1 | PLAGE DE VARIATION DES PARAMÈTRES ÉTUDIÉS ..... 21  |
| TABLEAU 3.2 | PROPRIÉTÉS PHYSIQUES ET THERMOPHYSIQUES DES<br>PANNEAUX MINÉRAUX ..... 22   |
| TABLEAU 3.3 | VARIATION DE LA DENSITÉ DANS L'ÉPAISSEUR DES<br>PANNEAUX ..... 23   |
| TABLEAU 3.4 | VARIATION DE LA DENSITÉ À L'INTÉRIEUR DES PANNEAUX ..... 23   |
| TABLEAU 3.5 | DIMENSIONS D'UN ÉCHANTILLON ( $l_{min}$ ) EN FONCTION DE<br>L'ÉCARTEMENT ENTRE LES ÉLECTRODES ET DE LA<br>TOLÉRANCE SUR LA TEMPÉRATURE ..... 27 |
| TABLEAU 3.6 | CONDITIONS D'OPÉRATION ET TEMPÉRATURES MESURÉES<br>LORS DES ESSAIS DE REPRODUCTIBILITÉ ..... 31   |
| TABLEAU 3.7 | INCERTITUDES MAXIMALES SUR LES VARIABLES MESURÉES ..... 37  |
| TABLEAU 3.8 | INCERTITUDES SUR LES COEFFICIENTS DE TRANSFERT ..... 38   |
| TABLEAU 4.1 | COEFFICIENTS DE TRANSFERT DE CHALEUR EN SÉCHAGE PAR<br>CONVECTION ..... 42  |
| TABLEAU 4.2 | COEFFICIENTS DE TRANSFERT DE MASSE EN SÉCHAGE PAR<br>CONVECTION ..... 47  |
| TABLEAU 4.3 | RAPPORTS DES COEFFICIENTS DE TRANSFERT EN SÉCHAGE<br>PAR CONVECTION ..... 50  |
| TABLEAU 5.1 | PERTES ÉNERGÉTIQUES LORS D'ESSAIS À VIDE ..... 56   |
| TABLEAU 5.2 | RÉPARTITION DE L'ÉNERGIE EN SÉCHAGE PAR CONVECTION<br>ET HF ..... 65  |
| TABLEAU 5.3 | COEFFICIENTS DE TRANSFERT CONVECTIF EN SÉCHAGE PAR<br>CONVECTION ET HF ..... 68   |
| TABLEAU 5.4 | RAPPORTS DE COEFFICIENTS DE TRANSFERT EN SÉCHAGE<br>PAR CONVECTION ET HF ..... 69   |
| TABLEAU 6.1 | DISTRIBUTIONS INITIALES D'HUMIDITÉ ÉTUDIÉES<br>NUMÉRIQUEMENT ..... 79   |
| TABLEAU 6.2 | REDISTRIBUTION D'HUMIDITÉ EN PHASE LIQUIDE ..... 85   |
| TABLEAU 6.3 | EFFET DE LA DISTRIBUTION D'HUMIDITÉ SUR LE TAUX<br>D'ÉVAPORATION ET LE TEMPS DE SÉCHAGE ( $\bar{X}_0 = 1.5$ kg/kg<br>b.s.) ..... 88             |

|             |   |    |
|-------------|---|----|
| TABLEAU 6.4 | EFFET DU TRANSFERT DE CHALEUR PAR CONVECTION SUR LA<br>DISTRIBUTION INTERNE D'HUMIDITÉ..... | 91 |
|-------------|---|----|

## NOMENCLATURE

| Variable                 | Description   | unité         |
|--------------------------|---|---------------|
| $A_p$                    | Aire d'une électrode  | $m^2$         |
| $A_s$                    | Aire d'une face d'un échantillon  | $m^2$         |
| $B_h$                    | Rapport de flux de chaleur  | -             |
| $B_k$                    | Rapport de flux de masse  | -             |
| $C_{\text{module}}$      | Capacité module de la boîte d'adaptation                                      | -             |
| $C_{\text{phase}}$       | Capacité phase de la boîte d'adaptation                                       | -             |
| $C_{pv}$                 | Chaleur spécifique de la vapeur d'eau   | J/kg K        |
| $d$                      | Écartement entre les électrodes   | mm            |
| $E$                      | Champ électrique  | V/m           |
| $Gr$                     | Nombre de Grashof   | -             |
| $h$                      | Épaisseur de l'échantillon  | m             |
| $h_c$                    | Coefficient de transfert de chaleur   | $W/m^2 K$     |
| $H_c$                    | Facteur de correction de Hanna  | -             |
| $K_y$                    | Coefficient de transfert de masse basé sur la fraction molaire                | moles/ $m^2s$ |
| $K_p$                    | Coefficient de transfert de masse basé sur la différence de densité           | $m/s$         |
| $l_{\text{min}}$         | Longueur minimum à respecter pour éliminer les effets de bords                | m             |
| $m$                      | Masse de l'échantillon  | kg            |
| $\dot{m}$                | Débit massique d'eau de refroidissement                                       | kg/s          |
| $M$                      | Masse molaire   | kg/kmole      |
| $Nu$                     | Nombre de Nusselt   | -             |
| $N_v$                    | Taux d'évaporation  | kg/ $m^2s$    |
| $p$                      | Tolérance sur l'élévation de température (équation (3.5))                     | %             |
| $Pr$                     | Nombre de Prandtl   | -             |
| $P_{\infty}$             | Pression atmosphérique  | kPa           |
| $\dot{q}_{\text{acc}}$   | Flux de chaleur utilisée pour la montée en température                        | $W/m^2$       |
| $\dot{q}_{\text{conv}}$  | Flux de chaleur par convection  | $W/m^2$       |
| $\dot{q}_{\text{conv}p}$ | Portion de l'énergie transmise à l'échantillon et attribuable à la convection | %             |
| $\dot{q}_{\text{évap}}$  | Flux de chaleur utilisée pour l'évaporation                                   | $W/m^2$       |
| $\dot{q}_{\text{HF}}$    | Flux de chaleur haute fréquence   | $W/m^2$       |
| $\dot{q}_{\text{HFinc}}$ | Flux de chaleur haute fréquence délivrée par le générateur                    | $W/m^2$       |
| $\dot{q}_{\text{rad}}$   | Flux de chaleur radiatif  | $W/m^2$       |

|                  |   |            |
|------------------|---|------------|
| $\dot{q}_{radp}$ | Portion de l'énergie transmise à l'échantillon et attribuable à la radiation            | %          |
| $Q_{HF\ cor}$    | Puissance réellement générée par le four  | W          |
| $Q_{HF\ inc}$    | Puissance générée et donnée par le four   | W          |
| $Q_{ind}$        | Puissance perdue dans l'inductance du circuit d'adaptation et évaluée par calorimétrie  | W          |
| $Q_{ref}$        | Puissance réfléchie vers le générateur  | W          |
| $Q_{para\_S}$    | Puissance perdue dans le circuit d'adaptation et donnée par les paramètres S du circuit | W          |
| $q_{pertes}$     | Énergie perdue entre le générateur et le produit  | W          |
| Re               | Nombre de Reynold   | -          |
| Sc               | Nombre de Schmidt   | -          |
| Sh               | Nombre de Sherwood  | -          |
| t                | Temps   | s          |
| $T_c$            | Température du centre de l'échantillon  | °C         |
| $T_d$            | Température de rosée  | °C         |
| $T_f$            | Température du front d'évaporation  | °C         |
| $T_{in}$         | Température de l'eau à l'entrée du circuit de refroidissement                           | °C         |
| $T_{out}$        | Température de l'eau à la sortie du circuit de refroidissement                          | °C         |
| $T_p$            | Température des électrodes  | °C         |
| $T_{pc\infty}$   | Point de consigne pour le contrôle de la température de l'air                           | °C         |
| $T_s$            | Température de surface de l'échantillon   | °C         |
| $T_{\infty}$     | Température de l'air dans la cavité   | °C         |
| V                | Point de consigne pour la tension aux électrodes  | V          |
| $v_{\infty}$     | Vitesse de l'écoulement   | m/s        |
| X                | Teneur en eau   | kg/kg b.s. |
| $X_{crit}$       | Teneur en eau critique  | kg/kg b.s. |
| $X_{max}$        | Teneur en eau à laquelle survient le maximum d'évaporation                              | kg/kg b.s. |
| $y_v$            | Fraction molaire de vapeur  | -          |

#### Symboles grecs

|              |   |      |
|--------------|---|------|
| $\Delta H_v$ | Enthalpie de vaporisation de l'eau                                  | J/kg |
| $\Delta T^*$ | Écart de température entre la surface et le centre de l'échantillon | °C   |
| $\epsilon_p$ | Émissivité des électrodes   | -    |
| $\epsilon_s$ | Émissivité du produit   | -    |

|                 |   |                   |
|-----------------|---|-------------------|
| $\varepsilon'$  | Constante diélectrique du produit                                 | -                 |
| $\varepsilon''$ | Facteur de pertes diélectrique du produit                         | -                 |
| $\psi$          | Humidité relative de l'air  |                   |
| $\rho$          | Densité   | kg/m <sup>3</sup> |
| $\theta_h$      | Facteur de correction pour le coefficient de transfert de chaleur | -                 |
| $\theta_K$      | Facteur de correction pour le coefficient de transfert de masse   | -                 |
| $\dot{\omega}$  | Débit d'air dans la cavité  | m <sup>3</sup> /s |

#### Indices

|          |  |
|----------|--|
| 1        | Début de la période à taux constant        |
| 2        | Fin de la période à taux constant          |
| CL       | Corrigé pour tenir compte du flux de masse |
| s        | À la surface de l'échantillon              |
| $\infty$ | Dans l'écoulement                          |

#### Exposant

|   |  |
|---|--|
| * | Valeur moyenne calculée durant la période de séchage à taux constant |
|---|--|



# 1. INTRODUCTION

## 1.1 Problématique

Traditionnellement, des techniques conventionnelles de transfert d'énergie telles que la convection et la conduction, et plus récemment le rayonnement infrarouge sont utilisées pour le séchage dans les procédés industriels. Dans ces modes de chauffage, l'apport d'énergie se fait à la surface du produit. Par la suite, on doit compter sur la conduction pour la transmission de l'énergie vers l'intérieur du matériau. Ces méthodes de chauffage, lorsque le produit n'est pas bon conducteur de chaleur, donnent lieu à des gradients de température importants pouvant conduire à la détérioration de la surface du produit [GROLMES et coll., 1990; JONES, 1992]. De plus, dans le cas de produit épais, le temps nécessaire pour atteindre la teneur en eau désirée peut devenir assez long. Afin de remédier à ces problèmes, de nouveaux modes de chauffage ont donc été développés. Parmi ceux-ci, on y retrouve le chauffage diélectrique (haute fréquence ou micro-onde).

L'analyse des caractéristiques du chauffage par haute fréquence (HF) montre que celui-ci offre des propriétés originales qui peuvent se traduire par des avantages significatifs [ORFEUIL, 1987]:

- transfert direct de l'énergie au produit;
- chauffage homogène dans la masse du produit;
- chauffage sélectif;
- densité de puissance élevée;
- absence d'inertie thermique;
- rapidité de chauffage;
- rendement assez élevé (50 à 60%);
- réduction de l'encombrement au sol;
- diversité des applications envisageables;
- qualité du traitement.

Ces avantages ont mené au développement de nombreuses applications industrielles. Parmi celles-ci, ORFEUIL [1987] en mentionne quelques-unes dans le domaine du séchage par HF:

- séchage de produits textiles en masse (bobines, mèches, écheveaux);
- séchage final du papier;
- séchage de fibres de verre en bobines;
- séchage de colle à base d'eau dans l'industrie du papier carton:

- séchage de cigarettes;
- déshydratation finale de biscuits;
- séchage de bois et de sciure;
- séchage de silice;
- séchage de produits pharmaceutiques;
- séchage de céramique alvéolaire;
- montée en température rapide du papier avant séchage.

Malgré toute l'expertise déjà développée, plusieurs aspects de la cinétique du séchage diélectrique sont encore mal connus. Des résultats expérimentaux récents mettent en lumière une influence de l'état de la surface et/ou de la distribution interne de l'humidité sur la cinétique de séchage par convection et HF [DOSTIE et NAVARRI, 1994a et b]. En plus de rendre difficile la transposition des résultats de laboratoire à une échelle industrielle, ce comportement soulève plusieurs interrogations en ce qui concerne le séchage diélectrique de produits en plusieurs couches, séchés à même un convoyeur plus ou moins perméable ou encore soumis à des conditions de ventilation différentes de chaque côté [DOSTIE et NAVARRI, 1994a]. L'étude de l'influence de l'état de la surface et de la distribution interne de l'humidité sur la cinétique de séchage devient donc nécessaire afin de faciliter le passage du laboratoire à l'application industrielle.

Les coûts liés à la technologie diélectrique, représentant l'obstacle majeur à son éclosion industrielle, exigent une optimisation du procédé. L'application du chauffage diélectrique durant la totalité du procédé étant souvent injustifiée [BHARTIA et coll., 1973; GROLMES et coll., 1990; TURNER et BREMHORST, 1992], il convient alors de déterminer le moment et la durée idéal pour l'application de ce mode de chauffage. Cependant, l'obtention de ces conditions d'opération est difficile et la présence des phénomènes mentionnés précédemment la rend d'autant plus complexe. Par conséquent, l'utilisation efficace et optimale de cette technologie sera grandement facilitée par la détermination de l'influence de l'état de la surface et de la distribution interne de l'humidité sur la cinétique de séchage.

## 1.2 Objectifs

Le présent projet vise quatre objectifs principaux, à savoir :

- 1) évaluer la validité de l'analogie entre le transfert de masse et de chaleur en séchage par convection et HF;
- 2) déterminer l'influence du taux de transfert de chaleur par convection sur la cinétique de séchage par convection et HF;

- 3) déterminer l'influence de la distribution interne de l'humidité sur la cinétique de séchage par convection et HF;
- 4) déterminer l'influence de la résistance au transfert de masse aux faces du produit sur la cinétique de séchage par convection et HF.

### **1.3 Méthodologie**

Premièrement, une revue de la littérature fera le point sur les faits démontrés expérimentalement et l'état actuel des connaissances. Elle permettra aussi de retracer brièvement les grandes lignes du développement des théories et des modèles mathématiques utilisés pour la représentation du séchage.

Deuxièmement, une étude expérimentale sur le séchage par convection sera menée afin de déterminer les coefficients de transfert de masse et de chaleur. L'analyse de ces expériences, sur la base de l'analogie entre le transfert de chaleur et de masse, démontrera si le montage expérimental utilisé dans ce travail permet d'évaluer adéquatement les coefficients de transfert par convection.

Troisièmement, une série d'essais portera sur les pertes énergétiques dans l'installation HF. Ces essais permettront d'identifier les composantes les plus énergivores sur la ligne de transmission. De plus, différentes méthodes d'évaluation de l'énergie absorbée par le produit et basées sur le calcul des pertes seront comparées.

Quatrièmement, des essais de séchage par convection et HF permettront de valider l'analogie entre le transfert de chaleur et de masse en séchage diélectrique. Des procédures de correction pour tenir compte du taux de transfert de masse et de la variation de la densité dans l'écoulement sur les coefficients de transfert de chaleur et de masse seront testées. L'analyse de la cinétique de ces essais permettra aussi d'étudier l'influence du taux de transfert de chaleur par convection sur le déroulement du séchage par convection et HF.

Cinquièmement, l'exploitation d'un modèle simple de séchage par HF permettra d'étudier l'effet que peut avoir la distribution initiale de l'humidité dans le produit sur l'évolution du taux de séchage. Sur la base des hypothèses émises pour la construction du modèle, des essais seront réalisés pour valider le modèle et vérifier l'effet réel de la distribution initiale d'humidité.

Finalement, l'influence de la résistance au transfert aux faces du produit sur la cinétique de séchage sera évaluée.

## 2. REVUE DE LA LITTÉRATURE

En raison de ses caractéristiques particulières, le séchage diélectrique a fait sa place dans plusieurs domaines industriels: textiles, pâtes et papiers, bois, agro-alimentaire, etc. Cependant, les paramètres gouvernant les performances d'un procédé diélectrique sont nombreux et leur influence est souvent mal connue [TURNER et JOLLY, 1990; TURNER et BREMHORST, 1992; SCHMIDT et coll., 1992; DOSTIE et NAVARRI, 1994a]. Le présent chapitre expose l'état actuel des connaissances dans le domaine. Dans la première partie, une revue des principaux résultats de travaux expérimentaux antérieurs illustre les faits démontrés et l'étendue des recherches dans le domaine. La seconde partie retrace brièvement les développements importants en ce qui concerne la représentation mathématique du séchage.

### 2.1 Travaux expérimentaux antérieurs en séchage diélectrique

LYONS et coll. [1972] fournissent des données sur le séchage par convection naturelle et MO (micro-onde) à 2450 MHz de rouleaux de textile. Les paramètres étudiés sont les distributions de température, d'humidité et de pression en fonction du type de séchage: axial, radial ou combiné (axial et radial). Les résultats obtenus pour ce type de matériau se résument ainsi:

- pour les échantillons à teneur en eau initiale élevée, l'évolution du taux d'évaporation  $N_v$  en fonction de la teneur en eau  $X$  montre un maximum avant le début de la P.S.T.C. (période de séchage à taux constant) tel qu'illustré à la figure 2.1. Durant cette période, un écoulement de liquide hors de l'échantillon, engendré par un gradient de pression causé par la vaporisation interne rapide de l'eau, est observable. L'analyse de l'évolution de la température et de la pression à l'intérieur de l'échantillon permet confirmer la cause de cet écoulement en phase liquide. Cette période est appelée période de ruissellement (*liquid movement period*). ROQUES et ZAGROUBA [1992] ont observé la même cinétique de séchage pour le béton cellulaire séché par MO à 2450 MHz et une puissance constante;
- durant la P.S.T.C.. les gradients de température et d'humidité à l'intérieur de l'échantillon sont très faibles. Cependant, en séchage radial, un refroidissement par convection naturelle engendre un gradient de température à la surface. De plus, au début de la période à taux décroissant, une montée en température est d'abord observée à l'intérieur de l'échantillon;
- la température d'évaporation durant la P.S.T.C. correspond à celle d'ébullition de l'eau;

- la génération de pression totale à l'intérieur de l'échantillon correspond avec la fin de la période de mise en température de l'échantillon.

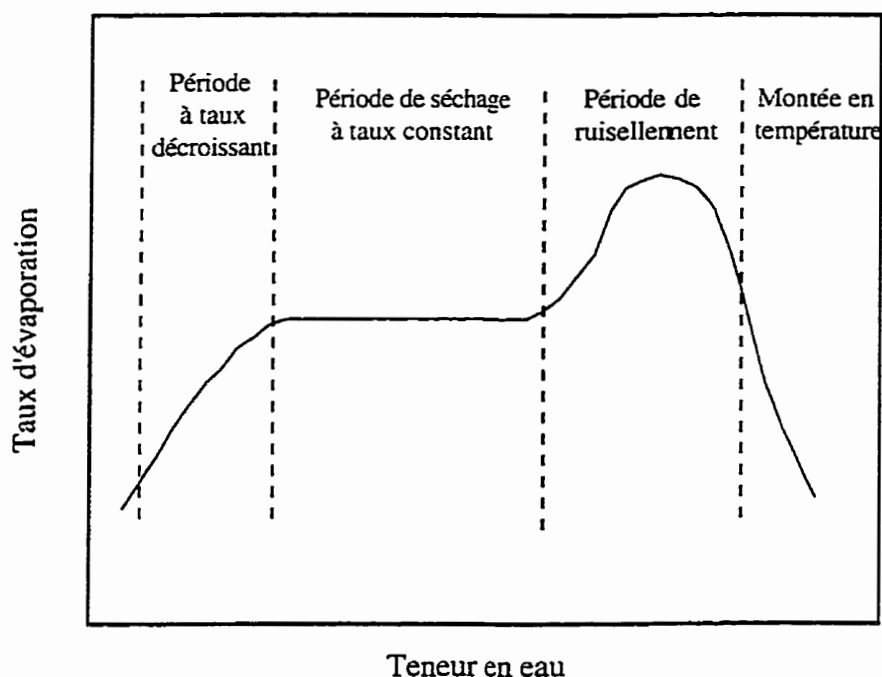


Figure 2.1 Cinétique de séchage typique à l'aide d'un chauffage volumique à puissance constante.

Ces résultats illustrent les importantes modifications que le caractère volumique du chauffage diélectrique apporte sur l'évolution de l'humidité, de la pression et de la température à l'intérieur du produit.

BHARTIA et coll. [1973] ont étudié différentes façons d'utiliser les MO pour le séchage de produit ayant différents niveaux d'hygroscopicités: sable (non-hygroscopique), amidon (légèrement hygroscopique) et gel de silice (fortement hygroscopique). Les produits déposés en couche mince ( $h \approx 1$  cm) sont séchés par lot à l'intérieur d'un four convection et MO où la puissance MO peut varier jusqu'à 1 kW ( $q_{MO} = 150 - 600$  W) à 2450 MHz. Différentes conditions de convection sont utilisées ( $\dot{\omega} = 1.9 \times 10^{-3} - 4.1 \times 10^{-3}$  m<sup>3</sup>/s;  $T_{\infty} = 24 - 90^{\circ}\text{C}$ ). L'humidité de l'air à l'entrée est gardée constante tout au cours des expériences. Les résultats présentés sont les suivants:

- des courbes de séchage en convection seule, MO seule et convection / MO pour le sable, l'amidon et le gel de silice. Ces dernières montrent que pour les matériaux hygroscopiques, l'application de MO permet de prolonger la P.S.T.C. De plus, une augmentation du rapport  $q_{MO}/q_{conv}$  rend la cinétique de séchage (P.S.T.C.) moins sensible aux conditions de ventilation:

- des courbes de séchage lorsque les MO ou les conditions de convection sont appliquées à partir de différentes périodes (5, 10 ou 15 min) et ce, pour chacun des produits;
- une étude sur l'efficacité du séchage pour un groupe de paramètres ( $q_{MO} = 150 \text{ W}$ ,  $T_{\infty} = 90^{\circ}\text{C}$  et  $\dot{\omega} = 1.9 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ ). Les auteurs concluent que l'application de MO en fin de traitement constitue la façon la plus efficace d'utilisation.

JONES et LAWTON [1974] ont comparé l'utilisation de HF (27.12 MHz) et MO (2450 MHz) pour le séchage de papier et de carton. Ils comparent l'efficacité de chacun des procédés pour l'uniformisation du profil d'humidité. Le principal résultat de ce travail est le suivant:

- pour le papier et le carton, la HF est plus efficace pour l'uniformisation du profil d'humidité que les MO. L'explication de ce phénomène réside dans la variation du facteur de perte diélectrique en fonction de la teneur en eau. Ainsi, comme  $\partial \epsilon'' / \partial X$  est plus grand à 27.12 MHz qu'à 2450 MHz, l'habilité à chauffer les parties les plus humides est supérieure en HF [PERKIN, 1983]. Par conséquent, il apparaît que la cinétique de séchage d'un produit est fortement influencée par la variation de ses propriétés diélectriques en fonction de la teneur en eau, la température, etc. [TURNER et JOLLY, 1990 ; AYAPPA et coll., 1991].

MORROW [1980] a étudié les aptitudes de la HF pour la réduction du temps de séchage et l'uniformisation la teneur en eau finale du bois d'oeuvre. Des pièces de section carrée (4.2 x 4.2 x 54 cm) sont séchées à une puissance HF délivrée constante de 300 W par pièce à 80 MHz à l'intérieur d'un applicateur de type capacitif. Différentes températures d'air ( $T_{\infty} = 70 - 110^{\circ}\text{C}$ ) sont utilisées. Les résultats montrent que:

- les propriétés diélectriques du bois sont fortement fonction de l'orientation du champ électrique (E). Des différences significatives sont alors observées sur la cinétique de séchage selon que E est dirigé de façon tangentielle ou radiale par rapport aux anneaux de croissance du bois;
- le séchage par HF d'un matériau présentant des anisotropies requiert une conception adéquate de l'applicateur. L'utilisation d'un applicateur de type capacitif nécessite une rotation périodique des pièces afin de contrer les effets d'anisotropie. Cependant, l'auteur avance qu'une disposition alternée d'électrodes à barreaux (*staggered field*) permettrait d'obtenir le même effet:

- il est difficile d'obtenir une distribution finale d'humidité uniforme entre les pièces de bois lorsque celles-ci sont empilées entre les électrodes. Les résultats semblent indiquer que cette non-uniformité entre les pièces est reliée aux conditions de ventilation. Cependant, des renseignements sur la distribution initiale d'humidité des pièces de bois laissent croire que ce paramètre peut aussi entrer en jeu;
- comme prévu, le temps de séchage peut être diminué de plusieurs mois (3 à 6) à quelques heures (1 à 2) par l'application de HF. Cependant, l'obtention d'un produit de bonne qualité (teneur en eau uniforme) demande une conception adéquate de l'applicateur et un contrôle strict des conditions de ventilation et d'humidité initiale du bois.

Encore une fois, ces résultats font ressortir la complexité du séchage diélectrique. La cinétique de séchage par convection et HF dépend entre autres des propriétés diélectriques du produit, de sa teneur en eau initiale de même que des conditions de convection.

TROFATTER et coll. [1986] ont réalisé une étude en séchage par HF sous vide (HFV) portant sur l'effet de la teneur en eau initiale et de la position à l'intérieur du four sur la teneur en eau finale de planches de bois. Des lots de 238 planches sont séchés à l'intérieur d'un applicateur de type capacitif où l'énergie HF est générée à une fréquence variant entre 2.5 et 6.0 MHz. La teneur en eau finale visée pour les lots est de 8%  $\pm$ 2%. Les principaux résultats de cette étude sont les suivants:

- pour un des deux essais en HFV, la teneur en eau finale des planches près de l'électrode chaude de la HF est supérieure à celles des panneaux près de l'électrode reliée à la masse. Cependant, comme le nombre d'essais est faible et que cette observation n'est pas valide pour tous les essais, elle ne peut être considérée comme générale. Ces résultats sont possiblement causés par un autre phénomène n'ayant pas été identifié lors de l'étude:
- aucune corrélation n'est observée entre la teneur en eau initiale et finale des panneaux. Toutefois, une corrélation négative semble exister entre la densité et la teneur en eau finale des panneaux:
- une comparaison avec des résultats provenant de séchage conventionnel par air chaud montre qu'il est plus facile d'atteindre l'objectif de séchage avec cette technologie qu'avec la HFV. Cette conclusion peut être reliée à une mauvaise conception de l'applicateur utilisé pour les essais de séchage par HFV.

GROLMES et BERGMAN [1989] ont étudié l'effet d'une inversion du profil de température dans le produit (i.e. la surface est plus froide que le centre,  $T_s < T_c$ ) sur les mécanismes de transfert de masse en séchage MO. L'inversion du profil de température est causée par l'utilisation de conditions de convection douces ( $T_\infty = 25 - 90$  °C;  $v_\infty = 3$  m/s;  $\psi = 45 - 70\%$ ). Deux niveaux de puissance MO à 2450 MHz sont utilisés ( $q_{MO} = 300 - 500$  W). Le produit séché est un lit de billes de verre ( $h = 50$  mm) de taille relativement grosse ( $\phi = 6$  mm). L'utilisation de grosses billes de verre permet de minimiser l'effet de capillarité et ainsi porter l'attention sur l'effet de l'inversion du profile de température. Les résultats ont montré que:

- contrairement au séchage par convection, il est possible que  $T_s < T_c$  en séchage diélectrique et dans ce cas, une partie de la vapeur générée dans le produit est condensée à mesure qu'elle s'approche de la surface. Par conséquent, la surface est conservée partiellement humide tout au long du séchage et ainsi, les conditions de convection influencent le déroulement du séchage;
- en absence de mouvement possible d'humidité en phase liquide, un front d'évaporation plus ou moins bien défini apparaît en cours de séchage faisant ainsi disparaître l'effet correcteur de l'utilisation de MO (ou HF) sur la distribution de l'humidité;
- l'évolution de la température de la surface ( $T_s$ ) est fortement influencée par la température de l'écoulement ( $T_\infty$ ). Ce comportement peut être expliqué à l'aide de l'analyse faite par PERKIN [1990] sur la température de la surface d'évaporation en séchage diélectrique. Les résultats de Perkin prévoient qu'une réduction de la surface efficace de transfert fait augmenter la température de la surface.

Utilisant les mêmes données expérimentales, GROLMES et BERGMAN [1990] supposent la validité de l'analogie entre le transfert de chaleur et de masse [BIRD et coll., 1960] et modélise le procédé. La concordance entre les simulations et les résultats expérimentaux est relativement bonne laissant présumer que l'analogie entre les deux phénomènes est valide en séchage diélectrique.

GROLMES et coll. [1990] ont testé la possibilité d'utiliser la HF pour le séchage de panneaux de gypse (un matériau contenant une quantité d'eau de cristallisation). Un banc d'essais d'échelle laboratoire et un d'échelle pilote étaient disponibles. L'appareillage de laboratoire permettait l'utilisation d'air pouvant atteindre 150°C à des vitesses de 2 m/s parallèlement à la surface. Le chauffage diélectrique est obtenu à l'aide d'un générateur d'une capacité de 250 W opérant à 27 MHz. Pour ce qui est du montage pilote, la température de l'air pouvait aller jusqu'à 135°C et la puissance HF à 6 kW. L'ensemble de leurs résultats se résume ainsi:



- le séchage par convection à  $T_{\infty} = 150^{\circ}\text{C}$  mène à la création d'un important gradient de température à l'intérieur du produit. Ce gradient conduit à la détérioration du produit par calcination de la surface (évaporation de l'eau de cristallisation);
- l'utilisation de la HF combiné à un écoulement d'air aux conditions ambiantes permet conserver la qualité du produit car l'écoulement refroidit la surface. Cependant, les importantes pertes énergétiques dans l'écoulement d'air conduisent à une augmentation du temps de séchage comparativement à l'essai utilisant uniquement la convection à  $T_{\infty} = 150^{\circ}\text{C}$ ;
- un procédé en deux étapes permet d'obtenir une meilleure efficacité énergétique de même qu'un produit de bonne qualité. La première étape utilise un séchage par convection à haute température. La seconde, avant d'atteindre la teneur en humidité où l'eau de cristallisation est évaporée, utilise la HF combinée à une réduction de la température de l'air.
- pour ce matériau, les résultats obtenus à l'échelle de laboratoire se sont transposés facilement à l'échelle pilote.

CHEN et coll. [1990] ont réalisé une étude à l'échelle de laboratoire sur le séchage par convection et MO de panneaux de contre-plaqué (42 x 23 x 0.06 cm). Des tests pour une simple et double couche de produit à l'aide de trois puissances ( $q_{MO} = 0, 300$  et  $600$  W) et trois températures d'écoulement ( $T_{\infty} = 80, 120$  et  $150^{\circ}\text{C}$ ) sont menés. L'écoulement d'air ( $v_{\infty} = 4$  m/s) était parallèle à la surface. Le principal résultat obtenu est le suivant:

- telle que prévue, une augmentation de la puissance utilisée se traduit par une augmentation du taux de séchage. Cependant, pour la même puissance, l'augmentation du taux de séchage est plus important dans les essais où le produit est déposé en double couche.

DOSTIE et NAVARRI [1994a et b] ont étudié le séchage en convection et HF de panneaux minéraux (un matériau légèrement hygroscopique). Un débit d'air de  $4.72 \times 10^{-2}$  m<sup>3</sup>/s aux conditions ambiantes produisait les conditions de convection et un générateur à semi-conducteurs opérant à 27.12 MHz et à puissance maximale de 1200 W assurait le rayonnement HF. L'appareillage offrait la possibilité de travailler à puissance délivrée constante ou à potentiel d'électrode constant. Les propriétés physiques du produit (densité non uniforme à travers l'épaisseur et formation d'une couche d'amidon sur une face), causées par le procédé de fabrication, ont permis l'observation du phénomène suivant:

- à bas potentiel d'électrode (faible taux de chauffage), la cinétique de séchage correspond bien au séchage volumique uniforme tel que prévu théoriquement. Cependant, ce comportement change avec l'augmentation du potentiel et il est observé que la teneur en eau à laquelle se produit le maximum d'absorption d'énergie change avec le taux de séchage.

Les observations mentionnées ci-dessus laissent croire que les propriétés diélectriques apparentes du produit dépendent du taux de séchage. Comme les propriétés diélectriques locales sont fonctions principalement de la teneur en eau, les auteurs ont démontré que la distribution de l'humidité dans le produit dépend du taux de séchage. Cette dépendance semble toutefois liée à la distribution initiale de l'humidité ou encore à l'état de la surface mais ceci reste à confirmer.

Cette brève revue des travaux expérimentaux en séchage diélectrique illustre l'étendue des recherches dans le domaine. Cependant, bien qu'il s'agisse d'un outil de conception et d'analyse très utilisé, aucune étude sur la vérification expérimentale de l'analogie entre le transfert de chaleur et de masse en séchage diélectrique n'est répertoriée jusqu'à maintenant.

De plus, malgré l'ampleur des recherches, l'influence sur la cinétique de séchage par convection et HF de paramètres tels que le taux de transfert par convection, la distribution initiale de l'humidité et la résistance au transfert de masse aux faces du produit demeure nébuleuse. Aussi, certains résultats expérimentaux ont semblé contredire l'aptitude à uniformiser le profil d'humidité qu'offre habituellement le séchage diélectrique [MORROW, 1980; TROFATTER et coll., 1968; DOSTIE et NAVARRI, 1994]. Par conséquent, en plus de permettre de faire la lumière sur ces résultats, l'étude de l'influence des paramètres mentionnés précédemment devrait faciliter l'optimisation et la transposition des résultats de laboratoire à l'échelle industrielle.

## **2.2 Revue des théories du séchage**

Le séchage constitue un secteur d'activité à partir duquel plusieurs théories sur le transfert de chaleur et de masse en milieu poreux ont été développées. C'est à partir des résultats expérimentaux que les chercheurs ont tenté d'expliquer ou de mieux comprendre le séchage [KEEY, 1980]. Aujourd'hui, plusieurs mécanismes de transfert d'humidité en milieux poreux ont été identifiés:

- mouvement de liquide par capillarité;
- écoulement en phase vapeur par diffusion moléculaire;
- écoulement de Knudsen;
- écoulement liquide par gravité;
- écoulement convectif de la vapeur due à un gradient de pression

totale;

- écoulement *filtrationnel* de la phase liquide dû à un gradient de pression totale.

En cours de séchage, la non-uniformité de la structure poreuse des solides conduit à la présence simultanée de plusieurs de ces mécanismes. Cependant, selon le matériau et sa teneur en eau, un seul de ceux-ci domine habituellement les autres [PERKIN, 1983]. C'est cette caractéristique qui a été exploitée pour la construction des premiers modèles décrivant le séchage.

Les premières tentatives d'explication des données expérimentales reposent sur la théorie de la diffusion. Ainsi, LEWIS [1921] et SHERWOOD [1929] postulent que le mouvement de l'humidité est dû à la diffusion du liquide à l'intérieur de la matrice solide. Le transport interne de l'humidité est alors modélisé par la loi de diffusion de Fick. L'évaporation du liquide a lieu à la surface du produit.

Quelques années plus tard, Sherwood modifie son point de vue en admettant qu'un front de liquide peut apparaître et s'éloigner de la surface au cours du séchage [SHERWOOD et COMINGS, 1934]. Une mise en garde importante est aussi faite quant à l'utilisation du terme *diffusion* pour expliquer le mouvement du liquide à l'intérieur du solide: le mouvement de liquide peut se produire sous l'effet de la gravité, d'une force extérieure ou encore de la pression capillaire.

La théorie de l'écoulement capillaire voyait alors le jour. Les fondements de cette théorie reposent sur le travail de BUKINGHAM [1907] qui présente le concept de potentiel capillaire. HOUGEN et coll.[1940] utilisent ce concept pour modéliser le séchage. Ils comparent des résultats expérimentaux à ceux obtenus à l'aide de l'équation de diffusion et ceux de calculs basés sur des courbes de pression capillaire en fonction de la saturation. L'analyse réalisée lors de la P.S.T.C du sable montre clairement que, dans ce cas, les résultats sont en faveur de la théorie capillaire.

Environ à la même époque, Krishner combine ces deux théories et propose que l'humidité arrivant à la surface du produit soit causé d'une part, par un mouvement de la vapeur par diffusion et, d'autre part, par un mouvement de liquide par capillarité [KRISHNER, 1938]. C'est aussi comme pionnier, qu'il considère sérieusement le rôle joué par le transfert de chaleur durant le procédé de séchage [KRISHNER, 1940].

Utilisant les travaux déjà effectués, PHILLIP et De VRIES [1957] incluent l'effet du gradient de température sur l'évolution de l'humidité dans le produit. Le résultat donne un modèle à deux équations différentielles couplées et non linéaires de pseudo-diffusion. Appliquant les principes de la thermodynamique irréversible, LUIKOV [1966] développe un ensemble d'équations

similaires à celles de Phillip et De Vries. Cependant, le modèle de Luikov prend en considération l'équation de continuité de la phase vapeur. Plus récemment, WHITAKER [1977] dérive de façon rationnelle le même genre de modèle macroscopique décrivant le séchage. La méthode qu'il utilise consiste à faire la moyenne des équations de conservation sur un élément de volume représentatif de la structure globale.

Le système de trois équations différentielles couplées et non linéaires constitue le modèle mathématique le plus reconnu. Ce modèle macroscopique a été résolu numériquement et comparé à des résultats expérimentaux en séchage convectif de différents matériaux: ciment [DAYAN et GLUEKLER, 1982], sable [HADLEY, 1984], oxyde d'aluminium [MIN et EMMONS, 1988], laine, brique et grains de céréale [CHEN et PEI, 1989]. Qualitativement, les solutions numériques représentent assez bien les mesures expérimentales.

Cette approche macroscopique a aussi été utilisée pour la modélisation de procédé de séchage diélectrique [METAXAS et MEREDITH, 1983; PERKIN, 1983 et 1990; CHEN et SCHMIDT, 1990; TURNER et JOLLY, 1990]. En plus du terme de génération interne d'énergie, la particularité dans ce type de procédé est que l'équation de pression doit souvent être incluse dans le modèle car l'évaporation se produit près de ou à la température d'ébullition. Quelques comparaisons avec des résultats de cinétique de séchage ont permis la validation de cette approche. Ainsi, la cinétique de séchage diélectrique pour des lits de billes de verre, d'aluminium activé, de petit cylindre de polymère [CHEN et SCHMIDT, 1990] de même que pour le grès [WEI et coll., 1985] et le béton cellulaire [PÉRRÉ et coll., 1991] est assez bien prédite.

L'inconvénient majeur avec les modèles macroscopiques est le manque de valeur numérique pour les nombreux coefficients de transfert interne de masse et d'énergie [BASILICO et MARTIN, 1984]. De plus, la complexité du modèle, même linéarisé, exige des temps de calcul relativement long [ROGERS et KAVIANY, 1991]. D'un point de vue d'ingénierie, ces types de modèle perdent beaucoup d'intérêt.

Par conséquent, un modèle utilisant un nombre minimum de paramètres est souvent plus pratique pour une analyse de nature principalement qualitative. En fait, le modèle de séchage par HF décrit par DOSTIE et NAVARRI [1994a] constitue un bel exemple de modèle simple permettant une étude de l'influence des paramètres importants pouvant influencer sur la cinétique du procédé. Ce modèle sera présenté au chapitre 6. Il servira à l'étude de différents paramètres sur la cinétique de séchage par HF.

### 3. DESCRIPTION DU MONTAGE EXPÉRIMENTAL ET DES PROCÉDURES

#### 3.1 Introduction

Le présent chapitre décrit l'ensemble de l'appareillage expérimental (l'installation HF, la cavité expérimentale et le système d'acquisition), les différentes conditions d'opération et les caractéristiques du produit. On y décrit aussi les procédures pour la préparation des échantillons et la réalisation des essais. Finalement, la reproductibilité des résultats expérimentaux et l'incertitude des différentes mesures sont présentées.

#### 3.2 Appareillage expérimental

Le four HF du LTEE d'Hydro-Québec a été construit, selon leurs spécifications, par la société française SAIREM. La figure 3.1 montre un schéma de l'installation. La technologie 50  $\Omega$  a été utilisée lors de la conception. Cette technologie offre plusieurs possibilités comparativement aux installations traditionnelles. Entre autres, elle autorise l'utilisation d'une ligne coaxiale standard pour les connexions entre les différents éléments.

##### 3.2.1 L'installation HF

L'installation HF est équipée d'un générateur à semi-conducteurs GHP 12 KE, piloté par quartz, permettant de délivrer jusqu'à 1200 W de puissance à une fréquence constante de 27.12 MHz. L'installation offre la possibilité d'opérer à une puissance délivrée constante ou encore à un potentiel d'électrodes constant.

Un système d'adaptation constitué d'un discriminateur et d'une boîte d'adaptation permet de maintenir l'accord d'impédance entre le générateur et la charge. Connecté directement sur la ligne de transmission, en amont de la boîte d'adaptation, le discriminateur détecte les signaux représentant la phase ( $\phi$ ) et l'amplitude (M) du système d'ondes se propageant sur la ligne. Il permet ainsi la recherche et le suivi automatique de l'accord entre l'impédance de la charge et celle du générateur. Lors d'une variation de l'impédance de la charge, les signaux détectés par le discriminateur prennent une valeur positive ou négative. Ce sont ces signaux qui servent à la commande des moteurs de chacun des éléments variables de la boîte d'adaptation. Les signaux détectés sont en fait des différences de tension aux bornes d'une fiche BNC. Ces tensions étant proportionnelles à celle dans la ligne, l'adaptation est donc plus sensible lors d'opération à haute tension.

La boîte d'adaptation a pour rôle de ramener l'impédance vue par le générateur à 50  $\Omega$ . Cet ajustement d'impédance se fait par l'entremise d'éléments variables. La boîte d'adaptation du four

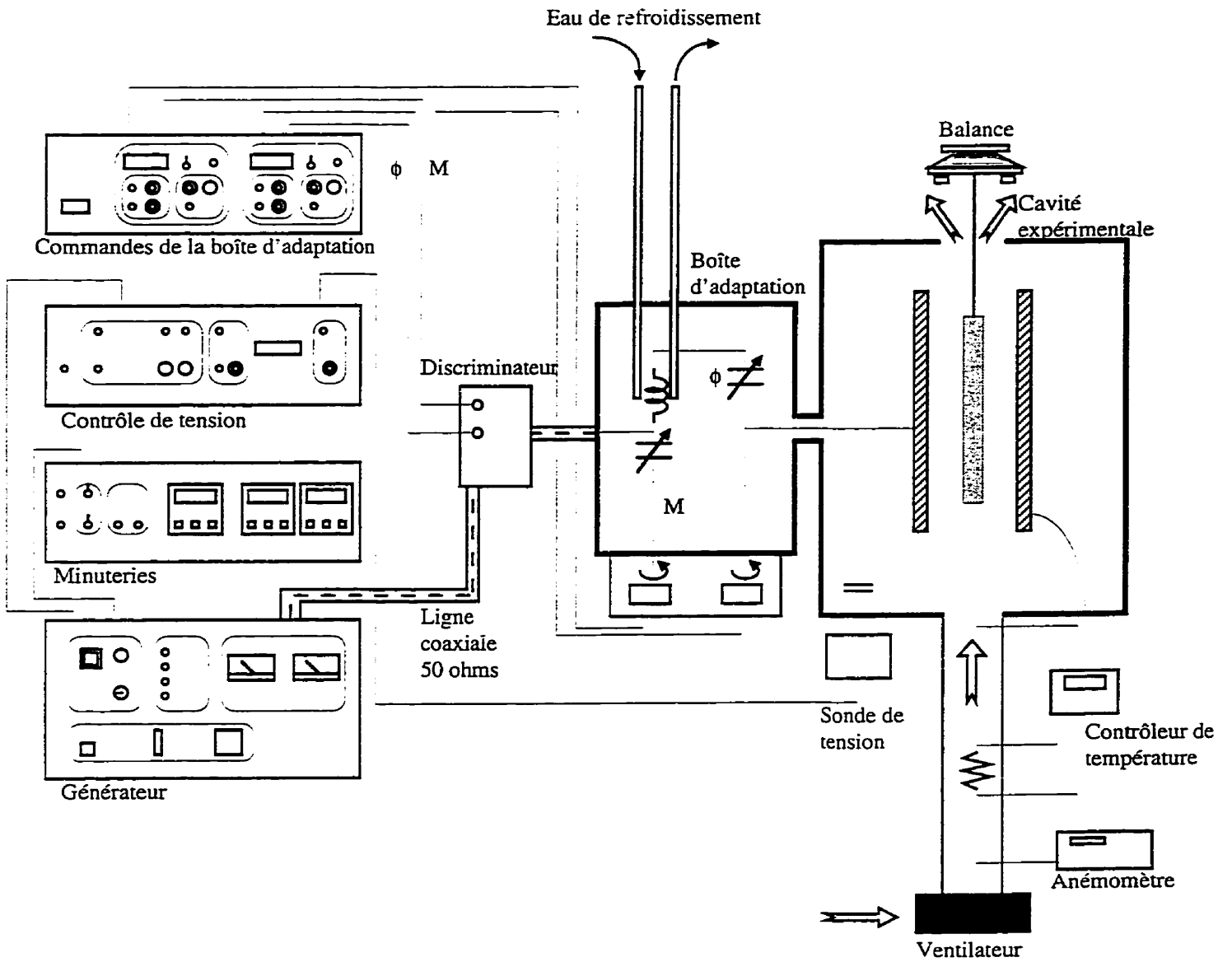


Figure 3.1 Schéma de l'installation HF

SAIREM utilise deux capacités variables sous vide. La sensibilité du contrôle de ces éléments est réglable en fonction des tensions utilisées. Une inductance refroidie à l'eau complète le circuit d'adaptation. Les pertes énergétiques de cette composante peuvent ainsi être évaluées par simple bilan thermique (section 5.2).

### 3.2.2 La cavité expérimentale

La cavité expérimentale est représentée sous différents angles à la figure 3.2. L'applicateur proprement dit est de type capacitif. Il est constitué des deux plaques d'aluminium carrées de 20 x 20 cm servant d'électrodes. Ces dernières sont disposées verticalement à l'intérieur d'une cavité d'aluminium de 47.7 x 36.0 x 34.0 cm isolée à l'aide d'un carton céramique. L'une des électrodes est reliée au point chaud de la HF et l'autre à la masse. Ces connexions sont assurées par des clinquants métalliques. La distance entre les électrodes est réglable symétriquement par rapport à l'axe de la cavité. Leur mouvement s'obtient à l'aide de deux systèmes vis-écrou à pas opposés et reliés entre eux par une chaîne. L'ajustement se fait via un volant de réglage.

L'accès à l'intérieur du four est possible grâce à une ouverture (30 x 30 cm) pratiquée dans la plaque frontale de la cavité. Une porte munie d'une fenêtre de pyrex protégée par un grillage permet d'accéder à cette ouverture. Une bande autocollante de bronze béryllium fixée sur la porte assure l'étanchéité de la fermeture face au rayonnement HF. Le maintien du bon état des contacts est très important.

Le produit est suspendu à une balance, symétriquement entre les électrodes, permettant ainsi la mesure en continue de la masse. La dimension des échantillons est adaptée à la configuration des électrodes [ORFEUIL, 1987]. Ce dernier point est discuté en détail à la section 3.5. Quatre cordes installées entre les plaques inférieure et supérieure empêchent l'échantillon de pivoter. Un ventilateur à vitesse variable assure un apport en air à l'intérieur de la cavité. La vitesse de l'air est mesurée à l'aide d'un anémomètre à fil chaud. Un système de chauffage offre la possibilité de travailler avec de l'air allant jusqu'à 85°C. L'écoulement est mené à la cavité par une conduite flexible et isolée ( $\varnothing = 10$  cm). L'entrée d'air se fait par une ouverture circulaire ( $\varnothing = 6$  cm) située dans la partie avant de la plaque inférieure de la cavité et centrée entre les électrodes. Un thermocouple de type K, situé à l'intérieur de la conduite juste avant l'entrée dans la cavité et relié au système de chauffage, permet la régulation de la température de l'écoulement. Un système de déflexion de polyéthylène dévie l'écoulement vers la porte de la cavité afin de faciliter la mesure de la masse. L'air est finalement évacué par une conduite située dans la partie arrière de la plaque supérieure de la cavité.

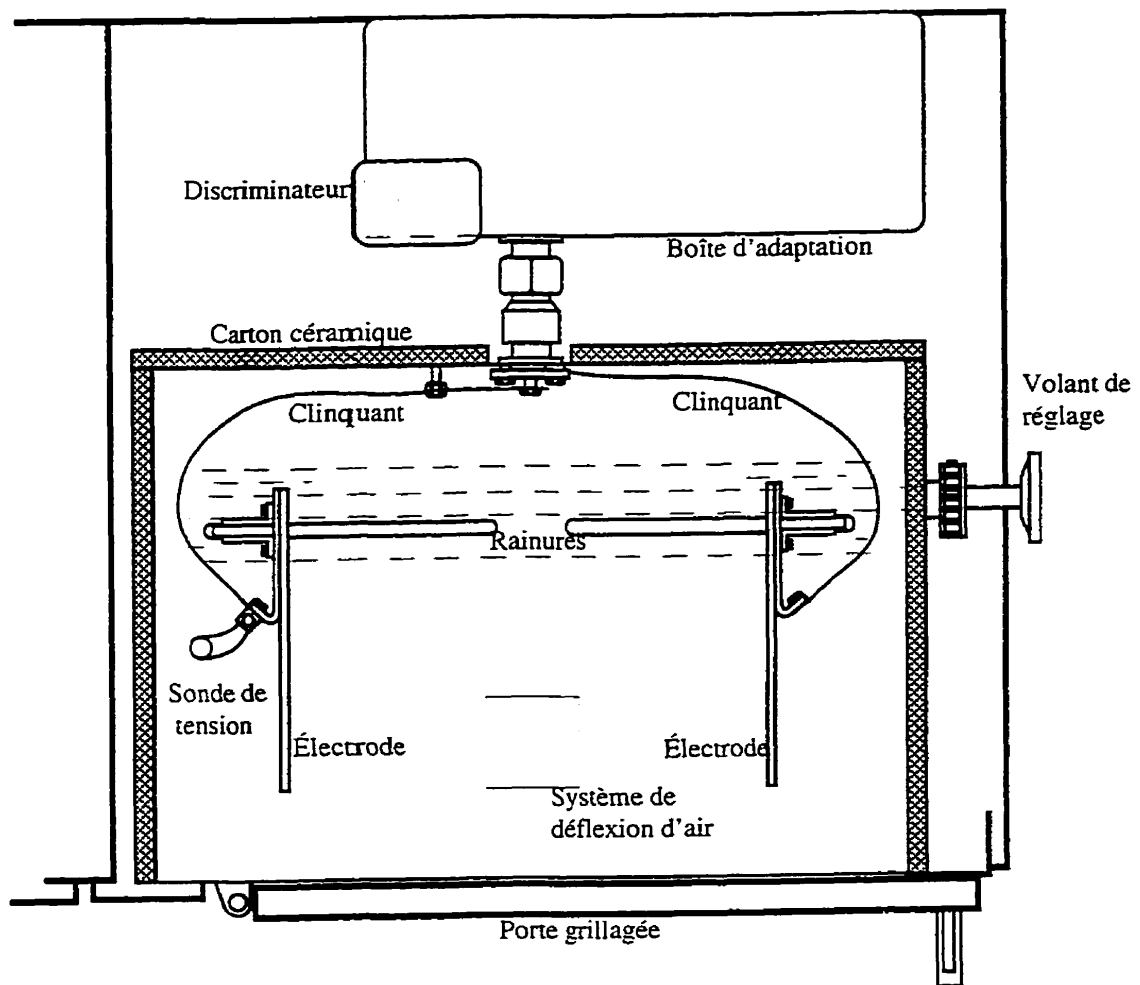


Figure 3.2(a) Vue de dessus de la cavité expérimentale



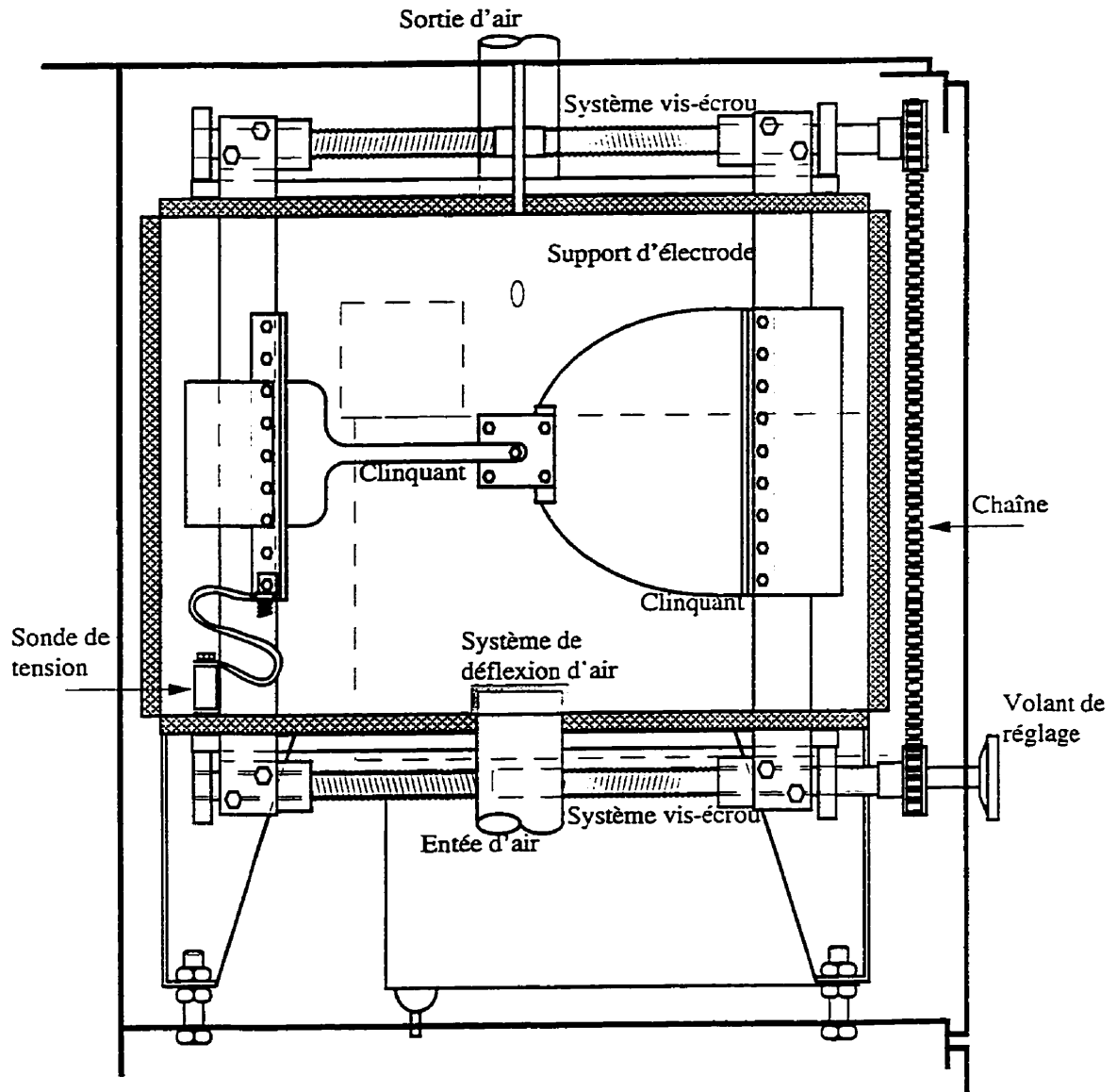


Figure 3.2(b) Vue de face de la cavité expérimentale

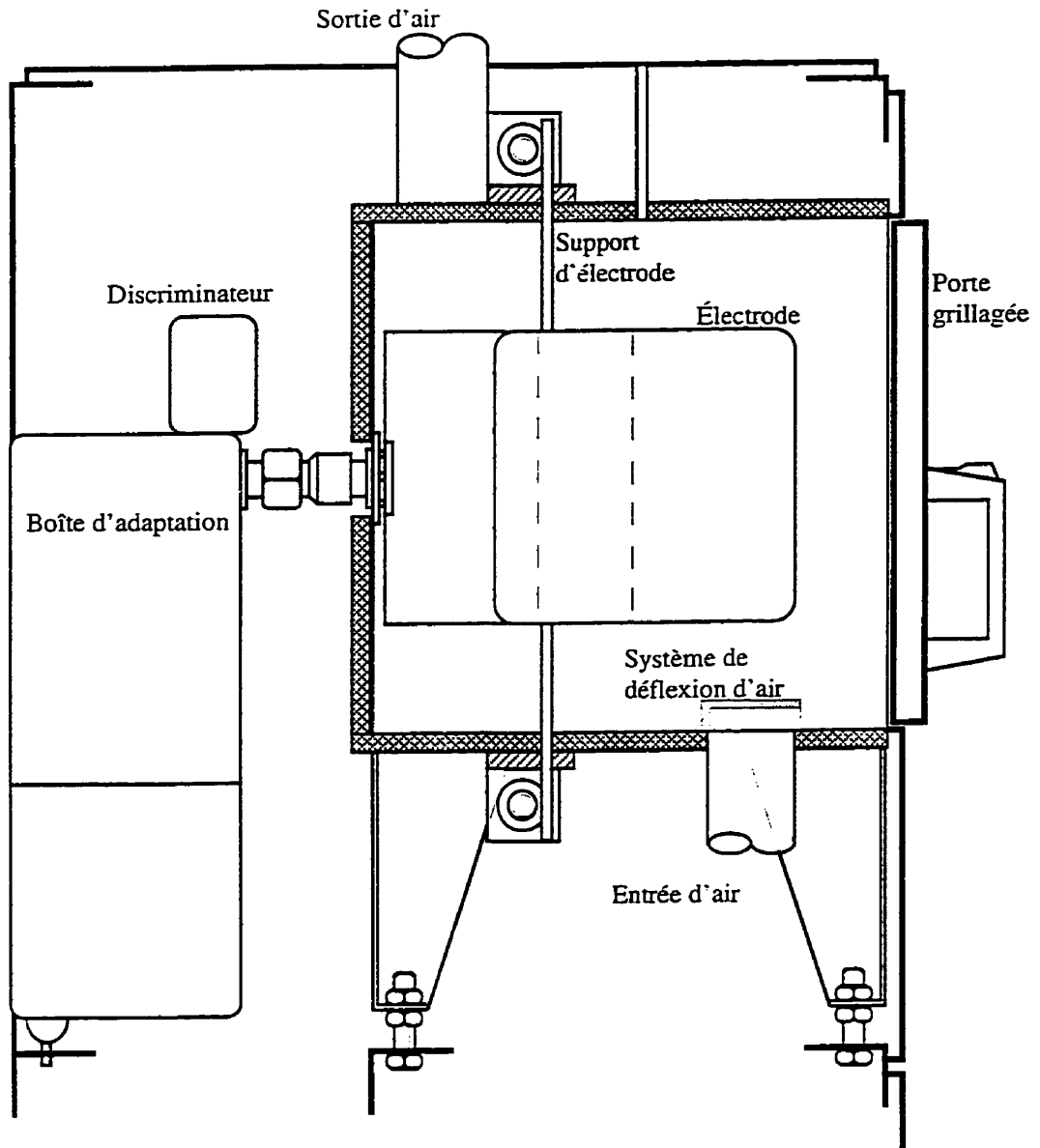


Figure 3.2(c) Vue de côté de la cavité expérimentale

### 3.2.3 Le système d'acquisition

Une unité HP3852A de Hewlett-Packard assure l'acquisition de l'ensemble des variables utiles au cours d'un essai. Seuls le débit d'eau de refroidissement et la pression atmosphérique sont mesurés à la main. Le débit d'eau est évalué par pesée. Les données sont emmagasinées par une station de travail Hewlett-Packard connectée à l'unité HP3852A. La communication entre les différents éléments se fait par l'entremise du logiciel d'acquisition LAC9000 développé par la firme INTEK inc. de Montréal. Ce logiciel permet la sélection des variables, la fréquence d'acquisition et la gestion des fichiers de résultats. La configuration physique de l'ensemble est illustrée à la figure 3.3.

### **3.3 Paramètres d'opération**

Le montage expérimental tel que décrit précédemment permet le contrôle des variables suivantes:

- la température ( $T_{\infty}$ ) et le débit d'air dans la cavité ( $\dot{\omega}$ );
- la puissance HF délivrée ( $q_{HF\ inc}$ ) ou la tension aux électrodes ( $V$ ).

De plus, au cours des essais, les variables suivantes peuvent être mesurées de façon continue:

- la masse ( $m$ ) et la (les) température(s) de l'échantillon (surface  $T_s$  et centre  $T_c$ );
- la puissance réfléchiée vers le générateur ( $q_{HF\ réfl}$ );
- les températures ( $T_{in}$  et  $T_{out}$ ) de l'eau de refroidissement de l'inductance de la boîte d'adaptation;
- la valeur des capacités de la boîte d'adaptation ( $C_{module}$  et  $C_{phase}$ );
- la température de rosée de l'air entrant dans la cavité ( $T_d$ ).

Finalement, lorsqu'il est jugé nécessaire, la pression atmosphérique et le débit d'eau de refroidissement de l'inductance du circuit d'adaptation peuvent être mesurés. L'annexe 1 décrit les différents capteurs et/ou senseurs utilisés pour les mesures (marque, modèle, plage de variations, précision et résolution). Un étalonnage minutieux de la puissance délivrée par le générateur a été réalisé lors d'une étude antérieure [DOSTIE et NAVARRI, 1994b]. La procédure utilisée pour cet étalonnage de même que les résultats obtenus sont résumés à l'annexe 2.

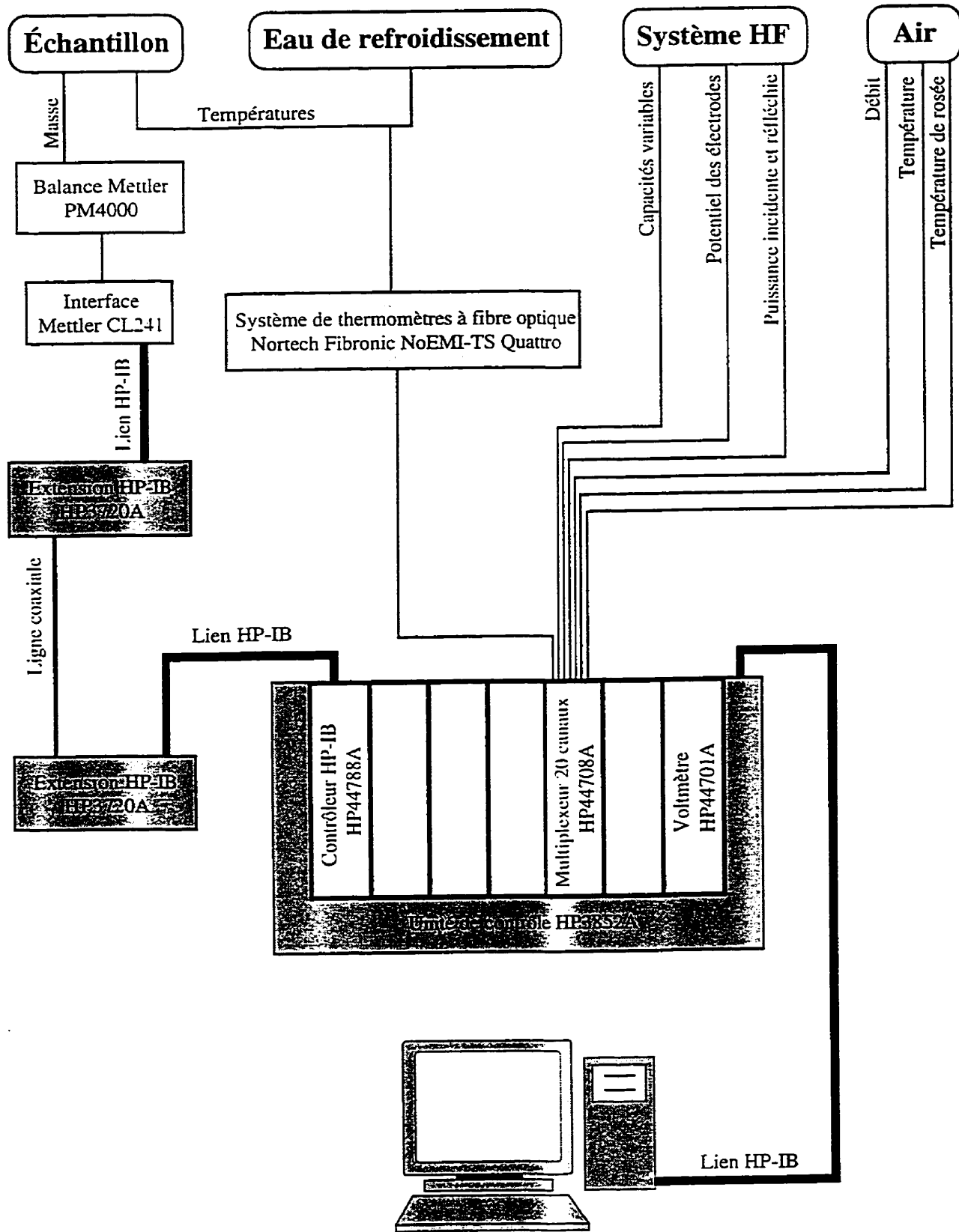


Figure 3.3 Schéma du système d'acquisition

Les paramètres expérimentaux étudiés dans ce travail de même que leur plage de variation sont présentés au Tableau 3.1.

TABLEAU 3.1 PLAGE DE VARIATION DES PARAMÈTRES ÉTUDIÉS

| Paramètres   | Plage de variation                         |
|--|--|
| Débit d'air dans la cavité ( $\dot{\omega}$ )                      | $1.89 \times 10^{-2} \text{ m}^3/\text{s}$ |
| Température de consigne de l'écoulement d'air ( $T_{p_{\infty}}$ ) | 25, 55 et 85 °C                            |
| Température de rosée ( $T_d$ )                                     | 3.4 - 16.7 °C                              |
| Distance entre les électrodes (d)                                  | 30 et 40 mm                                |
| Consigne de tension aux électrodes (V)                             | 0.0, 1.0, 1.5 et 2.0 kV                    |

### 3.4 Caractéristiques du produit

Des panneaux minéraux sont utilisés pour la réalisation de la présente étude; il s'agit d'un matériau de construction produit en quantité industrielle. Ces panneaux sont composés de perlite, de papier journal et de laine minérale. De l'amidon est utilisé comme agent liant pour la cohésion de l'ensemble. La présence de papier journal rend ce matériau légèrement hygroscopique. À l'état fini, ces panneaux comportent une face peinte et perforée, sur les trois quarts de l'épaisseur. de trous d'environ 2 mm de diamètre. La figure 3.4 montre l'aspect physique de ce produit. sa structure fibreuse y apparaît d'ailleurs clairement. Les propriétés physiques et thermophysiques des panneaux sont bien connues [DOSTIE et NAVARRI, 1994a]. Celles-ci sont résumées au Tableau 3.2.

DOSTIE et NAVARRI [1994a et b] ont noté, lors de travaux avec le même produit. une variation de densité dans l'épaisseur des panneaux. Une étude plus approfondie portant sur les variations de la masse volumique est donc menée. Trois échantillons d'environ 12 cm de côtés sont découpés à même un panneau de 61 x 122 cm. Une fois la face peinte enlevée ( $\approx 1$  mm). les échantillons sont coupés en trois tranches dans l'épaisseur et la densité de chacune d'elles est évaluée. Les résultats obtenus sont résumés au Tableau 3.3. De ces mesures, il apparaît que la densité n'est pas uniforme dans l'épaisseur des panneaux. La face reposant sur le convoyeur lors de la fabrication (couche I) présente une densité supérieure au reste du panneau. L'origine ces variations est expliquée par DOSTIE et NAVARRI [1994b]. L'incertitude sur les valeurs de densité est évaluée à  $\pm 15\%$  et la majeure partie provient de la non-uniformité de l'épaisseur de chaque tranche.



Figure 3.4 Structure du produit (grossissement 6.4X)

TABLEAU 3.2 PROPRIÉTÉS PHYSIQUES ET THERMOPHYSIQUES DES PANNEAUX MINÉRAUX

|                        |                                 |
|------------------------|---------------------------------|
| Porosité totale        | $90 \pm 8 \%$                   |
| Porosité ouverte       | $42 \pm 5 \%$                   |
| Teneur en eau critique | 1.25 kg/kg b.s.                 |
| Chaleur spécifique     | $1250 \pm 50 \text{ J/kg K}$    |
| Conductivité thermique | $0.056 \pm 0.002 \text{ W/m K}$ |
| Émissivité             | $0.94 \pm 0.04$                 |

TABLEAU 3.3 VARIATION DE LA DENSITÉ DANS L'ÉPAISSEUR DES PANNEAUX

| N°<br>couche | Échantillon A |                                | Échantillon B |                                | Échantillon C |                                |
|--------------|---------------|--------------------------------|---------------|--------------------------------|---------------|--------------------------------|
|              | h<br>(mm)     | $\rho$<br>(kg/m <sup>3</sup> ) | h<br>(mm)     | $\rho$<br>(kg/m <sup>3</sup> ) | h<br>(mm)     | $\rho$<br>(kg/m <sup>3</sup> ) |
| I            | 4.57 ± 0.68   | 227 ± 34                       | 3.17 ± 0.47   | 246 ± 36                       | 3.58 ± 0.22   | 236 ± 15                       |
| II           | 2.93 ± 0.22   | 208 ± 16                       | 2.98 ± 0.32   | 213 ± 23                       | 3.45 ± 0.30   | 199 ± 17                       |
| III          | 3.34 ± 0.50   | 210 ± 31                       | 4.69 ± 0.70   | 202 ± 30                       | 4.05 ± 0.32   | 197 ± 16                       |

Ces résultats et les explications de DOSTIE et NAVARRI [1994b], suggèrent que seule une mince épaisseur sur la face reposant sur le convoyeur entraîne ces variations de densité. Trois échantillons pour lesquels une épaisseur d'environ 1 mm a été enlevée sur chacune des faces sont alors testés. Étant donnée la faible épaisseur de ces échantillons, ceux-ci sont coupés uniquement en deux tranches. Les densités mesurées sont rassemblées au Tableau 3.4.

TABLEAU 3.4 VARIATION DE LA DENSITÉ À L'INTÉRIEUR DES PANNEAUX

| N°<br>couche | Échantillon D |                                | Échantillon E |                                | Échantillon F |                                | $\rho_{moy}$<br>(kg/m <sup>3</sup> ) |
|--------------|---------------|--------------------------------|---------------|--------------------------------|---------------|--------------------------------|--------------------------------------|
|              | h<br>(mm)     | $\rho$<br>(kg/m <sup>3</sup> ) | h<br>(mm)     | $\rho$<br>(kg/m <sup>3</sup> ) | h<br>(mm)     | $\rho$<br>(kg/m <sup>3</sup> ) |                                      |
| i            | 3.34 ± 0.44   | 211 ± 28                       | 5.29 ± 0.24   | 205 ± 9                        | 4.21 ± 0.12   | 204 ± 6                        | 207                                  |
| j            | 5.62 ± 0.56   | 200 ± 20                       | 3.77 ± 0.56   | 210 ± 31                       | 4.28 ± 0.20   | 202 ± 9                        | 204                                  |

Un test d'hypothèse basé sur la distribution  $t$  est mené afin de vérifier si une différence existe entre la densité des couches i et j. Compte tenu de l'erreur associée à ces mesures, il est impossible de conclure qu'une différence significative de densité existe entre les deux couches. Ainsi, la variation de densité dans l'épaisseur des tuiles est essentiellement causée par à une mince couche ( $\leq 1$  mm) du côté reposant sur le convoyeur. Les échantillons utilisés pour les essais de séchage sont donc préparés en conséquence afin que la densité de ceux-ci soit uniforme dans l'épaisseur.

La densité anhydre moyenne calculée à partir de 10 échantillons est de  $195 \pm 5$  kg/m<sup>3</sup>. Cette dernière est évaluée après que les échantillons aient passé au moins douze heures à l'intérieur d'une étuve maintenue à 110°C. L'épaisseur moyenne de ces échantillons est évaluée à  $10.18 \pm 0.33$  mm. On note qu'une différence existe entre la densité moyenne et les valeurs reportées aux Tableaux 3.3 et 3.4. D'abord, les valeurs de densité de ces tableaux sont évaluées aux conditions ambiantes et dans ces conditions les panneaux contiennent une teneur en eau résiduelle de l'ordre de 2 à 3% puisqu'il s'agit d'un matériau légèrement hygroscopique. De plus, l'erreur relative sur l'épaisseur d'une tranche de 3 mm est beaucoup plus importante que celle sur un échantillon complet de 10 mm.

L'évaluation des propriétés diélectriques du matériau a été confiée au Groupe de recherche sur les diélectriques de l'Université du Québec à Trois-Rivières. Ces propriétés ont été déterminées en fonction de la fréquence et de la teneur en eau dans le produit. Les résultats présentés indiquent que les panneaux offrent des propriétés propices au chauffage diélectrique pour la majeure partie du séchage [COURTEAU et coll., 1991]. Les figures 3.5 et 3.6 montrent la variation de la constante diélectrique et du facteur de pertes en fonction de la teneur en eau à la fréquence de 30 MHz. Elles indiquent aussi que ces propriétés varient linéairement avec la teneur en eau; les relations pouvant s'exprimer:

$$\epsilon' = 0.823 + 4.227X \quad (3.1)$$

$$\epsilon'' = -0.212 + 2.905X \quad (3.2)$$

Cependant, ces relations ne reflètent pas la réalité pour les faibles taux d'humidité (entre autres  $\epsilon'' < 0$ ). Des relations quadratiques sont donc considérées afin d'obtenir de meilleures évaluations pour les faibles teneurs en eau.

$$\epsilon' = 1.147 + 3.046X + 0.734X^2 \quad (3.3)$$

$$\epsilon'' = 2.271X + 0.363X^2 \quad (3.4)$$

Il faut noter que la relation (3.4) provient d'un lissage quadratique dont la valeur de la constante est forcée à zéro car sans cette contrainte le facteur de pertes du matériau sec devient négatif. Les différentes régressions de même que les valeurs expérimentales sont représentées aux figures 3.5 et 3.6. Les coefficients de corrélation,  $r^2$ , pour les relations (3.3) et (3.4) sont 0.97 et 0.94 respectivement.

Les propriétés du matériau sec indiquent que son comportement devrait se rapprocher de celui de l'air. De plus, il est possible que la valeur de  $\epsilon''$  pour le matériau sec donné par la relation (3.4) soit différente de zéro. La figure 3.7 montre que le produit sec absorbe légèrement l'énergie HF. Cependant, la valeur de  $\epsilon''$  ne peut être évalué précisément compte tenu de l'incertitude expérimentale. D'ailleurs, cette dernière est évaluée à  $\pm 10\%$  par les auteurs [COURTEAU et coll., 1991].



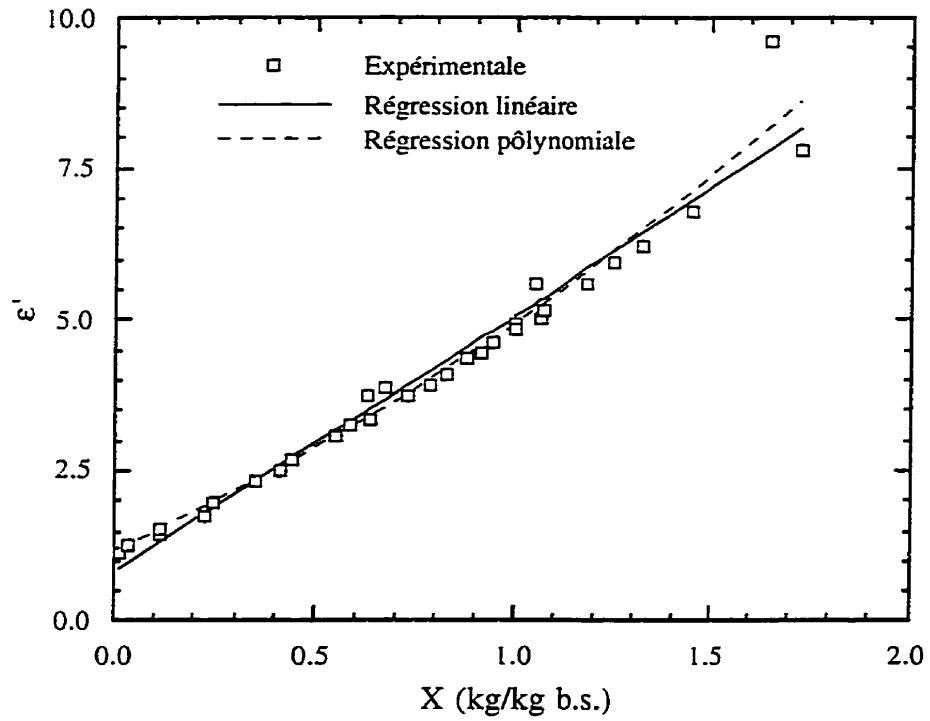


Figure 3.5 Constante diélectrique des panneaux minéraux à 30 MHz

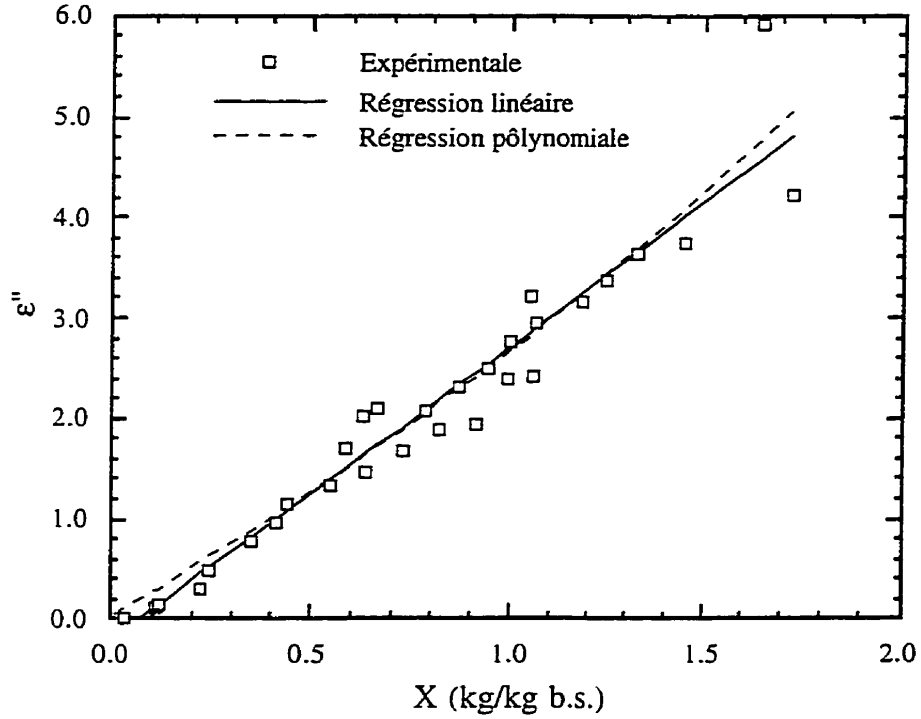


Figure 3.6 Facteur de pertes diélectriques des panneaux minéraux à 30 MHz

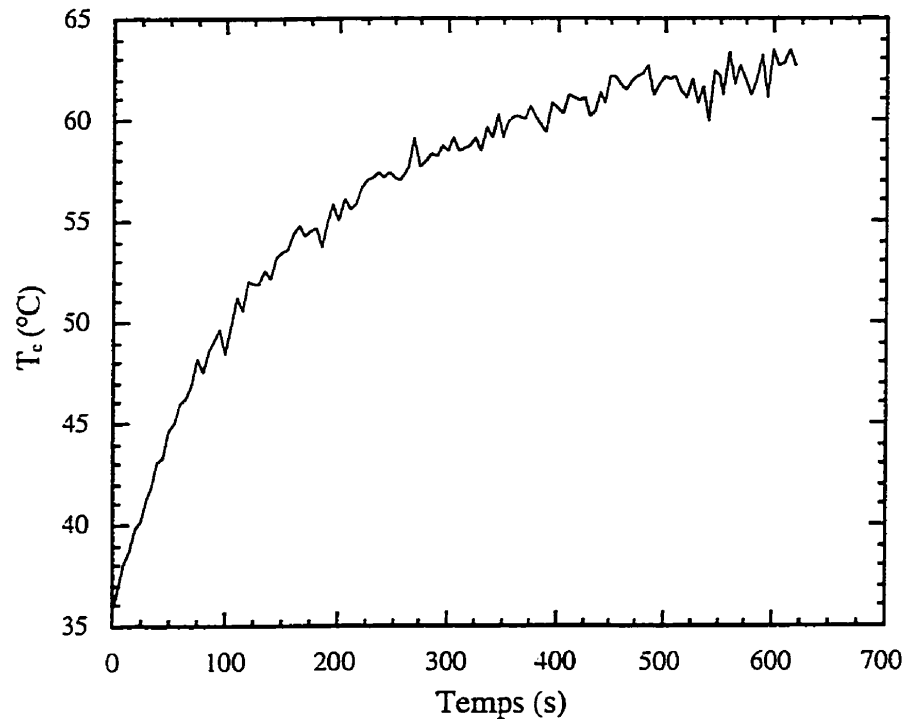


Figure 3.7 Évolution de la température au centre du produit sec (convection naturelle;  $d = 40$  mm;  $V = 2.0$  kV)

### 3.5 Procédure de préparation des échantillons et de réalisation des essais

Il est connu que pour obtenir un séchage uniforme, le produit à sécher doit être placé dans un champ électrique uniforme. En fait, lors de la conception d'un applicateur capacitif par exemple, il importe que les électrodes débordent le produit d'une longueur minimale,  $l_{\min}$ , afin d'éliminer les effets de bords [ORFEUIL, 1987]. Une évaluation de cette longueur peut être obtenue, dans le cas où le produit est plaqué contre les électrodes, à l'aide de la relation suivante:

$$l_{\min} = \frac{d}{2\pi} \ln\left(\frac{135}{p}\right) \quad (3.5)$$

où  $d$  est l'écartement entre les électrodes et  $p$  est la tolérance admise (en %) sur l'élévation de température de la charge. Le Tableau 3.5 donne les dimensions que devraient avoir un échantillon en fonction de l'écartement entre les électrodes et de la tolérance sur la température pour l'applicateur du four SAIREM du LTEE. Les résultats de ce tableau montrent l'importance d'adapter la taille du produit à la configuration des électrodes.

TABLEAU 3.5 DIMENSIONS D'UN ÉCHANTILLON ( $l_{min}$ ) EN FONCTION DE L'ÉCARTEMENT ENTRE LES ÉLECTRODES ET DE LA TOLÉRANCE SUR LA TEMPÉRATURE

| Tolérance (%) | d (mm) |     |
|---------------|--------|-----|
|               | 30     | 40  |
| 1             | 153    | 138 |
| 2             | 160    | 146 |
| 5             | 169    | 158 |
| 10            | 175    | 167 |
| 15            | 179    | 172 |

Comme les conditions d'applicabilité de la relation (3.5) ne sont pas strictement rencontrées (le produit n'est pas plaqué contre les électrodes), une modélisation bidimensionnelle de la cavité expérimentale à l'aide du logiciel Flux2D est réalisée. Les détails de cette modélisation se retrouvent à l'annexe 3.

La figure 3.8 montre la répartition du champ électrique à l'intérieur de la cavité vide lorsque l'écartement entre les électrodes est de 40 mm et la tension 1.0 kV. Sur cette figure, seules les lignes de champ comprises entre  $\pm 10\%$  de la valeur théorique moyenne de 25 kV/m sont représentées pour la moitié supérieure de la cavité. Ainsi, si on désire soumettre un échantillon à un champ uniforme à 10% près, cette figure montre que les dimensions de ce dernier ne doivent pas excéder 16 x 16 cm. Cependant, sachant que l'intrusion entre les électrodes d'un produit ayant des propriétés diélectriques différentes de celle de l'air conduit à une distorsion du champ électrique, une vérification de l'uniformité de ce dernier en présence du produit est effectuée. La figure 3.9 montre la répartition du champ électrique dans le produit lorsque que la teneur en eau de celui-ci est de 1.0 kg/kg b.s. On y voit que le champ électrique est uniforme à 10% près dans environ 85% du volume de l'échantillon. Par conséquent, la puissance dissipée dans le produit est considérée uniforme dans environ 75% du volume. Ces résultats confirment ceux provenant de la relation (3.5).

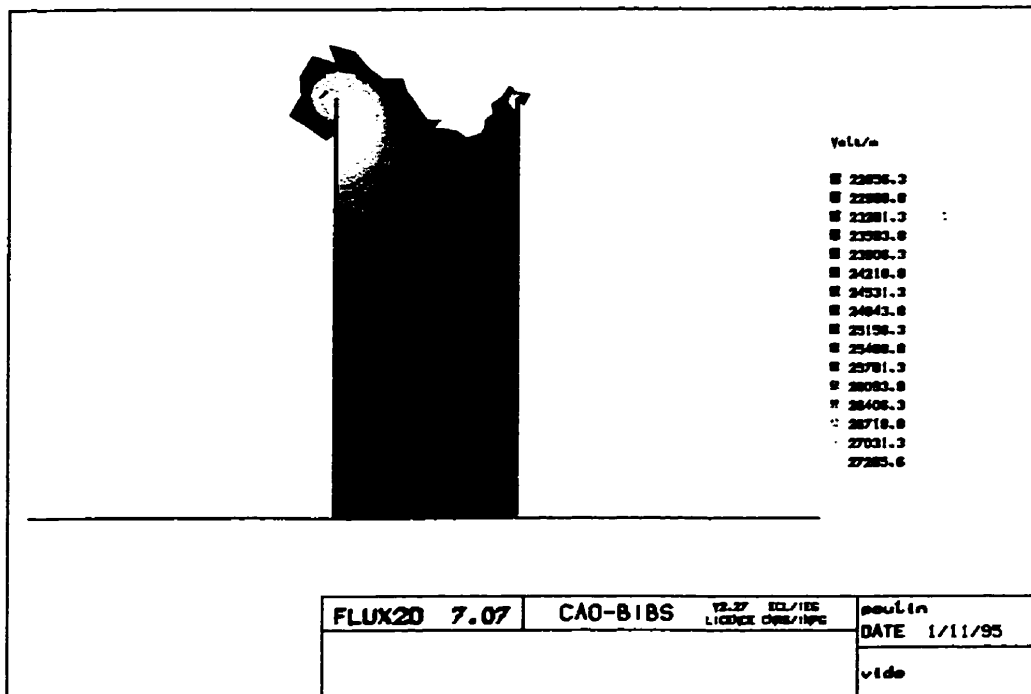


Figure 3.8 Répartition du champ électrique dans la cavité vide ( $V = 1.0 \text{ kV}$ )

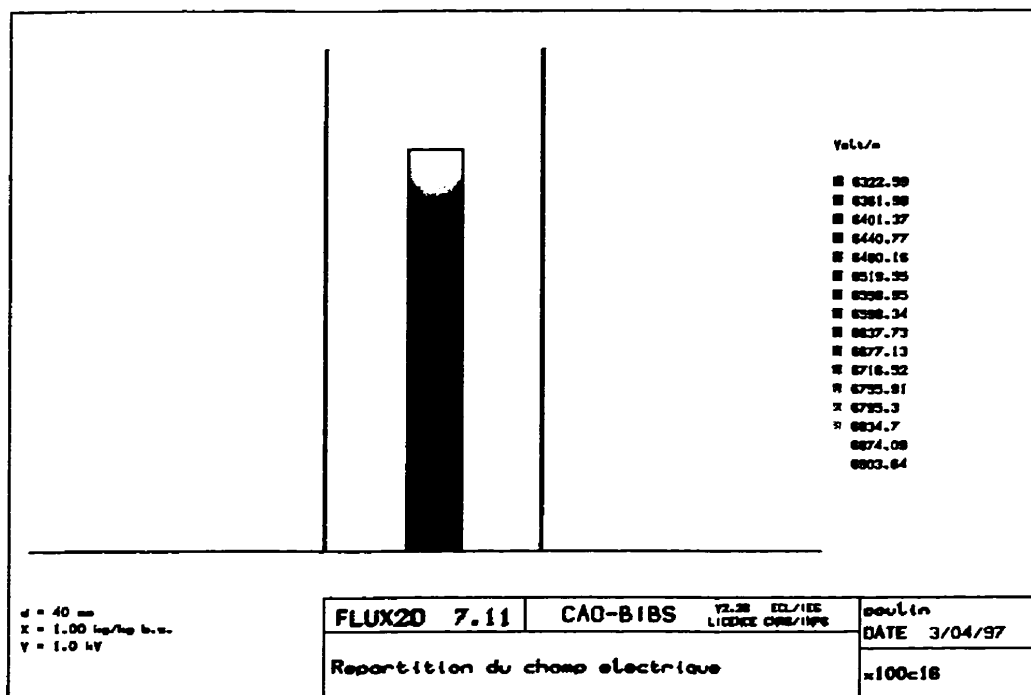


Figure 3.9 Répartition du champ électrique dans un échantillon de  $16 \times 16 \times 1 \text{ cm}$  ( $X = 1.0 \text{ kg/kg b.s.}$  et  $V = 1.0 \text{ kV}$ )

Une fois la dimension des échantillons choisie (16 x 16 x 1 cm), une procédure d'humidification doit être développée. Cette dernière doit permettre d'obtenir une distribution interne d'humidité la plus uniforme possible. De plus, cette distribution doit être facilement reproductible. La procédure développée est la suivante:

Procédure d'humidification A:

- on mesure la masse sèche de l'échantillon;
- on calcule la quantité d'eau nécessaire pour que la teneur en eau moyenne de l'échantillon soit supérieure à sa teneur critique ( $X_{crit} \approx 1.25$  kg/kg b.s.) afin que l'eau puisse se répartir facilement dans le produit. Les échantillons seront humidifié à une teneur en eau entre 1.4 et 1.5 kg/kg b.s. afin que ceux-ci demeurent suffisamment rigides;
- on vide ensuite la moitié de la quantité d'eau calculée précédemment sur chacune des faces du produit et on attend au moins 30 minutes que l'eau se redistribue dans l'échantillon. Il a été observé qu'au-delà de ce laps de temps, la distribution d'humidité reste inchangée.

La figure 3.10 illustre les distributions d'humidité obtenues à l'aide de cette procédure pour quatre échantillons. Chacun de ces échantillons a été coupé en trois tranches dans l'épaisseur après humidification et chacune d'elles a été pesée. Les tranches sont ensuite placées dans une étuve à 110 °C et pesées de nouveau une fois sèches. La teneur en eau de chacune a été évaluée par différence. L'échantillon G montre une distribution d'humidité différente des autres échantillons. Cette différence provient du fait que l'évaluation de la distribution d'humidité a été réalisée, pour cet échantillon seulement, lors de la première humidification; les autres échantillons ayant subi préalablement plus d'un cycle d'humidification et de séchage (2, 3 et 5 cycles pour les échantillons H, I et J respectivement). Il est donc possible de conclure que le produit n'absorbe pas l'eau de la même façon lors de sa première humidification. De plus, en ne considérant pas l'échantillon G, il apparaît que la procédure d'humidification décrite ci-dessus permet d'obtenir une distribution initiale d'humidité relativement uniforme (écarts < 9% par rapport à la moyenne) dans l'épaisseur du produit de même que des résultats facilement reproductibles. Notons finalement que de l'eau déminéralisée a été utilisée pour l'humidification des échantillons.

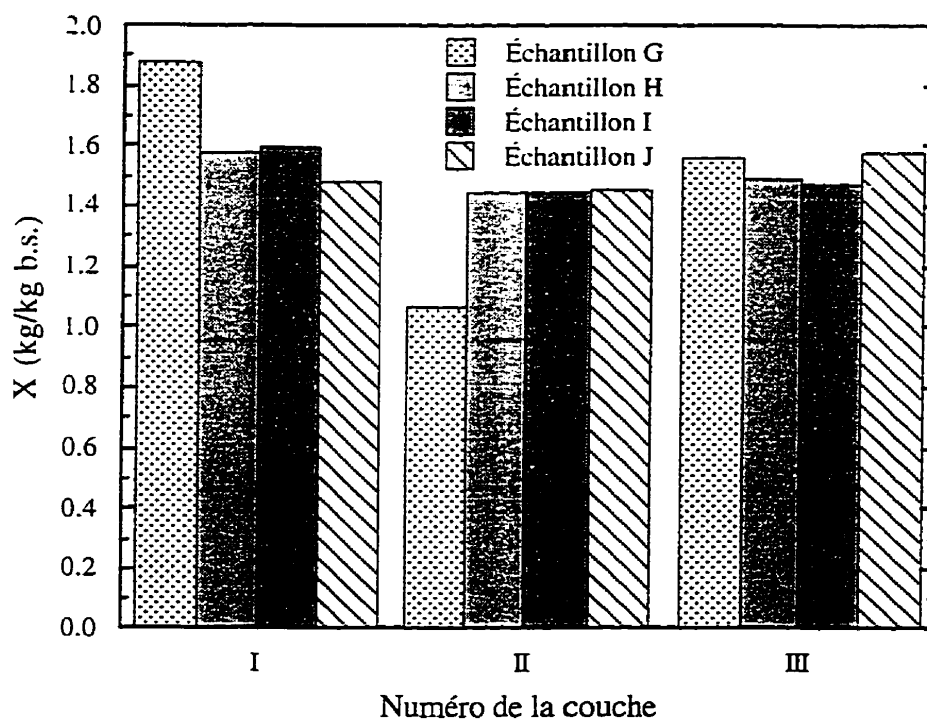


Figure 3.10 Distributions internes d'humidité obtenues avec la procédure d'humidification A

Des sondes à fibre optiques sont utilisées pour la mesure des températures de l'échantillon. À l'aide d'un forêt de taille appropriée, des trous sont pratiqués dans les échantillons afin de localiser les sondes de température aux endroits désirés. Partant du centre de l'épaisseur et de la hauteur de l'échantillon, le forêt est enfoncé sur une distance d'environ 8 cm vers l'intérieur puis retiré laissant ainsi un chemin d'accès pour l'intrusion d'une fibre optique au centre de l'échantillon. Débutant à la mi-hauteur mais près de la surface, la même technique a servi pour le positionnement d'une sonde en surface. Les deux sondes nécessaires à la mesure des températures de l'échantillon sont d'abord introduites dans le four par un orifice pratiqué dans la plaque arrière de la cavité. Ce n'est qu'avant de suspendre l'échantillon à la balance que les fibres optiques sont placées à l'intérieur de ce dernier.

Avant le positionnement de l'échantillon dans la cavité, cette dernière est pré-chauffée et le circuit d'eau de refroidissement est alimenté jusqu'à l'obtention de températures stables. Une fois l'échantillon dans le four, le logiciel d'acquisition est démarré et la tension est appliquée aux électrodes. Le séchage est alors mené jusqu'à ce que la masse soit stabilisée. Finalement, l'acquisition est arrêtée et le générateur est fermé.

### 3.6 Reproductibilité des résultats expérimentaux

Une série d'essais de séchage par convection et HF a permis de vérifier la reproductibilité des résultats et d'estimer l'incertitude de certains paramètres expérimentaux. Ces essais ont du même coup permis la vérification de l'effet des différences possibles entre les échantillons de même que l'impact de l'intrusion de fibres optiques sur la mesure de la masse. Les paramètres de séchage retenus pour cette étude sont les suivants:

- écartement entre les électrodes, d 40 mm
- débit d'air dans la cavité,  $\dot{\omega}$   $1.89 \times 10^{-2} \text{ m}^3/\text{s}$
- point de consigne de la température de l'air,  $T_{pc}$  55°C
- points de consigne de la tension, V 1.0, 1.5 et 2.0 kV

Le Tableau 3.6 présente l'ensemble des conditions expérimentales exactes de même que les mesures de température réalisées correspondant à chacun des essais.

TABLEAU 3.6 CONDITIONS D'OPÉRATION ET TEMPÉRATURES MESURÉES LORS DES ESSAIS DE REPRODUCTIBILITÉ

| Conditions d'opération |         |        |        |                   |                                    |                    |            | Mesures de températures réalisées |       |
|------------------------|---------|--------|--------|-------------------|------------------------------------|--------------------|------------|-----------------------------------|-------|
| Nom de l'essai         | n° éch. | d (mm) | V (kV) | $T_{\infty}$ (°C) | $\dot{\omega}$ (m <sup>3</sup> /s) | $P_{\infty}$ (kPa) | $T_d$ (°C) | $T_s$                             | $T_c$ |
| re10kva                | I       | 40     | 1.0    | 48.4              | $1.86 \times 10^{-2}$              | 98.90              | 5.9        | oui                               | oui   |
| re10kvb                | I       | 40     | 1.0    | 47.0              | $1.87 \times 10^{-2}$              | 100.21             | 9.7        | oui                               | oui   |
| re10kvd                | III     | 40     | 1.0    | 46.5              | $1.89 \times 10^{-2}$              | 98.93              | 14.1       | oui                               | non   |
| re10kve                | I       | 40     | 1.0    | 48.0              | $1.88 \times 10^{-2}$              | 99.00              | 13.2       | oui                               | oui   |
| re15kva                | I       | 40     | 1.5    | 47.2              | $1.87 \times 10^{-2}$              | 99.26              | 12.2       | oui                               | oui   |
| re15kvb                | III     | 40     | 1.5    | 47.3              | $1.88 \times 10^{-2}$              | 99.69              | 12.9       | oui                               | non   |
| re20kva                | I       | 40     | 2.0    | 46.7              | $1.85 \times 10^{-2}$              | 99.05              | 8.3        | oui                               | oui   |
| re20kvb                | I       | 40     | 2.0    | 48.1              | $1.89 \times 10^{-2}$              | 99.58              | 15.6       | oui                               | oui   |
| re20kvc                | I       | 40     | 2.0    | 48.2              | $1.88 \times 10^{-2}$              | 99.46              | 16.7       | oui                               | oui   |
| re20kvd                | IV      | 40     | 2.0    | 46.4              | $1.89 \times 10^{-2}$              | 99.87              | 12.0       | oui                               | oui   |
| re20kve                | IV      | 40     | 2.0    | 47.0              | $1.89 \times 10^{-2}$              | 100.18             | 13.6       | non                               | non   |
| re20kvf                | IV      | 40     | 2.0    | 47.6              | $1.90 \times 10^{-2}$              | 100.07             | 13.7       | oui                               | non   |
| re20kvh                | IV      | 40     | 2.0    | 47.1              | $1.89 \times 10^{-2}$              | 100.19             | 12.6       | non                               | non   |
| re20kvi                | II      | 40     | 2.0    | 47.0              | $1.90 \times 10^{-2}$              | 100.17             | 12.5       | non                               | non   |
| re20kvj                | I       | 40     | 2.0    | 47.3              | $1.86 \times 10^{-2}$              | 100.11             | 12.3       | oui                               | oui   |

La reproductibilité des conditions de convection est facile à évaluer. Seuls la température de l'écoulement et le débit d'air dans la cavité sont contrôlés. Les valeurs de  $T_{\infty}$  reportées au Tableau 3.7 ont été évaluées à l'aide de deux mesures effectuées par thermocouple, une avant le début de l'essai et l'autre à la fin. Les différences entre ces deux mesures varient entre 1 et 3°C. La valeur moyenne de ces lectures a été considérée représentative de la température de l'air à l'intérieur de la

cavité au cours de l'essai. Pour l'ensemble des essais du Tableau 3.7, la valeur moyenne de  $T_{\infty}$  est de  $47.3^{\circ}\text{C}$  avec un écart type de  $0.6^{\circ}\text{C}$ . Les différences entre  $T_{\infty}$  et  $T_{\text{pc}\infty}$  ( $55^{\circ}\text{C}$ ) sont possiblement attribuable à un manque d'isolation de la cavité. La variabilité des résultats peut être expliquée par la variation des conditions de température externes et la durée de la mise en température de la cavité. L'ensemble des résultats se retrouve toutefois dans un intervalle assez étroit de  $2^{\circ}\text{C}$ . Le débit d'air moyen à l'intérieur de la cavité est de  $1.88 \times 10^{-2} \text{ m}^3/\text{s}$  avec un écart type de  $1.4 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$ . La totalité des résultats sont inclus dans un intervalle de  $4.7 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$ . En ce qui concerne la reproductibilité des paramètres électriques, une discussion sera présentée en détail à la suite de l'analyse des résultats.

Les premières variables à faire l'objet d'analyse sont le taux d'évaporation,  $N_v$ , et la densité de puissance HF incidente,  $q_{\text{HFcor}}$ , obtenue par la lecture du four et corrigée par la relation (A2.2) de l'annexe 2. Les figures 3.11 à 3.13 montrent les évolutions de  $N_v$  et  $q_{\text{HFcor}}$  pour les séries d'essais à 1.0, 1.5 et 2.0 kV respectivement. Ces figures indiquent que des différences notables existent entre des essais réalisés dans des conditions supposées identiques. La dispersion des résultats pour  $q_{\text{HFcor}}$  est évaluée à  $\pm 20\%$  de la valeur moyenne dans la région du maximum de puissance délivrée. Dans la région correspondante, la plage de variation de  $N_v$  est de  $\pm 45\%$  par rapport à la moyenne.

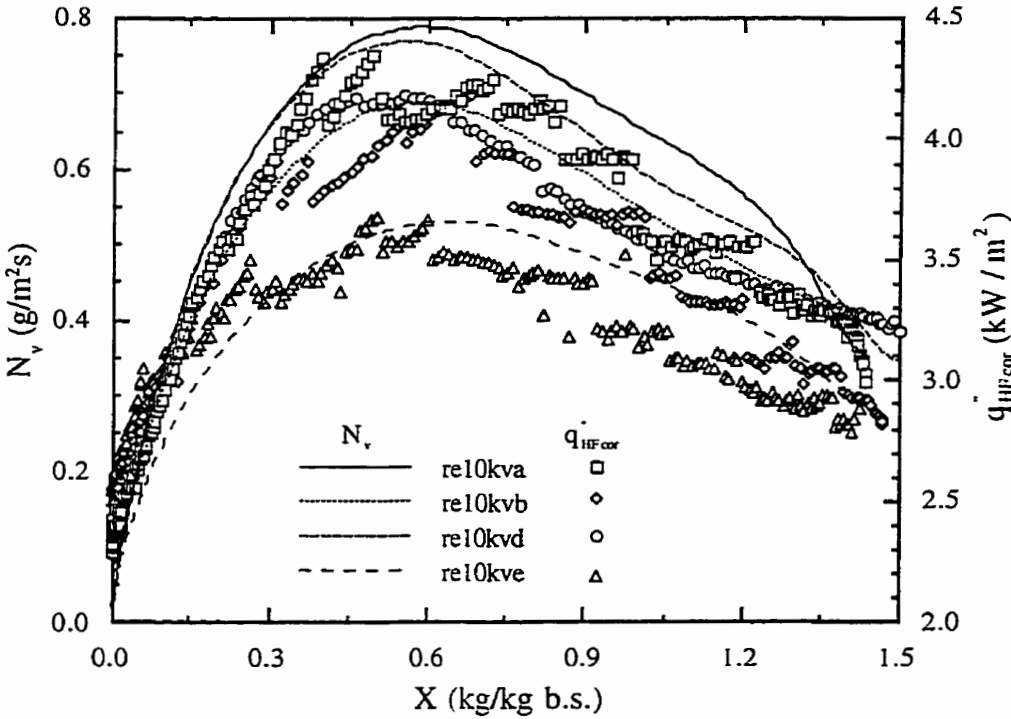


Figure 3.11 Reproductibilité des essais à 1.0 kV (d = 40 mm)



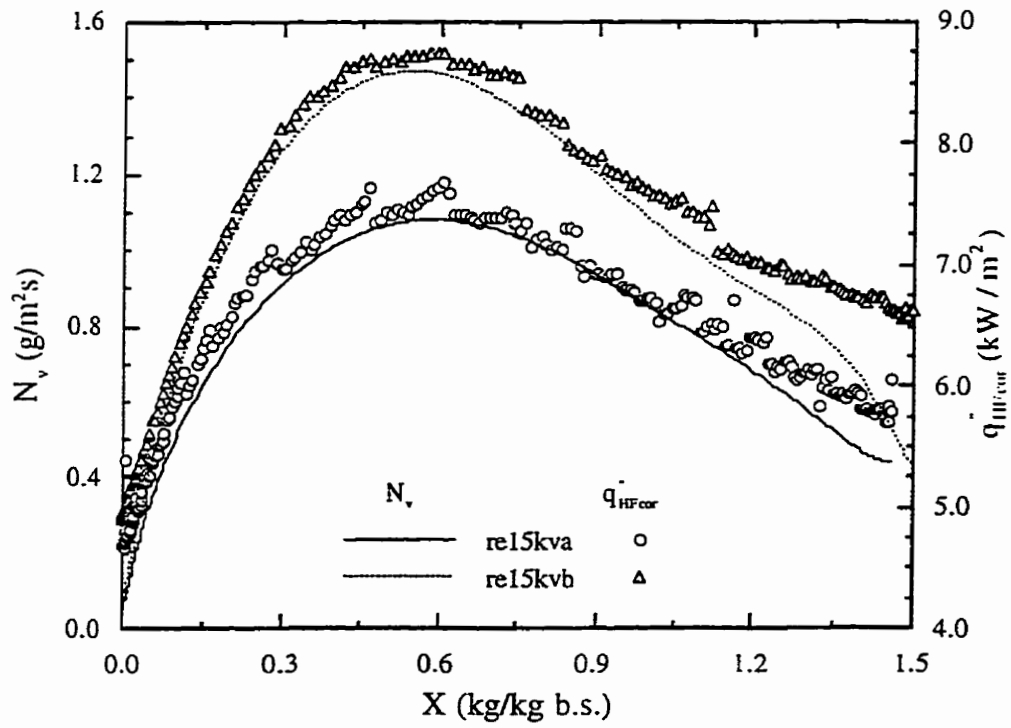


Figure 3.12 Reproductibilité des essais à 1.5 kV (d = 40 mm)

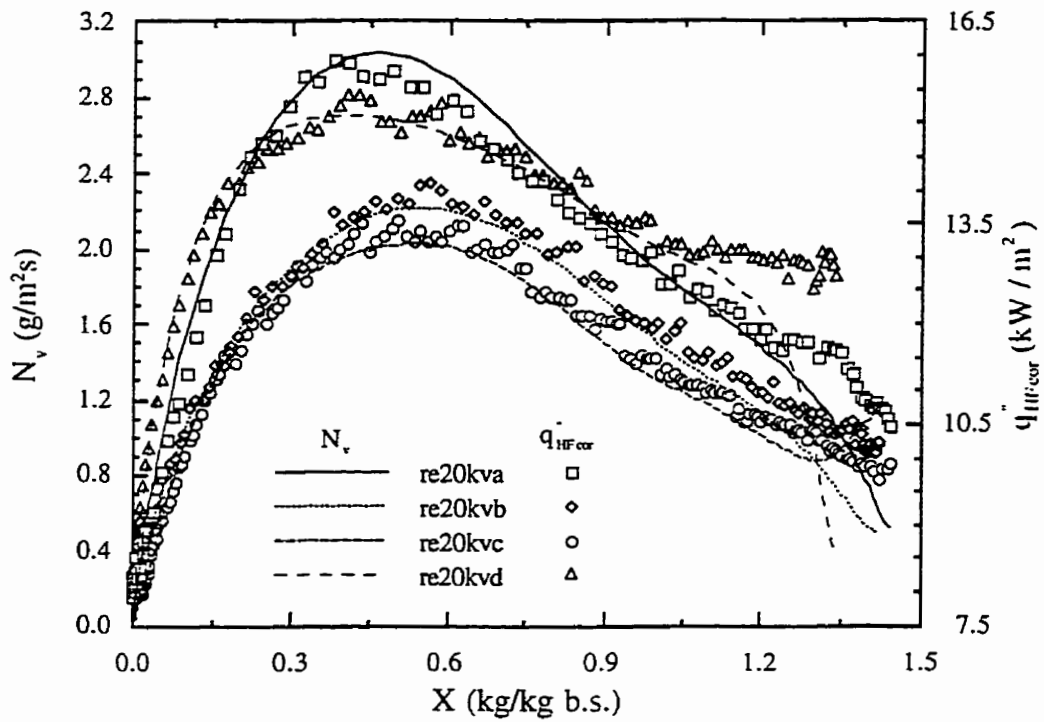


Figure 3.13 Reproductibilité des essais à 2.0 kV (d = 40 mm)

Les écarts observés aux figures 3.11 à 3.13 ne peuvent s'expliquer totalement par des différences entre les échantillons. En fait, en se référant au Tableau 3.6, on se rend compte que la majorité des essais présentés sur ces figures sont réalisés avec le même échantillon. L'exactitude de la mesure de tension apparaît donc comme une cause possible de cette importante dispersion. D'après les résultats, il semble que la tension réellement maintenue aux électrodes et celle affichée par le four ne correspondent pas. De plus, comme le point de consigne pour la régulation de la tension est le même, il apparaît que la tension doit être flottante pour expliquer la dispersion des résultats obtenus.

Une vérification chronologique de la réalisation des essais a démontré qu'un changement du point de consigne de la tension ou encore la mise hors tension de l'installation entre deux essais semblent être à l'origine des fluctuations de la tension réellement maintenue aux électrodes. La figure 3.14 montre les taux de séchage mesurés pour 4 essais effectués consécutivement sans variation du point de consigne ni mise hors tension de l'installation entre chacun d'eux. Une comparaison avec la figure 3.13 démontre clairement que la tension réellement maintenue aux électrodes dépend du passé à court terme du four. De plus, il apparaît que la présence des fibres optiques n'influence pas de façon significative la courbe de masse. Le maximum d'évaporation pour l'essai re20kvf est 2% inférieur à la moyenne des essais re20kve et re20kvh. Finalement, les résultats de l'essai re20kvi, effectué avec un échantillon différent de celui utilisé dans les essais

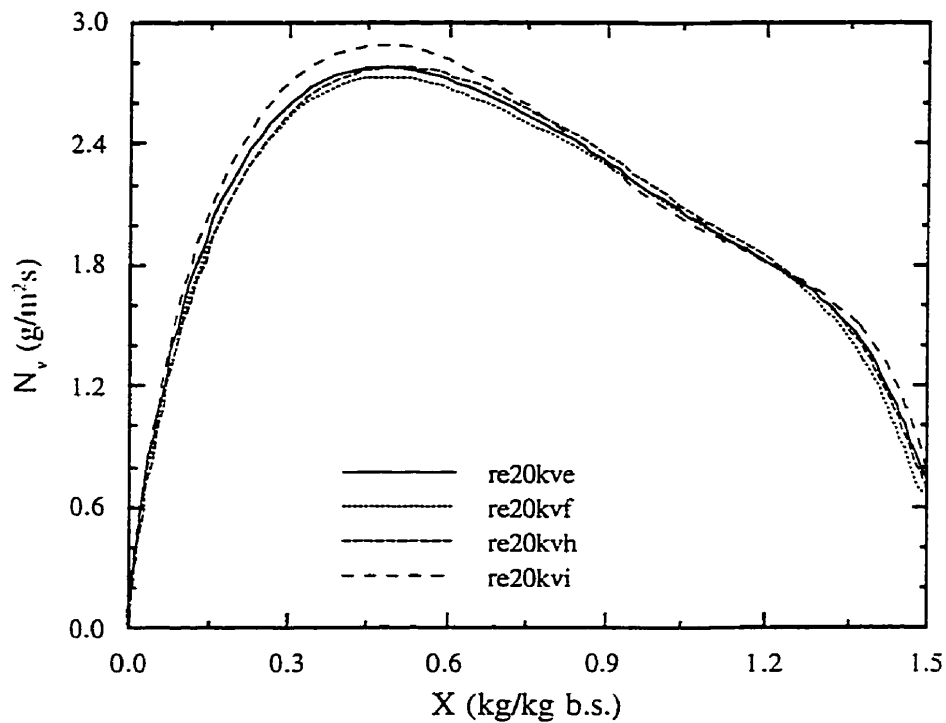


Figure 3.14 Effet des fibres optiques et des différences entre les échantillons sur le taux de séchage

re20kve et re20kvh, montrent qu'il existe possiblement des différences entre les échantillons mais que celles-ci sont faibles;  $N_{v,max}$  étant 4% supérieur à la moyenne de re20kve et re20kvh. L'effet de la différence entre l'ensemble des échantillons sur le taux d'évaporation est estimé à environ  $\pm 10\%$ .

Malgré la dispersion observée dans les résultats, la similitude entre l'évolution des deux variables des figures 3.11 à 3.13 laisse croire qu'il existe un lien direct entre elles. La figure 3.15 montre les valeurs de  $q_{HF,cor}''$  en fonction des valeurs de  $N_v$  correspondantes pour chacune des tensions étudiées. Sur cette figure, la période correspondant à la montée en température n'est pas illustrée i.e.  $X > 1.20$  kg/kg b.s. De plus, afin de ne pas introduire d'effets indésirables dus aux propriétés hygroscopiques du produit, la portion des courbes pour laquelle  $X < 0.05$  kg/kg b.s. est aussi omise. De cette figure, il apparaît qu'une corrélation existe entre  $q_{HF,cor}''$  et  $N_v$ . Des régressions linéaires sur l'ensemble des résultats pour chacune des tensions ont montré des coefficients de corrélation  $r^2$  de 0.90 (1.0 kV), 0.99 (1.5 kV) et 0.98 (2.0 kV).

La moins bonne corrélation obtenue pour la série d'essais à 1.0 kV peut être expliquée par une trop faible sensibilité du système d'adaptation. À basse tension, la faible sensibilité du contrôle des capacités variables de la boîte d'adaptation conduit à des fluctuations importantes de l'efficacité de transmission et ainsi, de la demande de puissance en cours de séchage. Pour ce convaincre de ce phénomène, il suffit d'observer l'irrégularité des courbes de densité de puissance HF à 1.0 kV

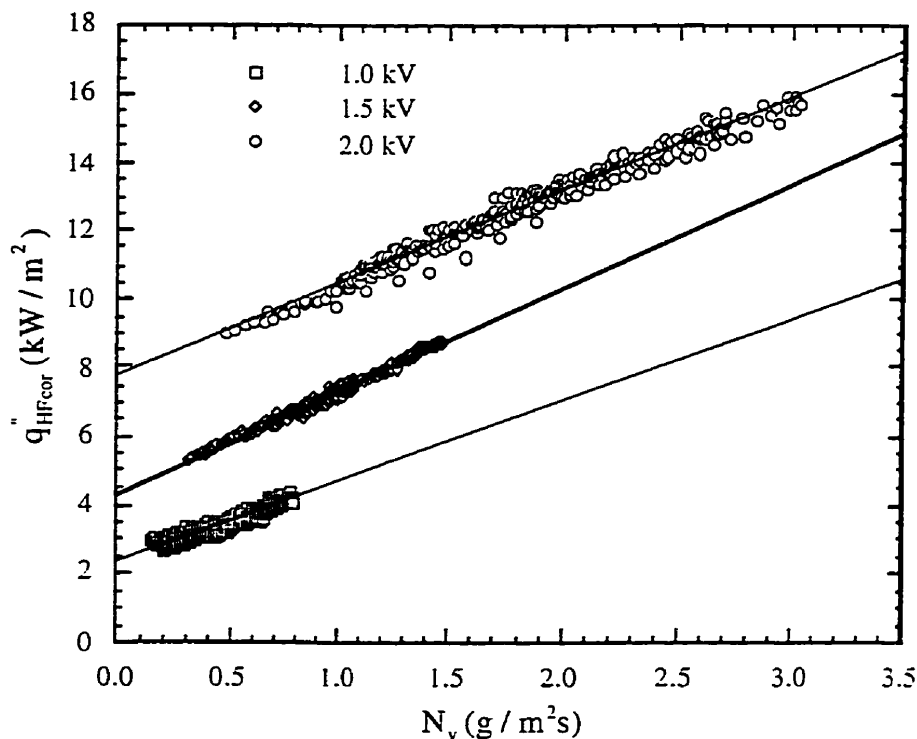


Figure 3.15 Corrélation entre la puissance HF incidente et le taux d'évaporation

(figure 3.11) comparée à celles obtenues à 1.5 et 2.0 kV (figures 3.12 et 3.13). Par conséquent, comme la courbe d'évaporation est régulière, la corrélation entre  $q_{HF\text{cor}}$  et  $N_v$  est moins bonne.

Les pentes des corrélations de la figure 3.15 sont 2.4, 3.0 et 2.7 kJ/g pour les résultats à 1.0, 1.5 et 2.0 kV respectivement. Ces valeurs se comparent avantageusement à l'enthalpie de changement de phase de l'eau aux températures de surface observées i.e. entre 2.3 et 2.4 kJ/g. De plus, l'analyse du chapitre 5 sur les pertes énergétiques montrera que l'ordonné à l'origine donnée par chacune des corrélations (2.3, 4.3 et 7.8 kW/m<sup>2</sup>) correspond assez bien avec les pertes totales dans le four en présence du produit sec. Ces deux résultats démontrent ainsi la cohérence entre la puissance délivrée par le générateur et le taux d'évaporation observé. Par conséquent, il apparaît que la densité de puissance HF générée par le four constitue un meilleur paramètre que la tension pour la caractérisation du procédé.

L'analyse des pages précédentes a démontré que la tension réellement imposée aux électrodes n'est pas connue précisément. De plus, il apparaît que sa valeur peut être flottante d'un essai à l'autre même si le point de consigne pour la régulation est identique. Par conséquent, la tension ne peut être utilisée comme paramètre caractéristique permettant la prédiction du déroulement du procédé. Cependant, le lien direct existant entre la puissance HF générée et le taux d'évaporation observé assure dans un certain sens une reproductibilité entre les résultats. Ainsi, pour une consigne de tension donnée, il est possible de prédire approximativement la courbe d'évaporation à partir de la courbe de puissance. Finalement, même si les variables de contrôle ne sont pas toutes connues de façon exactes, des résultats et des comportements très intéressants peuvent quand même être étudiés avec l'appareillage expérimental décrit dans ce chapitre.

### **3.7 Incertitudes de mesures expérimentales**

L'évaluation de l'incertitude maximale sur une variable peut être réalisée de différentes façons. Les résultats expérimentaux et les spécifications des différents appareils de mesure (annexe 1) ont servi à l'évaluation de l'incertitude maximale sur les principales variables mesurées (les températures, la masse, les propriétés diélectriques, la puissance HF générée, etc). L'incertitude maximale des variables calculées à partir des mesures (la teneur en eau, les coefficients de transfert, la puissance HF absorbée, etc.) est évaluée par la méthode présentée par MOFFAT [1982]. Le Tableau 3.7 présente les incertitudes maximales calculées pour les principales variables utilisées dans ce travail.

L'étalonnage des sondes de température par fibre optique a permis d'évaluer une incertitude de  $\pm 0.5$  °C sur les mesures de température. Cependant, d'autres facteurs tels que la position de la sonde et une variation locale de la structure causée par le passage du forêt augmente l'incertitude sur

la mesure des températures dans les échantillons. De plus, les gradients de température observés au cours des essais montrent qu'une erreur dans le positionnement de la sonde de température est plus importante en séchage HF qu'en séchage par convection. Les incertitudes sur  $T_s$  et  $T_c$  présentées au Tableau 3.7 ont donc été évaluées en tenant compte de ces différents facteurs.

Il faut remarquer que l'incertitude sur la température de sortie du circuit d'eau de refroidissement,  $T_{out}$ , est différente de celle sur la température de l'entrée,  $T_{in}$ . Cette différence est justifiée par une plus grande variabilité des lectures obtenues avec cette fibre optique.

L'incertitude maximale sur les coefficients de transfert  $h_{c,CL}^*$ ,  $K_{p,CL}^*$  et  $K_{s,CL}^*$  a été évaluée en tenant compte de l'incertitude de chacune des variables utilisées pour effectuer les calculs. Par la suite, ces valeurs ont conduit à une évaluation de l'incertitude sur les rapports de coefficients de transfert de  $\pm 18\%$ .

TABLEAU 3.7 INCERTITUDES MAXIMALES SUR LES VARIABLES MESURÉES

| Variables   | Incertitude                              |
|---|--|
| Épaisseur des échantillons, $h$                                 | $\pm 0.33$ mm                            |
| Surface des échantillons, $A_s$                                 | $\pm 0.0033$ m <sup>2</sup>              |
| Constante diélectrique, $\epsilon'$                             | $\pm 10\%$                               |
| Facteur de pertes diélectriques, $\epsilon''$                   | $\pm 10\%$                               |
| Masse de l'échantillon, $m$                                     | $\pm 0.2$ g                              |
| Teneur en eau, $X$  | $\pm 0.05$ kg/kg b.s.                    |
| Température au centre de l'échantillon, $T_c$                   | $\pm 1.0$ °C conv.<br>$\pm 2.0$ °C HF    |
| Température de surface de l'échantillon, $T_s$                  | $\pm 1.0$ °C conv.<br>$\pm 2.0$ °C HF    |
| Température de l'écoulement, $T_w$                              | $\pm 2$ °C                               |
| Température de rosée, $T_d$                                     | $\pm 1$ °C                               |
| Pression, $P_w$   | $\pm 25$ Pa                              |
| Débit d'air, $\dot{\omega}$                                     | $\pm 3 \times 10^{-4}$ m <sup>3</sup> /s |
| Température d'entrée de l'eau de refroidissement, $T_{in}$      | $\pm 0.5$ °C                             |
| Température de sortie de l'eau de refroidissement, $T_{out}$    | $\pm 1.0$ °C                             |
| Capacités de la boîte d'adaptation, $C_{module}$ et $C_{phase}$ | $\pm 1$                                  |
| Tension aux électrodes, $V$                                     | $\pm 15$ %                               |
| Écartement entre les électrodes, $d$                            | $\pm 0.5$ mm                             |
| Puissance incidente, $P_{inc}$                                  | $\pm 5$ %                                |

TABLEAU 3.8 INCERTITUDES SUR LES COEFFICIENTS DE TRANSFERT

| Variables  | Incertitude |
|--|-------------|
| Coefficient de transfert de chaleur, $h_{cCL}^*$ | $\pm 10 \%$ |
| Coefficient de transfert de masse, $K_{pCL}^*$   | $\pm 15 \%$ |
| Coefficient de transfert de masse, $K_{yCL}^*$   | $\pm 15 \%$ |

## 4. ESSAIS DE SÉCHAGE PAR CONVECTION

### 4.1 Objectifs

Les objectifs des essais de séchage par convection sont les suivants:

- évaluer les coefficients de transfert de chaleur et de masse par convection;
- vérifier la validité de l'analogie entre le transfert de chaleur et de masse sur la plage des paramètres étudiés.

### 4.2 Évaluation des coefficients de transfert

Étant donné les difficultés liées à l'évaluation de coefficients de transfert locaux, une approche dite moyenne est utilisée. Ainsi, des coefficients moyens sont calculés par rapport à la surface d'échange et durant la période de séchage à taux constant. Des bilans massiques et énergétiques au cours de cette période permettent l'évaluation de ces coefficients de transfert.

#### 4.2.1 Le coefficient de transfert de chaleur

Le coefficient de transfert de chaleur est évalué à l'aide d'un bilan thermique effectué sur le produit durant la période de séchage à taux constant. Dans les conditions étudiées, il convient d'émettre les hypothèses suivantes afin de simplifier la formulation du bilan d'énergie:

- 1) durant la P.S.T.C., le terme d'accumulation d'énergie est négligeable. Cette hypothèse est justifiée par le fait que la température de l'échantillon varie peu durant cette période.
- 2) le gradient de température dans l'épaisseur de l'échantillon est négligeable. Ainsi, la température de la surface peut être considérée représentative de l'ensemble.

Ces hypothèses seront validées expérimentalement à la fin de cette section. Le bilan d'énergie en séchage par convection prend donc la forme suivante:

$$\dot{q}_{\text{évap}} = \dot{q}_{\text{rad}} + \dot{q}_{\text{conv}} \quad (4.1)$$

où  $\dot{q}_{\text{évap}}$  (W/m<sup>2</sup>) représente le flux de chaleur utilisé pour l'évaporation,  $\dot{q}_{\text{rad}}$  (W/m<sup>2</sup>) le transfert radiatif entre l'échantillon et les parois et  $\dot{q}_{\text{conv}}$  (W/m<sup>2</sup>) le flux de chaleur transféré à l'échantillon par convection. Le flux de chaleur utilisé pour l'évaporation est donné par la relation:

$$\dot{q}_{\text{évap}} = 2N_v \Delta H_v(T_s) \quad (4.2)$$

où  $\Delta H_v$  (J/kg) est la chaleur latente de vaporisation à la température de la surface,  $T_s$  (K), et  $N_v$  (kg/m<sup>2</sup>s) le flux d'évaporation par face donné par:

$$N_v = -\frac{1}{2A_s} \frac{dm}{dt} \quad (4.3)$$

où  $m$  (kg) est la masse de l'échantillon et  $A_s$  ( $\approx 0.0256$  m<sup>2</sup>) l'aire d'une face de l'échantillon. L'échange radiatif peut être calculé par la relation décrivant le transfert entre deux surfaces grises échangeant exclusivement entre elles [MODEST, 1993]:

$$\dot{q}_{\text{rad}} = \frac{2\sigma(T_p^4 - T_s^4)}{\frac{1}{\epsilon_s} - \frac{A_s}{A_p} \left( \frac{1}{\epsilon_p} - 1 \right)} \quad (4.4)$$

où  $\sigma$  ( $5.67 \times 10^{-8}$  W/m<sup>2</sup>K<sup>4</sup>) est la constante de Stefan-Boltzmann,  $T_p$  (K),  $\epsilon_p$  (0.30) et  $A_p$  (0.04 m<sup>2</sup>) sont respectivement la température, l'émissivité et la surface des parois (essentiellement les électrodes),  $\epsilon_s$  (0.94) est l'émissivité de l'échantillon. Le flux de chaleur par convection est donné par la relation:

$$\dot{q}_{\text{conv}} = 2h_c(T_\infty - T_s) \quad (4.5)$$

où  $h_c$  (W/m<sup>2</sup>K) est le coefficient de transfert de chaleur convectif instantané pour toute la surface de l'échantillon et  $T_\infty$  (K) la température de l'air.

En remplaçant les relations (4.2) à (4.5) dans (4.1), il est possible d'évaluer, en mesurant simultanément la masse, la température de la surface, de l'air et des parois, un coefficient de transfert de chaleur convectif instantané. Cependant, durant la P.S.T.C. les différentes températures sont essentiellement constantes et par conséquent, le coefficient de transfert de chaleur l'est aussi. Ainsi, il est préférable de travailler en terme de coefficient moyen durant cette période. Ce dernier est alors calculé par:

$$h_c^* = \frac{1}{2(T_\infty^* - T_s^*)} \left[ \frac{\int_{t_1}^{t_2} (\dot{q}_{\text{vap}}^* - \dot{q}_{\text{rad}}^*) dt}{(t_2 - t_1)} \right] = \frac{\dot{q}_{\text{vap}}^{**} - \dot{q}_{\text{rad}}^{**}}{2(T_\infty^* - T_s^*)} \quad (4.6)$$

où  $t_1$  et  $t_2$  représentent les temps correspondant au début et à la fin de la P.S.T.C. et l'exposant (\*) indique qu'il s'agit d'une valeur moyenne dans l'intervalle  $[t_1, t_2]$ .



Il est connu qu'un taux de transfert de masse élevé à l'interface entre l'écoulement et le produit amène des distorsions dans les profils de vitesse, de température et de concentration. Ainsi, à mesure que le taux de transfert de masse augmente, son effet doit être pris en compte afin d'évaluer adéquatement les coefficients de transfert. Trois théories ont été développées afin de prendre en compte cet effet sur les différents coefficients de transfert, soient : la théorie de la couche limite, de film et de pénétration [BIRD et coll., 1960]. Seule la théorie de la couche limite est utilisée ici car elle présente une base formelle plus solide. Selon cette théorie, le coefficient de transfert de chaleur non affecté par le taux de transfert de masse est défini [BIRD et coll., 1960]:

$$h_{cCL}^* = \frac{h_c^*}{\theta_h} \quad (4.7)$$

où  $\theta_h$  est le facteur de correction pour le coefficient de transfert de chaleur afin de tenir compte de l'effet du flux de masse. Ce facteur est défini en fonction du rapport de flux  $B_h$  donné par:

$$B_h = \frac{N_v^* (C_{pv})_s^*}{h_c^*} \quad (4.8)$$

où  $(C_{pv})_s$  (J/kgK) est la chaleur spécifique de la vapeur à la surface de l'échantillon. L'annexe 4 donne les relations mathématiques utilisées pour l'évaluation des propriétés thermophysiques de l'eau, de la vapeur d'eau et de l'air.

La relation donnant  $\theta_h$  en fonction de  $B_h$  est déduite d'une courbe donnée par BIRD et coll.[1960] et s'exprime comme suit:

$$\ln(\theta_h) = 9.9944 \cdot 10^{-3} - 0.7738 \ln(1 + B_h) - 5.5954 \cdot 10^{-2} (\ln(1 + B_h))^2 \quad (4.9)$$

Cette relation provient d'un lissage polynomiale sur 59 points lus sur la courbe. Le coefficient de corrélation de cette régression est de 1.00.

Le Tableau 4.1 résume les paramètres expérimentaux pour chacun des essais en convection. Il donne aussi les conditions d'évaporation, les différents flux de chaleur et le coefficient de transfert de chaleur correspondant à chacun des essais. Les valeurs de  $q_{rad}^{**}$  et  $q_{conv}^{**}$  correspondent, en pourcentage, au rapport entre  $q_{rad}^{**}$  et  $q_{conv}^{**}$  sur  $q_{évap}^{**}$ .

Les résultats montrent que la proportion de l'énergie totale transmise au produit et attribuable au transfert radiatif,  $q_{rad}^{**}$ , varie entre 17 et 22%. Même lorsque la température de l'écoulement est faible ( $T_\infty = 25^\circ\text{C}$ ), le transfert radiatif doit être pris en compte car il représente entre 17 et 20% de l'énergie totale. Ainsi, l'omission du terme  $q_{rad}^{**}$  dans la relation (4.6) conduirait

TABLEAU 4.1 COEFFICIENTS DE TRANSFERT DE CHALEUR EN SÉCHAGE PAR CONVECTION

| Nom essai | éch. n° | Paramètres d'opération |                     |         |                      |                     |                     | Conditions d'évaporation             |                       | Flux de chaleur                       |                        |                                       |                                     |                      |                                       | Coefficients de transfert de chaleur |  |  |
|-----------|---------|------------------------|---------------------|---------|----------------------|---------------------|---------------------|--------------------------------------|-----------------------|---------------------------------------|------------------------|---------------------------------------|-------------------------------------|----------------------|---------------------------------------|--------------------------------------|--|--|
|           |         | d (mm)                 | T <sub>∞</sub> (°C) | ω (CFM) | P <sub>∞</sub> (kPa) | T <sub>d</sub> (°C) | T <sub>s</sub> (°C) | N <sub>v</sub> (kg/m <sup>2</sup> s) | q <sub>radp</sub> (%) | q <sub>conv</sub> (W/m <sup>2</sup> ) | q <sub>convp</sub> (%) | q <sub>évap</sub> (W/m <sup>2</sup> ) | h <sub>c</sub> (W/m <sup>2</sup> K) | θ <sub>h</sub> (4.9) | h <sub>eCL</sub> (W/m <sup>2</sup> K) |                                      |  |  |
| co9       | II      | 30                     | 25.0                | 40.1    | 101.19               | 3.4                 | 13.7                | 4.14E-05                             | 41.5                  | 20                                    | 162.8                  | 80                                    | 204.3                               | 7.2                  | 1.00                                  | 7.2                                  |  |  |
| co7       | III     | 30                     | 46.2                | 39.9    | 100.86               | 4.8                 | 21.7                | 1.03E-04                             | 104.3                 | 21                                    | 402.0                  | 79                                    | 506.3                               | 8.2                  | 0.99                                  | 8.3                                  |  |  |
| co8       | IV      | 30                     | 66.7                | 38.8    | 99.85                | 9.1                 | 29.3                | 1.74E-04                             | 182.4                 | 22                                    | 664.3                  | 78                                    | 846.8                               | 8.9                  | 0.98                                  | 9.0                                  |  |  |
| co5       | IV      | 30                     | 67.0                | 38.9    | 100.49               | 9.3                 | 29.1                | 1.77E-04                             | 185.0                 | 22                                    | 673.8                  | 78                                    | 858.8                               | 8.9                  | 0.98                                  | 9.1                                  |  |  |
| co4       | II      | 30                     | 67.5                | 40.1    | 99.99                | 14.8                | 31.7                | 1.71E-04                             | 177.2                 | 21                                    | 653.1                  | 79                                    | 830.3                               | 9.1                  | 0.98                                  | 9.3                                  |  |  |
| co1       | I       | 40                     | 25.0                | 40.0    | 100.73               | 3.8                 | 14.5                | 4.75E-05                             | 38.9                  | 17                                    | 195.6                  | 83                                    | 234.5                               | 9.3                  | 1.00                                  | 9.3                                  |  |  |
| co2       | I       | 40                     | 47.6                | 39.3    | 100.34               | 12.2                | 25.6                | 9.70E-05                             | 96.1                  | 20                                    | 377.5                  | 80                                    | 473.5                               | 8.6                  | 0.99                                  | 8.6                                  |  |  |
| co3       | I       | 40                     | 48.0                | 39.6    | 99.85                | 13.5                | 26.4                | 9.91E-05                             | 94.9                  | 20                                    | 388.5                  | 80                                    | 483.4                               | 9.0                  | 0.99                                  | 9.0                                  |  |  |
| co10      | III     | 40                     | 67.3                | 38.7    | 100.55               | 8.2                 | 28.7                | 1.86E-04                             | 188.3                 | 21                                    | 716.4                  | 79                                    | 904.7                               | 9.3                  | 0.98                                  | 9.5                                  |  |  |
| co6       | II      | 40                     | 67.1                | 38.9    | 99.50                | 8.5                 | 28.2                | 1.87E-04                             | 189.2                 | 21                                    | 719.5                  | 79                                    | 908.7                               | 9.2                  | 0.98                                  | 9.4                                  |  |  |

à une surévaluation du coefficient de transfert d'environ 20%. On remarque aussi que  $q_{rad}^{**}$  augmente légèrement avec  $T_{\infty}^*$ . Ceci s'explique par le fait que  $q_{rad}^{**}$  est proportionnel à une différence entre des températures à la puissance quatre tandis que  $q_{conv}^{**}$  est proportionnel à une différence de température. Il faut noter que la température des parois,  $T_p^*$ , est assimilée à celle de l'écoulement pour le calcul de  $q_{rad}^{**}$ .

La valeur du facteur de correction  $\theta_h$  diminue avec  $T_{\infty}^*$  mais demeure constante pour une température de consigne donnée i.e. 1.00 ( $T_{p_{\infty}} = 25^{\circ}\text{C}$ ), 0.99 ( $55^{\circ}\text{C}$ ) et 0.98 ( $85^{\circ}\text{C}$ ). Ces valeurs indiquent que pour les conditions expérimentales étudiées, le séchage par convection peut être considéré comme un processus à faible taux de transfert de masse. De plus, les valeurs de  $\theta_h$  sont en accord avec celles obtenues en séchage par convection par BASILLICO et MARTIN [1984] ( $\theta_h = 0.93 - 0.97$ ;  $v_{\infty}^* = 3 - 20 \text{ m/s}$  et  $T_{\infty}^* = 20 - 200^{\circ}\text{C}$ ) et PARROUFFE [1992] ( $\theta_h = 0.90 - 0.98$ ;  $v_{\infty}^* = 2.0 - 6.3 \text{ m/s}$  et  $T_{\infty}^* = 80 - 180^{\circ}\text{C}$ ) pour des taux d'évaporation plus élevés.

Les coefficients de transfert de chaleur obtenus à partir de ces essais varient entre 7.2 et 9.5  $\text{W/m}^2\text{K}$ . L'évaluation du rapport  $\text{Gr}/\text{Re}^2$ , à partir de mesures de la vitesse d'air entre les électrodes ( $\bar{v}_{\infty} \approx 0.7 \text{ m/s}$ ), a révélé que l'écoulement à la surface de l'échantillon est de nature mixte (convection naturelle et forcée). Les plages de variation du coefficient de transfert de chaleur considérées comme représentatives pour les gaz sont 3.5 - 23.2  $\text{W/m}^2\text{K}$  en convection naturelle et 11.6 - 116.2  $\text{W/m}^2\text{K}$  en ce qui concerne la convection forcée [BIRD et coll., 1960]. Les coefficients de transfert de chaleur obtenus expérimentalement sont donc en bon accord avec le chevauchement des deux plages.

La figure 4.1 montre l'évolution de la température de surface au cours des essais en convection. Dans chacun des cas, une période de mise en température de durée variable (10 - 20 minutes) est observée. Cette période est suivie de la P.S.T.C. au cours de laquelle la température de l'échantillon demeure constante. Ainsi, durant cette période, le terme d'accumulation dans le bilan d'énergie peut être négligé et l'hypothèse (1) mentionnée à la page 39 est justifiée. Cette figure montre que les essais de séchage en convection n'ont pas été menés à terme. En fait, ceux-ci ont été arrêtés lorsque le nombre de points dans la P.S.T.C. était jugé suffisant.

La figure 4.2 montre l'évolution de la température de surface de même que celle du centre de l'échantillon pour deux essais (co4 et co9). Seuls ces deux essais sont illustrés ici car ils représentent les conditions extrêmes dans la plage étudiée. La différence de température entre la surface et le centre,  $|\Delta T^*| = |T_s^* - T_c^*|$ , pour l'essai co4 est de  $0.3^{\circ}\text{C}$ . Cet écart est représentatif de l'ensemble des essais et est à l'intérieur de l'incertitude expérimentale ( $\pm 2^{\circ}\text{C}$ ). L'essai co9 constitue le pire cas observé ( $|\Delta T^*| = 1.6^{\circ}\text{C}$ ). L'écart de température observé dans cet essai demeure toutefois

à l'intérieur de l'incertitude expérimentale. Ainsi, il apparaît que l'hypothèse (2) émise à la page 39 est justifiée.

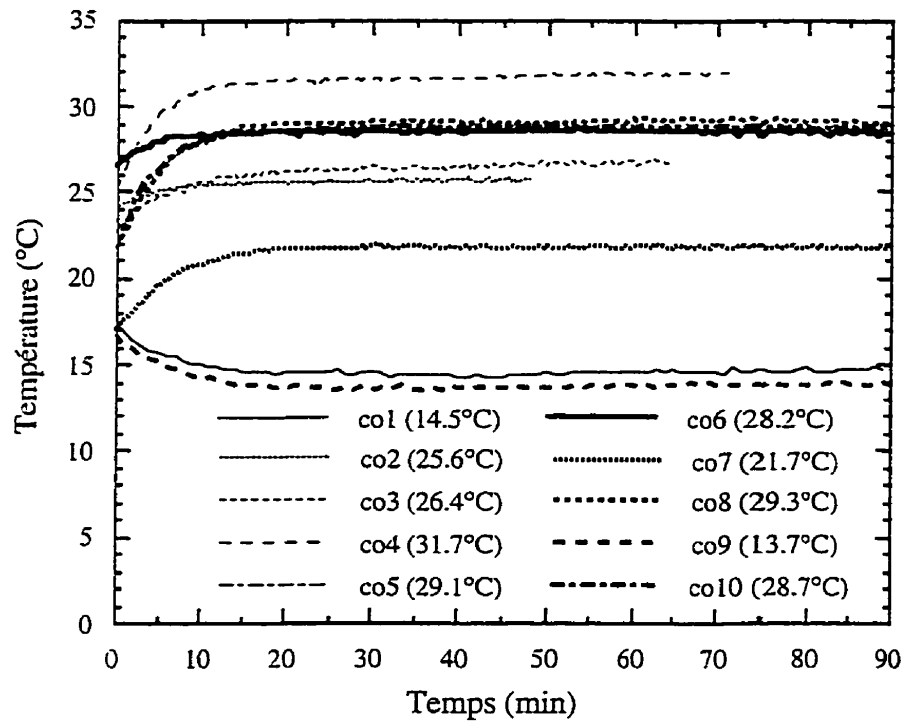


Figure 4.1 Évolution de la température de la surface en séchage par convection

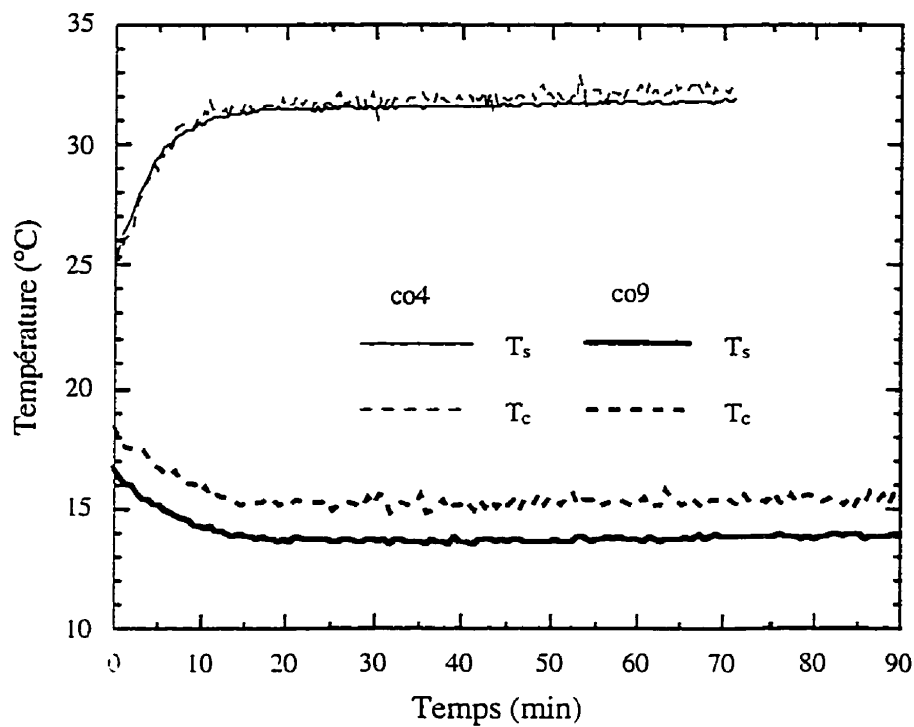


Figure 4.2 Gradient thermique dans le produit en séchage par convection

#### 4.2.2 Les coefficients de transfert de masse

Plusieurs définitions du coefficient de transfert de masse sont rencontrées dans la littérature [BIRD et coll, 1960]. Chacune d'elles diffère dans la façon dont la force motrice pour le transfert de masse est exprimée. Les deux façons les plus rencontrées sont utilisées dans ce travail. Ainsi, durant la P.S.T.C., une première façon d'écrire le bilan massique est la suivante:

$$N_v^* = K_p^* (\rho_s^* - \rho_\infty^*) \quad (4.10)$$

où  $K_p^*$  (m/s) est le coefficient de transfert de masse relatif à la différence de concentration puis  $\rho_s^*$  et  $\rho_\infty^*$  (kg/m<sup>3</sup>) sont respectivement la concentration massique de la vapeur à la surface de l'échantillon et dans l'écoulement. Pour le calcul de  $\rho_s^*$ , on fait l'hypothèse que la vapeur d'eau à la surface est à l'état saturée et que le mélange d'air et de vapeur constitue un gaz parfait. Pour sa part,  $\rho_\infty^*$  se calcul à partir de la température de l'écoulement et de sa température de rosée.

La seconde définition du coefficient de transfert de masse est celle donnée par BIRD et coll. [1960] pour un taux de transfert élevé:

$$N_v^* = K_y^* M_e \left( \frac{y_s^* - y_\infty^*}{1 - y_s^*} \right) \quad (4.11)$$

Dans cette relation,  $K_y^*$  (moles/m<sup>2</sup>s) est le coefficient de transfert de masse relatif à la différence de fraction molaire,  $M_e$  (kg/mole) est la masse molaire de l'eau puis  $y_s^*$  et  $y_\infty^*$  sont les fractions molaires de la vapeur à la surface de l'échantillon et dans l'écoulement. Les fractions molaires sont calculées à partir de la température de surface, de l'air et de rosée.

Les coefficients de transfert de masse non affectés par le flux de masse sont donc définis:

$$K_{pCL}^* = \frac{K_p^*}{\theta_K} \quad (4.12)$$

$$K_{yCL}^* = \frac{K_y^*}{\theta_K} \quad (4.13)$$

où  $\theta_K$  est le facteur de correction pour le coefficient de transfert de masse. Ce facteur est défini en fonction du rapport de flux  $B_K$ , ce dernier étant donné par:

$$B_K = \frac{y_{vs}^* - y_{v\infty}^*}{1 - y_{vs}^*} \quad (4.14)$$

Pour la théorie de la couche limite, la relation donnant  $\theta_K$  en fonction de  $B_K$  est la même que celle utilisée pour le transfert de chaleur i.e. (4.9).

Fondamentalement, la théorie de la couche limite ne devrait pas s'appliquer pour la correction de  $K_p^*$ . Cependant, celle-ci est quand même utilisée afin de vérifier la possibilité d'obtenir une bonne prédiction de l'effet d'un taux de transfert de masse élevé sur  $K_p^*$ . Ce point est mis en évidence aux sections 4.2 et 5.2.

Dans le développement de la théorie de la couche limite, les propriétés physiques entre la surface et l'écoulement sont supposées constantes. Dans le cas des gaz, cette hypothèse est valable en ce qui concerne la viscosité, la conductivité thermique et le coefficient de diffusion car ces propriétés ne sont pas très sensibles aux variations de concentration. Cependant, ce n'est pas le cas de la densité qui est directement liée à la quantité de vapeur d'eau dans l'air. HANNA [1962] a développé une méthode approximative afin de tenir compte de l'effet d'une variation de densité sur le coefficient de transfert de masse. Il définit un facteur de correction de la façon suivante:

$$H_c = \frac{(K_{CL}^*)_{p\text{ var}}}{(K_{CL}^*)_{p\text{ cte}}} = \frac{\ln\left(\frac{M_s^*}{M_\infty^*}\right)}{\left(\frac{M_s^*}{M_\infty^*} - 1\right)} \quad (4.15)$$

où  $M_s^*$  et  $M_\infty^*$  (g/mole) représente la masse molaire moyenne du mélange gazeux à la surface et dans l'écoulement respectivement. Aucune correction de ce genre n'a été développée jusqu'à maintenant en ce qui concerne le coefficient de transfert de chaleur.

Le Tableau 4.2 donne les coefficients de transfert de masse déterminés expérimentalement de même que les conditions d'opérations dans lesquelles ils sont obtenus. On y retrouve aussi les facteurs de corrections  $\theta_K$  et  $H_c$  de même que les coefficients de transfert de masse non affectés correspondants.

Comme dans le cas du transfert de chaleur, le facteur de correction  $\theta_K$  est très près de l'unité indiquant ainsi une faible influence du taux de transfert de masse sur les équations de transfert. Les valeurs de  $\theta_K$  montrent une légère dépendance en fonction de  $T_\infty^*$  mais celle-ci est moindre que pour  $\theta_h$ . Un comportement semblable a été observé par PARROUFFE [1992].

TABLEAU 4.2 COEFFICIENTS DE TRANSFERT DE MASSE EN SÉCHAGE PAR CONVECTION

| Nom essai | éch. n° | Paramètres d'opération |                     |          |                      |                     |                     |                                      |                      |   |                      | Conditions d'évaporation |   |  |  |  | Coefficients de transfert |  |  |  |
|-----------|---------|------------------------|---------------------|----------|----------------------|---------------------|---------------------|--------------------------------------|----------------------|---|----------------------|--------------------------|---|--|--|--|---------------------------|--|--|--|
|           |         | d (mm)                 | T <sub>∞</sub> (°C) | ω̇ (CFM) | P <sub>∞</sub> (kPa) | T <sub>d</sub> (°C) | T <sub>s</sub> (°C) | N <sub>v</sub> (kg/m <sup>2</sup> s) | K <sub>p</sub> (m/s) | K <sub>y</sub> (moles/m <sup>2</sup> s) | θ <sub>K</sub> (4.9) | H <sub>c</sub> (4.15)    | (K <sub>ρcl.</sub> ) <sub>p vir</sub> (m/s) | (K <sub>ycl.</sub> ) <sub>p vir</sub> (moles/m <sup>2</sup> s) |  |  |                           |  |  |  |
| co9       | II      | 30                     | 25.0                | 40.1     | 101.19               | 3.4                 | 13.7                | 4.14E-05                             | 6.7E-03              | 0.29                                    | 1.00                 | 1.00                     | 6.7E-03                                     | 0.29   |  |  |                           |  |  |  |
| co7       | III     | 30                     | 46.2                | 39.9     | 100.86               | 4.8                 | 21.7                | 1.03E-04                             | 7.8E-03              | 0.32                                    | 1.00                 | 1.00                     | 7.8E-03                                     | 0.33   |  |  |                           |  |  |  |
| co8       | IV      | 30                     | 66.7                | 38.8     | 99.85                | 9.1                 | 29.3                | 1.74E-04                             | 8.0E-03              | 0.32                                    | 0.99                 | 1.01                     | 8.1E-03                                     | 0.32   |  |  |                           |  |  |  |
| co5       | IV      | 30                     | 67.0                | 38.9     | 100.49               | 9.3                 | 29.1                | 1.77E-04                             | 8.2E-03              | 0.33                                    | 0.99                 | 1.01                     | 8.3E-03                                     | 0.33   |  |  |                           |  |  |  |
| co4       | II      | 30                     | 67.5                | 40.1     | 99.99                | 14.8                | 31.7                | 1.71E-04                             | 7.6E-03              | 0.30                                    | 0.99                 | 1.01                     | 7.7E-03                                     | 0.31   |  |  |                           |  |  |  |
| co1       | I       | 40                     | 25.0                | 40.0     | 100.73               | 3.8                 | 14.5                | 4.75E-05                             | 7.2E-03              | 0.31                                    | 1.00                 | 1.00                     | 7.2E-03                                     | 0.31   |  |  |                           |  |  |  |
| co2       | I       | 40                     | 47.6                | 39.3     | 100.34               | 12.2                | 25.6                | 9.70E-05                             | 6.8E-03              | 0.28                                    | 1.00                 | 1.00                     | 6.9E-03                                     | 0.28   |  |  |                           |  |  |  |
| co3       | I       | 40                     | 48.0                | 39.6     | 99.85                | 13.5                | 26.4                | 9.91E-05                             | 6.8E-03              | 0.28                                    | 0.99                 | 1.00                     | 6.9E-03                                     | 0.28   |  |  |                           |  |  |  |
| co10      | III     | 40                     | 67.3                | 38.7     | 100.55               | 8.2                 | 28.7                | 1.86E-04                             | 8.7E-03              | 0.35                                    | 0.99                 | 1.01                     | 8.8E-03                                     | 0.35   |  |  |                           |  |  |  |
| co6       | II      | 40                     | 67.1                | 38.9     | 99.50                | 8.5                 | 28.2                | 1.87E-04                             | 9.1E-03              | 0.36                                    | 0.99                 | 1.01                     | 9.2E-03                                     | 0.37   |  |  |                           |  |  |  |

Le facteur de correction pour l'effet de la densité,  $H_c$ , est lui aussi près de l'unité. Ainsi, l'augmentation du coefficient de transfert de masse résultant d'une variation de densité est faible dans les conditions étudiées.  $H_c$  semble augmenter légèrement avec  $T_{\infty}$  mais la plage de température étudiée ne permet pas de confirmer ce point.

### 4.3 Vérification de la validité de l'analogie entre le transfert de chaleur et de masse en séchage par convection

CHILTON et COLBRUN [1934], ayant remarqué la similitude des équations de transfert de masse, de chaleur et de quantité de mouvement, mettent de l'avant le concept d'analogie entre ces trois phénomènes. Par la suite, de nombreux travaux, tant théoriques qu'expérimentaux, ont confirmé la validité de ce concept. Cependant, depuis quelques années, plusieurs questions sont soulevées quant à l'applicabilité de ce concept pour la prédiction des coefficients de transfert moyens au cours du séchage d'un matériau dont la surface n'est pas complètement humide [PRAT, 1986; ROGERS et KAVIANY, 1990]. Comme cette nouvelle pratique n'est pas supportée par plusieurs études expérimentales, il est jugé bon ici de tester l'analogie entre les coefficients de transfert moyens en séchage convectif pour un certain nombre de conditions d'opération.

Les deux coefficients de transfert de masse définis précédemment sont utilisés pour calculer les rapports de coefficients de transfert suivants [BIRD et coll., 1960; INCROPERA et De WITT, 1985]:

$$\left( \frac{Nu Sc}{Sh_p Pr} \right)^* = \frac{h_c^*}{K_p^* (\rho_g C_{pg})_f^*} \quad (4.16)$$

$$\left( \frac{Nu Sc}{Sh_y Pr} \right)^* = \frac{h_c^* (c_z)_f^*}{K_y^* (\rho_g C_{pg})_f^*} \quad (4.17)$$

où  $Nu^*$  est le nombre de Nusselt,  $Sh^*$  le nombre de Sherwood (évalué à l'aide de  $K_p^*$  ou  $K_y^*$ ),  $\rho_g$  ( $kg/m^3$ ) la densité du mélange gazeux,  $C_{pg}$  ( $J/kgK$ ) la chaleur spécifique à pression constante du mélange gazeux et  $c_g$  ( $mole/m^3$ ) la concentration molaire totale. L'indice f signifie que les quantités sont évaluées à la température et la composition de film.  $Sc^*$  est le nombre de Schmidt défini par:

$$Sc^* = \left( \frac{\mu_g}{\rho_g D_{va}} \right)_f^* \quad (4.18)$$

où  $\mu_g$  ( $kg/ms$ ) est la viscosité dynamique du mélange gazeux et  $D_{va}$  ( $m^2/s$ ) le coefficient de



diffusion de la vapeur d'eau dans l'air.  $Pr^*$  est le nombre de Prandtl défini:

$$Pr^* = \left( \frac{\mu_g C_{pg}}{k_g} \right)_f \quad (4.19)$$

où  $k_g$  (W/mK) est la conductivité thermique du mélange gazeux.

Les rapports de coefficients définis par les relations (4.16) et (4.17) sont aussi calculés à l'aide des coefficients de transfert non affectés  $h_{cCL}^*$ ,  $(K_{\rho CL}^*)_{\rho var}$  et  $(K_{yCL}^*)_{\rho var}$ .

$$\left( \frac{Nu_{CL} Sc}{Sh_{\rho CL} Pr} \right)^* = \frac{h_{cCL}^*}{(K_{\rho CL}^*)_{\rho var} (\rho_g C_{pg})_f} \quad (4.20)$$

$$\left( \frac{Nu_{CL} Sc}{Sh_{yCL} Pr} \right)^* = \frac{h_{cCL}^* (c_g)_f}{(K_{yCL}^*)_{\rho var} (\rho_g C_{pg})_f} \quad (4.21)$$

Théoriquement, l'analogie entre le transfert de chaleur et de masse pour un écoulement laminaire le long d'une plaque isotherme devrait permettre de vérifier la relation [BIRD et coll., 1960; INCROPERA et De WITT, 1985]:

$$\left( \frac{Nu Sc}{Sh Pr} \right)^* = \left( \frac{Sc}{Pr} \right)_f^{\frac{2}{3}} \quad (4.22)$$

Une autre pratique courante consiste à donner au membre de droite de (4.22) une valeur de 1.00 lorsque l'écoulement est turbulent [ECKERT et DRAKE, 1972]. Même si le régime turbulent n'a pas clairement été vérifié, cette façon de procéder sera aussi évaluée.

Le Tableau 4.3 donne les rapports de coefficients définis par les relations (4.16), (4.17), (4.20) et (4.21) de même que les conditions expérimentales correspondantes. La dernière colonne du tableau donne la valeur théorique que devrait avoir le rapport de coefficients i.e. (4.22).

Les moyennes de la partie droite des relations (4.16), (4.17), (4.20) et (4.21) sont respectivement 1.01, 1.01, 0.95 et 0.95. Comme on peut le voir, l'application des différents facteurs de correction n'affecte pas le rapport des coefficients de transfert en séchage convectif car dans les conditions étudiées, il s'agit d'un phénomène à faible taux de transfert de masse. L'écart type pour chacune de ces relations est de 0.09. La dispersion des résultats est semblable à celle observée par HEERTJES et RINGENS [1956] (0.13) de même que PARROUFFE [1992] (0.11 - 0.12).

TABLEAU 4.3 RAPPORTS DE COEFFICIENTS DE TRANSFERT EN SÉCHAGE PAR CONVECTION

| Nom<br>essai | éch.<br>n° | d<br>(mm) | T <sub>∞</sub> <sup>*</sup><br>(°C) | débit<br>(CFM) | P <sub>∞</sub> <sup>*</sup><br>(kPa) | T <sub>d</sub> <sup>*</sup><br>(°C) | $\left(\frac{Nu Sc}{Sh_p Pr}\right)^*$<br>(4.16) | $\left(\frac{Nu_{cl.} Sc}{Sh_{p,cl.} Pr}\right)^*$<br>(4.17) | $\left(\frac{Nu Sc}{Sh_y Pr}\right)^*$<br>(4.20) | $\left(\frac{Nu_{cl.} Sc}{Sh_{y,cl.} Pr}\right)$<br>(4.21) | $\left(\frac{Pr}{Sc}\right)^{\frac{2}{3}}$<br>(4.22) |
|--------------|------------|-----------|-------------------------------------|----------------|--------------------------------------|-------------------------------------|--|--|--|--|--|
| co9          | II         | 30        | 25.0                                | 40.1           | 101.19                               | 3.4                                 | 0.88   | 0.88   | 0.85   | 0.85   | 0.88   |
| co7          | III        | 30        | 46.2                                | 39.9           | 100.86                               | 4.8                                 | 0.91   | 0.91   | 0.86   | 0.86   | 0.87   |
| co8          | IV         | 30        | 66.7                                | 38.8           | 99.85                                | 9.1                                 | 1.01   | 1.01   | 0.95   | 0.95   | 0.85   |
| co5          | IV         | 30        | 67.0                                | 38.9           | 100.49                               | 9.3                                 | 0.98   | 0.98   | 0.91   | 0.91   | 0.85   |
| co4          | II         | 30        | 67.5                                | 40.1           | 99.99                                | 14.8                                | 1.09   | 1.09   | 1.02   | 1.02   | 0.85   |
| co1          | I          | 40        | 25.0                                | 40.0           | 100.73                               | 3.8                                 | 1.06   | 1.06   | 1.02   | 1.02   | 0.88   |
| co2          | I          | 40        | 47.6                                | 39.3           | 100.34                               | 12.2                                | 1.10   | 1.09   | 1.04   | 1.04   | 0.86   |
| co3          | I          | 40        | 48.0                                | 39.6           | 99.85                                | 13.5                                | 1.15   | 1.15   | 1.09   | 1.09   | 0.86   |
| co10         | III        | 40        | 67.3                                | 38.7           | 100.55                               | 8.2                                 | 0.96   | 0.96   | 0.90   | 0.90   | 0.85   |
| co6          | II         | 40        | 67.1                                | 38.9           | 99.50                                | 8.5                                 | 0.92   | 0.92   | 0.86   | 0.86   | 0.85   |
| moyenne      |            |           |                                     |                |                                      |                                     | 1.01   | 1.01   | 0.95   | 0.95   | 0.86   |
| écart type   |            |           |                                     |                |                                      |                                     | 0.09   | 0.09   | 0.09   | 0.09   | 0.01   |

Une comparaison avec les résultats théoriques issus de la relation (4.22) indique que les rapports de coefficients évalués expérimentalement sont légèrement surestimés. Cependant, si on base la comparaison sur la valeur de 1.00 proposée par ECKERT et DRAKE [1972], l'accord avec les résultats expérimentaux est très bon. Compte tenu de l'erreur associée aux rapport des coefficients de transfert ( $\pm 18\%$ ), il apparaît que l'analogie entre le transfert de masse et de chaleur pour le montage expérimental et les conditions d'opérations utilisées est vérifiée.

L'analyse des températures de surface observées expérimentalement indique que le faible débit d'air dans la cavité peut conduire à une accumulation de vapeur d'eau entre les électrodes. D'après les diagrammes d'air humide de l'ASHRAE (American Society of Heating, Refrigerating and Air-conditioning Engineers), un air présentant une température sèche de  $48^\circ\text{C}$  et une température de rosée de  $13.5^\circ\text{C}$  devrait montrer une température de bulbe humide,  $T_w$ , d'environ  $24^\circ\text{C}$ . Cependant, pour des conditions semblables, une température ( $T_s^*$ ) de  $26.4^\circ\text{C}$  a été observée expérimentalement (co3). Les différences entre  $T_w$  et  $T_s^*$  peuvent sembler faibles et être attribuables à l'incertitude de chacune des valeurs ( $T_w \pm 1^\circ\text{C}$  et  $T_s^* \pm 1^\circ\text{C}$ ). Toutefois, la différence entre ces deux valeurs augmente avec le taux d'évaporation ce qui vient appuyer l'hypothèse d'une augmentation de la concentration de la vapeur entre les électrodes.

Un test de sensibilité a permis d'évaluer l'impact du phénomène d'accumulation d'humidité sur les rapports de coefficients. Les résultats ont montré que des augmentations de 1 et  $2^\circ\text{C}$  de la température de rosée entre les électrodes conduisent à des moyennes de 0.97 et 0.93 pour la relation (4.20) et de 0.91 et 0.87 pour la relation (4.21). Comme l'utilisation de HF conduit à un augmentation du taux d'évaporation, il faut s'attendre à ce que les rapports de coefficients de transfert évalués en séchage par convection et HF soient sur-estimés.

Le Tableau 4.3 montre aussi que des différences existent entre les rapports de coefficients pour lesquels  $B_K$  est utilisé comme force de transfert à la place de  $\Delta\rho^*$  pour l'évaluation du coefficient de transfert de masse. Ces différences peuvent être liées aux différentes incertitudes expérimentales. Cependant, il faut noter que BIRD et coll. [1960] utilisent  $B_K$  comme force de transfert dans la définition du flux de masse car la dépendance de la concentration et du taux de transfert de masse sur  $K_p^*$  est plus complexe que sur  $K_s^*$ . Ainsi, il est possible que la procédure de correction des coefficients de transfert issue de la théorie de la couche limite estime mal l'effet du taux de transfert de masse sur  $K_p^*$ . La même tendance a été obtenue par PARROUFFE [1992].

#### 4.4 Conclusions

L'analyse des résultats expérimentaux obtenus en séchage par convection à l'aide du montage décrit au chapitre précédent a permis de tirer les conclusions suivantes:

- 1) pour les conditions étudiées, le séchage par convection peut être considéré comme un phénomène à faible taux de transfert de masse. Ainsi, la procédure de correction des coefficients de transfert issue de la théorie de la couche limite n'est pas nécessaire.
- 2) toujours pour la plage de paramètres étudiés, le facteur de correction de Hanna pour l'effet de la variation de la densité dans l'écoulement peut être négligé.
- 3) l'analogie entre le transfert de masse et de chaleur est vérifiée. Cependant, un meilleur contrôle des conditions de ventilation devrait permettre d'obtenir des résultats encore plus précis.
- 4) de la comparaison entre les résultats expérimentaux et théoriques, il apparaît que le montage expérimental permet une évaluation adéquate des coefficients de transfert de chaleur et de masse.

## 5. COEFFICIENTS DE TRANSFERT CONVectif EN SÉCHAGE PAR CONVECTION ET HF

### 5.1 Objectifs

Le présent chapitre a pour objectifs:

- la détermination d'une méthode pour l'évaluation de l'énergie HF absorbée par le produit;
- la validation de la procédure de correction des coefficients de transfert issue de la théorie de la couche limite;
- la vérification de l'analogie entre le transfert de masse et de chaleur en séchage par convection et HF sur la plage des paramètres étudiés.

### 5.2 Évaluation des pertes énergétiques

Dans un procédé HF la puissance délivrée par le générateur n'est pas totalement transmise au produit. Dans le cas de la technologie 50  $\Omega$ , une partie de celle-ci est dissipée dans la boîte d'adaptation ainsi que dans les différents éléments de la ligne de transmission (diviseurs de tension, clinquants, etc.) [DOSTIE et NAVARRI, 1994b]. En général, ces pertes ne sont pas négligeables et doivent être évaluées afin de connaître la puissance effectivement absorbée par le produit.

Le montage expérimental tel que décrit au chapitre 3 permet d'évaluer la consommation énergétique de deux composantes situées entre le générateur et le produit. D'abord, il est possible par calorimétrie de calculer les pertes énergétiques dans l'inductance de la boîte d'adaptation. L'évaluation de ces pertes est obtenue par la mesure du débit et des températures d'entrée et de sortie de l'eau de refroidissement de cette composante du circuit d'adaptation. De plus, les paramètres de transmission (paramètres S) de la boîte d'adaptation permettent une évaluation des pertes d'insertion. Cette méthode d'évaluation se base sur une caractérisation électrique de la boîte d'adaptation du four HF effectuée antérieurement par GAUTHIER [1995]. Les principaux résultats de cette étude se retrouvent à l'annexe 5. L'évaluation des pertes dans chacune des composantes a été réalisée lors d'essais à vide et en charge pour différents espacements entre les électrodes et différentes tensions.

#### 5.2.1 Évaluation des pertes énergétiques lors d'essais HF à vide

L'étude sur les pertes à vide vise la caractérisation de l'installation. Cette étude porte sur trois potentiels d'électrodes (1.0, 1.5 et 2.0 kV) et quatre écartements (30, 40, 50 et 60 mm). Le

choix de ces conditions correspond approximativement à celles faisant l'objet de l'étude sur le séchage par convection et HF.

Comme mentionné à la section 3.2.1, l'inductance de la boîte d'adaptation est refroidie par un circuit d'eau. Un simple bilan thermique sur ce circuit de refroidissement permet une évaluation des pertes énergétiques à l'aide de la relation suivante:

$$q_{ind} = \dot{m}C_{pe}(T_{out} - T_{in}) \quad (5.1)$$

où  $\dot{m}$  (kg/s) représente le débit d'eau,  $C_{pe}$  (4180 J/kg °C) la capacité calorifique de l'eau puis  $T_{out}$  et  $T_{in}$  (°C) les températures de l'eau à la sortie et à l'entrée du circuit de refroidissement.

La figure 5.1 montre l'évolution des pertes énergétiques dans l'inductance en fonction de l'écartement entre les électrodes pour un point de consigne de tension de 1.5 kV. Une période de transition d'une durée approximative de 1 minute correspond à la mise en température de l'inductance. Par la suite, les pertes énergétiques sont essentiellement constantes et d'autant plus élevées que les électrodes sont rapprochées. La valeur moyenne des pertes durant la période suivant la montée en température est calculée pour chacune des conditions. Cette valeur est considérée comme représentative des pertes dans l'inductance pour les conditions d'opération correspondantes.

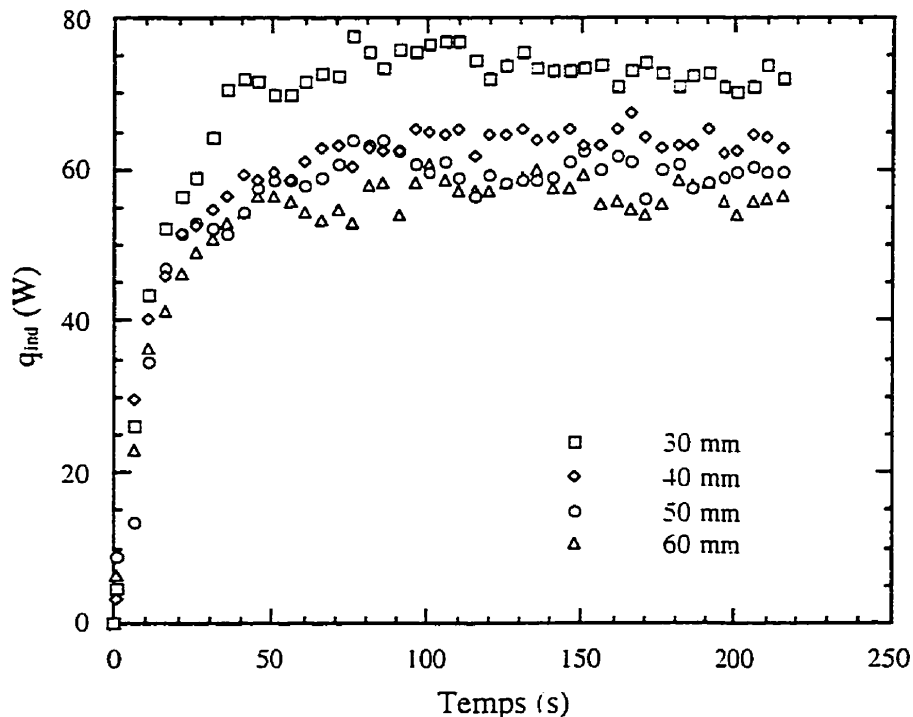


Figure 5.1 Effet de l'écartement entre les électrodes sur les pertes énergétiques dans l'inductance lors d'essais à vide ( $V = 1.5 \text{ kV}$ )

La figure 5.2 montre, pour un espacement de 40 mm, l'évolution des pertes énergétiques dans l'inductance en fonction du point de consigne pour la tension aux électrodes. Sur cette figure, il apparaît que la période de mise en température de l'inductance augmente légèrement avec la tension. De plus, les pertes dans l'inductance augmentent aussi avec la tension.

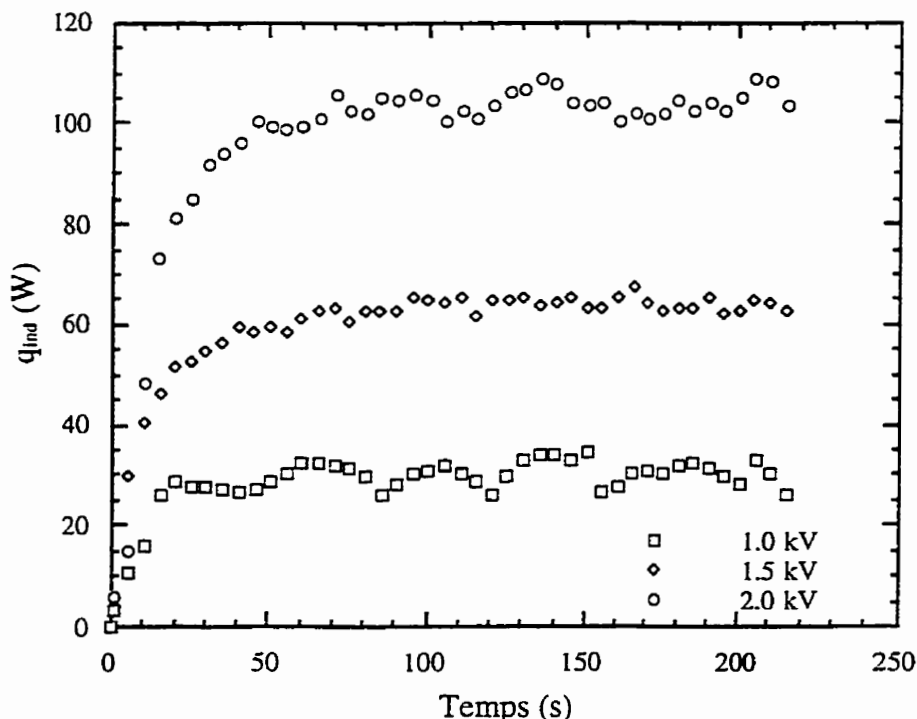


Figure 5.2 Effet de la tension sur les pertes énergétiques dans l'inductance lors d'essais à vide ( $d = 40 \text{ mm}$ )

Pour chacune des douze conditions étudiées (trois tensions et quatre écartements), les valeurs des capacités de la boîte d'adaptation ont été relevées. Ces valeurs permettent, selon la procédure décrite à l'annexe 5, l'évaluation du pourcentage de la puissance transmise vers l'applicateur et par le fait même, de la quantité d'énergie perdue dans la boîte d'adaptation. Toutefois, des doutes existent quant à l'exactitude de cette méthode pour l'évaluation de la puissance transmise en cours d'essais. La mesure des paramètres S étant réalisée à température ambiante, une variation de la résistance des composantes électriques du système d'adaptation et du même coup des ces paramètres de transmission en fonction du réchauffement de celles-ci en cours d'essais ne peut donc pas être prise en compte [KENDALL, 1995]. Cependant, comme aucun ordre de grandeur ne peut être obtenu étant donné les difficultés liées à la quantification de cet effet, cette méthode a tout de même été utilisée. Le Tableau 5.1 résume l'ensemble des conditions étudiées et les résultats obtenus avec chacune des méthodes décrites ci-dessus.

Compte tenu de l'incertitude associée à chacune des méthodes, il apparaît que les pertes

énergétiques dans l'ensemble de la boîte d'adaptation. données par les paramètres S. se retrouvent essentiellement dans l'inductance. De plus, entre 50 - 67% de la puissance générée par le four semble dissipée dans le système d'adaptation alors que le reste, 33 - 50%, se retrouve dans les composantes constituant l'applicateur (connexions, supports isolants. clinquants, etc). Il faut noter cependant que les valeurs mentionnées ci-dessus ne s'appliquent que pour les essais à vide.

TABLEAU 5.1 PERTES ÉNERGÉTIQUES LORS D'ESSAIS À VIDE

| V<br>(kV) | d<br>(mm) | $q_{HF\ cor}$<br>(W) | $q_{ind}$<br>(W) | Proportion<br>(%) | $q_{para_s}$<br>(W) | Proportion<br>(%) |
|-----------|-----------|----------------------|------------------|-------------------|---------------------|-------------------|
| 1.0       | 30        | 54                   | $36 \pm 13$      | 67                | $28 \pm 6$          | 52                |
| 1.0       | 40        | 52                   | $30 \pm 13$      | 58                | $26 \pm 5$          | 50                |
| 1.0       | 50        | 47                   | $28 \pm 13$      | 60                | $24 \pm 5$          | 51                |
| 1.0       | 60        | 43                   | $28 \pm 13$      | 65                | $23 \pm 5$          | 53                |
| 1.5       | 30        | 122                  | $73 \pm 14$      | 60                | $62 \pm 12$         | 51                |
| 1.5       | 40        | 104                  | $63 \pm 14$      | 61                | $55 \pm 11$         | 53                |
| 1.5       | 50        | 98                   | $60 \pm 14$      | 61                | $50 \pm 10$         | 51                |
| 1.5       | 60        | 92                   | $57 \pm 14$      | 62                | $48 \pm 10$         | 52                |
| 2.0       | 30        | 194                  | $124 \pm 17$     | 64                | $103 \pm 21$        | 53                |
| 2.0       | 40        | 176                  | $103 \pm 17$     | 59                | $93 \pm 19$         | 53                |
| 2.0       | 50        | 162                  | $97 \pm 17$      | 60                | $87 \pm 17$         | 52                |
| 2.0       | 60        | 157                  | $93 \pm 17$      | 59                | $83 \pm 17$         | 53                |

Les résultats du Tableau 5.1 montrent aussi que les pertes énergétiques semblent se stabiliser à mesure que l'écartement entre les électrodes augmente. Ce comportement est observable pour les deux méthodes d'évaluation. Ainsi, à l'exception des valeurs obtenues par calorimétrie, les résultats des essais à vide sont en accord avec ceux présentés par DOSTIE et NAVARRI [1994b].

L'incertitude sur les pertes dans l'inductance dépend fortement du débit d'eau de refroidissement. En fait, ce n'est pas l'incertitude sur le débit qui est le facteur important mais plutôt sa valeur qui a une influence directe sur l'écart de température entre l'entrée et la sortie de l'eau de refroidissement. Ainsi, un débit trop grand conduit à une incertitude relative sur l'écart température très élevée et une évaluation imprécise de l'énergie consommée. Pour les essais répertoriés au Tableau 5.1, le débit d'eau est demeuré le même pour toute la série d'essais. Ce dernier a été mesuré à plusieurs reprises au cours des essais et la valeur moyenne des lectures a été conservée pour les calculs. Ainsi, l'incertitude moyenne est évaluée à environ  $\pm 15$  W i.e.  $\pm 13$  W à 1.0 kV,  $\pm 14$  W à 1.5 kV et  $\pm 17$  W à 2.0 kV. L'incertitude sur les pertes évaluées à partir des paramètres S dépend de l'erreur associée aux valeurs des paramètres de même qu'à l'incertitude sur la puissance HF incidente. L'effet combiné de ces deux sources conduit à une estimation de l'incertitude de  $\pm 20\%$  sur cette méthode. L'erreur possible associée à une élévation de température



des composantes électriques du système d'adaptation n'est pas prise en compte pour les raisons mentionnées précédemment.

### 5.2.2 Évaluation des pertes énergétiques lors d'essais HF en charge

Des calculs de pertes énergétiques ont aussi été réalisés au cours d'essais de séchage par convection et HF. Les deux méthodes décrites précédemment ont permis l'évaluation de ces pertes. Des résultats pour un écartement de 40 mm et des tensions de 1.0, 1.5 et 2.0 kV sont illustrés aux figures 5.3 à 5.5. Les évolutions présentées sur ces figures sont représentatives de l'ensemble des essais.

Les résultats illustrés montrent que les pertes dans l'inductance sont constantes en cours de séchage. Par conséquent, la consommation d'énergie dans l'inductance semble reliée à la tension appliquée plutôt qu'à la puissance délivrée; cette dernière varie en fonction des propriétés de la charge en cours de séchage. Les fluctuations observées sur les courbes obtenues par calorimétrie sont attribuables à la lecture d'une des sondes de température qui présente un comportement semblable. L'essai à 1.5 kV (figure 5.4) montre une légère augmentation dans le temps des pertes dans l'inductance. Ce résultat est expliqué par le fait que le débit d'eau de refroidissement est supposé constant dans les calculs alors que pour cet essai, il diminue légèrement dans le temps.

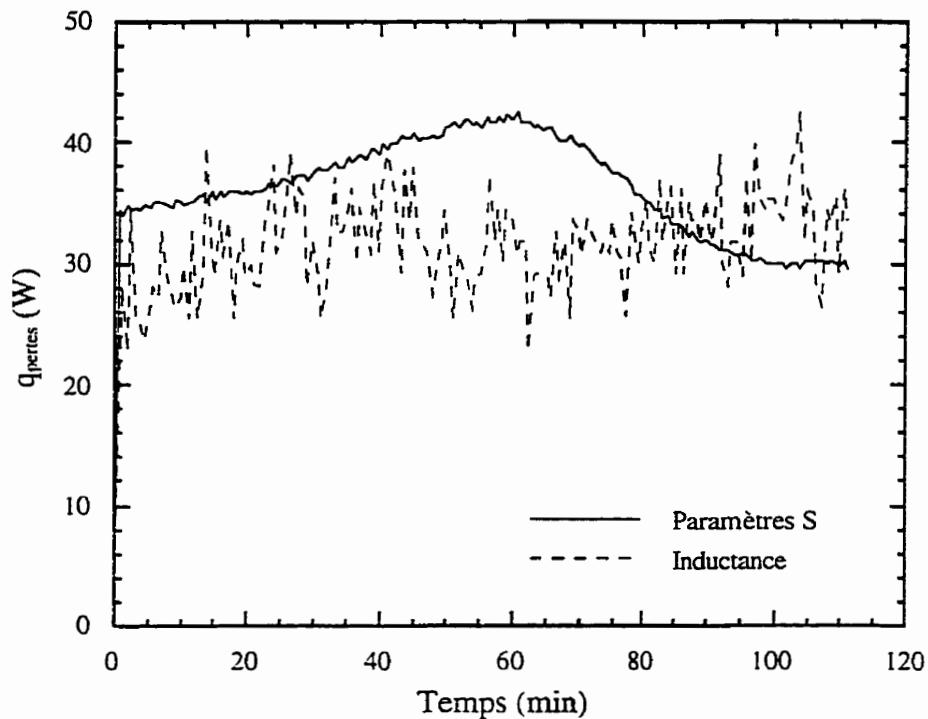


Figure 5.3 Pertes énergétiques en cours de séchage ( $V = 1.0$  kV,  $d = 40$  mm)

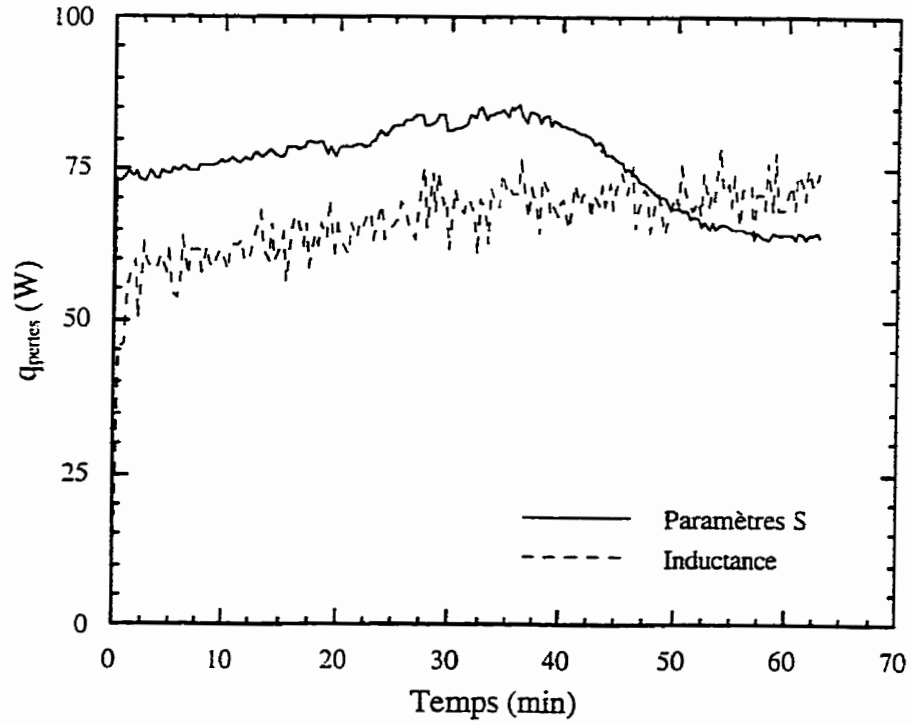


Figure 5.4 Pertes énergétiques en cours de séchage ( $V = 1.5 \text{ kV}$ ,  $d = 40 \text{ mm}$ )

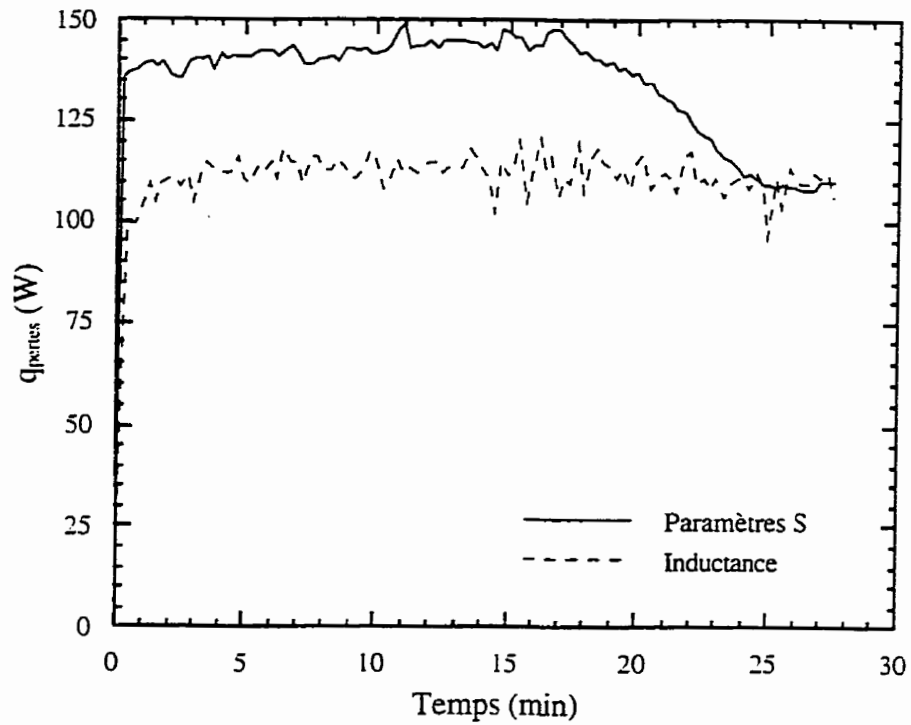


Figure 5.5 Pertes énergétiques en cours de séchage ( $V = 2.0 \text{ kV}$ ,  $d = 40 \text{ mm}$ )

Comparativement aux pertes évaluées par calorimétrie, celles obtenues par la méthode des paramètres  $S$  présentent des évolutions différentes. Ces dernières augmentent lentement en début du séchage puis atteignent un maximum. Par la suite, elles chutent rapidement et se stabilisent en fin de séchage. Les fluctuations observées sur ces courbes sont causées d'une part, par de légères oscillations de l'échantillon ayant des répercussions sur la puissance HF délivrée et, d'autre part, par un ajustement plus ou moins sensible du contrôle des capacités de la boîte d'adaptation.

Les résultats présentés aux figures 5.3 à 5.5 montrent qu'en fin de séchage, les deux méthodes conduisent au même résultat. De plus, les valeurs en fin de séchage se comparent avantageusement aux résultats provenant d'essais à vide. En fait, les pertes en présence du produit sec sont légèrement supérieures à celles obtenues à vide (voir le Tableau 5.1). Ainsi, comme il a été démontré au chapitre 3, le produit sec absorbe légèrement l'énergie HF.

### 5.3 Évaluation de l'énergie HF absorbée par le produit

Un bilan énergétique sur le produit en cours de séchage par convection et HF prend la forme suivante:

$$\dot{q}_{HF} + \dot{q}_{conv} + \dot{q}_{rad} = \dot{q}_{acc} + \dot{q}_{évap} \quad (5.2)$$

où  $\dot{q}_{HF}$  ( $W/m^2$ ) est la densité de puissance HF absorbée par l'échantillon,  $\dot{q}_{conv}$  ( $W/m^2$ ) le flux de chaleur transféré par convection et  $\dot{q}_{rad}$  ( $W/m^2$ ) le flux radiatif donné par la relation (4.4). L'énergie ainsi transmise au produit sert pour la montée en température  $\dot{q}_{acc}$  ( $W/m^2$ ) ou encore pour l'évaporation  $\dot{q}_{évap}$  ( $W/m^2$ ) selon la relation (4.2).

L'utilisation de la HF combiné à la convection a pour effet d'augmenter significativement le taux de transfert de masse. Par conséquent, on supposera que la théorie de la couche limite s'applique pour la correction des coefficients de transfert en séchage par convection et HF. En fait, les hypothèses émises pour le développement de cette théorie ne devraient pas être violées par l'utilisation d'énergie HF. Seules celles concernant l'absorption d'énergie dans l'écoulement et la diffusion à l'interface peuvent être affectées par ce mode de chauffage. Cependant, il semble que ces hypothèses demeurent valides en séchage par convection et HF [DOSTIE, 1993]. Ainsi, le terme de transfert de chaleur par convection peut être exprimé ainsi:

$$\dot{q}_{conv} = 2\theta_h h_{cCL}^* (T_s - T_\infty) \quad (5.3)$$

Ici, le facteur de correction  $\theta_h$  est calculé à partir du coefficient de transfert de chaleur non affecté par le transfert de masse,  $h_{cCL}^*$ . Un lissage polynomial obtenu à partir d'une figure donnée par BIRD et coll. [1960] permet de déduire une relation pour le calcul de  $\theta_h$ :

$$\theta_h = 1.0 - 0.76413\Phi + 3.3012 \cdot 10^{-2}\Phi^2 \quad (5.4)$$

avec

$$\Phi = \frac{N_v (C_{pv})_s}{h_{cCL}^*} \quad (5.5)$$

où  $N_v$  (kg/m<sup>2</sup>s) et  $(C_{pv})_s$  (J/kg K) sont les valeurs instantanées du flux de masse et de la chaleur spécifique de la vapeur à la surface. Le coefficient de transfert de chaleur non affecté obtenu des essais en convection est donc supposé valide dans les conditions de séchage par convection et HF et durant toute la durée du procédé. Sa valeur a été évaluée à 8.9 W/m<sup>2</sup>K au chapitre 4.

Le terme d'accumulation de chaleur est donné par:

$$\dot{q}_{acc} = m_{sec} (C_{ps} + XC_{p eau}) \frac{1}{A_s} \frac{dT}{dt} \quad (5.6)$$

où  $m_{sec}$  (kg),  $C_{ps}$  (J/kgK) et  $X$  (kg/kg b.s.) sont la masse anhydre de l'échantillon, sa chaleur spécifique et sa teneur en eau. Ainsi, en remplaçant les relations (4.2), (4.4), (5.3) et (5.6) dans (5.2), il est possible de calculer la densité de puissance HF absorbée par le produit.

Le bilan énergétique tel que décrit ci-dessus permet de calculer de façon directe la densité de puissance absorbée par le produit. Étant donné que la majeure partie de l'énergie absorbée par le produit sert pour l'évaporation et que l'on peut se fier sur la qualité des mesures de masse, les valeurs de  $\dot{q}_{HF}$  calculées à l'aide du bilan énergétique devraient être assez exactes. L'incertitude sur ce bilan est évaluée à environ  $\pm 15\%$  et dépend en grande partie de l'incertitude sur la mesure des températures. L'erreur introduite par l'utilisation du coefficient  $h_{cCL}^*$  est évaluée à  $\pm 5\%$  dans le pire des cas ( $V = 1.0$  kV et  $T_\infty = 85^\circ\text{C}$ ). Les résultats obtenus avec cette méthode serviront comme base de comparaison pour l'évaluation de différentes méthodes indirectes d'évaluation de l'énergie HF absorbée par le produit.

Par méthodes indirectes, nous entendons ici des méthodes qui utilisent différentes valeurs de pertes pour l'évaluation de l'énergie HF transmise vers le produit. L'énergie HF absorbée par le produit est évaluée en soustrayant la valeur de ces pertes à la puissance réellement générée par le four,  $q_{HF\text{ cor}}$ . La section 5.2 décrit deux façons d'évaluer les pertes dans le circuit électrique du four (calorimétrie et paramètres S). De plus, l'utilisation des valeurs de pertes totales à vide du four permettent d'obtenir une troisième méthode indirecte d'évaluation de l'énergie transmise au produit. Les figures 5.6 à 5.8 comparent les différentes méthodes d'évaluation de la densité de puissance HF absorbée par un échantillon en cours de séchage. La lecture de la puissance HF incidente

donnée par le four et corrigée par la relation (A2.2) est aussi illustrée sur ces figures.

Il apparaît clairement sur ces figures que la lecture donnée par le four et corrigée ne correspond pas à l'énergie HF absorbée par le produit. En fait, la valeur corrigée du four indique l'énergie générée par ce dernier. Cette valeur est environ deux fois et demie supérieure à celle obtenue par bilan énergétique. Ces résultats indiquent un rendement global de 40 à 50% entre le générateur et le produit.

La méthode calorimétrique conduit à une surestimation de la densité de puissance HF absorbée par le produit. En fait, cette méthode prend uniquement en compte la consommation énergétique de l'inductance du circuit d'adaptation. La méthode des paramètres S donne des résultats légèrement meilleurs car elle tient compte de l'ensemble de la boîte d'adaptation. Cependant, aucune de ces méthodes ne considère les pertes énergétiques dans les composantes de l'applicateur. En se basant sur les essais de reproductibilité du chapitre 3, ces pertes sont estimées à environ 35 W à 1.0 kV, 75 W à 1.5 kV et 130 W à 2.0 kV. Par conséquent, il semble que les pertes dans l'applicateur au cours d'essais de séchage sont de 35 à 55% supérieures à celles estimées lors des essais à vide à la section 5.2.1.

En supposant que les pertes totales lors des essais à vide de la section 5.2.1 représentent une quantité d'énergie minimale pour l'opération du four, la soustraction de cette valeur à la puissance générée donne une autre estimation de l'énergie HF absorbée par le produit. Les figures 5.6 à 5.8 indiquent qu'il s'agit de la meilleure méthode indirecte d'évaluation de l'énergie transférée au produit. Cependant, les valeurs sont toujours supérieures de 15 à 20% par rapport au bilan énergétique.

La similarité entre l'allure des courbes données par la lecture corrigée du four et celles obtenues par bilan énergétique indique qu'un écart presque constant existe entre ces deux courbes. Cet écart correspond approximativement à la puissance HF délivrée par le générateur lorsque le produit entre les électrodes est sec. La figure 5.9 illustre les résultats obtenus en soustrayant cette constante de la puissance HF délivrée par le générateur en cours de séchage. Il apparaît que cette façon d'évaluer l'énergie HF transmise au produit donne de bons résultats. Cependant, le pourcentage d'écart entre les deux méthodes semble s'accroître avec une diminution de la tension. Ceci peut s'expliquer par le fait qu'une erreur sur l'évaluation du coefficient de transfert de chaleur a plus d'impact à basse tension puisque la fraction d'énergie provenant du transfert par convection devient alors plus importante. Finalement, il faut noter que cette méthode s'applique ici car le produit sec absorbe peu d'énergie et en plus, ces propriétés diélectriques ne sont pas fonction de la température.

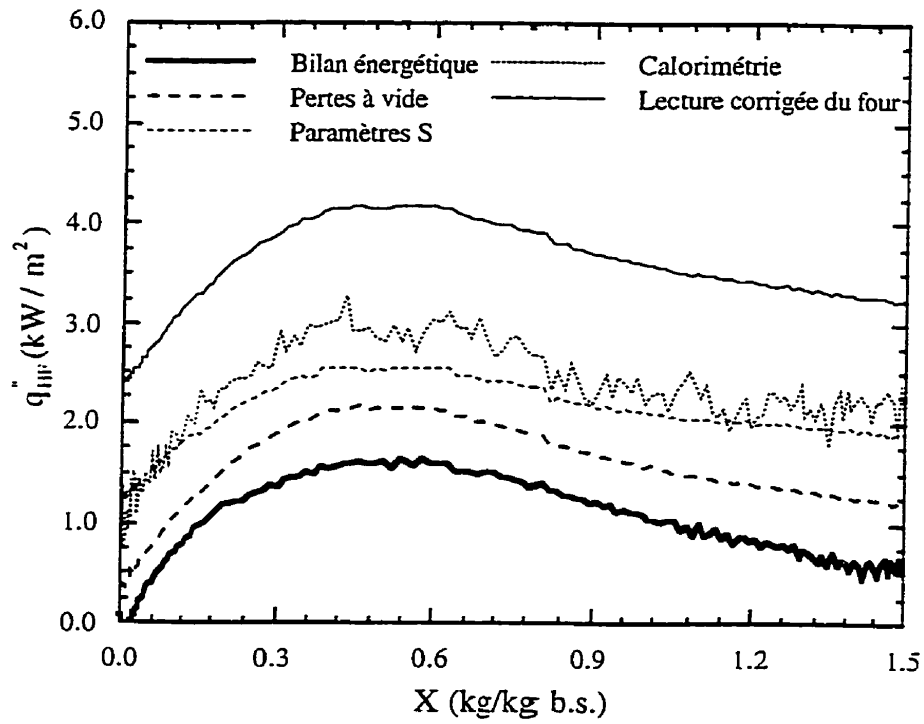


Figure 5.6 Densité de puissance HF en cours de séchage ( $V = 1.0$  kV et  $d = 40$  mm)

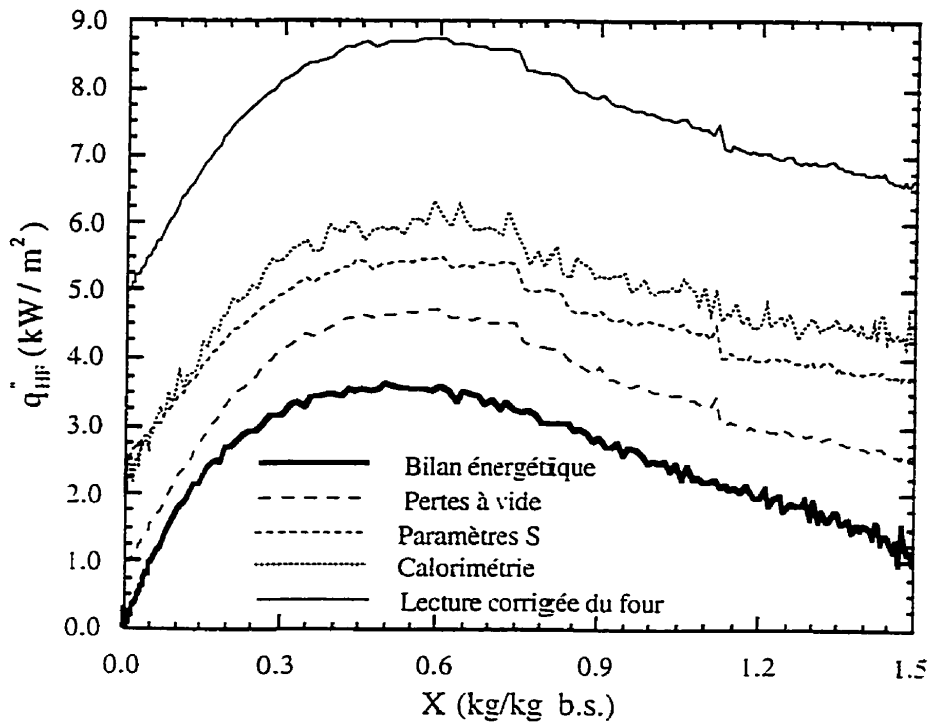


Figure 5.7 Densité de puissance HF en cours de séchage ( $V = 1.5$  kV et  $d = 40$  mm)

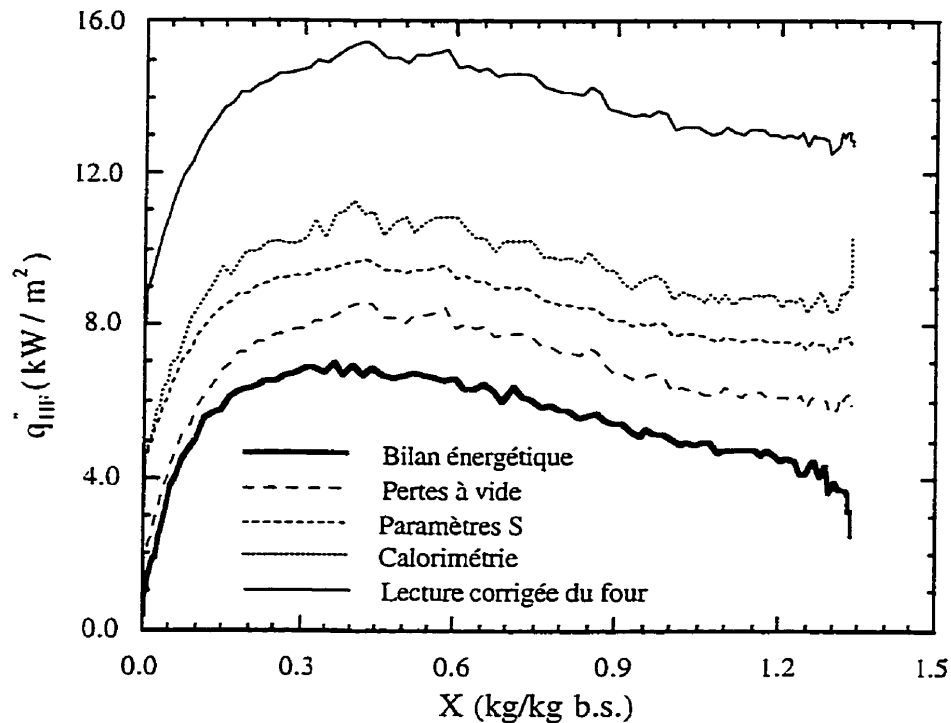


Figure 5.8 Densité de puissance HF en cours de séchage ( $V = 2.0$  kV et  $d = 40$  mm)

Comme mentionné ci-dessus, la différence entre la lecture corrigée du four et le bilan énergétique est sensiblement constante. Les moyennes de ces écarts, calculées à partir des essais de reproductibilité, sont de  $2.6 \text{ kW/m}^2$  à  $1.0$  kV,  $5.0 \text{ kW/m}^2$  à  $1.5$  kV et  $8.1 \text{ kW/m}^2$  à  $2.0$  kV. Une dispersion de  $\pm 3\%$  est observée entre les essais effectués à la même consigne de tension. Les écarts moyens calculés ici constituent en fait les pertes totales entre le générateur et le produit en cours de séchage. Une comparaison de ces valeurs avec celles provenant des pertes totales à vide de la section 5.2.1 pour un espacement de  $40$  mm ( $2.0 \text{ kW/m}^2$  à  $1.0$  kV,  $4.1 \text{ kW/m}^2$  à  $1.5$  kV et  $6.9 \text{ kW/m}^2$  à  $2.0$  kV) indique que les pertes énergétiques totales sont supérieures en cours de séchage.

Des corrélations entre la densité de puissance HF incidente et le taux d'évaporation ont été développées au chapitre 3. Il a été mentionné à ce moment que les ordonnées à l'origine de ces corrélations devraient correspondre aux pertes totales dans le four en présence du produit sec. Les valeurs données par les corrélations sont  $2.3$ ,  $4.3$  et  $7.8 \text{ kW/m}^2$  à  $1.0$ ,  $1.5$  et  $2.0$  kV respectivement.

L'analyse de la présente section a montré qu'il existe différentes façons indirectes pour l'évaluation de l'énergie transmise au produit. L'exactitude de chacune d'elles a été évaluée. Un bilan thermique basé sur le taux d'évaporation et la montée en température du produit a servi comme base pour les comparaisons. La majorité des méthodes ont donné des estimations

supérieures aux valeurs calculées par bilan thermique. De plus, il apparaît que la meilleure méthode indirecte d'évaluer l'énergie transmise au produit est par la soustraction des pertes totales en présence du produit sec.

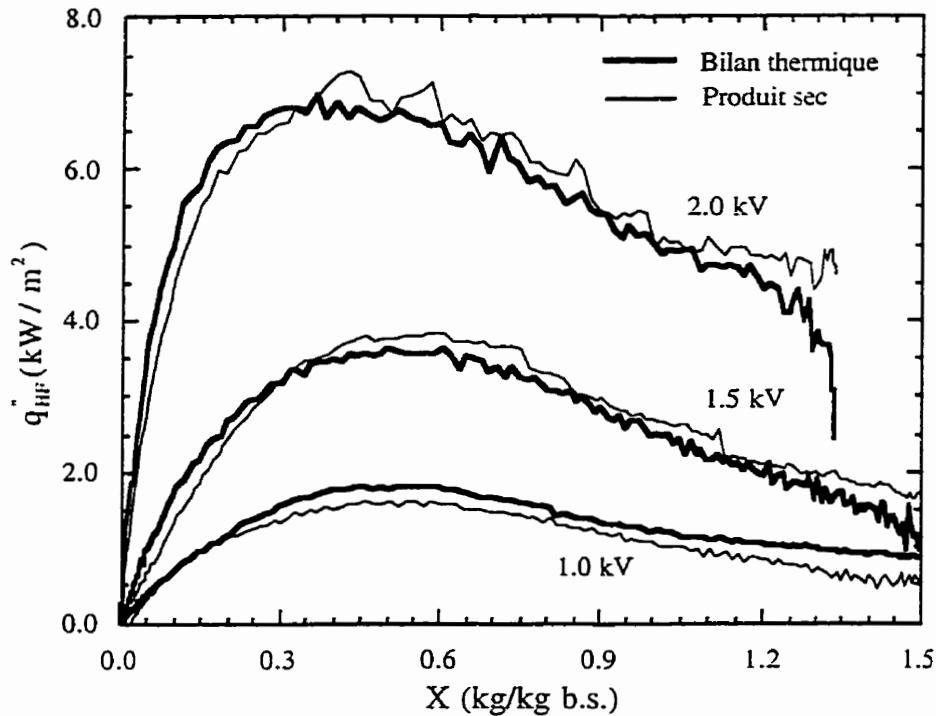


Figure 5.9 Comparaison entre la densité de puissance absorbée évaluée par bilan thermique et à l'aide des pertes lorsque le produit est sec

L'énergie HF absorbée par le produit a donc été évaluée à l'aide du bilan thermique. Le Tableau 5.2 donne la répartition des flux de chaleur au cours des essais de séchage par convection et HF. Comme mentionné précédemment, il apparaît que la majeure partie de l'énergie sert pour l'évaporation. De plus, on se rend compte que dans bien des essais l'échantillon perd de l'énergie par convection et rayonnement.



TABLEAU 5.2 RÉPARTITION DE L'ÉNERGIE EN SÉCHAGE PAR CONVECTION ET HF

| Nom de l'essai | n° éch. | d (mm) | V (kV) | T <sub>∞</sub> (°C) | ω̇ (CFM) | P <sub>∞</sub> (kPa) | T <sub>d</sub> (°C) | q <sub>rad</sub> (W/m <sup>2</sup> ) | q <sub>radp</sub> (%) | q <sub>conv</sub> (W/m <sup>2</sup> ) | q <sub>convp</sub> (%) | q <sub>HF</sub> (W/m <sup>2</sup> ) | q <sub>HFp</sub> (%) | q <sub>acc</sub> (W/m <sup>2</sup> ) | q <sub>accp</sub> (%) | q <sub>évap</sub> (W/m <sup>2</sup> ) | q <sub>évapp</sub> (%) |
|----------------|---------|--------|--------|---------------------|----------|----------------------|---------------------|--------------------------------------|-----------------------|---------------------------------------|------------------------|-------------------------------------|----------------------|--------------------------------------|-----------------------|---------------------------------------|------------------------|
| re10kvb        | I       | 40     | 1.0    | 47.0                | 39.6     | 100.21               | 9.7                 | 42.7                                 | 3                     | 135.3                                 | 8                      | 1441                                | 89                   | 24.9                                 | 2                     | 1594.5                                | 98                     |
| re10kvd        | III     | 40     | 1.0    | 47.2                | 39.2     | 99.46                | 11.4                | 29.6                                 | 2                     | 92.6                                  | 5                      | 1690                                | 93                   | 33.7                                 | 2                     | 1778.6                                | 98                     |
| HF10           | I       | 40     | 1.0    | 47.2                | 39.5     | 100.35               | 5.4                 | 72.3                                 | 5                     | 224.0                                 | 16                     | 1129                                | 79                   | 20.9                                 | 1                     | 1404.0                                | 99                     |
| re10kve        | I       | 40     | 1.0    | 48.0                | 39.8     | 99.00                | 13.2                | 72.9                                 | 6                     | 235.0                                 | 19                     | 942                                 | 75                   | 14.2                                 | 1                     | 1235.6                                | 99                     |
| re10kvi        | I       | 40     | 1.0    | 48.5                | 39.4     | 98.90                | 5.9                 | 43.8                                 | 2                     | 137.1                                 | 7                      | 1668                                | 90                   | 22.9                                 | 1                     | 1825.6                                | 99                     |
| HF8            | III     | 40     | 1.0    | 65.1                | 38.7     | 99.87                | 11.7                | 127.3                                | 6                     | 335.7                                 | 16                     | 1702                                | 79                   | 41.2                                 | 2                     | 2124.0                                | 98                     |
| HF5            | IV      | 30     | 1.0    | 46.8                | 39.9     | 99.99                | 10.1                | -76.3                                | -2                    | -192.4                                | -5                     | 4136                                | 107                  | 82.4                                 | 2                     | 3784.4                                | 98                     |
| HF3            | II      | 30     | 1.0    | 68.0                | 39.0     | 99.14                | 9.2                 | 47.1                                 | 1                     | 105.3                                 | 2                      | 4146                                | 96                   | 100.7                                | 2                     | 4197.7                                | 98                     |
| re15kva        | I       | 40     | 1.5    | 47.2                | 39.7     | 99.26                | 12.2                | 8.7                                  | 0                     | 26.7                                  | 1                      | 2509                                | 99                   | 56.5                                 | 2                     | 2488.1                                | 98                     |
| re15kvb        | III     | 40     | 1.5    | 48.6                | 39.6     | 100.42               | 12.0                | -36.5                                | -1                    | -106.8                                | -3                     | 3592                                | 104                  | 91.6                                 | 3                     | 3356.8                                | 97                     |
| HF4 **         | II      | 30     | 1.5    | 47.0                | 39.9     | 99.94                | 9.1                 | -181.9                               | -2                    | -359.3                                | -5                     | 8519                                | 107                  | 203.2                                | 3                     | 7774.6                                | 97                     |
| HF2            | II      | 30     | 1.5    | 68.1                | 39.4     | 99.29                | 12.0                | -61.4                                | -1                    | -106.4                                | -1                     | 8820                                | 102                  | 226.1                                | 3                     | 8425.9                                | 97                     |
| re20kvd        | IV      | 40     | 2.0    | 46.4                | 40.0     | 99.87                | 12.0                | -147.5                               | -2                    | -322.8                                | -5                     | 6708                                | 108                  | 139.7                                | 2                     | 6097.8                                | 98                     |
| re20kva        | I       | 40     | 2.0    | 46.7                | 39.3     | 99.05                | 8.3                 | -164.5                               | -2                    | -344.4                                | -5                     | 7477                                | 107                  | 172.5                                | 2                     | 6796.1                                | 98                     |
| re20kvj        | I       | 40     | 2.0    | 47.3                | 39.4     | 100.11               | 12.3                | -93.2                                | -2                    | -219.5                                | -4                     | 5536                                | 106                  | 140.5                                | 3                     | 5083.2                                | 97                     |
| re20kvb        | I       | 40     | 2.0    | 48.0                | 40.1     | 99.58                | 15.6                | -73.9                                | -1                    | -175.8                                | -3                     | 5431                                | 105                  | 158.9                                | 3                     | 5022.1                                | 97                     |
| re20kvf        | IV      | 40     | 2.0    | 48.1                | 40.3     | 100.07               | 13.7                | -122.7                               | -2                    | -269.0                                | -4                     | 6663                                | 106                  | 133.2                                | 2                     | 6138.3                                | 98                     |
| re20kvc        | I       | 40     | 2.0    | 48.2                | 39.9     | 99.46                | 16.7                | -76.0                                | -2                    | -183.4                                | -4                     | 5002                                | 105                  | 148.0                                | 3                     | 4594.8                                | 97                     |
| HF7            | II      | 40     | 2.0    | 67.0                | 39.0     | 99.62                | 7.6                 | 2.8                                  | 0                     | 5.5                                   | 0                      | 6693                                | 100                  | 155.1                                | 2                     | 6546.3                                | 98                     |
| HF6            | IV      | 30     | 2.0    | 67.5                | 39.2     | 100.23               | 10.8                | -142.3                               | -1                    | -165.7                                | -1                     | 15263                               | 102                  | 286.8                                | 2                     | 14668.4                               | 98                     |
| HF9 **         | III     | 30     | 2.0    | 67.6                | 39.1     | 100.38               | 7.8                 | -188.8                               | -1                    | -208.0                                | -1                     | 15622                               | 103                  | 210.7                                | 1                     | 15014.6                               | 99                     |
| HF1            | I       | 30     | 2.0    | 71.0                | 39.4     | 100.18               | 14.5                | -72.4                                | -1                    | -100.7                                | -1                     | 12456                               | 101                  | 271.5                                | 2                     | 12011.2                               | 98                     |

\*\* De la condensation a été observée sur les électrodes au cours de ces essais.

## 5.4 Vérification de l'analogie entre le transfert de chaleur et de masse en séchage HF

L'utilisation du transfert de chaleur par convection dans un procédé diélectrique constitue une pratique courante. Que se soit pour refroidir ou chauffer une surface, la convection peut jouer un rôle important dans l'évolution du procédé [DOSTIE et GIRARD, 1991]. Une détermination adéquate des coefficients de transfert par convection prend donc toute son importance. Bien que la validité de l'analogie entre le transfert de chaleur et de masse en séchage diélectrique n'ait pas été démontré expérimentalement, cet outil est souvent utilisé pour la détermination d'un des coefficients de transfert par convection [CROSS et coll.. 1982a et b; GROLMES et BERGMAN, 1990].

La validité de l'analogie entre le transfert de chaleur et de masse en séchage par convection et HF est testée. En supposant que le coefficient de transfert de chaleur non affecté provenant des essais en convection est valide en séchage par HF, les rapports de coefficients (4.16), (4.17), (4.20) et (4.21) sont calculés à l'aide des coefficients de transfert de masse déterminés expérimentalement durant la P.S.T.C. par les relations (4.10) et (4.11). Cette procédure est justifiée par la difficulté reliée à l'évaluation précise de l'énergie HF absorbé par le produit tel que démontré à la section 5.3. Le séchage étant dans bien des cas purement diélectrique ( $\dot{q}_{HF} \gg \dot{q}_{conv}$ ), l'incertitude sur la densité de puissance HF absorbée est parfois supérieure au terme de transfert par convection et le calcul d'un coefficient de transfert de chaleur devient alors difficile.

Avant de présenter et d'analyser les résultats obtenus, une remarque doit être faite en ce qui a trait à la conduite du procédé. Une régulation de la tension aux électrodes a été préférée à une régulation de la puissance HF délivrée afin d'éviter les hautes tensions pouvant survenir lorsque le produit devient presque sec. Ainsi, la puissance absorbée par l'échantillon varie en réponse aux changements de propriétés diélectriques de ce dernier en cours de séchage. Par conséquent, aucune P.S.T.C. proprement dite n'apparaît durant le séchage. Cependant, un maximum d'évaporation est observé et c'est dans cette région que l'analogie entre le transfert de chaleur et de masse sera testée. La P.S.T.C. est donc définie comme la période où  $N_v$  est supérieur ou égal à 90% de sa valeur maximale.

Le Tableau 5.3 présente les conditions d'opération et d'évaporation de même que les coefficients de transfert et les facteurs de correction correspondants aux différents essais réalisés. Le Tableau 5.4 donne les rapports de coefficients de transfert calculés à l'aide des équations (4.16), (4.17), (4.20) et (4.21). Les valeurs théoriques évaluées par (4.22) sont aussi présentées. De plus, on y retrouve la valeur moyenne et l'écart type des différents rapports de coefficients calculés pour l'ensemble des essais.

Le facteur de correction pour le coefficient de transfert de chaleur,  $\theta_h$ , prédit par la théorie de la couche limite (5.4), varie dans l'intervalle [0.48, 0.96] (Tableau 5.3). Tel que présenté à la figure 5.10,  $\theta_h$  décroît lorsque la densité de puissance HF moyenne absorbée durant la P.S.T.C. ( $q_{HF}^*$  évalué par bilan énergétique (5.2)) augmente. Dans la plage de paramètres étudiés, ceci conduit à des diminutions du coefficient de transfert de chaleur due au transfert de masse entre 4 et 52%.

Toujours dans le Tableau 5.3, le facteur de correction pour les coefficients de transfert de masse,  $\theta_K$ , couvre l'intervalle [0.42, 0.98]. Les taux de transfert de masse observés ici conduisent donc à des diminutions entre 2 et 58% des coefficients de transfert de masse non affectée. Les coefficients de transfert de masse non affectées par le transfert de masse obtenus des essais de séchage par convection varient dans les intervalles [0.0067, 0.0092] et [0.28, 0.37] pour  $(K_{\rho CL}^*)_{\rho var}$  et  $(K_{y CL}^*)_{\rho var}$  respectivement. En comparant ces valeurs à celles données au Tableau 5.3, il apparaît que la théorie de la couche tient compte correctement de l'effet du taux de transfert de masse uniquement sur le coefficient  $(K_{y CL}^*)_{\rho var}$ .

Comme dans le cas de  $\theta_h$ ,  $\theta_K$  est une fonction décroissante de  $q_{HF}^*$ . De plus, sa dépendance, illustrée à la figure 5.10, est sensiblement la même que  $\theta_h$ . Par conséquent, l'application de la théorie de la couche limite aura peu d'influence sur la valeur des rapports de coefficients.

Le fait que la théorie de la couche limite n'affecte pas la valeur des rapports de coefficients n'implique pas que celle-ci ne s'applique pas. Au contraire, tel que mentionné précédemment, les taux de transfert de masse obtenus expérimentalement conduisent à des diminutions importantes des coefficients de transfert. Ainsi, la procédure de correction est nécessaire pour l'évaluation adéquate des coefficients de transfert. Le peu d'influence qu'a la théorie de la couche limite sur les rapports de coefficients n'a cependant pas été expliqué.

TABLEAU 5.3 COEFFICIENTS DE TRANSFERT CONVECTIF EN SÉCHAGE PAR CONVECTION ET HF

| Nom de l'essai |     | Paramètres d'opération |        |        |                     |          |                      |                     |                     |                                      |                      | Conditions d'évaporation                |                                     |                | Coefficients de transfert corrigés |                |  |  | Corrections |  |  | Coefficients de transfert non affectés |  |
|----------------|-----|------------------------|--------|--------|---------------------|----------|----------------------|---------------------|---------------------|--------------------------------------|----------------------|---|-------------------------------------|----------------|------------------------------------|----------------|--|--|-------------|--|--|--|--|
|                |     | n° éch.                | d (mm) | V (kV) | T <sub>∞</sub> (°C) | ω̇ (CFM) | P <sub>∞</sub> (kPa) | T <sub>d</sub> (°C) | T <sub>s</sub> (°C) | N <sub>v</sub> (kg/m <sup>2</sup> s) | K <sub>p</sub> (m/s) | K <sub>y</sub> (moles/m <sup>2</sup> s) | h <sub>c</sub> (W/m <sup>2</sup> K) | θ <sub>h</sub> | θ <sub>k</sub>                     | H <sub>c</sub> | (K <sub>p,cl.</sub> ) <sub>ρ<sub>vir</sub></sub> (m/s) | (K <sub>ycl.</sub> ) <sub>ρ<sub>vir</sub></sub> (moles/m <sup>2</sup> s) |             |  |  |  |  |
| re10kvb        | I   | 40                     | 1.0    | 47.0   | 39.6                | 100.21   | 9.7                  | 39.4                | 3.31E-04            | 8.0E-03                              | 0.29                 | 8.4                                     | 0.95                                | 0.96           | 1.01                               | 8.4E-03        | 0.30   |  |             |  |  |  |  |
| re10kvd        | III | 40                     | 1.0    | 47.2   | 39.2                | 99.46    | 11.4                 | 42.0                | 3.70E-04            | 7.8E-03                              | 0.27                 | 8.4                                     | 0.94                                | 0.95           | 1.01                               | 8.3E-03        | 0.29   |  |             |  |  |  |  |
| HF10           | I   | 40                     | 1.0    | 47.2   | 39.5                | 100.35   | 5.4                  | 34.0                | 2.90E-04            | 9.2E-03                              | 0.35                 | 8.5                                     | 0.95                                | 0.97           | 1.01                               | 9.5E-03        | 0.36   |  |             |  |  |  |  |
| re10kve        | I   | 40                     | 1.0    | 48.0   | 39.8                | 99.00    | 13.2                 | 34.8                | 2.55E-04            | 8.8E-03                              | 0.33                 | 8.5                                     | 0.96                                | 0.98           | 1.01                               | 9.1E-03        | 0.34   |  |             |  |  |  |  |
| re10kva        | I   | 40                     | 1.0    | 48.5   | 39.4                | 98.90    | 5.9                  | 40.8                | 3.80E-04            | 8.1E-03                              | 0.28                 | 8.4                                     | 0.94                                | 0.96           | 1.01                               | 8.6E-03        | 0.30   |  |             |  |  |  |  |
| HF8            | III | 40                     | 1.0    | 65.1   | 38.7                | 99.87    | 11.7                 | 44.8                | 4.43E-04            | 7.9E-03                              | 0.27                 | 8.3                                     | 0.93                                | 0.94           | 1.02                               | 8.5E-03        | 0.29   |  |             |  |  |  |  |
| HF5            | IV  | 30                     | 1.0    | 46.8   | 39.9                | 99.99    | 10.1                 | 59.2                | 8.02E-04            | 6.9E-03                              | 0.20                 | 7.8                                     | 0.87                                | 0.86           | 1.04                               | 8.2E-03        | 0.24   |  |             |  |  |  |  |
| HF3            | II  | 30                     | 1.0    | 68.0   | 39.0                | 99.14    | 9.2                  | 61.1                | 8.91E-04            | 6.9E-03                              | 0.20                 | 7.6                                     | 0.86                                | 0.85           | 1.04                               | 8.5E-03        | 0.24   |  |             |  |  |  |  |
| re15kva        | I   | 40                     | 1.5    | 47.2   | 39.7                | 99.26    | 12.2                 | 45.7                | 5.20E-04            | 9.0E-03                              | 0.30                 | 8.2                                     | 0.92                                | 0.94           | 1.02                               | 9.7E-03        | 0.33   |  |             |  |  |  |  |
| re15kvb        | III | 40                     | 1.5    | 48.6   | 39.6                | 100.42   | 12.0                 | 54.6                | 7.08E-04            | 7.6E-03                              | 0.24                 | 7.9                                     | 0.89                                | 0.90           | 1.03                               | 8.8E-03        | 0.27   |  |             |  |  |  |  |
| HF4 **         | II  | 30                     | 1.5    | 47.0   | 39.9                | 99.94    | 9.1                  | 74.5                | 1.67E-03            | 7.4E-03                              | 0.21                 | 6.5                                     | 0.73                                | 0.76           | 1.06                               | 1.0E-02        | 0.30   |  |             |  |  |  |  |
| HF2            | II  | 30                     | 1.5    | 68.1   | 39.4                | 99.29    | 12.0                 | 76.5                | 1.82E-03            | 7.4E-03                              | 0.15                 | 6.3                                     | 0.71                                | 0.67           | 1.08                               | 1.2E-02        | 0.24   |  |             |  |  |  |  |
| re20kvd        | IV  | 40                     | 2.0    | 46.4   | 40.0                | 99.87    | 12.0                 | 69.3                | 1.31E-03            | 7.2E-03                              | 0.17                 | 7.0                                     | 0.79                                | 0.77           | 1.06                               | 9.9E-03        | 0.24   |  |             |  |  |  |  |
| re20kva        | I   | 40                     | 2.0    | 46.7   | 39.3                | 99.05    | 8.3                  | 71.9                | 1.46E-03            | 7.1E-03                              | 0.16                 | 6.8                                     | 0.77                                | 0.73           | 1.07                               | 1.0E-02        | 0.24   |  |             |  |  |  |  |
| re20kvj        | I   | 40                     | 2.0    | 47.3   | 39.4                | 100.11   | 12.3                 | 62.2                | 1.08E-03            | 8.1E-03                              | 0.23                 | 7.4                                     | 0.83                                | 0.84           | 1.04                               | 1.0E-02        | 0.28   |  |             |  |  |  |  |
| re20kvb        | I   | 40                     | 2.0    | 48.0   | 40.1                | 99.58    | 15.6                 | 59.9                | 1.06E-03            | 9.1E-03                              | 0.26                 | 7.4                                     | 0.83                                | 0.86           | 1.04                               | 1.1E-02        | 0.31   |  |             |  |  |  |  |
| re20kvl        | IV  | 40                     | 2.0    | 48.1   | 40.3                | 100.07   | 13.7                 | 67.2                | 1.31E-03            | 7.9E-03                              | 0.20                 | 7.0                                     | 0.79                                | 0.79           | 1.05                               | 1.1E-02        | 0.27   |  |             |  |  |  |  |
| re20kvc        | I   | 40                     | 2.0    | 48.2   | 39.9                | 99.46    | 16.7                 | 60.4                | 9.75E-04            | 8.2E-03                              | 0.23                 | 7.5                                     | 0.84                                | 0.86           | 1.04                               | 9.9E-03        | 0.28   |  |             |  |  |  |  |
| HF7            | II  | 40                     | 2.0    | 67.0   | 39.0                | 99.62    | 7.6                  | 66.6                | 1.40E-03            | 8.5E-03                              | 0.22                 | 6.9                                     | 0.78                                | 0.79           | 1.05                               | 1.1E-02        | 0.29   |  |             |  |  |  |  |
| HF6            | IV  | 30                     | 2.0    | 67.5   | 39.2                | 100.23   | 10.8                 | 86.2                | 3.20E-03            | 9.0E-03                              | 0.12                 | 4.4                                     | 0.50                                | 0.47           | 1.13                               | 2.1E-02        | 0.28   |  |             |  |  |  |  |
| HF9 **         | III | 30                     | 2.0    | 67.6   | 39.1                | 100.38   | 7.8                  | 91.8                | 3.30E-03            | 7.5E-03                              | 0.10                 | 4.3                                     | 0.48                                | 0.42           | 1.11                               | 2.0E-02        | 0.26   |  |             |  |  |  |  |
| HF1            | I   | 30                     | 2.0    | 71.0   | 39.4                | 100.18   | 14.5                 | 80.6                | 2.60E-03            | 9.1E-03                              | 0.16                 | 5.2                                     | 0.59                                | 0.60           | 1.10                               | 1.7E-02        | 0.29   |  |             |  |  |  |  |

\*\* De la condensation a été observée sur les électrodes au cours de ces essais. L'écoulement a donc été considéré saturé dans les calculs.

TABLEAU 5.4 RAPPORTS DE COEFFICIENTS DE TRANSFERT EN SÉCHAGE PAR CONVECTION ET HF

| Nom de l'essai | n° éch. | d (mm) | V (kV) | T <sub>∞</sub> * (°C) | ω (CFM) | P <sub>∞</sub> * (kPa) | T <sub>d</sub> * (°C) | $\left(\frac{Nu Sc}{Sh_p Pr}\right)^*$<br>(4.16) | $\left(\frac{Nu_{cl.} Sc}{Sh_{pCL} Pr}\right)^*$<br>(4.17) | $\left(\frac{Nu Sc}{Sh_y Pr}\right)^*$<br>(4.20) | $\left(\frac{Nu_{cl.} Sc}{Sh_{yCL} Pr}\right)^*$<br>(4.21) | $\left(\frac{Sc}{Pr}\right)^{\frac{2}{3}}$<br>(4.22) |
|----------------|---------|--------|--------|-----------------------|---------|------------------------|-----------------------|--|--|--|--|--|
| re10kvb        | I       | 40     | 1.0    | 47.0                  | 39.6    | 100.21                 | 9.7                   | 0.94   | 0.94   | 0.99   | 1.00   | 0.85   |
| re10kvd        | III     | 40     | 1.0    | 47.2                  | 39.2    | 99.46                  | 11.4                  | 0.96   | 0.96   | 1.04   | 1.04   | 0.85   |
| HF10           | I       | 40     | 1.0    | 47.2                  | 39.5    | 100.35                 | 5.4                   | 0.81   | 0.82   | 0.83   | 0.85   | 0.86   |
| re10kve        | I       | 40     | 1.0    | 48.0                  | 39.8    | 99.00                  | 13.2                  | 0.87   | 0.88   | 0.89   | 0.89   | 0.86   |
| re10kva        | I       | 40     | 1.0    | 48.5                  | 39.4    | 98.90                  | 5.9                   | 0.94   | 0.94   | 1.00   | 1.00   | 0.85   |
| HF8            | III     | 40     | 1.0    | 65.1                  | 38.7    | 99.87                  | 11.7                  | 0.96   | 0.96   | 1.02   | 1.02   | 0.84   |
| HF5            | IV      | 30     | 1.0    | 46.8                  | 39.9    | 99.99                  | 10.1                  | 1.03   | 0.98   | 1.30   | 1.25   | 0.83   |
| HF3            | II      | 30     | 1.0    | 68.0                  | 39.0    | 99.14                  | 9.2                   | 1.05   | 0.99   | 1.31   | 1.24   | 0.82   |
| re15kva        | I       | 40     | 1.5    | 47.2                  | 39.7    | 99.26                  | 12.2                  | 0.82   | 0.83   | 0.91   | 0.92   | 0.85   |
| re15kvb        | III     | 40     | 1.5    | 48.6                  | 39.6    | 100.42                 | 12.0                  | 0.94   | 0.92   | 1.12   | 1.10   | 0.84   |
| HF4 **         | II      | 30     | 1.5    | 47.0                  | 39.9    | 99.94                  | 9.1                   | 0.58   | 0.57   | 1.01   | 0.98   | 0.79   |
| HF2            | II      | 30     | 1.5    | 68.1                  | 39.4    | 99.29                  | 12.0                  | 0.82   | 0.71   | 1.41   | 1.22   | 0.79   |
| re20kvd        | IV      | 40     | 2.0    | 46.4                  | 40.0    | 99.87                  | 12.0                  | 0.90   | 0.82   | 1.34   | 1.23   | 0.82   |
| re20kva        | I       | 40     | 2.0    | 46.7                  | 39.3    | 99.05                  | 8.3                   | 0.89   | 0.79   | 1.41   | 1.25   | 0.81   |
| re20kvj        | I       | 40     | 2.0    | 47.3                  | 39.4    | 100.11                 | 12.3                  | 0.83   | 0.81   | 1.09   | 1.06   | 0.83   |
| re20kvb        | I       | 40     | 2.0    | 48.0                  | 40.1    | 99.58                  | 15.6                  | 0.75   | 0.75   | 0.95   | 0.95   | 0.83   |
| re20kvf        | IV      | 40     | 2.0    | 48.1                  | 40.3    | 100.07                 | 13.7                  | 0.81   | 0.77   | 1.16   | 1.10   | 0.82   |
| re20kvc        | I       | 40     | 2.0    | 48.2                  | 39.9    | 99.46                  | 16.7                  | 0.84   | 0.83   | 1.08   | 1.06   | 0.83   |
| HF7            | II      | 40     | 2.0    | 67.0                  | 39.0    | 99.62                  | 7.6                   | 0.77   | 0.75   | 1.06   | 1.03   | 0.81   |
| HF6            | IV      | 30     | 2.0    | 67.5                  | 39.2    | 100.23                 | 10.8                  | 0.47   | 0.39   | 1.22   | 1.03   | 0.77   |
| HF9 **         | III     | 30     | 2.0    | 67.6                  | 39.1    | 100.38                 | 7.8                   | 0.32   | 0.25   | 1.38   | 1.08   | 0.72   |
| HF1            | I       | 30     | 2.0    | 71.0                  | 39.4    | 100.18                 | 14.5                  | 0.55   | 0.51   | 1.08   | 1.00   | 0.78   |
| moyenne        |         |        |        |                       |         |                        |                       | 0.81   | 0.78   | 1.12   | 1.06   | 0.82   |
| écart type     |         |        |        |                       |         |                        |                       | 0.18   | 0.20   | 0.18   | 0.12   | 0.03   |

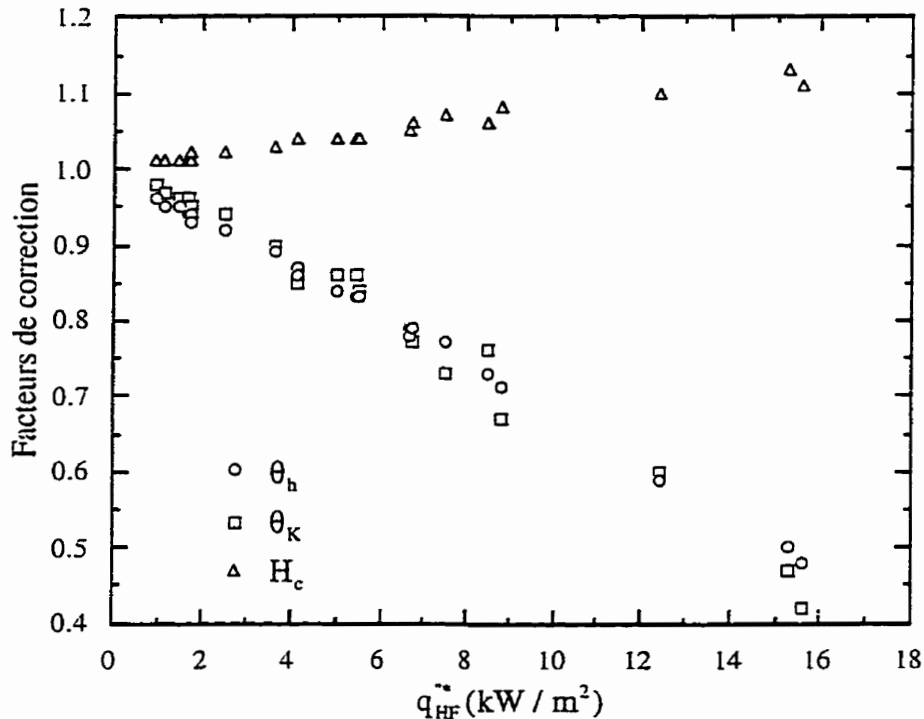


Figure 5.10 Évolution des différents facteurs de correction en fonction de la densité de puissance HF

La valeur du facteur de correction de Hanna se situe entre 1.01 et 1.13. La figure 5.10 montre que ce dernier augmente avec  $q_{HF}''$ . Les valeurs de  $H_c$  indiquent une augmentation des coefficients de transfert de masse de 1 à 13% pour la plage de paramètres étudiés. Ce facteur aura donc un impact certain sur le rapport des coefficients et la vérification de l'analogie.

Les valeurs moyennes des rapports de coefficients de transfert (4.16), (4.17), (4.20) et (4.21) calculés avec l'ensemble des essais sont respectivement 0.81, 0.78, 1.12, et 1.06 (Tableau 5.3). En comparant ces valeurs avec la moyenne de  $(Sc/Pr)^{2/3}$ , i.e. 0.82, et la valeur de 1.00 proposée par ECKERT et DRAKE [1972], il semble que l'analogie entre le transfert de masse et de chaleur est vérifiée peu importe la force de transfert utilisée pour exprimer de transfert de masse. Cependant, une analyse détaillée des résultats conduit à une conclusion différente.

Les rapports de coefficients basés sur  $\Delta\rho^*$  sont tracés en fonction de  $q_{HF}''$  à la figure 5.11. D'après cette figure, il apparaît que pour les valeurs de  $q_{HF}''$  inférieures à 8 kW/m<sup>2</sup>, ces rapports de coefficients se situent en générale entre 0.82 et 1.00. De plus, on remarque que l'application des procédures de correction des coefficients de transfert tend à ramener le rapport de coefficients dans l'intervalle [0.82, 1.00]. Ce comportement est cohérent avec les résultats d'essais en convection ( $q_{HF}'' = 0$ ). Par contre, lorsque  $q_{HF}''$  est supérieur à 8 kW/m<sup>2</sup>, les résultats expérimentaux sont

largement inférieurs à ceux prédit théoriquement. De plus, les différentes procédures de correction ont pour effet d'éloigner davantage les résultats expérimentaux de ceux théoriques.

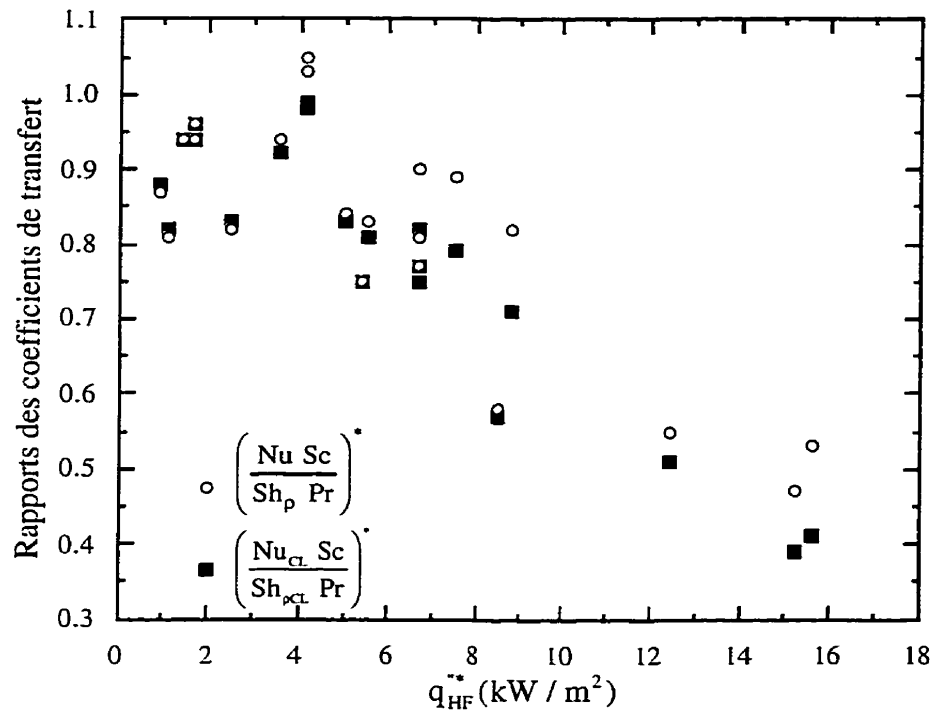


Figure 5.11 Rapports des coefficients basés sur  $\Delta\rho^*$  en fonction du flux de chaleur  $q_{HF}^{**}$

En gardant en tête qu'il y a possiblement accumulation d'humidité entre les électrodes, l'analyse ci-dessus suggère que la théorie de la couche limite peut s'appliquer pour la correction du coefficient de transfert de masse basé sur  $\Delta\rho^*$  pour les faibles taux de transfert ( $q_{HF}^{**} < 8$  kW/m<sup>2</sup>). Lorsque le taux de transfert de masse est élevé ( $q_{HF}^{**} > 8$  kW/m<sup>2</sup>), la valeur du rapport de coefficients et l'effet des facteurs de correction laissent croire que la théorie de la couche limite n'est pas valable pour la correction de  $K_p^*$ .

La figure 5.12 montre les rapports de coefficients basés sur  $B_K$  en fonction de  $q_{HF}^{**}$ . Dans le cas présent, à faible taux d'évaporation (i.e.  $q_{HF}^{**} < 3$  kW/m<sup>2</sup>) les rapports de coefficients sont bornés par les valeurs de 0.82 et 1.00 comme dans le cas des essais en convection. De plus, à mesure que  $q_{HF}^{**}$  augmente, les rapports de coefficients restent sensiblement constants mais leurs valeurs sortent légèrement de l'intervalle [0.82, 1.00]. Ces résultats sont cohérents avec l'hypothèse d'une accumulation d'humidité entre les électrodes qui conduit à une sur-estimation du rapport de coefficients.

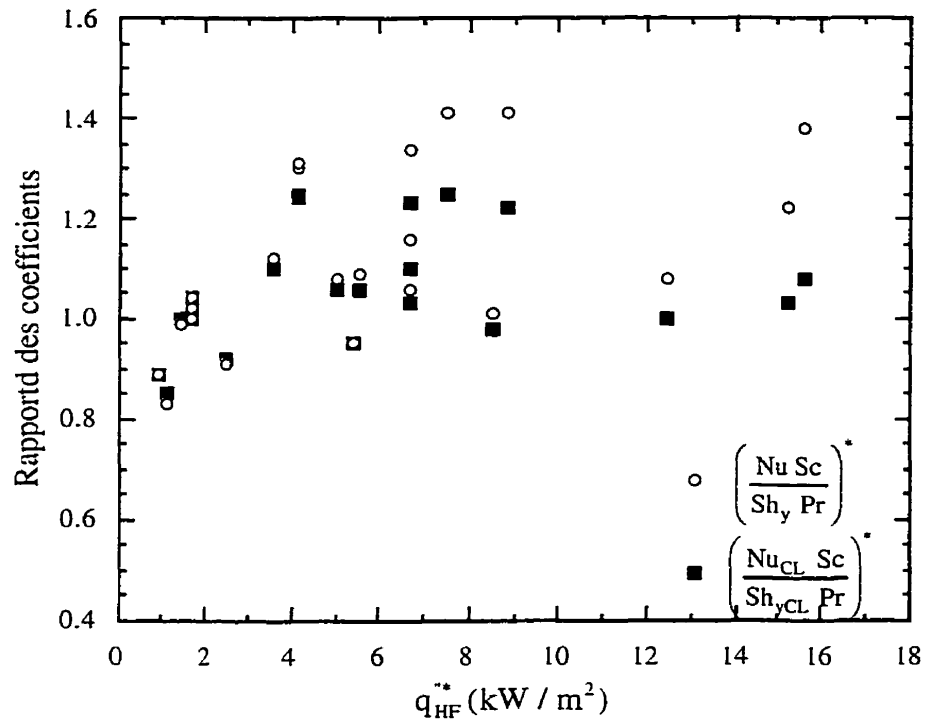


Figure 5.12 Rapports des coefficients basés sur  $B_K$  en fonction du flux de chaleur  $q_{HF}^{**}$

L'utilisation d'une valeur constante pour le coefficient de transfert de chaleur constitue possiblement une source d'erreur. Le faible débit d'air dans la cavité implique que la convection entre les électrodes est de type mixte (naturelle et forcée). L'application de HF lors du séchage a pour effet de diminuer l'écart de température entre l'écoulement et la surface par rapport à un essai en convection dans les mêmes conditions. Ainsi, la contribution de la convection naturelle est moindre en séchage HF et le coefficient de transfert de chaleur utilisé ici (issu des essais en convection) peut être surestimé. La valeur de 8.9 W/m<sup>2</sup>K utilisée pour le calcul des rapports de coefficient est possiblement légèrement supérieure à la valeur réelle. Par conséquent, le facteur de correction  $\theta_h$  est sous-estimé et l'effet devient double sur la surestimation des rapports de coefficients de transfert.

Les figures 5.13 à 5.16 montrent les distributions en fréquence des différents rapports de coefficient calculés. Les résultats sont regroupés par intervalle de 0.1 à l'intérieur duquel le nombre d'observation correspondant est calculé. La valeur moyenne de l'intervalle est utilisé comme nom pour ce dernier. Par exemple, l'intervalle 0.8 compte tous les résultats compris entre 0.75 et 0.85.



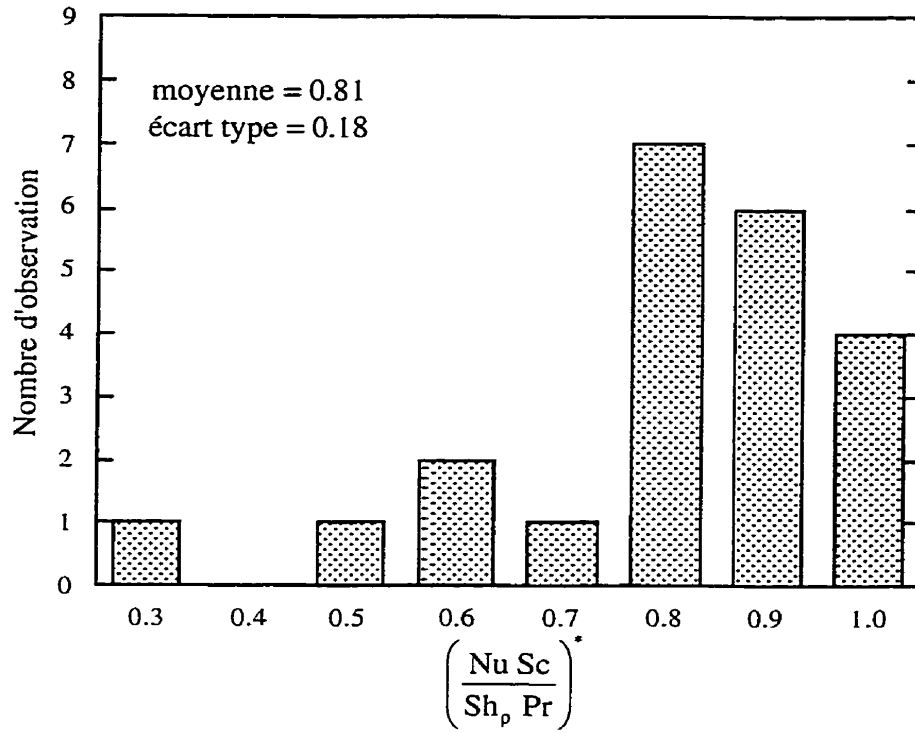


Figure 5.13 Distribution en fréquence de  $\left(\frac{Nu Sc}{Sh_p Pr}\right)^*$

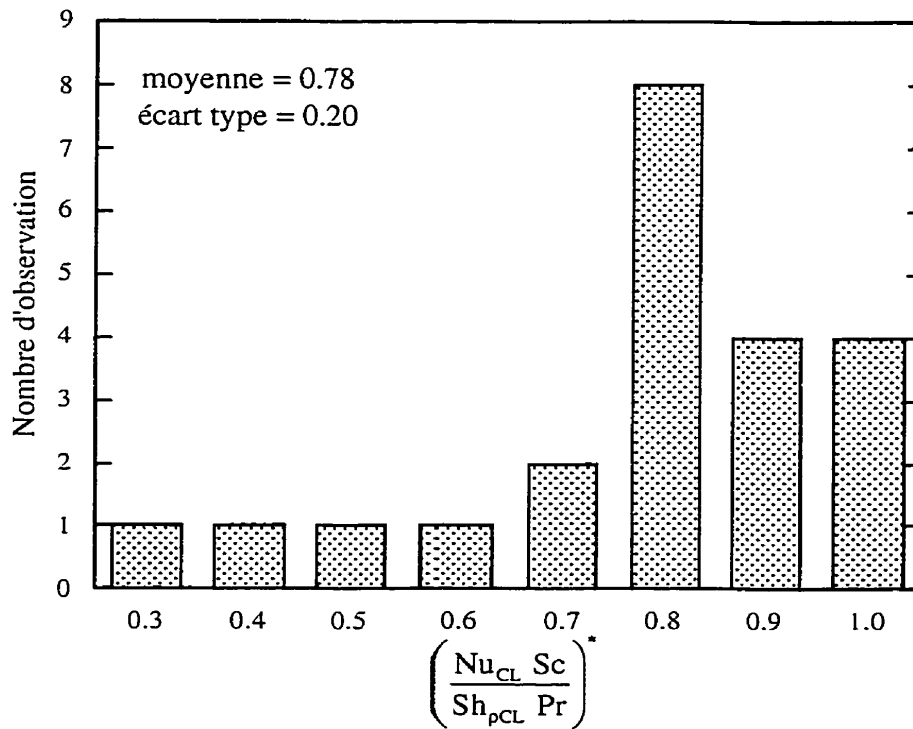


Figure 5.14 Distribution en fréquence de  $\left(\frac{Nu_{CL} Sc}{Sh_{pCL} Pr}\right)^*$

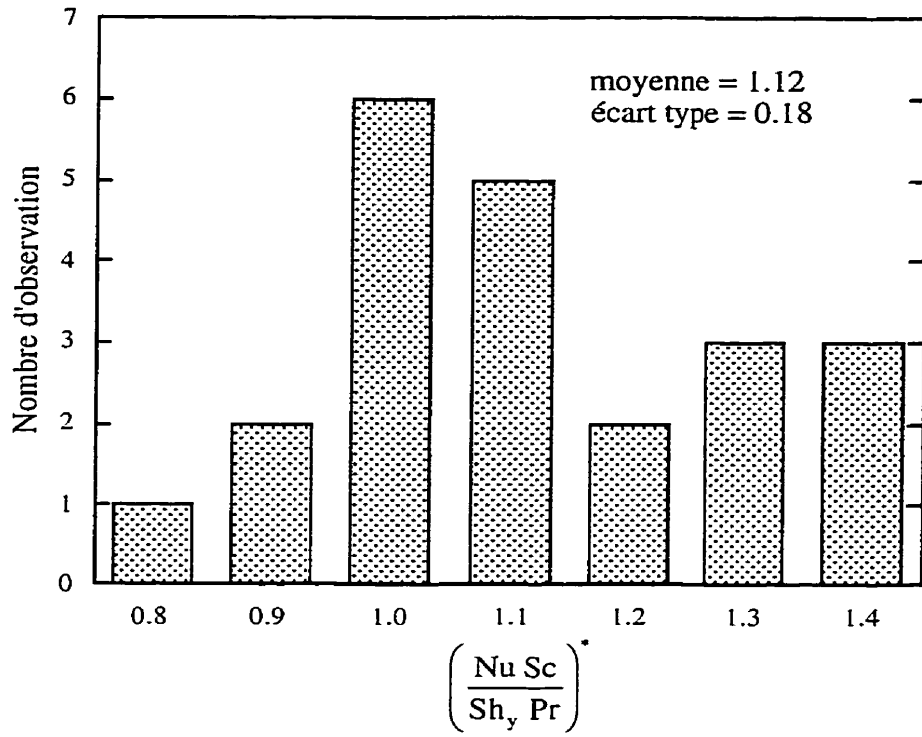


Figure 5.15 Distribution en fréquence de  $\left(\frac{Nu Sc}{Sh_y Pr}\right)^*$

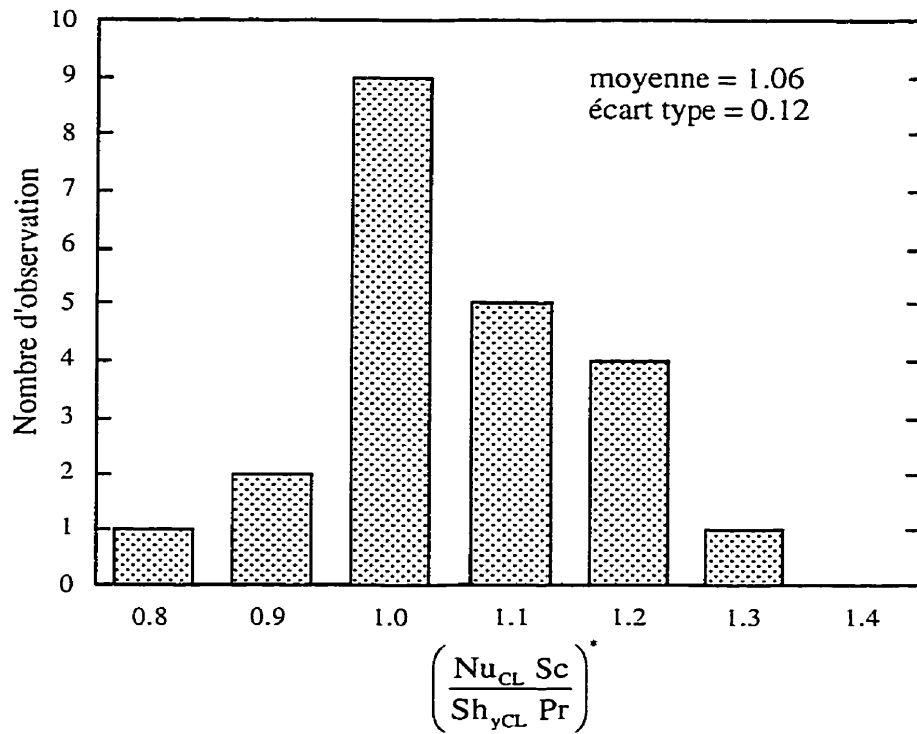


Figure 5.16 Distribution en fréquence de  $\left(\frac{Nu_{CL} Sc}{Sh_{yCL} Pr}\right)^*$

Lorsque le coefficient de transfert de masse est basé sur  $\Delta\rho^*$ , l'application des différentes corrections a pour effet d'augmenter la dispersion des résultats (0.20 comparé à 0.18). Comme l'utilisation de facteurs de correction devrait ramener la valeur des rapports de coefficients près de sa valeur théorique, il apparaît que la théorie de la couche limite ne s'applique pas pour la correction de  $K_p^*$  quand le taux d'évaporation est élevé.

En ce qui concerne les rapports calculés avec le coefficient de transfert de masse basé sur  $B_K$ , il apparaît que l'application des facteurs de correction, en plus de ramener la valeur près de la valeur théorique, fait diminuer la dispersion de résultats. L'écart type est en fait diminué de 33% par les différentes corrections.

En résumé, il semble que la théorie de la couche limite ne s'applique pas pour la correction de  $K_p^*$  lorsque le taux de transfert de masse est élevé ( $\theta_K < 0.75$ ). De plus, bien que l'analogie ne soit pas strictement vérifiée, les résultats indiquent que cette dernière est applicable en séchage par convection et HF. Un meilleur contrôle des conditions de convection dans la cavité devrait permettre une vérification plus stricte de l'analogie.

## 5.5 Conclusions

En se basant sur les résultats présentés, les conclusions suivantes peuvent être tirées en ce qui concerne les essais expérimentaux réalisés:

- 1) lors d'essais HF à vide, la totalité de l'énergie perdue dans la boîte d'adaptation est consommée par l'inductance.
- 2) en cours de séchage HF, la consommation d'énergie dans l'inductance du circuit d'adaptation est uniquement fonction de la tension dans le circuit. Par conséquent, l'énergie consommée par l'inductance est constante peu importe la charge dans le four.
- 3) pour le produit étudié, la meilleure méthode indirecte pour l'évaluation de l'énergie HF absorbée par le produit consiste à soustraire l'énergie consommée en présence du produit sec de la puissance incidente.

De plus, il est possible de conclure de façon générale que:

- 4) pour les taux de transfert de masse observés, la théorie de la couche limite permet de prédire correctement l'effet du transfert de masse sur les coefficients de transfert.

- 5) dans la plage de paramètres étudiés, l'analogie entre le transfert de chaleur et de masse en séchage par convection et HF est vérifiée durant la période de séchage à taux constant.

## 6. ÉTUDE DE LA CINÉTIQUE DE SÉCHAGE PAR CONVECTION ET HF

### 6.1 Objectifs

Le présent chapitre a pour objectifs:

- la détermination de l'influence de la distribution interne d'humidité sur la cinétique de séchage par convection et HF;
- la détermination de l'influence du transfert de chaleur par convection sur la cinétique de séchage par convection et HF;
- la détermination de l'influence de la résistance au transfert de masse aux faces du produit sur la cinétique de séchage par convection et HF.

### 6.2 Influence de la distribution interne d'humidité sur la cinétique de séchage par convection et HF

L'utilisation d'un modèle simple de séchage volumique par HF pour un système en plusieurs couches a permis d'étudier l'effet de la distribution interne d'humidité sur la cinétique de séchage. La figure 6.1 représente schématiquement la charge et la source du système HF étudié.

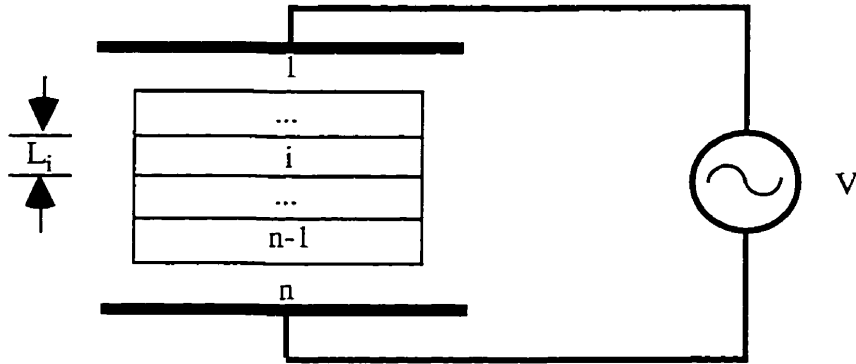


Figure 6.1 Schéma du système pour la modélisation du séchage volumique par HF d'un produit en plusieurs couches

Dans ce système, la densité volumique de puissance HF absorbée,  $q_{HF}'''$  ( $W/m^3$ ), par la  $i^{\text{ème}}$  couche est donnée par:

$$q_{HF i}''' = 2\pi f \epsilon_0 \epsilon_i'' \frac{V^2}{\epsilon_i'^2 \left( \sum_{j=1}^n \frac{L_j}{\epsilon_j} \right)^2} \quad (6.1)$$

où  $f$  (Hz) est la fréquence,  $\epsilon_0$  ( $8.842 \times 10^{-12}$  F/m) la permittivité électrique du vide,  $\epsilon''$  le facteur de pertes diélectrique,  $V$  (V) la tension aux électrodes,  $\epsilon'$  la constante diélectrique et  $L$  (m) l'épaisseur.

Eu égard aux résultats expérimentaux correspondants à la P.S.T.C. présentés au chapitre précédent, quelques hypothèses peuvent être émises afin de simplifier la formulation d'un modèle décrivant le séchage du produit. D'abord, on peut supposer que le transfert d'énergie vers le produit se fait uniquement par HF puisque, pour les conditions étudiées, l'énergie transmise au produit par HF correspond toujours à plus de 75% de l'énergie totale. De plus, comme le terme d'accumulation ne compte jamais pour plus de 5% de l'énergie absorbée, on peut considérer que toute l'énergie est utilisée pour l'évaporation. Finalement, la conduction de chaleur dans le produit est négligée.

En plus des hypothèses discutées ci-dessus, si on suppose qu'il n'y a pas de mouvement d'humidité possible en phase liquide et que la résistance à la diffusion de la vapeur est nulle, l'évolution de la teneur en eau dans la couche  $i$  peut donc être évaluée par la relation:

$$\frac{dX_i}{dt} = -\frac{\dot{q}_{HF i}}{\rho_i \Delta H_v} \quad (6.2)$$

En considérant l'enthalpie d'évaporation constante et comme les propriétés diélectriques du produit n'ont montré aucune dépendance importante sur la température, aucun bilan d'énergie sur le produit n'est nécessaire et la relation (6.2) constitue à elle seule un modèle simple de séchage.

Un système comprenant trois couches a été retenu pour étudier numériquement l'influence de la distribution initiale d'humidité dans le produit sur la cinétique de séchage. Le panneau à sécher est donc constitué de deux couches de 5 mm d'épaisseur. La tension aux électrodes est fixée à 2.0 kV et l'écartement entre celles-ci à 40 mm laissant ainsi une couche d'air de 30 mm d'épaisseur. Les propriétés diélectriques de chacune des couches de produit sont évaluées à l'aide des relations quadratiques (3.3) et (3.4) définies au chapitre 3.

Le système d'équation obtenu de la relation (6.2) est résolu numériquement par la méthode d'Euler à l'intérieur d'un chiffrier électronique. Comme cette relation est simple, une méthode de résolution plus sophistiquée n'est pas nécessaire. Cependant, le pas en temps a été fixé à une valeur assez faible afin d'obtenir une bonne précision des résultats. Quatre distributions d'humidité ont été étudiées et les conditions correspondant à chacun des calculs sont regroupées au Tableau 6.1.

TABLEAU 6.1 DISTRIBUTIONS INITIALES D'HUMIDITÉ ÉTUDIÉES NUMÉRIQUEMENT

| Nom de la simulation | Teneur en eau initiale dans le produit |                        |                          | Ecart par rapport à $\bar{X}_0$ (%) |
|----------------------|--|------------------------|--------------------------|-------------------------------------|
|                      | $X_{oi}$ (kg/kg b.s.)                  | $X_{oii}$ (kg/kg b.s.) | $\bar{X}_0$ (kg/kg b.s.) |                                     |
| mod1                 | 1.50                                   | 1.50                   | 1.50                     | 0                                   |
| mod2                 | 0.80                                   | 1.20                   | 1.00                     | 20                                  |
| mod3                 | 1.00                                   | 1.50                   | 1.25                     | 20                                  |
| mod4                 | 1.20                                   | 1.80                   | 1.50                     | 20                                  |

La figure 6.2 montre les taux de séchage normalisés pour les conditions décrites ci-dessus. La normalisation est effectuée par rapport au taux d'évaporation maximal obtenu au cours d'une simulation. Cette figure indique que si les hypothèses émises pour simplifier le modèle sont valides, la distribution initiale d'humidité dans le produit influence fortement la cinétique de séchage. L'explication de ce phénomène réside dans l'influence exercée par une couche de produit sur le champ électrique à l'intérieur de l'autre couche. Ce phénomène est visualisé à la figure 6.3 où les taux d'évaporation de chacune des couches de même que celui de du panneau entier sont présentés.

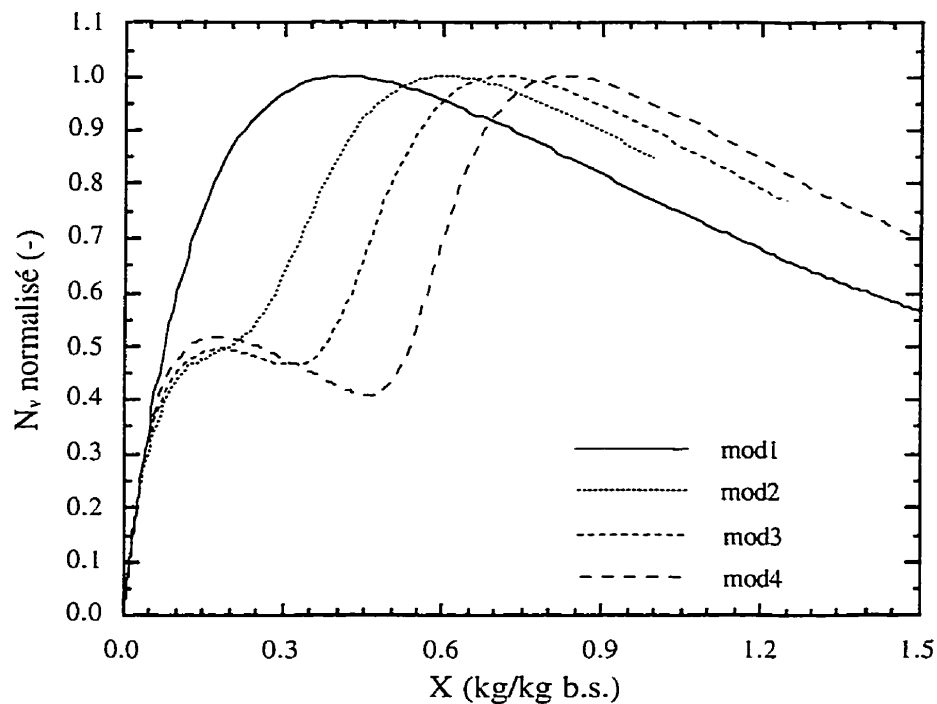


Figure 6.2 Résultats numériques de l'effet de la distribution initiale d'humidité sur la cinétique de séchage par HF

Sur cette figure, la normalisation est effectuée par rapport au maximum d'évaporation du panneau entier i.e. la somme du taux d'évaporation de chacune des couches. La teneur en eau sur l'axe des abscisses correspond à la teneur en eau moyenne du panneau. Cette figure montre que les propriétés diélectriques du produit sont telles que lorsque deux couches d'épaisseur égale et de teneur en eau différente sont placées dans la série entre deux électrodes, la densité de puissance HF dissipée est plus grande dans la couche présentant la teneur en eau la plus faible. Ce phénomène a d'ailleurs été observé expérimentalement par BIRYUKOV [1968]. Dans ces conditions, le séchage n'est pas uniforme, la couche moins humide sèche plus rapidement, et ainsi l'évolution de taux de séchage est grandement modifiée.

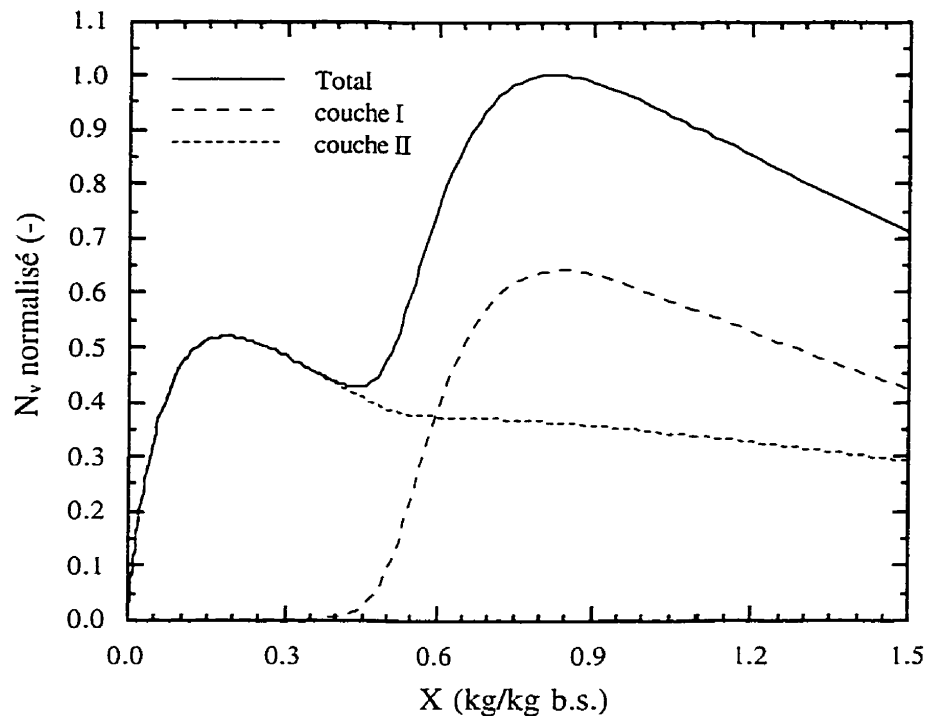


Figure 6.3 Effet de la non-uniformité de l'humidité sur le taux d'évaporation de chacune des couches de produit ( $X_{oI} = 1.2$  et  $X_{oII} = 1.8$  kg/kg b.s.)

La figure 6.2 montre que les évolutions du taux de séchage peuvent posséder deux maximums lorsque la distribution initiale d'humidité n'est pas uniforme. L'analyse des résultats a montré que chacun de ces maximums correspond au taux d'évaporation maximum à l'intérieur d'une couche de produit. Cette constatation est illustrée à la figure 6.3. L'analyse a aussi montré que, pour ce produit, la teneur en eau à laquelle se produit le maximum d'évaporation à l'intérieur d'une couche n'est influencée que légèrement par la teneur en eau de l'autre couche. Ainsi, puisque la couche moins humide initialement sèche plus rapidement, le maximum d'évaporation de cette couche est le premier à survenir. Par conséquent, ce maximum d'évaporation correspond à celui



observé lorsque la teneur en eau moyenne du panneau entier est plus élevée (i.e.  $N_v$  normalisée = 1.0). De plus, ce maximum d'évaporation se déplace vers les teneurs en eau moyennes plus élevées à mesure que l'écart entre la teneur en eau de chacune des couches augmente.

Des essais expérimentaux ont été effectués afin de vérifier l'effet réel de la distribution initiale d'humidité sur la cinétique de séchage. D'abord, une procédure d'humidification a été développée afin d'obtenir une distribution initiale non-uniforme et reproductible. La procédure est la suivante:

#### Procédure d'humidification B

- on mesure la masse sèche de l'échantillon;
- on calcule la quantité d'eau nécessaire pour que la teneur en eau moyenne de l'échantillon soit inférieure à sa teneur critique ( $X_{crit} \approx 1.25$  kg/kg b.s.) afin que l'eau ne puisse pas se distribuer facilement dans le produit. La teneur en eau retenue ici est 1.0 kg/kg b.s.;
- on vide ensuite la quantité d'eau calculée précédemment sur une des faces du produit et on attend au moins 30 minutes que la distribution soit stabilisée dans l'échantillon.

Les distributions d'humidité obtenues avec cette procédure et évaluées sur trois échantillons sont illustrées à la figure 6.4. La méthode d'évaluation de la distribution d'humidité est la même que celle de la section 3.5 à l'exception que les échantillons sont tranchés en deux couches au lieu de trois. Les distributions mesurées montrent que la procédure ci-dessus donne des résultats facilement reproductibles. La teneur en eau moyenne de chacune des couches est de 1.15 et 0.85 kg/kg b.s.

Des essais de séchage par convection et HF sont réalisés avec des échantillons constitués d'une seule épaisseur ( $\approx 1$  cm) et humidifiés selon cette procédure. Des tensions de 1.0 et 2.0 kV sont utilisées afin de vérifier si la cinétique est fonction du taux de séchage. L'écartement entre les électrodes est fixé à 40 mm et la température de consigne de l'air à 55°C. Le choix de ces conditions permettra d'obtenir un rapport assez faible entre l'énergie transmise par convection et celle par HF.

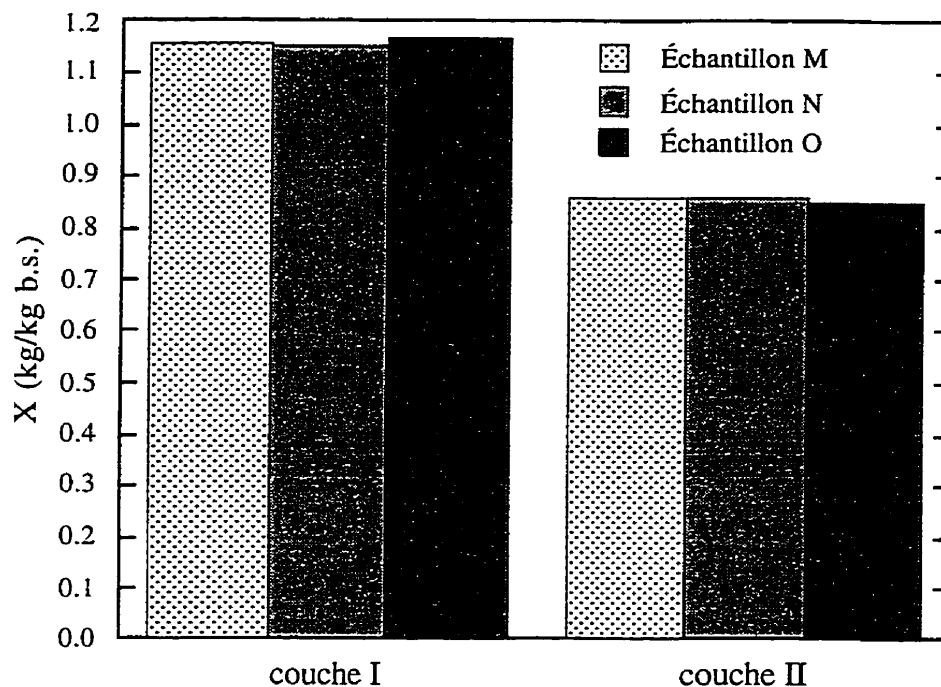


Figure 6.4 Distributions interne d'humidité obtenues avec la procédure d'humidification B

Les résultats numériques correspondant à cette distribution d'humidité et ceux obtenus expérimentalement sont présentés à la figure 6.5. Ainsi, il apparaît que le taux de séchage n'a pas d'effet significatif sur l'allure de la cinétique. De plus, l'évolution du taux de séchage numérique correspond bien à celles obtenues expérimentalement. Les écarts observés dans la première partie du séchage sont possiblement attribuables à la montée en température qui n'est pas prise en compte par le modèle. La teneur en eau à laquelle survient le maximum d'évaporation numérique ( $X_{max} = 0.54$  kg/kg b.s.) est en accord avec celles observées expérimentalement i.e. 0.56 kg/kg b.s. à 1.0 kV et 0.54 kg/kg b.s. à 2.0 kV. Dans la dernière partie du séchage, des différences existent entre les taux d'évaporation numériques et expérimentaux. Ces écarts peuvent être reliés entre autres, à la différence entre la distribution réelle d'humidité dans le produit et celle supposée dans le modèle: ce dernier utilise une distribution en créneaux alors qu'en réalité il s'agit d'un profil continu. Un calcul effectué avec un modèle comprenant quatre épaisseurs de produit au lieu de deux a d'ailleurs montré que la courbe numérique est plus régulière en fin de séchage à mesure que la distribution d'humidité s'approche d'un profil continu. Cependant, les écarts peuvent aussi être attribuables en partie à la conduction de chaleur dans le produit et à une redistribution d'humidité en phase vapeur en cours de séchage.

Afin de se rapprocher des conditions du modèle et de permettre l'étude de différentes distributions initiales d'humidité, des échantillons sont tranchés en deux dans l'épaisseur et chacune

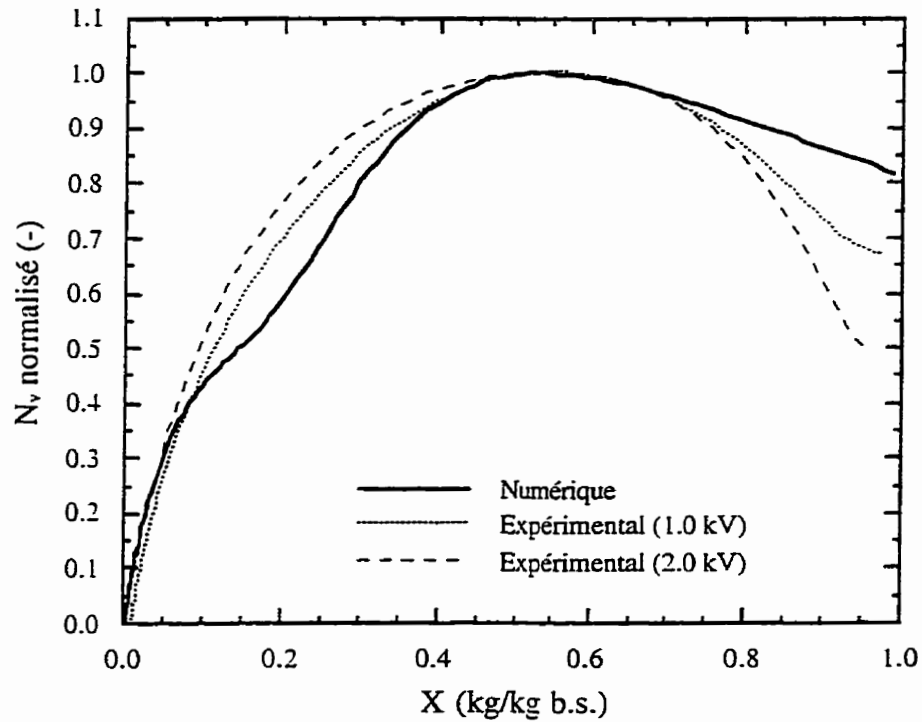


Figure 6.5 Effet du taux de séchage sur la cinétique de séchage par convection et HF

des couches est humidifiée séparément. Après l'humidification, les deux tranches sont attachées ensemble à l'aide d'une fine corde pour ne former qu'un seul échantillon. Ce dernier est ensuite placé dans la cavité et le séchage est mené comme dans les essais antérieurs. Quatre distributions d'humidité correspondant à celles étudiées numériquement (Tableau 6.1) ont fait l'objet d'essais. La consigne pour la tension a été réglée à 2.0 kV et celle de la température de l'air à 55°C.

Les résultats obtenus pour une distribution initiale d'humidité uniforme sont représentés à la figure 6.6. Les courbes de séchage obtenues pour cette distribution initiale montre que dans ce cas, le modèle décrit très bien l'allure du séchage. Comme mentionné précédemment, les différences en début de séchage sont possiblement attribuables à la montée en température du produit. La valeur de  $X_{max}$  prédite par le modèle est accord avec celle obtenue expérimentalement i.e. 0.40 kg/kg b.s. et 0.41 kg/kg b.s. respectivement.

La figure 6.7 montre les résultats obtenus pour des teneurs en eau initiales de 0.8 et 1.2 kg/kg b.s. à l'intérieur de chacune des couches de produit. Bien que la valeur de  $X_{max}$  donné par le modèle (0.60 kg/kg b.s.) corresponde bien avec celle observée expérimentalement (0.63 kg/kg b.s.), des différences importantes existent entre les évolutions en fin de séchage. Ces écarts peuvent avoir deux sources. D'abord, même si le modèle a montré que la couche de produit la plus sèche absorbait plus d'énergie, ce dernier suppose qu'il n'y a pas de conduction de chaleur entre

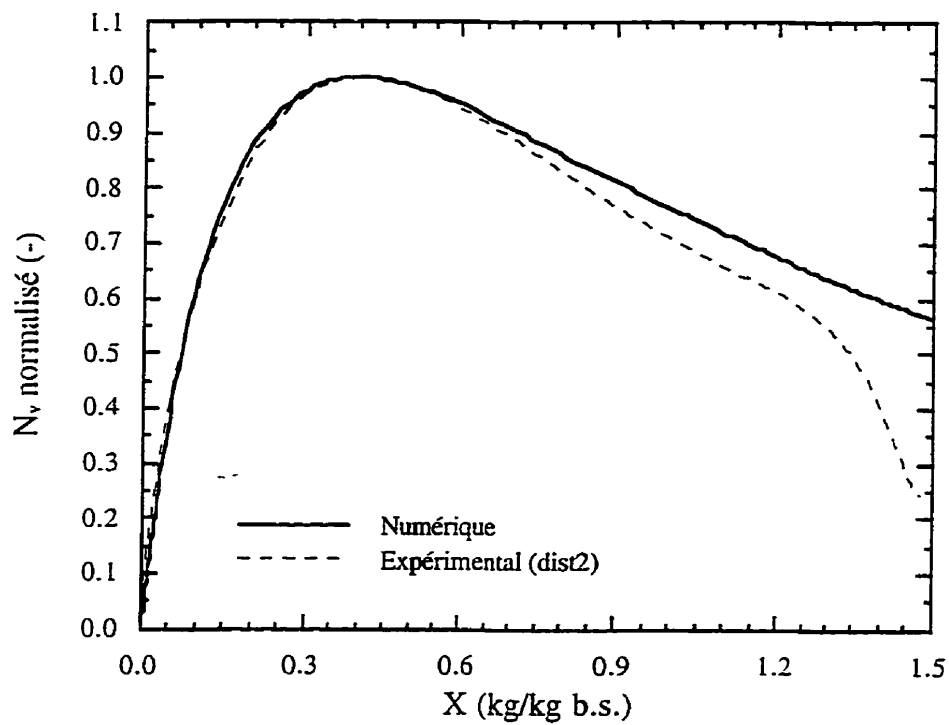


Figure 6.6 Courbes de séchage numérique et expérimentale pour une distribution initiale d'humidité uniforme

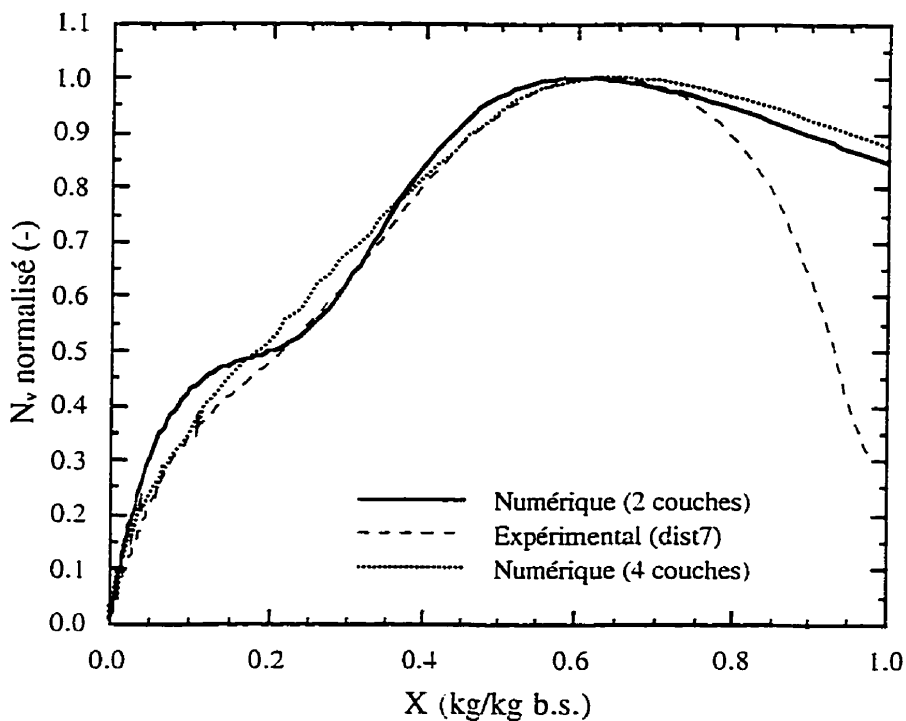


Figure 6.7 Courbes de séchage numériques et expérimentale pour des distributions initiales d'humidité non uniformes ( $\bar{X}_{oi}$  et  $\bar{X}_{oii} < X_{crit}$ )

les couches. De plus, comme la teneur en eau initiale de chacune des couches est inférieure à la teneur en eau critique, la distribution d'humidité à l'intérieur des couches n'est probablement pas uniforme tel que supposé dans le modèle.

Un modèle utilisant quatre épaisseurs de produit a permis de vérifier l'effet de la non-uniformité de la teneur en eau à l'intérieur de chacune des couches sur l'allure de la courbe d'évaporation. Un résultat provenant de ce modèle est aussi présenté à la figure 6.7. Cette évolution a été obtenue en posant des écarts de 12 et 8% par rapport aux teneurs en eau moyennes de chacune des couches i.e. 0.8 et 1.2 kg/kg b.s. respectivement. La valeur de  $X_{max}$  donnée par cette modélisation devient alors 0.65 kg/kg b.s. L'allure de la courbe de séchage laisse croire que dans ce cas, les écarts avec la courbe expérimentale sont en bonne partie liés à la distribution interne de l'humidité supposé dans le modèle. L'effet de la conduction de chaleur et d'une redistribution en phase vapeur semble faible dans ces conditions.

Des résultats obtenus pour des teneurs en eau initiales de 1.0 et 1.5 kg/kg b.s. pour chacune des épaisseurs de produit formant l'échantillon sont présentés à la figure 6.8. Encore une fois, des différences importantes existent entre le résultat expérimental et celui numérique. Bien que l'utilisation d'un modèle à quatre épaisseurs de produit permette de régulariser l'évolution de la courbe de séchage, il ne permet pas ici d'attribuer la majeure partie des écarts au profil interne d'humidité. La teneur en eau d'une des couches de produit étant supérieure à la teneur en eau critique, il est alors suspecté qu'une redistribution d'humidité en phase liquide en début de séchage soit la cause de ces différences.

Une expérience simple a été menée afin de vérifier cette hypothèse. Deux tranches de produit ont été humidifiées à des teneurs en eau approximatives de 1.0 et 1.5 kg/kg b.s. respectivement. Par la suite, les deux couches de produit ont été mises en contact et leur teneur en eau a été relevée en fonction du temps. Les résultats obtenus sont présentés au Tableau 6.2.

TABLEAU 6.2 REDISTRIBUTION D'HUMIDITÉ EN PHASE LIQUIDE

| Temps<br>(min) | $X_I$<br>(kg/kg b.s.) | $X_{II}$<br>(kg/kg b.s.) |
|----------------|-----------------------|--------------------------|
| 0              | 1.00                  | 1.52                     |
| 1              | 1.01                  | 1.50                     |
| 3              | 1.03                  | 1.49                     |
| 5              | 1.04                  | 1.47                     |

Les résultats ci-dessus montrent clairement qu'une redistribution d'humidité en phase liquide est possible lorsque la teneur en eau d'au moins une des deux couches est supérieure à la

teneur en eau critique. Cette redistribution d'humidité implique que l'écart entre la teneur en eau de chacune des couches de produit est inférieur à celle prévue. Par conséquent, lorsqu'une redistribution d'humidité est possible, le séchage sera plus uniforme.

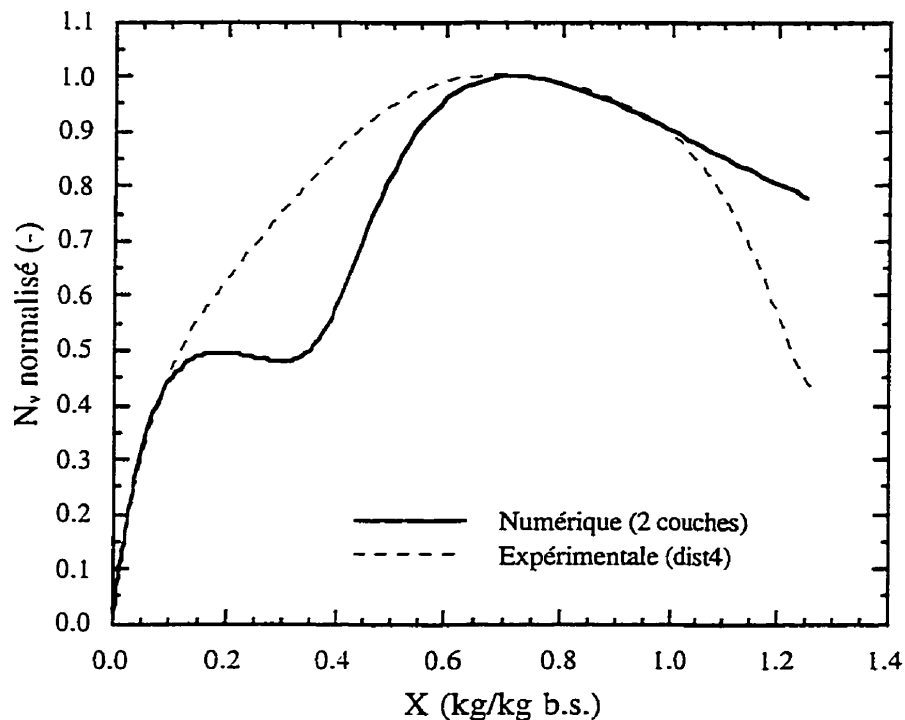


Figure 6.8 Courbes de séchage numérique et expérimentale pour des distributions initiales d'humidité non uniformes ( $\bar{X}_{oI} < X_{crit} < \bar{X}_{oII}$ )

Des essais ont été menés afin de valider l'effet d'une redistribution d'humidité entre les deux couches de produit formant l'échantillon sur la cinétique de séchage. Pour ce faire, un essai a été réalisé avec une pellicule plastique placée entre les deux épaisseurs de produit formant l'échantillon tandis qu'un autre a été effectué comme dans les essais précédents. La teneur en eau de chacune des couches de produit a été fixée approximativement à 1.20 et 1.80 kg/kg b.s. afin d'augmenter la possibilité de redistribution de l'humidité en phase liquide. La figure 6.9 donne les taux d'évaporation normalisés pour les essais décrits ci-dessus de même que le résultat numérique correspondant. Les résultats de l'essai sans pellicule plastique montrent que dans ces conditions, le modèle n'est plus représentatif des conditions expérimentales: les écarts peuvent être attribuables à une redistribution d'humidité en phase liquide. L'essai dans lequel une pellicule plastique est introduite entre les deux couches de produit permet de valider cette hypothèse. Ainsi, il apparaît clairement que l'échange d'humidité entre les couches a un effet important sur le déroulement du séchage.

En empêchant la redistribution d'humidité en cours de séchage, le maximum d'évaporation

de chacune des épaisseurs de produit est observable expérimentalement. Pour la couche la plus sèche, ce dernier survient lorsque la teneur en eau moyenne est de 0.88 kg/kg b.s. comparativement à 0.82 kg/kg b.s. numériquement. En ce qui concerne la couche la plus humide, le maximum a lieu à une teneur en eau moyenne de 0.23 kg/kg b.s. comparativement à 0.18 kg/kg b.s. pour les données numériques. De plus, l'intensité relative du maximum d'évaporation de la couche la plus humide par rapport à la moins humide est bien prédite i.e.  $\approx 0.5$ . Ainsi, non seulement la teneur en eau à laquelle surviennent les maximums mais aussi leur intensité relative sont bien prédites par le modèle.

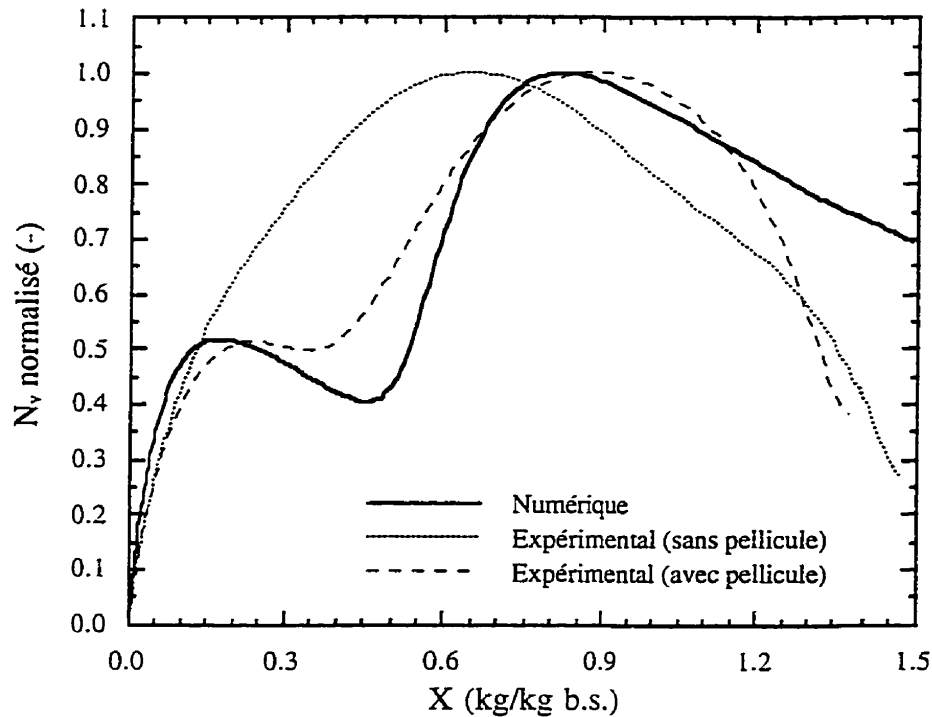


Figure 6.9 Effet d'une redistribution de l'humidité sur la cinétique de séchage

Au cours de l'essai avec une pellicule plastique, de la condensation a été observée sur celle-ci. Cette condensation se retrouvait principalement du côté de l'épaisseur de produit ayant la teneur en eau initiale la plus faible. Cette observation indique donc qu'il y a possibilité d'une redistribution de l'humidité en phase vapeur entre les couches au cours du séchage. La couche initialement la plus sèche présentant un taux d'évaporation supérieur, le mouvement d'humidité se produirait donc de cette couche vers celle plus humide. Ce mouvement d'humidité aurait pour effet d'augmenter la non-uniformité de la distribution d'humidité et du même coup la non-uniformité du séchage. Cependant, les quantités d'humidité impliquées dans une telle redistribution n'ont pas été déterminées et l'effet exact n'a pu être vérifiée.

La vapeur d'eau ayant condensé sur la pellicule plastique peut être réabsorbée par la produit. Cette réabsorption d'humidité peut expliquer en partie les écarts entre les résultats numériques et expérimentaux avec pellicule. La distribution interne d'humidité de chacune des couches et la conduction de chaleur entre les couches peuvent être d'autres causes de ces différences.

Les résultats présentés jusqu'à maintenant ont permis de valider le modèle introduit au début de cette section. La simplicité de ce modèle est compensée par les essais expérimentaux qui ont mené à la détermination des conditions pour lesquelles il peut être employé. En plus de permettre la détermination de facteurs pouvant modifier la cinétique de séchage par HF, le modèle s'est avéré utile pour la compréhension des phénomènes à l'origine de ces modifications.

Il a été démontré précédemment que la distribution initiale d'humidité dans le produit a un effet important sur la cinétique de séchage par HF. Étant donné la non-reproductibilité de la tension maintenue aux électrodes, l'utilisation du modèle mathématique devient alors nécessaire afin d'évaluer l'ensemble des conséquences que peut avoir la distribution interne d'humidité sur le procédé. Le modèle sera donc utilisé pour évaluer l'effet de la distribution initiale d'humidité sur le taux d'évaporation maximum et le temps de séchage. Le Tableau 6.3 résume les résultats de cette étude.

TABLEAU 6.3 EFFET DE LA DISTRIBUTION D'HUMIDITÉ SUR LE TAUX D'ÉVAPORATION ET LE TEMPS DE SÉCHAGE ( $\bar{X}_0 = 1.5$  kg/kg b.s.)

| Écart par rapport à $\bar{X}_0$ (%) | $X_{oI}$ (kg/kg b.s.) | $X_{oII}$ (kg/kg b.s.) | Diminution de $N_{v \max}$ (%) | Augmentation de $t_0$ (%) |
|-------------------------------------|-----------------------|------------------------|--------------------------------|---------------------------|
| 0                                   | 1.50                  | 1.50                   | —                              | —                         |
| 10                                  | 1.35                  | 1.65                   | 10                             | 15                        |
| 20                                  | 1.20                  | 1.80                   | 15                             | 35                        |
| 30                                  | 1.05                  | 1.95                   | 20                             | 55                        |

Bien que ces résultats ne doivent être utilisés qu'à titre indicatif, ce tableau montre que le taux d'évaporation maximum diminue à mesure que l'écart entre la teneur en eau de chacune des couches de produit s'accroît. Cette diminution du taux maximum d'évaporation peut conduire à une augmentation considérable du temps de séchage. Ces résultats n'ont toutefois pu être vérifiés expérimentalement étant donnée la non-reproductibilité de la tension maintenue aux électrodes.

Eu égard au séchage de produit en plusieurs couches, les conséquences d'une distribution initiale non-uniforme de l'humidité peuvent être nombreuses et très importantes. Entres autres, la non-uniformité initiale peut induire une non-uniformité dans le traitement: les couches les moins



humides sèchent plus rapidement que les autres. De plus, deux produits dont la teneur en eau moyenne initiale est identique mais dont la distribution n'est pas la même peuvent avoir des temps de séchage assez différents. Cependant, il faut garder en tête que les conséquences d'une distribution initiale non uniforme d'humidité dans l'épaisseur du produit sont fortement fonction de la dépendance des propriétés diélectriques sur la teneur en eau. Les effets observés ici peuvent varier considérablement d'un produit à l'autre.

### **6.3 Influence du transfert de chaleur par convection sur la cinétique de séchage par convection et HF**

Les valeurs de  $X_{\max}$  provenant des essais reportés au chapitre 5 varient dans l'intervalle [0.43, 0.67 kg/kg b.s.]. La procédure d'humidification des échantillons qui a été utilisée pour chacun de ces essais est celle décrite au chapitre 3 (procédure A). La distribution d'humidité obtenue avec cette procédure et l'incertitude sur cette distribution ( $\Delta X_{oi} = 0.03$  kg/kg b.s.) ne permet pas d'expliquer entièrement la variation des valeurs de  $X_{\max}$ . Étant donnée que seule l'intensité relative des différents flux de chaleur varie entre les essais, l'objectif ici est de vérifier si les conditions de transfert de chaleur peuvent expliquer ces résultats.

Plusieurs travaux expérimentaux [BHARTIA et coll., 1973; MELENDEZ et coll., 1990; GROLMES et SCHMIDT, 1990] ont montré que même en séchage diélectrique, l'énergie transmise par convection peut avoir un effet sur la courbe de séchage. Dans chacun de ces travaux, le rapport  $q_{\text{conv}}^{\bullet\bullet} / q_{\text{HF}}^{\bullet\bullet}$  fait partie du paramètre considéré comme caractéristique du procédé. Comme ce rapport caractérise les conditions de transfert de chaleur dans chacun des essais, il sera donc utilisé pour étudier l'influence du transfert par convection sur la cinétique de séchage par convection et HF.

La figure 6.10 montre les valeurs de  $X_{\max}$  en fonction du rapport  $q_{\text{conv}}^{\bullet\bullet} / q_{\text{HF}}^{\bullet\bullet}$ . Cette figure donne aussi l'intervalle de variation jugé acceptable pour  $X_{\max}$ . Cet intervalle est généré à l'aide du modèle mathématique décrit à la section précédente et dans lequel trois épaisseurs de produit ont été considérées. Les valeurs limites sont obtenues en supposant que la distribution initiale dans le produit est celle donnée par la procédure d'humidification A de la section 3.5, et que l'incertitude maximum de la teneur en eau de chacune des couches est  $\Delta X_{oi} = 0.03$  kg/kg b.s. Par conséquent, le séchage sera considéré bien représenté par le modèle (i.e. volumique pour les trois couches de produit) lorsque, en tenant compte de l'incertitude expérimentale sur la valeur de  $X_{\max}$  ( $\Delta X_{\max} = 0.05$  kg/kg b.s.), cette dernière se retrouve dans l'intervalle jugé acceptable par le modèle.

Les résultats de la figure 6.10 indiquent que, pour les essais réalisés avec un écartement entre les électrodes de 30 mm, les valeurs de  $X_{\max}$  sont généralement bien prédites par le modèle. Ainsi, les hypothèses émises pour la formulation de ce dernier sont probablement respectées et le

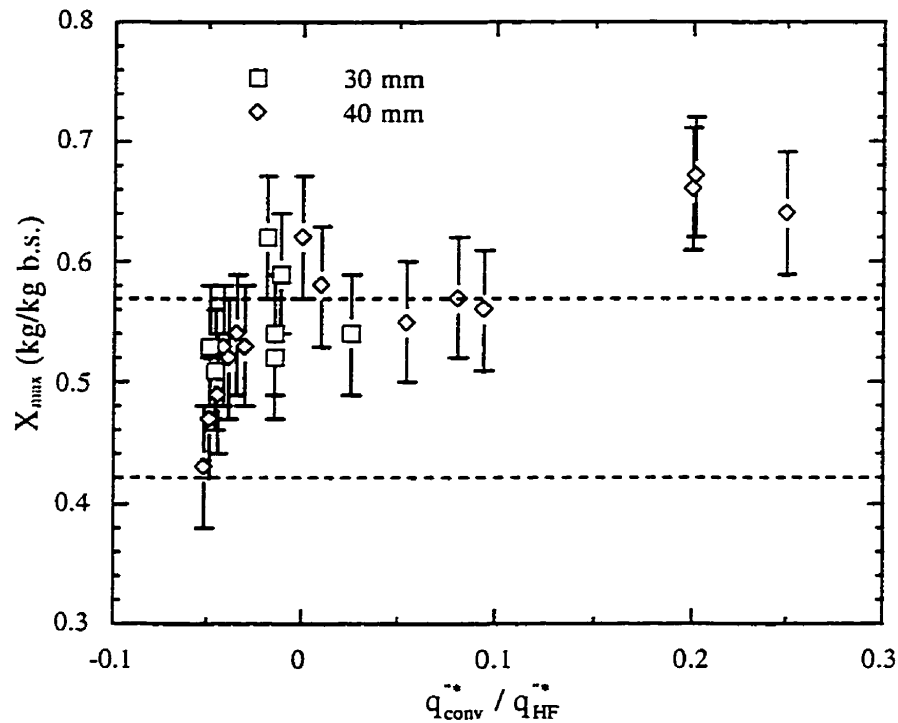


Figure 6.10 Effet du transfert de chaleur par convection sur la cinétique de séchage convection et HF

séchage peut être considéré comme volumique en plusieurs couches. Les faibles valeurs du rapport  $q_{conv}'' / q_{HF}''$  viennent confirmer l'une des hypothèses importantes du modèle i.e. le transfert d'énergie vers le produit se fait uniquement par HF.

Pour un espacement inter-électrode de 40 mm, les résultats montrent que la valeur de  $X_{max}$  n'est pas toujours bien prédite numériquement. En fait, le maximum d'évaporation se déplace vers des teneurs en eau plus élevées à mesure que la fraction de l'énergie transmise par convection augmente. De plus, lorsque l'énergie transmise par convection est supérieure à 20%, le modèle n'est plus représentatif des résultats expérimentaux.

L'explication de ces résultats réside possiblement dans le développement d'un front d'évaporation dans le produit lorsque l'énergie transmise par convection est suffisamment grande par rapport à l'énergie HF. Des essais ont été réalisés afin de vérifier si cette condition conduit effectivement au développement d'un front d'évaporation dans le produit au cours du séchage.

Deux essais pour lesquels  $q_{conv}'' \ll q_{HF}''$  et  $q_{conv}'' / q_{HF}'' \approx 0.2$  ont été arrêtés à l'approche du maximum d'évaporation. À ce moment, les échantillons ont été retirés du four pour l'évaluation de la distribution d'humidité. Les échantillons ont été coupés en trois tranches à travers l'épaisseur et la teneur en eau de chaque tranche a été évaluée. Les résultats obtenus sont résumés au Tableau

6.4. Des valeurs provenant du modèle sont aussi présentées dans ce tableau. Les valeurs de  $X_{\text{surface}}$  représentent la teneur en eau moyenne des deux faces de l'échantillon.

TABLEAU 6.4 EFFET DU TRANSFERT DE CHALEUR PAR CONVECTION SUR LA DISTRIBUTION INTERNE D'HUMIDITÉ

|   | $X_{\text{surface}}$<br>(kg/kg b.s.) | $X_{\text{centre}}$<br>(kg/kg b.s.) |
|---|--------------------------------------|-------------------------------------|
| distribution initiale                                   | 1.53                                 | 1.45                                |
| $\bar{q}_{\text{conv}} \ll \bar{q}_{\text{HF}}$         | 0.71                                 | 0.60                                |
| $\bar{q}_{\text{conv}}/\bar{q}_{\text{HF}} \approx 0.2$ | 0.66                                 | 0.58                                |
| modèle  | 0.74                                 | 0.59                                |

Dans le cas où  $\bar{q}_{\text{conv}} \ll \bar{q}_{\text{HF}}$ , l'écart entre la valeur expérimentale et numérique de  $X_{\text{surface}}$  demeure à l'intérieur de l'incertitude expérimentale de 0.05 kg/kg b.s. Ce résultat laisse croire que le séchage se déroule tel que prédit par le modèle. Ainsi, ces conditions expérimentales semblent mener à un séchage volumique en plusieurs couches.

Les résultats obtenus lorsque  $\bar{q}_{\text{conv}}/\bar{q}_{\text{HF}} \approx 0.2$  indiquent que la surface de produit est plus sèche que dans le cas d'un séchage volumique en plusieurs couches (i.e.  $\bar{q}_{\text{conv}} \ll \bar{q}_{\text{HF}}$  et modèle). De plus, uniquement pour l'essai où  $\bar{q}_{\text{conv}}/\bar{q}_{\text{HF}} \approx 0.2$ , une partie de la surface semblait sèche au moment où l'échantillon a été retiré du four pour l'évaluation de distribution d'humidité. Ainsi, il apparaît que le taux de transfert de chaleur par convection peut conduire au développement d'un front d'évaporation en cours de séchage. Ce dernier implique donc une modification de la distribution interne de l'humidité et du même coup la cinétique de séchage.

#### 6.4 Influence de la résistance au transfert de masse aux faces du produit sur la cinétique de séchage par convection et HF

DOSTIE et NAVARRI [1994a] ont suggéré, pour expliquer leurs résultats expérimentaux, que la résistance au transfert de masse aux faces du produit pouvait conduire au développement d'une distribution interne d'humidité non uniforme en cours de séchage. Ainsi, comme la section 6.2 a démontré que la distribution interne d'humidité joue un rôle clé sur le déroulement du séchage, la résistance au transfert de masse peut avoir un effet important sur la cinétique de séchage par convection et HF. Par conséquent, une étude plus approfondie de ce paramètre est justifiée afin de déterminer son influence réelle.

Deux techniques ont été utilisées afin de produire des conditions de transfert différentes sur chacune des faces du produit. Premièrement, l'utilisation d'une pellicule plastique fixée sur une face du produit a permis d'imperméabiliser partiellement cette dernière. Bien qu'il ne s'agisse pas

réellement d'une imperméabilisation puisqu'une certaine quantité de vapeur peut circuler entre la pellicule et l'échantillon, ce terme est tout de même utilisé pour faire référence à ces conditions de transfert. La deuxième technique consiste à changer la position de l'échantillon entre les électrodes. En décentrant celui-ci par rapport aux électrodes, une face de l'échantillon ne voit presque aucune circulation d'air et ainsi les conditions de transfert sont différentes sur chaque face. Pour réaliser ce décentrage, deux plaques d'aluminium d'environ 6.5 mm d'épaisseur sont fixées sur une des électrodes. Ainsi, lorsque l'échantillon est suspendu au centre de la cavité entre les deux électrodes distantes de 40 mm, il se retrouve à environ 8 mm de l'une d'elles et 22 mm de l'autre.

Des échantillons formés de deux épaisseurs de 5 mm de produit ont été utilisés afin d'avoir un meilleur contrôle sur la distribution initiale de l'humidité. La distance entre les électrodes est fixée à 40 mm, le point de consigne de la tension à 2.0 kV et celle de la température de l'air à 55°C.

La figure 6.11 montre les taux d'évaporation normalisés pour des essais menés dans les conditions décrites ci-dessus. Cette figure contient aussi les résultats d'un essai où la résistance au transfert de masse est la même de chaque côté du produit i.e. l'échantillon est centré entre les électrodes. Une comparaison des valeurs de  $X_{max}$  (0.49, 0.48 et 0.54 kg/kg b.s. pour l'essai centré, décentré et imperméabilisé respectivement) indique que les écarts sont faibles et demeurent à l'intérieur de l'incertitude expérimentale. De plus, il semble que l'imperméabilisation d'une face de l'échantillon modifie légèrement la cinétique en fin de séchage.

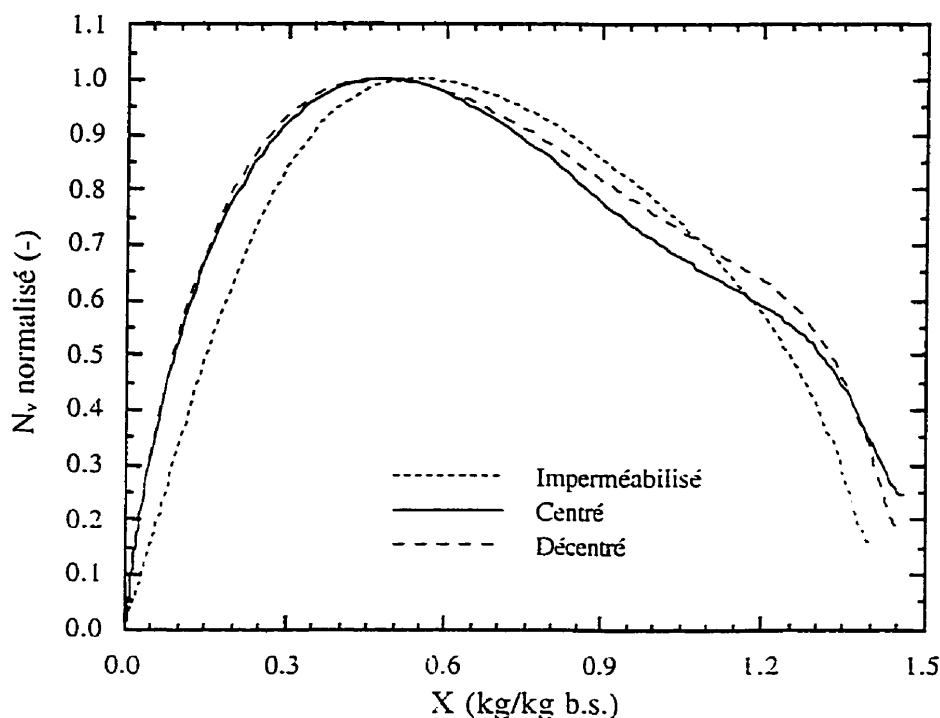


Figure 6.11 Effet de la résistance au transfert de masse sur le taux d'évaporation

Les courbes de puissance délivrée par le générateur et normalisée par rapport au maximum sont tracées à la figure 6.12. Sur cette figure, les maximums de puissance délivrée par le générateur se retrouvent à peu de chose près à la même teneur en eau. Ces courbes permettent de confirmer que dans les conditions étudiées ici, la résistance au transfert de masse aux faces du produit n'a pas d'effet important sur l'évolution du séchage.

Cependant, autant pour les courbes de puissances que pour celles d'évaporation, de légères différences existent entre les évolutions en fin de séchage. Ces différences peuvent s'expliquer par une réabsorption de l'eau ayant condensée sur la pellicule plastique en cours de séchage. En fait, le phénomène de condensation survient surtout dans la région du maximum d'évaporation où le taux d'évaporation est plus grand que la capacité d'évacuer la vapeur entre l'échantillon et la pellicule. Ainsi, lorsqu'une quantité suffisante d'eau a condensée sur la pellicule un film de liquide apparaît et peut être réabsorbé par l'échantillon. Ainsi, la distribution d'humidité dans l'échantillon n'est plus uniforme et, comme il a été mentionné à la section 6.2, la puissance totale absorbée est moindre que si l'humidité était répartie uniformément. Toutefois, l'effet global de la réabsorption d'humidité demeure faible.

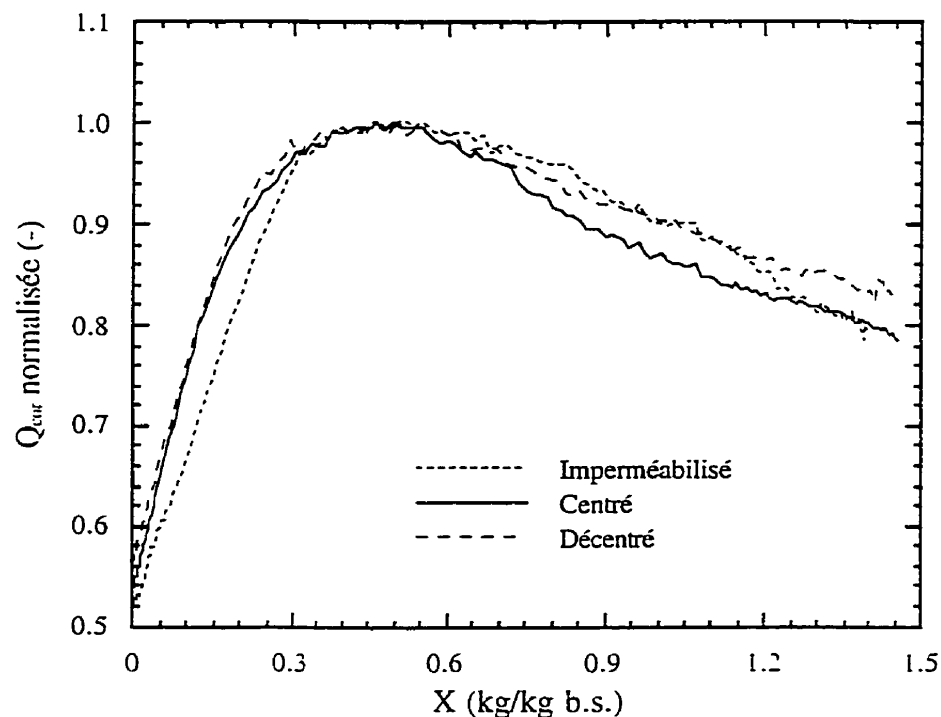


Figure 6.12 Effet de la résistance au transfert de masse sur la puissance HF délivrée

Les observations mentionnées ci-dessus laissent croire que les différences obtenues sur la courbe de séchage avec l'échantillon imperméabilisé ne sont peut être pas liée à l'imperméabilisation comme telle mais à la façon dont celle-ci a été réalisée. Par conséquent, il semble que la résistance

au transfert de masse aux faces du produit n'a pas d'effet important sur la distribution interne de l'humidité et ainsi. sur la cinétique de séchage par convection et HF.

## 6.5 Conclusions

Ce chapitre a porté sur l'étude de la cinétique de séchage de panneaux minéraux ( $h \approx 1$  cm) par convection et HF à l'intérieur d'un applicateur de type capacitif. Pour les conditions étudiées, cette étude a permis de vérifier les points suivants:

- 1) la distribution initiale de l'humidité dans l'épaisseur du produit a un effet important sur la cinétique de séchage. De plus, cet effet sera d'autant plus marqué si aucune redistribution de l'humidité n'est possible à l'intérieur du produit. D'un point de vue pratique, ces résultats peuvent avoir un effet important quant au déroulement du séchage de produit en plusieurs couches. Les conséquences principales peuvent être les suivantes:
  - i) non-uniformité de la distribution finale d'humidité entre les couches;
  - ii) mauvaise évaluation du temps de séchage nécessaire pour atteindre la teneur en eau désirée.
- 2) le transfert de chaleur par convection peut avoir un effet sur le développement de la distribution interne de l'humidité dans le produit. Pour l'installation et le produit utilisés, il semble qu'un rapport  $\dot{q}_{conv} / \dot{q}_{HF} \geq 0.2$  conduit au développement d'un front d'évaporation avant l'atteinte du maximum d'évaporation. Par conséquent, la cinétique de séchage est modifiée.
- 3) des conditions de transfert de masse différents sur chacune des faces du produit ne semblent pas avoir d'effet important sur l'évolution de la distribution interne de l'humidité et par conséquent sur la cinétique de séchage HF. Ainsi, l'utilisation d'un convoyeur plus ou moins perméable ne devrait pas modifier significativement la distribution interne de l'humidité.

## CONCLUSIONS

Le présent travail a permis l'étude du séchage combiné par convection et HF à l'intérieur d'un applicateur de type capacitif. Des panneaux minéraux ont été utilisés pour la réalisation de cette étude. Les essais réalisés ont permis de tirer un certain nombre de conclusions.

Premièrement, le séchage par convection ( $h \approx 1 \text{ cm}$ ,  $T_{\infty}^* \approx 25\text{-}85^{\circ}\text{C}$ ,  $\dot{\omega} \approx 1.89 \times 10^{-2} \text{ m}^3/\text{s}$ ,  $T_d^* = 3.4\text{-}14.8^{\circ}\text{C}$ ) a été étudié. Les résultats expérimentaux obtenus se sont avérés être en bon accord avec les résultats classiques en ce qui concerne l'analogie entre le transfert de chaleur et de masse exprimée en terme de rapports de coefficients moyens [BIRD et coll., 1960; INCROPERA and De WITT, 1985; ECKERT and DRAKE, 1972]. Cette conclusion s'applique peu importe si les coefficients de transfert sont corrigés ou non afin de prendre en compte l'effet du flux de masse à la surface et/ou de la variation de la densité dans l'écoulement.

Deuxièmement, le séchage combiné par convection et HF ( $d \approx 1 \text{ cm}$ ,  $T_{\infty}^* \approx 25\text{-}85^{\circ}\text{C}$ ,  $\dot{\omega} \approx 1.89 \times 10^{-2} \text{ m}^3/\text{s}$ ,  $T_d^* = 7.6\text{-}15.6^{\circ}\text{C}$ ,  $q_{\text{HF}}^* \approx 0.9\text{-}15.6 \text{ kW}/\text{m}^2$ ) a été étudié expérimentalement. Les résultats ont entre autres montré la nécessité de corriger les coefficients de transfert de chaleur et de masse afin de tenir compte de l'augmentation du taux d'évaporation causée par l'utilisation de l'énergie HF. De plus, la théorie de la couche limite s'est avérée adéquate pour la description de l'influence du taux d'évaporation sur les caractéristiques de la couche limite. Aussi, l'analogie entre le transfert de chaleur et de masse exprimée en terme de rapport de coefficients de transfert a été partiellement vérifiée expérimentalement.

Troisièmement, des résultats de séchage combiné par convection et HF ont montré que le développement de la non-uniformité de la distribution d'humidité à travers l'épaisseur du produit en cours de traitement ne semble pas attribuable à une différence de résistance au transfert de masse entre chacune des faces. Cependant, il apparaît que la non-uniformité du traitement est fonction de la distribution initiale d'humidité à travers l'épaisseur et de l'intensité du transfert de chaleur par convection. L'utilisation d'un modèle simple de séchage a de plus permis d'expliquer l'effet d'une distribution non uniforme d'humidité dans l'épaisseur du produit sur la cinétique de séchage. Il a aussi été démontré que le maximum d'évaporation et de puissance HF absorbée se déplace vers une teneur en eau moyenne plus élevée à mesure que la non-uniformité de la distribution initiale d'humidité augmente. Finalement, l'analyse a montré que la valeur du taux d'évaporation maximum diminue avec la non-uniformité de la distribution initiale d'humidité et, par conséquent, le temps de séchage augmente avec la non-uniformité de l'humidité.

ANNEXE 1 : Appareils de mesure et / ou capteurs

| Variables                       | Appareil de mesure et/ou capteur | Marque                           | Modèle  | Plage de variation | Précision                   | Résolution |
|---------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|---|--------------------|-----------------------------|------------|
| $T_d$                           | Hygromètre à condensation        | General Eastern Instrument Corp. | 1211 sensor<br>1100DP indicator unit<br>1220 thermostated<br>NEMA enclosure | -40 °C<br>+80 °C   | ±0.3 °C                     | 0.1 °C     |
| $\dot{\omega}$                  | Anémomètre                       | Omega Engineering Inc.           | FMA-604-V-S   | 0 - 2000<br>SFPM   |                             |            |
| $P_{\infty}$                    | Baromètre à mercure              | Fisher Scientific Instrument     | National Weather Service Type<br>02-380                                     | 647 - 805 mm       | ±0.2 mm                     | 0.1 mm     |
| m                               | Balance                          | Mettler Instruments AG           | PM 4000   | 0 - 4100 g         | ±0.02 g                     | 0.01 g     |
| $T_{\infty}$                    | Thermocouple                     | Omega                            | Type K  |                    |                             |            |
| $T_s, T_c, T_{in}$ et $T_{out}$ | Thermomètre à fibre optique      | Nortech Fibronic                 | Mini-Probe<br>NoEMI-TS Quattro  | -60 - +250 °C      | ±1°C ou 1%<br>de la lecture | 0.1 °C     |
| $Q_{four inc}$                  | Fournie par le four et corrigée  | nd                               | nd  | 0 - 1200 W         | nd                          | nd         |
| $C_{module}$ et $C_{phase}$     | Fournies par le four             | nd                               | nd  | 100 - 650          | nd                          | nd         |
| V                               | Fournie par le four              | nd                               | nd  | nd                 | nd                          | nd         |



## ANNEXE 2 : Étalonnage de la puissance fournie par le four

L'étalonnage de la puissance fournie par le four a été réalisé au cours d'une étude antérieure [DOSTIE et NAVARRI, 1994b]. Une brève description des méthodes utilisées de même que les résultats principaux sont présentés ici.

L'étalonnage a été effectué à l'aide d'une charge purement résistive de  $50 \Omega$  connectée au générateur. Deux techniques ont servi à la vérification de la puissance délivrée. Premièrement, la puissance réellement dissipée est mesurée à l'aide d'un wattmètre connecté directement sur la ligne coaxiale. Deuxièmement, la tension aux bornes de la résistance de  $50 \Omega$  est observée sur un oscilloscope et la valeur crête est relevée. Par la suite, la puissance est calculée à l'aide de la relation:

$$q_{\text{HF rés}} = \frac{1}{2} \frac{V^2}{R} \quad (\text{A2.1})$$

La figure A2.1 montre les résultats obtenus avec chacune des méthodes. On y voit clairement que la lecture du four doit être corrigée. Une relation donnant la puissance réellement fournie est calculée par la méthode des moindres carrés. Cette relation est la suivante:

$$q_{\text{HF cor}} = 1.8730 + 0.7410q_{\text{HF inc}} - 9.0230 \cdot 10^{-5}q_{\text{HF inc}}^2 - 4.5007 \cdot 10^{-8}q_{\text{HF inc}}^3 + 2.3730 \cdot 10^{-10}q_{\text{HF inc}}^4 \quad (\text{A2.2})$$

où  $q_{\text{HF cor}}$  (W) est la puissance réelle donnée par le wattmètre et  $q_{\text{HF inc}}$  (W) la lecture du four. Le résultat de ce lissage polynomiale est aussi tracé sur la figure A2.1. L'incertitude sur  $q_{\text{HF cor}}$  est évaluée à  $\pm 5\%$ .

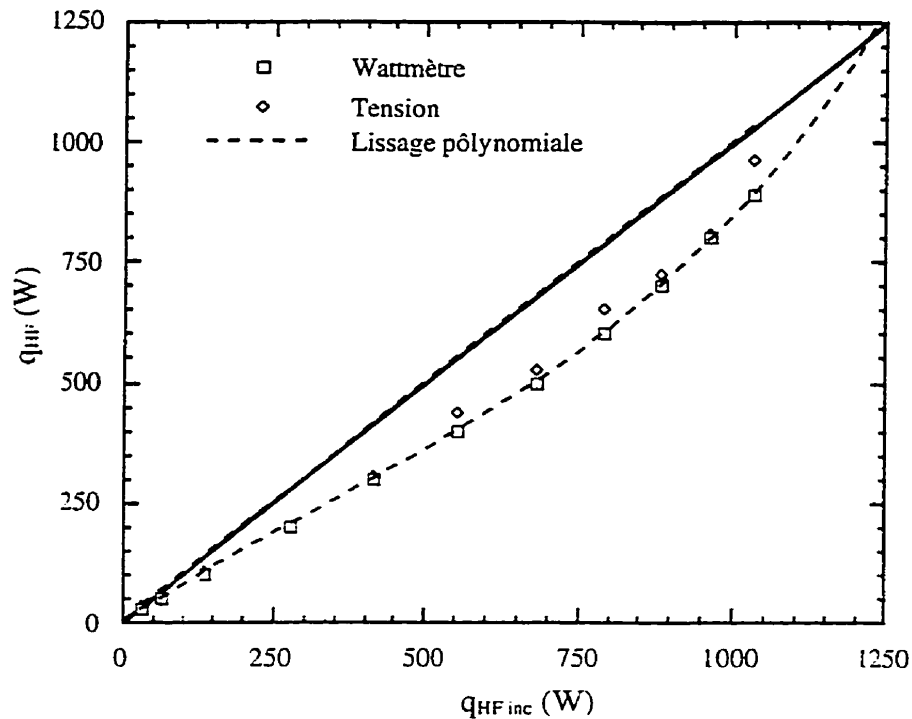


Figure A2.1 Étalonnage de la puissance donnée par le four

### ANNEXE 3 : Modélisation bidimensionnelle de la cavité HF

L'homogénéité d'un traitement par HF dépend de la répartition du champ électrique dans le produit. La puissance volumique dissipée à l'intérieur de ce dernier est proportionnelle au carré du champ électrique selon la relation:

$$q_{HF} = 2\pi f \epsilon_0 \epsilon' E^2 \quad (A3.1)$$

où  $f$  (Hz) est la fréquence,  $\epsilon_0$  la permittivité du vide,  $\epsilon'$  le facteur de pertes du matériau et  $E$  le champ électrique. L'intensité du champ électrique dans le produit dépend de la tension aux électrodes, de la constante diélectrique du produit et de la géométrie du système.

Une connaissance de la répartition du champ électrique dans le produit permet donc l'évaluation de l'homogénéité du procédé. Le logiciel Flux\_2D est un outil informatique offrant cette possibilité. Il s'agit d'un code de calcul bidimensionnel résolvant par éléments finis la relation de Laplace:

$$\nabla(\epsilon' \nabla V) = 0 \quad (A3.2)$$

où  $V$  est le potentiel et  $\epsilon'$  la constante diélectrique du milieu.

La répartition du champ électrique à l'intérieur du four HF du LTEE est évaluée. La cavité vide est d'abord représentée afin de permettre le dimensionnement des échantillons. Deux électrodes de 20 cm de côtés sont disposés symétriquement à l'intérieur d'une cavité de 47.7 x 36.0 cm. L'écartement entre les électrodes est fixé à 40 mm afin d'obtenir les plus grands effets de bords. La symétrie de la géométrie permet de représenter uniquement la moitié supérieure de la cavité.

Les figures A3.1 et A3.2 montrent le maillage dans la cavité et entre les électrodes. Ce dernier est réalisé de façon semi-automatique par le mailleur intégré au logiciel. La densité des noeuds est augmentée dans les régions présentant de fort gradient de potentiel. Des distributions géométriques sont utilisées pour le maillage des segments se rapprochant des électrodes.

La figure A3.3 montre la répartition du champ électrique entre les électrodes pour une tension de 1.0 kV. D'après cette figure, le champ électrique peut être considéré uniforme à  $\pm 10\%$  près sur environ 70% de la surface des électrodes. Cette observation a permis le dimensionnement des échantillon par rapport à la surface des électrodes i.e.  $\approx 16 \times 16$  cm.

La répartition du champ électrique et la puissance dissipée à l'intérieur des échantillons ont fait l'objet d'une brève étude. Les dimensions retenues pour les échantillons sont celles provenant des résultats ci-dessus. Les propriétés diélectriques du produit sont déduites des relations quadratiques de la section 3.4. La distribution d'humidité dans le produit est supposée uniforme dans l'épaisseur. Une teneur en eau de 1.0 kg/kg b.s. est retenue pour les calculs. L'écartement et la tension entre les électrodes sont constant à 40 mm et 1.0 kV respectivement.

La figure A3.4 montre le maillage dans le produit. La figure A3.5 donne la distribution du champ électrique à l'intérieur du produit. Le champ électrique est donc uniforme (à 10% près) sur environ 85% de la surface de l'échantillon. L'augmentation du champ électrique en allant vers la périphérie de l'échantillon amène une dissipation d'énergie importante dans cette zone.

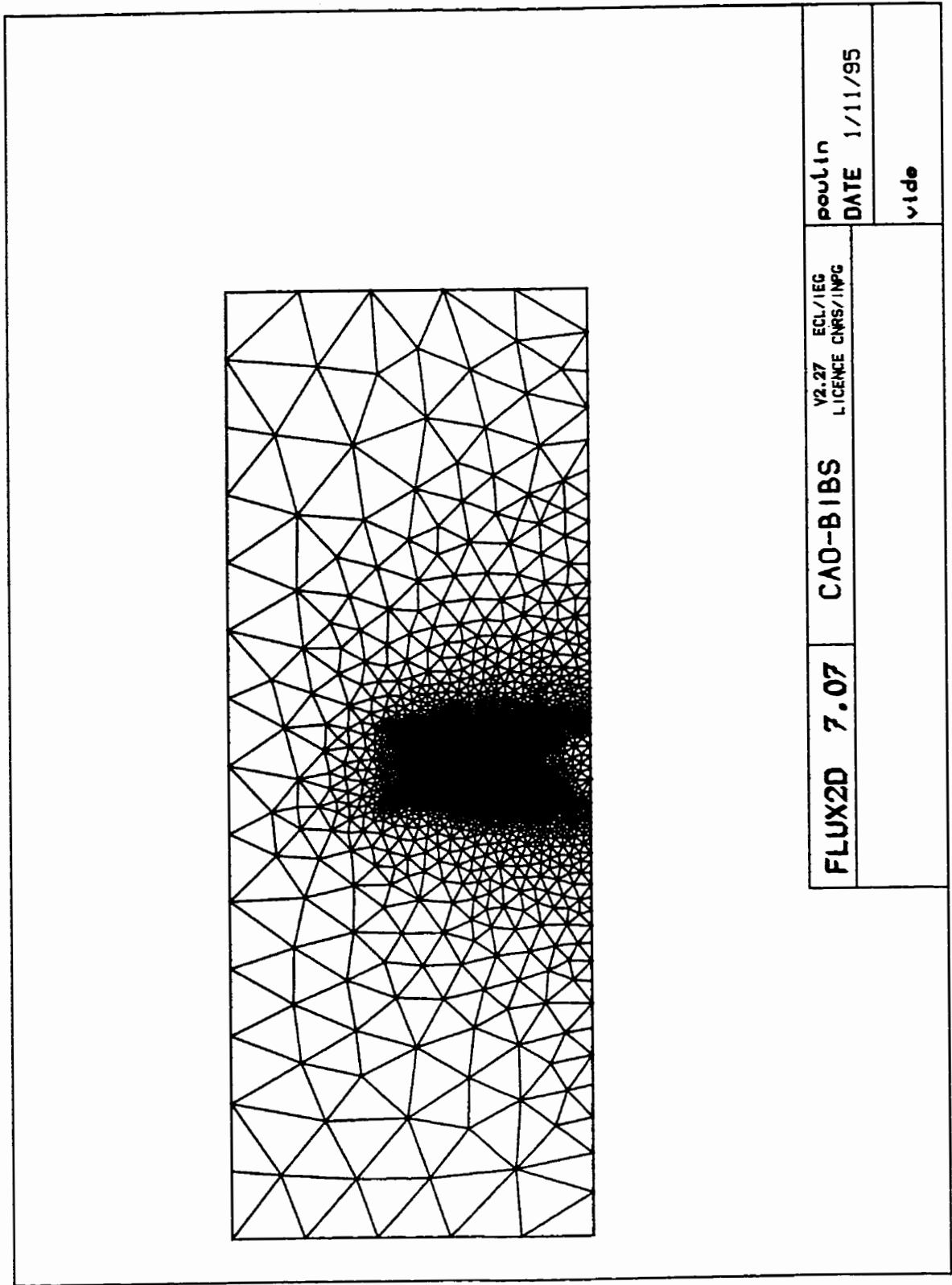


Figure A3.1 Maillage dans la cavité HF vide

Figure A3.3 Répartition du champ électrique entre les électrodes

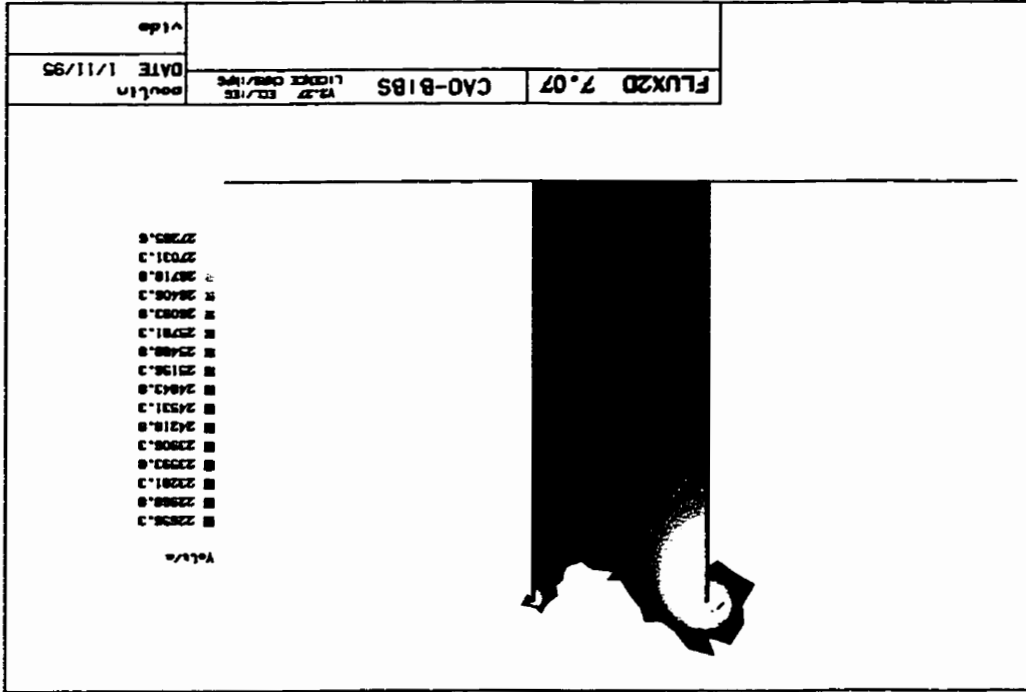
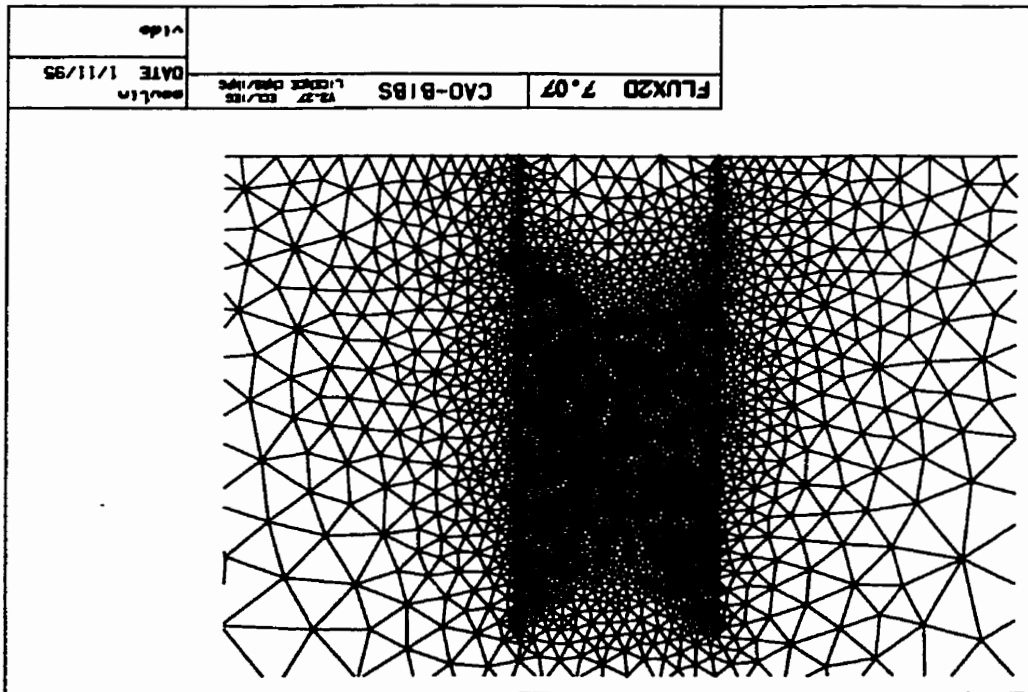


Figure A3.2 Maillage entre les électrodes dans la cavité HF vide



La figure A3.6 montre la répartition de la densité puissance dissipée dans le produit. Il apparaît que dans 75% du volume de l'échantillon, la densité puissance dissipée est à l'intérieur de 10% de la valeur au centre de la tuile.

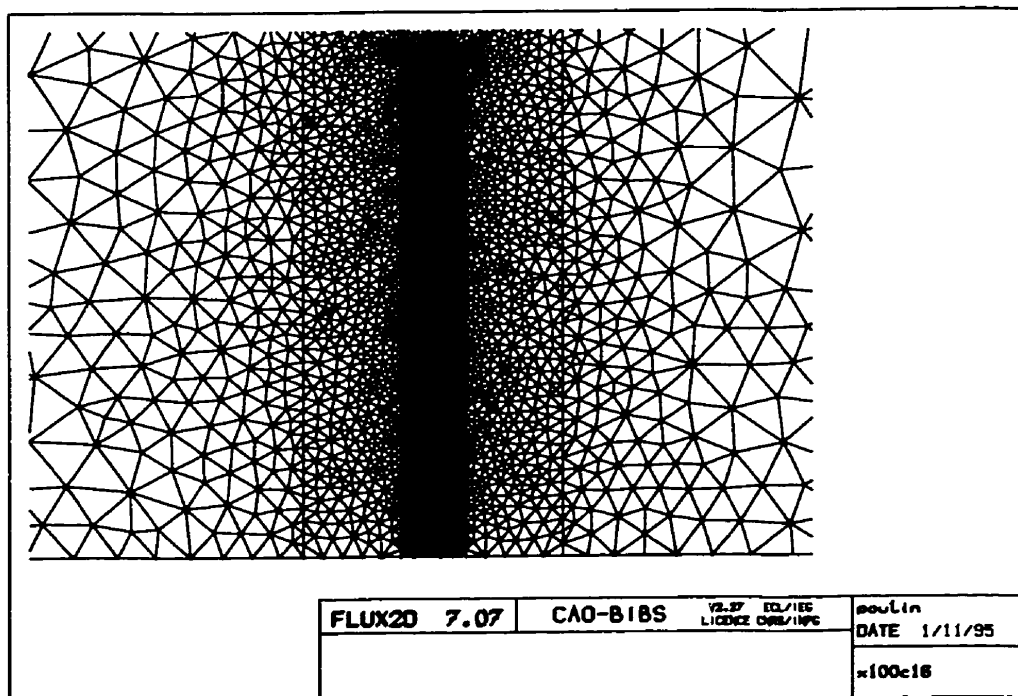


Figure A3.4 Maillage à l'intérieur du produit

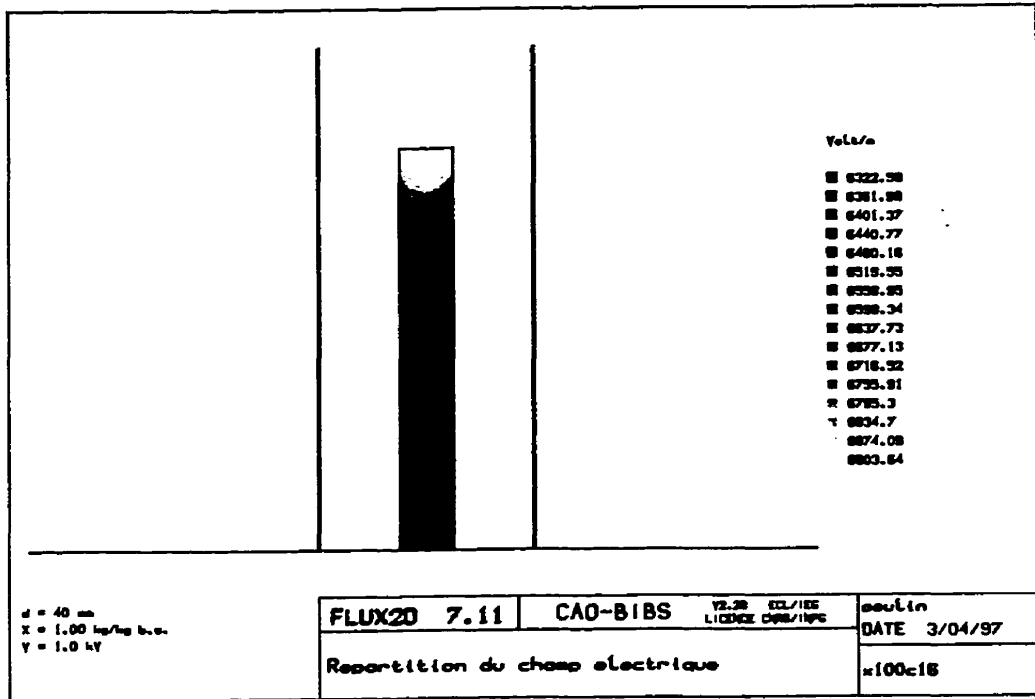


Figure A3.5 Répartition du champ électrique dans l'échantillon ( $d = 40 \text{ mm}$ )

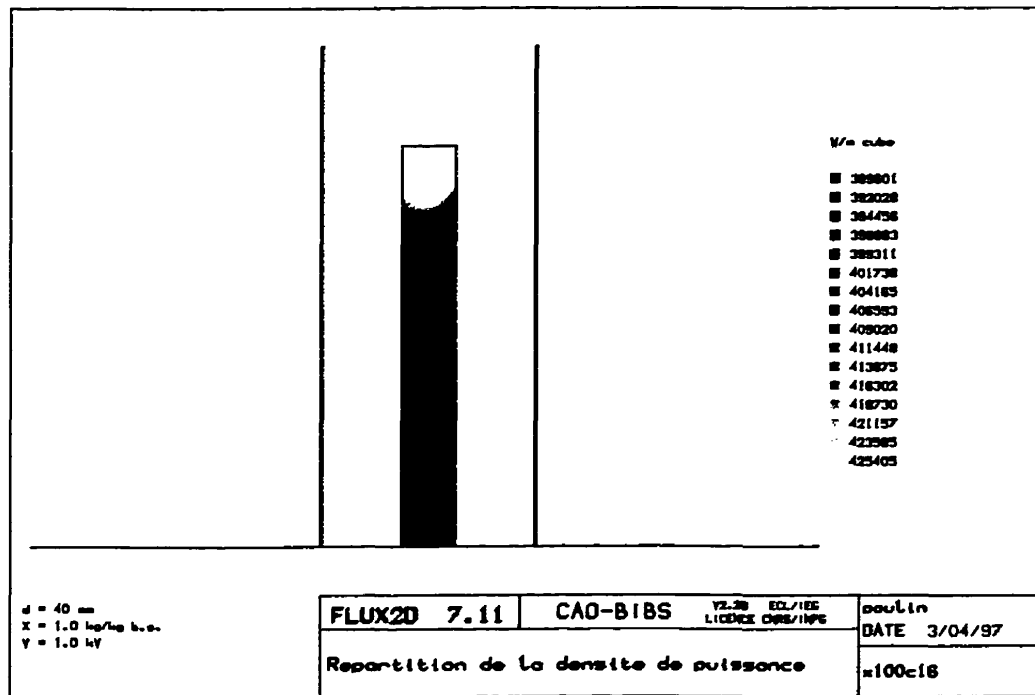


Figure A3.6 Densités de puissance dans le produit ( $d = 40 \text{ mm}$ )

ANNEXE 4 : Propriétés thermophysiques de l'eau, de la vapeur d'eau, de l'air et du produit

La conductivité thermique de la vapeur d'eau est calculée selon Chiang [1987] par:

$$k_v = 7.33746 \cdot 10^{-3} - 11.01321 \cdot 10^{-5}T + 1.80034 \cdot 10^{-7}T^2 - 9.09792 \cdot 10^{-9}T^3 \quad (\text{A4.1})$$

où  $k_v$  [W/mK] et  $T$  [K].

La conductivité thermique de l'air a été corrélée par Irvine et Liley [1984]:

$$k_a = 2.276501 \cdot 10^{-3} + 1.2598485 \cdot 10^{-4}T - 1.4815235 \cdot 10^{-7}T^2 + 1.73550646 \cdot 10^{-10}T^3 - 1.066657 \cdot 10^{-13}T^4 + 2.47663035 \cdot 10^{-17}T^5 \quad (\text{A4.2})$$

où  $k_a$  [W/mK] et  $250 \text{ K} \leq T < 1050 \text{ K}$ .

La conductivité thermique du mélange gazeux est évaluée à partir de relation de Chiang [1987]:

$$k_g = \frac{y_v k_v M_v^{1/3} + y_a k_a M_a^{1/3}}{y_v M_v^{1/3} + y_a M_a^{1/3}} \quad (\text{A4.3})$$

La chaleur spécifique de la vapeur d'eau est corrélée par Van Wylen et coll. [1981]:

$$C_{pv} = M_v [143.05 - 183.54\theta^{0.25} + 82.751\theta^{0.5} - 3.6989\theta] \quad (\text{A4.4})$$

où  $\theta = T/100$ ,  $C_{pv}$  [J/kg/K],  $M_v$  [kg/kmol] et  $300 \text{ K} < T < 3500 \text{ K}$ .

La chaleur spécifique de l'air est donnée par Irvine et Liley [1984] comme étant:

$$C_{pa} = 1.03409 \cdot 10^3 - 0.284887T + 0.7816818 \cdot 10^{-3}T^2 - 0.4970786 \cdot 10^{-6}T^3 + 0.1077024 \cdot 10^{-9}T^4 \quad (\text{A4.5})$$

où  $C_{pa}$  [J/kg/K] et  $250\text{K} \leq T < 2000\text{K}$ .

La chaleur spécifique de l'air humide est calculée selon une relation donnée par Eckert et Drake [1972]:

$$C_{pg} = \omega_v C_{pv} + (1 - \omega_v) C_{pa} \quad (\text{A4.6})$$

où  $\omega_v$  est la fraction massique de la vapeur d'eau et  $C_{pg}$  [J/kgK].

La chaleur latente de vaporisation est calculée à partir de la relation donnée par Irvine et Liley [1984]:

$$\begin{aligned} \Delta H_v = 2.5009 \cdot 10^6 [0.779221T_r^{1/3} + 4.62668T_r^{5/6} - 3.87446T_r \\ + 2.94553T_r^2 - 8.06395T_r^3 + 11.5633T_r^4 \\ - 6.02884T_r^5] \end{aligned} \quad (\text{A4.7})$$

avec

$$T_r = \frac{647.3 - T}{647.3}$$

et  $\Delta H_v$  [J/kg] et  $273.15\text{K} \leq T \leq 647.3\text{K}$ .

La pression de vapeur saturée est évaluée à l'aide de [ASHRAE, 1991]:

$$\begin{aligned} \ln(P_v) = -5.8002206 \cdot 10^3 T^{-1} - 5.516256 - 4.8640239 \cdot 10^{-2} T \\ + 4.1764768 \cdot 10^{-5} T^2 - 1.4452093 \cdot 10^{-8} T^3 + 6.5459673 \ln(T) \end{aligned} \quad (\text{A4.8})$$

où  $P_v$  [kPa] et  $273.15\text{K} \leq T \leq 473.15\text{K}$ .

Le coefficient de diffusion de la vapeur dans l'air est calculé à l'aide de la relation donnée par Bird et coll. [1960] pour un système binaire à basse pression:

$$D_{va} = \frac{0.000004455T^{2.334}}{P_\infty} \quad (\text{A4.9})$$

avec  $D_{va}$  [m<sup>2</sup>/s],  $T$  [K] et  $P_\infty$  [Pa].



## ANNEXE 5 : Caractérisation électrique de la boîte d'adaptation

La caractérisation d'un circuit HF se fait par l'évaluation de la répartition des ondes incidentes et réfléchies à ces différents accès. Une façon courante de représenter les paramètres d'un circuit RF est par sa matrice de dispersion [S].

La figure A5.1 montre le schéma d'un quadripôle. Pour ce dispositif, la matrice de dispersion est constituée de quatre éléments:  $S_{11}$ ,  $S_{12}$ ,  $S_{21}$  et  $S_{22}$ . Les éléments  $S_{11}$  et  $S_{22}$  sont des coefficients de réflexion à l'entrée et à la sortie respectivement lorsque la sortie ou l'entrée est adaptée. Pour ce qui est de  $S_{12}$  et  $S_{21}$ , il s'agit des coefficients de transmission lorsque l'entrée ou la sortie est adaptée.

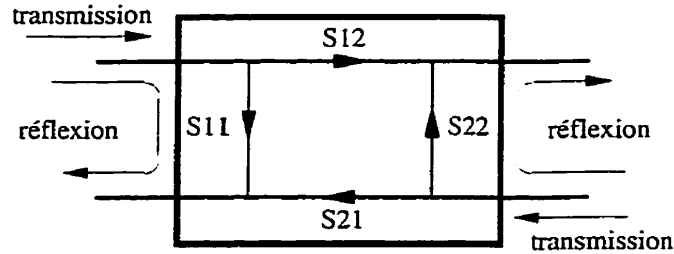


Figure A5.1 Schéma d'un quadripôle

Il est possible de démontrer que la fraction de la puissance transmise entre l'entrée et la sortie d'un quadripôle peut être évaluée à partir de ses paramètres S. La relation donnant le coefficient de transmission est la suivante:

$$t = \frac{|S_{21}|^2}{1 - |S_{22}|^2} \quad (\text{A5.1})$$

La boîte d'adaptation du four SAIREM étant un quadripôle, la mesure de ses paramètres S en fonction des différentes valeurs de  $C_{\text{module}}$  et  $C_{\text{phase}}$  permet d'évaluer la puissance transmise entre le générateur et l'applicateur.

La détermination des paramètres S en fonction des deux capacités de la boîte d'adaptation a fait l'objet d'un projet du LTÉE [GAUTHIER, 1995]. La figure A5.2 montre l'influence de  $C_{\text{module}}$  et  $C_{\text{phase}}$  sur le coefficient de transmission,  $t$  (%). Une analyse de ces données a révélé que les pertes de la boîte d'adaptation étaient essentiellement fonction de la capacité de module [DOSTIE et NAVARRI, 1994b]. L'influence de la capacité de module sur le coefficient de transmission est donnée par la relation suivante:

$$t = a_0 + a_1 C_{\text{module}} + a_2 C_{\text{module}}^2 + a_3 C_{\text{module}}^3 + a_4 C_{\text{module}}^4 + a_5 C_{\text{module}}^5 + a_6 C_{\text{module}}^6 \quad (\text{A5.2})$$

avec

$$\begin{aligned} a_0 &= -63.9811 & a_1 &= 3.6357 & a_2 &= -3.1588 \cdot 10^{-2} \\ a_3 &= 1.3784 \cdot 10^{-4} & a_4 &= -3.1891 \cdot 10^{-7} & a_5 &= 3.6484 \cdot 10^{-10} \\ a_6 &= -1.6194 \cdot 10^{-13} \end{aligned}$$

$C_{\text{module}}$  est la valeur affichée par le four, qui ne correspond pas à la valeur réelle de la capacité en pF, et  $t$  est exprimé en pour-cent. Le résultat du lissage polynomial est montré à la figure A5.3.

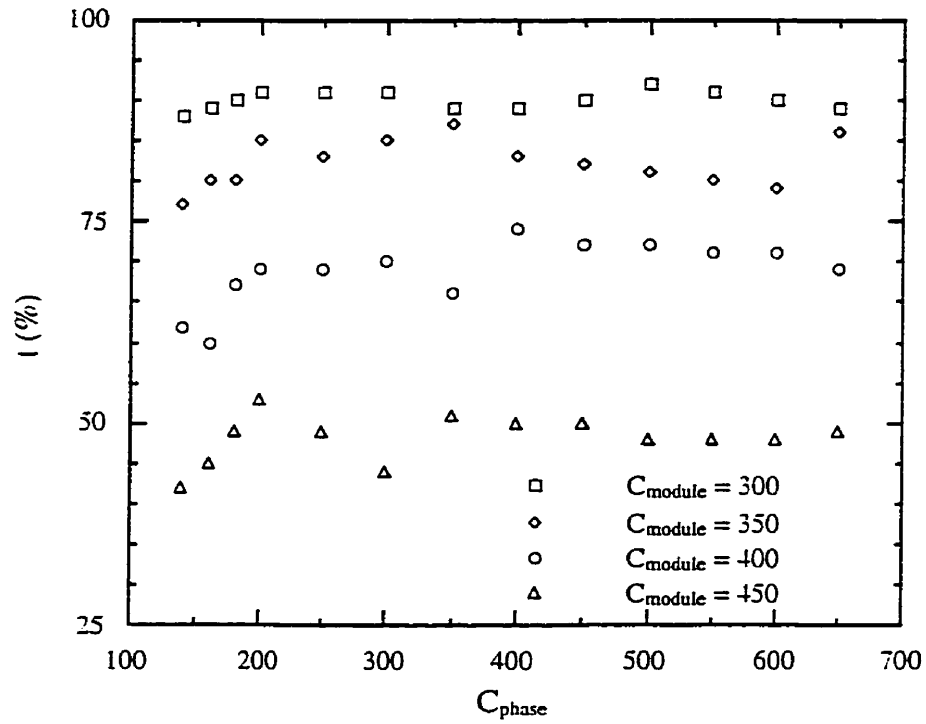


Figure A5.2 Coefficient de transmission de la boîte d'adaptation en fonction de la valeur des capacités variables

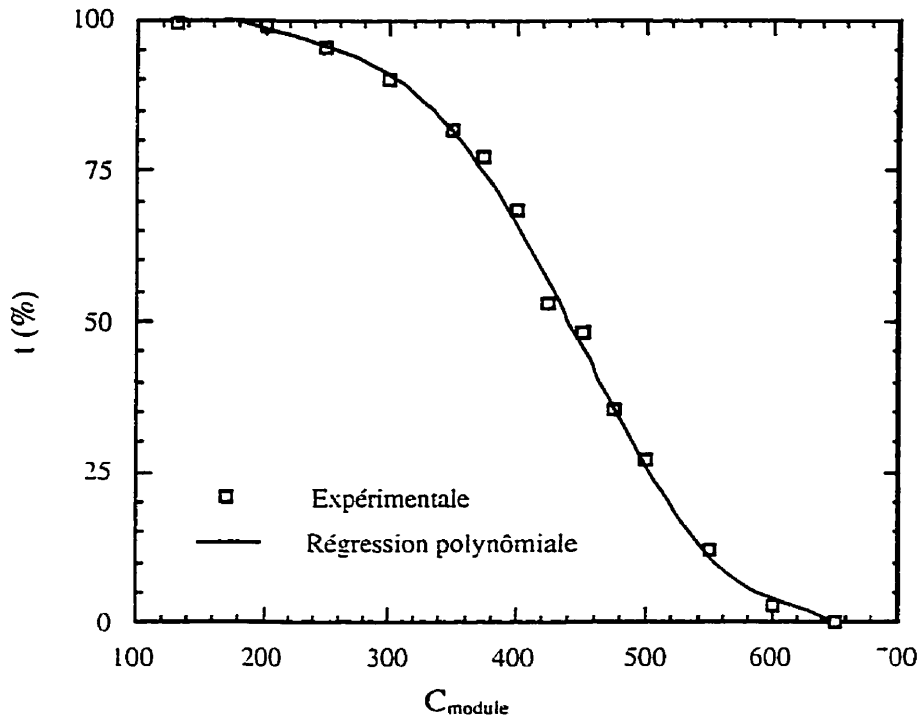


Figure A5.3 Coefficient de transmission de la boîte d'adaptation en fonction de  $C_{\text{module}}$

D'après les résultats ci-dessus, il apparaît qu'une connaissance de la puissance délivrée par le générateur et la valeur de la capacité module permet d'évaluer la puissance disponible à la sortie de la boîte d'adaptation. Cette puissance est transmise vers l'applicateur pour le traitement du produit qu'il contient.

## BIBLIOGRAPHIE

- AMERICAN SOCIETY OF HEATING REFRIGERATING AND AIR-CONDITIONING ENGINEERING Inc., (1991), *Ashrae Handbook 1991 Fundamentals*, New-York.
- AYAPPA, K.G., DAVIS, H.T., DAVIS, E.A., and GORDON, J., (1991), *Analysis of microwave heating of materials with temperature-dependent properties*, *AIChE Journal*, vol.37, n° 3, p. 313-322.
- BARTHIA, P., STUCHLY, S.S. and HAMID, A.K. (1973), *Experimental results for combinational microwave and hot air drying*, *Journal of Microwave Power*, vol.8, n° 3, p.245-252.
- BASILICO, C et MARTIN, M. (1984). *Approche expérimentale des mécanisme de transfert au cours du séchage convectif à haute température d'un bois résineux*, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol.27, n° 5, p.657-668.
- BIRD, R.B., STEWART, W.E. and LIGHTFOOT, E.N. (1960), *Transport phenomena*, John Wiley & Sons, New-York, 780 p.
- BURUKOV, V.A., (1986), *Dielectric heating and drying of wood*, *Isreal Prog. for Sci. Transl.*, Jerusalem.
- BUKINGHAM, E.A. (1907), *Studies on the movement of soil moisture*, U.S. Dept. Agriculture, Bureau of Soils, Bull., n° 38.
- CHEN, P. and PEI, D.C.T. (1989), *A mathematical model of drying process*, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol.32, n° 2, p.297-310.
- CHEN, P., SCHMIDT, P. and SANIO, M. (1990), *An exploratory study of microwave heating in drying of hardwood veneer*, *Journal of Microwave Power and Electromagnetic Energy*, vol.25, n° 1, p.53-59.
- CHEN, P. and SCHMIDT, P.S. (1990), *An integral model for drying of hygroscopic and nonhygroscopic materials with dielectric heating*, *Drying Technology*, vol8, n° 5, p.907-930.
- CHIANG, W.C. (1987), *Analysis of temperature and moisture profiles during apple drying*, Ph.D. Thesis, Departement of Chemical Engineering, Washington State, Univesity.
- CHILTON, T.H and COLBURN, A.P. (1934), *Mass transfert (absorption) coefficients*, *Ind. Eng. Chem.*, vol.26, n° 11, p.1183-1187.
- COURTEAU, R. GOYETTE, J. et BOSE, T.K., (1992), *Mesure de propriétés diélectriques de tuiles acoustiques en fonction du taux d'humidité aux radiofréquences*. Rapport interne LTEE-92-020, Shawinigan, Québec, Canada, 20 p.
- CROSS, A.D., JONES, P.L., and LAWTON, J. (1982a), *Simultaneous energy and mass transfer in radiofrequency fields. part I: Validation of the theoretical model*, *Transactions IChemE*, vol.60, p.67-74.
- CROSS, A.D., JONES, P.L., and LAWTON, J. (1982b), *Simultaneous energy and mass transfer in radiofrequency fields. part II: Characteristics of radiofrequency dryers*, *Transactions IChemE*, vol.60, p.75-78.

- DAYAN, A. and GLUEKLER, E.L. (1982), *Heat and mass transfer within an intensely heated concrete slab*, International Journal of Heat and Mass Transfer, vol.25, n° 10, p.1469-1476.
- DOSTIE, M. (1993), *Convective heat and mass transfer in electrical drying processes*, 1993 Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering, Vancouver, Canada, p. 679-684.
- DOSTIE, M and GIRARD, R. (1991). *Influence of mass transfer parameters in radio frequency drying*, Congrès International sur les Micro-ondes et Hautes Fréquences, Nice, France. p.217-220.
- DOSTIE, M. and NAVARRI, P. (1994a), *Preliminary study of drying rate effects in radio frequency drying*, International Drying Symposium-94, Gold Coast, Australia, p.607-614.
- DOSTIE, M. et NAVARRI, P. (1994b). *Étude du séchage mixte par haute fréquence et convection*. Rapport interne LTEE-94 (à paraître), Shawinigan, Québec, Canada.
- ECKERT, E. and DRAKE, R.M. (1972), *Analysis of Heat and Mass Transfer*, McGraw-Hill Series in Mechanical Engineering. New-York.
- GAUTHIER, M.-C. (1995), *Étude sur la caractérisation des quadripôles d'adaptation avec des systèmes H.F. 50Ω*. Rapport interne LTEE-95 (à paraître), Shawinigan, Québec, Canada.
- GROLMES, J.L. and BERGMAN, T.L. (1989), *Experimentally-observed thermal characteristics during microwave-assisted drying of porous materials*, High Frequency and Microwave Processing and Heating, p.10.4.1-10.4.5.
- GROLMES, J.L. and BERGMAN, T.L. (1990), *Dielectrically-assisted drying of a nonhygroscopic porous material*, Drying Technology, vol.8, n° 5, p.953-975.
- GROLMES, J.L., SCHMIDT, P.S. and BERGMAN, T.L. (1990), *RF-enhanced drying characteristics of gypsum wallboard*, 25th Microwave Power Symposium, International Microwave Power Institute, Denver, Colorado, August 27-29, p.26-28.
- HANNA, O.T., (1962), *Isothermal diffusion with a variable density*, AIChE Journal, vol. 8, n° 2, p.278-279.
- HADLEY, G.R. (1984), *Numerical modelling of the drying of porous material*, Proceedings of the fourth International Drying Symposium, Kyoto, Japan, p.151-158.
- HEERTJES, P.M.,and RINGENS. W.P., (1986), *The  $J_H$  and  $J_D$  factor of air use for drying*, Chemical Engineering Science, vol. 5, p. 226-231.
- HOUGEN, O.A., McCAULEY. H.J. and MARSHALL. W.R. Jr, (1940). *Limitations of diffusion equations in drying*. Transactions AIChE, vol.36, p.183-210.
- INCROPERA. F.P. and DE WITT. D.P. (1990), *Fundamentals of heat and mass transfer*, 3<sup>rd</sup> edition. John Wiley & Sons. New-York. 919 p.
- IRVINE, T.F.Jr and LILEY, P.E. (1984), *Steam and gas tables with computer equations*. Academic Press, New-York. 185 p.
- JONES. P.L. (1992). *Electromagnetic wave energy in drying processes*. Drying '92, edited by

- A.S. Mujumdar, p.114-136.
- JONES. P.L and LAWTON. J. (1974). *Comparaison of microwave and radiofrequency drying of paper and board*, Journal of Microwave Power, vol.9 n° 2, p.109-115.
- KEEY. R.B. (1980), *Theoretical foundations of drying technology*, Advances in Drying '80, edited by A.S. Mujumdar, p.1-22.
- KRISHNER, O. (1938), *Fundamental law of moisture movement in drying dy capillary floe and vapor diffusion*, VDIZ 82, p. 373-378.
- KRISHNER, O. (1940), *Heat and mass transfer in drying*, VDI-Forschungsh, p. 415.
- LEWIS. W.K. (1921), *The rate of drying of solid materials*, Ind. Eng. Chem., vol.13, p.427-438.
- LUIKOV, A.V. (1966), *Heat and mass transfer in capillary porous bodies*, First Edition, Pergamon Press.
- LYONS. D.W., HATCHER. J.D. and SUNDERLAND, J.E. (1972), *Dryinf of porous medium with internal heat generation*, International Journal of Heat and Mass Transfer, vol.15, p.897-904.
- MELLENDEZ, W., TATSCH. D. and SCHMIDT, P. (19), *A characteristic drying curve principle for diellectrically-enhanced drying*, 25th Microwave Power Symposium, International Microwave Power Institute, Denver. Colorado, August 27-29, p.84-86.
- METAXAS, A.C. and MEREDITH, R.J. (1983), *Indutrial microwave heating*, Peter Peregrinus Ltd, England, 357 p.
- MIN, K and EMMONS, H.W. (1988). *The drying of porous media*, Proc. Heat Transfer and Fluid Mechanic Inst., Northridge, California, p.1-18.
- MODEST, M.F. (1993), *Radiative Heat Transfer*, McGraw-Hill Series in Mechanical Engineering, New-York, 832 p.
- MOFFAT, R.J., (1982), *Contributions to the theory of single-sample uncertainty analysis*, Journal of Fluids Engineering, vol.104, p. 250-258.
- MORROW, R. (1980), *Applications of radio-frequency power to the drying of timber*, IEE Proceedings, vol.127(A), n° 6, p.394-398.
- MUSTYATSA, V.T. and VERLAN, E.V. (1975), *Periodic dielectric heating of wet materials*, Electro. Chem. Ltd Ind. Proc. and Biology, n° 4, p.61-64.
- ORFEUIL, M. (1987), *Electric Process Heating: Techonologies / Equipement / Applicaions*, Battelle Press, Columbus, Richland, 725 p.
- PARROUFFE, J.M.. (1992). *Combined convective and infrared drying of a capillary porous body*, Ph.D. Thesis, McGill University, 258 p.
- PÉRRÉ. P., CONSTANT. T. et MOYNE. C., (1991), *Analyse des transferts lors du séchage de béton cellulaire par micro-ondes*. Congrès International sur les Micro-ondes et Hautes Fréquences, Nice. France. p. 213-216.

- PERKIN, R.M. (1983). *The drying of porous materials with electromagnetic energy generated at radio and microwave frequencies*. Progress in Filtration and Separation, vol.3, edited by R.J. Wakeman. p.205-266.
- PERKIN, R.M. (1990). *Simplified modeling for the drying of a non hygroscopic capillary porous body using a combination of dielectric and convective heating*, Drying Technology, vol.8, n° 5, p.931-951.
- PHILLIP, J.R. and DE VRIES, D.A. (1957), *Moisture movement in porous materials under temperature gradients*, Transactions. American Geophysical Union, vol.38, n° 2, p.222-232.
- PRAT, M. (1986). *Heat and Mass transfer predetermination between a drying material and an external flow*, Drying '86, edited by A.S. Mujumdar, p.105-111.
- ROGERS, J.A and KAVIANY, M. (1990). *Variation of heat and mass transfer coefficients during drying of granular beds*, Transactions of the ASME, vol.112, p.668-674.
- ROQUES, M.A. and ZAGROUBA, F. (1992), *The four phases of micro-wave and convective combined drying*, Drying '92, edited by A.S. Mujumdar, p.627-634.
- SAIREM *Installation haute fréquence de laboratoire - cavité instrumentée*, Notice d'utilisation.
- SCHMIDT, P.S., BERGMAN, T.L. and PEARCE, J.A. (1992), *Heat and mass transfer considerations in dielectrically-enhanced drying*, Drying '92, edited by A.S. Mujumdar, p.137-160.
- SHERWOOD, T.K. (1929), *The drying of solids - I*, J. Ind. Chem. Eng., vol.21, n° 1, p.12-16.
- SHERWOOD, T.K. and COMINGS, E.W. (1934), *The drying of solids -V Mechanism of drying of clays*, J. Ind. Chem. Eng., vol.25, n° 3, p.311-316.
- TROFATTER, G., HARRIS, R.A., SCHROEDER, J. and TARAS, M.A., (1986), *Comparison of moisture content variation in red oak lumber dried by a radio-frequency/vacuum process and a conventional kiln*, Forest Products Journal, vol. 36, n° 5, 25-28.
- TURNER, I.W. and BREMHORST, K. (1992), *The effect of combined microwave and convective drying of porous media on drying kinetics*, Drying '92, edited by A.S. Mujumdar, p.635-649.
- TURNER, I.W. and JOLLY, P.J. (1990). *The effect of dielectric properties on microwave drying kinetics*, Journal of Microwave Power and Electromagnetic Energy, vol.25, n° 4, p.211-223.
- VAN WYLEN, G.J., SONNTAG, R.E. and DESROCHERS, P. (1981), *Thermodynamique appliquée*, 2<sup>ème</sup> édition, Éditions du Renouveau Pédagogique, Ottawa, Canada, 736 p.
- WEI, C.K., DAVIS, H.T., DAVIS, E.A. and GORDON, J. (1985), *Heat and mass transfer in water -laden sandstone: Microwave heating*, AIChE Journal, vol.31, n° 5, p.842-848
- WHITAKER, S. (1977). *Simultaneous heat, mass and momentum transfer in porous media: a theory of drying*. Advances in Heat Transfer. Academic Press, New-York. vol.13, p.119-205.