



Modélisation et contribution à l'industrialisation du procédé de réтификаction du bois

Laurent Duchez

► To cite this version:

Laurent Duchez. Modélisation et contribution à l'industrialisation du procédé de rétificaction du bois. Génie des procédés. Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne, 2001. Français. NNT : . tel-00872327

HAL Id: tel-00872327

<https://theses.hal.science/tel-00872327>

Submitted on 11 Oct 2013

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

ECOLE NATIONALE SUPERIEURE
DES MINES DE SAINT-ETIENNE

INSTITUT NATIONAL
POLYTECHNIQUE DE GRENOBLE

N° d'ordre : 259 TD

THESE

présentée par

Laurent DUCHEZ

Pour obtenir le titre de

DOCTEUR

DE L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE DES MINES DE SAINT-ETIENNE
ET DE L'INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE GRENOBLE
(Spécialité : Génie des procédés)

—○—

MODELISATION ET CONTRIBUTION A L'INDUSTRIALISATION DU PROCEDE DE RETIFICATION DU BOIS

—○—



soutenue à Saint-Étienne le 26 septembre 2001

JURY :

Messieurs **COURNIL M.**
BALDI G.
TAVERDET J.L.
GILLARD P.
GUYONNET R.
HERRI J.M.

Président
Rapporteur

"
Examineur

"
"

ECOLE NATIONALE SUPERIEURE
DES MINES DE SAINT-ETIENNE

INSTITUT NATIONAL
POLYTECHNIQUE DE GRENOBLE

N° d'ordre : 259 TD

THESE

présentée par

Laurent DUCHEZ

Pour obtenir le titre de

DOCTEUR

DE L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE DES MINES DE SAINT-ETIENNE
ET DE L'INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE GRENOBLE
(Spécialité : Génie des procédés)

MODELISATION ET CONTRIBUTION A L'INDUSTRIALISATION DU PROCEDE DE RETIFICATION DU BOIS

CONFIDENTIEL

soutenue à Saint-Étienne le 26 septembre 2001

JURY :

Messieurs **COURNIL M.**
BALDI G.
TAVERDET J.L.
GILLARD P.
GUYONNET R.
HERRI J.M.

Président
Rapporteur
"
Examineur
"
"

CONFIDENTIAL

Au terme de ce travail, je tiens à remercier toutes les personnes qui, de près ou de loin, professionnellement ou personnellement, m'ont soutenu dans mes recherches et m'ont permis d'explorer le monde complexe de la modification du bois.

Je remercie M. René GUYONNET et Bernard GUILHOT pour leur accueil dans leur laboratoire et pour m'avoir fait participer à l'expérience irremplaçable de l'industrialisation d'un nouveau procédé.

J'exprime toute ma gratitude à Jean-Michel HERRI, mon maître de thèse et parfois à penser, pour son soutien moral et intellectuel dans ma démarche de simulation des fours de rétification et sans lequel il n'aurait pas été possible de lancer de passerelle entre le bois et le génie chimique,

Je tiens à remercier et à rendre hommage à Marie-Claude BARTHOLIN, Henri BESSET et Anne-Marie DANNA pour leur aide tout au long de ce travail et de m'avoir initié, qui à la menuiserie, qui à la conduite des fours, qui aux caractérisations physico-mécaniques ou à la durabilité du bois, etc... Et plus généralement pour leur amour du travail bien fait. Au risque d'oublier certaines personnes, je remercie mes collègues du C3, Alexandre, Arnaud, Christophe, Eric, Fatima, Jean-Jacques, Jérôme, Pascal, Sylvia, etc... pour leurs intuitions, leurs conseils et l'ambiance qu'ils sont su faire régner.

Je remercie les établissements REY pour m'avoir donné accès au prototype industriel et pour la justesse de leurs observations. Mes pensées vont tout particulièrement à Jérôme, Ludovic et Nouredine pour leur aide au démarrage de l'installation et pour leur bonne humeur même face au travail souvent ingrat que nous leur imposons. Que Michel VALLA, Thierry NOAILLES et Eric GREAUD soient également remerciés pour leur accueil sur la plate forme industrielle RETIBOIS de Roche-la-Molière.

Je remercie mes nouveaux collègues de NEW OPTION WOOD pour leur compréhension pendant la phase de transition entre ma thèse et le monde professionnel. J'espère continuer avec eux l'aventure que représente le développement du traitement thermique du bois. J'exprime toute ma gratitude à Régis THOMAS pour sa confiance en l'application de nos recherches pour toujours faire évoluer la rétification.

Je dédie ce travail à mes parents et à mes amis qui m'ont soutenu pendant les moments difficiles et qui m'ont montré l'exemple par leur courage et leur suite dans les idées. Obrigado para todos, dziękuję bardzo, merci à tous.

RESUME

La réтификаction[®] est une pyrolyse ménagée qui améliore l'hygroscopie, la stabilité dimensionnelle et la durabilité du bois. Elle se déroule en atmosphère inerte entre 180°C et 250°C, sans produits chimiques. L'industrialisation du traitement a ici été accompagnée par une double-approche matériaux et procédés.

D'une part, un plan d'expérience fractionnaire 2^{5-2} et un complément sur le sapin pectiné ont permis d'analyser des paramètres comme l'essence, l'injection d'azote, la température et la durée de pyrolyse afin d'adapter le traitement à l'utilisation finale. Le démarrage du four prototype de 2 m³ a validé des protocoles de dispositions des thermocouples et des planches-tests. Un empilement soigneux est nécessaire et les planches sur dosse se comportent moins bien au traitement. On a testé à grande échelle et écarté une méthode non destructive des propriétés mécaniques par ultrason.

D'autre part, la mise au point de traitements sur pilote, prototype et four industriel a permis de tester des modèles de simulation ou d'identification de l'avancée du traitement. Par analogie avec la métallurgie, un modèle simplifié établit une relation différentielle simple entre la température moyenne au cœur des planches et celle du four. La formulation incorpore implicitement les caractéristiques des planches et des transferts à leur surface et elle permet de reconstituer le profil des températures à l'intérieur de celles-ci. Elle est valable en l'absence de réaction et s'applique aussi au refroidissement du bois rétifé. On dispose ainsi d'outils de dimensionnement et d'optimisation du procédé en terme de puissance de chauffe ou de refroidissement accéléré. L'homogénéité des fours est simulée en fonction des rampes de températures et de la vitesse de brassage. La différence entre les températures expérimentales et celles modélisées en l'absence de réaction pourrait permettre de suivre en temps réel le début du séchage et l'avancée de la pyrolyse.

SUMMARY

Retification® is mild pyrolysis improving hygroscopy, dimensional stability and durability of wood. It is conducted in an inert atmosphere between 180°C and 250°C, without chemicals. Treatment industrialization was here associated with parallel approaches dealing with both materials and process.

On one hand, a fractional factorial design 2^{5-2} and a study on the effect of pyrolysis duration on white fir enabled us to better understand the effect of parameters such as species, injection of nitrogen, temperature and duration of pyrolysis. Startup of prototype enabled to validate sampling procedures for thermocouples and reference boards; it showed the need for a proper stacking of wood and the not so good behavior of plain sawn boards. These large-scale experiments were also used to test and dismiss a non-destructive method for determination of mechanical properties via ultrasonic means.

On the other hand, treatments at pilot, prototype and industrial scales permitted to test numerical tools of simulation and identification. Through an analogy with metallurgy, a model established a simple differential relationship between kiln temperature and mean temperature at center boards. It implicitly includes boards properties and characteristics of surface transfers, it also gives access to temperature profiles within boards. It is valid when no reaction occurs and it can also be applied to the cooling of retified wood. It makes easier scaling-up and optimization of heating and cooling devices. Kiln homogeneity is calculated in function of heating procedure and convective flow speed. Difference between experimental temperatures and simulated ones without reaction could give access to real-time evolution of drying and pyrolysis steps.

TABLE DES MATIERES

RESUME	3
SUMMARY	5
TABLE DES MATIERES.....	7
TABLE DES ILLUSTRATIONS.....	11
TABLEAUX	16
NOTATIONS.....	17
INTRODUCTION	23
CHAPITRE 1 : LE BOIS.....	25
I - LA FILIERE BOIS EN FRANCE	26
<i>I.1 - Couverture Forestière Française.</i>	<i>26</i>
<i>I.2 - Applications du Bois</i>	<i>26</i>
<i>I.3 - Importance Economique de la Filière</i>	<i>27</i>
<i>I.4 - Atouts et Handicaps</i>	<i>28</i>
<i>I.5 - Premières Conséquences sur la Rétification.....</i>	<i>29</i>
II - LE MATERIAU BOIS	29
<i>II.1 - Structure du Bois.....</i>	<i>30</i>
<i>II.2 - Propriétés Physico-Mécaniques</i>	<i>35</i>
<i>II.3 - Biodégradation et Préservation du Bois.....</i>	<i>42</i>
III - LES TRAITEMENTS THERMIQUES DU BOIS.....	51
<i>III.1 - Historique des Traitements Thermiques.....</i>	<i>51</i>
<i>III.2 - Le procédé de réification</i>	<i>53</i>
<i>III.3 - Les Autres Acteurs.....</i>	<i>56</i>
CHAPITRE 2 : TECHNOLOGIE ET MODELISATION DES FOURS.....	59
I - LES FOURS A RESISTANCES ELECTRIQUES	60
<i>I.1 - Technologies des Fours.....</i>	<i>60</i>
<i>I.2 - Modélisation des échanges thermiques.....</i>	<i>63</i>
<i>I.3 - Conclusions.....</i>	<i>68</i>
II - LE SECHAGE DU BOIS	69
<i>II.1 - Le séchage thermique des bois</i>	<i>69</i>
<i>II.2 - Démarches et Echelles de Modélisation.....</i>	<i>72</i>
<i>II.3 - Modélisation à l'Échelle des Processus.....</i>	<i>73</i>
<i>II.4 - Modélisation à l'Échelle du Produit.....</i>	<i>76</i>
<i>II.5 - Modélisation à l'échelle du procédé.....</i>	<i>78</i>
<i>II.6 - Conclusions.....</i>	<i>79</i>
III - LA PYROLYSE DU BOIS	80
<i>III.1 - Applications de la pyrolyse</i>	<i>80</i>
<i>III.2 - Description</i>	<i>80</i>
<i>III.3 - Modélisation de la pyrolyse</i>	<i>82</i>
CHAPITRE 3 : INDUSTRIALISATION DE LA RETIFICATION.....	89
I - ANALYSE DES FACTEURS INFLUENÇANT LA RETIFICATION.....	90
<i>I.1 - Matériel et méthodes.....</i>	<i>90</i>
<i>I.2 - Rappels sur le plan d'expérience précédent</i>	<i>92</i>

1.3 - Application du plan à la biodégradabilité du bois rétifé.....	98
1.4 - Influence du rallongement du temps de séjour.....	102
1.5 - Conclusions.....	107
II - MISE AU POINT DES TRAITEMENTS DANS LE PROTOTYPE PREINDUSTRIEL.....	108
II.1 - Description du Prototyp.....	108
II.2 - Echantillonnage.....	109
II.3 - Conduite du Procédé.....	111
II.4 - Propriétés et qualité du bois rétifé dans le prototype Rey.....	115
II.5 - Conclusions.....	119
III - APPLICATION DU SYLVATEST AU CONTROLE QUALITE.....	120
III.1 - Présentation du Sylvatest.....	120
III.2 - Caractérisation des bois naturels.....	121
III.3 - Caractérisation des bois rétifés.....	125
III.4 - Conclusion Générale - Perspectives.....	130
CHAPITRE 4 : MODELISATION DU PROCEDE DE RETIFICATION.....	131
I - CARACTERISATION DES FOURS.....	132
I.1 - Rappels sur la Rétification.....	132
I.2 - Description des Dispositifs de Refroidissement des Fours.....	133
I.3 - Chaleur Evacuée par les Doubles Enveloppes.....	133
I.4 - Modélisation des Condenseurs.....	138
I.5 - Mise en Evidence de Nombres Caractéristiques.....	138
I.6 - Etude Expérimentale du Refroidissement dans le Pilote ENSMSE.....	141
I.7 - Etude Expérimentale du Refroidissement dans le Four Industriel de 8 m ³ (R ₆).....	146
I.8 - Synthèse. Comparaison des Fours.....	153
II - MODELISATION DU FOUR PILOTE.....	154
II.1 - Chauffe du bois en l'absence de réactions.....	154
II.2 - Refroidissement en l'absence de réactions.....	170
II.3 - Séchage.....	179
II.4 - Pyrolyse.....	193
II.5 - Conclusions Générales sur la Modélisation du Four Pilote.....	200
III - MODELISATION DES FOURS INDUSTRIELS.....	200
III.1 - Conservation des Modèles de Transfert.....	201
III.2 - Hétérogénéité en Température du Four.....	204
III.3 - Modélisation du refroidissement.....	215
III.4 - Conclusions Générales sur la Modélisation des Fours R ₆	220
IV - APPLICATIONS.....	221
IV.1 - Optimisation du traitement.....	221
IV.2 - Dimensionnement et amélioration du refroidissement.....	229
IV.3 - Adaptation du traitement.....	230
IV.4 - Conclusions - Perspectives.....	236
CONCLUSIONS.....	239
BIBLIOGRAPHIE.....	243
ANNEXE 1 : LOI DE STUDENT.....	255
ANNEXE 2 : CALCUL DES PROPRIETES PHYSIQUES.....	257
I - BOIS.....	257
I.1 - Conductivité Thermique (W/m.K).....	257
I.2 - Capacité Thermique (J/kg.K).....	257
II - ACIER INOXYDABLE Z 6 CN 18/09 (AISI 304).....	258
II.1 - Masse Volumique (kg/m ³).....	258
II.2 - Conductivité Thermique (W/m.K).....	258
II.3 - Capacité Thermique -(J/kg.K).....	258
III - ACIER ORDINAIRE.....	259
IV - AIR.....	259

IV.1 - Masse Volumique (kg/m^3).....	259
IV.2 - Nombre de Prandtl	259
IV.3 - Conductivité Thermique (W/m.K).....	259
IV.4 - Viscosité Cinématique (N.s/m^2).....	260
IV.5 - Capacité Thermique (J/kg.K).....	260
V - AZOTE.....	261
V.1 - Masse Volumique (kg/m^3).....	261
V.2 - Conductivité Thermique (W/m.K).....	261
V.3 - Nombre de Prandtl	261
V.4 - Viscosité Cinématique (N.s/m^2).....	261
V.5 - Capacité Thermique (J/kg.K).....	262
ANNEXE 3 : CALCUL DU COEFFICIENT DE TRANSFERT DANS UN TUBE OU DANS UN CONDUIT RECTANGULAIRE	263
ANNEXE 4 : CALCUL DES CONDENSEURS A AIR.....	265
I - DESCRIPTION DES CONDENSEURS.....	265
I.1 - Débits Volumiques	266
I.2 - Géométrie de l'échangeur.....	266
I.3 - Caractéristique des tubes à ailettes.....	266
II - COEFFICIENTS DE TRANSFERTS	267
II.1 - Masse Volumique, Débits Massique et Capacitifs des Fluides. Température de sortie de l'air.	267
II.2 - Coefficient local de convection dans les tubes	267
II.3 - Coefficient local de convection à l'extérieur des tubes. Influence des ailettes.....	268
II.4 - Coefficient global de transfert	269
III - CALCUL DE L'EFFICACITE.....	269
IV - APPLICATION AU CONDENSEUR DES FOURS INDUSTRIELS R_6	270
ANNEXE 5 : RESOLUTION NUMERIQUE DE L'EQUATION DE CONDUCTION	273
I - METHODE EXPLICITE AUX DIFFERENCES FINIES	273
I.1 - Maillage et discrétisation	273
I.2 - Condition initiales et aux limites.....	274
I.3 - Stabilité de l'algorithme	274
II - PROGRAMMATION AVEC MATLAB.....	275
II.1 - Utilisation.....	275
II.2 - Listing Matlab.....	275

TABLE DES ILLUSTRATIONS

Figure 1-1. Les 10 essences prépondérantes en France, adapté de [CCI Tulle-Ussel, 2000]	26
Figure 1-2. Les emplois du bois [MARIE, 1999]	27
Figure 1-3. Croissance de l'arbre, du tronc aux cernes annuels, adapté de [JOKSA, 1999]	30
Figure 1-4. Vue d'un Résineux au Microscope Electronique à Balayage. Photo EFPG [CERIG, 1999]	31
Figure 1-5. Vue d'un Feuillu au Microscope Electronique à Balayage Photo EFPG [CERIG, 1999]	31
Figure 1-6. Vue en perspective d'une paroi [SIAU, 1984]	32
Figure 1-7. Structure de la cellulose	33
Figure 1-8. Les hémicelluloses du bois	33
Figure 1-9. Motifs principaux de la lignine	34
Figure 1-10. Les trois principales directions du bois [WINANDY, 1994]	35
Figure 1-11. Variation de l'humidité du bois avec l'humidité relative de l'air et la température. Adapté de [Durbak, 1998]	36
Figure 1-12. Gonflements du sapin pectiné [DUCHEZ, 1997]	38
Figure 1-13. Humidimètre à pointes. Adapté de [JAMES, 1988]	39
Figure 1-14. Diagramme déformation-contrainte du bois	40
Figure 1-15. Effet de l'humidité sur les propriétés mécaniques du bois. Adapté de [FPL, 1999]	41
Figure 1-16. Croissance du module de rupture avec la masse volumique pour le sapin pectiné [DUCHEZ, 1997]	42
Figure 1-17. Attaque des pourritures, des hyphes jusqu'aux corps germinatifs [HIGHLEY, 1994]	43
Figure 1-18. Mécanismes d'attaque des pourritures brunes, adapté de [ROWELL, 1997]	44
Figure 1-19. Les trois principaux insectes de nos régions. Dessins réalisés par le Dr H.P. Tscholl [PENTOL, 2000]	46
Figure 1-20. Les castes constitutives des termites. Dessins réalisés par le Dr H.P. Tscholl [PENTOL, 2000]	47
Figure 1-21. Principes de la réтификаction®	53
Figure 1-22. Les perspectives du bois rétifé	54
Figure 1-23. Courbe générale d'un traitement de réтификаction	55
Figure 1-24. Passage du Four Pilote aux Fours Industriels	56
Figure 2-1. Les fours discontinus à convection forcée. Adapté de [BOST, 1989]	62
Figure 2-2. Convection le long d'une charge : températures d'entrée et de sortie de four et de charge. Adapté de [BOST, 1989]	66
Figure 2-3. Simulation des températures hautes et basses du four et de la charge [BOST, 1989]	68
Figure 2-4. Les phases du séchage [NADEAU, 1995]	70
Figure 2-5. Première phase de séchage [PERRE, 1998]	70
Figure 2-6. Première période de séchage à vitesse décroissante [PERRE, 1998]	71
Figure 2-7. Effet de la surpression interne lors du séchage haute température [PERRE, 1998]	72
Figure 2-8. Echelles de modélisation et volumes de contrôle [NADEAU, 1995]	73
Figure 2-9. Flux-masse d'un matériau hygroscopique [NADEAU, 1995]	77
Figure 2-10. Volume de contrôle à l'échelle du procédé. Adapté de [NADEAU, 1995]	78
Figure 2-11. Réactions de pyrolyse [HEMATI, 1987]	81
Figure 2-12. Réactions de pyrolyse des sciures [AHUJA, 1996]	84
Figure 2-13. Réactions de pyrolyse du solide massif [AHUJA, 1996]	85
Figure 2-14. Classement qualitatif des modèles [PYLE, 1984]	87
Figure 3-1. Four pilote de l'ENSMSE	90
Figure 3-2. Schéma de principe de la flexion statique 4 points	91
Figure 3-3. Facteurs et réponses du plan d'expériences [DUCHEZ, 1997]	93
Figure 3-4. Illustration des facteurs étudiés	95
Figure 3-5. Poids des facteurs sur la perte de masse	96
Figure 3-6. Poids des facteurs sur le retrait volumique	96
Figure 3-7. Interaction entre l'espèce et la température de pyrolyse pour le retrait volumique	96
Figure 3-8. Poids des facteurs sur le point de saturation des fibres	97
Figure 3-9. Poids des facteurs sur le module de rupture en flexion statique 4 points	97
Figure 3-10. Poids des facteurs sur la baisse du module de rupture en flexion statique 4 points	97
Figure 3-11. Pertes de masse moyenne constatées après attaque de <i>Poria placenta</i> selon la norme EN 113	99

Figure 3-12. Humidité moyenne des éprouvettes après attaque de <i>Poria placenta</i> selon la norme EN 113	100
Figure 3-13. Evolution parallèle de l'humidité et de la perte de masse des éprouvettes dégradées selon la norme EN 113	100
Figure 3-14. Poids des facteurs sur la perte de masse suite à l'attaque de <i>Poria Placenta</i>	101
Figure 3-15. Evolution de la perte de masse en fonction du temps de séjour à basse et à haute température	103
Figure 3-16. Evolution du retrait volumique en fonction du temps de séjour à basse et à haute température	103
Figure 3-17. Evolution des propriétés mécaniques	104
Figure 3-18. Evolution de la durabilité en fonction du temps de séjour	104
Figure 3-19. Durabilité des divers essais	104
Figure 3-20. Durabilité de S_7 et S_8 face à trois champignons	105
Figure 3-21. Corrélation entre perte de masse et amélioration de la stabilité dimensionnelle, planches à planches	105
Figure 3-22. Corrélation entre perte de masse et amélioration de la stabilité dimensionnelle, par essai	106
Figure 3-23. Amélioration de la durabilité en fonction de la perte de masse	106
Figure 3-24. Corrélation entre perte de masse et pertes mécaniques	107
Figure 3-25. Schéma de principe du prototype Rey	108
Figure 3-26. Thermocouples dans une pile de 240 planches	109
Figure 3-27. Prélèvement des échantillons pour les essais physico-mécaniques	111
Figure 3-28. Profil de températures de l'essai E_1 dans le prototype Rey (épicéa)	112
Figure 3-29. Règles d'empilement et de lattage dans un séchoir [MILOTA, 1991]	113
Figure 3-30. Profil de températures de l'essai SV_1 dans le prototype Rey (sapin)	113
Figure 3-31. Pertes de masse en pyrolyse selon le numéro de la pile (épicéa, essai E_1)	114
Figure 3-32. Pertes de masse en pyrolyse selon le numéro de la rangée (épicéa, essai E_1)	114
Figure 3-33. Pertes de masse due à la pyrolyse dans le pilote et dans le prototype Rey	115
Figure 3-34. Stabilité dimensionnelle dans le pilote et dans le prototype Rey	116
Figure 3-35. Module de rupture dans le pilote et dans le prototype Rey	116
Figure 3-36. Homogénéité de la stabilité dimensionnelle suivant la longueur du four	117
Figure 3-37. Homogénéité du module de rupture suivant la longueur du four	118
Figure 3-38. Les coupes du bois	118
Figure 3-39. Influence du débit sur l'apparition de fentes	119
Figure 3-40. Influence du débit sur la déformation des planches	119
Figure 3-41. Schéma du Sylvatest [SANDOZ, 1996]	121
Figure 3-42. Densité de Probabilité d'une distribution normale	122
Figure 3-43. Relation entre Vitesse et Module de Rupture à 12%	123
Figure 3-44. Distribution statistiques des vitesses et des modules de rupture par lots de planches	123
Figure 3-45. Comparaison entre les modules moyens calculés et expérimentaux par lots	124
Figure 3-46. Corrélation entre vitesse moyenne de propagation (V_{moy}) et fractile $MoR_{5\%}$	124
Figure 3-47. Comparaison entre les vitesses avant et après réification	126
Figure 3-48. Relation entre le retrait volumique et la vitesse de propagation dans l'épicéa réifié	127
Figure 3-49. Relation entre la masse volumique et la vitesse de propagation dans l'épicéa réifié	127
Figure 3-50. Relation entre le module de rupture et la vitesse de propagation dans l'épicéa réifié	128
Figure 3-51. Distribution statistiques des vitesses et des modules de rupture par lots de planches après réification	128
Figure 3-52. Corrélation entre vitesse moyenne de propagation (V_{moy}) et fractile $MoR_{5\%}$ pour le bois réifié	129
Figure 3-53. Comparaison entre les modules moyens calculés et expérimentaux par lots de planches réifiées	129
Figure 4-1. Profil type de réification	132
Figure 4-2. Comparaison entre le pilote ENSMSE et les fours industriels	133
Figure 4-3. Echangeur à contre-courant	134
Figure 4-4. Description du pilote comme un échangeur à courants croisés (vues de face et de profil)	134
Figure 4-5. Efficacité de la double enveloppe (essai à vide)	135
Figure 4-6. Facteur correctif de ΔT_m pour un échangeur à courants croisés (les 2 fluides brassés)	135
Figure 4-7. Description des doubles enveloppes comme deux échangeurs à co-courant et à contre-courant	136
Figure 4-8. Efficacité de la double enveloppe sur le four R_6	137
Figure 4-9. Illustration de la notion de temps caractéristique	139
Figure 4-10. Illustration du temps de réponse du four à vide	142
Figure 4-11. Variation du temps de réponse selon l'inertie thermique du four	143

Figure 4-12 : Détermination de NUT_{de} sur le pilote	144
Figure 4-13. Droite $\tau_{de}=f(M_{acier}, C_{p_f})$	144
Figure 4-14. Schéma général d'un ventilateur centrifuge (adapté de [CIRAD, 1998])	145
Figure 4-15 : Efficacité $E=f(NUT_{de}, R)$ pour un échangeur à courants croisés brassés (adapté de [ARTIOKHINE, 1996])	146
Figure 4-16. Effet du recyclage des gaz (four vide avec chariot)	146
Figure 4-17. Identification de NUT_{de} sur le four industriel R_6	147
Figure 4-18. Transfert entre l'enceinte du four et une double enveloppe	148
Figure 4-19. Modélisation de la température de sortie de la double enveloppe sur le four R_6	150
Figure 4-20. Vues de face et de profil du condenseur à air	150
Figure 4-21. Produits ($W.C_p$) de l'air froid et des gaz chauds et leur rapport	151
Figure 4-22. Efficacité et températures du condenseur à air	152
Figure 4-23. Efficacité d'un échangeur à courants croisés, avec un fluide brassé [Angelino, 1992]	152
Figure 4-24. Calcul de NUT_{cond} et $U_{cond}S_{cond}$	153
Figure 4-25. Première étape de la réification	155
Figure 4-26. Identification du coefficient h_1	156
Figure 4-27. Identification du coefficient h_2	156
Figure 4-28. Transferts unidimensionnels dans une planche	157
Figure 4-29. Variation du nombre de Biot et de l'expression $f_1/\sin(f_1)$ en fonction de la température	160
Figure 4-30. Variation de f_1 et de $[\cos(f_1)+\sin(f_1)/f_1]/2$ en fonction du nombre de Biot	161
Figure 4-31. Comparaison entre le coefficient déduit de l'équation de conduction et h_1	164
Figure 4-32. Relation linéaire entre h_1 et h_2	165
Figure 4-33. Chauffe de 3 lits de planches de sapin	166
Figure 4-34. Chauffe de 4 lits de planches de pin sylvestre	166
Figure 4-35. Vue de face et de profil de la circulation des gaz convectifs dans le pilote, de l'arrière vers l'avant	167
Figure 4-36. Simplification du polynôme	168
Figure 4-37. Calcul des coefficients de transferts à la surface	169
Figure 4-38. Etude de la phase de refroidissement	170
Figure 4-39. Capacité thermique du bois rétifé entre 60°C et 180°C (essai S_6 sur pilote)	171
Figure 4-40. Capacité thermique du bois rétifé entre 60°C et 240°C (essai S_6 sur pilote)	171
Figure 4-41. Conservation du coefficient h_2 entre le palier à 80°C et le refroidissement sur le pilote ENSMSE	172
Figure 4-42. Simulation du refroidissement de 3 lits de planches en hiver	175
Figure 4-43. Simulation du refroidissement de 4 lits de planches en été	175
Figure 4-44. Effet du recyclage des gaz sur les températures du four et du bois	176
Figure 4-45. Effet du recyclage des gaz sur la température à la sortie de la double enveloppe	176
Figure 4-46. Effet de l'injection d'eau sur les températures du four et du bois	178
Figure 4-47. Effet de l'injection d'eau sur la température à la sortie de la double-enveloppe	179
Figure 4-48. Etude de la phase de séchage	180
Figure 4-49. Conservation du coefficient h_2 pendant l'essai S_6	182
Figure 4-50. Conservation du coefficient h_2 pendant l'essai P_{2B}	182
Figure 4-51. Energies mises en jeu pour passer de l'eau liée à la vapeur surchauffée [JOLY, 1980]	183
Figure 4-52. Comparaison des calculs du point de saturation des fibres	184
Figure 4-53. Evolution de la chaleur latente de vaporisation de l'eau avec la température. Validation de [STANISH, 1986]	185
Figure 4-54. Schéma du procédé	186
Figure 4-55. Identification de l'humidité pendant le séchage à haute température du sapin	189
Figure 4-56. Identification de la cinétique macroscopique de séchage du sapin	189
Figure 4-57. Comparaison du massique de séchage identifié avec le flux des condensats	190
Figure 4-58. Débits identifiés au condenseur et comparaison avec le débit expérimental des condensats (sapin)	191
Figure 4-59. Débits identifiés au condenseur et comparaison avec le débit expérimental des condensats (pin sylvestre)	191
Figure 4-60. Débit volumique prédit à l'entrée du condenseur (essai S_6)	191
Figure 4-61. Courbes cumulées relatives à l'eau de séchage	192
Figure 4-62 Etude de la phase de pyrolyse	193
Figure 4-63. Première approche de la pyrolyse basse température pendant 5 minutes (P_1)	194

Figure 4-64. Première approche de la pyrolyse basse température pendant 1 heure (S_7)	194
Figure 4-65. Première approche de la pyrolyse haute température pendant 5 minutes (ES_4)	195
Figure 4-66. Première approche de la pyrolyse haute température pendant 1 heure (S_8)	195
Figure 4-67. Perte de masse pendant une brève pyrolyse à 225°C (S_5)	197
Figure 4-68. Perte de masse pendant une pyrolyse prolongée à 225°C (S_7)	197
Figure 4-69 Perte de masse pendant une brève pyrolyse à 240°C (S_6)	197
Figure 4-70 Perte de masse pendant une pyrolyse prolongée à 240°C (S_8)	198
Figure 4-71. Limitations de l'identification de la perte de masse en pyrolyse pour l'épicéa (ES_4)	199
Figure 4-72. Comparaison entre le coefficient déduit de l'équation de conduction et h_1 sur tous les types de fours	202
Figure 4-73. Relation linéaire entre h_1 et h_2 sur tous les types de fours	202
Figure 4-74. Simulation de la 1 ^{re} étape dans le prototype Rey	203
Figure 4-75. Simulation de la 1 ^{re} étape dans le four R_6	203
Figure 4-76. Circulation des gaz dans les fours industriels	204
Figure 4-77. Position des thermocouples de référence dans le prototype et dans les fours R_6	205
Figure 4-78. Ecart maximal de température dans le four (essai SV_2 à 2°C/min)	206
Figure 4-79 Ecart maximal de température dans le four (essai Ep_{60} à 1°C/min)	206
Figure 4-80. Profil des températures dans le prototype après correction (essai SV_2)	207
Figure 4-81 Profil des températures dans le prototype après corrections (essai $LRBB_2$)	207
Figure 4-82. Profil des températures dans le prototype après correction pour de grosses épaisseurs (essai Ep_{60})	207
Figure 4-83. Convection le long de la charge: températures du four et du bois à l'entrée et la sortie de la charge	208
Figure 4-84. Simulation sans correction des températures du bois et des gaz en entrée et sortie de la charge (essai $LRBB_2$)	209
Figure 4-85. Simulation avec correction des températures du bois et des gaz en entrée et sortie de la charge (essai $LRBB_2$)	210
Figure 4-86. Schéma simplifié et notations	211
Figure 4-87. Echanges convectifs dans la veine descendante	212
Figure 4-88. Echanges convectifs dans la veine ascendante	213
Figure 4-89. Températures des 4 zones du four R_6	216
Figure 4-90. Comparaison de la température des gaz convectifs dans la pile avec celles des 4 zones du four R_6 (essai PS-Eau)	217
Figure 4-91. Refroidissement d'une charge de pin maritime (essai PM_{27})	218
Figure 4-92. Influence du recyclage sur la température du four pour une charge de pin sylvestre (essai PS-air)	218
Figure 4-93. Influence du recyclage sur la température du bois pour une charge de pin sylvestre (essai PS-air)	219
Figure 4-94. Refroidissement d'une charge de pin sylvestre avec injection d'eau (essai PS-Eau)	219
Figure 4-95. Simulation de la puissance active instantanée et de l'énergie active consommée (essai SV_2)	222
Figure 4-96. Profils des températures pour l'essai SV_2	223
Figure 4-97. Hétérogénéité des températures avec une alternance de flux toutes les minutes	224
Figure 4-98. Hétérogénéité des températures en l'absence d'alternance de flux	224
Figure 4-99. Différence de températures entre le cœur et la surface des planches avec une alternance toutes les minutes	224
Figure 4-100 Différence de températures entre le cœur et la surface des planches sans alternance des flux	225
Figure 4-101 Consommation énergétique avec une alternance des flux toutes les minutes	225
Figure 4-102 Consommation énergétique en l'absence d'alternance des flux	225
Figure 4-103. Influence de la montée en température sur la consommation énergétique et la durée de la première phase	226
Figure 4-104. Influence de la montée en température sur l'homogénéité des températures	226
Figure 4-105. Influence de la vitesse de convection sur la consommation énergétique et la durée de la première phase	227
Figure 4-106. Influence de la vitesse de convection sur l'homogénéité des températures	228
Figure 4-107. Influence du débit de la double enveloppe sur la température du bois dans les fours R_6 (base PS-Air)	229
Figure 4-108. Influence du débit de la double enveloppe sur la température du four dans les fours R_6 (base PS-Air)	230

Figure 4-109. Profil de températures du bois suivant la température initiale du four (montée à 1°C/min)	231
Figure 4-110. Durée du premier palier en fonction des températures initiales du bois et du four	231
Figure 4-111. Influence de la température extérieure T_e sur la température du four	232
Figure 4-112. Influence de la température extérieure T_e sur la température du bois	232
Figure 4-113. Influence de la température extérieure T_e sur la température de sortie de la double enveloppe	232
Figure 4-114. Durée du refroidissement en fonction de la température extérieure	233
Figure 4-115. Relation entre la durée de refroidissement et le différentiel entre la température de défournement et la température extérieure	233
Figure 4-116. Simulation de la puissance et de l'énergie actives consommées (essai Ep ₆₀)	234
Figure 4-117. Simulation des profils de températures et de la différence entre le cœur et la surface des planches (essai Ep ₆₀)	234
Figure 4-118. Profils de températures et de la différence entre le cœur et la surface des planches à 0,5°C/min (essai Ep ₆₀)	235
Figure 4-119. Influence du taux de remplissage sur la température du four (réf. PM ₂₇)	235
Figure 4-120. Influence du taux de remplissage sur la température du bois (réf. PM ₂₇)	236

TABLEAUX

Tableau 1. Classes de risques suivant EN 335. Adapté de [LRBB, 2000] et [ISVE, 2000]	48
Tableau 2. Durabilité naturelle et aptitude à l'imprégnation de certaines essences. Adapté de [ISVE, 2000]	49
Tableau 2-1. Estimation des paramètres cinétiques selon divers auteurs [BOHNKE, 1993]	83
Tableau 3-1. Matrice fractionnaire des essais	94
Tableau 3-2. Valeurs haute et basse des facteurs	94
Tableau 3-3. Récapitulatif des essais effectués	95
Tableau 3-4. Classes de durabilité naturelle du bois face aux champignons lignivores en essais de laboratoire [EN 350-1, 1994]	99
Tableau 3-5. Essais de reproductibilité et erreur expérimentale	101
Tableau 3-6. Calculs des contrastes	101
Tableau 3-7. Calcul et comparaison des pertes de masse moyennes des populations et des échantillons	110
Tableau 4-1. Modélisation du refroidissement des fours et nombres caractéristiques	141
Tableau 4-2. Description des essais sur le pilote	141
Tableau 4-3. Temps de Réponse et Nombres d'Unités de Transferts calculés sur les 5 essais	143
Tableau 4-4. Comparaison du Pilote et des Fours Industriels	153
Tableau 4-5. Vérification des relations barycentriques entre les températures du bois et du four	163
Tableau 4-6. Calculs de h_1 , h_2 , h_{conv} sur le pilote	164
Tableau 4-7. Profils de vitesses (en m/s) dans le four selon l'empilement	169
Tableau 4-8. Coefficients de transferts selon l'empilement	169
Tableau 4-9. Modèle global du refroidissement du four	179
Tableau 4-10. Calculs de h_1 , h_2 , h_{conv} sur les fours industriels	201
Tableau 4-11. Analyse de sensibilité sur la 1 ^o phase du traitement	228

NOTATIONS

Symboles	Désignations	Unités
A	Surface d'échange des planches	m
b	Demi épaisseur des planches	m
B	Largeur de la calandre des condenseurs industriels	m
	Fraction de bois	kg/kg
Bi	Nombre de Biot	
C	Produit	$W \times C_p$ J/K
	Fraction de charbon	Kg/kg
C_1, C_2	Constantes d'intégration	
C_p	Capacité thermique	J/(kg.K)
D_b	Coefficient de diffusion de l'eau liée dans le bois	kg/m ³ s
D_β	Coefficient de diffusion pendant la phase β	kg/m ³ s
D_{eff}	Coefficient de diffusion vrai de la vapeur dans le bois	kg/m ³ s
e	Epaisseur des planches, espacement entre lattes (e_{lat})	m
E	Variable sans dimension (cf. température)	
E_0	Energie d'activation de la pyrolyse	J/mol
E_b	Energie d'activation de la diffusion de l'eau	J/mol
F_m	Flux massique	kg/(m ² .s)
$F_{m,séch}$	Flux massique de vapeur d'eau issue du séchage	kg/(m ² .s)
$F_{m,pyro}$	Flux massique des gaz de pyrolyse	kg/(m ² .s)
F	Facteur correctif (échangeurs de chaleur)	
h	Coefficient de transfert	W/(m ² .K)
H	Humidité (kg eau/kg matière sèche)	kg/kg
	Hauteur (condenseur ou four)	m
K	Constante globale de vitesse pour la pyrolyse	
K_g	Perméabilité relative du bois par rapport à la phase vapeur	
K_l	Perméabilité relative du bois par rapport à la phase liquide	
k_0	Constante de vitesse	

Symboles	Désignations	Unités
k_1, k_2	Constantes	
L_{pile}	Largeur de la pile	m
L	Longueur des planches	m
M	Masse	kg
M	Masse molaire	kg/mol
MoE	Module d'élasticité longitudinal	MPa
MoR	Module de rupture en flexion statique 4 points	MPa
m	Masse	kg
N_i	Flux molaire en constituant i	mol/m ² s
n	Nombre de moles (atmosphère du four)	mol
n_a	Flux massique en constituant i	Kg/m ² s
Nu	Nombre de Nusselt	
p	Humidité caractéristique qui intervient dans F_m	kg/kg
P	Rapport de températures intervenant dans le calcul de F	
p_a	Pression partielle de l'air	Pa
P_c	Pression capillaire	Pa
p_v	Pression partielle de la vapeur d'eau	Pa
Pr	Nombre de Prandtl	
Py	Nombre de pyrolyse	
Py'	Nombre de pyrolyse externe	
q	Humidité caractéristique qui intervient dans F_m	kg/kg
Q_v	Débit volumique	m ³ /s
Q_{vb}	Débit volumique des brasseurs	m ³ /s
r	Rayon ou hauteur d'une ailette	m
R	Rapport de températures ou rapport de capacitifs	
Re	Nombre de Reynolds	
S	Surface d'échange de la double enveloppe	m ²
S_L	Pas longitudinal (condenseur)	m
S_Q	Pas transversal (condenseur)	

Symboles	Désignations	Unités
S_R	Pas entre 2 ailettes (condenseur)	m
t	Temps	s
T	Température	K
U	Coefficient de transfert au niveau de la double enveloppe	W/(m ² .K)
u_g	Vitesse de la phase gazeuse	m/s
u_l	Vitesse de la phase liquide	m/s
V	Vitesse	m/s
V_L	Vitesse de propagation de l'onde ultrason	m/s
W	Débit massique	kg/s
X	Fraction massique	kg/kg

Grecques

Symboles	Désignations	Unités
α	Diffusivité thermique	m ² /s
ε	Emissivité	
δ	Epaisseur d'une ailette	m
ΔH^{evap}	Chaleur latente d'évaporation	J/kg
λ	Conductivité thermique	W/(m.K)
η	Taux de convection, rendement	
ρ	Masse volumique	kg/m ³
θ	Angle (coordonnées cylindrique)	
χ	Variable sans dimension (cf. épaisseur)	
τ	Variable sans dimension (cf. temps)	

Indices

Indices	Désignations
<i>ail</i>	Ailettes
<i>b</i>	Bois

Indices	Désignations
<i>br</i>	Bois rétifé
<i>c</i>	Charge
<i>cc</i>	Contre-courant
<i>cond</i>	Condenseur, sortie du condenseur
<i>conv</i>	Convectif
<i>de</i>	Double enveloppe
<i>dés</i>	Désorption de l'eau liée
<i>e</i>	Entrée, extérieur
<i>évap</i>	Evaporation de l'eau
<i>f</i>	Four, gaz convectifs
<i>g</i>	Gaz convectifs
<i>H₂O</i>	eau
<i>i</i>	intérieur
<i>ini</i>	Initial
<i>lat</i>	latte
<i>ml</i>	Moyenne logarithmique
<i>moy</i>	Moyenne entre l'entrée et la sortie de la double enveloppe
<i>N₂</i>	Azote
<i>O₂</i>	Oxygène
<i>ray</i>	Rayonnement
<i>rec</i>	Recyclage
<i>s</i>	Sortie
<i>séch</i>	séchage
<i>t</i>	tubes
∞	Bois rétifé après une pyrolyse infiniment longue
<i>1</i>	Extrémité 1
<i>2</i>	Extrémité 2

Exposants	Désignations
<i>a</i>	Air (double-enveloppe)
<i>e</i>	Entrée
<i>isen</i>	Isenthalpe
<i>s</i>	Sortie

INTRODUCTION

Le matériau bois ne représente en France que 9% de la valeur des matériaux utilisés par le bâtiment et les travaux publics [BIANCO, 1998]. 1% de part de marché gagné pourrait représenter 10% d'augmentation du volume de bois consommé. Malgré toute la sympathie qu'il attire, le bois a de plus en plus de mal à résister aux matériaux industriels concurrents tels que les plastiques, l'aluminium ou le béton qui disposent de moyens financiers beaucoup plus importants que le bois tant en terme de marketing que de recherche et développement.

Le matériau bois est pourtant un matériau familier et chaleureux. Il est reconnu pour ses propriétés d'isolant et ses performances mécaniques. Il est facile à usiner et peu énergivore : il faut trois fois moins d'énergie pour réaliser un bâtiment en bois qu'en béton. C'est un matériau écologique et renouvelable permettant de lutter contre l'effet de serre en stockant du dioxyde de carbone et en libérant de l'oxygène durant la photosynthèse.

Malheureusement, son origine naturelle le rend sensible à l'humidité et aux attaques biologiques. Le bois peut ainsi absorber l'eau et varier dimensionnellement sous l'effet de l'humidité. Il est naturellement biodégradable, ce qui le rend vulnérable aux insectes et aux champignons. C'est de plus un matériau hétérogène et anisotrope.

Ceci est particulièrement vrai des bois européens les plus répandus tels que les pins, sapins, peupliers etc... A l'heure actuelle, les moyens les plus courants de pallier à ces inconvénients sont soit d'importer des essences naturellement stables ou durables ou bien de recourir aux techniques d'imprégnation chimique par de la créosote ou des sels de chrome-cuivre-arsenic. Pour les matériaux de luxe non destinés à l'extérieur, on utilise également l'imprégnation et la polymérisation de monomères pour améliorer la dureté de surface et la stabilité du bois.

Une autre voie de plus en plus explorée en Europe est celle des traitements thermiques du bois. L'un de ceux-ci a été développé par l'École des Mines de Saint-Etienne à partir de recherches sur le bois-énergie au début des années 80. Le processus d'industrialisation de ce procédé a commencé à la fin 1995 avec la création de la société New Option Wood pour valoriser et étendre les brevets déposés par l'École des Mines. Elle s'est accompagnée de la conception du premier prototype de four industriel avec le constructeur stéphanois "Fours & Brûleurs Rey".

L'objectif de ce travail a été d'accompagner cette industrialisation en appliquant les outils de modélisation et de dimensionnement issus du génie chimique. En parallèle, les essais de mise au point ont permis de mieux comprendre certains paramètres influençant la réification, tant en terme de procédé que de la matière d'origine, à savoir le bois. Ils ont également fourni des pistes quant aux techniques de contrôles non destructifs des bois.

En pratique, ce travail de recherche se scinde en quatre grandes parties :

- le matériau bois où il s'agit d'initier le lecteur à ce matériau et aux traitements thermiques du bois,
- la modélisation et la technologie des fours en général. Les fours de réification étant inspirés à la fois des fours de traitements des métaux et des séchoirs, on rappelle les principes de leur modélisation. C'est ainsi que peuvent être introduites les notions d'homogénéité d'un four ou d'échelles de modélisation d'un traitement, des processus microscopiques jusqu'au procédé. On complète cette approche par des rappels sur modélisation de la pyrolyse du bois,
- la contribution à l'industrialisation est une analyse des paramètres influençant la réification grâce à la poursuite du plan d'expériences fractionnaire initié pendant le DEA précédent cette thèse, en particulier au niveau de la durabilité des bois réifiés. L'approche est poursuivie en prolongeant les temps de séjour en pyrolyse. Les essais de mise au point du traitement dans le prototype industriel ont permis de valider le changement d'échelle et de tester en grandeur réelle l'application des techniques non destructives par voie ultrasonores.
- La modélisation des fours de réification est la partie la plus importante de ce travail. Elle se destine à faciliter le passage d'un four pilote cylindrique de laboratoire à circulation longitudinale vers des fours industriels à enveloppe carrée et à circulation latérale. Un modèle simple a été développé sur les deux types de fours. Il simule la première phase de chauffe en l'absence de réaction et la phase finale de refroidissement et il permet d'approcher les paliers de réification. Le modèle est particulièrement important pour dimensionner et améliorer les dispositifs de refroidissement accéléré des fours. Enfin, la différence entre ce modèle et le comportement vrai du bois pendant le séchage ou la pyrolyse permet d'aborder l'identification des flux de séchage et des pertes de masses dues à la pyrolyse. La modélisation fournit enfin des outils d'adaptation et d'optimisation du traitement

Chapitre 1

LE BOIS

Le bois est replacé dans son contexte économique français avant d'être décrit sous un angle matériau et de faire un état de l'art des traitements thermiques du bois.

I – La filière bois en France

Le Bois représente en France plus d'emplois que l'automobile ou la sidérurgie. Les variétés des essences de bois, de leur répartition géographiques et de leurs applications, ainsi que la diversité des professionnels du bois, justifient le choix de petites plates-formes souples fonctionnant en discontinu plutôt qu'un procédé lourd en continu.

II – Le matériau bois

On ne peut pas utiliser, et encore moins traiter thermiquement, un matériau que l'on ne connaît pas. Ceci est encore plus vrai avec une matière d'origine naturelle, hautement variable, hétérogène ou anisotrope, mais qui résulte de centaines de millions d'années d'optimisation naturelle.

III – Les traitements thermiques du bois

Un état de l'art est réalisé : de la pointe des flèches préhistoriques jusqu'à la réтификаtion en passant par les procédés concurrents. On mesure alors le regain que connaissent ces technologies.

I - LA FILIERE BOIS EN FRANCE

La forêt recouvre 27% du territoire français et la France est le 5^e exportateur de bois brut derrière les Etats-Unis, la Russie, la Malaisie et l'Australie [BIANCO, 1998]. On mesure ainsi la qualité de l'exploitation de la forêt française et son importance économique. Cependant, il faut relever une certaine faiblesse au niveau de la transformation du bois.

I.1 - Couverture Forestière Française.

Les essences feuillues, et particulièrement le chêne, prédominent en France avec 58% des surfaces forestières (voir Figure 1-1). Les résineux n'occupent qu'un tiers des surfaces boisées et prédominent en montagne, ainsi qu'en plaine et basse montagne avec la création de forêts artificielles telle que le massif des Landes.

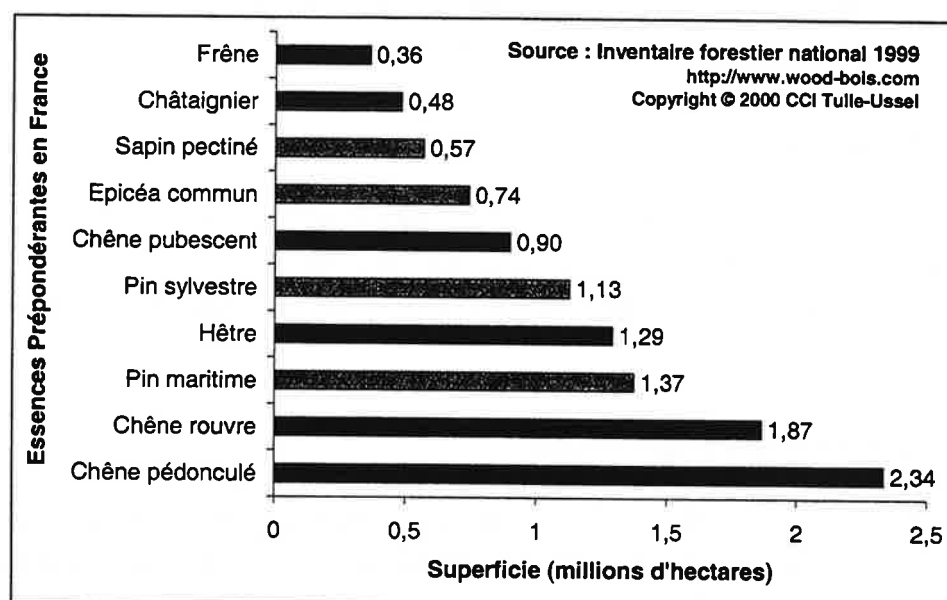


Figure 1-1. Les 10 essences prépondérantes en France, adapté de [CCI Tulle-Ussel, 2000]

I.2 - Applications du Bois

Toutes les composantes du bois sont valorisables (voir Figure 1-2). Il peut être utilisé tel quel (meubles, charpentes, etc...) ou sous la forme de matériaux dérivés : lamellé-collé, bois aboutés, panneaux de particules, contreplaqués, composites.

On résume ses emplois dans le tableau suivant :

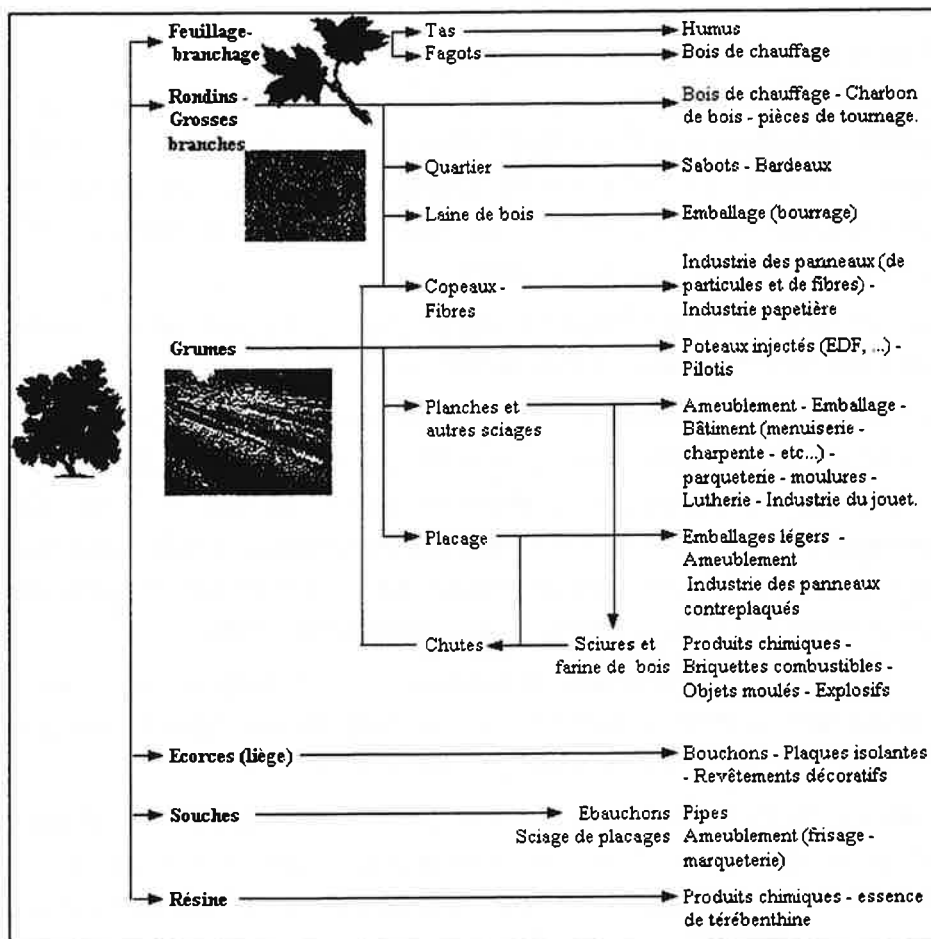


Figure 1-2. Les emplois du bois [MARIE, 1999]

Ces applications ne feront pas appel aux mêmes caractéristiques du bois en terme de résistances mécaniques, biodégradabilité, stabilité ou apparence esthétique. On n'utilisera pas le même bois pour fabriquer des cagettes ou des charpentes!

1.3 - Importance Economique de la Filière

Le bois représente 500 000 emplois en France, soit 2,5% de la population active [BIANCO, 1998], c'est-à-dire plus que la sidérurgie ou l'automobile, pour un chiffre d'affaire total de 435 milliards de francs.

Ces emplois sont majoritairement en zone rurale, contribuant à l'aménagement durable du territoire. On peut d'ailleurs rappeler que la forêt française a atteint un minimum au XIX^e siècle avec 6-8 millions d'hectares en 1827 puis a commencé à progresser pour atteindre les 15 millions d'hectares actuels [CCI Tulle-Ussel, 2000]. Le bois combustible ne s'imposait plus du fait de l'usage du charbon. Les propriétaires privés et l'administration forestière ont également reconquis l'espace abandonné après l'exode rural.

I.4 - Atouts et Handicaps

Les faiblesses du secteurs sont connus :

- dispersion de la propriété et faible intégration bois-usine. Les entreprises françaises possèdent seulement 50 000 hectares (sur 15 millions) de forêts contre 5,7 millions d'hectares en Suède ou 30 millions au Canada. De même, 40% du bois français change au moins 3 fois de mains entre le propriétaire, l'exploitant et l'industriel, augmentant d'autant les coûts.
- peu de forêts monospécifiques ou de plantations. Ce point peut toutefois constituer un atout en terme de biodiversité et de résistance aux parasites.
- attachement des Français à la pierre avec seulement 12% des maisons à ossature bois contre 90% au Etats-Unis ou dans les pays scandinaves [BIANCO, 1998]. On parle ainsi de civilisations de la pierre au Sud et du bois au Nord. L'état français semble également à la traîne que ce soit comme donneur d'ordre pour la construction de bâtiments ou la formation de ses cadres. Tant et si bien que des pays développés, la France est celui qui utilise le moins le bois [BIANCO, 1998].
- concurrence des matériaux industriels. Sur 6 millions de fenêtres, le bois représente 30%, le PVC 44% et l'aluminium 26%. Ils sont réputés plus reproductibles, plus faciles à mettre en œuvre, voire plus écologiques.
- faiblesse de l'industrie du sciage. Elle rattrape actuellement son retard sur les pays scandinaves où tous les bois sont normalisés, séchés et rabotés. Il existe peu de scieries de taille importante : 5 scieries de plus 100 000 m³/an en France contre 150 en Allemagne! Dans le même ordre d'idées, les menuisiers industriels s'approvisionnent majoritairement (55%) en bois exotiques et auraient tendance à se détourner des scieries françaises qui seraient souvent incapables de respecter leurs exigences [BIANCO, 1998].

Ceci n'empêche pas des entreprises étrangères de s'implanter en France (le belge Unilin, l'irlandais Smurfit, etc...) et il ne faut pas oublier les atouts de notre filière :

- qualité et diversité des ressources. 70% des forêts sont constituées d'au moins deux espèces, et 20% de plus de quatre espèces [CERIG, 1999]. Hervé Jacquetel, de l'INRA de Pierroton, a démontré que la présence de petites parcelles de feuillus au sein de grandes plantations de pins maritimes diminue les risques d'attaques de certains insectes (pyrales, cochenilles...) et augmente la présence des oiseaux insectivores [SCIENCE & VIE, 2000].
- bonnes perspectives d'approvisionnement à long et moyen terme grâce aux politiques de reboisement des années 60-70 [BIANCO, 1998].
- croissance rapide de la forêt française, de l'ordre de 30 000 hectares/an.
- compétitivité et réactivité de secteurs comme la menuiserie industrielle, la parqueterie ou l'ameublement, malgré le coût élevé du bois (rendu usine)

- une culture orientée vers la valorisation maximale des bois d'œuvre grâce à la prédominance des exploitants de feuillus, d'où des liens privilégiés entre les scieries, les panneaux et la pâte à papier. Cette tradition s'inscrit bien dans une logique de développement durable

I.5 - Premières Conséquences sur la Rétification

On s'aperçoit simultanément de la diversité des applications du bois et des essences disponibles en France. On peut avoir une double approche de la divulgation et de l'industrialisation de la rétification :

- adapter le traitement à chaque essence en vue d'une utilisation donnée. Le danger est alors de se disperser suivant les donneurs d'ordres...
- identifier les essences qui, avec un traitement 'standard', conviendront à un usage donné. On créerait alors de nouvelles 'essences rétifées' qu'il convient de caractériser et normaliser et il faut éduquer les consommateurs en conséquence.

Il semble pour le moins difficile d'imaginer un traitement unique adapté à toutes les essences et toutes les utilisations. On s'est donc orienté vers la conception de petites plates-formes souples de traitement fonctionnant en discontinu, un peu sur le modèle des réacteurs discontinus de la chimie fine plutôt que sur celui en continu de la chimie lourde.

On peut noter que le développement de procédés comme la rétification est un élément moteur pour standardiser la matière bois en terme d'humidité, de dimensions, de stérilisation, etc... Cette standardisation est à la fois indispensable pour assurer de bons traitements de rétification et pour que le bois reste crédible par rapport aux autres matériaux industriels.

II - LE MATERIAU BOIS

On n'utilise bien un matériau que si on le connaît bien. La nature fibreuse du bois influence fortement son utilisation. Le bois se compose de cellules allongées et creuses disposées parallèlement les unes aux autres le long du tronc. Une fois l'arbre coupé et débité, les caractéristiques et l'arrangement de ces fibres affectent des propriétés telles que les résistances mécaniques, les retraits ou le grain du bois [FPL, 1999].

Le bois est de plus un matériau biodégradable, avec les avantages et les inconvénients associés. On va donc étudier les agents de biodégradation du bois, les classes de risques associées à son utilisation et les techniques classiques de préservation.

II.1 - Structure du Bois

II.1.1 - Croissance de l'arbre et structure macroscopique

La coupe transversale (voir Figure 1-3) d'un tronc illustre la croissance concentrique de l'arbre et son anatomie. On distingue successivement [JOKSA, 1999]:

- l'écorce, constituée de deux couches : une couche interne composée de cellules conduisant et stockant les produits de la photosynthèse, et une couche externe composée de cellules mortes. Cette dernière protège des attaques biologiques et du dessèchement des cellules vivantes de l'arbre

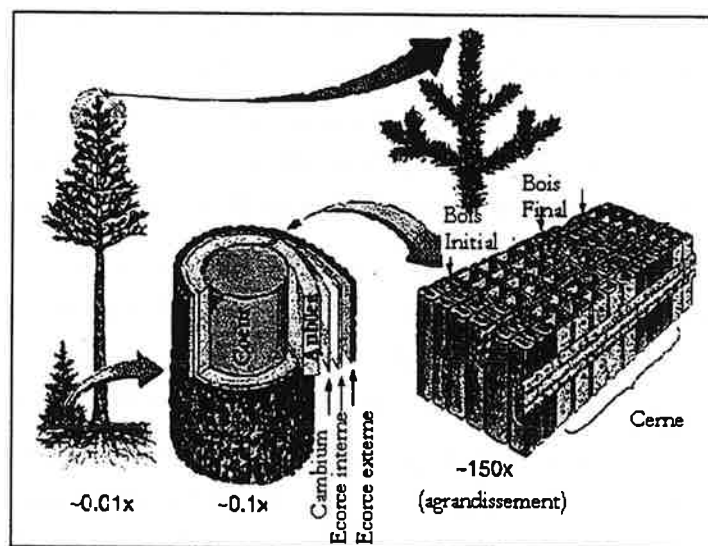


Figure 1-3. Croissance de l'arbre, du tronc aux cernes annuels, adapté de [JOKSA, 1999]

- le cambium, moins facile à distinguer. C'est une fine couche monocellulaire entre le bois et l'écorce interne. C'est ici que sont produites les trachéides (fibres du bois) par photosynthèse. La vitesse de division des cellules et leur taille finale sont largement régulées par des hormones de croissance appelées auxines.
- les cernes, dus à la croissance concentrique du bois. Leur formation dure 6 mois. La division cambiale commence en mai dans les régions tempérées, avec la création du bois initial (bois de printemps). Ce bois peu dense assure un important écoulement d'eau, il est produit jusqu'en juillet avec la fin de la croissance et l'arrivée à maturation des aiguilles. Le nouveau feuillage cesse alors de consommer les produits de la photosynthèse pour devenir producteur net. En parallèle, la division cambiale ralentit. La paroi cellulaire s'épaissit et donne naissance au bois final (bois d'été). Ce bois final est en général plus dense que le bois initial et contribue à la solidité du matériau, il est produit jusqu'à la fin septembre.
- le xylème : le "bois" proprement dit. On distingue deux zones (de couleur souvent différente) : l'aubier et le cœur (duramen). L'aubier stocke l'eau et les produits de la

photosynthèse, et assure la conduction de la sève : il est vivant et communique constamment avec le cambium et l'écorce interne. Le cœur est au contraire composée de cellules mortes (autrefois de l'aubier). Contrairement à l'aubier, le cœur résiste bien aux parasites biologiques (champignons, insectes) grâce à la présence d'extractibles.

II.1.2 - Structure Microscopique

Les cellules constituant le bois sont de formes et tailles variées. La majeure partie de ces cellules sont très allongées et pointues aux extrémités : ce sont les fibres ou trachéides. Elles sont plus courtes chez les feuillus : 1 mm contre 3 à 8 mm de long pour les résineux. Les fibres de bois initial ont un diamètre important et de fines parois contrairement au bois final. Lorsqu'on les réduit à l'état de fibres individuelles (pulpe pour la pâte à papier), les fibres de bois initial sont flexibles et s'aplatissent comme un ruban sur leur face radiale, tandis les fibres de bois final (plus épaisses) restent tubulaires et rigides. La proportion de bois final dans les cernes annuels influencera donc les propriétés mécaniques du bois [JOKSA, 1999].

La structure du bois de résineux est plus simple que celle des feuillus. Chez les résineux, les trachéides longitudinales, représentent de 90 à 95% de la masse ligneuse (le reste étant composé des rayons). La taille des cellules est ainsi relativement uniforme chez les conifères (voir Figure 1-4). Au contraire, les feuillus ont un fonctionnement plus complexe et connaissent la division du travail : ce sont des vaisseaux longitudinaux supplémentaires qui conduisent la sève tandis que les fibres longitudinales assurent la tenue mécanique du bois. Ces vaisseaux ont un diamètre relativement important et de fines parois, contrairement aux fibres, plus épaisses (voir Figure 1-5).

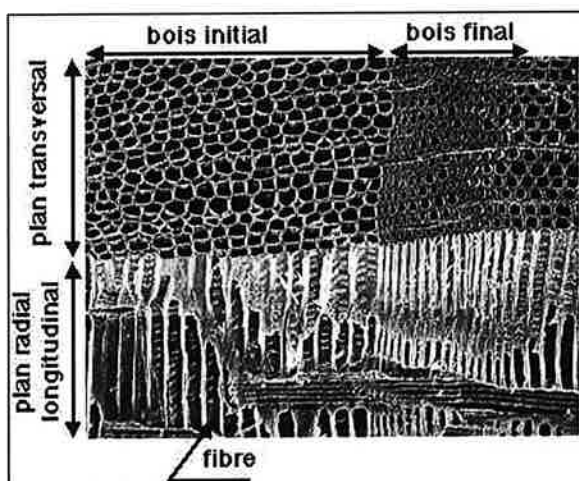


Figure 1-4. Vue d'un Résineux au Microscope Electronique à Balayage.
Photo EFGP [CERIG, 1999]

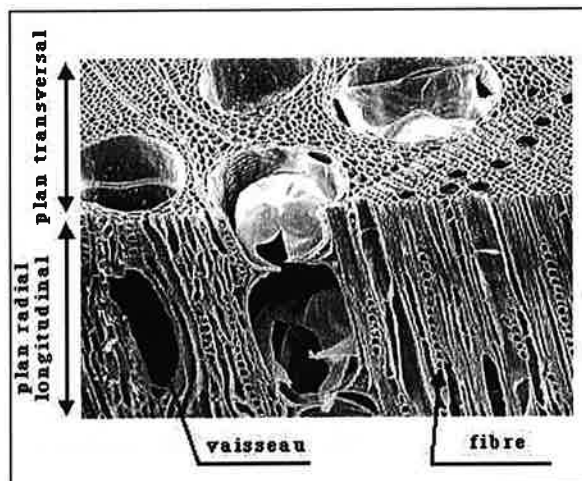


Figure 1-5. Vue d'un Feuillu au Microscope Electronique à Balayage
Photo EFGP [CERIG, 1999]

Les feuillus et les résineux possèdent de plus un système horizontal de cellules :

des agrégats appelés rayons. Ils sont produits par le cambium et s'étendent radialement de l'écorce interne vers le centre de l'arbre (apparaissant comme de fines lignes coupant les cernes à angle droit). Ces agrégats contiennent des cellules de stockage et de conduction : les parenchymes. Ils contribuent à l'aspect décoratif du bois, mais sont aussi des points faibles à partir desquels peuvent se développer des fentes pendant le séchage [FPL, 1999].

Les fibres se composent d'hémicelluloses, de cellulose et de lignine, 3 polymères précisément agencés dans la paroi cellulaire (voir Figure 1-6). On observe successivement:

- la "lamelle moyenne" (M) riche en lignine : c'est la "colle" qui joint entre elles les fibres (c'est elle qui est visée lorsque l'on veut séparer les fibres de cellulose pour former la pulpe).
- la paroi primaire (P et P'), au réseau lâche et désordonné de microfibrilles cellulosiques.
- la paroi secondaire, faite des couche S₁, S₂ et S₃ aux microfibrilles étroitement liées. La couche S₂ est la plus épaisse (de 3 à 15 fois plus épaisse que les couches S₁ et S₃ combinées) et c'est donc elle qui a le plus d'influence sur les propriétés mécaniques et les retraits du bois. L'axe des microfibrilles de S₂ est quasiment parallèle à l'axe longitudinal (angle de l'ordre de 10 à 30°) et une variation de cet angle pourra entraîner un fort retrait longitudinal (et donc des voilages au séchage).

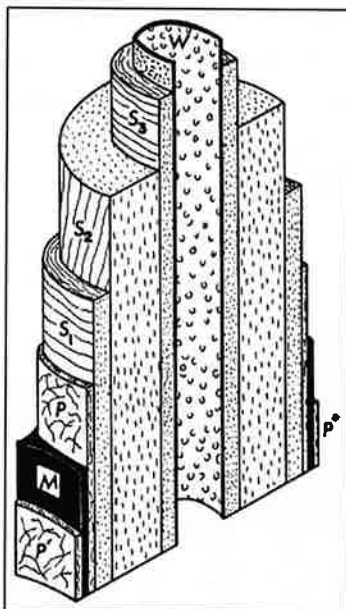


Figure 1-6. Vue en perspective d'une paroi [SIAU, 1984]

II.1.3 - Composition Chimique

Le bois est une structure polymérique complexe constituée de lignine et de carbohydrates (la cellulose et les hémicelluloses) qui forment la structure lignocellulosique visible du bois. D'autres composés organiques et minéraux sont également présents dans le

bois, en plus faible quantité et sans contribuer à sa structure. Les composés organiques sont nommés extractibles car leur poids moléculaire est suffisamment faible pour qu'ils soient solubles dans l'eau ou dans des solvants organiques. Les minéraux constituent les cendres restantes après la combustion du bois à haute température [DURBAK, 1998].

a) La cellulose

La cellulose, le constituant prédominant du bois (environ 40%), est un polymère linéaire constitué d'unités β -D glucopyranosiques liées au niveau du 4^o carbone. Chaque unité glucose est tournée de 180° par rapport à ses voisines et présente trois groupement hydroxyles (voir Figure 1-7). Ces groupes -OH permettent aux fibrilles individuelles de s'interconnecter via des liaisons hydrogènes, assurant la structure très rigide de l'ensemble. Ces groupes provoquent aussi le caractère hydrophile de la cellulose, faisant gonfler les fibres en présence d'eau. Dans la nature, la cellulose se présente à la fois sous forme cristalline (chaînes organisées et parallèles) et amorphes (chaînes désordonnées).

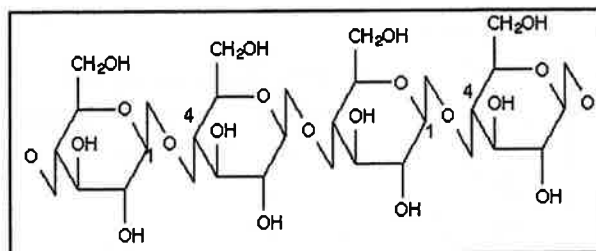


Figure 1-7. Structure de la cellulose

b) Les hémicelluloses

Les hémicelluloses sont des polymères beaucoup plus courts que la cellulose et non nécessairement linéaires. Elles se composent de 5 monomères principaux : 3 hexoses (glucose, mannose et galactose) et 2 pentoses (arabinose et xylose). Les hémicelluloses varient entre les feuillus et les résineux, en formule chimique et en quantité. Les monomères de base sont en majorité des mannoses pour les résineux et des xyloses pour les feuillus [BOHNKE, 1993].

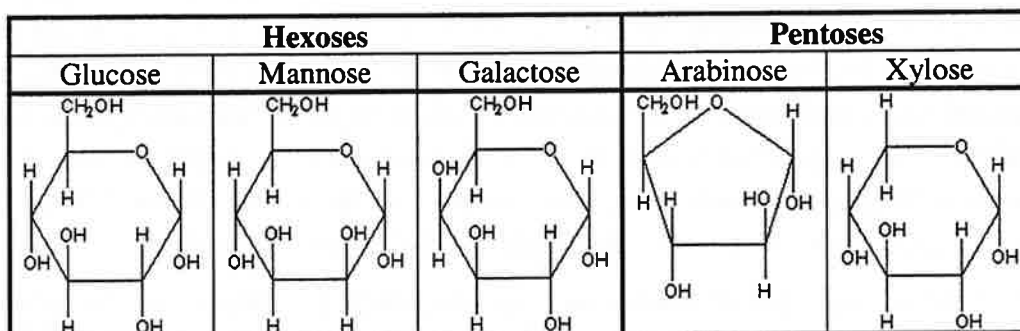


Figure 1-8. Les hémicelluloses du bois

Les hémicelluloses enrobent les fibrilles cellulosiques pour former

l'holocellulose. Elles possèdent de nombreux groupement hydroxyle fortement hydrophiles qui vont contribuer au gonflement du bois. Leur modification est une des clés permettant de comprendre la réticulation.

c) La lignine

La lignine est un polymère tridimensionnel dense, constitué d'unités phényl propane. Elle incruste l'espace intercellulaire une fois que la cellulose et les hémicelluloses s'y sont déposées. La lignine est produite par la polymérisation de l'alcool coniférylique, de l'alcool coumarylique et de l'alcool sinapylique.

Son étude est compliquée par son enchevêtrement avec la cellulose et les hémicelluloses. Il est ainsi nécessaire de dégrader la structure de la lignine pour la dissoudre et récupérer la cellulose (pâte à papier). La composition de la lignine diffère quelque peu entre résineux et feuillus. Elle constitue de 23 à 33 % des cellules des résineux contre 16 à 25% chez les feuillus.

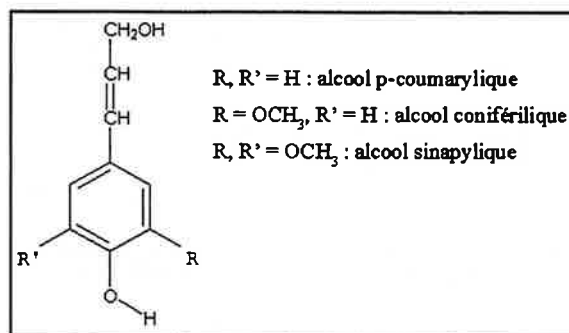


Figure 1-9. Motifs principaux de la lignine

La lignine offre une protection contre la dégradation des champignons (présence de nombreuses liaisons carbone-carbone). Malgré la présence de groupes -OH, elle est beaucoup moins hydrophile que la cellulose ou les hémicelluloses.

d) Les extractibles et minéraux

Les extractibles et les minéraux constituent l'autre groupe de substances présentes dans le bois. Ils sont largement localisés dans les parenchymes et la lumière des cellules. Les extractibles représentent typiquement 2 à 5% de la matière sèche en poids, mais ils déterminent souvent de manière significative la valeur commerciale des espèces. Parmi les extractibles, on peut citer les tannins (hydrolysables), les terpènes, les composés aliphatiques (acides et alcools gras, cires, alcanes) et les sucres (Hillis, 1975). Ils sont extraits à l'aide d'eau ou de solvants organiques (alcool, éther ou benzène).

Malgré leur faible proportion, les extractibles influent sur la couleur, la biodégradabilité, l'hygroscopicité ou les résistances mécaniques du bois. C'est ainsi que l'odeur agréable des conifères (les "sapins de Noël") est due à la présence de terpènes ou de pinènes, des composés hautement aromatiques. Le teck est doté d'une excellente

résistance aux intempéries grâce à des extractibles présents sous forme d'huiles. De même, certains bois tropicaux contiennent un taux élevé en silice qui les protégera efficacement contre les termites, mais les rendra difficiles à usiner.

II.2 - Propriétés Physico-Mécaniques

La croissance, l'anatomie et la chimie du bois aident à mieux comprendre ce en quoi le bois est si différent des matériaux habituellement utilisés dans l'industrie

- il est hautement variable : deux pièces de bois ne sont jamais parfaitement identiques, même au sein d'un même arbre.
- il est hygroscopique : le bois s'adapte à l'humidité ambiante. Ses dimensions, ses résistances mécaniques et sa densité en sont alors modifiées.
- il est hétérogène et anisotrope : ses propriétés diffèrent avec l'orientation.

Les propriétés physico-mécaniques caractérisent le bois et son comportement face à des influences extérieures. On inclut les propriétés directionnelles, l'humidité, la stabilité dimensionnelle, la masse volumique; les résistance au feu et aux attaques chimiques.

II.2.1 - Des propriétés directionnelles

La croissance concentrique impose trois directions de référence (radiale, tangentielle et longitudinale) et les trois plans associés (radial-tangentiel, longitudinal-tangentiel et longitudinal-radial). La plupart des propriétés varie suivant ces trois directions, mais les différences entre les axes radial et tangentiels sont souvent mineures par rapport à celles entre les axes radial ou tangentiel et l'axe longitudinal. Les propriétés sont souvent simplement tabulées pour l'axe parallèle au fil du bois (longitudinal) ou les axes perpendiculaires au fil (radial et tangentiel) [WINANDY, 1994].

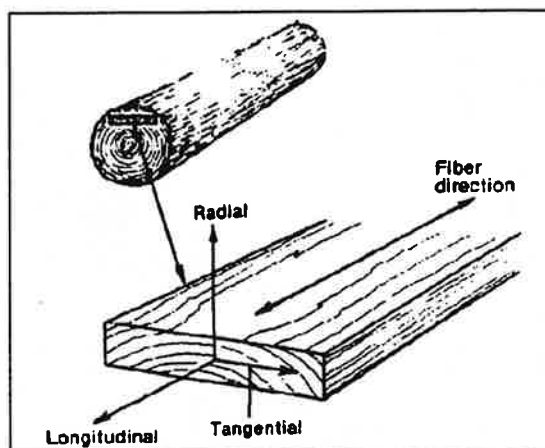


Figure 1-10. Les trois principales directions du bois [WINANDY, 1994]

II.2.2 - Teneur en humidité

a) Définition

La teneur en d'humidité d'un échantillon est définie comme le pourcentage de la masse de l'échantillon par rapport à sa masse anhydre.

$$H\% = \frac{\text{masse}(\text{bois humide}) - \text{masse}(\text{bois anhydre})}{\text{masse}(\text{bois anhydre})} \times 100 \quad (1)$$

b) Point de saturation des fibres

Pour de faibles humidités, l'eau est présente dans l'arbre sous sa forme "liée". L'eau va s'adsorber à la surface des parois cellulaires via des liaisons hydrogène avec les groupements hydroxyle des polymères constitutifs du bois (et tout particulièrement les hémicelluloses). Cette eau va jouer le rôle de plastifiant. En se glissant entre les chaînes de polymères, elle va augmenter leur mobilité et les faire gonfler. Cette eau liée sera donc responsable des phénomènes de retrait et de gonflement.

A partir d'une certaine humidité, appelée point de saturation des fibres (PSF), l'eau cesse de s'adsorber et commence à circuler librement dans les lumières des fibres. C'est l'eau libre qui n'a pas d'influence sur les retraits et gonflements du bois. Le point de saturation des fibres va varier suivant l'essence et suivant le taux d'extractibles présents dans le bois, mais il se situe ne général autour de 30%.

c) Humidité d'équilibre

Le bois est un matériau hygroscopique : il absorbe de l'eau dans un environnement humide et en perd dans un environnement sec. Son humidité dépend ainsi des conditions atmosphériques : elle est fonction de l'humidité relative et de la température de l'air.

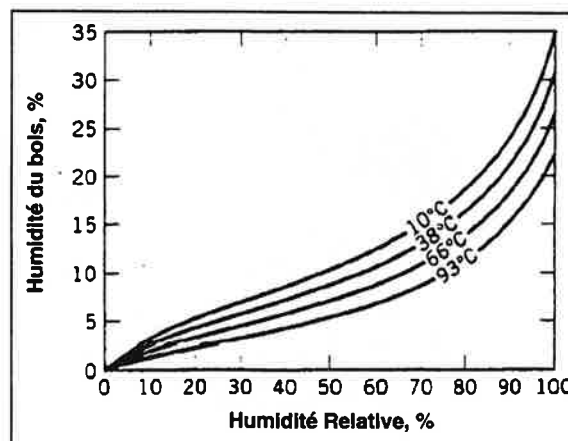


Figure 1-11. Variation de l'humidité du bois avec l'humidité relative de l'air et la température. Adapté de [Durbak, 1998]

Dans des conditions constantes de températures et d'humidité relatives, le bois atteint une humidité d'équilibre souvent notée EMC (notation anglo-saxonne pour "Equilibrium Moisture Content"). Cette humidité d'équilibre fait l'objet de diverses corrélations, mais la plus répandue a été proposée par Hailwood et Horrobin en 1946 [cités par SIMPSON, 1981]. Elle est basée sur des mesures faites dans les années 30 sur de l'épicéa de Sitka, via des désorptions (à partir de l'état de bois vert) jusqu'à 100°C. La précision de la corrélation est de l'ordre de 1%. Cette relation est complexe mais présente l'avantage non négligeable d'avoir été extrapolée et validée jusqu'à au moins 150°C [SIMPSON, 1981]. L'humidité d'équilibre EMC (en %/100) est donnée en fonction de l'humidité relative h (en %/100) et de la température (en °C) selon la relation

$$EMC(\%) = \frac{18}{W} \left(\frac{Kh}{1-Kh} + \frac{K_1Kh + 2K_1K_2K^2h^2}{1 + K_1Kh + K_1K_2K^2h^2} \right) \quad (2)$$

$$\text{avec } W = 349 + 1.29T + 0.0135T^2 \quad (3)$$

$$K = 0.805 + 0.000736T - 0.00000273T^2 \quad (4)$$

$$K_1 = 6.27 - 0.00938T - 0.000303T^2 \quad (5)$$

$$K_2 = 1.91 + 0.0407T - 0.000293T^2 \quad (6)$$

II.2.3 - Stabilité dimensionnelle

Une conséquence de l'hygroscopie du bois va être sa capacité à changer de dimensions selon l'humidité, c'est ce que l'on appelle le "jeu du bois".

On exprime conventionnellement les retraits en pourcentage de la dimension maximale, c'est-à-dire l'état vert (saturé en eau) :

$$\text{Retrait } (\%) = \frac{\text{dimension}(\text{état vert}) - \text{dimension}(\text{état anhydre})}{\text{dimension}(\text{état vert})} \times 100 \quad (7)$$

Le gonflement s'exprime au contraire par rapport à la dimension minimale, c'est-à-dire à l'état anhydre :

$$\text{Gonflement } (\%) = \frac{\text{dimension}(\text{état vert}) - \text{dimension}(\text{état anhydre})}{\text{dimension}(\text{état anhydre})} \times 100 \quad (8)$$

Ces variations sont fortement anisotropes : le retrait transversal total (radial et tangentiel) varie entre 8 et 20% tandis que le retrait longitudinal est de l'ordre de 0.1 à 0.3 %. De plus, le retrait tangentiel est en moyenne 2 fois plus élevé que le retrait radial. Cette anisotropie semble due à la combinaison de plusieurs facteurs : la texture (rapport bois final sur bois total), l'influence des rayons, l'orientation des fibres à l'intérieur des cellules (voir paragraphe II.1.2 -), etc ...

La Figure 1-12 illustre la variation linéaire des gonflements (et aussi des retraits) en fonction de l'humidité jusqu'au point de saturation des fibres. La pente de cette droite est appelée le coefficient de gonflement. On peut calculer le point de saturation des fibres en déterminant l'intersection de cette droite avec la moyenne du gonflement pour le bois

saturé en eau. On trouve alors une humidité voisine de 30%.

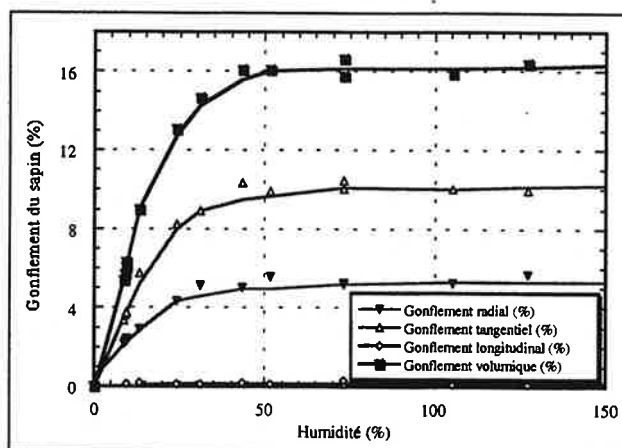


Figure 1-12. Gonflements du sapin pectiné [DUCHEZ, 1997]

II.2.4 - Masse volumique

Il s'agit du rapport masse sur volume de solide. Elle dépend de l'humidité et il faut vérifier la définition adoptée [BAUDOUIN, 1981]. La masse volumique peut être :

- basale : $\rho_B = \text{Masse anhydre } (M_0) / \text{Volume saturé } (V_s)$ (9)

- anhydre : $\rho_0 = \text{Masse anhydre } (M_0) / \text{Volume anhydre } (V_0)$ (10)

- humide : $\rho_H = \text{Masse anhydre } (M_0) / \text{Volume humide } (V_H)$ (US, Canada) (11)

ou en Europe : $\rho_H = \text{Masse humide } (M_H) / \text{Volume humide } (V_H)$ (12)

Le plus souvent, en Europe, on s'intéresse à la masse volumique à 12%, l'humidité dans les conditions d'utilisation les plus courantes, i.e. $\rho_{12\%} = M_{12\%} / V_{12\%}$. Il s'agit d'une masse volumique apparente : le bois est un matériau poreux, avant tout composé d'air. La masse volumique anhydre de la matière lignocellulosique est de l'ordre de 1500 kg/m³ quelle que soit l'espèce considérée.

La masse volumique apparente du bois est très variable, non seulement entre espèces ou entre arbres d'une même espèce, mais également à l'intérieur d'un même arbre ! Elle va varier (entre autres) suivant la hauteur, la distance par rapport au centre du tronc et particulièrement la proportion de bois final et de bois initial.

II.2.5 - Résistance au feu

Il est bien connu que le bois brûle... Cependant, les assureurs voient d'un bon œil les constructions en bois. En effet, sous l'effet du feu, le bois produit une couche de charbon agissant comme un isolant thermique. Cette couche de charbon peut aller jusqu'à inhiber la combustion en établissant une barrière thermique entre le bois encore intact

(intérieur de la charpente) et la chaleur extérieure. Au contraire, l'acier est 100 fois plus conducteur que le bois et absorbe la chaleur jusqu'à ce qu'il atteigne une température où la structure métallique s'effondre sous l'effet de son propre poids [WINANDY, 1994]

II.2.6 - Résistance électrique

Le bois est un bon isolant électrique. Sa conductivité électrique varie toutefois de manière importante avec l'orientation considérée, la température et l'humidité. La conductivité longitudinale est sensiblement le double de celle suivant les axes radial ou tangentiel. La conductivité double pour chaque augmentation de 10°C. Elle varie plus légèrement avec la densité et l'essence.

Il est important de comprendre le comportement de cette propriété car la corrélation entre la résistivité électrique et l'humidité constitue la base des humidimètres du marché (voir Figure 1-13). Ceux-ci sont seulement efficaces entre 5 et 25% [WINANDY, 1994]. En effet, au dessous de 5-6%, la résistivité devient trop élevée pour être évaluée par de petits appareils tandis qu'elle ne varie quasiment plus au delà du point de saturation des fibres [WEILAND, 2000]. Enfin, cette méthode ne s'applique pas aux bois traités car leur conductivité est altérée par les traitements (WINANDY, 1994).

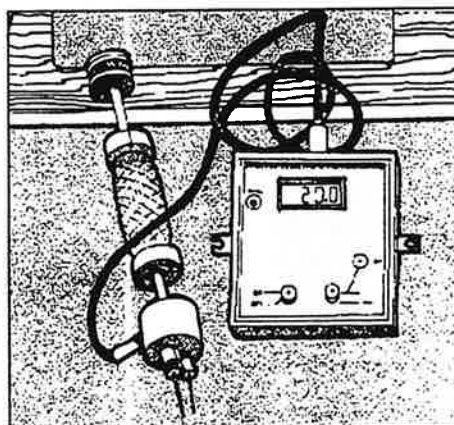


Figure 1-13. Humidimètre à pointes. Adapté de [JAMES, 1988]

II.2.7 - Résistance aux attaques chimiques

Le bois résiste très bien à de nombreux produits chimiques. Le bois est souvent considéré comme supérieur à d'autres matériaux, comme l'acier ou le béton, en partie grâce à sa résistance face aux acides faibles, les sels ou les agents corrosifs. Le fer se comporte mieux en général que le bois face à des solutions alcalines, mais les produits de préservation comme la créosote améliorent grandement ses performances. Le bois de cœur est plus résistant que l'aubier car les liquides y pénètrent beaucoup plus difficilement.

II.2.8 - Résistances Mécaniques

Les propriétés mécaniques se définissent en fonction de forces extérieures appliquées sur le matériau. L'amplitude de ces forces, exprimées par unité de surface, détermine la contrainte subie par la pièce. On peut appliquer des efforts de traction, compression, flexion, cisaillement... Le comportement du bois dépend fortement des conditions dans laquelle la charge lui est appliquée. On distingue ainsi l'influence de :

a) la direction d'application

Le bois ne se conduit pas de la même façon s'il est sollicité dans le sens des fibres ou perpendiculairement à celui-ci. De la même façon, le renforcement de la structure par les rayons ligneux dans la direction radiale et l'existence d'une épaisseur de paroi différente dans la direction tangentielle induisent un comportement différent dans le sens radial et le sens tangential. Il est impératif de respecter scrupuleusement les normes existantes lors d'essais mécaniques.

b) la durée et la contrainte appliquée

Si la durée est courte et la contrainte relativement faible, la déformation est proportionnelle à la force appliquée et elle est récupérable : on est dans la phase d'élasticité du bois. Au delà de cette charge, toute contrainte entraîne une déformation irréversible de la pièce (phase plastique), jusqu'à la rupture de la pièce de bois (voir Figure 1-14).

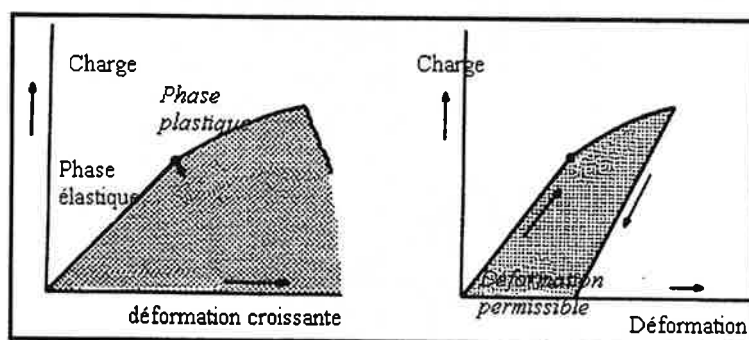


Figure 1-14. Diagramme déformation-contrainte du bois

c) l'humidité

Augmenter l'humidité dégrade les propriétés mécaniques du bois (voir Figure 1-15). On explique partiellement ce phénomène par la baisse de la densité du bois et par la plastification qui va diminuer la rigidité du bois.

On a ainsi observé que le module de rupture en flexion statique [NF B51-008, 1987] diminue linéairement quand l'humidité est comprise entre 8 et 15%. Cette propriété nous est précieuse pour avoir une approximation du module à l'humidité conventionnelle de 12%. L'équation (13) est alors appliquée en prenant $b=42$ en première approximation ou bien $b=46$ pour le pin [KOLLMAN, 1968] :

$$\frac{\text{Module de rupture (12\%)}}{\text{Module de rupture (H)}} = \frac{b-12}{b-H} \quad (13)$$

Le "Wood Handbook" [FPL, 1999] recommande plus généralement la relation suivante à 21°C :

$$F = F_{12\%} \left(\frac{F_{12\%}}{F_V} \right)^{\frac{12-H}{H_p-12}} \quad (14)$$

avec F , propriété étudiée à l'humidité H (exprimée en %)

$F_{12\%}$ et F_V , propriétés tabulées respectivement à 12 % et à l'état vert

H_p , humidité à partir de laquelle la propriété F_H commence à varier avec l'humidité (voir Figure 1-15)

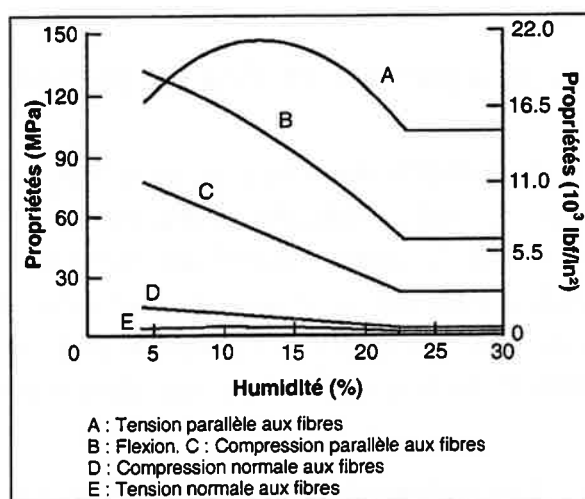


Figure 1-15. Effet de l'humidité sur les propriétés mécaniques du bois. Adapté de [FPL, 1999]

Un autre piège posé par l'humidité est celui de la trempe à la surface ("casehardening"). Dans le cas d'un séchage trop rapide, un gradient d'humidité entre la surface et le centre de l'échantillon faussera la mesure des résistances : une surface plus sèche sera plus rigide, d'où une augmentation artificielle des résistances.

d) masse volumique

En général, plus un bois est dense, plus il est résistant. La densité (ou la masse volumique) est donc un bon indicateur de la qualité d'un bois. Si l'on veut comparer efficacement le bois avec d'autres matériaux ou d'autres espèces, il est préférable d'utiliser la résistance spécifique, à savoir le rapport résistances/masse volumique. A l'intérieur d'une même espèce, le module de rupture varie quasi linéairement avec la masse volumique (voir Figure 1-16 pour le sapin)

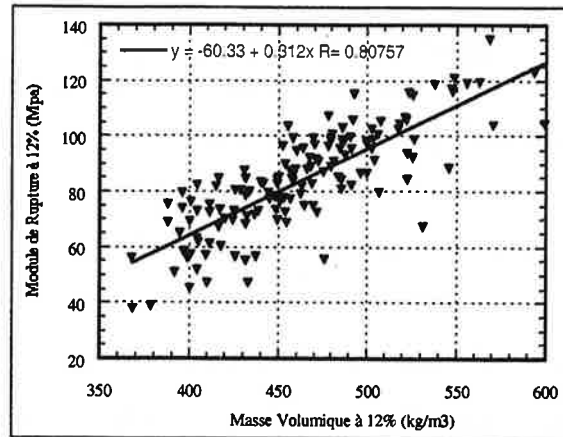


Figure 1-16. Croissance du module de rupture avec la masse volumique pour le sapin pectiné [DUCHEZ, 1997]

II.3 - Biodégradation et Préservation du Bois

Le bois possède de multiples utilisations autres que la simple combustion. Placé dans de bonnes conditions, il peut fournir des siècles de bons et loyaux services. Par contre, en présence d'humidité, la nature reprend ses droits et réamorçonne son cycle de dégradation et de recyclage. Le bois est alors attaqué par les champignons, les insectes et les parasites marins. On décrit ici ces agents de dégradation puis les classes de risques pour l'utilisation du bois et enfin les techniques classiques de préservation.

II.3.1 - Les attaques par les champignons

La pourriture, les moisissures et la plupart des discolorations du bois sont des champignons microscopiques. Ceux-ci se nourrissent de bois vivant ou mort. Ils produisent des spores qui sont transportés par l'eau et le vent et qui peuvent infecter les bois humides pendant le stockage, la transformation ou leur utilisation.

Tous les champignons ont 2 besoins essentiels [THOMASSON, 1989] :

- Une température favorable, entre 10 et 30°C, avec un optimum entre 20 et 30°C. Le bois reste en général intact en dessous de 0°C et au dessus de 40°C.
- Une humidité convenable. Les champignons n'attaquent pas le bois si son humidité est inférieure à 19 %, ce qui est normalement le cas dans les habitations. Toutefois, les pourritures peuvent produire de l'eau en attaquant la cellulose : la dégradation de la moitié de la cellulose contenue dans 14 kg de bois (1 pied cube de bois à 500 kg/m³) peut ainsi fournir 4 litres d'eau [BAKER, 1973]. Il suffit qu'une partie de la pièce de bois soit suffisamment humide pour amorcer la dégradation de l'ensemble. D'autres champignons peuvent également transporter l'eau.

On distingue deux grands groupes de champignons suivant les dommages causés :

ceux qui détruisent le bois (pourriture du bois) et ceux qui le discolorent (moisissures, bleuissement, etc...) sans dégrader ses propriétés mécaniques.

a) Pourriture du bois

Le cœur et l'aubier de la plupart des essences peuvent être dégradés, avec une prédilection pour l'aubier non protégé. Certaines essences sont naturellement durables grâce à la présence d'extractibles : on peut se rappeler du cèdre des sarcophages égyptiens.

◆ Développement des champignons

Les pourritures commencent à se développer avec l'arrivée des spores sur du bois humide. Ils germent et leur paroi éclate en produisant un filament minuscule, l'hyphe [BAKER, 1972]. Ce filament se ramifie et s'infiltré dans le bois, désintégrant les parois des cellules (voir Figure 1-17) et réduisant la résistance du bois. Les ramifications des hyphes forment alors un corps blanc, le mycélium, qui peut évoluer jusqu'à former des corps germinatifs sur le bois, prenant l'aspect de champignons, de couches, de tablettes ligneuses ou charnues [BAKER, 1972], voire d'oreilles... La pourriture est alors à un stade très avancé et les champignons achèvent leur cycle en libérant des spores.

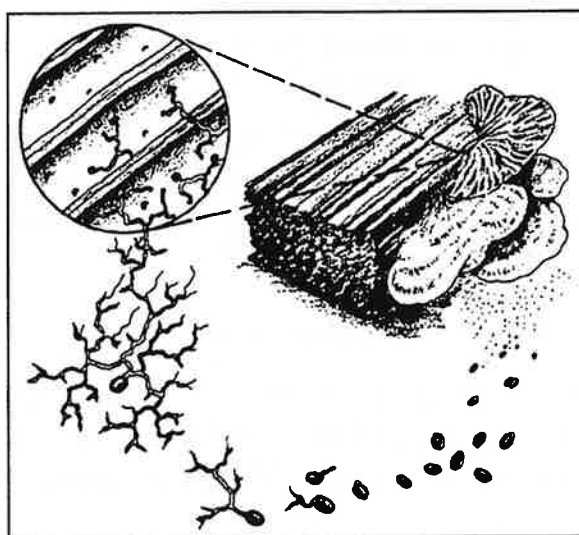


Figure 1-17. Attaque des pourritures, des hyphes jusqu'aux corps germinatifs [HIGHLEY, 1994]

Le pouvoir de reproduction des champignons est assez fantastique si on considère qu'un cm^2 de corps germinatif peut produire plus 300 000 spores par heure pendant plusieurs jours [BAKER, 1972]... Les spores sont très légères, peuvent rester en suspension dans l'air et être transportées sur de longues distances. Aucun lieu sur terre n'est immune aux champignons de dégradation du bois...

On distingue trois grandes catégories de pourritures : les pourritures cubiques (brunes) ; fibreuses (blanches) et molles.

♦ Pourritures cubiques ou brunes (brown rot)

Ces champignons décomposent préférentiellement les polysaccharides en laissant un résidu brun de lignine. Le bois ainsi attaqué peut être déjà très fragilisé avant même que l'on puisse voir la dégradation [THOMASSON, 1989]. Le stade ultime de décomposition se traduit par une couleur brun foncé et un retrait important du bois. Il se fissure à angles droits, délimitant des volumes plus ou moins cubiques [WEILAND, 2000], et il devient très facile de le réduire en poudre. Ces champignons sont certainement la principale cause de pourriture des résineux dans nos régions.

Sans rentrer dans le détail, le mécanisme proposé par [NILSSON, 1986] cité par [ROWELL, 1997] illustre le rôle essentiel des hémicelluloses dans la dégradation. Dans un premier temps, l'attaque est une réaction enzymatique se traduisant par une oxydation chimique coupant les longues chaînes de carbohydrates en des chaînes plus courtes et provoquant d'importantes pertes mécaniques associées à la diminution du degré de polymérisation de la cellulose. Pendant ce temps, une seconde réaction enzymatique démarre et décompose les carbohydrates et la lignine : c'est ici qu'ont lieu les pertes de masse [ROWELL, 1997]. Dans ce mécanisme, les hémicelluloses vont être décomposées en premier et leur protection permettrait d'inhiber le développement des champignons.

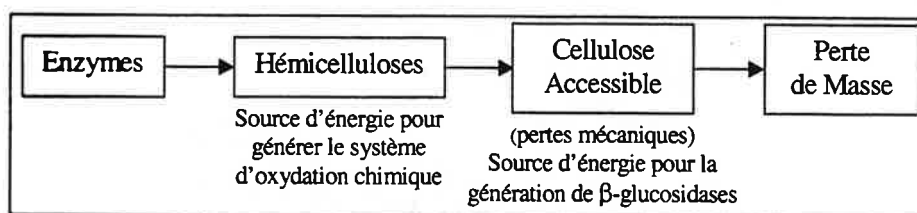


Figure 1-18. Mécanismes d'attaque des pourritures brunes, adapté de [ROWELL, 1997]

♦ Pourritures fibreuses ou blanches (white rot)

Ils dégradent aussi bien la lignine que la cellulose. Ils provoquent un blanchiment du substrat et lui confère une texture fibreuse due au maintien des fibres de cellulose qui s'accompagne d'un gonflement du matériau [WEILAND, 2000].

♦ Pourritures molles (soft rot)

Elles attaquent en général le bois vert ou saturé en eau, et causent un ramollissement progressif de la surface vers le cœur de la pièce. Les dégâts ressemblent à ceux qui sont causés par les pourritures brunes.

b) Champignons à discoloration

Contrairement aux pourritures précédentes, ces champignons ont principalement un effet inesthétique, sans altérations mécaniques. Cependant, ils peuvent à la fois révéler une humidité anormalement élevée et faciliter l'attaque des champignons lignivores [VAN LEEMPUT, 1996]. On distingue les champignons du bleuissement et les moisissures

♦ Bleuissement

On rencontre le bleuissement en scierie (primaire) et en service (secondaire). Le bleuissement primaire apparaît souvent sur des bois sciés très humides et qui ne sont pas séchés assez rapidement. La discoloration est profonde et permanente et elle compromet gravement la valeur commerciale des lots sciés. La seule solution est de couvrir le bois avec une finition. Ou peut-être de le rétifier...

Le bleuissement secondaire s'observe sur des menuiseries extérieures mal protégées. Des fructifications noirâtres de la taille d'une tête d'épingle se développent sous les vernis et les déchire progressivement. L'eau s'infiltre alors plus facilement dans le bois et le développement des champignons est facilité, en particulier celui des pourritures... De simples ponçages ou grattages suffisent à éliminer le problème [VAN LEEMPUT, 2000].

On les confond parfois avec des discolorations dues à des changements chimiques du bois durant la transformation ou le séchage. Il suffit en général de sécher rapidement le bois à des températures relativement faibles en séchoir [THOMASSON, 1989].

♦ Moisissures

Elles regroupent de nombreuses espèces (*penicillium*, *aspergillum*, ...) capable de se développer sur de nombreux supports humides tels que le bois, mais aussi des papiers peints, cartons, etc... Ces champignons se présentent sous la forme de duvets de couleur noire, brune, verte, voire rose ou jaune. Ils libèrent de grandes quantités de spores et peuvent induire des gênes respiratoires ou des allergies. Même si les dégâts sont avant tout esthétiques, ils révèlent une forte humidité propice aux pourritures.

II.3.2 - Les attaques par les insectes

Même si les champignons sont la menace la plus répandue dans nos régions [NOVELL, 1997], il convient d'étudier aussi les insectes, que ce soient les coléoptères ou les insectes sociaux comme les termites ou les fourmis. Cette partie constituera ainsi un préambule à de futures études sur la résistance du bois rétifé aux insectes ou d'amélioration du matériau face aux termites.

a) Coléoptères

Ces insectes volants déposent leurs œufs dans les pores ou dans les fissures du bois. Les dégâts les plus importants sont provoqués par les larves qui creusent des tunnels à l'intérieur du bois. Les insectes les plus destructeurs sont chez nous le capricorne des maisons, la petite vrillette et le lycte brun (voir Figure 1-19).

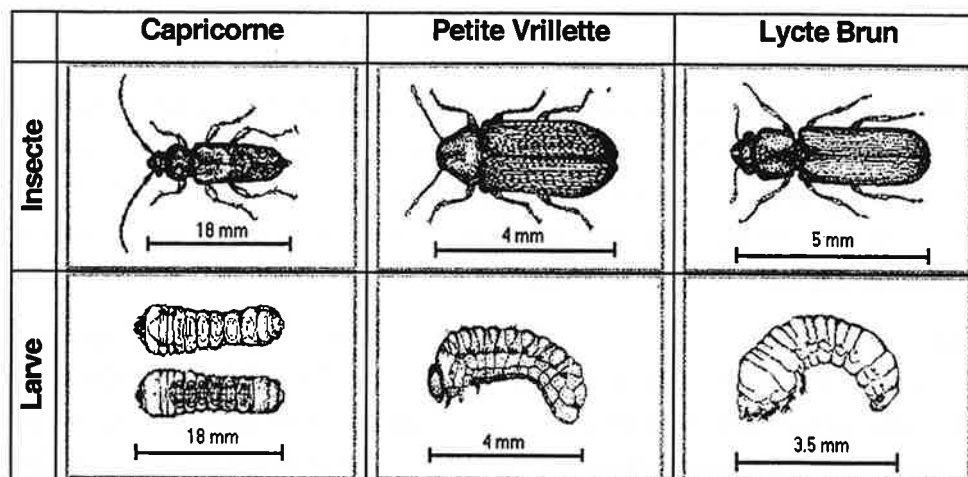


Figure 1-19. Les trois principaux insectes de nos régions.
Dessins réalisés par le Dr H.P. Tscholl [PENTOL, 2000]

D'autres espèces existent, telles que les hespérophanes, les trompettes de la mort ou la grosse vrillette... Ce sont des insectes dits du "bois secs" très bien adaptés aux conditions climatiques des appartements et contre lesquels les précautions architecturales sont insuffisantes : des traitements insecticides préventifs ou curatifs s'imposent.

♦ Capricorne des maisons (*Hylotrupes bajulus*)

Il attaque surtout l'aubier des résineux construits. C'est l'un des pires ennemis des charpentes en Europe, en particulier en Europe Centrale [PENTOL, 2000]. Cet insecte se caractérise par des trous de forme ovale de 6 à 10 mm de grand axe à la surface du bois. Les larves produisent un travail de sape du bois pendant plusieurs années (développement en 3 à 5 ans) qui reste quasiment invisible à l'extérieur. Des dégâts similaires sont causés par les hespérophanes chez les feuillus, mais ils sont rares dans nos régions.

♦ Petite vrillette (*Anobium punctatum*)

C'est le fameux ver à bois qui s'attaque aux meubles, menuiseries et aux charpentes. Il s'agit du plus important parasites des biens culturels (tableaux, sculptures). Il se développe principalement dans l'aubier des résineux et des feuillus. Ici aussi, l'attaque n'est perceptible que lorsque l'insecte a fini son stade larvaire et prend son envol : il creuse alors en direction de la surface un petit trou circulaire pouvant être confondu avec celui du lycte brun, mais très différent de celui du capricorne (ovale et plus gros). Le ver à bois préfère l'aubier mais s'attaque aussi au cœur en présence d'humidité ou de champignons.

♦ Lycte brun (*Lyctus brunneus*)

Il dégrade principalement les meubles et menuiseries réalisées dans certains feuillus et bois exotiques à fortes teneurs en amidon (chêne, frêne, châtaignier, ramin, obéché, etc...). Les résineux sont épargnés. Le lycte se révèle par de petits trous circulaires de 1 à 2 mm de diamètre et produit une poudre de bois plus fine que celle du ver à bois.

b) Les Insectes Sociaux

Les fourmis et les termites envahissent aussi le bois déjà travaillé mais vivent dans des communautés bien organisées.

♦ Fourmis

Elles attaquent surtout les résineux, mais aussi les feuillus comme le bouleau et le peuplier. Elles font généralement leur nid dans le cœur ou elles éliminent le bois initial et conservent le bois final comme armature. Elles attaquent surtout les maisons en bordure de forêt car elles ne se nourrissent pas du bois, mais du lait des pucerons.

♦ Termites

C'est le plus important parasite du bois dans le monde. Il est présent depuis le XVIII^e siècle en France dans l'Ouest de la France, il a sans doute été amené avec des cargaisons de bois exotiques non traités avec les premiers foyers à Bordeaux et à la Rochelle. Ses dégâts semblent s'amplifier avec l'urbanisation et la généralisation du chauffage central depuis les années 45-50. Jusqu'à ces vingt dernières années, il était endémique dans le Sud-Ouest, sur une bande côtière d'une centaine de kilomètre le long de l'Atlantique s'élargissant vers Bordeaux, dans le pourtour méditerranéen et à Paris. Il semble à présent s'étendre vers le Nord-Est, ainsi qu'à Paris (15 arrondissements sont touchés) et sa banlieue [CESAR, 1996]. Le problème devrait donc aller en s'aggravant.

On dénombre plus de 2000 espèces de termites et leurs colonies forment d'authentiques sociétés. La colonie est constituée du couple royal, des ouvriers, des soldats et des formes sexuées ailées (nymphe). Le couple royal a fondé la colonie et perpétue l'espèce. Les ouvriers effectuent tous les travaux tandis que les soldats assurent leur protection grâce à de fortes mandibules. Ces deux formes sont dépourvues d'ailes. Une fois la colonie bien développée, les formes ailées iront former de nouveaux nids au printemps [JANKOSKY, 1990].

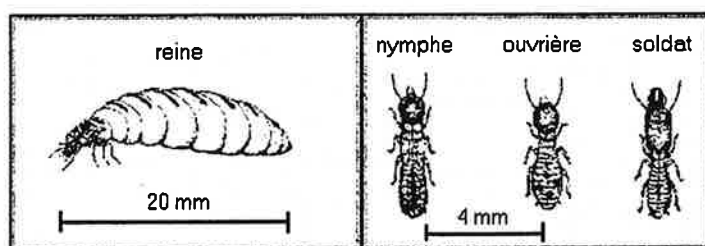


Figure 1-20. Les castes constitutives des termites. Dessins réalisés par le Dr H.P. Tscholl [PENTOL, 2000]

Une nouvelle fois, l'attaque du bois est difficilement perceptible : l'extérieur de la pièce reste intact même si l'intérieur est totalement détruit. Même les orifices sont rebouchés : les termites ne supportent pas la lumière. Il est à noter qu'elles ne digèrent pas directement la cellulose du bois mais qu'elles font appel à des microorganismes présents dans leurs intestins, les protozoaires [JANKOSKY, 1990].

Les termites se divisent en 2 groupes : les espèces souterraines et non souterraines. Les plus importantes sont les premières qui vivent dans le sol et construisent des galeries qui les protègent et leur permettent d'atteindre le bois dont elles se nourrissent. Elles attaquent principalement les bois humides comme les poteaux, les fondations des habitations, les traverses, les poteaux de clôture...

II.3.3 - Les attaques par les invertébrés marins

Les parties submergées des pilotis marins, des quais et des bateaux en bois sont exposées à l'attaque du groupe des invertébrés marins. Des bois non traités peuvent être ainsi détruits en moins d'un an. On recense principalement des invertébrés de la famille des mollusques (parents des praires et nommés "vers marins") et des crustacés [THOMASSON, 1989]. Ils demandent un certain degré de salinité de l'eau et creuse des galeries et d'amples cavités dans le bois [ISVE, 2000].

II.3.4 - Classes de risques d'utilisation du bois

On vient de voir les agents de biodégradation du bois et les facteurs favorisant leur développement. Le facteur limitant est très souvent l'humidité, que ce soit pour les insectes ou les champignons : un bois sec et abrité se conserve bien évidemment beaucoup plus longtemps qu'un bois placé dans un milieu humide.

C'est pourquoi la norme européenne EN335 définit cinq classes de risques d'utilisation des bois, suivant leur exposition à l'humidité (voir le tableau ci-dessous). Plus le risque est élevé, plus il est nécessaire de préserver le bois.

Classe de Risques	Conditions d'utilisation	Humidité du bois en service	Exposition à l'humidification	DISTRIBUTION DES AGENTS BIOLOGIQUES			
				Champignons	Insectes	Termites	Inv. Marins
1	Bois d'intérieur en milieu sec. Fonctions de revêtement et de finition.	Toujours inférieure à 20%	Aucune		Présents	Localement présentes	
2	Bois à fonction structurale en milieu fermé. Bois avec risque d'humidification..	Parfois supérieure à 20%	Occasionnelle	Présents	Présents	Localement présentes	
3	Bois soumis à des périodes d'humidité et de sécheresse, sans contact avec le terrain.	Parfois supérieure à 20%	Fréquente	Présents	Présents	Localement présentes	
4	Bois au contact permanent d'une source d'humidité. Bois d'intérieur ou d'extérieur.	Toujours supérieure à 20%	Permanente	Présents	Présents	Localement présentes	
5	Bois au contact permanent de l'eau salée. Partie immergée attaquée par les invertébrés marins, partie aérienne en risque classe 4	Toujours supérieure à 20%	Permanente	Présents	Présents	Localement présentes	Présents

Tableau 1. Classes de risques suivant EN 335. Adapté de [LRBB, 2000] et [ISVE, 2000]

Ce tableau montre par exemple que l'utilisation de bois modifiés (par la réтификаtion ou d'autres traitements) ne se justifiera pas en intérieur (meubles, décorations, planchers...) à cause de leurs résistances aux champignons mais plutôt pour des raisons esthétiques (couleur) ou pour leurs résistances aux insectes. Cela implique une adaptation

du discours "marketing", voire du traitement, selon l'utilisateur. De même, on éliminera nombre de risques liés à la classe 2 (par exemple des charpentes) par des précautions architecturales et en évitant les fuites d'eau...

II.3.5 - Durabilité Naturelle des Bois

On a vu que certains étaient naturellement protégés par la présence d'extractibles. On peut récapituler la durabilité naturelle et l'aptitude à l'imprégnation (donc la facilité à être préservé par des traitements classiques) des résineux et des feuillus de nos régions, ainsi que de certains bois tropicaux (voir Tableau 2).

Encore une fois, la connaissance des bois et de leur utilisation peut éviter l'utilisation de traitements de préservation. Les charpentes en châtaignier sont ainsi réputées pour leur longévité. On remarque les différences entre aubier et cœur en terme de durabilité mais aussi d'imprégnabilité. En particulier, on se rend compte que des espèces comme l'épicéa, le hemlock, le sapin ou le frêne sont à la fois vulnérables aux attaques et difficilement imprégnables : ces essences pourraient être considérées comme prioritaires pour la mise au point de traitements (rétification ou autres) par rapport à d'autres essences naturellement protégées comme le châtaignier...

		CHAMPIGNONS		CAPRICORNE		VERS		LYCTUS		TERMITES		Aptitude à l'imprégnation	
		Aubier	Cœur	Aubier	Cœur	Aubier	Cœur	Aubier	Cœur	Aubier	Cœur	Aubier	Cœur
Résineux	Douglas Fir	R	TR	N	TR	N	TR	TR	Le lyctus n'attaque pas les résineux	N	N	Haute	Non
	Épicéa	N	N	N	N	N	N			N	N	Haute	Non
	Hemlock	N	N	N	N	N	N			N	N	Haute	Non
	Méleze	R	TR	N	TR	N	TR			N	N	Haute	Non
	Pin noir d'Autriche	N	R	N	TR	N	TR			N	R	Haute	Non
	Pin maritime	N	R	N	TR	N	TR			N	R	Haute	Non
	Pin sylvestre	N	R	N	TR	N	TR			N	R	Haute	Non
	Sapin	N	N	N	N	N	N			N	N	Haute	Non
	Cèdre rouge	TR	TR	N	TR	N	TR			N	N	Haute	Non
Feuillus (Climats tempérés)	Châtaignier	R	TR	TR	Le capricorne n'attaque pas les feuillus	N	TR	N	TR	N	R	Haute	Non
	Chêne	N	TR			N	TR	N	TR	N	N	Haute	Non
	Frêne	N	N			N	N	N	TR	N	N	Haute	Non
	Bouleau	N	N			N	N	TR	TR	N	N	Haute	Haute
	Orme	R	R			N	TR	N	TR	N	N	Haute	Non
	Peuplier	N	N			N	N	TR	TR	N	N	Haute	Haute
	Noyer	N	TR			N	N	TR	TR	N	N	Haute	Non
Feuillus Tropicaux	Acajou	N	R	On considère que les feuillus tropicaux sont résistants à l'action des vers		N	TR	N	TR	N	N	Haute	Non
	Afrormélie	R	TR			N	TR	N	TR	TR	TR	Haute	Non
	Azobé	R	TR			N	TR	N	TR	R	TR	Haute	Non
	Balsa	N	N			TR		N		N	N	Haute	Haute
	Ilomba	N	N			N	N	N	N	N	N	Haute	Haute
	Iroko	N	TR			N	TR	N	TR	N	TR	Haute	Haute
	Samba	N	N			N	N	N	N	N	N	Haute	Haute

Notations : N Non résistant, R de Résistance moyenne, TR Très résistant

Tableau 2. Durabilité naturelle et aptitude à l'imprégnation de certaines essences. Adapté de [ISVE, 2000]

II.3.6 - Traitements Classiques de préservation

Quand on ne peut pas modifier les conditions favorables à la biodégradation du bois, par exemple en diminuant son humidité, il est nécessaire "de l'empoisonner" grâce à des produits de préservation. Toutefois, ces produits doivent non seulement être toxiques, mais ils doivent aussi pénétrer dans le bois, ne pas s'évaporer et ne pas être lixiviés par l'eau. Ils doivent de plus ne pas être toxiques pour l'homme et les animaux en conditions normales et être relativement bon marché [JANKOSKI, 1990].

On distingue les produits oléosolubles et hydrosolubles. Pour les bois en contact avec le sol, les produits huileux les plus répandus sont la créosote et le pentachlorophénol.

- La Créosote est obtenue par distillation de la houille, c'est un sous-produit de la fabrication de coke sidérurgique. On l'utilise pour les traverses de chemins de fer, les poteaux, les barrières ou les pieux et bois de construction maritime...
- Le Pentachlorophénol ou Penta (PCP) est généralement dissous dans du pétrole ou d'autres solvants organiques pénétrant le bois. Il est aussi disponible sous la forme de composés formant une émulsion avec l'eau ou comme un sel soluble dans l'eau (pentachlorophénate de sodium) pour protéger les bois fraîchement coupés des champignons de discoloration [THOMASSON, 1989]. Le penta est utilisé pour protéger les poteaux, bois de construction et de charpente. Ce produit est à présent interdit dans de nombreux pays.
- Les produits hydrosolubles se constituent de l'association de divers sels, dont les sulfates de cuivre ou de zinc, les bichromates de potassium ou de sodium, les acides chromique, arsénique ou borique. Les plus utilisés sont l'arséniate de cuivre chromé (CCA) et l'arséniate de cuivre ammoniacal (ACA). Ces produits sont solubles dans l'eau mais se fixent sur le bois pour former des composés difficilement lessivables. Le cuivre protège contre les champignons et l'arsenic contre les insectes.

On applique ces produits [Environnement Canada, 2000] de plusieurs façons :

- Traitement sous pression. Exécuté dans des usines de traitements, ce traitement utilise une pression élevée pour faire pénétrer l'agent de préservation. Cette surpression est le plus souvent précédé d'un vide pour chasser l'air du bois
- Traitement par trempage à chaud. On trempe le bois séché dans des produits chimiques de préservation pendant au moins 24 h. L'alternance de bains chauds et des bains froids accélère l'absorption. Le bois est trempé dans une solution chaude pendant 2 à 10 heures, puis transféré dans une solution froide pendant 1 à 6 heures
- Traitements de surface. On les applique par aspersion ou immersion (industrie) ou par badigeonnage (individuel).
- Traitement de poteaux, pieux et poutres en place. La base est la zone la plus sensible aux attaques. On applique du pentachlorophénol et de la graisse par bandage

autour du poteau en service. On peut injecter de la chloropicrine ou de métam-sodium par des trous rebouchés par la suite avec des chevilles.

Malgré les progrès accomplis en terme de formulation des produits, de délivrance de certificats de conformité ou de qualité des installations de préservation, ces produits sont de plus en plus critiqués pour leur toxicité, qu'elle soit aiguë (applicateurs des produits) ou chronique (exposition à long terme, accumulation à long terme). Ces produits présentent des risques de pollution des sols pendant leur application et, selon certains, de lessivage des composants en service. Ils posent enfin de gros problèmes de gestion des déchets en fin de vie. Ils sont parfois recyclés (panneaux de particules, jeux pour enfants...) mais les risques sont mal mesurés. Leur incinération est coûteuse et pose des problèmes, que ce soit à cause de l'arsenic ou de la libération de dioxines par les PCP.

Tant et si bien que l'usage des bois traités aux CCA est progressivement interdit en Europe, ou tout moins leur traitement dans les pays prescripteurs... Un pays comme la Hollande se retrouve ainsi à importer des bois traités. On risque de se retrouver avec des déplacements de la pollution, un peu comme dans le cas de traitements de surface comme les opérations de zingage ou de chromage des métaux qui sont souvent délocalisées.

III - LES TRAITEMENTS THERMIQUES DU BOIS

Le bois est un matériau anisotrope, hydrophile et instable dimensionnellement. Il est de plus sensible aux attaques biologiques. Ces problèmes sont habituellement surmontés en utilisant des traitements chimiques de préservation ou en important des bois réputés pour leur stabilité, tels que le teck ou le western red cedar. On voit ici tout l'intérêt d'un traitement thermique qui permettrait de stabiliser et préserver des essences européennes à croissance rapide, sans pour autant ajouter de produits chimiques.

La réтификаction ne prétend pas fournir une solution miracle adaptée à toutes les utilisations du bois, mais elle constitue une alternative respectueuse de l'environnement pour de nombreuses applications. On verra même que des travaux inspirés des traitements thermiques de stabilisation pourraient permettre de recycler des bois traités à la créosote.

Nous étudions successivement les précurseurs de la réтификаction, la rétificaction en elle-même, puis ses concurrents directs et enfin d'autres procédés apparentés.

III.1 - Historique des Traitements Thermiques

Les hommes préhistoriques durcissaient les pointes de leurs flèches à la flamme. Les tonneliers fabriquent leurs fûts en soumettant les douelles de chêne à un brûlage superficiel, le bousinage : c'est ainsi que se révèlent les tannins et les arômes du bois dans

le vin. Dans un autre domaine, la chauffe à une température supérieure à 56°C supprime les insectes et autres parasites : elle est imposée par de nombreux pays pour l'importation de bois. L'idée de traiter thermiquement le bois s'inscrit donc dans une longue lignée.

III.1.1 - Le séchage

On préserve le bois en le séchant en dessous du seuil fatidique des 20% ... On l'amène ensuite à l'humidité d'équilibre correspondant de l'application envisagée (telle que 8% pour un parquet en appartement chauffé), d'où une stabilisation dimensionnelle. Une faible humidité augmente enfin sa rigidité et ses résistances mécaniques (voir § II.2.8 -).

III.1.2 - La pyrolyse

La pyrolyse est connue depuis longtemps, en particulier pour produire du charbon de bois. Les recherches en ce domaine ont été fortement stimulées par la crise du pétrole des années 70 et les tentatives de mise au point de nouveaux carburants. La baisse du prix du pétrole a compromis leur intérêt économique et seule la combustion directe du bois est encore utilisée. On assiste toutefois à un renouveau de l'intérêt pour ces techniques et la production d'énergie à partir de sources renouvelables [WILLIAM, 1996]. Les jus de pyrolyse sont ainsi très énergétiques : ils seraient valorisables comme additifs pétroliers ou sources de produits chimiques à haute valeur ajoutée. Outre ces jus, la pyrolyse produit un solide et des gaz réutilisables énergétiquement ou comme charbons actifs en catalyse.

Les réactions chimiques en jeu sont très complexes, loin d'être parfaitement connues et encore moins rigoureusement quantifiées (via des équations cinétiques). En particulier les interactions pouvant exister entre les dégagements gazeux de la pyrolyse et le solide en décomposition sont loin d'être maîtrisées (AHUJA, 1996).

III.1.3 - Les précurseurs de la réification

L'idée de stabiliser le bois via un traitement thermique a été inaugurée par l'américain Stamm après la 2^e guerre mondiale. Malheureusement, le bois obtenu, le Staybwood, étaient mécaniquement trop dégradé pour connaître un succès commercial. C'est ainsi qu'un traitement thermique améliorant le gonflement de 40 % (tel qu'un traitement à 280°C pendant 10 min) se traduisait aussi par une chute de 90 % de la résistance à l'abrasion, de 20 % de la dureté et de 17 % du module de rupture [STAMM, 1946] cité par [ROWELL, 1981].

Les chercheurs allemands Burmester (1974) et Giebeler (1983) ont repris le concept dans les années 70-80. Leur traitement [GIEBELER, 1983] s'effectuait sous vapeur d'eau (pression de 5 à 10 bars), dans une autoclave résistante à la corrosion et à des températures comprises entre 160 et 240°C. Le bois devait être initialement à une humidité

inférieure à 8 %. Avant traitement, l'oxygène était évacué du four en ajoutant de l'azote : à la fois pour des raisons de sécurité et pour éviter l'oxydation du bois. Les condensats des traitements antérieurs pouvaient être rajoutés avant ou en cours de chauffe, afin d'augmenter la pression dans le réacteur. La dégradation des propriétés mécaniques et le coût du procédé semblent expliquer l'échec du procédé.

L'idée connaît un regain d'intérêt sur le plan commercial depuis une quinzaine d'années avec les recherches de l'École des Mines de Saint-Étienne, de la compagnie Shell (en cours d'industrialisation par la société Plato Hout BV en Hollande), celles des chercheurs finlandais du centre sur les matériaux de construction VTT (Thermowood®) et enfin celles du centre technique allemand BFH. Avant d'examiner les procédés des autres acteurs des traitements thermiques, on peut présenter la réтификаtion.

III.2 - Le procédé de réтификаtion

L'idée de la réтификаtion a jailli dans les années 80 suite à des recherches sur les applications énergétiques du bois : des enzymes cellulolytiques mesurant la teneur en cellulose se retrouvaient brusquement inopérants.

III.2.1 - Principes de la Réтификаtion

Sans rentrer dans les détails des réactions chimiques [WEILAND, 2000], la réтификаtion est une pyrolyse ménagée du bois qui va craquer les hémicelluloses et commencer à modifier la lignine (voir Figure 1-21). Il se produirait de plus des réactions de condensation et de polymérisation des sous-produits de la pyrolyse sur les réseaux de lignine, c'est-à-dire des phénomènes de réticulation [AVAT, 1993].

La disparition des hémicelluloses, les composants les plus hydrophiles du bois, abaisse l'hygroscopie de ce dernier et augmente donc sa stabilité dimensionnelle. La modification du substrat, associée à une plus basse humidité d'équilibre (divisée environ de moitié) améliore la durabilité du bois rétifé. Il faut toutefois souligner que la dégradation des hémicelluloses ne suffit pas à expliquer la durabilité du bois rétifé [WEILAND, 2000].

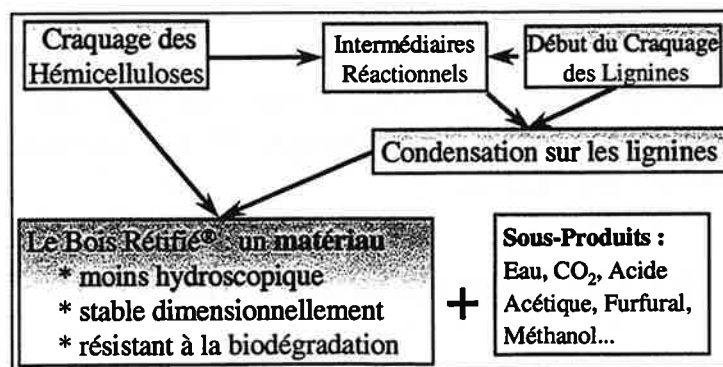


Figure 1-21. Principes de la réтификаtion®

On obtient finalement un nouveau matériau plus stable et moins biodégradable, tout en restant valorisable comme combustible en fin de vie. Il résiste aux champignons de pourritures et aux capricornes [LRBB, 2000]. Il reste toutefois attaqué par les termites [NEYA, 1995 et LRBB; 2000]. Il prend une teinte caramélisée souvent appréciée esthétiquement et pouvant rappeler la teinte des bois précieux.

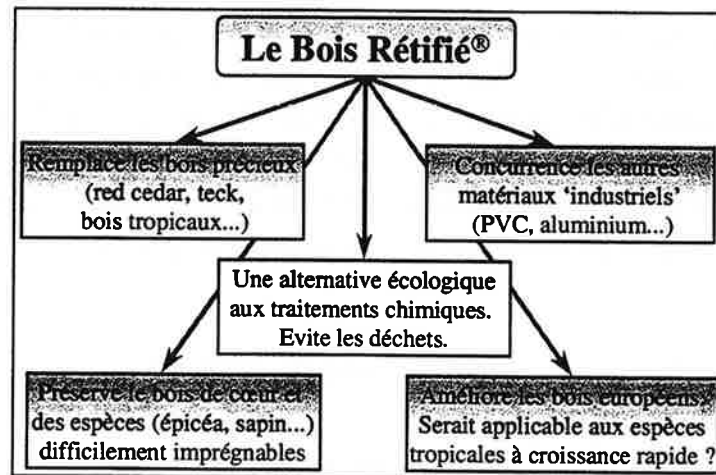


Figure 1-22. Les perspectives du bois rétifé

Il pourrait ainsi se poser en substitut des bois importés ou traités et pourraient permettre au bois de se défendre à nouveau face aux matériaux industriels (voir Figure 1-22). Le bois massif rétifé peut être destiné à des usages en extérieur:

- bardages, murs anti-bruits : des conifères bon marché ou le peuplier pourraient remplacer des essences importées et coûteuses. Le pin maritime rétifé ou le sapin acquiert de bonnes stabilité dimensionnelle et durabilité,
- planchers, terrasses, caillebotis, ponts de bateaux : le hêtre rétifé se compare très favorablement au teck. Le hêtre est considérablement meilleur marché,
- mobilier de jardin : le frêne et le hêtre rétifés pourraient être adaptés à cette application de par leur apparence et leur dureté.
- Portes et fenêtres : des lamellés-collés en sapin se sont révélés très intéressants
- jeux pour enfants, mobilier urbain, cabines téléphoniques, portails, barrières...

Le bois rétifé peut naturellement s'utiliser en intérieur (parquets, meubles, décoration...), y compris en milieu humide (salle de bains...). On ne met plus alors en avant sa résistance à la biodégradation (humidité généralement inférieure aux 20% critiques) mais plutôt ses qualités esthétiques. Il serait alors important d'étendre les études déjà effectuées sur le capricorne aux autres insectes, tels que les vers à bois, pour valider une résistance éventuelle aux insectes.

III.2.2 - Conduite de la rétiféation

Qui dit pyrolyse dit chauffe du bois jusqu'à une température de consigne élevée.

Nous voulons obtenir un matériau massif viable, sans trop de fentes, ni déformations : il nous faut donc respecter la rhéologie du bois et nous inspirer des techniques des sécheurs pour progressivement sécher le bois jusqu'à le rendre anhydre et l'amener ensuite à la température de pyrolyse (Figure 1-23).

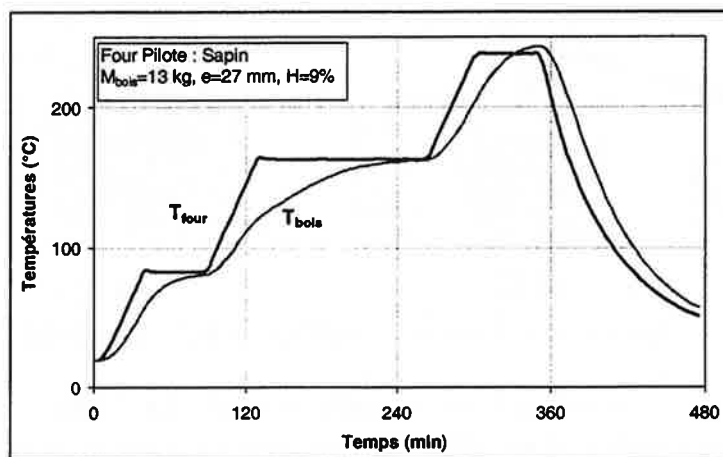


Figure 1-23. Courbe générale d'un traitement de réтификаtion

La montée jusqu'à la pyrolyse se décompose en trois phases :

- un premier palier d'homogénéisation des températures à 80°C. Pour des bois suffisamment secs, il n'y a quasiment pas de départ d'eau.
- un 2^o palier à 160°C. Ce palier correspond à la température de transition vitreuse du bois et permet une relaxation de ses contraintes mécaniques [NOW, 1998] . Le séchage commence. Ce palier permet ainsi successivement le dessèchement total du bois, l'homogénéisation des températures dans les planches et la relaxation des contraintes internes du bois. Le bois est alors prêt à passer à l'étape suivante.
- un 3^o palier à la température de pyrolyse (inférieure à 260°C). Tout l'art du procédé consiste à choisir la bonne température de traitement, à amener de manière homogène les planches à cette consigne, et à rester suffisamment de temps sur le palier pour optimiser les propriétés finales du bois rétifé, tout en évitant les problèmes d'emballement (réactions exothermiques).
- Cette chauffe du bois est suivie d'un refroidissement accéléré par un système de double enveloppe et de recyclage des gaz de réтификаtion refroidis par un condenseur.

III.2.3 - Du Pilote au Four Industriel

Les recherches ont évolué jusqu'au four pilote utilisé dans notre laboratoire depuis 1990. Il s'agit d'un four cylindrique de 300 litres avec brassage d'atmosphère, capable de travailler sous pression réduite. Il s'apparente à la fois aux autoclaves utilisées en préservation chimique du bois et aux fours de traitement des profilés en métallurgie. Il a permis de mettre au point des traitements adaptés aux essences européennes les plus communes et de servir de base pour l'industrialisation du procédé.

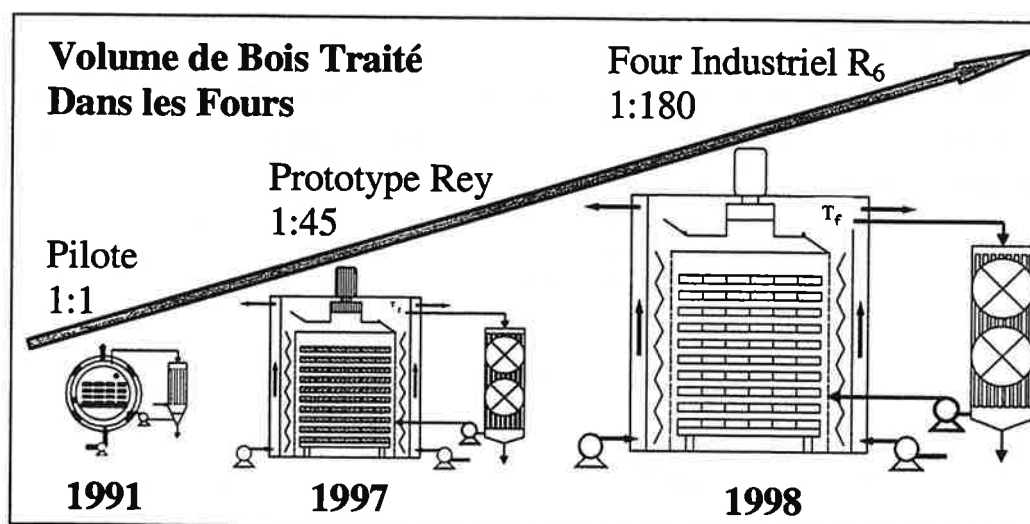


Figure 1-24. Passage du Four Pilote aux Fours Industriels

Les premiers brevets ont été déposés en 1985. La société NOW "New Option Wood" s'est spécialement créé en 1995 pour valoriser ces brevets, en déposer de nouveaux en 1995 et industrialiser le procédé. Il y a alors eu accord avec le constructeur stéphanois "Fours et Brûleurs Rey" afin de construire le premier prototype de taille industrielle. Ce four d'une capacité de 2 m³ est entré en fonctionnement en 1997 et le premier four industriel a démarré en septembre 1998 à Soustons dans les Landes. Ces fours s'apparentent à la fois aux séchoirs à bois et aux fours de traitements des tôles épaisses.

Il a fallu gérer un changement d'échelle de 1 à 45, puis de 1 à 4 du pilote aux fours industriels, tout en changeant de géométrie (voir Figure 1-24). Quatre fours fonctionnent à présent en France : à Soustons (HTT dans les Landes), à Roche-la-Molière (Rétibois dans la Loire), à la Rochelle (Rétitech) et enfin à Rodez (Rétimac, inauguré le 11 mai 2001). D'autres projets sont en cours...

III.3 - Les Autres Acteurs

Deux autres procédés thermiques sont en cours d'industrialisation : la technique PLATO en Hollande et la technique Thermowood en Finlande.

III.3.1 - Le Procédé PLATO

Ce procédé a initialement été développé par la Shell. Comme à l'Ecole des Mines, le traitement PLATO résulte de recherches menées après la crise pétrolière sur la valorisation énergétique de la biomasse et la production des carburants liquides. C'était alors un traitement "hydrothermal" en conditions "extrêmes", avec des températures entre 250 et 400°C et sous vapeur d'eau jusqu'à des pressions de 280 bars [BOONSTRA, 1998].

Un état de l'art a été fait en 1997 [DUCHEZ, 1997] et le procédé a été simplifié

depuis les brevets de 1994 [RUYTER, 1994]. Il se décompose toujours en 3 étapes :

- Une phase hydrothermale ou "ramollissement" en autoclave où le bois est chauffé entre 160°C et 190°C sous vapeur d'eau. D'après les auteurs, il y a hydrolyse partielle des hémicelluloses et activation de la lignine. La phase dure quelques heures.
- Un séchage: le bois saturé en eau est séché classiquement pendant environ une semaine jusqu'à atteindre une humidité inférieure à 10% [BOONSTRA, 1998].
- Un durcissement : le bois est à nouveau chauffé, cette fois-ci entre 170°C et 190°C en atmosphère sèche et sans oxygène, à pression atmosphérique. Les intermédiaires de réaction de la 1^o phase se comporteraient alors comme une résine thermodurcissable, entourant les fibres celluloseuses et rigidifiant l'ensemble [PLATO, 2000].

A présent, le bois n'est plus imprégné avec une solution tampon basique devant éviter la dégradation de la cellulose par l'acide acétique (ainsi que d'autres composés acides produits pendant la chauffe). En fait, il semblerait que la solution tampon était destinée au traitement de fortes épaisseurs : un article scientifique fait ainsi part de traitements de poteaux d'épicéa de 100 mm [TJEERDSMA, 1998]. Au contraire, l'industriel PLATO assure traiter des épaisseurs entre 22 et 50 mm [PLATO, 2000].

De même, il n'est plus question de compression du matériau après la phase hydrothermale (où il est facilement déformable), ni de séchage entre des presses ou sous vide... Les températures ont de plus été abaissées : la première phase était annoncée entre 160°C et 240°C au lieu de la gamme actuelle "officielle" entre 160°C et 190°C.

Le procédé se distingue par ses capacités et ses ambitions. Il s'agit d'une véritable unité de production de type "industrie lourde" composée d'autoclaves, de séchoirs, d'installations de traitements des fumées, etc... Elle annonce une capacité de 50 000 m³/an devant monter jusqu'à 150 000 m³/an. Le démarrage de l'installation était prévu pour juin 2000 après la pose de la première pierre en septembre 1999 [DOEN, 1999]. L'investissement serait de l'ordre de 15 millions de dollars [WORLDWIDEWOOD, 1999].

Le procédé PLATO semble de plus s'appliquer aux fibres végétales. Le produit est appelé "duralin" et est en cours d'industrialisation par la société CERES [CERES, 1999]. L'accent est mis sur les fibres de lin et de chanvre, facilement disponibles en Europe. Un des marchés visés est celui des composites (tableaux de bords...) pour l'automobile.

III.3.2 - Le procédé "Thermowood"

Ce procédé finlandais est plus proche du procédé de réification ou du procédé Burmester que du procédé hollandais PLATO. Il s'agit ici d'un traitement en un passage dans un four. Le traitement dure entre ¾ et 1½ jour pour du bois sec et 1½ et 2 jours pour du bois vert [STELLAC, 2000]. Il se décompose en 2 étapes [VIITANIEMI, 1994] :

- le bois est chauffé jusqu'à un premier palier d'au moins 100°C, puis progressivement chauffé (avec un écart entre le cœur et le surface des planches

inférieur à 30°C) jusqu'à ce que son humidité soit inférieure à 15%. Il est ensuite lentement refroidi à 100°C avant de commencer la pyrolyse. Le chauffage se fait par injection de vapeur d'eau saturée.

- le bois est ensuite pyrolysé entre 180°C et 250°C jusqu'à obtenir une perte de masse (par rapport au produit anhydre) supérieure à 3%.

La perte de masse est considérée comme le critère dominant de la qualité du produit : les retraits, la biodégradabilité ou les résistances mécaniques sont supposées être corrélées avec cette donnée. La stabilité dimensionnelle du thermowood est améliorée de 50 à 70%, le biodégradabilité est donnée comme au moins équivalente à celle du bois imprégné classique et les pertes mécaniques sont acceptables (de l'ordre de 20% pour des traitements poussés). La conductivité thermique serait enfin réduite de 25 à 40 %.

Le procédé est commercialisé par la société Stellac et 4 fours (de 6 à 20 m³ de capacité) fonctionnent à Mikkeli, Pyhäselkä et Kerimäki. Le thermowood compte des réalisations de prestige comme le revêtement du siège finlandais de Mac Donalds à Helsinki ainsi que celui du pavillon finlandais de l'expo 2000 de Hannovre.

III.3.3 - Le traitement en bain d'huile

Le procédé est développé en Allemagne par l'équipe du Dr Andreas Rapp du BFH (Bundesforschungsanstalt für Forst- und Holzwirtschaft) et l'entreprise Menz Holz. Il s'agit ici d'un traitement en bain d'huile destiné à améliorer les transferts thermiques et à éviter le contact avec l'oxygène. Cette "friture du bois" s'effectue dans un four semblable à une autoclave et utilise des huiles végétales non raffinées, principalement l'huile de colza et de lin. De l'huile pénètre dans le bois et la quantité absorbée semble influencer la durabilité du bois. Elle influence de plus l'hydrophobie à la surface du bois [EPMEIER, 2001].

III.3.4 - Les autres traitements thermiques

Dans la lignée de la réification ou plus généralement de la torréfaction du bois, des essais de traitements thermiques du bois ont été réalisés par deux équipes distinctes : la première associant l'IBAMA, l'Institut Brésilien de l'Environnement, et l'Université de Brasilia [QUIRINO, 1997] et une deuxième dans le Département des Sciences Forestières de l'Ecole d'Agronomie de Piracicaba [BRITO, 2000]. Les objectifs sont alors d'éviter l'utilisation de produits chimiques toxiques en zones rurales, en adaptant des fours à charbon de maçonnerie ou en développant un four spécifique [QUIRINO, 1997], ou bien de montrer la faisabilité du traitement d'essences à croissance très rapide comme les eucalyptus ou le pin des Caraïbes (arbres issus de plantations) pour remplacer les bois traités ou les bois précieux tropicaux. Les résultats sont prometteurs et pourraient servir d'appui pour le développement des traitements thermiques en Amérique Latine, voire en Australie ou Nouvelle-Zélande d'où sont originaire les eucalyptus.

Chapitre 2

TECHNOLOGIE ET MODELISATION DES FOURS

La Rétification est une "cuisson" contrôlée du bois dans des fours. Son industrialisation nécessite une passerelle entre deux mondes aussi différents que ceux du traitement des métaux et du bois.

I – Les Fours à Résistances Electriques

Les différentes générations des fours de rétification présentent de fortes analogies avec les fours discontinus utilisés en métallurgie. Une modélisation globale des fours à résistances électriques a été présentée par [BOST, 1989] : elle rend compte des échanges thermiques dans la charge afin de dimensionner les fours et optimiser leur fonctionnement.

II – Le Séchage du Bois

Cette partie est largement inspirée de [NADEAU, 1995]. La présentation des séchoirs à bois classiques nous fera prendre conscience de la nécessité d'évoluer entre les diverses échelles de modélisation du séchage, c'est-à-dire des transferts microscopiques (processus) jusqu'à une approche au niveau du procédé.

III – La Pyrolyse du Bois

Les domaines d'application de la pyrolyse s'étendent de la production de biocarburants jusqu'à la combustion de structures. On décrit brièvement les réactions en jeu avant de proposer quelques modèles cinétiques. On étudie ensuite l'influence relative des transferts et des cinétiques chimiques sur l'avancée de la pyrolyse.

I - LES FOURS A RESISTANCES ELECTRIQUES

Les fours ou réacteurs de réification sont des fours discontinus à résistances électriques et à convection forcée, très inspirés de ceux utilisés pour le traitement des métaux. On étudie rapidement les différents types de fours de traitements des métaux et on aborde ensuite leur modélisation simplifiée.

I.1 - Technologies des Fours

On fait un rapide tour d'horizon des fours à résistances électriques en faisant un premier *distinguo* entre les productions en continu et en discontinu, puis en approfondissant le fonctionnement des fours avec brassage d'atmosphère

I.1.1 - Production en continu et en discontinu

Les fours continus fonctionnent en régime thermique établi. La charge avance dans le four et subit en même temps le cycle de température. Chaque zone du four se trouve à une température spécifique correspondant à une étape du traitement.

Au contraire, la charge reste immobile dans un four discontinu mais elle connaît, en même temps que le four en lui-même, un cycle variable en température.

A production égale, la puissance électrique installée dans un four en discontinu sera plus importante que dans un four en continu, du fait des montées en température. En contrepartie, il pourra facilement s'adapter et profiter, par exemple, des tarifs spéciaux de nuit. Le four discontinu s'applique typiquement à des productions variables dans le temps. Il est ainsi courant de voir 3 fours présents sur une unité de production : les 3 fonctionneront en période de pointe et seulement deux fours fonctionneront en période creuse, tandis que le troisième se trouvera en entretien. Les aires de stockage et chargeuses peuvent être communes aux 3 fours, diminuant d'autant les coûts. Enfin, les fours discontinus permettent de faire évoluer une installation (simple ajout d'un four) sans remettre en cause toute la structure de l'usine [BOST, 1989].

I.1.2 - Applications des Fours à Résistances

De nombreuses industries utilisent des fours à résistances pour des applications très diverses et des gammes de températures très différentes. Les fours sont principalement utilisés pour :

- Chauffer les métaux : fusion, frittage, traitements thermiques, brasage, traitements

de surface, etc...

- Cuire et émailler des produits céramiques
- Cuire des produits alimentaires

Malgré cette diversité, les principes restent fondamentalement les mêmes. On ne prétend pas ici faire une classification exhaustive de tous les types de fours existants, d'autant plus que les experts ne semblent pas toujours s'accorder sur le sujet [BOST, 1989], mais on se limitera ici aux fours à convection forcée correspondant à notre procédé.

I.1.3 - Les Fours à Convection Forcée

Les dispositifs de ventilation forcée permettent d'améliorer les échanges par convection de la charge, aussi pendant la chauffe que pendant le refroidissement.

a) Préliminaires

L'objectif est de disposer du débit le plus important possible à l'intérieur de la charge. Il faut pour cela disposer non seulement de turbines ou de brasseurs à grand débit mais aussi et surtout :

- Canaliser le débit pour qu'il serve à la charge
- Que le débit soit réparti de manière homogène dans la pile
- Que la charge laisse passer les gaz convectifs, sans offrir de passages préférentiels
- Que le dispositif de ventilation soit capable de supporter les pertes de charges dues à l'empilement et à la circulation des gaz dans le four.

Il existe donc une double responsabilité en jeu dans le fonctionnement des fours à convection : celle du constructeur pour bien réaliser le four et celle de l'exploitant pour bien charger le four.

b) Les différents types de fours convectifs

La Figure 2-1 résume les quatre grands types de fours à convection forcée. On reconnaît les dernières générations des fours de réification dans les types a, b et d. Le four (d) adapté aux profilés légers se rapproche de la configuration du pilote de l'Ecole des Mines tandis le type (a) correspond à la première version du prototype semi-industriel (pendant l'année 1997 et non traité dans cette thèse) tandis que le type (b) adapté aux tôles épaisses correspond à la version actuelles des fours industriels de réification (prototype et fours commercialisés) et est également très proches des séchoirs traditionnels à bois.

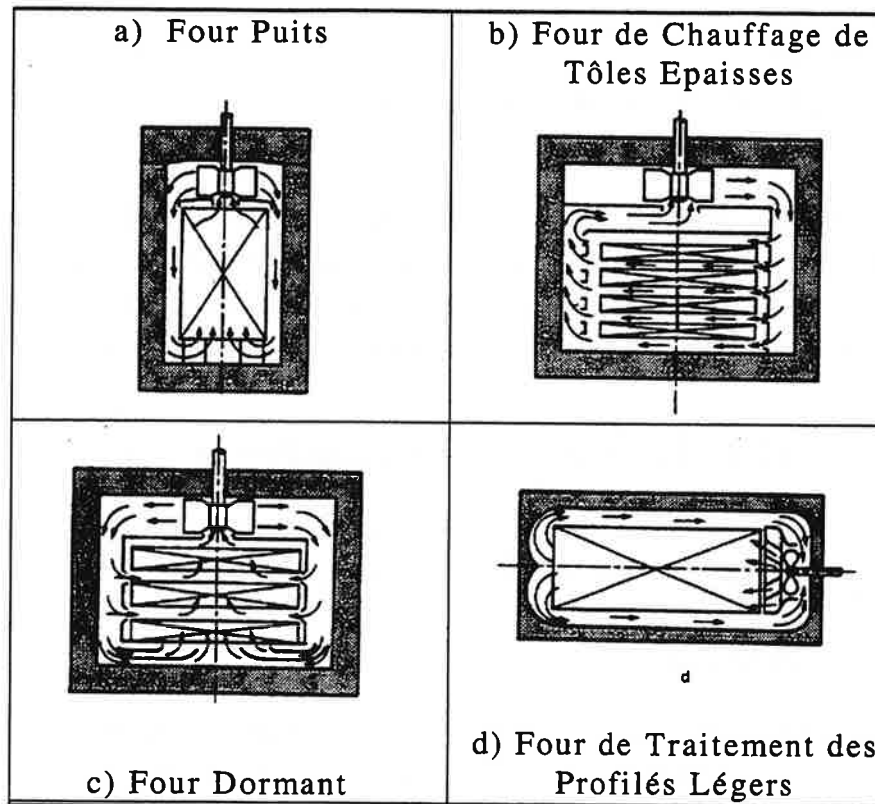


Figure 2-1. Les fours discontinus à convection forcée. Adapté de [BOST, 1989]

♦ Four puits (a) : ventilation verticale et turbine centrifuge.

C'est le four des "pièces en vrac". Il peut fonctionner avec une charge réduite, ce qui peut s'imposer dans le cas de charges denses. Il est recommandé de disposer deux thermocouple à l'entrée (bas) et à la sortie (haut) de la charge : la différence entre les deux températures permet de juger de la qualité de la convection

♦ Four de chauffage de tôles épaisses (b) : ventilation transversale et turbine centrifuge

Le chargement doit être le plus soigneux possible et les tôles doivent être régulièrement espacées, comme dans un séchoir. Les tôles supérieure et inférieure ne connaissent pas la même montée en température que le reste de la charge du fait de l'influence du rayonnement. Il faudra éventuellement les écarter de la production finale. Il n'est pas possible de charger partiellement le four [BOST, 1989].

♦ Four dormant (c) : ventilation mixte (latérale et verticale), turbine centrifuge

Le chargement doit ici aussi être complet. Les vitesses de passage sont très variables avec la densité de la charge. Il faut comme dans le cas (a) suivre l'écart des températures d'entrée et de sortie et les comparer d'une charge à l'autre.

♦ Four de traitement de profilés légers (d) : ventilation longitudinale, turbine hélicoïdale

Le débit de ventilation doit être assez important du fait de la grande surface offerte à l'échange. En outre, les pertes de charges sont suffisamment faibles pour que l'on puisse utiliser une turbine fournissant une pression assez faible. On peut alors utiliser une turbine hélicoïde qui peut en plus inverser les flux de circulation des gaz : cette inversion permet d'atténuer les écarts de températures qui sont inévitables aux deux extrémités de la charge. On peut noter que ce n'est pas le cas sur le pilote de l'École des Mines du fait de la longueur réduite de la charge (1 m).

I.1.4 - Conclusions

Un rapide tour d'horizon des fours électriques convectifs nous permet de voir que les fours de réification s'appuient sur des techniques éprouvées et bénéficiant d'un long savoir-faire. On peut d'ores et déjà insister sur l'importance de la qualité du chargement des planches, de l'homogénéité des flux convectifs et des prises de températures de part et d'autre de la charge.

I.2 - Modélisation des échanges thermiques

Il s'agit ici d'exposer des calculs simples relatifs aux échanges entre four et charge, que ce soit pendant la chauffe ou le refroidissement. Cette méthode ne s'applique directement qu'aux matériaux très conducteurs où l'on peut considérer une température uniforme dans les pièces traitées. L'un des objectifs de cette thèse sera d'étendre la méthodologie utilisée au traitement du matériau isolant et humide qu'est le bois.

I.2.1 - Montée en température de la charge

L'exploitant d'un four discontinu est intéressé par l'évolution de la température moyenne de sa charge (T_c) et par la puissance électrique consommée pendant le traitement.

a) Formule générale

Le calcul se fait pas à pas en calculant les échanges d'énergie ayant lieu pendant un intervalle Δt pour en déduire l'évolution de la température moyenne de la charge [BOST, 1989]. Les échanges se font ici par convection et par rayonnement. Pendant l'intervalle de temps Δt , la charge, de masse M_c et de capacité thermique massique Cp_c , reçoit la quantité de chaleur:

$$\Delta Q = (h_{conv} A (T_f - T_c) + \sigma \epsilon_r A_{ray} (T_f^4 - T_c^4)) \Delta t \quad (1)$$

Cette énergie élève la température moyenne de la charge de la quantité ΔT_c :

$$\Delta Q = M_c C p_c \Delta T_c \quad (2)$$

d'où l'élévation de température ΔT_c pendant l'intervalle Δt :

$$\Delta T_c = \frac{h_{conv} A (T_f - T_c) + \sigma \epsilon_r A_{ray} (T_f^4 - T_c^4)}{M_c C p_c} \Delta t \quad (3)$$

Il est alors possible de calculer l'évolution de la température T_c tous les Δt , soit par simple incrément (méthode d'Euler), soit en exploitant la dérivée $\Delta T_c / \Delta t$ par une méthode de type Runge-Kutta plus précise. On détaille à présent les transferts par convection et par rayonnement récapitulés par l'équation (1)

b) Transfert par convection

La chaleur échangée par convection se met sous la forme

$$\Delta Q_{conv} = h_{conv} A (T_f - T_c) \Delta t \quad (4)$$

- Où h_{conv} est le coefficient de transfert par convection (W/m²K)
- T_f est la température du four (K)
- Et A est l'aire d'échange offerte par la charge, c'est-à-dire l'aire en contact direct avec les gaz convectifs (m²)

Les coefficients de transfert convectif se calculent classiquement à partir de corrélations adimensionnelles issues du Génie Chimique et qui sont élaborées dans des conditions de géométrie et d'écoulement bien définies. Dans notre cas, [BOST, 1989] préconise plutôt une corrélation dimensionnelle :

$$h_{conv} = 2,3 + 195 \sqrt{V/T_f} \quad (5)$$

où V , en m/s, est la vitesse de circulation le long des planches (voir Figure 2-2)

Cette corrélation présente l'avantage d'être simple et de ne privilégier aucune géométrie. Elle s'applique de plus aux températures moyennes d'une charge et d'un four, sans aller dans le détail du transfert. Elle résulte de la longue expérience des professionnels des fours à résistances et est réputée donner de bons résultats pour le dimensionnement des fours. De plus, le gaz convectif communément utilisé est l'air, ce qui correspond à notre cas (air ou azote). Il est malheureusement difficile de retrouver son origine, tout au plus peut-on dire qu'elle nous rappelle la corrélation proposée par Ranz et Marshall en 1952 [BIRD, 1960] relative à l'écoulement autour d'une sphère, à savoir

$$Nu = 2 + 0,6 \sqrt{Re} \sqrt[3]{Pr} \quad (6)$$

Le coefficient n'est pas nul en absence de brassage : elle prend en compte les phénomènes de convection libre pour de faibles nombres de Reynolds et de Grashof. La convection libre existe par exemple dans les fours de cuisine ou dans l'atmosphère lorsque des différences de températures (résistances électriques, etc...) induisent des mouvements

des masses de gaz, on parle aussi de circulation naturelle des gaz.

c) Transferts par rayonnement

Une surface S à la température T (en Kelvin) émet une énergie E égale à

$$E = \sigma \epsilon S T^4 \quad (7)$$

avec : ϵ , émissivité de la surface (pour un corps noir $\epsilon=1$)

σ , constante de Stefan-Boltzman, $\sigma = 5,67.10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}$

Deux surfaces S_1 et S_2 échangent une énergie qui dépend des matériaux en jeu, des températures et aussi de leurs positions respectives. Dans notre cas, la charge est dans le four. Elle est entièrement entourée par les parois du four et la surface d'échange correspond à l'enveloppe, la surface extérieure, de la charge [BOST, 1989]. On peut alors écrire que la charge, de surface extérieure A_{ray} , absorbe par rayonnement la quantité Q_{ray}

$$Q_{ray} = \sigma \epsilon_r A_{ray} (T_f^4 - T_{surf}^4) \quad (8)$$

ϵ_r est l'émissivité globale résultant de celles du four (ϵ_f), de la charge (ϵ_c) et de leurs surfaces de rayonnement, à savoir respectivement A_f et A_{ray} . Son expression est

$$\frac{1}{\epsilon_r} = \frac{1}{\epsilon_c} + \left(\frac{1}{\epsilon_f} - 1 \right) \frac{A_{ray}}{A_f} \quad (9)$$

I.2.2 - Homogénéité de température dans un four à convection

On suppose que le constructeur est apte à assurer une circulation homogène des gaz dans la pile, à savoir que les gaz entrent tous dans la pile à la même vitesse V . L'objectif est à présent d'estimer quelle va être l'inhomogénéité des températures (dans le four et dans la charge) due à la circulation des gaz dans la charge.

Pendant le cycle de chauffe, les gaz perdent une partie de leur énergie lors de leur passage dans la pile et ils ressortent à une température inférieure T_f^s (voir Figure 2-2). A contrario, pendant le refroidissement, les gaz se réchauffent lors du passage dans la pile. Cette différence de températures entre l'entrée (T_f^e) et la sortie (T_f^s) des gaz se traduira elle-même par un écart entre la température de la charge à l'entrée (T_c^e) et la sortie (T_c^s).

[BOST, 1989] a proposé une méthodologie de calcul de ces chutes de températures (ou de hausses pendant la phase de refroidissement) que nous allons exposer et expliquer, et enfin exploiter.

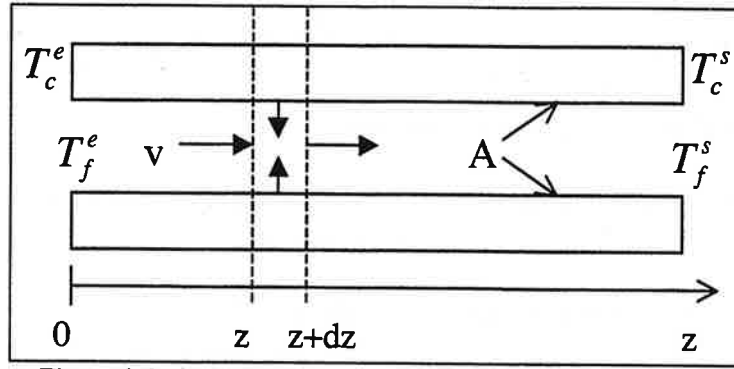


Figure 2-2. Convection le long d'une charge : températures d'entrée et de sortie de four et de charge. Adapté de [BOST, 1989]

a) Méthode de Calcul

Les calculs de [BOST, 1989] sont basés sur le fait que la chute de température des gaz convectifs va être plus importante que celle des tôles. On considère donc dans une première approximation que la température des tôles T_c^z est sensiblement constante.

Dès lors, si l'on fait le bilan thermique sur les gaz convectifs circulant dans la tranche de longueur dz comprise entre deux lits de tôles :

$$\rho_g^{z+dz} \cdot v \cdot e_{lat} L \cdot Cp_g^{z+dz} (T_f^{z+dz} - T_{ref}) = \rho_g^z \cdot v \cdot e_{lat} L \cdot Cp_g^z (T_f^z - T_{ref}) + 2h_{conv} \cdot Ldz \cdot (T_c^z - T_f^z) \quad (10)$$

On négligeant la variation de la masse volumique et du Cp du gaz convectif sur la tranche dz , on obtient :

$$\frac{dT_f^z}{T_f^z - T_c} = - \frac{2h_{conv} Ldz}{\rho_g e_{lat} L Cp_g v} \quad (11)$$

$$\text{d'où} \quad \ln \left(\frac{T_f^s - T_c}{T_f^e - T_c} \right) = - \frac{2h_{conv} L l_{pile}}{\rho_g e_{lat} L Cp_g v} \quad (12)$$

Le produit $2 \times L \times l_{pile} \times n_{lits}$ correspond à l'aire totale offerte à la convection par la pile, à savoir A , tandis que le produit $v \times e_{lat} \times L \times n_{lits}$ correspond au débit volumique total entrant dans la pile, c'est-à-dire Q_v . D'où :

$$\ln \left(\frac{T_f^s - T_c}{T_f^e - T_c} \right) = - \frac{h_{conv} A}{\rho_g Q_v Cp_g} \quad (13)$$

Le rapport $h_{conv} A / \rho_g Q_v Cp_g$ correspond à un Nombre d'Unités de Transfert du côté des gaz convectifs. On peut de plus poser [BOST, 1989] la grandeur X , telle que

$$X = \exp \left(\frac{h_{conv} A}{\rho_g Q_v Cp_g} \right) \quad (14)$$

$$\text{dès lors} \quad T_f^s - T_c = (T_f^e - T_c) / X \quad (15)$$

On en déduit la baisse (ou l'augmentation) de température des gaz lors de leur passage dans la charge :

$$T_f^s - T_f^e = (T_c - T_f^e) \left(1 - \frac{1}{X} \right) \quad (16)$$

La quantité X et la différence de températures $T_c - T_f^e$ vont donc caractériser l'homogénéité des températures dans le four :

- Plus le débit est important, c'est-à-dire plus la vitesse de circulation des gaz dans la pile est importante, plus le rapport $h_{conv} A / \rho_g Q_v C p_g$ tend vers 0. En effet, le coefficient de transfert h_{conv} varie en $v^{0,5}$ alors que le débit varie proportionnellement à v . Dès lors, X tend vers 1 et la différence de températures $T_f^s - T_f^e$ tend vers 0
- Plus la différence de températures entre la charge et le four est importante, plus la chute (ou la hausse) de température est importante.

On a provisoirement supposé que la température de la charge, T_c était constante et égale à T_c^e . Il est maintenant possible de calculer une valeur plus précise de T_c^s à partir de T_f^s en appliquant la formule (3) :

$$T_c^s(t + dt) - T_c^s(t) = \frac{h_{conv} A (T_f^s - T_c^s) + \sigma \epsilon_r A_{ray} \left((T_f^s)^4 - (T_c^s)^4 \right)}{M_c C p_c} \Delta t \quad (17)$$

Le calcul des températures dans le four se fait donc en trois temps [BOST, 1989] :

- calcul de T_c^e à partir de T_f^e
- calcul de T_f^s à partir de T_f^e et de T_c^e
- calcul de T_c^s à partir de T_f^s

b) Interprétations

Un exemple de simulation est donné par [BOST, 1989] sur une charge de 500 kg d'acier avec une température finale de consigne de 605°C (voir Figure 2-3).

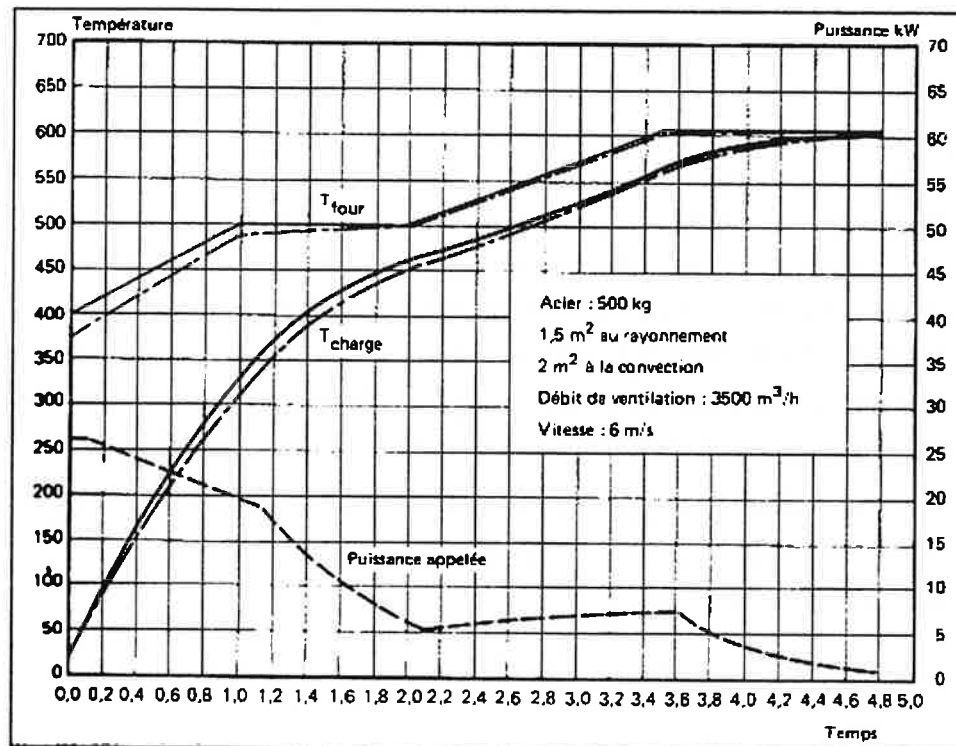
Elle permet de visualiser que :

- L'hétérogénéité de la température du four décroît lorsque l'on se rapproche de la température de consigne.
- L'hétérogénéité de la charge est maximale pendant la phase de montée en température du four, et plus particulièrement à la fin de la montée. Elle peut même être supérieure à l'hétérogénéité constatée sur le four.

C'est pourquoi les exploitants de fours vont souvent choisir un palier intermédiaire pour "rassembler" les courbes de températures de charge.

La convection aura à la fois une influence sur la vitesse de montée en température de la charge et l'homogénéité des températures (et donc du traitement). Toutefois, même dans le cas des métaux, il faudra trouver un compromis entre la vitesse de montée en

température (et la durée totale du traitement) et l'intérêt économique du procédé en terme de qualité du produit et d'énergie consommée.



I.3 - Conclusions

On a fait un rapide tour d'horizon des fours à résistances électriques, en particulier ceux avec brassage forcée de l'atmosphère. Des outils simples rendent compte des échanges thermiques entre un four et une charge métallique et soulignent l'impact de la convection. Ces modèles constitueront l'armature d'une grande partie de ce travail.

On établira en effet une analogie entre les transferts dans le bois (isolant) et dans les métaux (conducteurs) qui permettra d'adapter les équations précédentes à la caractérisation des fours de réification. Toutefois, il nous est maintenant nécessaire de comprendre un peu plus avant les phénomènes en jeu en présence pendant la réification, à savoir le séchage et la pyrolyse du bois. On introduit également que la notion d'échelle de modélisation et on l'applique aux séchoirs.

II - LE SECHAGE DU BOIS

Le séchage des matériaux hygroscopiques tels que le bois est expliqué avant d'exposer les diverses stratégies de modélisation du séchoir. On fait alors la distinction entre les modèles dits de connaissances et ceux de comportement, puis entre les diverses échelle de modélisation, en allant des processus, jusqu'au produit et enfin au procédé.

II.1 - Le séchage thermique des bois

De l'énergie est ici apporté au bois pour évaporer l'eau et évacuer la vapeur résultante. Le chauffage se fait classiquement par les voies conductive, convective, radiative ou bien micro-onde [NADEAU, 1995]. L'eau s'évacue sous forme de vapeur, soit par entraînement lorsque le départ s'effectue par diffusion dans la couche limite, soit par vaporisation si la pression partielle de vapeur est supérieure à la pression atmosphérique.

II.1.1 - Les types de séchage

On distingue plusieurs procédés de séchage faisant appel à ces différents mécanismes [PERRE, 1998] :

- le séchage convectif à basse température. L'eau est évacué par entraînement,
- le séchage convectif à haute température. La température est ici supérieure à la température d'ébullition de l'eau et l'eau est vaporisée,
- le séchage sous vide. Une pression réduite diminue la température d'ébullition de l'eau, celle-ci sort par vaporisation. L'apport d'énergie peut être conductif ou convectif. Ce séchage à basse température est recommandé pour des feuillus difficiles à sécher, tel que le chêne,
- le séchage solaire (radiatif), direct ou par infrarouge,
- Séchage par haute fréquence ou micro-ondes.

II.1.2 - Les phases du séchage

Les cinétiques de séchage permettent de visualiser l'état du séchage, en connaissant le flux d'eau sortant des planches (F_m en kg/m²s) en fonction du temps (voir Figure 2-4). On distingue alors une zone de préchauffe puis trois zones de séchage

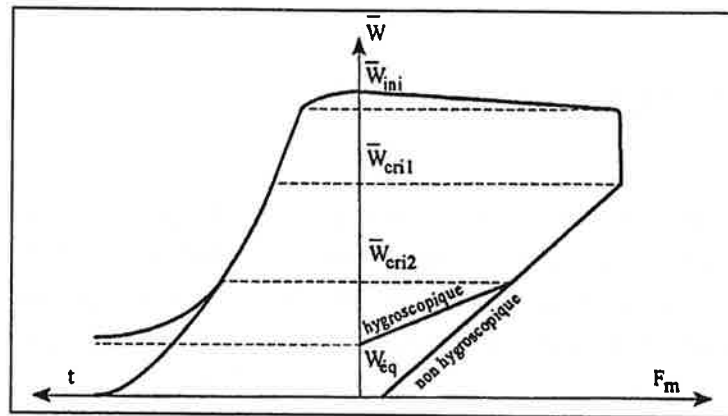


Figure 2-4. Les phases du séchage [NADEAU, 1995]

a) Préchauffage

Le matériau humide monte jusqu'à la température de bulbe (température d'équilibre évaporatoire) de l'environnement de séchage

b) Période à phase constante

Le bois contient uniquement de l'eau libre. La chaleur amenée sert seulement à évaporer l'eau. Le taux de séchage est constant et dépend uniquement des conditions externes (vitesse, température, humidité des gaz convectifs...). La surface des planches se trouve à la température humide de l'air, la planche est isotherme car le changement de phase n'a pas lieu dans le produit mais à la surface.

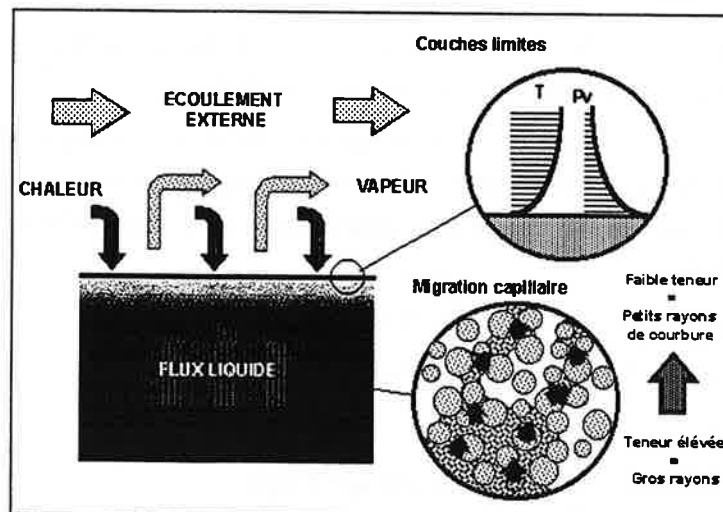


Figure 2-5. Première phase de séchage [PERRE, 1998]

L'eau circule dans le bois sous l'action des forces capillaires, des zones humides vers les zones sèches (voir Figure 2-5). Cette phase dure tant que la surface est alimentée en eau libre.

c) Première phase de ralentissement

L'évaporation ralentit quand la surface atteint son seuil d'hygroscopie, à savoir lorsque l'eau n'y est plus présente sous forme d'eau libre, mais sous forme adsorbée (l'eau liée). Le "front de séchage" se déplace alors de la surface vers l'intérieur de la planche. La pression de vapeur à la surface devient inférieure à la pression de vapeur saturante, d'où une réduction du flux de vapeur externe [PERRE, 1998]. Dès lors, la chauffe apportée devient supérieure à celle nécessitée par le changement de phase, d'où une chauffe progressive de la surface jusqu'au cœur.

On a alors une zone interne où prédomine la migration d'eau liquide et une zone périphérique où seule la diffusion d'eau ou de vapeur est possible (voir Figure 2-6). Le séchage est fini lorsque le bois atteint la température sèche des gaz convectifs et où la teneur en eau correspond à celle de l'équilibre. Contrairement à la phase précédente, le transfert n'est pas limité par le transfert à la surface (convection) mais plutôt par les résistances internes du bois aux transferts (NADEAU, 1995).

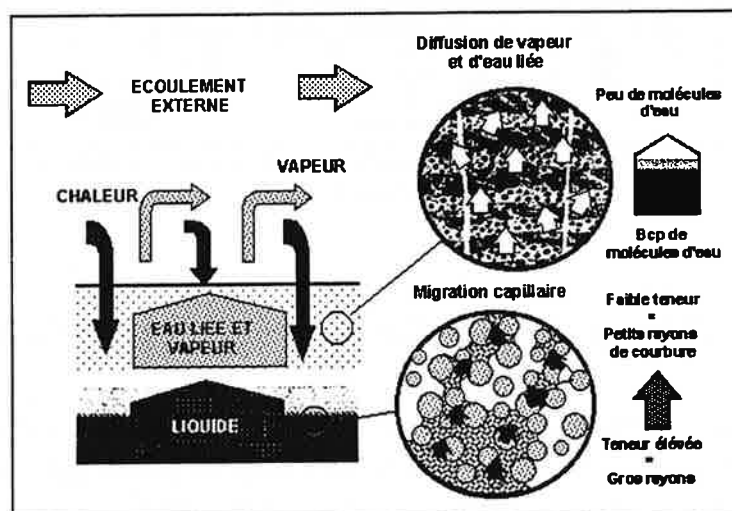


Figure 2-6. Première période de séchage à vitesse décroissante [PERRE, 1998]

d) Deuxième phase de ralentissement

L'eau est seulement présente dans le bois sous sa forme liée. Elle est alors évacuée très lentement par diffusion-sorption.

II.1.3 - Séchage convectif haute température et effet de la surpression interne

La description précédente est incomplète pour le séchage haute température ou le séchage sous vide. Il faut alors prendre en compte la surpression interne existant dans le bois lorsque la température du produit est supérieure à la température d'ébullition de l'eau.

Le bois est un matériau fortement anisotrope où la perméabilité longitudinale peut être 10 000 fois supérieure à celle transversale. La migration de l'eau sera alors principalement longitudinale. On a alors une configuration bidimensionnelle des transferts [PERRE, 1998] avec un apport transversal de calories (chaleur) et un départ principalement longitudinal de l'eau (masse). Les planches peuvent aller jusqu'à se gorger d'eau aux extrémités. On peut remarquer que le même phénomène se produit avec les composés organiques produits pendant la phase de pyrolyse de la réification.

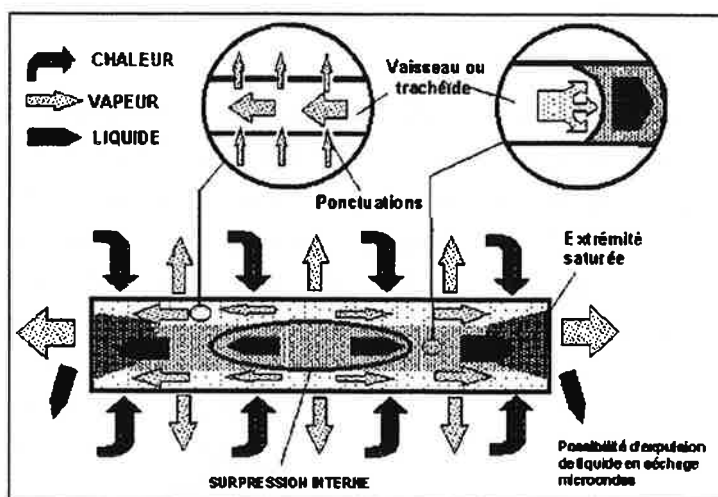


Figure 2-7. Effet de la surpression interne lors du séchage haute température [PERRE, 1998]

II.2 - Démarches et Echelles de Modélisation

Il nous faut à présent traduire mathématiquement les phénomènes précédemment décrits. De nombreux modèles ont bien évidemment été développés sur le séchage. Ils obéissent à deux démarches bien différentes [NADEAU, 1995] :

- Les modèles de connaissance; décrivant les phénomènes physiques de transport (capillarité, diffusion, diffusion-sorption...). Les essais sont destinés à valider le modèle tandis que les paramètres sont identifiés via des mesures complémentaires (telles que des isothermes de sorption).
- Les modèles de comportement impliquent une approche macroscopique. Les paramètres sont identifiés pendant les essais de séchage. Ces modèles ne sont donc valables que sur une certaine plage expérimentale et doivent être extrapolés avec beaucoup de précautions.

Les modèles vont enfin dépendre de l'échelle à laquelle sont examinés les phénomènes [NADEAU, 1995]. En effet, la démarche la plus classique consiste à écrire les processus élémentaires au niveau du matériau (équation de transferts, termes réactionnels, etc...). Toutefois, l'utilisation de tels modèles de connaissances devient beaucoup trop lourde (résolution des systèmes d'équations, nombre d'essais indépendants, etc...) dans le

cadre de la conception ou de la gestion d'un séchoir : il faut alors passer à l'échelle du produit et simplifier le problème en passant soit à une équation simplifiée de type diffusion, soit à des cinétiques de séchage décrivant les flux sortant des planches dans des conditions bien contrôlées. Enfin, on peut simuler le séchage à l'échelle du procédé, c'est-à-dire simuler l'évolution du produit et de son environnement dans un séchoir.

La Figure 2-8 résume les échelles de modélisation, des processus jusqu'au produit et au procédé. On va à présent mieux détailler les diverses stratégies de modélisation.

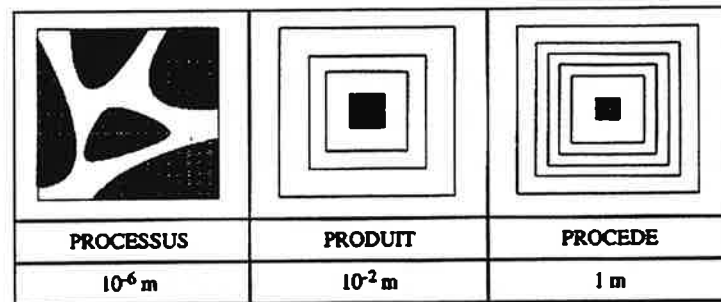


Figure 2-8. Echelles de modélisation et volumes de contrôle [NADEAU, 1995]

II.3 - Modélisation à l'Échelle des Processus

On va distinguer deux grandes familles de modèles, d'une part ceux considérant les transferts de masse dans un matériau capillo-poreux et d'autre part ceux considérant les transferts de masse sous la forme d'équation de diffusion

II.3.1 - Historique

Lewis a été le premier à se pencher sur le séchage en 1921. En 1929, Sherwood a proposé une équation de diffusion à coefficient constant pour décrire le séchage. La notion de capillarité et les limitations du modèle diffusif apparaissent en 1937 avec les travaux de Ceaglske et Kougen [NADEAU, 1995].

Philip et de Vries mettent en évidence en 1957 l'importance du transfert de chaleur sur le transfert de masse. Les notions actuelles de transferts en milieu poreux, d'isotherme de sorption, de diffusion en phase gazeuse, de capillarité ou de séchage en 3 phases (voir "Les phases du séchage" ci-dessus) ont été introduites par Krischer en 1962.

II.3.2 - Modèles capillo-poreux

On va ici illustrer la notion de modèle capillo-poreux en s'appuyant sur l'approche de [STANISH, 1986] et celle de Whitaker [NADEAU, 1995]. Cette approche allie transferts couplés de masse et de chaleur. Elle considère soit avec un équilibre

thermodynamique entre l'eau liée et la vapeur d'eau dans le cas de l'absence d'eau libre, soit la saturation du matériel en vapeur d'eau ou en eau liée en cas de présence d'eau libre.

On ne va pas ici reproduire le modèle complet faisant appel aux bilans de masse ou de chaleur et aux équilibres thermodynamiques, mais simplement revenir sur les phénomènes de transports en jeu lors de la migration des espèces (air, eau liée, eau libre, vapeur d'eau) dans le bois.

a) Eau libre

La migration de l'eau liquide suit la loi de Darcy des fluides dans les milieux poreux. La vitesse de circulation de l'eau libre u_l et le flux n_l sont proportionnels au gradient de pression dans le liquide [STANISH, 1986]

$$n_l = \rho_l u_l \quad (18)$$

$$\text{où} \quad u_l = \frac{-K_l}{\mu_l} \frac{\partial}{\partial z} (p_a + p_v - P_c) \quad (19)$$

K_l est la perméabilité relative du solide par rapport à la phase liquide.

$p_a + p_v$ représente la pression totale de gaz tandis que P_c est la pression capillaire associée à l'interface gaz-liquide. Physiquement, dans un milieu poreux partiellement saturé, il va exister une phase liquide, une phase gazeuse et donc une interface entre celles-ci. Du fait de la tension superficielle de l'interface, la pression du fluide mouillant (l'eau) est plus faible que celle du fluide non-mouillant (l'air). La pression capillaire correspond à cette différence de pression [PERRE, 1998].

b) Phase gazeuse

De manière général, le transport d'une espèce gazeuse i dans un mélange gazeux se fait par convection et par diffusion (loi de Fick). On écrit donc le flux gazeux n_i (kg/m² solide.s) sous la forme

$$n_i = \left(\rho_i \cdot u_g - M_i \cdot D_{eff} \cdot \frac{\partial C_i}{\partial z} \right) \quad (20)$$

$$\text{soit} \quad n_i = \left(\rho_i u_g - D_{eff} \varepsilon \frac{\partial \rho_i}{\partial z} \right) \quad (21)$$

où u_g est la vitesse de la phase gazeuse qui obéit elle-aussi à la loi de Darcy ,

$$\text{où} \quad u_g = \frac{-K_g}{\mu_g} \frac{\partial}{\partial z} (p_a + p_v) \quad (22)$$

D_{eff} est le coefficient de diffusion vrai de la vapeur d'eau dans l'air. Ce coefficient doit prendre en compte la porosité et la tortuosité du milieu (via ε^2), plus l'atténuation due au fait que les pores peuvent être partiellement bouchés [STANISH, 1986].

$$D_{eff} = \alpha \cdot D_{\text{diffusion dans le solide poreux}} = \alpha \cdot \varepsilon^2 \cdot D_{\text{diffusion eau dans air}} \quad (23)$$

c) Eau liée

Selon [STANISH, 1986], le flux d'eau liée est proportionnel au gradient du potentiel chimique des molécules d'eau liée ainsi qu'à la fraction de volume occupée par le solide bois $(1 - \varepsilon)$,

$$n_b = D_b (1 - \varepsilon) \frac{\partial \mu_b}{\partial z} \quad (24)$$

D_b est ici la diffusivité de l'eau liée dans le solide ($\text{kg/m}^3\text{s}$)

En considérant que l'on a équilibre thermodynamique en tout point du système (et donc égalité des potentiels chimiques de la phase liée et de la phase gazeuse), on obtient [STANISH, 1986] :

$$n_b = -D_b \cdot (1 - \varepsilon) \cdot \left[-\frac{S_v}{M_v} \frac{\partial T}{\partial z} + \left(\frac{\varepsilon}{\rho_v} \right) \frac{\partial p_v}{\partial z} \right] \quad (25)$$

avec

$$S_v = 187 + 35,1 \cdot \ln\left(\frac{T}{298,15}\right) - 8,314 \cdot \ln\left(\frac{p_v}{101325}\right) \quad (26)$$

II.3.3 - Modèles diffusifs

[NADEAU, 1995] montre comment les modèles capillo-poreux peuvent se transformer en un modèle diffusif lors du séchage basse température où l'on peut négliger l'influence de la pression interne. On a alors un modèle se présentant sous une forme de diffusion non isotherme, c'est-à-dire dépendant de la teneur en eau et en température.

Par exemple, Siau (1981) et Bridges (1967) ont proposé 2 modèles diffusifs [SIAU, 1993]. Ils se mettent tous deux sous la forme

$$F_m = -K_M \left(\frac{dH}{dT} \frac{dT}{dz} + \frac{dH}{dz} \right) \quad (27)$$

a) Siau (1981)

Le premier basé sur le "gradient d'humidité activée" où le flux d'eau J s'écrit

$$F_m = -K_M \left(\frac{H}{RT + 70H} \frac{E_b}{T} \frac{dT}{dz} + \frac{dH}{dz} \right) \quad (28)$$

où, K_M , conductivité basée sur le gradient d'humidité,

H , humidité exprimée en %,

T , température en Kelvin,

E_b est l'énergie d'activation de la diffusion de l'eau

b) Bridges (1967)

Le deuxième est basé sur le gradient de potentiel chimique,

$$F_m = -K_M \left[\frac{HR}{RT} \frac{\partial H}{\partial H} \left(\frac{\partial \mu}{\partial T} + \frac{E_b}{T} \right) \frac{dT}{dz} + \frac{dH}{dz} \right] \quad (29)$$

où, HR , humidité relative en équilibre avec le bois à l'humidité H ,
 μ , potentiel chimique de l'eau liée dans le bois.

II.4 - Modélisation à l'Échelle du Produit

Les modèles précédemment exposés permettent une compréhension fine des mécanismes élémentaires. Ils ne sont pas toujours adaptés à la conception et à la conduite de séchoirs [NADEAU, 1995] du fait du nombre de fonctions à déterminer via des essais indépendants ainsi que des problèmes de temps de calcul.

Deux approches permettent de simplifier le problème :

- Soit une description du séchage par une équation de diffusion à coefficients constants pendant une phase donnée (isenthalpe, 1^{er} ralentissement, etc...)
- Soit la détermination d'une équation de la cinétique de séchage. Celle-ci relie le flux massique d'eau sortant des planches aux conditions extérieures de séchage.

II.4.1 - Modèle Diffusif (échelle du produit)

Chaque phase de séchage se voit associé un coefficient de diffusion D_β . Dans le cas d'un cas mono-dimensionnel, on écrit classiquement la loi de Fick du 2^o ordre

$$\frac{\partial H}{\partial t} = D_\beta (T_\beta) \frac{\partial^2 H}{\partial z^2} \quad (30)$$

où $\beta=1,2,3$ indique la phase de séchage,

T_β est la température de référence de la phase étudiée

On prend ici pour exemple le pin maritime lorsqu'il est dans sa 2^{ème} phase de ralentissement, où l'eau est seulement présente dans le bois sous forme d'eau liée, $T_\beta=T_3$ correspond à la température sèche de l'air, T_∞ [COLLIGNAN, 1993]. Cette relation n'est toutefois valable que jusque pour une humidité supérieure à 15 % ; une température comprise entre 35°C et 85°C, une vitesse des gaz comprise entre 1 m/s et 4 m/s et une épaisseur entre 12 mm et 108 mm.

$$D_3 = 6,0478 \cdot 10^{-7} \left[5,9484 \left(\frac{\overline{H}_{ini}}{\rho_s} \right)^2 + 1 \right] \exp \left(-\frac{2658,37}{T_\infty} \right) \quad (31)$$

Malgré les limitations du modèle, on peut ainsi avoir accès au champ des teneurs en eau dans le bois.

II.4.2 - Recherche d'une cinétique de séchage

On cherche une expression du flux masse définissant la perte en masse d'eau par unité de surface et de temps F_m (kg/m²s).

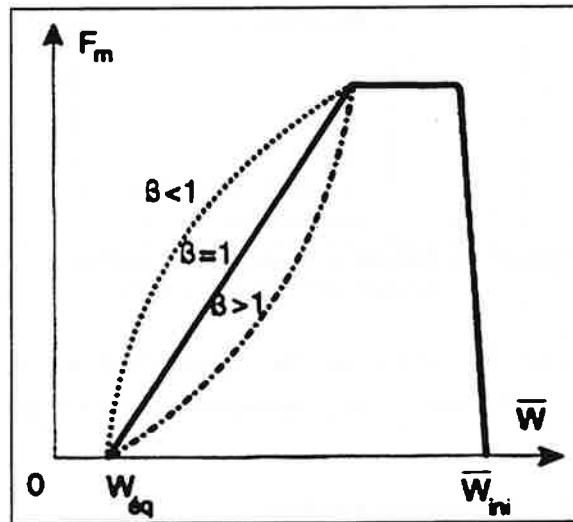


Figure 2-9. Flux-masse d'un matériau hygroscopique [NADEAU, 1995]

On a déjà vu la séparation du séchage en 2 ou 3 phases (voir Figure 2-9).

La première phase isenthalpe à vitesse constante se caractérise par un flux $F_{m,is}$ qui est fonction de l'air de séchage (T_∞ , V_∞ , HR_∞), de l'humidité initiale du produit $\overline{H}_{ini}$ et d'autres paramètres du séchoir.

Il faut ensuite prendre en compte le premier ralentissement du séchage. On minore pour cela F_{mis} par une fonction puissance $(\overline{H}/\overline{H}_{ini})^\beta$. Dans le cas d'un produit hygroscopique comme le bois, il faut aussi tenir compte de l'arrêt du séchage lorsque le bois atteint son humidité d'équilibre H_{eq} , fonction de l'humidité relative et de la température extérieures.

La cinétique s'écrit donc globalement de deux façons :

$$\frac{\overline{H} - H_{eq}}{\overline{H}_{ini} - H_{eq}} = f(t, T_\infty, V_\infty, HR_\infty, \overline{H}_{ini}, \dots) \quad (32)$$

ou

$$\begin{cases} F_m = F_m(T_\infty, V_\infty, HR_\infty, \overline{H}_{ini}, \dots) \\ \text{Arrêt si } \overline{H} = H_{eq} \end{cases} \quad (33)$$

II.5 - Modélisation à l'échelle du procédé

Cette modélisation s'inscrit dans la droite ligne de la précédente. Toutefois, on ne s'intéresse plus aux processus internes au produit mais seulement aux transferts à l'interface produit-procédé (voir Figure 2-10). Le séchage se retrouve seulement dans l'expression du flux-masse F_m déterminé pendant l'approche précédente.

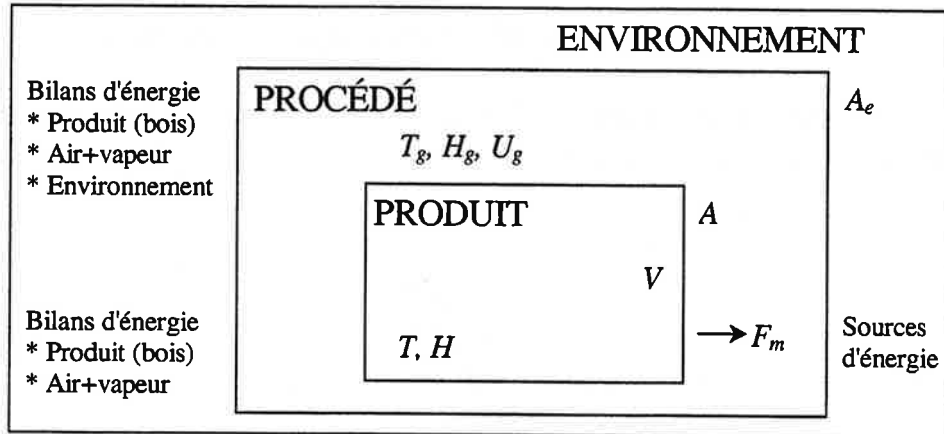


Figure 2-10. Volume de contrôle à l'échelle du procédé.
Adapté de [NADEAU, 1995]

On effectue alors les bilans macroscopiques sur le bois, les gaz convectifs et l'environnement (transferts par convection, rayonnement, micro-ondes, etc...).

II.5.1 - Bilans de masse

On néglige la variation de masse volumique avec la température.

La masse de produit (s) diminue avec la perte d'eau

$$\rho_s V \frac{dH}{dt} = -F_m A \quad (34)$$

Les gaz (g) s'enrichissent de l'eau évacuée :

$$\rho_g V_g \frac{dH_g}{dt} = F_m A \quad (35)$$

II.5.2 - Bilans d'énergie

Le produit gagne de l'énergie par les échanges thermiques surfacique (flux ϕ échangé avec les gaz convectifs et l'environnement) et en perd par évaporation de l'eau.

$$\rho V \frac{d}{dt}(C_p T) = \phi - F_m \Delta H_v \quad (36)$$

Les gaz convectifs vont échanger avec l'air et l'environnement le flux φ' . On écrit le bilan sous forme enthalpique [NADEAU, 1995]

$$\rho_g V_g \frac{d}{dt} \left(\frac{Cp_g T_g + H_g (Cp_v T_g + \Delta H_v)}{1 + H_g} \right) = -\varphi' A + F_m A (Cp_v T + \Delta H_v) \quad (37)$$

On explicite à présent le flux φ' . On a plusieurs cas de figures

- Pas d'influence de l'environnement : le flux est uniquement convectif

$$\varphi' = \varphi = h(T_g - T) \quad (38)$$

- Environnement non rayonnant avec échange convectif entre l'air et l'environnement (par exemple entre une paroi chaude et les gaz convectifs)

$$\begin{cases} \varphi' = h(T_g - T) + h_e \frac{A_e}{A} (T_g - T_e) \\ \varphi = h(T_g - T) \end{cases} \quad (39)$$

- Environnement rayonnant et air transparent, la formulation est bien entendu équivalente à celle qui a été vue avec les fours pour un environnement entourant totalement le produit

$$\begin{cases} \varphi' = h(T_g - T) + h_e \frac{A_e}{A} (T_g - T_e) \\ \varphi = h(T_g - T) + \frac{\sigma(T_e^4 - T^4)}{\frac{A}{A_e} \left(\frac{1}{\varepsilon_e} - 1 \right) + \frac{1}{\varepsilon}} \end{cases} \quad (40)$$

- Environnement rayonnant type micro-onde ou haute-fréquence. Le transfert énergétique de puissance Φ_e se fait dans le volume du produit. On a donc

$$\begin{cases} \varphi' = h(T_g - T) \\ \varphi = h(T_g - T) + T_g - \varphi_e \\ \varphi_e = \Phi_e / A \end{cases} \quad (41)$$

II.6 - Conclusions

Les processus physiques en cours pendant le séchage viennent d'être exposés qualitativement. On a ensuite étudié les différentes échelles de modélisation de cette transformations, des processus à l'échelle du micron jusqu'au procédé à l'échelle du mètre. On retrouve alors des formulations se rapprochant de celles précédemment étudiées dans les fours industriels de la métallurgie.

III - LA PYROLYSE DU BOIS

La pyrolyse du bois est l'un des phénomènes les plus anciens que l'on connaisse, en particulier par le biais de la production de charbon de bois [BRITO, 1990]. La pyrolyse est par définition la décomposition physique et chimiques de matières organiques sous l'effet de la chaleur et en absence d'oxygène [BOHNKE, 1993].

III.1 - Applications de la pyrolyse

En plus des travaux sur la modélisation de la réification [BOHNKE, 1993 & RAJOHNSON, 1996], la pyrolyse du bois a été étudiée selon plusieurs perspectives :

- pour la production de charbon de bois. L'homme le connaît depuis la nuit des temps. Son utilisation s'est accélérée avec la Révolution Industrielle et il était majoritairement utilisé par la sidérurgie jusqu'à la fin du XIX^e siècle. Il a été remplacé par le charbon et, à l'heure actuelle, la carbonisation et l'utilisation des distillats du bois sont plutôt le fait des pays en développement ou émergents [BYRNE, 1997].
- pour la production de matériaux à haute valeur ajoutée, tels que des charbons actifs ou des précurseurs pour la fabrication de composites carbone-polymère, carbone-carbone, de céramiques ou de composites céramiques [BYRNE; 1997]
- pour la production de biocarburants ou de composés chimiques à haute valeur ajoutée. Des carburants liquides se révèlent plus faciles à exploiter et à stocker que le charbon de bois, le résidu solide continue toutefois à être utilisable comme source d'énergie ou peut être valorisé comme charbon actif [WILLIAMS, 1996]
- pour évaluer la résistance du bois au feu (structures...) et l'efficacité des sels retardants [ROBERTS, 1970]. Un autre domaine est l'étude des feux de forêts [MARDINI, 1996]

III.2 - Description

Au cours de sa chauffe, le bois se transforme physiquement et chimiquement pour donner trois types de produits [HEMATI, 1987], dont les compositions respectives dépendent des conditions opératoires.

III.2.1 - Sous-produits de la pyrolyse

On distingue :

- des gaz, constitués principalement de vapeur d'eau, de monoxyde et de dioxyde de carbone, d'hydrogène, d'hydrocarbures légers et d'hydrocarbures condensables,
- une partie liquide, divisée en plusieurs phases : une phase aqueuse contenant de l'acide acétique, du méthanol, de l'acétone et un mélange d'hydrocarbures et de goudrons
- un charbon caractérisé par un appauvrissement en oxygène et en hydrogène par rapport au bois d'origine.

Le schéma a été résumé ci-dessous par [HEMATI, 1987] :

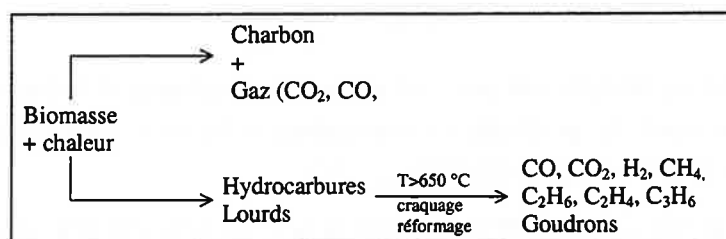


Figure 2-11. Réactions de pyrolyse [HEMATI, 1987]

III.2.2 - Influence des conditions opératoires

La répartition du bois en ces trois composantes et la composition chimique de celles-ci va fortement dépendre des conditions opératoires : dimensions des échantillons, vitesse de chauffe, choix de la température de pyrolyse, temps de séjour, balayage des gaz de réactions ou bien au contraire confinement de ceux-ci, etc...

C'est ainsi qu'une pyrolyse flash (avec des chauffes allant jusqu'à 1000°C/min) à des températures en dessous de 650°C suivie d'une trempe rapide provoquera la condensation des sous-produits de la pyrolyse avant que des réactions secondaires ne dégradent les composés lourds en des produits gazeux. Des chauffes rapides à hautes températures favorisent la formation de gaz.

Des chauffes plus progressives jusqu'à des températures maximales de l'ordre de 500°C et des temps de séjour importants du gaz et du solide maximisera la formation de charbon de bois via des réactions secondaires de coking et de repolymérisation. Si on augmente les montées en température entre 20°C/min et 100°C/min jusqu'à une température maximale de l'ordre de 600°C, on réaugmente la production de liquide et de gaz [WILLIAMS, 1996]. Les facteurs influençant le plus la pyrolyse lente semblent être la température et la vitesse de chauffe. Il y a toutefois assez peu de données décrivant la composition détaillée finale des produits en fonction de ces paramètres [WILLIAMS, 1996]. Toujours dans le même ordre d'idées, [BYRNE, 1997] a mis en évidence l'influence de la vitesse de chauffe sur l'apparition ou non de fentes : un échantillon chauffé jusqu'à 500°C à 20°C/h s'avère craquelé sur toutes ses faces, contrairement à un échantillon (pris dans la même planche) chauffé à 5°C/h.

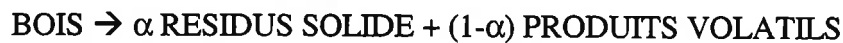
III.3 - Modélisation de la pyrolyse

Etant données la complexité des réactions et conditions opératoires en présence, on va trouver une grande diversité d'interprétations tant du point de vue des cinétiques (équations de vitesse) que de la thermodynamiques avec les enthalpies de réactions.

III.3.1 - Equations cinétiques

a) Modèles à une réaction globale

De nombreux auteurs ont proposé une réaction globale et irréversible ayant lieu de manière uniforme dans la particule et convertissant le bois en produits volatils et en charbon [HEMATI, 1987], soit [BOHNKE, 1993] :



L'expression la plus courante pour la pyrolyse des polymères et du bois est une équation globale d'Arrénus d'ordre 1 [KANURY, 1972] par rapport à la masse de matière non convertie, soit

$$\frac{dM}{dt} = K(M - M_{\infty}) = k_0(M - M_{\infty}) \exp\left(\frac{-E}{RT}\right) \quad (42)$$

où M est la masse de bois à l'instant t ,

M_{∞} est la masse de charbon restant après un temps infini de pyrolyse,

K est la constante cinétique (s^{-1}),

k_0 est le facteur préexponentiel (s^{-1}),

E est l'énergie d'activation de la réaction (J/mol)

On peut également l'exprimer en fonction de la masse volumique du bois et celle du résidu final, soit

$$\frac{d\rho}{dt} = k_0(\rho - \rho_{\infty}) \exp\left(\frac{-E}{RT}\right) \quad (43)$$

ou bien en fonction de l'avancée α de la pyrolyse. Il s'agit du rapport entre la masse de solide déjà pyrolysé à l'instant t , $M_0 - M$, sur la masse totale de solide pyrolysé après un temps infini, $M_0 - M_{\infty}$, c'est-à-dire

$$\alpha = (M_0 - M) / (M_0 - M_{\infty}) \quad (44)$$

$$\frac{d\alpha}{dt} = k_0(1 - \alpha) \exp\left(\frac{-E}{RT}\right) \quad (45)$$

On peut également l'exprimer de manière proche par une réaction d'ordre n [HEMATI, 1987]

$$\frac{dM}{dt} = k_0 (M - M_\infty)^n \exp \frac{-E}{RT} \quad (46)$$

Ce type de modèle ne doit toutefois être vu que comme un modèle empirique permettant de connaître la perte de masse en cours de pyrolyse mais sans fondement théorique [BROWN, 1981 & HEMATI, 1987]. Il dépend fortement des conditions expérimentales et en particulier des vitesses de chauffe, d'où des valeurs très différentes d'un auteur à l'autre (voir Tableau 2-1). Il est de plus incapable de prévoir le type de produits récupérés.

Auteur	matériau	technique	températures (°C)	ordre	E (kJ/mol)	k ₀ (s ⁻¹)
Stamm (1956)	résineux (massif)	ATG (four-air)	94-250	1	123	3,5 10 ¹²
	résineux (massif)	ATG (bain-métal)	167-300	1	125	3,3 10 ¹⁴
	α-cellulose (douglas)	ATG (four-air)	110-220	1	109	7,3 10 ¹²
	hémicelluloses (douglas)			1	112	8,4 10 ¹³
	lignine (douglas)			1	96	1,3 10 ¹¹
Roberts (1971)	cylindres de hêtre séchés en écorce	ATG (N ₂)	285	1	105	4,3 10 ⁷
			353-445	1	63	1,5 10 ⁵
Tang (1964)	sciure écorcée	ATG (vide)	280-325	0	96	3,2 10 ⁵
			325-350	1	226	6,5 10 ¹⁶
	cellulose		240-308	0	146	6,4 10 ⁹
			308-360	1	234	3,9 10 ¹⁷
	lignine		280-344	0	88	164
			344-435	1	38	0,93
Hirata (1974)	cellulose initiation	TG/ATD	20-500	1	165	2,2 10 ⁷
	propagation	vide (5°C/min)		1	112	
	lignine		280-300	1	146	7,2 10 ¹⁰
	hémicelluloses		220-280	1	119	4,8 10 ⁸
Bilbao (1989)	Pin -cellulose	TG isoth. & TG dyn (1,5 °C/min)	260-290	1	113	3 10 ⁹
	hémicelluloses		< 230	1	35	0,42
	lignine		>290	1	112	6,3 10 ⁵
Alves (1989)	Pin fraction1(20%)	TG isoth. multi-étapes	250-600	1	83	7 10 ⁵
	fraction 2 (53%)			1	146	2 10 ⁹
	fraction 3 (2%)			1	77	4,3 10 ⁴
	fraction 4 (3%)			1	60	28,3
	fraction 5 (2%)			1	139	5 10 ⁶
	fraction 6 (3%)			1	130	3,2 10 ⁵
Vovelle (1986)	peuplier	TG dyn (23°C/min)	20-247	0,25	76	4,3 10 ⁴
	sciure		247-347	1,1	255	3,9 10 ¹⁹
	douglas		0,7	109	3,4 10 ⁷	
			(13°C/min)	0,9	257	1,4 10 ¹⁹

Tableau 2-1. Estimation des paramètres cinétiques selon divers auteurs [BOHNKE, 1993]

b) Modèles à plusieurs réactions

D'autres modèles mettent en jeu deux ou plusieurs réactions parallèles ou successives et d'ordre 1 [ALVES, 1989, DI BLASI, 1996, MILLER, 1996, 1996; etc...]. Le risque est alors de tomber dans le piège des paramètres ajustables.

♦ Modèle de Ahujap

Dans cette ordre d'idées, une démarche intéressante semble être celle de chercheurs indiens [AHUJAP, 1996]. Elle reconnaît l'existence de réactions secondaires entre les gaz de pyrolyse et le solide bois en train de se décomposer et se propose de faire la distinction entre le comportement de sciure de bois et de cylindres de bois. Ils étudient d'abord la pyrolyse de sciure de bois en analyse thermo-gravimétrique pour identifier les 2 réactions primaires (les gaz de réactions étant immédiatement éliminés par le balayage en azote) et les paramètres cinétiques associés, et ensuite la pyrolyse de bois massif pour identifier les réactions secondaires et les paramètres associés (2 constantes de vitesses et un facteur δ dépendant du temps de contact entre les volatiles et la particule de bois).

♦ Pyrolyse de sciures [AHUJAP, 1996]

Sur de la sciure, ils adoptent le modèle cinétique à 2 réactions suivant:

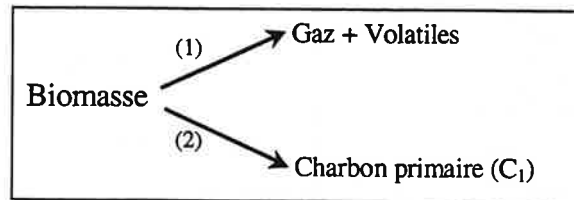


Figure 2-12. Réactions de pyrolyse des sciures [AHUJA, 1996]

On peut évidemment critiquer le modèle et se demander pourquoi une même réaction ne produirait pas simultanément des gaz et du bois pyrolysé. Mais cela pourrait être une bonne base de travail, surtout qu'il ne fait pas appel à la masse finale et hypothétique du solide en fin de réaction. Les équations cinétiques s'écrivent alors:

$$\begin{cases} d(B)/dt = -A_1 \exp(-E_1/RT) B^{n_1} - A_2 \exp(-E_2/RT) B^{n_2} \\ d(C)/dt = A_2 \exp(-E_2/RT) B^{n_2} \\ B = \text{fraction de bois} = M'_{\text{bois intact}} / M_{\text{bois}}^{t=0} \\ C = \text{fraction de charbon} = M'_{\text{charbon}} / M_{\text{bois}}^{t=0} \end{cases} \quad (47)$$

On suit expérimentalement la fraction de solide W restant en cours de réaction, soit le charbon plus le bois, c'est-à-dire $W = M_{\text{solide}}(t) / M_{\text{solide}}(t=0) = B + C_1$. Dans un premier temps, on peut considérer que $n_1 = n_2 = n = 1$ ($n=1,1$ selon [Ahuja, 1996]). Dès lors, en mode isotherme, il nous faut identifier les 2 paramètres K_1 et K_2 et s'assurer qu'ils obéissent ensuite à la loi d'Arrhénius. En régime isotherme, on a le système d'équations différentielles:

$$\begin{cases} dB/dt = -(K_1 + K_2) B^n \\ dC/dt = K_2 B^n \end{cases} \quad (48)$$

♦ Pyrolyse de bois massif [AHUJAP, 1996]

Lorsque l'on passe au solide massif, [AHUJA, 1996] tient compte des réactions

secondaires correspondant aux réactions entre les gaz et le solide en cours de pyrolyse selon le schéma réactionnel suivant :

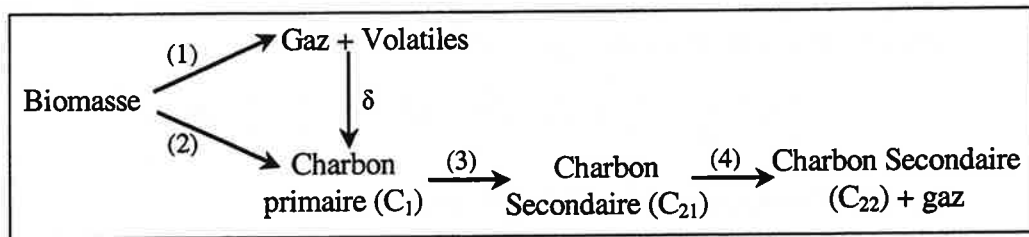


Figure 2-13. Réactions de pyrolyse du solide massif [AHUJA, 1996]

La réaction (3) est ainsi une réaction d'initiation et inclut le coefficient δ dépendant du temps de contact entre les volatiles et le solide en décomposition. La réaction (4) est la réaction de propagation. C_2 est la fraction de charbon secondaire, soit la somme $C_{21} + C_{22}$. Le modèle cinétique s'écrit sous la forme du système d'équations (49) et doit être combiné avec les bilans massiques et thermiques. Les paramètres sont ensuite identifiés par des essais sur des cylindres de diverses tailles.

$$\begin{cases} dB/dt = -(K_1 + K_2)B^n \\ dC_1/dt = K_2B^n - K_3C_1 \\ dC_{21}/dt = \delta K_3C_1 \\ dC_{22}/dt = K_4C_1C_2 \end{cases} \quad (49)$$

L'écriture de ce modèle cinétique est critiquable, en particulier pour les deux dernières équations. Toutefois, au delà du formalisme mathématique, les identifications successives d'un premier jeu de paramètres sur la pyrolyse de poudres, puis d'un deuxième prenant en compte les réactions secondaires au niveau du solide pourrait être une piste intéressante pour de futures recherches.

III.3.2 - Compétition entre réactions et transferts

On vient d'étudier les deux grandes familles de modèles cinétiques décrivant la pyrolyse du bois. Ceux-ci vont bien évidemment interagir avec les transferts de chaleur et de masse dans le solide. La question est maintenant de savoir quand on peut négliger les transferts thermiques et ne considérer qu'une pyrolyse contrôlée par la cinétique de réaction ou bien, au contraire, quand la pyrolyse est seulement contrôlée par le transfert de chaleur. Entre ces deux extrêmes, les deux facteurs devront être pris en compte.

Ces deux cas limites ont été étudiés par [PYLE, 1984] selon [BOHNKE, 1993] en considérant des réactions simples de pyrolyse du 1^{er} ordre de constantes apparentes K et E_0 .

a) Contrôle par transfert externe

Si la vitesse de transfert interne est très rapide dans le solide (grande conductivité

thermique) par rapport au transfert à la surface, la température du solide peut être considéré comme uniforme et la vitesse de réaction est indépendante de la position. On écrit alors le bilan thermique simplifié en considérant des transferts externes par convection (coefficient h_c) et par rayonnement dans le cas d'un parallélépipède

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{e} \left(h_c (T_f - T) + \sigma \varepsilon (T_f^4 - T^4) - \frac{\partial \rho}{\partial t} \Delta H \right) \quad (50)$$

L'avancée des réactions se traduit alors par

$$\frac{\rho_t - \rho_\infty}{\rho_0 - \rho_\infty} = 1 - \alpha = \exp \left(- \int_0^t k_0 \exp \left(\frac{-E_0}{RT} \right) dt \right) \quad (51)$$

b) Contrôle cinétique

Si les transferts à la surface et à l'intérieur de la particule sont toutes deux très rapides par rapport à la vitesse de réaction, le solide se trouve globalement à la température de l'environnement. La réaction est alors isotherme à la température du four ($T=T_f$), d'où

$$\frac{\rho_t - \rho_\infty}{\rho_0 - \rho_\infty} = 1 - \alpha = \exp \left(- k_0 \exp \left(\frac{-E_0}{RT_f} \right) \right) \quad (52)$$

c) Contrôle par transfert de chaleur : concept de noyau variable

La pyrolyse est ici beaucoup plus rapide que le transfert interne de chaleur. Si le gradient de chaleur interne est très grand, la zone de réaction sera très étroite. On aura alors un front de réaction s'avancant dans le solide encore intact, à une vitesse déterminée par la vitesse de propagation de l'onde de chaleur. Si la réaction est supposée complète à la température donnée T_p , on suit la vitesse avec laquelle cette température se propage dans le solide. Le front de réaction avance alors selon la loi suivante [PYLE, 1984]

$$\frac{\rho_0 - \rho_t}{\rho_0 - \rho_\infty} = \alpha = 1 - \frac{e_c}{e} \quad (53)$$

où e_c est l'épaisseur de solide n'ayant pas encore réagi et e l'épaisseur du solide.

d) Nombres caractéristiques et influence des facteurs

[PYLE, 1984] a considéré un premier nombre caractéristique de la pyrolyse correspondant au rapport entre la constante de temps associée au passage du front de température dans la particule par conduction ($\tau_T = \rho C_p e^2 / \lambda$) et la constante de temps associée à la réaction chimique ($\tau_R = 1/k_0$). Ce nombre définit l'importance relative des deux phénomènes et correspond au nombre de pyrolyse

$$Py = \frac{\lambda}{k_0 \rho C_p e^2} \quad (54)$$

Le nombre de Biot permet ensuite d'estimer l'importance relative du transfert externe de chaleur par convection et du transfert interne

$$Bi = \frac{h_c e}{\lambda} \quad (55)$$

Ces deux nombres permettent alors de définir un nombre de pyrolyse externe Py'

$$Py' = \frac{h_c}{k_0 \rho C_p e} \quad (56)$$

Ces nombres nous permettent alors de classer les divers types de modèles simplifiés de pyrolyse. La pyrolyse de petites particules sera sous contrôle cinétique tandis que, selon ce modèle, la pyrolyse d'échantillons larges (>5 cm) sera sous contrôle du transfert de chaleur [BOHNKE, 1993].

Facteur de Contrôle	Bi	Py	Py'
Tous		toutes les valeurs	
Transfert de chaleur externe	petit		petit
Cinétique	petit		petit
Transfert de chaleur interne	grand	petit	

Figure 2-14. Classement qualitatif des modèles [PYLE, 1984]

III.3.3 - Conclusion

On vient de donner un premier aperçu des domaines d'applications de la pyrolyse du bois et des phénomènes physiques en jeu, tant au niveau des réactions chimiques que des transferts de chaleur. Sans prétendre faire une description exhaustive des modèles en présence, on a illustré les notions de réactions primaires et secondaires et les facteurs de contrôle de la pyrolyse.

Chapitre 3

INDUSTRIALISATION DE LA RETIFICATION

La modélisation des fours de réification est l'objet principal de ce travail . Elle s'appuie sur des essais également destinés à mieux comprendre le matériau "bois réifié" et à préparer son introduction industrielle. Il a donc été adopté une double approche matériau et procédé.

Ce chapitre analyse certains paramètres influençant les performances du matériau en pilote et la mise au point du traitement dans le prototype. Il permet de décrire le fonctionnement des deux générations de fours et de nous initier aux techniques les plus courantes de caractérisation du bois du point physico-mécaniques et de la biodégradabilité. Il ouvre enfin des perspectives sur des techniques non destructives de caractérisation du bois réifié.

I – Facteurs d'influence de la réification

Une analyse de cinq facteurs influençant la réification a été faite pendant le DEA précédant ce travail. Les résultats sont étendus à la biodégradabilité du bois réifié, puis à l'influence du temps de séjour à basse température (autour de 225°C) et à haute température (240°C). La palette des traitements effectués nous permettra de dégager des tendances entre l'avancée des réactions de pyrolyse et les propriétés finales du bois.

II – Mise au point des traitements dans le prototype préindustriel

Des essais de mise au point du traitement dans le prototype ont permis de se familiariser avec le fonctionnement de fours dérivés de ceux du traitement des métaux, de définir des protocoles d'échantillonnage et de mettre en évidence l'influence de paramètre tels que le lattage ou le débit des planches. Ils ont été l'occasion de se pencher sur l'homogénéité pratique des fours et les méthodes pour la quantifier.

III – Application d'une méthode non destructive ultrasonore au contrôle qualité

Ces mêmes essais, couplés avec la mise au point du traitement de l'épicéa en pilote, ont permis d'évaluer l'utilisation de méthodes ultrasonores en contrôle qualité, et plus particulièrement celle du Sylvatest commercialisé par la société suisse CBS (Concept Bois Structure).

I - ANALYSE DES FACTEURS INFLUENÇANT LA RETIFICATION

Un plan d'expériences fractionnaire a précédemment permis de déterminer l'influence de 5 paramètres sur les propriétés physico-mécaniques du bois rétifé et la durée du traitement. Après avoir décrit le four pilote et les mesures physico-mécaniques normalisées utilisées, on rappelle les résultats obtenus et on les étend à la biodégradabilité du bois.

I.1 - Matériel et méthodes

a) Description et conduite du four pilote

Le pilote ENSMSE est un four pilote cylindrique à chauffage électrique (voir Figure 3-1). Sa capacité est de 300 litres et il peut traiter des planches mesurant jusqu'à 1 mètre de longueur, d'épaisseurs et largeurs variables. Ces planches sont disposées sur un plateau mécanosoudé en acier, muni d'une servante mobile. Une turbine brasse l'atmosphère et homogénéise les températures et les vitesses dans le four.

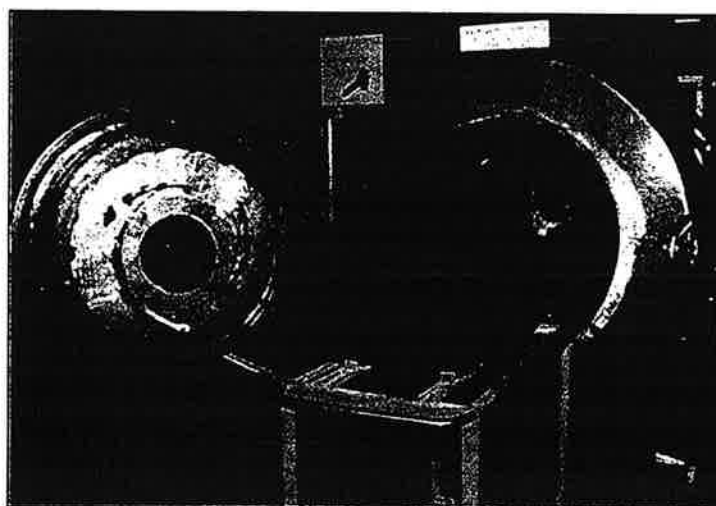


Figure 3-1. Four pilote de l'ENSMSE

Les gaz de la réтификаion (séchage et pyrolyse) passent par un condenseur à eau. Le condensat est récupéré et retraité par une société spécialisée, diverses études en cours visent en outre à leur analyse et à leur valorisation. La partie incondensable (principalement CO_2 et N_2) est recyclée pendant la dernière phase pour accélérer le refroidissement.

b) Mesure des propriétés physico-mécaniques du bois

♦ Hygroscopie (NF B 51-006)

Nous quantifions l'hygroscopie du bois en utilisant la norme NF B 51-006. Le retrait volumique total est la variation des dimensions (précision de 0,01 mm) de cubes de bois entre l'état saturé en eau et l'état anhydre. On a alors :

$$R_v = \frac{V_{\text{saturé}} - V_{\text{anhydre}}}{V_{\text{saturé}}} \times 100 \quad (1)$$

Le point de saturation des fibres correspond à l'humidité à partir de laquelle l'eau cesse de s'adsorber à la surface des fibres (faisant gonfler le bois) pour circuler librement à l'intérieur du bois sous forme liquide (sans faire gonfler le bois). On le détermine en traçant la courbe des retraits.

♦ Module de rupture en flexion statique 4 points (NF B 51-008)

La norme NF B 51-008 décrit la détermination du module de rupture en flexion statique 4 points d'une éprouvette sans défauts, c'est-à-dire la contrainte de rupture par flexion sous une charge progressivement croissante (maximum de 500 daN), exercée perpendiculairement au fil du bois (Figure 3-2).

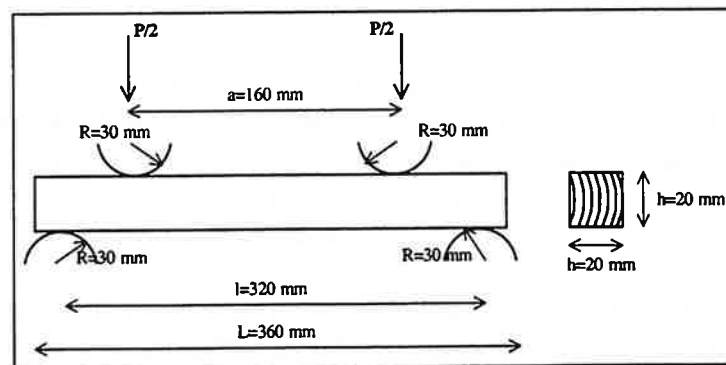


Figure 3-2. Schéma de principe de la flexion statique 4 points

La contrainte conventionnelle de rupture à l'humidité H , σ_{FH} (exprimée en MPa), est donnée par :

$$\sigma_{FH} = \frac{3(l-a)P}{2bh^2} = \frac{240P}{bh^2} \quad (2)$$

où P est la charge totale appliquée à la rupture (N),

b et h sont respectivement la base et la hauteur de l'éprouvette (mm),

Si l'humidité H de l'éprouvette de bois naturel diffère de 12% (humidité de référence), mais qu'elle est comprise entre 10 et 14%, on utilise le fait que le module décroît linéairement avec l'humidité et on applique la relation :

$$\frac{\sigma_F(12\%)}{\sigma_{FH}} = \frac{m-12}{m-H} \quad (3)$$

où $m=42$ en première approximation. Selon [KOLLMANN, 1968], $m=46$ est plus précis pour le pin sylvestre.

c) Méthodologie et choix de l'échantillonnage

Pour chaque essai, nous utilisons 12 planches brutes de $1,5\text{ m} \times 95\text{ cm} \times 27\text{ mm}$ que nous coupons en deux : une partie est traitée (planches de $0,95\text{ m} \times 95\text{ cm} \times 27\text{ mm}$) et l'autre sert de témoin pour comparer l'évolution des propriétés. Les mesures des propriétés physico-mécaniques nécessitent de plus des échantillons dont les côtés soient sensiblement parallèles aux directions radiale, tangentielle et longitudinale : ce qui signifie que nous pouvons en moyenne n'exploiter que la moitié de nos planches.

I.2 - Rappels sur le plan d'expérience précédent

On replace le plan d'expériences mené pendant le DEA antérieur à ce travail dans son contexte [DUCHEZ, 1997]. On rappelle brièvement le principe des plans d'expériences et ensuite les résultats obtenus.

I.2.1 - Objectifs

De nombreux facteurs (bois, géométrie, conduite, etc ...) influencent la rétification. On a ici analysé 5 paramètres au moyen d'un plan factoriel fractionnaire 2^{5-2} :

- l'espèce : deux résineux proches par leurs propriétés physiques, à savoir le pin sylvestre et le sapin, vont-ils réagir de la même façon ?
- T_3 : température de pyrolyse. Obtient-on des propriétés intéressantes dès 225°C ?
- t'_3 : durée de la pyrolyse. Quand toutes les planches ont atteint la consigne T_3 , on maintient cette température pendant la durée t'_3 . Existe-t-il une marge de manœuvre ? Y a-t-il une différence cruciale entre un temps de séjour de 5 minutes et un autre de 15 minutes ? Des planches restées plus longtemps que prévu sur le palier de pyrolyse doivent-elle être rejetées ?
- T_1 : température du premier palier. Le traitement est-il plus court si on adopte un palier de 120°C au lieu de 80°C ? Ceci influe-t-il sur les propriétés ?
- N_2 : moment de l'injection d'azote. Peut-on se contenter d'injecter de l'azote pendant le refroidissement (risque de dépression et d'entrée d'air) en considérant que le recyclage des gaz de la rétification est suffisant pour éliminer l'oxygène ? Doit-on commencer l'injection avant la pyrolyse, c'est-à-dire ici dès la fin du palier à 160°C ?

Les réponses étudiées ont été (voir Figure 3-3) :

- la durée totale de la rétification,
- la durée au bout de laquelle les planches atteignent en moyenne la consigne T_3 ,

- le retrait volumique moyen du bois rétifé,
- son point de saturation des fibres,
- ses propriétés mécaniques en flexion statique.

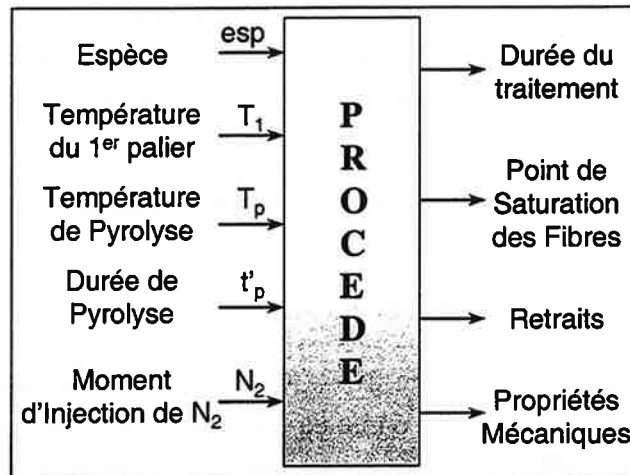


Figure 3-3. Facteurs et réponses du plan d'expériences
[DUCHEZ, 1997]

On ne reprend ici que les résultats relatifs aux propriétés physico-mécaniques

I.2.2 - Principe des Plans d'Expériences

Sans prétendre refaire la théorie des plans d'expériences, on peut rapidement rappeler leur philosophie et leurs avantages (ainsi que leurs limitations...).

Une étude systématique de nos 5 facteurs aurait entraîné un grand nombre d'essais faisant varier un seul paramètre à la fois. Au contraire, un plan d'expériences [Goupy, 1988] permet de faire varier tous ces facteurs à chaque essai (de manière programmée), d'avoir accès à leurs interactions et de réduire considérablement le nombre d'expériences.

Les plans permettent d'étudier des paramètres continus (températures du premier palier et de pyrolyse, moment de l'injection d'azote, temps de séjour) ou discrets (essence de bois). On choisit une valeur "haute" et une valeur "basse" pour ces facteurs et on suppose que les réponses varient linéairement entre ces 2 valeurs extrêmes. Cette dernière hypothèse peut sembler abusive, mais elle permet de hiérarchiser les facteurs et leurs interactions, à défaut de toujours quantifier rigoureusement leurs effets.

On distingue ensuite les plans d'expériences complets et fractionnaires. Les premiers permettent de calculer chacun des effets associés aux facteurs et à leurs interactions. On utilise alors $2^{\text{nombre de facteurs}}$ essais. C'est-à-dire 32 essais dans notre cas.

Ce nombre d'expériences est encore diminué grâce à un plan d'expériences fractionnaire : la qualité de l'information est dégradée en mélangeant chacun des effets à des interactions (entre 2 facteurs, 3 facteurs, etc...). Par exemple, l'information associée au

5^{ème} facteur pourra non seulement contenir l'effet de celui-ci mais aussi l'interaction entre le 1^{er} et le 3^{ème} facteur. Cette information dégradée s'appelle le contraste et, dans l'exemple précédent, l'effet du 5^o facteur et l'interaction entre les 1^o et 3^o facteurs sont dits aliés. En contrepartie, chaque association entre un facteur et une interaction permet de diviser le nombre d'essais par deux. Les résultats sont satisfaisants si l'interaction aliée est faible face à l'effet principal. Il faut à la fois être prudent dans l'interprétation des résultats et posséder un "sens physique" du procédé pour choisir les bonnes associations.

I.2.3 - Mise en œuvre du plan fractionnaire

a) Génération du Plan

Un plan factoriel fractionnaire 2^{5-2} [GOUPY, 1988] est généré avec l'espèce (1), la température de pyrolyse T_3 (2) et la durée de pyrolyse t'_3 (3) pour paramètres principaux. On aliase les facteurs T_1 (4) et N_2 (5) avec les interactions probablement les plus faibles, à savoir successivement 123 et 13. D'où la matrice :

n°exp.	Essai	espèce	T_3	t'_3	T_1	N_2	$esp \cdot T_p$	$T_p \cdot t'_p$	I
		1	2	3	4=123	5=13	12	23	Moy
1	S ₅	-1	-1	-1	-1	1	1	1	1
2	P ₃	1	-1	-1	1	-1	-1	1	1
3	S ₁ , S ₂ , S ₃	-1	1	-1	1	1	-1	-1	1
4	P ₅	1	1	-1	-1	-1	1	-1	1
5	S ₄	-1	-1	1	1	-1	1	1	1
6	P ₁	1	-1	1	-1	1	-1	-1	1
7	S ₆	-1	1	1	-1	-1	-1	1	1
8	P ₄	1	1	1	1	1	1	1	1

Tableau 3-1. Matrice fractionnaire des essais

facteurs	espèce	T_3 (°C)	t'_3 (mn)	T_1 (°C)	Azote
Niveau -	Sapin des Vosges	225	5	80	fin palier 160°
Niveau +	Pin Sylvestre	240	15	120	fin réтификаtion

Tableau 3-2. Valeurs haute et basse des facteurs

La Figure 3-4 permet de repérer les valeurs hautes et basses des facteurs sur les profils expérimentaux de réтификаtion. Le Tableau 3-3 récapitule les valeurs des paramètres adoptés pour chacun des essais du plan d'expériences.

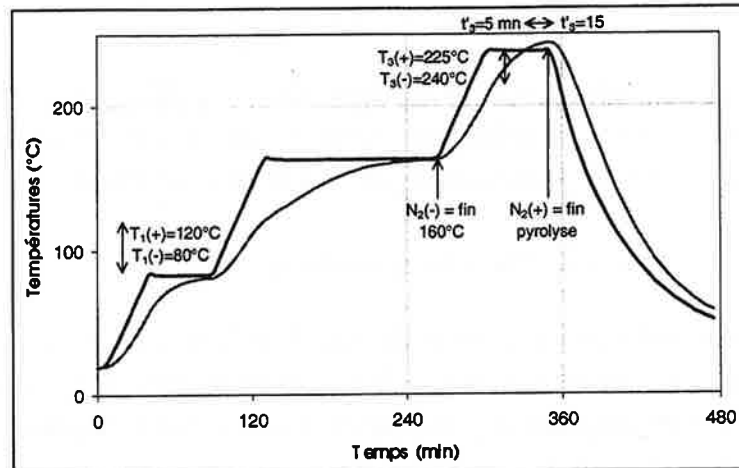


Figure 3-4. Illustration des facteurs étudiés

n°exp.	Réf	espèce 1	T ₃ (°C) 2	t ₃ (min) 3	T ₁ (°C) 4=123	lnJ° N ₂ 5=13
1	S ₅	Sapin	225	5	80	fin pyrolyse
2	P ₃	Pin	225	5	120	fin 160°C
3	S ₁ , S ₂ , S ₃	Sapin	240	5	120	fin pyrolyse
4	P ₅	Pin	240	5	80	fin 160°C
5	S ₄	Sapin	225	15	120	fin 160°C
6	P ₁	Pin	225	15	80	fin pyrolyse
7	S ₆	Sapin	240	15	80	fin 160°C
8	P ₄	Pin	240	15	120	fin pyrolyse

Tableau 3-3. Récapitulatif des essais effectués

b) Calcul des Contrastes

On calcule les contrastes en moyennant les réponses :

- on multiplie chaque réponse par le signe correspondant de la colonne de l'effet
- on additionne les valeurs obtenues
- on divise ici cette somme par 8 (le nombre d'expériences)

Par exemple, l'effet de l'espèce (1) sur le retrait volumique sera obtenu par :

$$\text{Contraste}_{(1) \text{ sur } R_v} = -R_{v1} + R_{v2} - R_{v3} + R_{v4} - R_{v5} + R_{v6} - R_{v7} + R_{v8} \quad (4)$$

Ce contraste est ensuite comparé avec l'erreur expérimentale. Celle-ci est évaluée grâce aux trois essais de reproductibilité S₁, S₂ et S₃. Le contraste est alors représentatif (c'est-à-dire le facteur est influent) si il est supérieur à l'erreur expérimentale.

c) Calcul de l'erreur expérimentale

On évalue l'erreur expérimentale ε_{exp} à partir de l'écart-type calculé sur les 3 essais de reproductibilité et corrigé par le facteur $t_{70\%, 3-1}$ de Student à 2 degrés de libertés (nombre d'essais moins 1).

$$\varepsilon_{exp}(70\%) = s \times t_{70,2} \quad (5)$$

I.2.4 - Mise en œuvre et résultats

Les calculs ont précédemment été détaillés [DUCHEZ, 1997]. On va simplement visualiser les poids des contrastes par rapport aux erreurs expérimentales afin de déterminer les facteurs les plus influents et justifier la suite de l'étude.

a) Perte de masse due à la pyrolyse

On a une variabilité de la perte de masse de l'ordre de 0,4%. La température de pyrolyse est ici le seul facteur vraiment influent. Il ne semble pas y avoir de différences notables entre un temps de séjour de 5 minutes et un autre de 15 minutes.

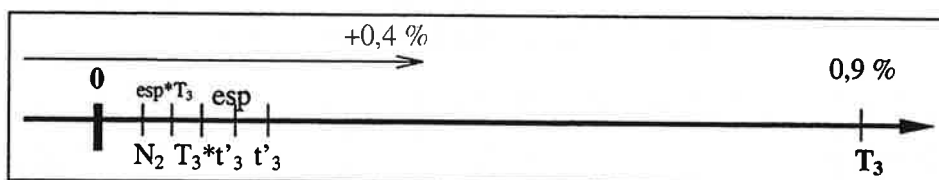


Figure 3-5. Poids des facteurs sur la perte de masse

b) Hygroscopie et Stabilité Dimensionnelle

La température de pyrolyse est le principal facteur influençant le retrait volumique et le point de saturation des fibres, du fait d'un craquage plus poussé des hémicelluloses.

L'espèce a une faible influence sur le retrait volumique et interagit avec la température de pyrolyse : le pin sylvestre rétifé est plus stable que le sapin (voir Figure 3-7). Cette propriété est aussi vérifiée à l'état naturel.

L'instant choisi pour injecter l'azote n'a pas d'influence sur ces deux propriétés.

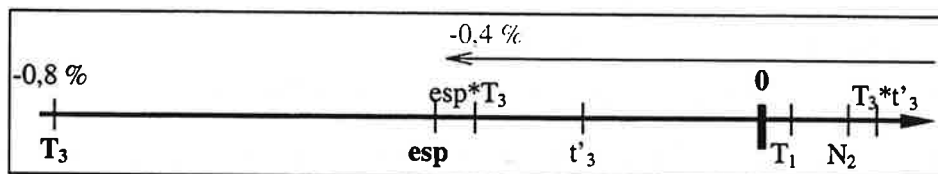


Figure 3-6. Poids des facteurs sur le retrait volumique

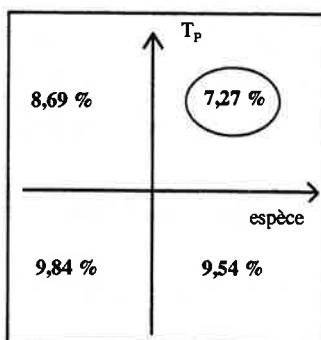


Figure 3-7. Interaction entre l'espèce et la température de pyrolyse pour le retrait volumique

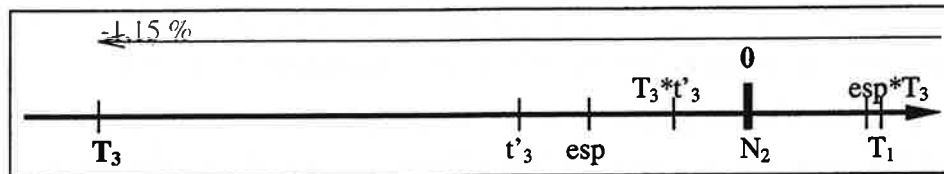


Figure 3-8. Poids des facteurs sur le point de saturation des fibres

c) Propriétés mécaniques

On a ici l'influence de 3 facteurs : l'espèce, la température de pyrolyse et le moment d'injection d'azote. Le choix de l'espèce est ainsi au moins aussi important que celui de T_3 ou le moment de l'injection d'azote. C'est ainsi que le pin sylvestre est nettement plus dégradé que le sapin. On ne peut objectivement pas encore interpréter ce résultat, tout au plus peut-on soupçonner une différence de comportement entre le cœur et l'aubier du pin provoquant des tensions internes préjudiciables aux résistances mécaniques.

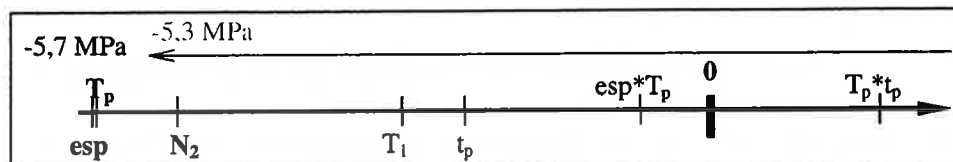


Figure 3-9. Poids des facteurs sur le module de rupture en flexion statique 4 points

On semble détecter une influence de la température du premier palier sur la baisse du module de rupture. Il est probable qu'il s'agisse en fait d'un artefact dû au fait que ce facteur est aliasé (associé) avec l'interaction du troisième ordre entre l'espèce, T_3 et t_3 . Il est peu probable que cette température ait une influence sur la baisse du module de rupture.

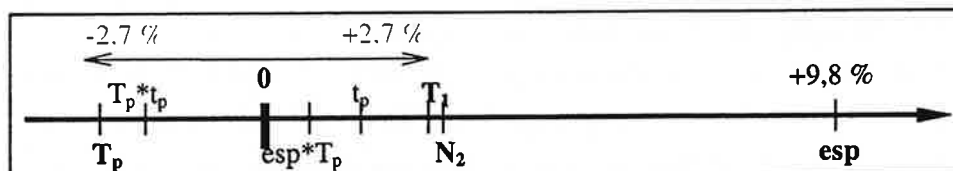


Figure 3-10. Poids des facteurs sur la baisse du module de rupture en flexion statique 4 points

I.2.5 - Conclusions

Ces rappels sur le plan d'expériences précédent ce travail [DUCHEZ, 1997] ont montré l'influence prépondérante de la température de pyrolyse sur l'avancée de la pyrolyse. Par contre, le temps de séjour ne semble pas avoir d'influence notable sur une fourchette de 5 à 15 minutes : ceci s'avèrera crucial pour la robustesse des fours industriels. Il serait en effet vain de penser que les planches vont toutes monter en température exactement à la même vitesse et on dispose donc d'une certaine marge de manœuvre quant à la conduite du traitement.

Après réтификаction, le pin sylvestre s'avère plus stable dimensionnellement que le sapin, mais possède de moins bonnes résistances mécaniques de celui-ci.

Le moment de l'injection d'azote influe sur les propriétés mécaniques, mais pas sur la stabilité ou le point de saturation des fibres. Ce constat est cohérent avec les études de Jean-Jacques Weiland [WEILAND, 2000] sur l'influence du taux en oxygène pendant la réтификаction. On va voir si il en est de même avec la biodégradabilité du bois rétifé.

I.3 - Application du plan à la biodégradabilité du bois rétifé

On applique la même méthodologie à la détermination de la biodégradabilité du bois rétifé selon la norme européenne EN113 et le classement de sa durabilité selon la norme EN 350-1.

I.3.1 - Rappels sur l'évaluation de la durabilité du bois

La durabilité du bois est déterminée en soumettant des échantillons de taille normalisée à l'action de champignons lignivores pendant 16 semaines dans des conditions optimales de culture (22°C et 70% d'humidité relative) selon la norme EN 113.

Afin de valider les tests pour des résineux, on expose systématiquement des échantillons d'aubier de pin sylvestre naturel aux attaques fongiques. Si la perte de masse moyenne est supérieure à 20%, on considère que les conditions ont été réunies pour une bonne virulence des champignons.

Les champignons choisis sont classiquement :

- Pour les résineux : selon la norme EN 350-1: *Gloeophyllum trabeum*, *Serpula lacrymans*, *Poria placenta*. En pratique, on utilise au *Coniophora puteana*
- Pour les feuillus : idem que pour les résineux sauf que *Poria placenta* est remplacé par *Trametes versicolor*

Dans notre cas, ces essais ont été effectués avec *Poria placenta* qui s'est avéré par le passé le champignon le plus agressif avec le bois rétifé (voir aussi la Figure 3-20). La perte de masse moyenne constatée donne deux évaluations de la durabilité du bois :

- l'efficacité de la préservation due au traitement de rétificaction, en appliquant les critères des procédés d'imprégnation chimique (norme EN 113). Le traitement est alors considéré efficace si la perte de masse moyenne est inférieure à 3% et si au plus une éprouvette possède une perte de masse supérieure à 3%, mais inférieure à 5%.
- la durabilité de la nouvelle essence "bois rétifé" (norme EN 350-1). On compare cette durabilité avec celle de l'aubier de pin sylvestre naturel (essence de référence pour les résineux, tout comme le hêtre naturel est celle des feuillus) grâce au rapport x

des pertes de masse constatées (voir équation (6)) et on peut classer le bois rétifé selon le Tableau 3-4. Cette classification doit être basée sur le champignon causant la plus grande perte de masse moyenne des éprouvettes.

Classes de durabilité	Description	Résultats des essais de laboratoire exprimés en valeur de x
1	Très durable	$x \leq 0,15$
2	Durable	$0,15 < x \leq 0,30$
3	Moyennement durable	$0,30 < x \leq 0,60$
4	Faiblement durable	$0,60 < x \leq 0,90$
5	Non durable	$x > 0,90$

Tableau 3-4. Classes de durabilité naturelle du bois face aux champignons lignivores en essais de laboratoire [EN 350-1, 1994]

où
$$x = \frac{\text{Perte de masse moyenne des éprouvettes d'essai}}{\text{Perte de masse moyenne des éprouvettes de référence}} \quad (6)$$

Une nouvelle norme est en cours d'élaboration au niveau européen. Elle ne conserverait plus que 2 champignons (*Poria placenta* et *Coniophora puteana* pour les résineux ou bien *Trametes versicolor* et *Coniophora puteana* pour les feuillus) et classerait les bois en fonction des pertes de masse observées et non plus selon le rapport x. Elle est donc susceptible de faire évoluer les classements proposés dans le cadre de cette étude.

I.3.2 - Résultats des essais

La Figure 3-11 récapitule les résultats obtenus pour le bois rétifé selon le plan précédent, ainsi que pour le sapin et le pin sylvestre naturels.

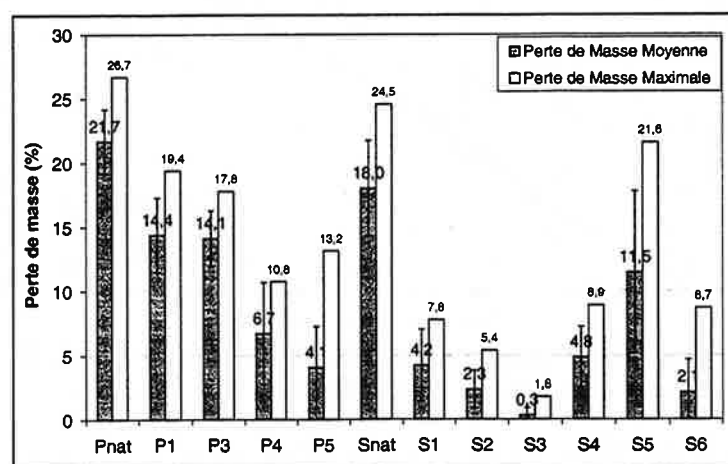


Figure 3-11. Pertes de masse moyenne constatées après attaque de *Poria placenta* selon la norme EN 113

La perte de masse constatée sur l'aubier de pin sylvestre naturel est effectivement supérieure à 20%. Ce qui valide le test.

L'humidité moyenne des éprouvettes rétifées à 240°C s'avère beaucoup plus faible que celle des éprouvettes de sapin ou de pin naturel, à savoir autour de 20% au lieu de 40% après attaque (Figure 3-12). Dans une moindre mesure, l'humidité des éprouvettes rétifées témoins (non soumises à l'attaque de *Poria placenta*, mais placées dans la même pièce de culture) est plus faible que celle des éprouvettes témoins.

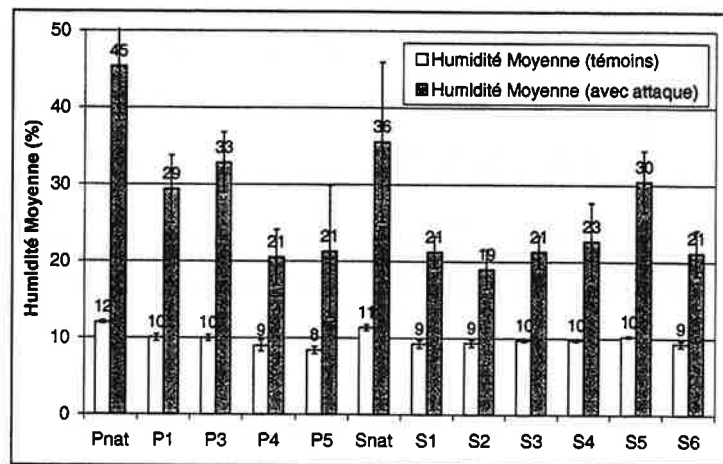


Figure 3-12. Humidité moyenne des éprouvettes après attaque de *Poria placenta* selon la norme EN 113

On peut ainsi trouver une relation entre l'humidité moyenne et la perte de masse moyenne après l'attaque fongique de 16 semaines (voir Figure 3-13). Plus le bois est attaqué, plus son humidité est élevée. Les champignons métabolisent en effet de l'eau comme sous-produit de la dégradation du bois, d'où une évolution parallèle des deux grandeurs. Cette eau favorisera à son tour la dégradation du bois.

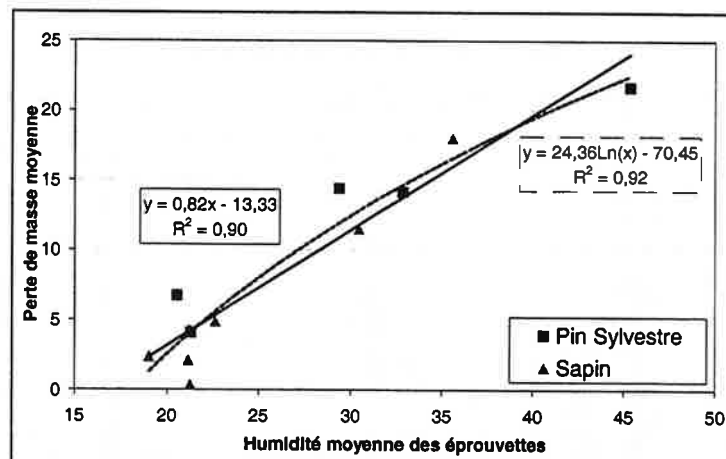


Figure 3-13. Evolution parallèle de l'humidité et de la perte de masse des éprouvettes dégradées selon la norme EN 113

En contrepartie, il s'avère qu'un bois traité à 225°C ne possède pas une humidité d'équilibre très différente d'un bois traité à 240°C (10% au lieu de 8%) tandis qu'il est

beaucoup plus attaqué que le bois traité à 240°C. Il est bien connu que les champignons ont besoin d'une humidité de 17-20% pour commencer leur développement. La moindre hydrophilie du bois est donc certainement une condition nécessaire pour une meilleure durabilité, mais non pas une condition suffisante.

D'autres mécanismes de modifications chimiques du bois sont en jeu pour expliquer la meilleure durabilité du bois rétifié [WEILAND, 2000].

I.3.3 - Calcul de l'erreur expérimentale

Les essais S_1 , S_2 et S_3 correspondent à l'expérience de reproductibilité du plan factoriel. On détermine l'erreur expérimentale (intervalle de confiance) en multipliant l'écart-type par le facteur t de Student ($t=1,39$ pour 3 expériences).

n°expérience	S_1	S_2	S_3	moyenne	écart-type s	intervalle de confiance à 70 %
pertes de masse (%)	4,2	2,4	0,3	2,3	1,95	2,70
Evolution de l'attaque (%)	76,5	87,0	98,2	87,2	10,85	15,04

Tableau 3-5. Essais de reproductibilité et erreur expérimentale

Une différence relativement faible sur les valeurs absolues des 3 pertes de masse entraîne d'évidence une importante variabilité de l'évolution de la biodégradabilité entre état naturel et état rétifié. On s'intéressera donc plutôt à la seule perte de masse.

I.3.4 - Calcul des Contrastes

Une nouvelle fois, la température est le facteur le plus influent sur la biodégradation. On a ensuite l'effet de l'essence avec une meilleure durabilité du sapin.

Contraste facteur	1 espèce	2 T_3	3 t'_3	4=123 T_1	5=13 $\ln j^\circ N_2$	12 esp^*T_3	23 $T_3^*t'_3$	Moy I
pertes de masse (%)	2,3	-3,7	-0,5	-0,5	1,2	-0,7	1,1	7,5
Evolution de l'attaque (%)	-8,3	18,5	3,0	3,1	-6,4	2,0	-5,8	62,9

Tableau 3-6. Calculs des contrastes

De fait, le sapin est plus durable indépendamment du type de traitement (classes entre 1 et 3 au lieu de classes entre 1 à 4). De manière surprenante, on se rend compte que les résultats de biodégradation du sapin sont remarquables dès 225°C, y compris pour un temps de séjour de 5 minutes : on est alors en classe 3.

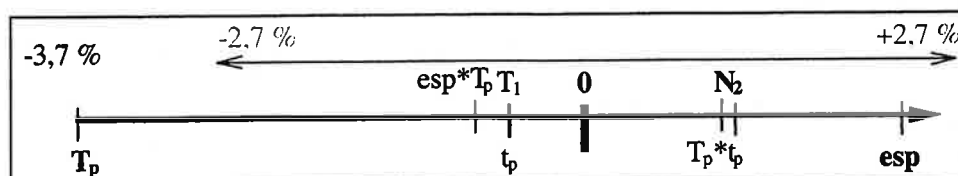


Figure 3-14. Poids des facteurs sur la perte de masse suite à l'attaque de *Poria Placenta*

Pour un temps de 15 minutes, on est à la frontière entre la classe 1 et la classe 2. Un traitement du sapin bien conduit à 225°C pendant 15 minutes devrait donc assurer une classe 2 pour des résistances mécaniques très bien conservées. Une utilisation structurelle pourrait ainsi être envisagée à terme pour cette essence : il restera toutefois de nombreux autres points à valider (compression, module de rupture à 5 %, ...) avant d'être affirmatif.

I.3.5 - Conclusions

On a illustré l'évolution commune de la perte de masse et de l'humidité finales du bois rétifé après attaque fongique. L'abaissement de l'hygroscopie du bois rétifé ne semble pas suffisant pour expliquer la meilleure durabilité du bois rétifé : car deux traitements à 225°C et à 240°C donnent des humidités d'équilibre assez proches tandis que leur durabilité est très différente. On a de plus mis en évidence l'influence de l'espèce d'origine et l'intérêt du sapin pectiné, y compris à basse température.

I.4 - Influence du rallongement du temps de séjour

Le sapin est déjà intéressant à basse température. Est-il possible de prolonger le traitement pour obtenir des propriétés de stabilité ou de durabilité équivalente à un traitement haute température, sans pour autant trop dégrader les propriétés mécaniques ? Ceci peut en particulier se révéler essentiel pour de fortes épaisseurs qui nécessitent des temps de séjour prolongés du fait du caractère isolant du bois.

Les essais ont ici été faits sur des planches de sapin de 27 mm d'épaisseur. Les traitements ont été respectivement de 225°C (S₇) et 238°C (S₈) pendant 1 heure. Il faudra prendre garde à ne pas les transposer trop vite à d'autres essences.

I.4.1 - Pertes de Masse

Prolonger le traitement à basse température permet d'obtenir des pertes de masse analogues à celle d'une pyrolyse à 240°C. Même si il serait vain de chercher des corrélation avec 3 points par température, on vérifie que la pente des pertes de masse est plus importante à haute qu'à basse température.

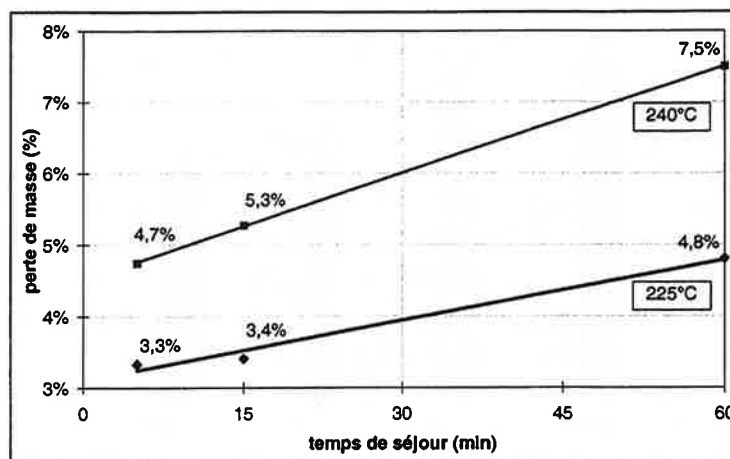


Figure 3-15. Evolution de la perte de masse en fonction du temps de séjour à basse et à haute température

I.4.2 - Propriétés Physico-mécaniques

Il devient de même possible d'approcher la stabilité dimensionnelle du bois traité à haute température. Les propriétés mécaniques de S₇ semblent alors peu dégradées, équivalentes à celles de S₆ (240°C), voire de S₅ (225°C pendant 15 minutes).

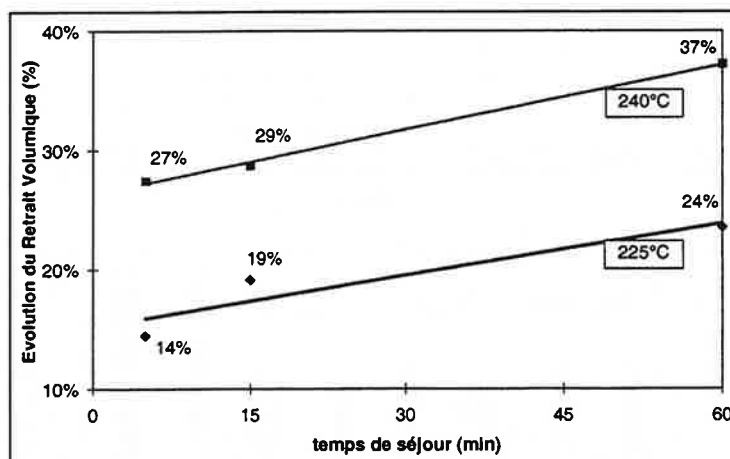


Figure 3-16. Evolution du retrait volumique en fonction du temps de séjour à basse et à haute température

Par contre, au niveau de la durabilité, il semble que l'on ne dépasse pas une gain de l'ordre de 75% à basse température : il pourrait y avoir un palier (voir Figure 3-18) et ne plus y avoir réellement d'amélioration au delà de 15 minutes. Un tel bois continue toutefois à pouvoir être mis en classe 2 avec une perte de masse de l'ordre de 9 % (voir Figure 3-19).

A haute température, il n'y a pas d'amélioration sensible entre un bois avec un temps de séjour de 5 minutes et un autre de 1 heure. Il est dans tous les cas en classe 1.

Les résultats obtenus avec le *Poria placenta* se retrouvent par ailleurs avec les deux autres champignons *Coniophora puteana* et *Gloeophyllum trabeum* (voir Figure 3-20).

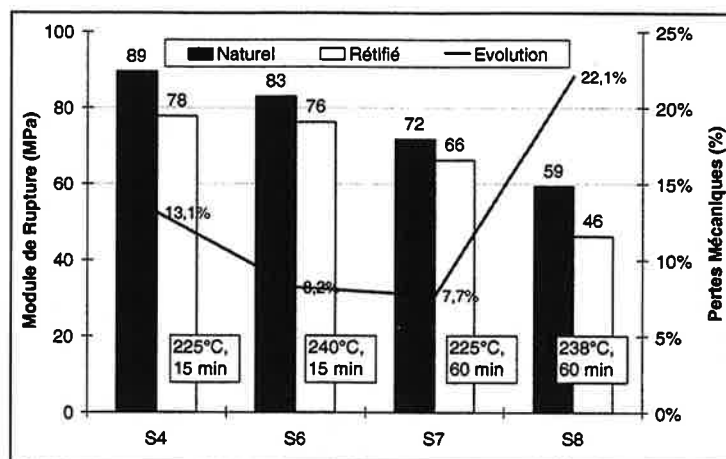


Figure 3-17. Evolution des propriétés mécaniques

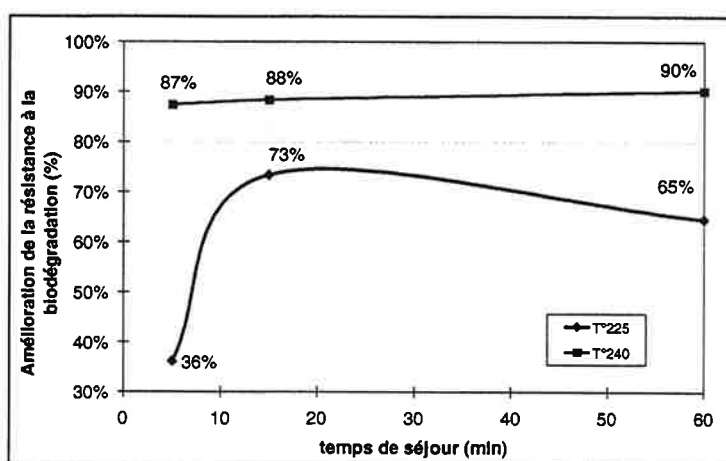


Figure 3-18. Evolution de la durabilité en fonction du temps de séjour

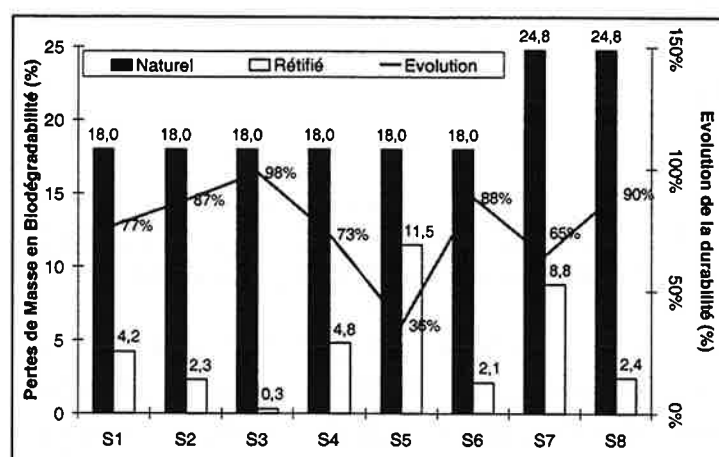


Figure 3-19. Durabilité des divers essais

En conclusion, dans le cas du sapin, prolonger un traitement à 225°C pendant une heure permet de retrouver une stabilité dimensionnelle analogue à celle d'un traitement classique à 240°C tout en conservant de bonnes propriétés mécaniques. En contrepartie, il semblerait qu'on ne puisse pas atteindre une classe 1 de durabilité comme pour un

traitement à haute température, mais plutôt une classe 2 qui est largement suffisante pour de nombreuses applications. Ceci sera en particulier utile pour traiter les fortes épaisseurs. Il convient toutefois de ne pas extrapoler trop rapidement ces essais aux autres essences.

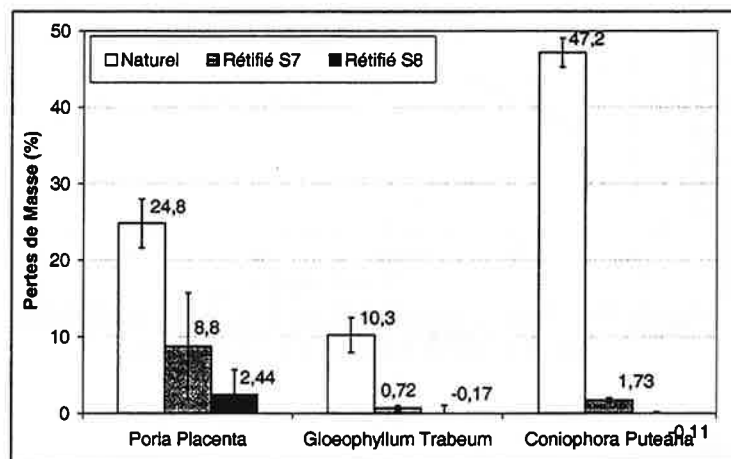


Figure 3-20. Durabilité de S₇ et S₈ face à trois champignons

Il est à présent possible de profiter de la palette des traitements pour établir des corrélations entre pertes de masse et propriétés physico-mécaniques.

I.4.3 - Corrélations et pertes de masse

a) Stabilité dimensionnelle

L'amélioration de la stabilité dimensionnelle semble effectivement reliée à la perte de masse, d'une part en réunissant les essais planches à planches (coefficient de corrélation $r^2=0,4$, voir Figure 3-21) et surtout en étudiant l'évolution moyenne en fonction de la perte moyenne pour les 8 essais disponibles (coefficient de corrélation $r^2=0,8$, voir Figure 3-22). La stabilité dimensionnelle est sans doute principalement liée à la teneur en hémicelluloses et la perte de masse peut traduire leur départ.

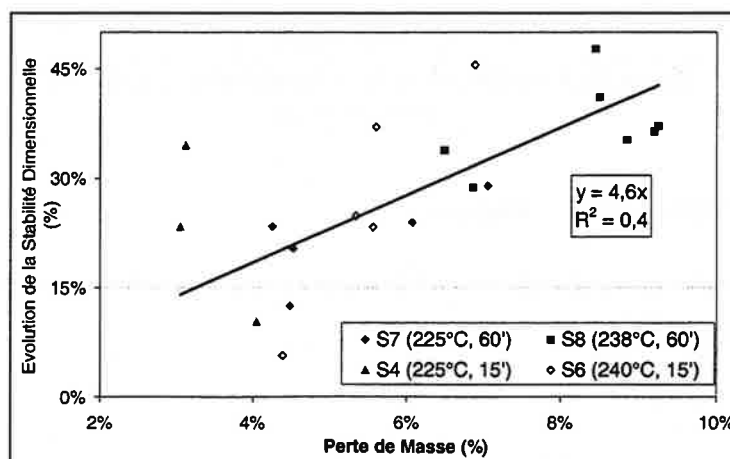


Figure 3-21. Corrélation entre perte de masse et amélioration de la stabilité dimensionnelle, planches à planches

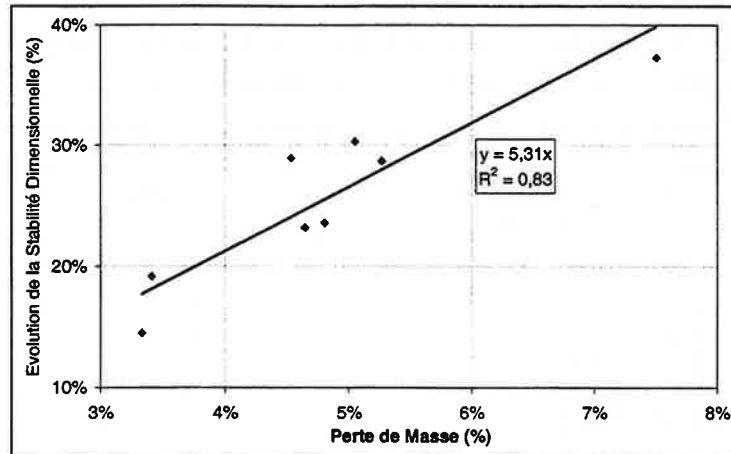


Figure 3-22. Corrélation entre perte de masse et amélioration de la stabilité dimensionnelle, par essai

b) durabilité

La durabilité semble augmenter avec la perte et se stabiliser à partir de 4,5%. On ne peut dégager de corrélation, mais une perte moyenne supérieure à 4,5% semble un bon critère pour obtenir une durabilité convenable pour le sapin. Toutefois, la biodégradation est associée à une modification intime de la matière (lignine) qui n'est pas forcément visible via une perte de masse, mais dépendra aussi peut-être d'un seuil de température.

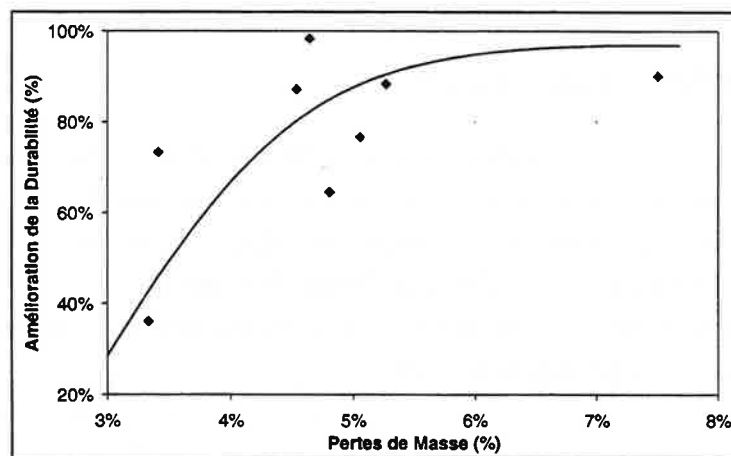


Figure 3-23. Amélioration de la durabilité en fonction de la perte de masse

c) propriétés mécaniques

Il n'est enfin pas possible de prédire les pertes mécaniques en fonction de la perte de masse (voir Figure 3-24).

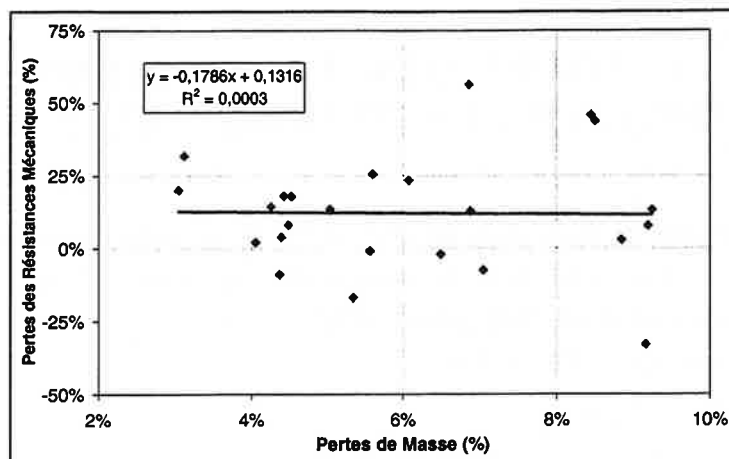


Figure 3-24. Corrélation entre perte de masse et pertes mécaniques

d) conclusions sur la perte de masse

En conclusion, on peut considérer que la perte de masse est un critère approximatif pour juger de la qualité globale d'une production en terme de stabilité dimensionnelle et de durabilité, mais elle ne permettra de connaître les propriétés mécaniques de celle-ci. De même, dans une optique de contrôle, il n'est pas encore possible de retenir ou non une planche en fonction de ce seul critère.

I.5 - Conclusions

On a étendu le plan d'expériences antérieure à ce travail à la durabilité du bois et aux longs temps de séjour. Deux essences à priori aussi proches que le sapin et le pin sylvestre sont très différentes face à la réтификаtion. Le sapin est particulièrement prometteur, y compris à basse température où il peut atteindre une classe 2 tout en conservant de bonnes propriétés mécaniques.

Enfin, prolonger un temps de séjour autour d'une heure permet d'obtenir de bons résultats de stabilité et de propriétés mécaniques : en contrepartie la durabilité semble plus faible. Même si les résultats sont plus qu'acceptables pour le sapin (classe 2 au lieu de 1), il faudra prendre garde à ne pas les extrapoler aux autres essences. Ceci nous ouvre toutefois de nouvelles perspectives pour le traitement de fortes épaisseurs.

Nous passons maintenant à la mise au point des traitements dans le prototype industriel fabriqué par 'Fours & Brûleurs Rey'.

II - MISE AU POINT DES TRAITEMENTS DANS LE PROTOTYPE PREINDUSTRIEL

Quatre essais ont été menés en avril 1998 sur le prototype industriel de 'Fours et Brûleurs REY' pour mettre au point des traitements adaptés au sapin et à l'épicéa et valider le passage de la rétification au stade préindustriel :

- Sapin des Vosges : SV_1 et SV_2
- Epicéa suisse : E_1 et E_2

Ces essais ont permis de définir un protocole relatif aux prises des températures et aux choix des échantillons pour évaluer la qualité du traitement. Ils ont constitué une des bases expérimentales destinées à valider les modèles développés dans le prochain chapitre. Ils ont fourni une base statistique pour évaluer l'homogénéité du traitement dans le four et l'influence de la coupe des planches sur l'apparition de fentes ou de déformations.

II.1 - Description du Prototype

Le prototype est dans son principe très proche d'un séchoir avec une circulation latérale des gaz (voir Figure 3-25) entre les lits de la pile de planches. Cette circulation est assurée par deux turbines centrifuges. Les flux sont régulièrement alternés pour homogénéiser les températures. Les gaz sont homogénéisés en passant au travers de tôles régulièrement espacées (vantelles).

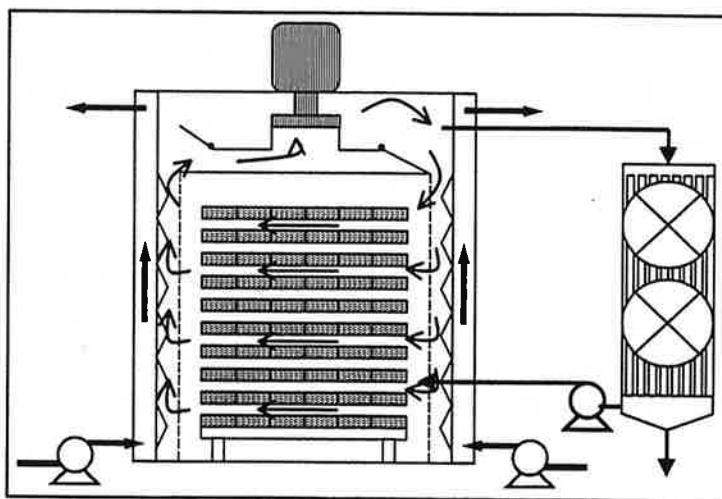


Figure 3-25. Schéma de principe du prototype Rey

Ce prototype accepte des piles de 1,2 m de largeur pour 1,1 m de hauteur et 3 mètres de longueur. Pour un lattage standard de 25 mm, ceci représente par exemple l'équivalent de 240 planches de dimension 90mm * 27mm * 3m.

II.2 - Echantillonnage

On fixe ici la position des 9 thermocouples disponibles pour représenter l'état de la charge. Les planches choisies sont également celles qui sont soumises à un contrôle destructifs (stabilité dimensionnelle et module de rupture en flexion 4 points). On valide ce choix en vérifiant que la perte de masse moyenne de l'échantillonnage est compatible avec celle de la population totale. L'humidité des planches est mesurée préalablement au moyen d'un humidimètre de contact.

II.2.1 - Disposition des Thermocouples

Les planches sont numérotées en commençant par le lit (ligne), puis en indiquant la pile (colonne). La planche 10-3 se trouve sur le 10^{ème} lit en 3^o position. On répartit les 9 thermocouples disponibles de manière équitable dans la charge. On les place au milieu de chaque planche, sauf 10-3 et 10-9 que l'on place respectivement à l'arrière et à l'avant de la planche (environ à 50 cm du bord). La Figure 1-28 récapitule ainsi la disposition des thermocouples dans une charge de 240 planches (20 lits de 12 planches).

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1												x
2		x										
3												
4												
5						x						
6												
7												
8												
9												
10			x: Arr			x			x: Av			
11												
12												
13												
14												
15						x						
16												
17												
18												
19											x	
20	x											

Figure 3-26. Thermocouples dans une pile de 240 planches

II.2.2 - Choix des Planches dans le Four et Validation

La perte de masse associée à la pyrolyse est utilisée pour évaluer le traitement d'une planche : une perte plus ou moins élevée indique une pyrolyse plus ou moins poussée. Cet indicateur est discutable (voir partie précédente) et il ne prend pas en compte l'influence des extractibles (résines...). Un bois très résineux affichera ainsi une importante perte de masse due non pas à la pyrolyse mais à l'élimination des résines vers 160°C. Mais c'est le seul indicateur simple dont on dispose...

a) Rappels statistiques

La perte de masse moyenne mesurée dans le four (sur 200 ou 240 planches par lots) est comparée à la perte de masse moyenne calculée grâce à l'échantillonnage. Si les estimations inférieure et supérieure de cette moyenne encadrent la moyenne réelle alors l'échantillonnage est considéré valable.

Ainsi, on considère qu'une charge correspond à une population de N planches, avec une perte de masse moyenne μ et d'écart-type σ . On cherche à caractériser cette population grâce à un échantillon de n planches, de moyenne m et d'écart-type s

La moyenne de la population, μ , peut alors être évaluée avec une certitude de α %, en l'encadrant par [SADO, 1991]

$$m - t_{\alpha, n-1} \times \frac{s}{\sqrt{n}} < \mu < m + t_{\alpha, n-1} \times \frac{s}{\sqrt{n}} \quad (7)$$

où $t_{\alpha, n-1}$ suit la loi de Student à $(n-1)$ degré de liberté. On la détermine grâce à l'annexe I (ou en utilisant la commande EXCEL : $t_{\alpha, n-1} = \text{LOI.STUDENT.INVERSE}(1-\alpha, n-1)$).

b) Validation de l'échantillonnage

Pour évaluer la qualité d'un lot, on prélève les planches correspondantes aux thermocouples (ou à côté si elles n'ont pas la bonne coupe), plus une prise au hasard.

Pour chaque essai, sauf SV₂, on calcule la perte de masse associée à la pyrolyse. Celle-ci se fait par rapport à la masse de bois anhydre, $M_{anh} = M_{nat}/(1+H)$, d'où

$$\Delta M_{pyro} (\%) = 100 \times \frac{M_{anh} - M_{rét}}{M_{anh}} = 100 \times \left(1 - \frac{(1+H) M_{rét}}{M_{nat}} \right) \quad (8)$$

Le calcul n'a pas été possible pour SV₂ car les planches n'ont pas pu être pesées immédiatement après rétification. Faute de temps, leur pesée s'est étalée au gré des disponibilités sur plusieurs semaines, permettant une reprise d'humidité des planches (de l'ordre de quelques %) rendant impossible tout calcul correct de la perte de masse...

	SV ₁	E ₁	E ₂
$(\Delta M_{moy} \pm \sigma_M)_{total}$	6,1±1,6	5,6±1,17	4,6±1,18
$n_{échantillons}$	9	10	10
$(\Delta M_{moy} \pm s_M)_{échantillon}$	6,6±1,6	5,5±0,95	4,3±1
$t_{90\%, n-1}$	1,86	1,83	1,83
$\Delta M_{inf} < \Delta M_{total}^{calc} < \Delta M_{sup}$	$5,5 < \Delta M_{total}^{calcul} < 7,6$	$5 < \Delta M_{total}^{calcul} < 6,1$	$3,7 < \Delta M_{total}^{calcul} < 4,9$

Tableau 3-7. Calcul et comparaison des pertes de masse moyennes des populations et des échantillons

Pour les 3 lots étudiés, la moyenne réelle est encadrée par les approximations inférieure et supérieure de la moyenne fournies par l'échantillonnage. Les 3 échantillons sont donc représentatifs des lots de départ.

II.2.3 - Prélèvement des Echantillons pour les Essais Physico-Mécaniques

On veut ici connaître l'évolution des propriétés physico-mécaniques avec le traitement de réтификаtion. On divisera donc chaque planche en 2 parties : une de 2,5 mètres qui sera rétifée et une partie naturelle de 0,5 mètre qui servira de témoin, sauf pour SV₁ :

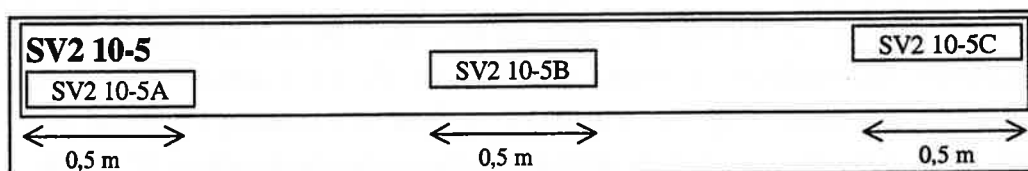


Figure 3-27. Prélèvement des échantillons pour les essais physico-mécaniques

- SV₁ - les planchettes ont été prélevées dans le lot et non pas dans le prolongement des planches à rétififier (pile de 2,5 m de longueur)
- SV₂ - des planches de 3 m ont été recoupées à 2,5 m et directement traitées (pile de 2,5 m de longueur)
- E₁ et E₂ - des planches de 3 m ont été coupées à 2,5 m et complétées dans le four par des planchettes de 50 cm (piles de 3 m de longueur)

Pour chaque planche de bois rétifée, 3 planchettes de 50 cm sont prélevées : 2 aux bouts et 1 au milieu (voir Figure 3-27). La planchette A correspond à l'extrémité près de la porte du four. Sur chaque planchette, on taille une éprouvette pour les essais mécaniques (20*20*360 mm) et un cube pour ceux de stabilité dimensionnelle (20*20*20 mm).

II.3 - Conduite du Procédé

La phase de mise au point nous a permis de nous familiariser avec la conduite du procédé. On a mis en place un lattage des piles s'inspirant des règles du séchage [DUCHEZ, 1997] et on établit l'utilité du lattage en bout de pile. On propose ensuite une stratégie de conduite basée sur l'observation des températures et on visualise finalement l'oscillation des températures entre l'entrée et la sortie de la pile.

II.3.1 - Profil classique de traitement

On examine un profil de traitement classique pour une charge empilée selon les règles de l'art (voir paragraphe suivant).

a) Des lits supérieur et inférieur plus chauds que la moyenne

On se rend compte que les deux lits supérieur et inférieur se trouvent à des températures supérieures à la moyenne : ceci peut s'interpréter par l'influence du rayonnement sur les faces extérieures des planches. Ce phénomène est courant dans les fours de chauffage de tôles épaisses [BOST, 1989] où les tôles inférieure et supérieure ne suivent pas le même régime de montée en température que le reste de la charge : ces deux lits peuvent aller jusqu'à constituer une charge fictive si l'on veut une grande précision.

En pratique, dans notre cas, les qualités associées à ces planches restent correctes et on peut aller jusqu'à conduire le traitement en se calant sur la température du haut de la pile... Un plan d'expériences [DUCHEZ, 1997] a permis d'établir que le traitement disposait d'une marge de manœuvre d'environ 10 minutes en pyrolyse (un temps de séjour de 5 minutes est sensiblement équivalent à celui de 15 minutes). Une fois que la température la plus haute a atteint la consigne, il suffit d'attendre qu'elle soit rejointe par les autres thermocouples : on dispose alors d'une marge de manœuvre de 15 minutes.

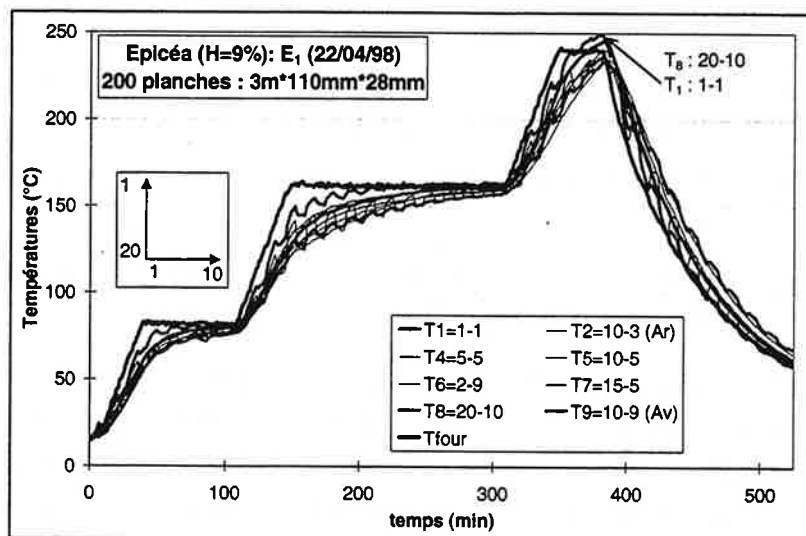


Figure 3-28. Profil de températures de l'essai E₁ dans le prototype Rey (épicéa)

b) Oscillations des températures dues au refroidissement dans la charge

Les gaz chauds entrant dans la pile vont se refroidir lors de leur passage dans la pile. On a donc une baisse des températures des gaz et des planches entre l'entrée et la sortie de la pile. Cette baisse est compensée par l'alternance des flux, d'où les oscillations qui sont observées sur les courbes de températures (voir Figure 3-28).

II.3.2 - Effet du lattage en bout de planches

La courbe précédente a été obtenue avec un empilement des planches fait selon

les règles de l'art des sécheurs (voir Figure 3-29). Si ces règles ne sont pas originales, il est souvent ardu de les faire respecter, en particulier au niveau du lattage en bout de planches.

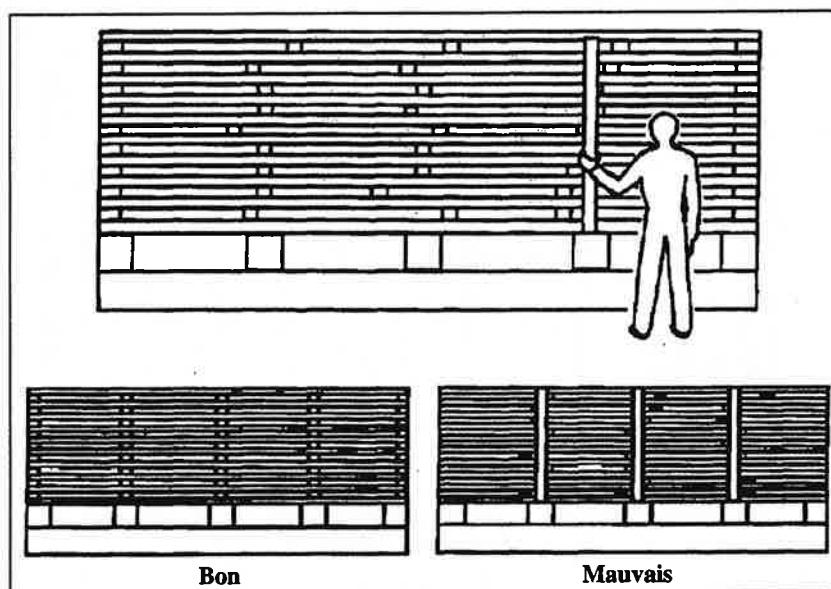


Figure 3-29. Règles d'empilement et de lattage dans un séchoir
[MILOTA, 1991]

Le premier essai SV_1 a justement été fait sans mettre de lattes en bout. La Figure 3-30 permet de visualiser l'effet : le thermocouple placé à l'avant de la charge (10-3) est en retard par rapport aux autres thermocouples. On a en effet un passage préférentiel des gaz entre la porte et la pile plutôt qu'entre les planches en bout de pile. Il est de plus connu par les sécheurs que ceci évite la déformation et l'apparition de fentes en bout de planches.

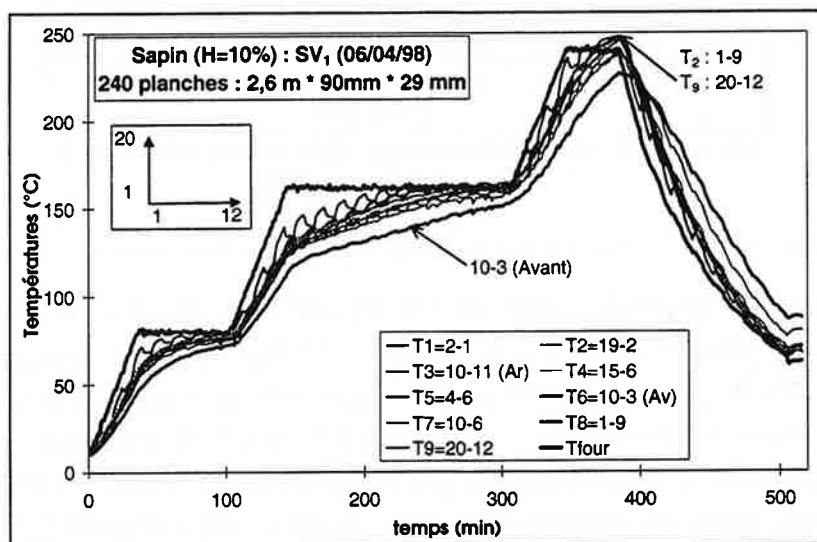


Figure 3-30. Profil de températures de l'essai SV_1 dans le prototype Rey (sapin)

II.3.3 - Profil type des pertes de masses dans le four

On vient de voir les courbes classiques de traitement obtenues en prototype. Il est maintenant possible de voir les conséquences sur les profils de pertes de masses dues à la pyrolyse, c'est-à-dire un indicateur de l'avancée des réactions dans les planches.

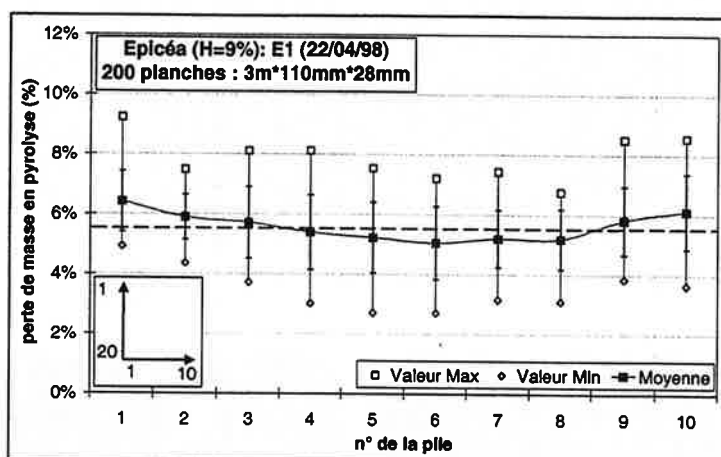


Figure 3-31. Pertes de masse en pyrolyse selon le numéro de la pile (épicéa, essai E₁)

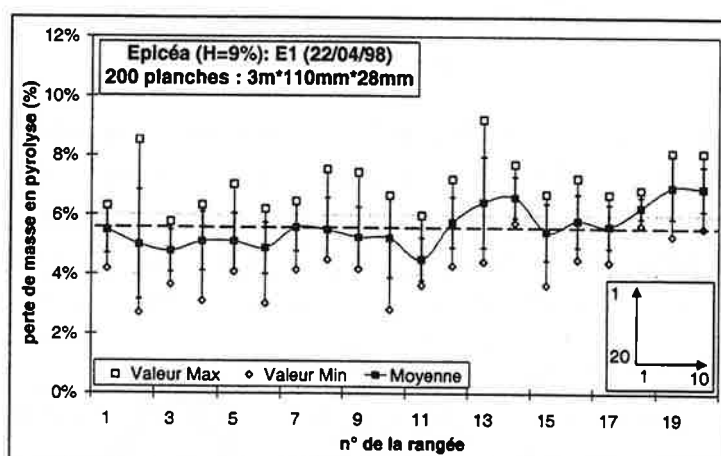


Figure 3-32. Pertes de masse en pyrolyse selon le numéro de la rangée (épicéa, essai E₁)

On remarque tout d'abord une certaine dispersion des données.

Le profil des pertes de masse selon le numéro de la pile (dans le sens de la largeur de la pile, voir Figure 3-31) est très similaire à celui observé dans un séchoir avec alternance de flux. La perte de masse est alors maximale en bord de pile et minimale vers le milieu. Les pertes moyennes observées (entre 5 % et 6,5 %) sont toutefois compatibles avec celles qui ont été constatées dans le pilote : on verra par la suite qu'elles n'entraînent pas de fortes variations des propriétés du bois. Il serait toutefois préférable de minimiser cet écart entre le cœur de la pile et la superficie en augmentant la vitesse de circulation des gaz : ceci sera illustré dans le chapitre suivant consacré à la modélisation des fours.

On observe ensuite une certaine fluctuation des pertes de masse dans le sens de la hauteur de la pile (voir Figure 3-32). Celles-ci restent compatibles avec la conservation des propriétés mais elles sont tout de même représentative d'une hétérogénéité des vitesses de

circulation des gaz. C'est pourquoi on a tenté d'adopter un système de tôles perforées sur les fours industriels pour homogénéiser les vitesses.

II.3.4 - Conclusions sur la conduite

On vient de proposer une stratégie de conduite manuelle basée sur l'observation des températures des planches avec en particulier le suivi de la température en haut de l'empilement. On a mis en évidence la nécessité d'un empilement soigneux avec en particulier la disposition de lattes en bout de planche. Pour discutable qu'il soit, le critère de la perte de masse permet d'affirmer d'une part que l'on est dans le domaine de traitement du four pilote (et celui des propriétés physico-mécaniques), mais d'autre part que l'on a certaine hétérogénéité du traitement que l'on peut compenser en homogénéisant et en augmentant les vitesses des gaz dans les fours.

II.4 - Propriétés et qualité du bois rétifé dans le prototype Rey

On étudie maintenant la reproductibilité des propriétés physico-mécaniques obtenus dans le prototype et on les compare avec celles obtenues en pilote. On profite du grand nombre de planches examinées pour étudier l'influence de la coupe et de l'essence sur l'apparition de fentes ou la déformation des planches.

II.4.1 - Pertes de masse

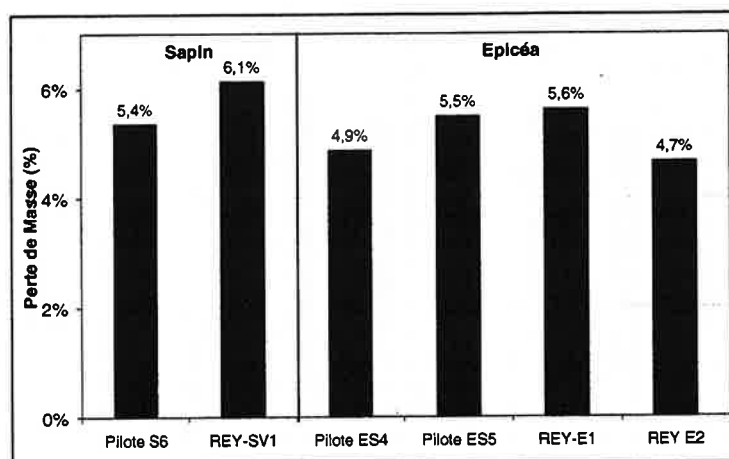


Figure 3-33. Pertes de masse due à la pyrolyse dans le pilote et dans le prototype Rey

A profil de température équivalent, on obtient des pertes de masses moyennes équivalentes en pilote et dans le prototype Rey (Figure 3-33). On peut donc s'attendre à obtenir des propriétés finales sensiblement équivalentes.

II.4.2 - Propriétés physico-mécaniques

a) Stabilité dimensionnelle

La stabilité dimensionnelle finale du bois rétifé est sensiblement équivalente dans les deux fours (voir Figure 3-34), hormis pour le traitement E₂ où la stabilité est un peu moins bonne. Pour une raison encore inconnue, le traitement semble avoir été un peu moins poussé pendant ce dernier essai (voir les pertes de masse de la Figure 3-33).

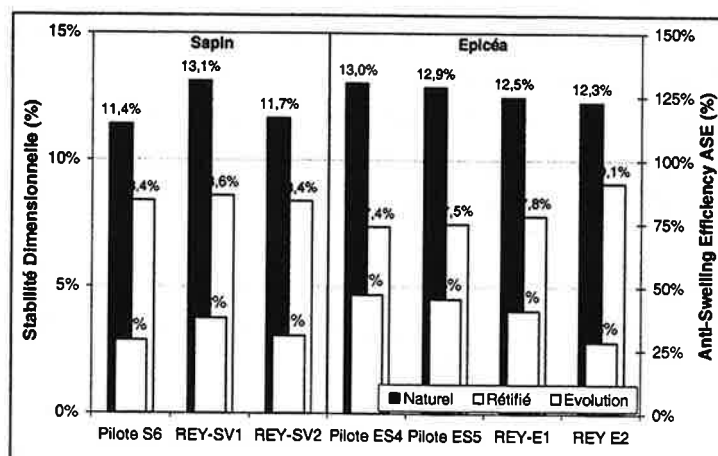


Figure 3-34. Stabilité dimensionnelle dans le pilote et dans le prototype Rey

b) Propriétés mécaniques

Les propriétés mécaniques évoluent sensiblement de la même manière dans les deux générations de four. L'épicéa reste plus sensible à la réтификаtion que le sapin.

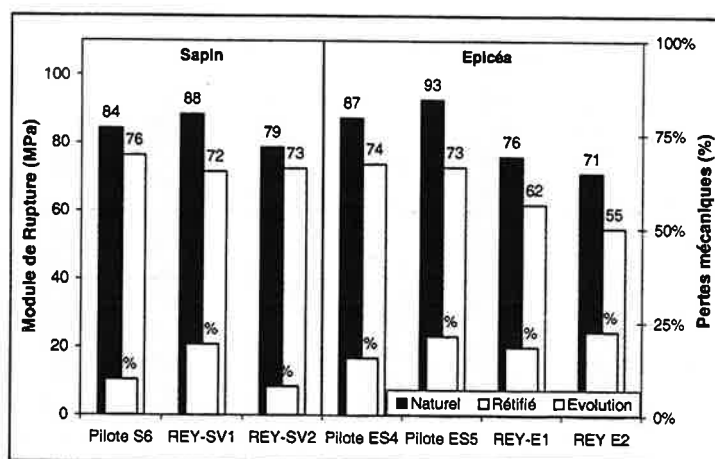


Figure 3-35. Module de rupture dans le pilote et dans le prototype Rey

L'essai SV₁ est légèrement faussé par le fait que l'échantillonnage ne correspond pas exactement au bois traité en pilote (il n'avait pas été possible de prélever des planchettes dans le prolongement des planches traitées dans le four). Les valeurs finales

sont toutefois très proches de celles de S_6 (pilote) et de SV_2 (prototype).

La différence de qualité entre le bois d'épicéa traité en pilote et celui traité dans le prototype se retrouve au niveau des propriétés finales du bois rétifé, même si l'évolution est sensiblement identique. Le vendeur ou le traiteur de bois rétifé devra donc connaître les caractéristiques initiales de son bois pour annoncer les propriétés de son produit.

II.4.3 - Homogénéité dans le Sens de la Longueur

Le traitement se doit d'être reproductible et équivalent à celui du pilote, mais aussi d'être homogène dans toute la longueur des planches. On calcule pour cela les propriétés moyennes des planchettes prélevées à l'avant du four (A), à la mi-longueur (B) et à l'arrière du four (C) et on les compare avec les valeurs moyennes sur toute la pile. Sans prétendre à l'homogénéité des températures ou des transferts, on pourra alors conclure sur l'homogénéité du traitement d'un point de vue pratique (respect des propriétés attendues).

a) Stabilité dimensionnelle

La stabilité dimensionnelle est sensiblement homogène sur la longueur des planches, hormis (même si elle reste acceptable) pour le traitement SV_1 (Figure 3-37). Ce traitement était le premier de notre série et nous n'avions pas pu mettre des lattes au bout de planches. On verra plus tard que la température en bout était plus faible que dans le reste de la charge (absence de veine de circulation); d'où un moindre traitement en bout.

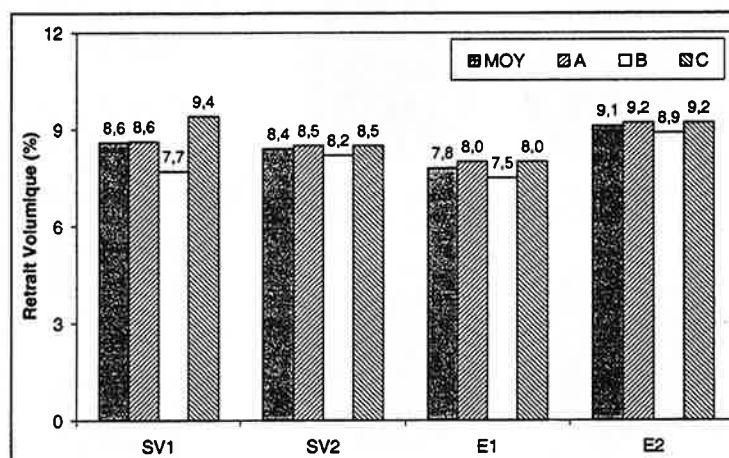


Figure 3-36. Homogénéité de la stabilité dimensionnelle suivant la longueur du four

b) Module de rupture

Etant donnée la dispersion naturelle du bois, on peut considérer que les propriétés mécaniques sont équivalentes suivant la longueur.

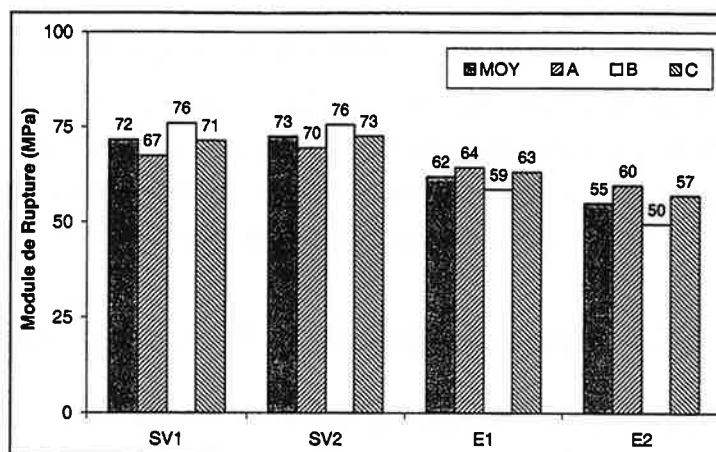


Figure 3-37. Homogénéité du module de rupture suivant la longueur du four

II.4.4 - Déformations et Apparitions de Fentes

Comme cela se fait souvent dans le domaine du séchage, on regarde l'influence du débit des planches, c'est-à-dire l'orientation des cernes par rapport à la plus grande largeur. La coupe n°1 représente des cernes obliques par rapport à la planche, les coupes n°2 et 4 correspondent à des cernes parallèles (avec du cœur pour 4) et la coupe n°3 à des cernes perpendiculaires à la plus grande largeur. Les débits 2 et 4 sont dits "sur dosse" et la coupe 3 sur "quartier" (voir Figure 3-38).

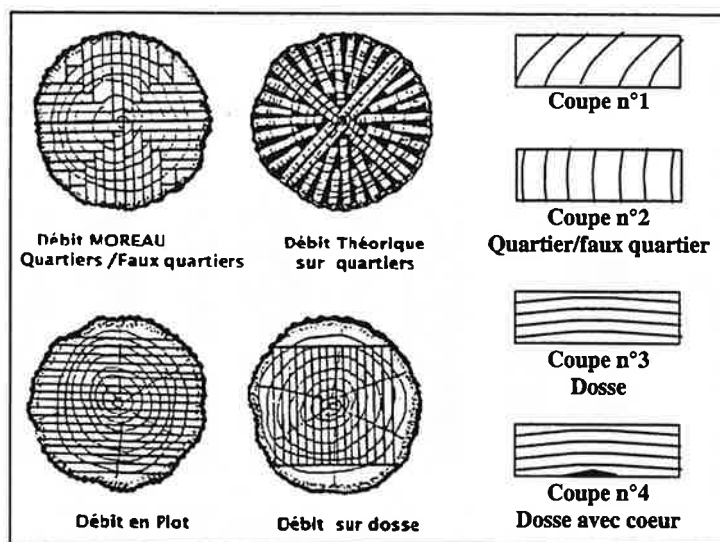


Figure 3-38. Les coupes du bois

On a ainsi repéré les planches présentant de nouvelles fentes ou des déformations au sens général. Nous n'avons pas ici fait de distinctions entre les divers types de déformations du bois (tuilage, voilage, etc...).

Une nouvelle fois, le sapin est plus robuste que l'épicéa, que ce soit en terme d'apparition de nouvelles fentes ou de déformations des planches.

Même s'il est difficile de dégager une relation, ce sont les coupes sur dosse qui se démarquent le plus souvent : 20% des planches de SV₂ en coupe 2 et 16% des planches de E₁ en coupe 4 sont par exemple déformées (voir Figure 3-39). Ce phénomène s'interprète par le fait que le retrait est beaucoup plus prononcé dans le sens tangentiel (parallèle aux cernes) que dans le sens radial (normal aux cernes) d'où une évolution des dimensions (donc des possibilités de déformations) plus importante pour les coupes 2 et 4. On aura donc intérêt à éviter sur dosse, voire en plots.

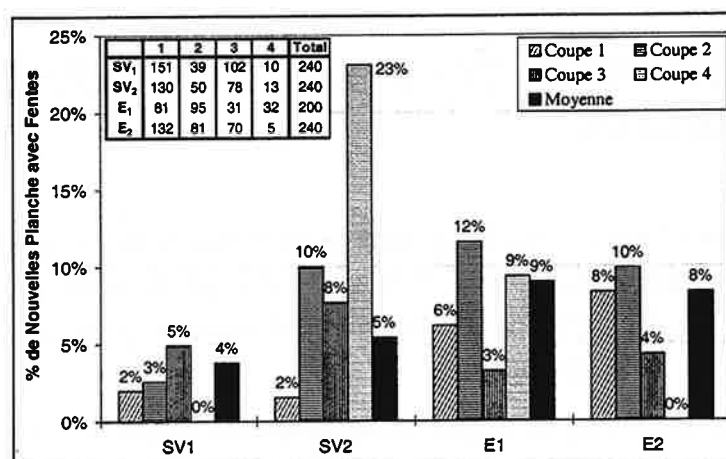


Figure 3-39. Influence du débit sur l'apparition de fentes

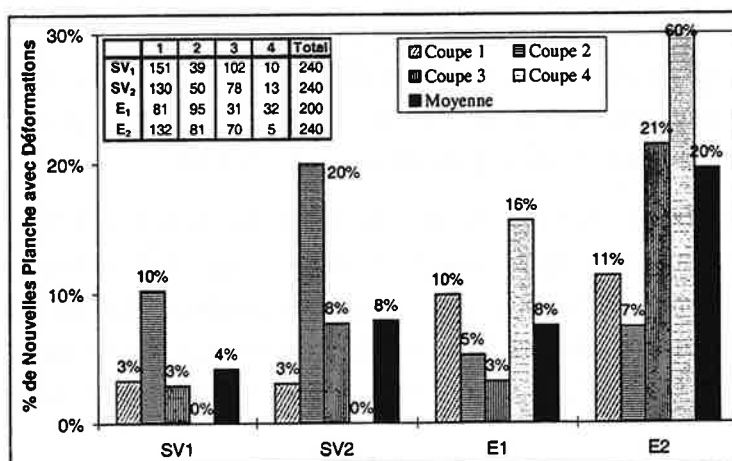


Figure 3-40. Influence du débit sur la déformation des planches

II.5 - Conclusions

Nous pouvons obtenir dans le prototype Rey des résultats comparables à ceux du four pilote. Nous avons progressivement mis en place des protocoles expérimentaux relatifs à la disposition des thermocouples, aux choix des planches tests et aux prélèvements des éprouvettes dans ces mêmes planches.

Nous avons mis en évidence l'intérêt du lattage en bouts de planches, d'une

meilleure circulation des gaz (homogénéité et vitesse) et on a proposé une stratégie de conduite manuelle du four. Les propriétés physico-mécaniques sont sensiblement homogènes d'un essai à l'autre ainsi que dans le sens de la longueur du four. On s'efforcera d'éviter les planches coupées sur dosse.

III - APPLICATION DU SYLVATEST AU CONTROLE QUALITE

Le Sylvatest[®] permet de classer les bois en se basant sur la mesure de la vitesse de propagation d'une onde ultrason dans le bois. Il a été mis au point par le professeur J.L. SANDOZ de l'École Polytechnique Fédérale de Lausanne et commercialisé par la société suisse CBS (Concept Bois-Structure).

Cette technique est très rapide et elle pourrait s'appliquer au contrôle qualité du bois entrant et sortant sur une unité de production. C'est pourquoi la mise au point des rétifcations de l'épicéa et du sapin des Vosges s'est accompagnée de la mesure systématique des vitesses de propagation sur les planches traitées dans le four pilote (5 lots de 12 planches d'épicéa) et dans le prototype REY (4 lots de 200 ou 240 planches d'épicéa et de sapin). Les résultats sont alors corrélés avec les propriétés physico-mécaniques des bois avant et après traitement, en se concentrant sur l'épicéa.

Les principes du Sylvatest et du classement des bois sont brièvement rappelés. La vitesse ultrason est ensuite corrélée avec le module de rupture (flexion statique 4 points sur des éprouvettes $360\text{ mm} \times 20\text{ mm} \times 20\text{ mm}$) pour le bois naturel. On applique la relation ainsi déterminée au classement de lots et le module de rupture à 5% est corrélé à la vitesse moyenne dans le lot. On étudie ensuite l'évolution de la vitesse avec la rétifcation.

III.1 - Présentation du Sylvatest

III.1.1 - Principe

Le classement des bois est basé sur une relation entre la vitesse de propagation d'une onde ultrason basse fréquence (20 kHz, c'est-à-dire la frontière entre le domaines audible et ultrason) et le module d'élasticité (MoE) du bois dans le sens longitudinal. A température et humidité constantes, elle s'écrit [SANDOZ, 1998]

$$V_L = \sqrt{\frac{C_L}{\rho}} = \sqrt{\frac{MoE}{1,35\rho}} \quad (9)$$

avec V_L : vitesse de propagation de l'onde ultrason, dans l'axe longitudinal L
 C_L : premier terme du tenseur de rigidité, dans le sens de l'axe longitudinal L
 MoE : module d'élasticité, dans le sens longitudinal,
 ρ : masse volumique

En pratique, comme la densité est inconnue (elle varie constamment le long de la pièce de bois), on met au point un modèle linéaire prenant en compte la variabilité de la densité (β) et l'erreur expérimentale (ε) :

$$MoE = \alpha_1 \cdot V_L + \beta_1 + \varepsilon \quad (10)$$

Le même type de relation est appliqué au module de rupture (MoR) en flexion statique 4 points :

$$MoR = \alpha_2 \cdot V_L + \beta_2 + \varepsilon_2 \quad (11)$$

III.1.2 - Dispositif expérimental

Le Sylvatest a été développé dans les années 1985-1990 à l'École Polytechnique Fédérale de Lausanne et mis sur le marché en 1991. Il se compose de deux transducteurs émetteurs et récepteurs permettant de mesurer la vitesse de propagation ultrasonore auxquels s'ajoutent un hygromètre et un thermomètre pour tenir compte de l'influence de l'humidité et de la température [SANDOZ, 1996]. Le schéma est le suivant :

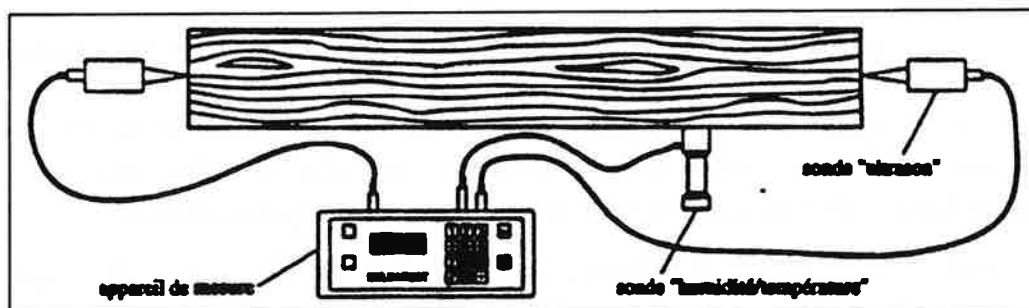


Figure 3-41. Schéma du Sylvatest [SANDOZ, 1996]

III.2 - Caractérisation des bois naturels

Après un rappel sur le calcul du module de rupture à 5 %, on établira une série de relations entre la vitesse de propagation ultrasonore et les propriétés mécaniques des planches ou des lots de planches.

III.2.1 - Rappels : Calcul du fractile $MoR_{5\%}$

Une donnée indispensable pour évaluer l'usage des bois en structures est le module de rupture à 5%, $MoR_{5\%}$, c'est-à-dire le fractile à 5% de la distribution des modules de rupture.

Ainsi 95% des éprouvettes casseront à un module de rupture supérieur au fractile $MoR_{5\%}$. Si la distribution est normale (voir Figure 3-42), $MoR_{5\%}$ est calculé en recherchant le module de rupture tel que :

$$P(MoR_{5\%}) = \int_0^{MoR_{5\%}} \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(x-m)^2}{2\sigma^2}} dx = 5\% \quad (12)$$

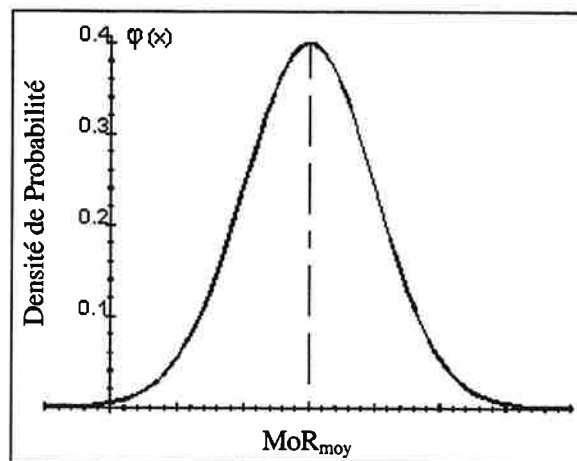


Figure 3-42. Densité de Probabilité d'une distribution normale

III.2.2 - Corrélation entre Vitesse et Module de Rupture

Le test de 65 planches d'épicéa fournit suffisamment de données sur l'épicéa pour établir une corrélation. Pour chaque planche, on dispose d'un module moyen (correspondant à 3 ou 4 éprouvettes) et d'une vitesse de propagation (tableau 1).

Pour s'affranchir de l'influence de l'humidité sur les vitesses de propagation, celles-ci sont rapportées à une humidité de 12% grâce à la corrélation fournie par l'EPFL :

$$V(12\%) = V(H) + 29 \cdot (H - 12) \text{ si } H < 30\% \quad (13)$$

On détermine une relation affine entre le module de rupture et la vitesse de propagation (voir Figure 3-43) à une humidité de 12% :

$$MoR(12\%) = 0,03 \cdot V(12\%) - 85,28 \quad (14)$$

Un coefficient de corrélation de 0,43 révèle une évolution commune au module et à la vitesse : une vitesse élevée tend à s'accompagner d'un module élevé, i.e. détecte de bonnes qualités mécaniques.

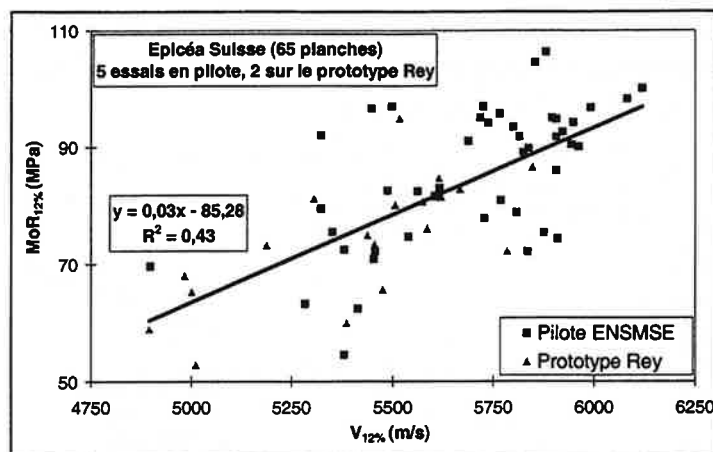


Figure 3-43. Relation entre Vitesse et Module de Rupture à 12 %

Mais la grande dispersion des données ne nous permet pas pour autant de prédire précisément le module associé à chaque planche. On peut par contre essayer de réfléchir en terme statistique, en module moyen par lots de planches.

III.2.3 - Classement des lots

On ne s'intéresse plus ici à la qualité individuelle d'une planche, mais plutôt à la qualité moyenne d'un lot de planches.

a) Module de rupture moyen

La distribution statistiques des modules de ruptures et des vitesses de propagation est déterminée par lots correspondant aux 7 traitements en pilote (5) et sur le prototype (2), puis à l'ensemble des planches traitées en pilote et en prototype, et enfin à l'ensemble des planches tous fours confondus. Ceci nous donne accès aux valeurs moyennes et écart-type ainsi qu'au fractile du module de rupture à 5% (voir Figure 3-44) de chacun de ces lots.

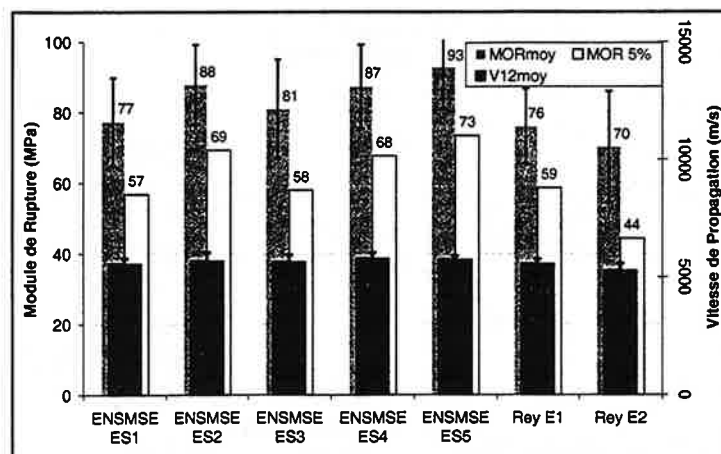


Figure 3-44. Distribution statistiques des vitesses et des modules de rupture par lots de planches

On compare les modules moyens expérimentaux avec les modules prédits par la relation (14). Elle est ainsi capable de prévoir le module moyen d'un lot avec une erreur moyenne de l'ordre de 3% (voir Figure 3-45).

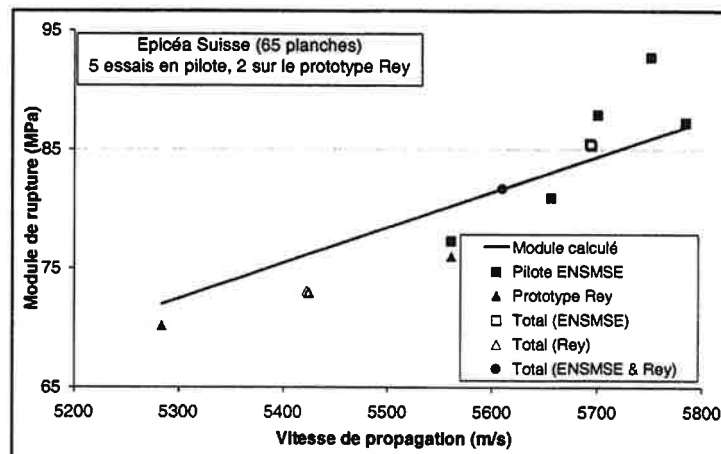


Figure 3-45. Comparaison entre les modules moyens calculés et expérimentaux par lots

Notre outil nous permet donc non pas de connaître les modules de rupture planche à planche, mais plutôt de manière globale sur un lot. Malheureusement, cette technique ne nous permet pas de reconstituer la distribution statistique des modules de rupture dans le lot : on ne peut pas retrouver l'écart-type sur un lot (l'étude n'est pas ici reproduite mais on obtient par exemple un coefficient de corrélation de 0,15 si on cherche une relation affine entre les écarts-types expérimentaux relatifs à la vitesse de propagation et au module).

b) Fractile du module à 5%

Par contre, on s'aperçoit que l'on a une relation affine entre la vitesse moyenne de propagation et le fractile $MoR_{5\%}$ (voir Figure 3-46). Elle s'écrit :

$$MoR_{5\%} = 0,054 \cdot \overline{V(12\%)} - 243 \quad (15)$$

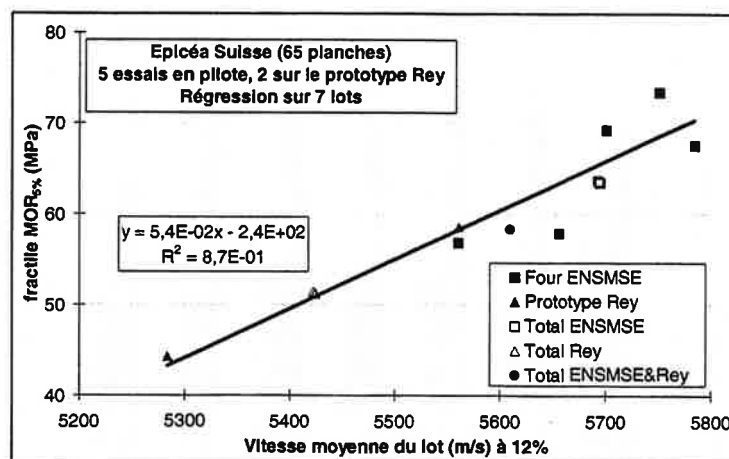


Figure 3-46. Corrélation entre vitesse moyenne de propagation (V_{moy}) et fractile $MoR_{5\%}$

On obtient ici aussi de bons résultats (erreur moyenne de l'ordre de 4%).

III.2.4 - Conclusions

On dispose d'un outil permettant de connaître la qualité moyenne d'un lot de planche. Le Sylvatest peut ainsi permettre de mesurer les vitesses de propagation de l'onde ultrason dans une charge (environ une ½ heure à 3 personnes pour 240 planches) et en déduire la vitesse moyenne de propagation à 12% d'humidité. Dès lors, on approchera le module moyen et le fractile $MoR_{5\%}$ avec les relations :

$$\overline{MoR(12\%)} = 0,03 \cdot \overline{V(12\%)} - 85,28 \quad (14)$$

$$MoR_{5\%} = 0,054 \cdot \overline{V(12\%)} - 243 \quad (15)$$

Cet outil nécessite toutefois un étalonnage préalable adapté à chaque essence.

III.3 - Caractérisation des bois réifiés

Le Sylvatest permet de connaître la qualité globale d'un lot de bois naturel. En est-il de même avec le bois réifié ? On utilise pour cela les mesures effectuées sur le pilote ENSMSE (de ES₁ à ES₅) et sur le prototype Rey (sapin SV₁ et SV₂ et épicéa E₁ et E₂). Notons que les expériences ES₁ et ES₂ correspondent à des 'accidents' avec entrée d'air pendant le refroidissement.

III.3.1 - Une vitesse proche de celle du bois anhydre

On sait déjà que la réification s'accompagne d'une rigidité accrue du matériau bois, i.e. une augmentation du module d'élasticité [BOHNKE, 1993]. Le Sylvatest rend compte de ce phénomène en mesurant des vitesses de propagation plus élevées dans le bois réifié (voir Figure 3-47) : on a une augmentation de l'ordre de 5% si on compare la vitesse de propagation dans le bois naturel (rapporté à une humidité de 12%) à celle du bois réifié (immédiatement après traitement).

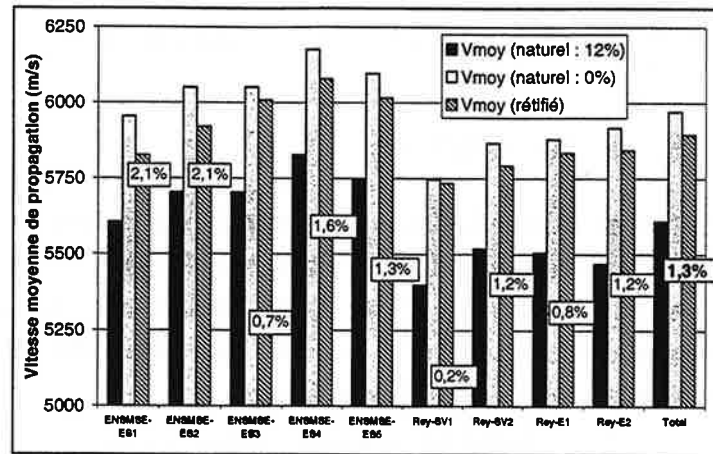


Figure 3-47. Comparaison entre les vitesses avant et après rétification

Ceci se rapproche de l'augmentation de la rigidité dans le sens longitudinal, à savoir le terme C_L précédemment défini, observée par [BOHNKE, 1993] sur le douglas avec un optimum à 240°C. [BOHNKE, 1993] l'interprétait en terme de rigidification de la lignine du fait de la réticulation et d'une augmentation du degré de cristallinité de la cellulose pour de basses températures de pyrolyse (citant Nakao et al., 1983), plus une modification de l'angle des microfibrilles dans la paroi S_2 . Mais l'influence de l'humidité n'apparaît pas dans sa thèse.

On peut à présent calculer la vitesse dans le bois totalement anhydre en extrapolant la relation (13) à 0%, à savoir :

$$V(0\%) = V(H) + 29H = V(12\%) + 348 \quad (16)$$

La vitesse de propagation dans le bois rétifé est ainsi très proche de celle calculée pour du bois anhydre : la différence est de l'ordre de 1,3% (voir Figure 3-47).

Ce constat est en accord avec ceux d'autres études [BRENGARTH, 1998] pour lesquels on obtient $V_{ret} = 1,0051 \cdot V(12\%) + 299,31$ (expérience E_1) ou bien $V_{ret} = 0,9985V(12\%) + 342,87$ (essai SV_1), ce qui est très proche de la corrélation précédente.

D'après J.L. SANDOZ, la propagation de l'onde longitudinale dans le bois naturel se fait principalement dans la cellulose cristalline et la corrélation (13) est empirique mais fiable dans le bois naturel. Le fait que la réponse du bois rétifé au Sylvatest corresponde à celle qui serait obtenue dans le bois anhydre est cohérent avec les travaux de Jean-Jacques WEILAND [WEILAND, 2000] en diffraction X selon lesquels l'état cristallin de la cellulose est peu affecté par la rétification.

De fait, on se rend compte que pour ES_1 et ES_2 , la différence entre vitesse du bois naturel à 0% et bois rétifé est légèrement plus élevée que pour les autres expériences (2,1% au lieu de 1%). Ceci impliquerait que la présence d'oxygène (entrée accidentelle) abaisse légèrement la vitesse et donc le module d'élasticité par rapport à un bois traité en atmosphère strictement inerte. On pourrait interpréter ce phénomène par un début de dépolymérisation de la cellulose en présence d'oxygène qui se retrouve dans la baisse des

propriétés mécaniques statiques [WEILAND, 2000]. Ce résultat est toutefois à prendre avec précaution et la différence n'est pas assez grande pour mettre en œuvre une méthode de prédiction de l'entrée d'oxygène avec le Sylvatest.

III.3.2 - Corrélations entre vitesse et propriétés

La réification conduit simultanément à une augmentation du module d'élasticité et à une baisse (même légère) du module de rupture du bois réifié (alors que les 2 vont de paire dans le bois naturel). On se doute d'ores et déjà qu'il va être difficile de mettre au point des corrélations entre les mesures du Sylvatest et les propriétés du bois réifié.

On tente d'abord de relier la vitesse mesurée dans les planches à la masse volumique, au retrait volumique et au module de rupture, dans le cas de l'épicéa.

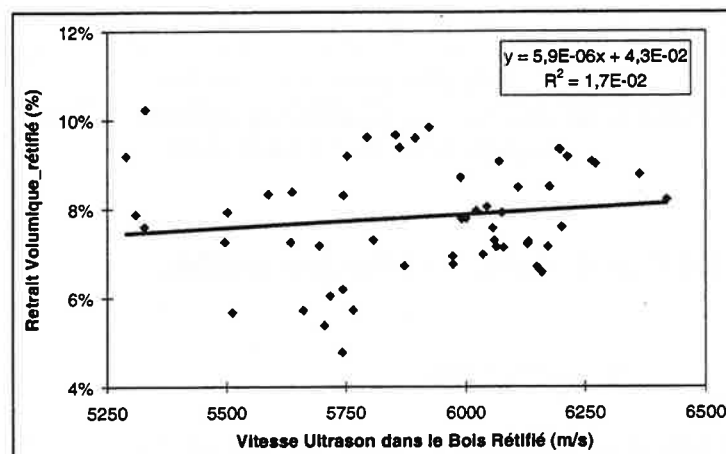


Figure 3-48. Relation entre le retrait volumique et la vitesse de propagation dans l'épicéa réifié

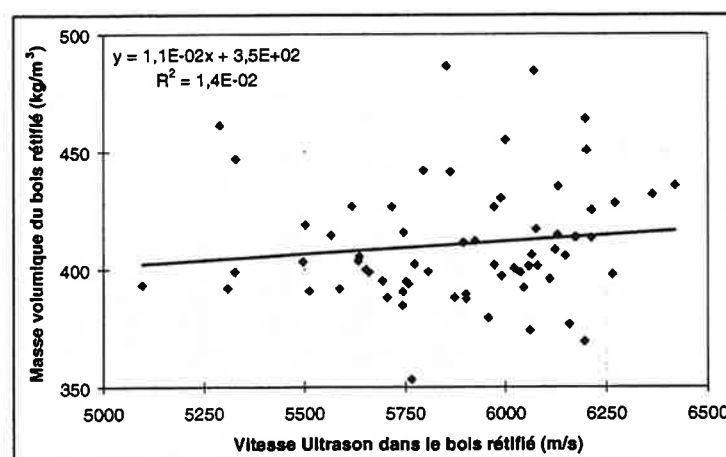


Figure 3-49. Relation entre la masse volumique et la vitesse de propagation dans l'épicéa réifié

Comme il était prévisible, aucune relation ne se dégage entre la vitesse, la masse volumique et le retrait. Par contre, le module de rupture semble relié à la vitesse de propagation, même si le coefficient de corrélation est très bas ($R^2=0,322$).

$$MoR_{ret} = 0,03 \cdot V_{ret} - 109,1 \quad (17)$$

La pente de la droite de régression est la même que pour le bois naturel. Ce résultat est à rapprocher du fait que la vitesse ultrasonore dans le bois rétifé correspond peu ou prou à celle du bois anhydre.

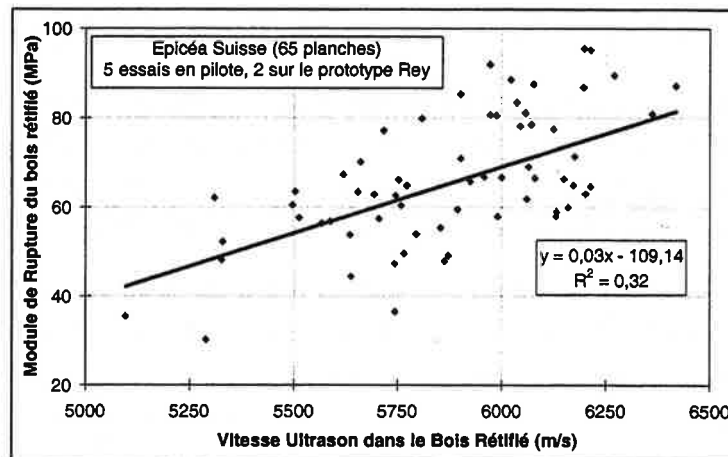


Figure 3-50. Relation entre le module de rupture et la vitesse de propagation dans l'épicéa rétifé

III.3.3 - Classement des lots rétifés

a) Répartition statistique

La répartition statistique des modules de ruptures et des vitesses est à nouveau déterminée (Figure 3-51). On remarque la chute du fractile à 5% du module de rupture.

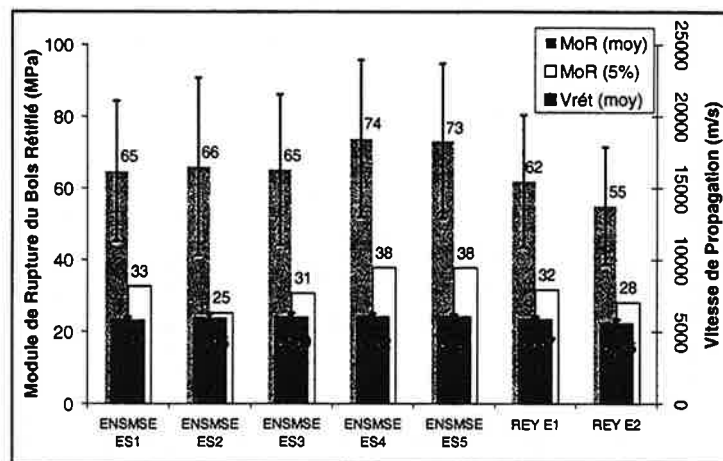


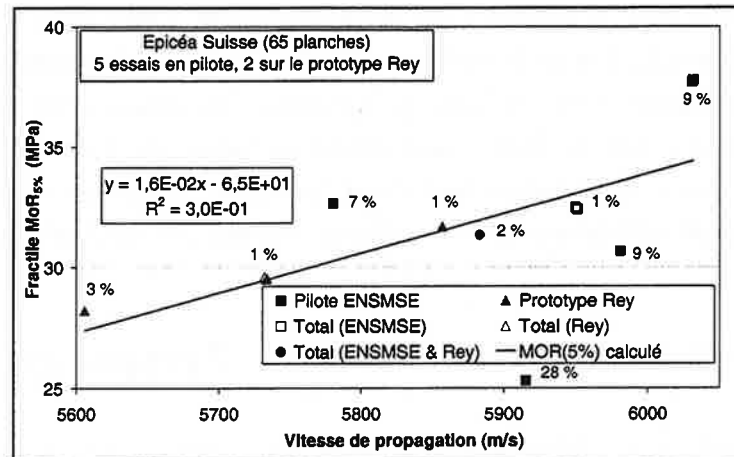
Figure 3-51. Distribution statistiques des vitesses et des modules de rupture par lots de planches après rétifé

b) Fractile du module à 5%

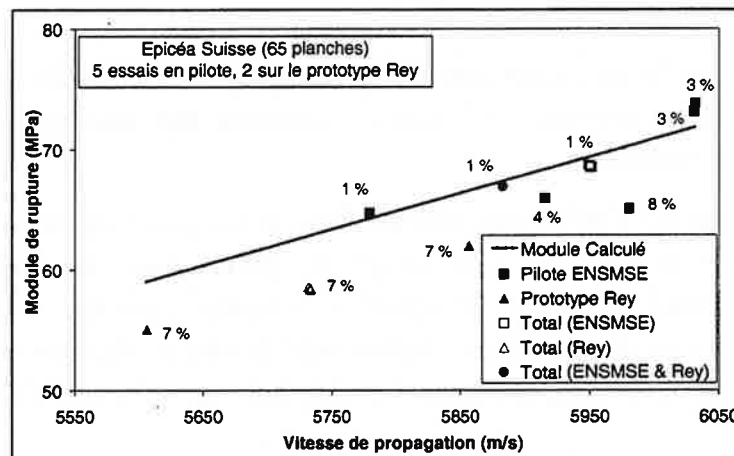
On tente à nouveau de corréler la vitesse moyenne dans un lot et le fractile MoR à

5% :

$$MoR\ 5\% = 0,016 \cdot V_{moy} - 65 \quad (18)$$



Le coefficient de corrélation est beaucoup plus faible que pour le bois naturel et les valeurs sont plus ou moins regroupées autour de 30 MPa. Il faudra donc être très prudent pour interpréter les résultats. On teste les 2 corrélations sur les modules moyens de rupture et les fractiles des lots de planches



Une nouvelle fois, on obtient des résultats corrects si on raisonne en terme de lots (erreur maximale de 8%). Il est toutefois préférable de ne pas tenter de prédire le $MoR_{5\%}$ car les calculs ne semblent pas très fiables (erreur maximale de 28%).

En conclusion, on accède au module de rupture moyen d'un lot de planches d'épicéa rétifé en utilisant la corrélation (17) :

$$\overline{MoR_{ret}} = 0,03 \cdot \overline{V_{ret}} - 109,1 \quad (17)$$

III.3.4 - Autres corrélations

Nous avons précédemment tenté [BRENGARTH, 1998] de corréler entre elles la perte de masse, les évolutions de la stabilité dimensionnelle ou du module, les présences de fentes ou de déformations et les mesures du Sylvatest. Les résultats ont été peu concluants. Le Sylvatest ne semble pas sensible à la présence de fentes ou de nœuds. De plus, la perte de masse évolue dans un domaine trop étroit (majorité des points entre 3 et 6%) pour distinguer autre chose que des nuages de points et dégager des corrélations valables.

III.4 - Conclusion Générale - Perspectives

Le contrôle non destructif par stimulation ultrasonore Sylvatest permet de connaître la qualité globale moyenne d'un lot de bois naturel et de bois réifié. Pour l'épicéa, on utilise les corrélations suivantes pour des modules de rupture MoR en flexion statique 4 points (éprouvettes de 360*20*20 mm) :

- épicéa naturel : $\overline{MoR}_{12\%} = 0,02976 \cdot \overline{V}_{12\%} - 85,28$ (14)

$$\overline{MoR}_{5\%} = 0,0528 \cdot \overline{V}_{12\%} - 235,66 \quad (15)$$

- épicéa réifié : $\overline{MoR}_{ré} = 0,0297 \cdot \overline{V}_{ré} - 109,14$ (17)

La vitesse de propagation dans le bois réifié est très proche de celle qui serait observée dans du bois anhydre. Ceci tend à corroborer une modification minime de la cellulose pendant le traitement.

Le Sylvatest ne s'avère pas suffisamment précis pour apprécier la qualité d'une planche réifiée et son éventuel rejet, ce qui est gênant dans une optique de contrôle qualité. Il semble toutefois possible de contrôler la matière première avant traitement. On peut tout au plus rejeter des planches réifiées dont la vitesse ultrason est trop faible afin d'augmenter le module de rupture moyen d'un lot, mais on ne peut pas garantir la fiabilité de chaque planche.

L'avenir est peut-être, non pas à la mesure d'une simple vitesse de propagation d'une onde ultrason, mais aussi à celle de l'atténuation de l'onde [BOHNKE, 1993], voire à l'analyse spectrale de ses composantes [SANDOZ, 1998] afin d'établir la 'signature' du bois. Mais on peut s'interroger sur le transfert de ces méthodes à l'échelle industrielle..

Chapitre 4

MODELISATION DU PROCEDE DE RETIFICATION

Le traitement de réтифика est modélisé à l'échelle du procédé. Le modèle est le plus simple possible afin d'être facilement applicable dans l'industrie, aussi bien par le constructeur des fours que par l'utilisateur final.

I - Caractérisation des Fours

On détermine les grandeurs physiques associées aux fours successifs. On se familiarise ainsi avec la modélisation des fours, en particulier pendant le refroidissement.

II - Modélisation du Four Pilote

On établit les modèles de bases sur le four pilote avant de les généraliser aux fours industriels. Au niveau du bois, le traitement se décompose en 4 grands ensembles :

- ◆ Première montée en température sans réaction
- ◆ Séchage haute température : deuxième palier
- ◆ Pyrolyse ménagée : dernier palier et début du refroidissement
- ◆ Fin du refroidissement sans réaction

On identifie progressivement les paramètres et fonctions associés à ces ensembles jusqu'à obtenir une vision complète du traitement.

III - Modélisation des Fours Industriels

La description précédente s'adapte aux fours industriels. Une anomalie constatée sur le prototype industriel nous permet de souligner l'importance de la prise des températures dans les fours, de proposer une correction et des suggestions quand à la disposition des thermocouples. Notre approche se révèle alors valide pour la chauffe de fortes épaisseurs. Nous concluons par la simulation du refroidissement sur les fours industriels R₆.

IV - Applications

On dispose maintenant d'un outil pour :

- ◆ Optimiser le traitement en intégrant les contraintes de qualité
- ◆ Dimensionner et améliorer le refroidissement
- ◆ Adapter les traitements

I - CARACTERISATION DES FOURS

On se familiarise avec le fonctionnement intrinsèque des fours, indépendamment du bois. Le refroidissement du four est assuré par deux échangeurs de chaleur constitués par la double enveloppe et le condenseur. L'étude met en évidence des nombres caractéristiques de la dynamique des fours et des performances des échangeurs. Elle est cruciale pour comprendre le refroidissement et justifier certaines hypothèses du modèle.

I.1 - Rappels sur la Rétification

Rappelons rapidement qu'un cycle de rétification se décompose en une chauffe du bois, puis son séchage jusqu'à l'état anhydre suivi d'une pyrolyse ménagée et enfin d'un refroidissement accéléré. Des fours industriels doivent donc à la fois posséder une puissance suffisante pour chauffer le bois et le four, de bons transferts de chaleur entre le bois et le four (par exemple une bonne ventilation) et enfin les dispositifs de refroidissement nécessaires pour descendre rapidement en température.

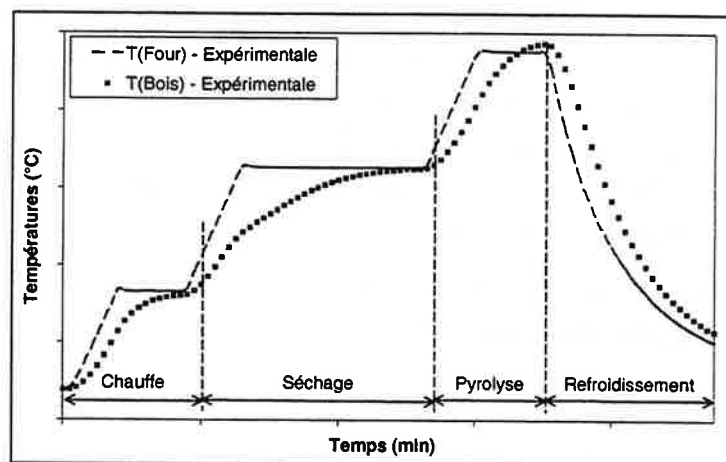


Figure 4-1. Profil type de rétification

On va ici caractériser les dispositifs de refroidissement présents sur les différentes générations de fours et l'inertie due à la masse de métal (tôle en acier, chariot en fonte, etc...) présente dans le four. Cette dernière donnée sera également indispensable pour déterminer les puissances de chauffe nécessaire.

I.2 - Description des Dispositifs de Refroidissement des Fours

Le pilote de l'ENSMSE est un four cylindrique semblable à une autoclave (voir Figure 4-2). De l'air froid à température ambiante T_e est injecté (en 6 points) avec le débit W_{de} dans la double enveloppe cylindrique pour accélérer le refroidissement. Les vapeurs de réification (séchage et pyrolyse) sont envoyées dans un condenseur à eau. Il s'agit d'un condenseur vertical tubulaire : les gaz descendent à l'intérieur des tubes tandis que l'eau remonte à contre courant dans la calandre. La partie gazeuse est réinjectée à la température T_{cond} dans la four par un ventilateur de recyclage.

Le principe est le même sur le prototype Rey et les fours R_6 sauf que le refroidissement est assurée par 2 doubles enveloppes latérales au lieu d'une enveloppe cylindrique et que le condenseur fonctionne à l'air. Le condenseur est un échangeur à courants croisés constitué d'une batterie de tubes à ailettes refroidis par un courant d'air froid débités par deux ventilateurs hélicoïdes (voir Figure 4-2).

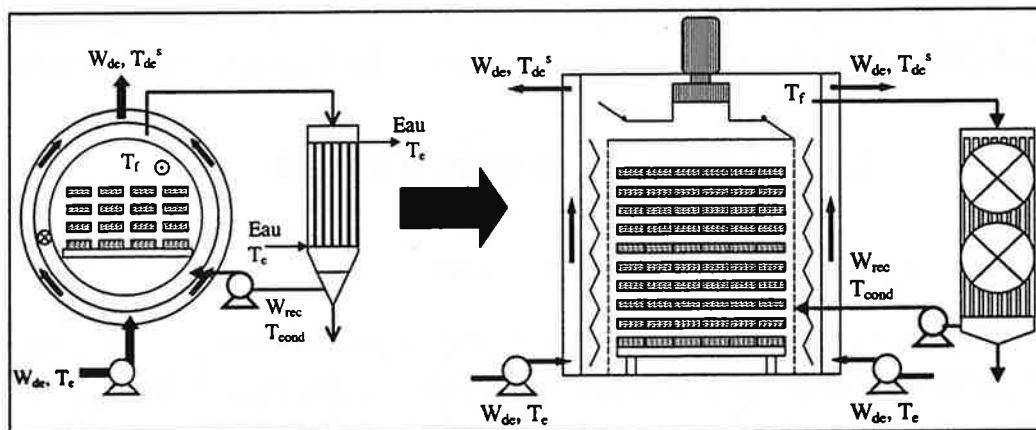


Figure 4-2. Comparaison entre le pilote ENSMSE et les fours industriels

I.3 - Chaleur Evacuée par les Doubles Enveloppes

On détermine la quantité de chaleur évacuée par les doubles enveloppes, ainsi que leur température moyenne.

I.3.1 - Rappels sur le calcul des échangeurs de chaleur

De manière générale, la chaleur Q échangée entre un fluide chaud (entrant avec le débit massique W_f et la température T_f^e) et un fluide froid (entrant avec le débit massique W_{de} et la température T_e) dans un échangeur se met sous la forme [ANGELINO, 1992]

$$Q = FUS_{de} \Delta T_{ml} \quad (15)$$

facteur correctif (pointant sur F)
coeff. de transfert (pointant sur U)
sur un niveau de la dbl. enveloppe (pointant sur S)
diff. de temp. (pointant sur ΔT_{ml})
diff. enveloppe (pointant sur S_{de})
diff. d'éch. de la dbl. enveloppe (pointant sur S_{de})

Cette relation envisage un échange à contre-courant (voir Figure 4-3), et le corrige par un facteur F tenant compte de la géométrie de l'échangeur.

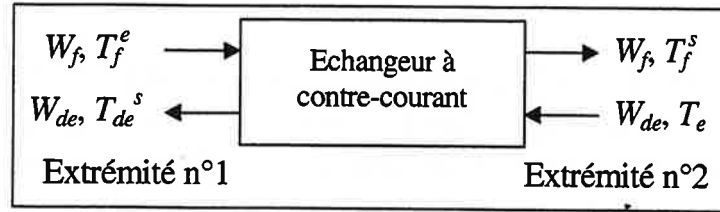


Figure 4-3. Echangeur à contre-courant

ΔT_{ml} est la différence de température moyenne logarithmique entre le fluide chaud et le fluide froid :

$$\Delta T_{ml} = \frac{\Delta T_1 - \Delta T_2}{\ln(\Delta T_1 / \Delta T_2)} \quad (16)$$

avec :

$$\left. \begin{aligned} \Delta T_1 &= T_f^e - T_{de}^s \text{ (extrémité 1)} \\ \Delta T_2 &= T_f^s - T_e \text{ (extrémité 2)} \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

Le calcul de ΔT_{ml} se simplifie si $\Delta T_1 / \Delta T_2$ est compris entre 0,5 et 2. On remplace alors ΔT_{ml} par la moyenne arithmétique de ΔT_1 et ΔT_2 avec une erreur inférieure à 4 % [ANGELINO, 1992]. On va déterminer ce rapport pour les 2 types de double enveloppe.

I.3.2 - Application au pilote ENSMSE

a) Un échangeur à courants croisés

La double enveloppe du pilote ENSMSE est assimilable à un échangeur à courants croisés. Les gaz de réтификаtion sont aspirés au centre par le brasseur et refoulés sur les cotés, c'est-à-dire dans l'espace annulaire compris entre le cylindre intérieur (à l'intérieur duquel se trouve la charge) et la paroi interne de la double enveloppe (voir Figure 4-4). L'air froid croise perpendiculairement ce courant et circule de bas en haut.

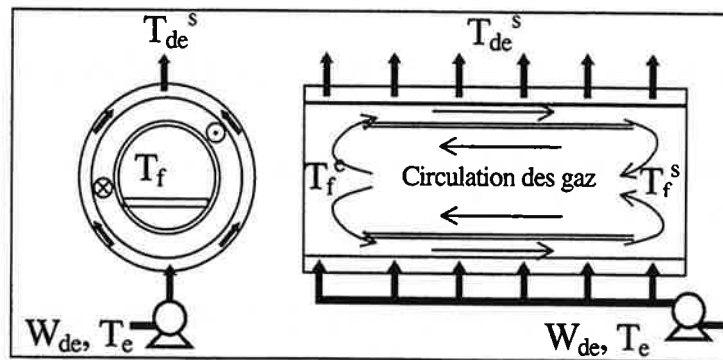


Figure 4-4. Description du pilote comme un échangeur à courants croisés (vues de face et de profil)

L'homogénéité du four a été validée lors de sa mise en service : T_f^e est très proche de T_f^s (homogénéité garantie par le constructeur à $\pm 5^\circ \text{C}$). Cela signifie que

$$\frac{\Delta T_1}{\Delta T_2} \approx \frac{T_f - T_{de}^s}{T_f - T_e} = 1 - \frac{T_{de}^s - T_e}{T_f - T_e} \quad (18)$$

On fait ainsi apparaître l'efficacité de la double enveloppe du côté du gaz froid, $\eta_{de} = (T_{de}^s - T_e) / (T_f - T_e)$. Cette efficacité serait égale à 100% si l'air sortait de la double enveloppe à la température du four. L'évolution de cette efficacité nous sera par la suite utile pour établir le domaine de validité du modèle.

On refroidit le four à vide en notant sa température, ainsi que celle de l'air à l'entrée (atelier) et à la sortie de la double enveloppe (voir Figure 4-5). L'efficacité est constante autour de 24%. Le rapport $\Delta T_1 / \Delta T_2$ est compris entre 0,5 et 2, rendant possible l'approximation :

$$\Delta T_{ml} = (\Delta T_1 + \Delta T_2) / 2 = T_f - (T_e + T_{de}^s) / 2 \quad (19)$$

On pose alors

$$T_{de}^{moy} = (T_e + T_{de}^s) / 2 \quad (20)$$

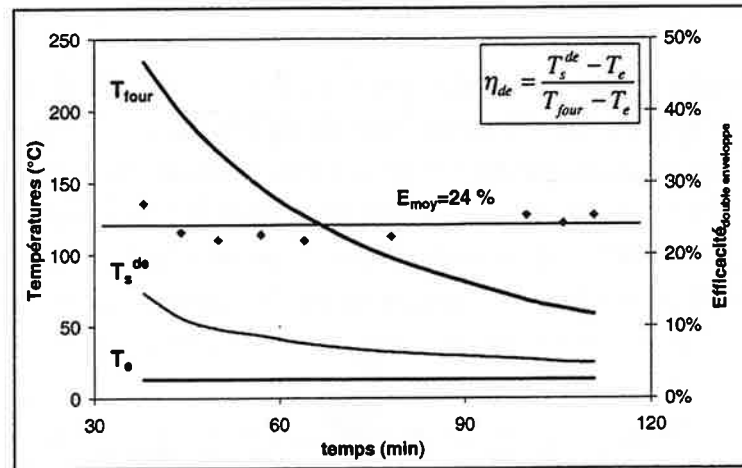


Figure 4-5. Efficacité de la double enveloppe (essai à vide)

b) Calcul et simplification de F

On détermine F_T en calculant R et S suivant les notations de la Figure 4-6

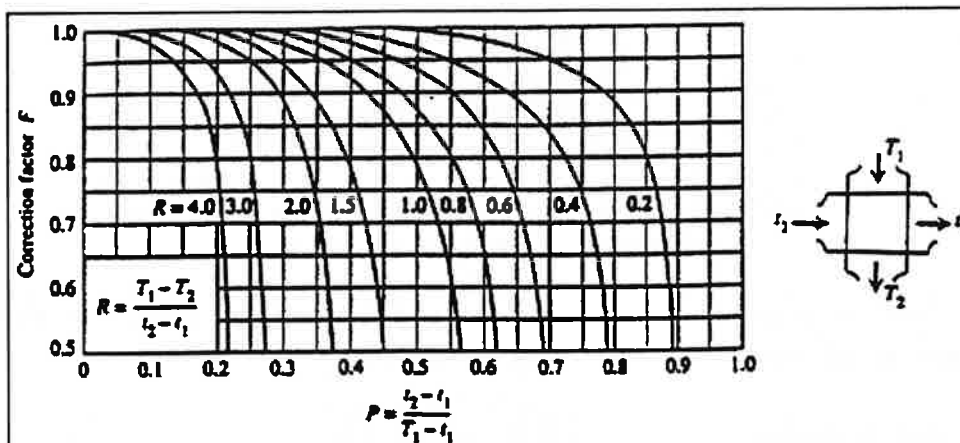


Figure 4-6. Facteur correctif de ΔT_{ml} pour un échangeur à courants croisés (les 2 fluides brassés)

$$P = (T_f^s - T_f^e) / (T_e - T_f^e) \text{ et } R = (T_e - T_{de}^s) / (T_f^s - T_f^e) \quad (21)$$

Dès lors, $T_{fe} \approx T_{fs}$ implique P très faible et R très élevé, d'où $F \approx 1$.

c) Conclusion

$$\text{On écrit finalement } Q_{de} = US_{de} (T_f - T_{de}^{moy}) = US_{de} \left(T_f - \frac{T_e + T_{de}^s}{2} \right) \quad (22)$$

I.3.3 - Application aux fours industriels

Le même raisonnement s'applique au prototype et aux fours R_6 .

a) Deux échangeurs à co-courant et à contre-courant

Afin d'améliorer l'homogénéité des températures dans le four, la circulation des gaz dans la pile de bois est régulièrement alternée en abaissant et en relevant les volets. Sur la Figure 4-7, le volet de gauche est relevé et celui de droite abaissé : les gaz circulent de gauche à droite. La première double enveloppe (à gauche) se comporte alors comme un échangeur à contre-courant et la seconde double enveloppe (à droite) comme un échangeur à co-courant. C'est bien sûr l'inverse lorsque les gaz circulent de droite à gauche.

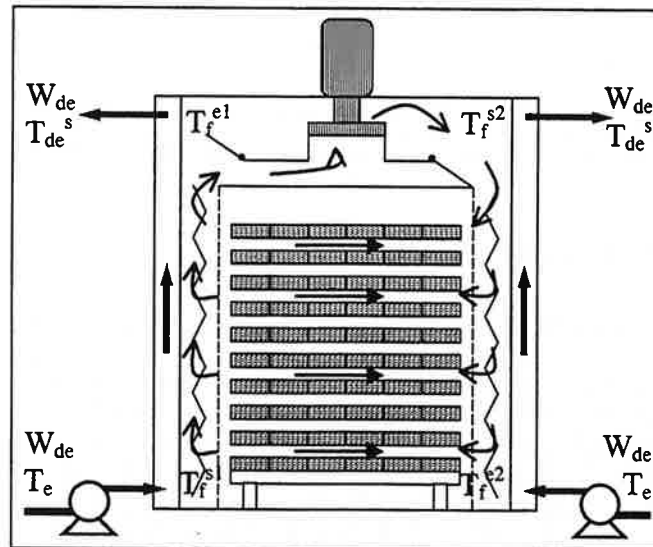


Figure 4-7. Description des doubles enveloppes comme deux échangeurs à co-courant et à contre-courant

Pour la première enveloppe "à contre-courant", la chaleur échangée s'écrit directement sans facteur correctif, $Q_{de(1)} = US_{de} \Delta T_{ml(1)}$ (23)

avec le rapport $\left(\frac{\Delta T_1}{\Delta T_2} \right)_1 = \frac{T_f^{e1} - T_{de}^s}{T_f^{s1} - T_e}$ (24)

Pour la deuxième enveloppe "à co-courant", la chaleur échangée s'écrit également sans facteur correctif :

$$Q_{de(2)} = U \cdot S_{de} \cdot \Delta T_{ml(2)} \quad (25)$$

avec le rapport

$$\left(\frac{\Delta T_1}{\Delta T_2} \right)_2 = \frac{T_f^{e2} - T_e}{T_f^{s2} - T_{de}^s} \quad (26)$$

b) Efficacité de la double enveloppe, côté air

En considérant là aussi la température du four comme homogène,

on obtient
$$\left(\frac{\Delta T_1}{\Delta T_2} \right)_1 \approx \frac{T_f - T_{de}^s}{T_f - T_e} = 1 - \eta_{de} \quad (27)$$

et
$$\left(\frac{\Delta T_1}{\Delta T_2} \right)_2 \approx \frac{T_f - T_e}{T_f - T_{de}^s} = \frac{1}{1 - \eta_{de}} \quad (28)$$

Comme pour le pilote ENSMSE, on mesure les températures du four, de l'atelier et de sortie de la double enveloppe (voir Figure 4-8), pendant un traitement industriel. On a alors $(\Delta T_1 / \Delta T_2)_1 = 0,91$ et $(\Delta T_1 / \Delta T_2)_2 = 1,09$. Les 2 rapports sont compris entre 0,5 et 2. Cela rend possible à nouveau l'approximation (19).

La démonstration est discutable car les gaz de réification ne longent pas dans leur intégralité la double enveloppe : ils sont peu à peu distribués dans l'enceinte en passant à travers les vantelles. On vérifiera donc la validité de l'approximation (voir Figure 4-19).

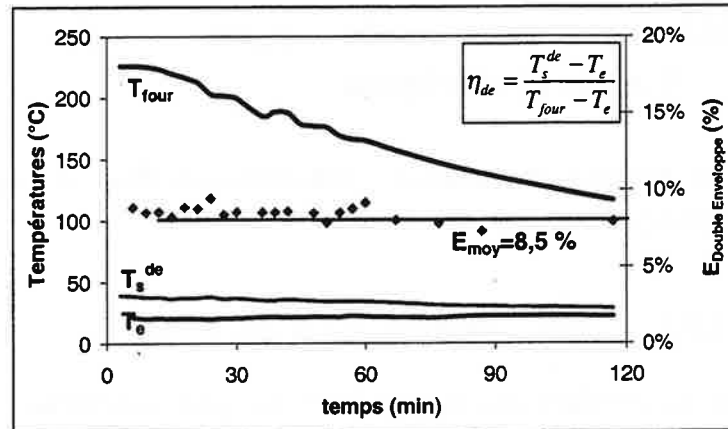


Figure 4-8. Efficacité de la double enveloppe sur le four R₆

c) Conclusion

L'expression est la même que sur le four pilote, à savoir

$$Q_{de} = US_{de} \left(T_f - \frac{T_e + T_{de}^s}{2} \right) \quad (22)$$

I.4 - Modélisation des Condenseurs

On rappelle que les condenseurs diffèrent entre le four pilote et les fours industriels. Dans le premier cas, on a un condenseur à eau fonctionnant à contre-courant tandis que les fours industriels utilisent un condenseur à air et à courants croisés.

A vide, le condenseur sert uniquement à refroidir les gaz issus du four jusqu'à la température T_{cond}^s . La chaleur retirée par le condenseur s'écrit :

$$Q_{cond} = W_{rec} C_{p_{rec}} (T_f - T_{cond}) \quad (29)$$

Le condenseur se comporte alors comme un échangeur eau/gaz ou gaz/gaz dont on peut définir l'efficacité η_{cond} par rapport au fluide chaud :

$$\eta_{cond} = (T_f - T_{cond}^s) / (T_f - T_{cond}^e) \quad (30)$$

Dans les deux cas, le fluide froid entre à T_e . Sur le pilote, l'eau provient d'un circuit de recyclage commun à toute l'ENSMSE et circule dans le hall de Génie Chimique avant de parvenir au condenseur : elle est donc à température ambiante. L'équation précédente devient

$$\eta_{cond} = (T_f - T_{cond}) / (T_f - T_e) \quad (31)$$

La relation (29) se réécrit finalement :

$$Q_{cond} = \eta_{cond} W_{rec} C_{p_{rec}} (T_f - T_e) \quad (32)$$

I.5 - Mise en Evidence de Nombres Caractéristiques

On met en évidence des nombres caractéristiques des fours et on propose une formulation commune aux deux types de fours.

I.5.1 - Bilan Thermique sur les Fours

On décrit le refroidissement des fours ou plus exactement de la masse M_f constituée des pièces métalliques, présentes dans les fours, non isolées et soumises aux transferts de chaleur. Elles comprennent le chariot, les parois internes, les vantes, les brasseurs, les volets, etc... Cette masse M_f est caractérisée par une capacité calorifique moyenne C_{p_f} (commune à l'acier inoxydable et à l'acier ordinaire, voir Annexe 1) et une inertie thermique $M_f C_{p_f}$. Elle est refroidie par la double enveloppe et le recyclage des gaz :

$$M_f C_{p_f} \frac{dT_f}{dt} = Q_{de} + Q_{cond} \quad (33)$$

Cette équation devient, pour le pilote ENSMSE (1 double enveloppe) :

$$M_f C_{p_f} \frac{dT_f}{dt} = -US_{de} (T_f - T_{de}^{moy}) - \eta_{cond} W_{rec} C_{p_{rec}} (T_f - T_e) \quad (34)$$

et pour les fours industriels (2 doubles enveloppes) :

$$M_f C_{p_f} \frac{dT_f}{dt} = -2US_{de} (T_f - T_{de}^{moy}) - \eta_{cond} W_{rec} C_{p_{rec}} (T_f - T_e) \quad (35)$$

I.5.2 - Temps Caractéristiques. Bilan Commun

On met en évidence les temps caractéristiques de la double enveloppe (τ_{de}) et du recyclage des gaz (τ_{rec}) : $M_f C_{p_f} / xUS_{de}$ et $M_f C_{p_f} / \eta_{cond} W_{rec} C_{p_{rec}}$.

On pose : $\tau_{de}(\text{pilote}) = M_f C_{p_f} / US_{de} \quad (36)$

$$\tau_{de}(\text{fours industriels}) = M_f C_{p_f} / 2US_{de} \quad (37)$$

$$\tau_{rec} = M_f C_{p_f} / \eta_{cond} W_{rec} C_{p_{rec}} \quad (38)$$

On obtient une écriture commune pour les 2 types de fours :

$$\frac{dT_f}{dt} = -\frac{1}{\tau_{de}} (T_f - T_{de}^{moy}) - \frac{1}{\tau_{rec}} (T_f - T_e) \quad (39)$$

Plus τ_{de} et τ_{rec} sont élevés, plus le four réagit lentement à une commande sur les températures T_{de}^{moy} ou T_e . La Figure 4-9 montre la réponse générale du système face à un échelon : le four mettra la durée $3 \times \tau$ pour parcourir 95% du chemin menant de la température T_{f0} à la température T_e .

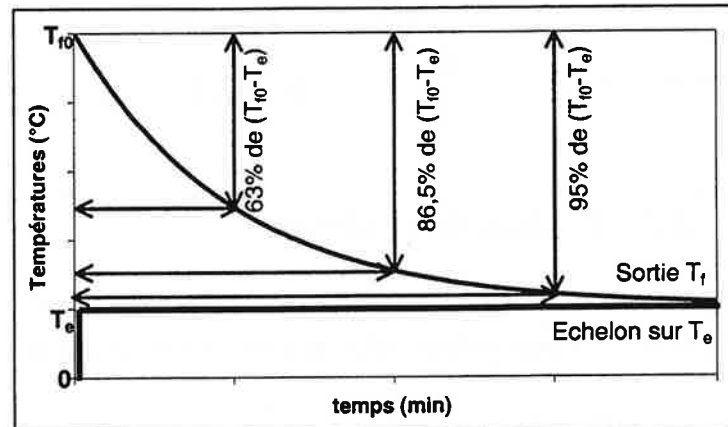


Figure 4-9. Illustration de la notion de temps caractéristique

I.5.3 - Nombre d'Unité de Transfert

L'énergie évacuée de l'enceinte $US_{de} (T_f - T_{de}^{moy})$ réchauffe l'air entre l'entrée et la sortie de la double enveloppe, d'où :

$$W_{de} C_{p_{de}} (T_{de}^s - T_e) = US_{de} (T_f - T_{de}^{moy}) \quad (40)$$

La grandeur $US_{de}/W_{de}Cp_{de}$ est par définition le nombre d'unités de transfert de la double enveloppe, coté air de refroidissement [ANGELINO, 1992]. On appelle NUT_{de} ce rapport. Il permet d'évaluer le transfert de chaleur d'un échangeur : plus son nombre d'unités de transfert est grand, plus il se rapproche de sa limite thermodynamique.

I.5.4 - Réécriture du Modèle

On obtient un nouveau système d'équations décrivant le refroidissement du four :

$$\begin{cases} \frac{dT_f}{dt} = -\frac{1}{\tau_{de}}(T_f - T_{de}^{moy}) - \frac{1}{\tau_{rec}}(T_f - T_e) \end{cases} \quad (39)$$

$$T_{de}^{moy} = (T_e + T_{de}^s)/2 \quad (20)$$

$$(T_{de}^s - T_e) = NUT_{de}(T_f - T_{de}^{moy}) \quad (41)$$

On combine (20) et (41) pour exprimer T_{de}^{moy} en fonction de T_f et T_e :

$$T_{de}^{moy} = (NUT_{de}T_f + 2T_e)/(NUT_{de} + 2) \quad (42)$$

Il s'avère ainsi que la contribution de la double enveloppe est aussi proportionnelle à $(T_f - T_e)$, tout comme celle du condenseur. L'équation (39) se réécrit finalement:

$$\frac{dT_f}{dt} = -\left(\frac{2}{\tau_{de} \cdot (2 + NUT_{de})} + \frac{1}{\tau_{rec}}\right)(T_f - T_e) \quad (43)$$

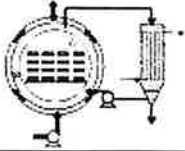
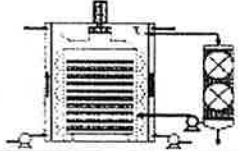
On pose alors τ_f , le temps caractéristique global des échangeurs du four :

$$\frac{1}{\tau_f} = \frac{2}{\tau_{de} \cdot (2 + NUT_{de})} + \frac{1}{\tau_{rec}} \quad (44)$$

et finalement
$$\frac{dT_f}{dt} = -\frac{1}{\tau_f}(T_f - T_e) \quad (45)$$

I.5.5 - Tableau Récapitulatif

On récapitule le modèle commun aux 2 types de fours avec les nombres caractéristiques associés. On peut ensuite appliquer le modèle au pilote et aux fours R₆.

Four	Pilote	Fours Industriels
		
τ_{de}	$M_f Cp_f / US_{de}$	$M_f Cp_f / 2US_{de}$
NUT_{de}	$US_{de} / W_{de} Cp_{de}$	

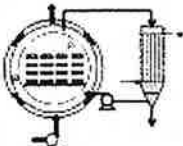
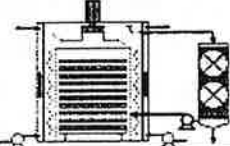
Four	Pilote	Fours Industriels
		
τ_{rec}	$M_f C p_f / \eta_{cond} W_{rec} C p_{rec}$	
τ_f	$\left[\frac{2}{\tau_{de} (2 + NUT_{de})} + \frac{1}{\tau_{rec}} \right]^{-1}$	
Bilan Thermique	$\frac{dT_f}{dt} = -\frac{1}{\tau_f} (T_f - T_e)$	

Tableau 4-1. Modélisation du refroidissement des fours et nombres caractéristiques

I.6 - Etude Expérimentale du Refroidissement dans le Pilote ENSMSE

On étudie d'abord le four en l'absence de recyclage des gaz.

I.6.1 - Double Enveloppe Cylindrique

a) Méthode

On applique une méthode différentielle pour étudier la réponse du four lorsqu'on varie son inertie thermique. Elle consiste à observer la courbe de décroissance de la température du four avec une charge de métal de masse et de capacité thermique connues.

On effectue pour cela 5 essais, avec ou sans chariot (35,5 kg), avec ou sans les 3 masselottes permettant de serrer la charge (11,3 kg), avec ou sans tôles en acier. On nomme M_{acier} , la masse totale d'acier ainsi rajoutée à la carcasse (le caisson) du four.

numéro	Contenu du Four	M_{acier} (kg)
n°1	Sans le chariot	0 kg
n°2	Avec le chariot	35,5 kg
n°3	Chariot + 3 masselottes	35,5+11,3=46,8 kg
n°4	Chariot + 42 kg de tôles	35,5+42=77,5 kg
n°5	Chariot + 80 kg de tôles	35,5+80=115,5 kg

Tableau 4-2. Description des essais sur le pilote

Connaissant le profil de température du four, on calcule le temps de réponse $\tau_{de} \cdot (1 + NUT_{de}/2)$ associé à chaque essai. On note en parallèle les températures d'entrée et de sortie de la double enveloppe afin d'évaluer NUT_{de} . On en déduit la variation du temps caractéristique τ_{de} en fonction de l'inertie thermique, d'où par régression linéaire la capacité d'échange US_{de} de la double enveloppe et l'inertie thermique $M_f C_{p_f}$ du four. Le nombre NUT_{de} moyen donne alors accès au débit d'air injecté dans la double enveloppe.

On vérifie la cohérence des résultats en comparant l'efficacité expérimentale avec l'efficacité calculée grâce à une abaque $E=f(NUT, R)$ pour un échangeur à courants croisés et en mesurant la vitesse d'aspiration des gaz dans la double enveloppe.

b) Variation de la réponse avec l'inertie thermique du four

En l'absence de recyclage des gaz, l'équation (45) devient :

$$\frac{dT_f}{dt} = \frac{-2}{\tau_{de} \cdot (2 + NUT_{de})} (T_f - T_e) \quad (46)$$

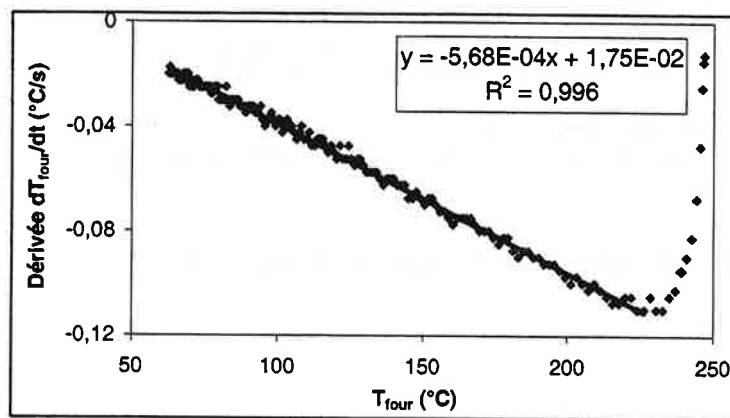


Figure 4-10. Illustration du temps de réponse du four à vide

On l'illustre en traçant l'évolution de la dérivée dT_{four}/dt en fonction de la température du four lors de l'essai n°1. L'équation précédente s'applique bien, mais seulement au bout de quelques minutes après le début du refroidissement : il y a un léger retard parce que les tôles ne restituent pas instantanément la chaleur stockée. On s'intéresse donc à la portion de courbe correspondant à une température inférieure à 230°C.

$$\text{On a alors : } \ln(T_f - T_e) = \frac{-2}{\tau_{de} \cdot (2 + NUT_{de})} (t - t_0) + \ln(T_{f0} - T_e) \quad (47)$$

On trace les courbes $\ln(T_f - T_e) = f(t - t_0)$ des 5 essais (voir Figure 4-11).

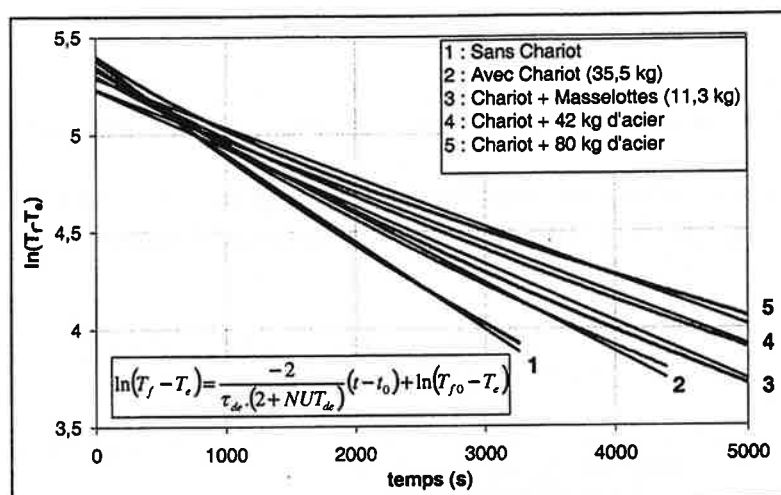


Figure 4-11. Variation du temps de réponse selon l'inertie thermique du four

Les équations des droites et les valeurs du temps caractéristique correspondantes sont données par le Tableau 4-3, de même que le Nombre d'Unités de Transfert de la double enveloppe pour chaque essai (voir paragraphe suivant)

Essai	Description	Temps de Réponse				NUT _{de}	
		$\tau_{de} \cdot (1 + NUT_{de}/2)$ (s)	$\ln(T_f - T_e)_{exp}$	$\ln(T_f - T_e)_{cal}$	r^2	NUT _{de}	r^2
1	sans chariot	2222	5,39	5,35	1,00	2,67E-01	0,99
2	avec chariot	2817	5,38	5,30	1,00	2,57E-01	0,99
3	chariot+11,3 kg	3356	5,33	5,23	0,99	2,77E-01	0,99
4	chariot+42 kg	3794	5,33	5,23	1,00	3,05E-01	1,00
5	chariot+80 kg	3929	5,40	5,29	0,99	2,78E-01	0,95

Tableau 4-3. Temps de Réponse et Nombres d'Unités de Transferts calculés sur les 5 essais

c) Nombre d'Unités de Transfert, NUT_{de}

On calcule en parallèle le NUT_{de} moyen (voir Tableau 4-3). Les points des 5 essais se répartissent autour de la droite $(T_s^{de} - T_e) = 0,277(T_f - T_{de}^{moy})$, d'où :

$$NUT_{de} = 0,277 \quad (48)$$

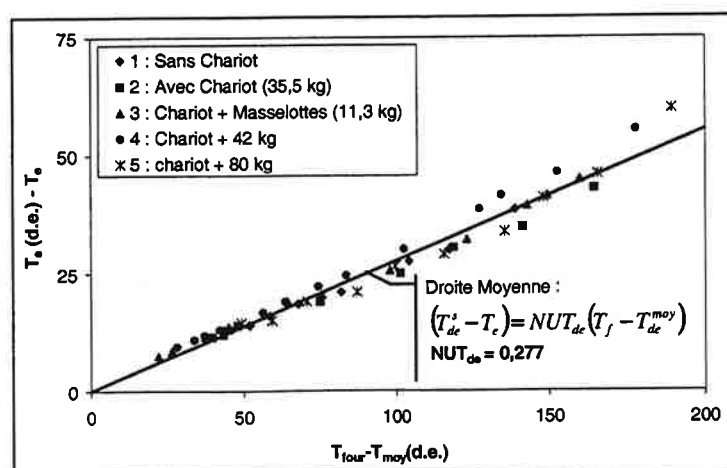
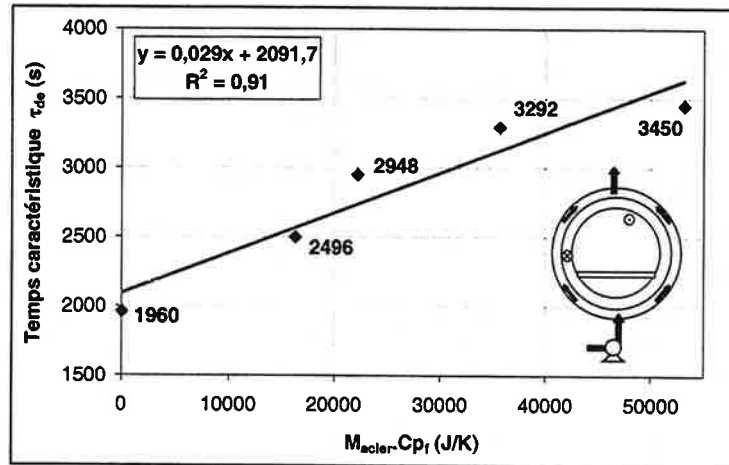


Figure 4-12 : Détermination de NUT_{de} sur le pilote

d) Variation des Temps Caractéristiques $\tau_{de}(M_{acier}Cp_f)$

On calcule les temps caractéristiques $\tau_{de}(M_fCp_f)$ des 5 essais. $\tau_{de} = \tau_{de}(M_{acier}Cp_f)$ nous fournit $1/US_{de}$ (pente) et $M_{caisson}Cp_f/US_{de}$ (ordonnée à l'origine) :

$$\tau_{de} = \frac{M_fCp_f}{US_{de}} = \frac{(M_{caisson} + M_{acier})Cp_f}{US_{de}} \quad (49)$$

Figure 4-13. Droite $\tau_{de}=f(M_{acier}Cp_f)$

e) Grandeurs physiques du four

On en déduit les valeurs de la capacité d'échange US_{de} , de la masse du caisson $M_{caisson}$ et du débit dans la double enveloppe. On a donc :

$$US_{de} = 1/0,029 = 34,5 \text{ W/K} \quad (50)$$

$$M_{caisson}Cp_f = 2091,7/0,029 = 72,24 \text{ kJ/K} \quad (51)$$

$$\text{D'où : } M_{caisson} = 139 \text{ kg} \quad (52)$$

On en déduit le débit dans la double enveloppe grâce à NUT_{de} :

$$W_{de}Cp_{de} = US_{de}/NUT_{de}$$

$$\text{c'est-à-dire : } W_{de} = 34,5/(0,277 \times 1020) = 0,122 \text{ kg/s} \quad (53)$$

$$\rho_{de}(20^\circ\text{C}) = 1,2 \text{ kg/m}^3, \text{ d'où : } Qv_{de} = 370 \text{ m}^3/\text{h} \quad (54)$$

On en déduit τ_{de} associé au four pendant les traitements classiques, c'est-à-dire le temps associé au four contenant le chariot et les 3 masselottes.

$$\tau_{de} = \frac{(139 + 35,5 + 11,3) \times 520}{35,5} = 2800 \text{ s} \approx 47 \text{ min} \quad (55)$$

f) Cohérence des Résultats

♦ Mesure du débit dans la double enveloppe par anémométrie

L'air froid est injecté dans la double enveloppe grâce à un ventilateur centrifuge. On mesure avec notre anémomètre que l'air est aspiré avec une vitesse moyenne de 8,1 m/s. Il entre par une bouche de 17 cm de diamètre, protégée par une grille de maille carrée 10 mm*10 mm et de 3 mm de largeur (voir Figure 4-14). On calcule le débit correspondant et on retrouve une valeur très proche des 370 m³/h calculés:

$$Q_{v_{de}} = 8,1 \times \pi \times (17 \cdot 10^{-2} / 2)^2 \times 1^2 / 1,3^2 = 0,109 \text{ m}^3 / \text{s} = 390 \text{ m}^3 / \text{h} \quad (56)$$

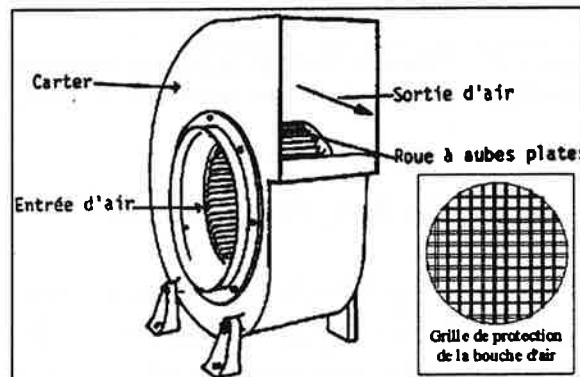


Figure 4-14. Schéma général d'un ventilateur centrifuge (adapté de [CIRAD, 1998])

♦ Abaque $E=f(NUT_{de}, R)$

On a précédemment vu que la double enveloppe avait une efficacité de 24% du côté du fluide froid (voir Figure 4-5). La Figure 4-15 est une abaque $E=f(NUT_{de}, R)$ adaptée aux échangeurs à courants croisés [ARTIOKHINE, 1996], elle permet bien de retrouver l'ordre de grandeur de l'efficacité avec $NUT_{de}=0,28$. Nos efficacités et Nombre d'Unités de Transfert sont plus faibles que ceux des échangeurs classiques, mais les théories continuent à s'appliquer.

De plus, le Nombre d'Unités de Transfert va diminuer quand on augmente le débit d'air dans la double enveloppe : le coefficient local coté air va en effet varier comme le débit à la puissance 0,8 (voir annexe 2). Cela signifie que l'efficacité (coté air) sera inférieure à 24% et on pourra continuer à appliquer les approximations (19) et (20)

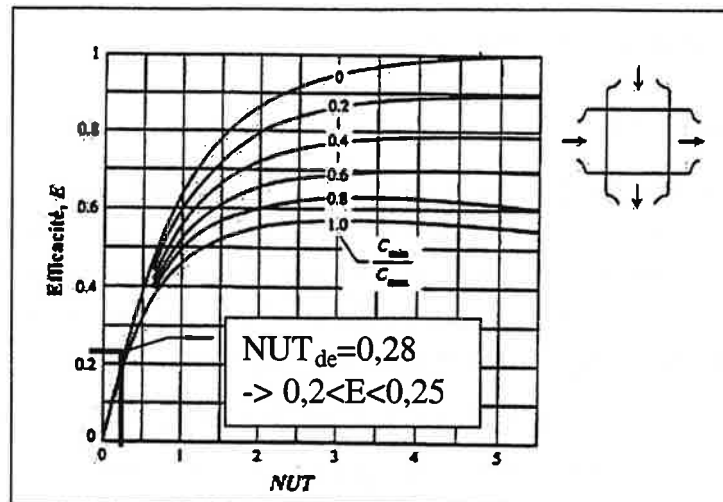


Figure 4-15 : Efficacité $E=f(NUT_{de}, R)$ pour un échangeur à courants croisés brassés (adapté de [ARTIOKHINE, 1996])

I.6.2 - Effet du Recyclage des Gaz

On recycle maintenant les gaz froids du condenseur dans le four vide, avec chariot (voir Figure 4-16). On en déduit un temps caractéristique τ_{rec} de 40160 s, c'est-à-dire 669 minutes. Ce temps est beaucoup plus important que celui relatif à la double enveloppe. Le recyclage des gaz constitue donc un appoint assez faible du refroidissement par la double enveloppe. L'équation (44) nous permet alors de trouver un temps total $\tau \approx 50$ minutes.

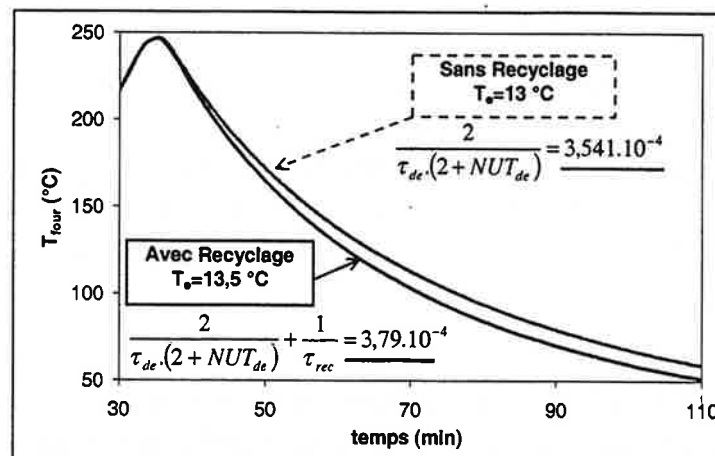


Figure 4-16. Effet du recyclage des gaz (four vide avec chariot)

I.7 - Etude Expérimentale du Refroidissement dans le Four Industriel de 8 m³ (R₆)

Comme précédemment, on étudie à part la double enveloppe et le condenseur. Toutefois, on a préféré effectuer une série de mesures pendant un traitement industriel

classique plutôt que d'immobiliser le four et de devoir manipuler des tonnes d'acier. Les données constructeur permettent ensuite de déduire les grandeurs caractéristiques du four.

I.7.1 - Double Enveloppe

a) Identification de NUT_{de}

On mesure les températures du four, de l'atelier et celle de sortie de la double enveloppe de droite. La droite $T_{de}^s - T_e = f(T_f - T_{de}^{moy})$ permet d'identifier NUT_{de} (Figure 4-17).

On trouve $NUT_{de} = 0,089$ (57)

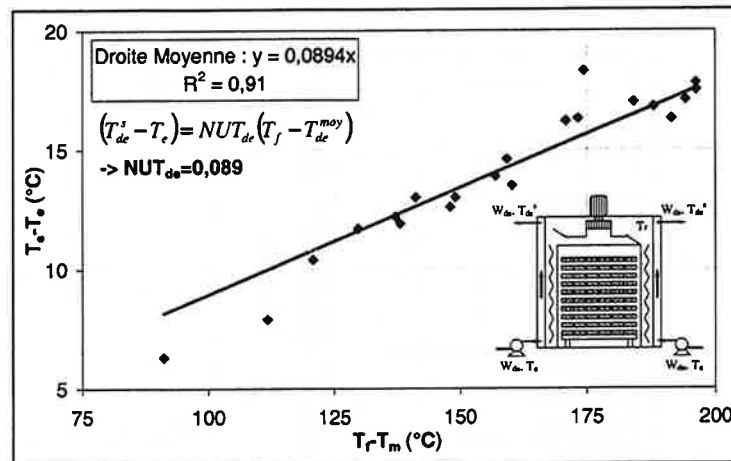


Figure 4-17. Identification de NUT_{de} sur le four industriel R_6

b) Capacité globale d'échange US_{de}

Chaque double enveloppe est alimentée par un ventilateur débitant $10000 \text{ m}^3/\text{h}$ d'air. Pour des raisons techniques, nous n'avons pas pu vérifier expérimentalement cette valeur : nous pouvons seulement dire que le débit est supérieur à $8500 \text{ m}^3/\text{h}$. On a alors :

$$US_{de} = NUT_{de} W_{de} C_{p_{de}} \quad (58)$$

c'est-à-dire (avec $\rho_{air}(20^\circ\text{C}) = 1,2 \text{ kg/m}^3$):

$$US_{de} = 0,0894 \times (1,2 \times 10000 / 3600) \times 1020 = 304 \text{ W/K} \quad (59)$$

La surface d'échange de chaque double enveloppe est de $21,7 \text{ m}^2$, d'où un coefficient U de $14 \text{ W/m}^2\text{K}$. On retrouve l'ordre de grandeur habituel des coefficients globaux des échangeurs gaz-gaz, compris entre 10 et $60 \text{ W/m}^2\text{K}$ [ANGELINO, 1992].

c) Temps caractéristique τ_{de}

Le constructeur de fours annonce une masse métallique M_f dans le four de 7884 kg . On en déduit le temps caractéristique τ_{de} (voir équation (37)):

$$\tau_{de} = (7884 \times 520) / (2 \times 304) = 6743 \text{ s} = 112 \text{ min} \quad (60)$$

d) Identification de la principale résistance au transfert

Le transfert de chaleur entre une double enveloppe et l'enceinte du four met en jeu 3 résistances (voir Figure 4-18):

- Une résistance interne à la convection entre les gaz de l'enceinte et la surface interne de la paroi de la double enveloppe ($1/h_i S_{de}$)
- Une résistance à la conduction dans la paroi de la double enveloppe ($e/\lambda S_{de}$)
- Une résistance externe à la convection entre la surface externe de la paroi et l'air froid de refroidissement ($1/h_e S_{de}$)

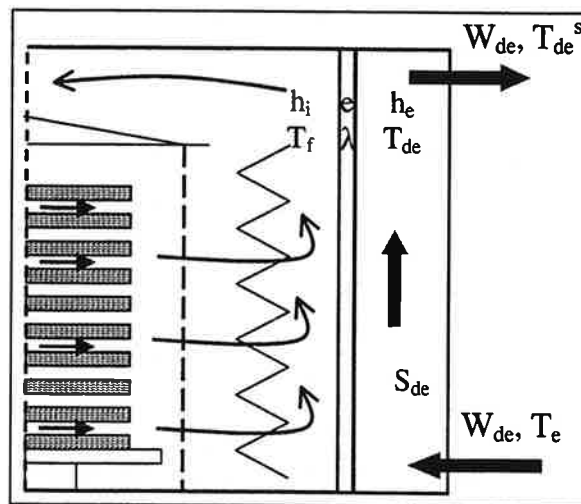


Figure 4-18. Transfert entre l'enceinte du four et une double enveloppe

On a alors globalement : $1/U = 1/h_i + e/\lambda + 1/h_e$ (61)

♦ Coefficient local h_i , coté gaz chauds convectifs

Le coefficient h_i est difficilement évaluable car les gaz circulent alternativement de bas en haut (co-courant) et de haut en bas (contre-courant) suivant la position des volets. De plus, ils ne circulent pas "en bloc" le long de la paroi mais sont peu à peu répartis en traversant les vanelles et les tôles perforées.

♦ Conduction dans la paroi

La conductivité thermique de l'acier est supérieure à 15 W/mK et l'épaisseur de la paroi est de 5 mm, d'où une résistance à la conduction inférieure à : $e/\lambda = 3,3 \cdot 10^{-4} \text{ K/W}$.

♦ Coefficient local h_e , coté air froid

Par contre, on peut évaluer le coefficient h_e côté double enveloppe. On applique la relation de Petukhov (Annexe 2) à la circulation de l'air dans la double enveloppe :

$$\overline{Nu} = \frac{h_e D_{eq}}{\lambda_{de}} = \frac{(f/8)(Re_{eq} - 1000)Pr}{1,07 + 12,7\sqrt{f/8}(Pr^{2/3} - 1)} \left[1 + \left(\frac{D_{eq}}{L} \right)^{2/3} \right] \quad (62)$$

Il s'agit d'un conduit rectangulaire, de largeur 6 m, d'épaisseur 15 cm et de longueur 3,619 m. Son diamètre équivalent est de 30 cm. L'air circule à la vitesse $v = (10000/3600)/(0,15 \times 6) = 3,09$ m/s. L'air est à une température moyenne de 30°C dans la double enveloppe et ses propriétés sont calculées grâce aux données de l'Annexe 1 :

$$\text{On en tire} \quad Re_{eq} = 0,3 \times 3,09 \times 1,16 / 1,859 \cdot 10^{-5} = 5,8 \cdot 10^4 \quad (63)$$

$$\text{d'où} \quad f = 2,02 \cdot 10^{-2} \quad (64)$$

$$Pr_{air} = 0,7 \text{ donne alors} \quad \overline{Nu} = 128,1 \quad (65)$$

On obtient finalement le coefficient de transfert h_e ,

$$h_e = 128,1 \times 0,0264 / 0,3 = 11,3 \text{ W/m}^2\text{K} \quad (66)$$

♦ Prépondérance de la résistance coté air froid

h_e et le coefficient global de transfert U ont le même ordre de grandeur. La majeure partie de la résistance au transfert est donc au niveau de l'écoulement d'air dans la double enveloppe. Qualitativement, les gaz convectifs circulent plus vite du côté des gaz chauds que du côté de l'air froid : les brasseurs vont faire circuler environ $4 \times 13\,000 \text{ m}^3/\text{h}$ dans un conduit 20 cm de largeur (espace entre les vanelles et la paroi interne), d'où des vitesses de 10-15 m/s, plus élevées que les 3,1 m/s de l'air froid dans la double enveloppe.

e) Validation du modèle sur la double enveloppe

On va vérifier la cohérence du modèle de transfert relatif à la double enveloppe, c'est-à-dire l'équation (22), en comparant la température de sortie expérimentale de la double enveloppe avec celle qui est calculé grâce aux l'équation (20) et (42), à savoir

$$T_{de}^{moy} = \frac{T_e + T_{de}^s}{2} = \frac{NUT_{de} T_f + 2T_e}{NUT_{de} + 2} \quad (42)$$

$$\text{d'où} \quad T_{de}^s = \frac{2NUT_{de} T_f + (2 - NUT_{de}) T_e}{2 + NUT_{de}} \quad (67)$$

On vérifie alors que le bon accord entre la température expérimentale et la température calculée (voir Figure 4-19).

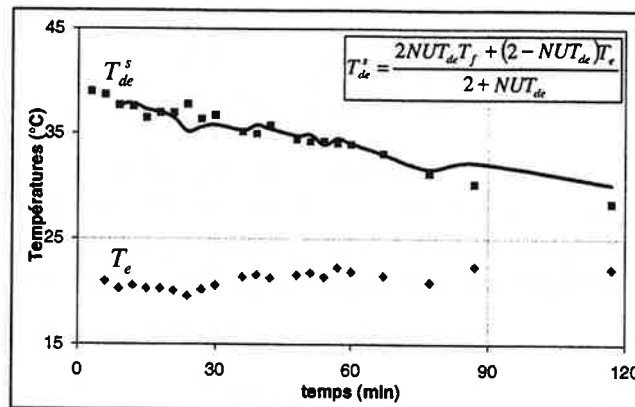


Figure 4-19. Modélisation de la température de sortie de la double enveloppe sur le four R₆

I.7.2 - Condenseur à air

Le recyclage des gaz est ici déclenché lorsque la température du four est inférieure à 200°C. On a mesuré la température des gaz à la sortie du condenseur. On calcule l'efficacité, le nombre d'unités de transfert et la capacité d'échange du condenseur grâce à une abaque $\eta=f(NUT,R)$ adaptée à la géométrie de l'échangeur. L'autre méthode faisant appel aux coefficients de transfert locaux est détaillée en annexe.

a) Débits du condenseur

Le condenseur est constitué par une batterie de tubes à ailettes refroidie par de l'air injecté par 2 ventilateurs hélicoïdes. Le fluide chaud (gaz de réтификаtion) circule dans les tubes tandis que le fluide froid (air) circule dans la calandre (voir Figure 4-20)

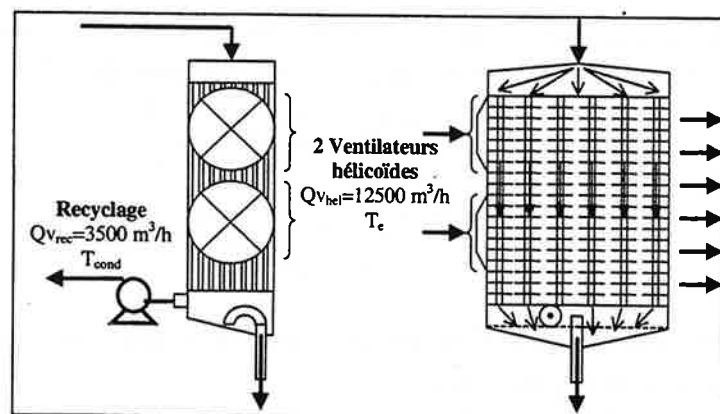


Figure 4-20. Vues de face et de profil du condenseur à air

♦ Air froid

Nous avons mesuré expérimentalement la vitesse de l'air aspiré par les ventilateurs hélicoïdes. On trouve une vitesse moyenne de 4,1 m/s.

Le diamètre de l'entrée d'air de 74 cm. Chaque ventilateur débite donc 6250 m³/h,

d'où

$$Qv_{hel} = 12500 \text{ m}^3 / \text{h} \quad (68)$$

♦ Débit de recyclage des gaz de réification

Les gaz non condensés sont réinjectés par un ventilateur centrifuge qui est dimensionné par le constructeur pour fournir 5000 m³/h à 3000 tr/min. Les débits varient dans le rapport des vitesses de rotation [CRUZ, 1988] et le ventilateur fonctionne en pratique à 2100 tr/min, d'où

$$Qv_{rec} = 3500 \text{ m}^3 / \text{h} \quad (69)$$

Ce débit volumique ne dépend pas de la température d'entrée [BOST, 1989].

b) Température de sortie de l'air et efficacité de l'échangeur

On considère que les gaz de réification sont principalement composés d'azote. On pose $C_{rec} = W_{rec} C_{p_{N2}}$ et $C_{hel} = W_{hel} C_{p_a}$, les produits du débit massique des fluides par leur capacité thermique. La chaleur retirée au fluide chaud est transférée au fluide froid,

$$\text{c'est-à-dire :} \quad C_{rec} (T_f - T_{cond}) = C_{hel} (T_{hel}^s - T_e) \quad (70)$$

$$\text{d'où} \quad T_{hel}^s = T_e + (C_{rec} / C_{hel}) \times (T_f - T_{cond}) \quad (71)$$

On trace l'évolution des produits WC_p des fluides et de leur rapport $R = C_{brassé} / C_{non brassé} = C_{hel} / C_{rec}$ (voir Figure 4-21). On trace ensuite l'évolution de la température de l'air à la sortie du condenseur (voir Figure 4-22).

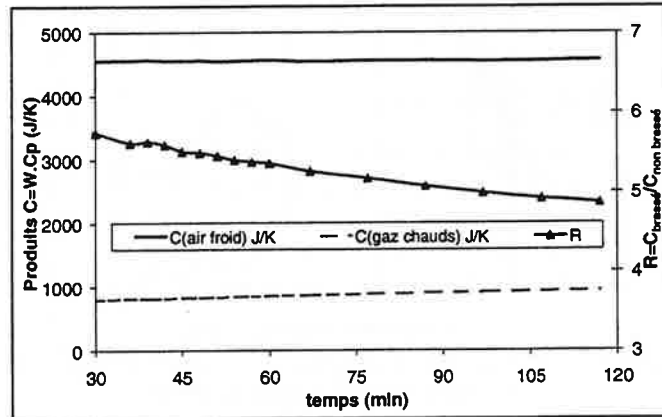


Figure 4-21. Produits (W.Cp) de l'air froid et des gaz chauds et leur rapport

c) Efficacité du condenseur

Le produit (WC_p) du courant froid est supérieur à celui des gaz chauds, c'est donc ce dernier qui va limiter le transfert : les gaz de réification ne pourront pas être refroidis en dessous de la température extérieure T_e . C'est pourquoi on définit l'efficacité par rapport au fluide chaud : elle sera de 100% si les gaz de réification sont refroidis jusqu'à T_e .

L'efficacité moyenne du condenseur est alors de 40% (voir Figure 4-22).

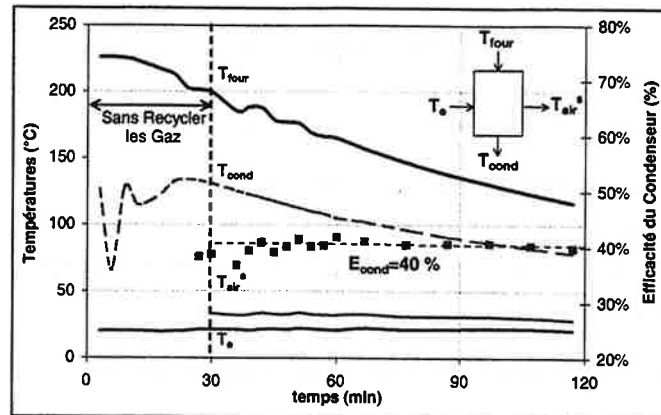


Figure 4-22. Efficacité et températures du condenseur à air

d) Nombre d'Unités de Transfert, NUT_{cond}

Une abaque fournit l'efficacité η_{cond} en fonction du Nombre d'Unités de Transfert NUT_{cond} et du rapport $R = C_{brassé} / C_{non\ brassé}$ (voir Figure 4-23). Elle correspond à (INCROPERA, 1990) :

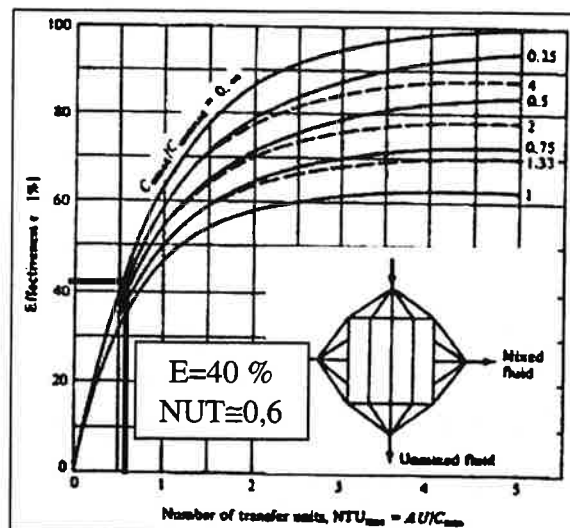
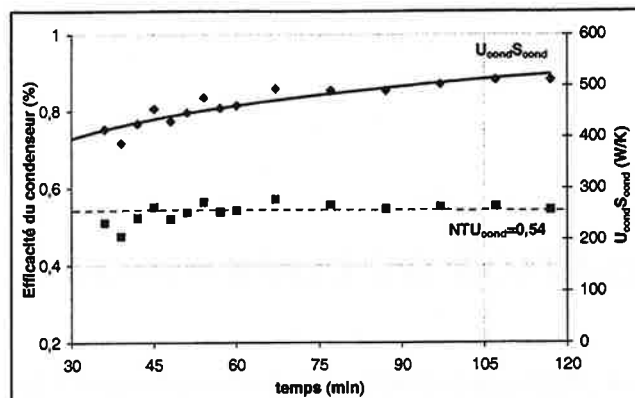
$$NUT_{cond} = -\ln[1 + R \ln(1 - \eta_{cond} / R)] \quad (72)$$


Figure 4-23. Efficacité d'un échangeur à courants croisés, avec un fluide brassé [Angelino, 1992]

On trouve (Figure 4-24) : $NUT_{cond} = 0,54$ (73)

On a vu que le débit volumique circulant dans le condenseur restait constant quelque soit la température T_{cond} . Le débit massique correspondant est donc variable et la capacité d'échange $U_{cond}S_{cond}$ varie alors entre 400 W/K à 200°C et 520 W/K à 80°C.

L'échangeur est constitué de 72 tubes d'aire interne 0,379 m² (voir Annexe 3), d'où un coefficient global d'échange compris entre 15 et 19 W/m²K. Ceci est cohérent avec les valeurs communément rencontrées (entre 10 et 60 W/m²K).

Figure 4-24. Calcul de NUT_{cond} et $U_{cond}S_{cond}$

e) Temps caractéristique du condenseur τ_{cond}

Le débit massique varie avec la température, d'où une variation de τ_{cond} (voir équation (38)) :

$$181 < \tau_{cond} < 226 \text{ min} \quad (74)$$

Ce temps τ_{cond} est plus élevé que celui de la double enveloppe τ_e et l'influence de sa contribution sur le temps total τ_f va être finalement faible. En reprenant l'équation (44), on obtient :

$$71 < \tau_f < 77 \text{ min} \quad (75)$$

On adopte un temps moyen τ_{cond} de 204 minutes et d'un temps total de 74 minutes.

I.8 - Synthèse. Comparaison des Fours

Le tableau comparatif ci-dessous résume les caractéristiques des fours. La moindre efficacité des doubles enveloppes industrielles est compensée par un recyclage des gaz plus important. Tant et si bien que le four industriel se refroidit moins vite à vide que le pilote. Qu'en est-il en présence de bois ?

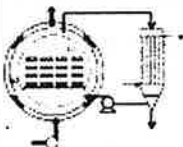
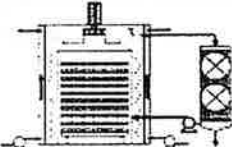
Four	Pilote	Fours Industriels
		
US_{de} (W/K)	34,5	304
M_f (kg)	186	7884
Qv_{de} (m ³ /h)	370	10000
τ_{de} (min)	47	112
NUT_{de}	0,277	0,089
τ_{rec} (min)	670	204
τ_f (min)	50	74

Tableau 4-4. Comparaison du Pilote et des Fours Industriels

II - MODELISATION DU FOUR PILOTE

Cette partie présente une modélisation du comportement du bois et son interaction avec le four, en particulier pendant le refroidissement. Le modèle est construit et testé dans le pilote cylindrique avant d'être généralisé au prototype et aux fours industriels. On cherche à simuler la température moyenne au cœur des planches et la température du four, et à rendre compte des pertes de masse dues au séchage et à la pyrolyse ménagée, soit par identification, soit par simulation.

Une vision macroscopique distingue 3 types de comportement du bois : absence de réactions, séchage et pyrolyse. L'absence de réaction pendant la 1^o phase nous permet d'identifier un coefficient global de transfert thermique qui se conserve tout au long du traitement. On le valide en particulier lors de la fin du refroidissement se caractérisant elle aussi par l'absence de réactions : l'exploitation de ce coefficient global permet de résoudre analytiquement le comportement couplé du bois et du four, y compris lorsque l'on injecte de l'eau pour accélérer le refroidissement. Finalement, on pourra identifier les fonctions de séchage (cinétique macroscopique) et de pyrolyse (loi d'Arrhenius sur la perte de masse).

II.1 - Chauffe du bois en l'absence de réactions

Lors de la première phase, le bois n'est soumis qu'à une chauffe sans perte de masse car la température et la durée de cette phase sont trop faibles pour entraîner le séchage de bois déjà très secs ($H < 10\%$) ou la pyrolyse. Cette chauffe se fait par convection à la surface des planches et par conduction dans le matériau.

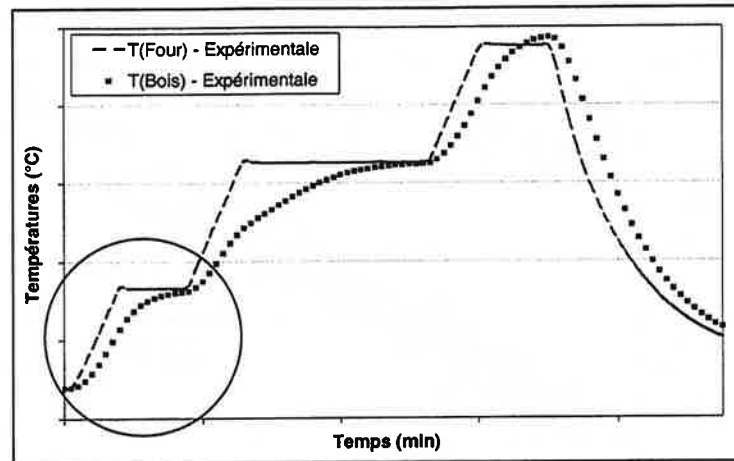


Figure 4-25. Première étape de la réification

II.1.1 - Existence d'un coefficient global de transfert entre le cœur des planches et le four

Lorsque les matériaux sont très conducteurs, leur température est considérée uniforme. L'énergie transférée par convection est immédiatement transmise au matériau conducteur. Pour un objet offrant une surface totale d'échange A , on écrit

$$m_{\text{matériau conducteur}} \frac{d}{dt} \left(C_{p, \text{matériau conducteur}} \left(T_{\text{matériau conducteur}} - T_{\text{ref}} \right) \right) = h_{\text{conv}} A \left(T_f - T_{\text{matériau conducteur}} \right) \quad (76)$$

Il est bien évident que le bois n'est pas un bon conducteur thermique et que l'on ne peut pas supposer une température uniforme dans la planche. Cependant, la simplicité de l'expression analytique précédente nous a conduit à examiner si une expression mathématique de la forme suivante ne suffisait pas à décrire le comportement du bois :

$$\frac{d}{dt} (C_p (T_b - T_{\text{ref}})) = \frac{h_1 A}{m_b} (T_f - T_b) \quad (77)$$

- Où T_b est la température moyenne prise au cœur de la planche dont on dispose d'un certain nombre de relevés et qui constitue la base de notre savoir-faire
- Et h_1 est un pseudo-coefficient de transfert que nous allons chercher à caractériser
- A est l'aire latérale des planches, à savoir le double du produit *longueur* × *largeur*.

Si la variation de la capacité calorifique est négligeable face à celle de la température, l'expression précédente se simplifie encore :

$$C_p \frac{dT_b}{dt} = \frac{h_2 A}{m_b} (T_f - T_b) \quad (78)$$

Pour illustrer cette démarche, nous avons reporté des courbes expérimentales pour deux essais effectués avec du sapin à une humidité de 9 % et du pin sylvestre à 11%

correspondant à des taux de chargement différents de 3 et 4 lits de planches.

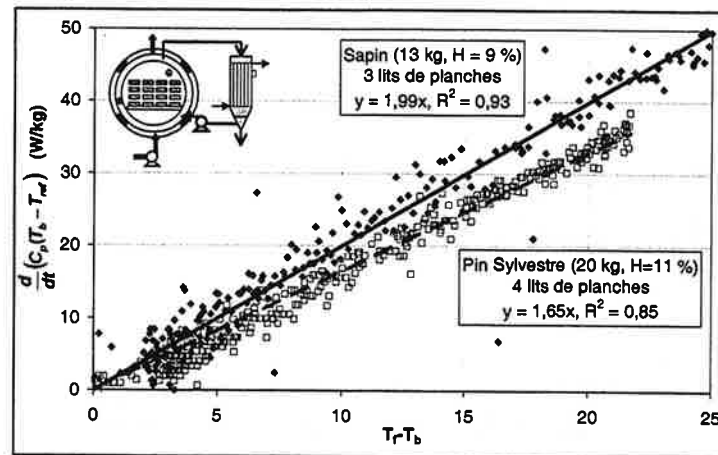


Figure 4-26. Identification du coefficient h_1

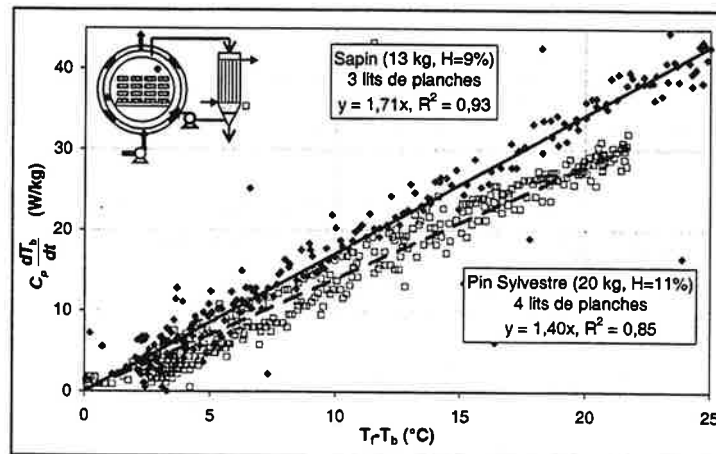


Figure 4-27. Identification du coefficient h_2

Les Figure 4-26 et Figure 4-27 montrent à l'évidence que l'on peut chercher des relations du type $d(Cp_b(T_b - T_{ref}))/dt = f(T_f - T_b)$ et même du type $Cp_b dT_b/dt = f(T_f - T_b)$ dont l'écriture analytique est analogue à celles qui existent pour un matériau très conducteur (voir équation (76)).

Nous avons donc repris la description analytique de la température dans un matériau peu conducteur tel que le bois afin de comprendre comment varient les coefficients h_1 et h_2 en fonction des caractéristiques des planches et de l'empilement. L'objectif est bien évidemment d'adopter la description la plus simple.

II.1.2 - Solution analytique du transfert de chaleur dans une planche sèche ($T_f \leq 80^\circ\text{C}$)

La résolution analytique de l'équation de conduction de la chaleur dans un solide est largement documentée [INCROPERA, 1990] lorsque ce dernier est brusquement plongé dans un milieu à la température extérieure T_f constante (bain, gaz convectifs...).

a) Solution Générale

La largeur des planches étant plus importante que leur épaisseur (rapport supérieur à 4), on néglige les transferts par les bouts et on étudie uniquement un transfert de chaleur unidirectionnel dans le sens de l'épaisseur (voir Figure 4-28).

Du fait de la symétrie du transfert (on considère une seule vitesse de circulation des gaz ou une seule température de surface), on étudie seulement la demi-épaisseur comprise entre 0 et $b=e/2$.

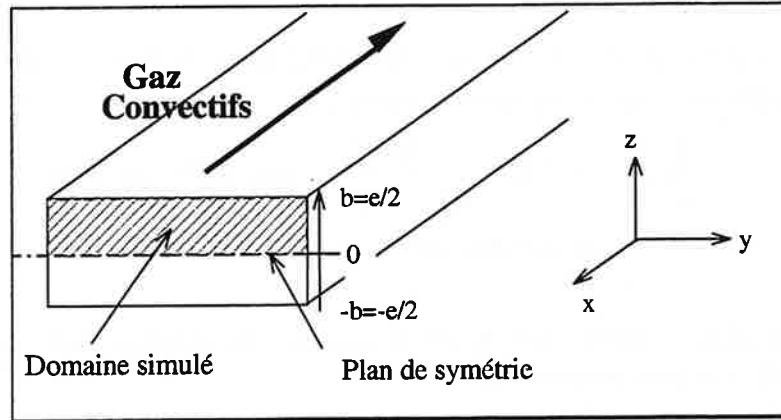


Figure 4-28. Transferts unidimensionnels dans une planche

La conduction dans une planche passant de la température initiale T_i à la température d'équilibre T_e s'écrit sous la forme :

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (79)$$

On introduit la diffusivité thermique: $\alpha = \lambda / \rho C_p$. Celle-ci est sensiblement constante dans notre domaine d'étude : pour une masse volumique de 500 kg/m^3 , une humidité de 10% et une température variant entre 20°C et 80°C , elle est comprise entre $1,6 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$ et $1,7 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$. Le problème est ensuite adimensionné en posant : $E = (T - T_f) / (T_i - T_f)$, $\chi = z/b$ et $\tau = \alpha t / b^2$,

$$\text{d'où :} \quad \frac{\partial E}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 E}{\partial \chi^2} \quad (80)$$

La solution générale de cette équation est [INCROPERA, 1990]

$$E(\chi, \tau) = \sum_{n=1}^{\infty} [A_n \sin(a_n \chi) + B_n \cos(a_n \chi)] \exp(-a_n^2 \tau) \quad (81)$$

b) Solution avec échanges convectifs

Les coefficients A_n et B_n dépendent des conditions initiales et aux limites. Dans notre cas, avec des échanges par convection à la surface des planches, on obtient une solution analytique faisant appel au nombre de Biot, $Bi = hb/\lambda$

$$\begin{cases} E(\chi, \tau) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{4 \sin f_n}{2 f_n + \sin 2 f_n} \cos(f_n \chi) \exp(-f_n^2 \tau) \\ f_n \text{ racine positive de } f_n \tan f_n = Bi \\ \text{avec } Bi = \frac{hb}{\lambda} \end{cases} \quad (82)$$

Le nombre de Biot, Bi , mesure la résistance relative à la conduction par rapport à celle à la convection. Un Biot très faible signifie que la résistance à la conduction est négligeable et que le solide est à une température uniforme.

Dès que le temps réduit τ est supérieur à 0,2 (c'est-à-dire $t > 0,2b^2/\alpha$), la solution (82) est assimilable au 1^{er} terme de la série (termes en exponentiel)

$$\begin{cases} E(\chi, \tau > 0.2) \cong \frac{4 \sin f_1}{2 f_1 + \sin 2 f_1} \cos(f_1 \chi) \exp(-f_1^2 \tau) \\ f_1 \text{ est la première racine positive de } f_1 \tan f_1 = Bi \end{cases} \quad (83)$$

c) Relation entre les températures moyenne, au cœur et à la surface des planches

On suit expérimentalement la réification en mesurant la température T_b au cœur des planches et celle du four, T_f . Les températures à l'abscisse z , moyenne et à la surface des planches se calculent alors facilement en appliquant la solution précédente :

A l'abscisse z ,

$$\frac{T_z - T_f}{T_{\text{cœur}} - T_f} = \frac{E(\chi = z/b)}{E(\chi = 0)} = \cos\left(f_1 \frac{z}{b}\right) \quad (84)$$

A la surface ($z=b$)

$$\frac{T_{\text{surf}} - T_f}{T_{\text{cœur}} - T_f} = \frac{E(\chi = 1)}{E(\chi = 0)} = \cos f_1 \quad (85)$$

et donc

$$T_{\text{surf}} = \cos f_1 T_{\text{cœur}} + (1 - \cos f_1) T_f \quad (86)$$

La température moyenne se calcule à son tour

$$\frac{T_{\text{moy}} - T_f}{T_{\text{cœur}} - T_f} = \frac{E_{\text{moy}}}{E(\chi = 0)} = \frac{1}{1-0} \int_{\chi=0}^{\chi=1} E(\chi) d\chi = \frac{\sin f_1}{f_1} \quad (87)$$

d'où

$$T_{\text{moy}} = (\sin f_1 / f_1) T_{\text{cœur}} + (1 - \sin f_1 / f_1) T_f \quad (88)$$

d) Relation entre h_{conv} , h et les caractéristiques géométriques des planches

On cherche maintenant à établir un lien entre l'approche rigoureuse précédente et

l'approche empirique des équations (77) et (78). On rappelle que la température du four est ici une constante. Le bilan thermique sur la planche s'écrit globalement :

$$\frac{d}{dt} \left(\int_{-1}^{+1} \left\{ \left(\rho_b \frac{A}{2} b d\chi \right) C_{p_z} (T_z - T_{ref}) \right\} \right) = h_{conv} A (T_f - T_{\chi=1}) \quad (89)$$

♦ Variation linéaire de la capacité thermique avec la température

Comme c'est souvent le cas avec les solides, la capacité thermique du bois à une humidité donnée varie linéairement avec la température T_z (voir Annexe 1) :

$$C_p(T_z, H) = \frac{103,1 + 3,867T_z + 4186,8H}{1 + H} + (-6191 + 23,6T_z - 1330H)H \quad (90)$$

Il est alors possible de prendre la température du four T_f comme référence et de poser l'existence d'un coefficient $k = d(C_p)/dT$ constant sur la gamme de température dans laquelle on travaille :

$$C_{p_z} = C_p(T_f) + k (T_z - T_f) \quad (91)$$

♦ Réécriture de l'équation et expression du terme de droite

On choisit une variable intermédiaire Y pour alléger les notation. La symétrie du transfert nous permet d'écrire

$$Y = \frac{d}{dt} \left\{ \int_0^1 \rho_b A b [C_p(T_f) + k \cdot (T_z - T_f)] (T_z - T_f) d\chi \right\} = h_{conv} A (T_f - T_{\chi=1}) \quad (92)$$

Le terme de droite se calcule grâce à l'équation (85),

$$Y = h_{conv} A (T_f - T_{\chi=1}) = h_{conv} A (T_f - T_b) \cos f_1 \quad (93)$$

♦ Calcul du terme de gauche

La masse m_b de bois est égale à $\rho_b A b$, d'où

$$Y = m_b \frac{d}{dt} \left\{ \int_0^1 [C_p(T_f) + k (T_z - T_f)] (T_z - T_f) d\chi \right\} \quad (94)$$

$T_z - T_f$ s'exprime en fonction de f_1 et de $T_b - T_f$ grâce à l'équation (84)

$$Y = m_b \frac{d}{dt} \left\{ (T_b - T_f) \int_0^1 [C_p(T_f) \cos f_1 \chi + k (T_b - T_f) \cos^2 f_1 \chi] d\chi \right\} \quad (95)$$

Compte tenu que $\cos^2 x = (\cos 2x + 1)/2$,

$$Y = m_b \frac{d}{dt} \left\{ (T_b - T_f) \int_0^1 \left[C_p(T_f) \cos f_1 \chi + k \left(\frac{\cos(2f_1 \chi) + 1}{2} \right) (T_b - T_f) \right] d\chi \right\} \quad (96)$$

d'où

$$Y = m_b \frac{d}{dt} \left\{ \left[Cp_f \frac{\sin f_1}{f_1} + k (T_b - T_f) \left(\frac{\sin 2f_1}{4f_1} + \frac{1}{2} \right) \right] (T_b - T_f) \right\} \quad (97)$$

Sachant que $\sin 2f_1 = 2 \cos f_1 \sin f_1$,

$$Y = m_b \frac{d}{dt} \left\{ \frac{\sin f_1}{f_1} \left[Cp_f + k (T_b - T_f) \frac{1}{2} \left(\cos f_1 + \frac{f_1}{\sin f_1} \right) \right] (T_b - T_f) \right\} \quad (98)$$

On remarque que cette forme est proche de $Y = m_b (\sin f_1 / f_1) \frac{d}{dt} [Cp_b (T_b - T_f)]$ si $(\cos f_1 + f_1 / \sin f_1) / 2$ est proche de 1 et si $\sin(f_1) / f_1$ ne varie pas trop avec la température.

♦ Variation de l'expression $\sin f_1 / f_1$ avec la température

Nous verrons dans la suite de ce mémoire que le Biot est de l'ordre de grandeur de l'unité (voir le Tableau 4-6 p. 164 et le Tableau 4-10 p. 201).

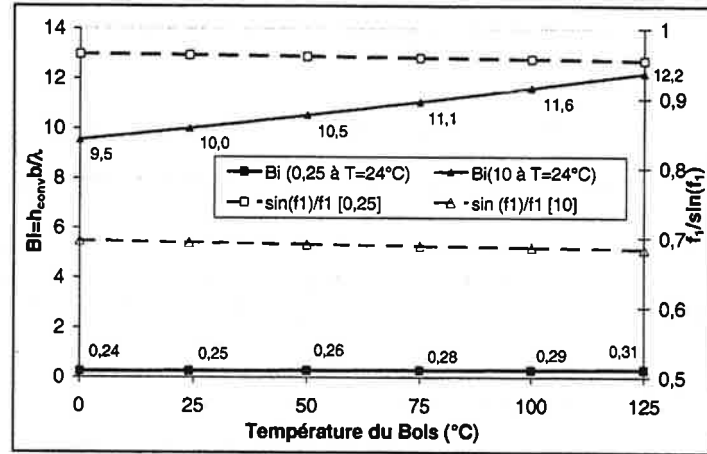


Figure 4-29. Variation du nombre de Biot et de l'expression $f_1/\sin(f_1)$ en fonction de la température

C'est pourquoi nous traçons la variation du nombre de Biot et de $\sin f_1 / f_1$ avec la température pour deux cas extrêmes correspondant à $Bi=0,25$ et $Bi=20$ à 24°C encadrant nos valeurs expérimentales du Biot. La Figure 4-29 montre que $\sin f_1 / f_1$ varie finalement très peu avec la température sur une large gamme de Biot.

♦ Variation de l'expression $(\cos f_1 + f_1 / \sin f_1) / 2$

On trace les courbes $f_1=f_1(Bi)$ et $(\cos f_1 + f_1 / \sin f_1) / 2 = f(Bi)$ pour un nombre de Biot compris entre 0 et 20 (voir Figure 4-30).

L'expression $(\cos f_1 + f_1 / \sin f_1) / 2$ varie entre 0,8 et 1. On peut donc assimiler $Cp_f + k (T_b - T_f) (\cos f_1 + f_1 / \sin f_1) / 2$ à la capacité calorifique du bois Cp_b .

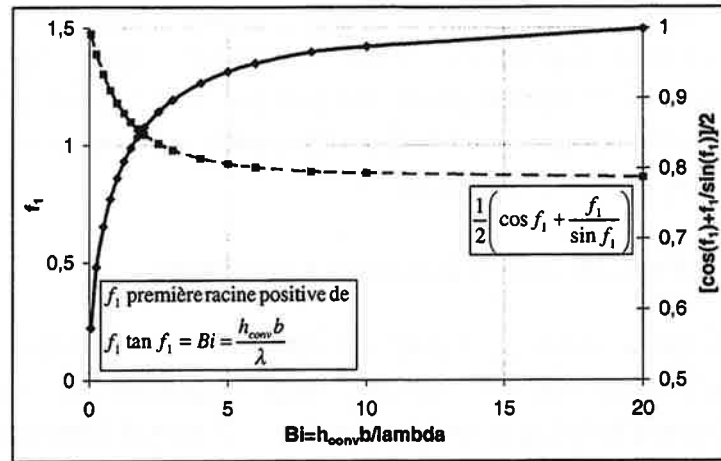


Figure 4-30. Variation de f_1 et de $[\cos(f_1)+\sin(f_1)/f_1]/2$ en fonction du nombre de Biot

◆ Réécriture du bilan thermique

On récrit le bilan (92) sous la forme :

$$m_b \frac{\sin f_1}{f_1} \frac{d}{dt} [Cp_b (T_b - T_f)] = h_{conv} A (T_f - T_b) \cos f_1 \quad (99)$$

On retrouve alors une forme similaire à l'équation (77) voulu :

$$m_b \frac{d}{dt} [Cp_b (T_b - T_f)] = \frac{h_{conv} A f_1}{\tan f_1} (T_f - T_b) \quad (100)$$

$$\text{c'est-à-dire} \quad h_1 = h_{conv} \frac{f_1}{\tan f_1} \quad (101)$$

Lorsque le nombre de Biot est très faible, c'est-à-dire la résistance à la convection prédomine sur celle à la conduction, $\tan f_1 / f_1$ tend vers 1 on retrouve bien que $h_1 = h_{conv}$.

◆ Conclusions

On dispose à présent d'une relation et d'un coefficient h_1 entre la température du centre de la planche et celle du four,

$$\begin{cases} m_b \frac{d}{dt} (Cp(T_b - T_{ref})) = h_1 A (T_f - T_b) = h_{conv} \frac{f_1}{\tan f_1} A (T_f - T_b) \\ f_1 \text{ est la première solution positive de : } f_1 \tan f_1 = Bi = h_{conv} b / \lambda \end{cases} \quad (102)$$

Une relation barycentrique relie la température à l'abscisse z avec les températures du four et du centre de la planche,

$$T_z = \cos(f_1 z/b) T_b + (1 - \cos(f_1 z/b)) T_f \quad (103)$$

II.1.3 - Application au premier palier

La solution analytique que nous avons mis en place a été faite dans un

environnement à température constante. Nous voulons maintenant vérifier que cette relation s'applique à notre système, c'est-à-dire lorsque l'on chauffe progressivement le bois avant de le stabiliser sur le premier palier. On peut par contre se demander si on conserve les relations barycentriques entre températures (84), (86) et (88) et si le calcul de h_1 grâce à la relation (102) reste valable et adaptable à h_2 .

a) Conservation des relations barycentriques

Pour une rampe suivie d'un palier, il reste possible de résoudre numériquement, par une méthode explicite aux différences finies, l'équation de conduction dans une planche. L'algorithme a été programmé avec Matlab 5 et est présenté en annexe ?.

Quatre cas sont considérés, correspondant aux transferts dans des planches plus (50 mm) ou moins (25 mm) épaisses, avec un coefficient convectif plus (50 W/m²K) ou moins (10 W/m²K) élevé. Les coefficients de transfert choisis correspondent aux ordres de grandeur les plus courants pour des échanges gaz-gaz ou gaz/solide. On prend ici, à titre d'exemple, le cas d'un résineux de masse volumique 450 kg/m³ avec une humidité de 10 %. Les propriétés physiques et le coefficient f_1 sont calculés à 24°C, c'est-à-dire la température pour laquelle la conductivité thermique du bois est tabulée.

Par la méthode des différences finies, on trace simultanément les profils des températures au cœur de la planche ($T_{cœur}$), à la surface (T_{surf}) et en moyenne (T_{moy}) en fonction de la température du four. Ces courbes sont regroupées dans le Tableau 4-5 et on se rend compte que les températures surfacique et moyenne demeurent calculables à partir des températures du four et du cœur des planches grâce au jeu d'équations de (84) à (88).

Remarque :

Les brevets de la société PLATO [RUYTER, 1994] ou du VTT [VIITANIEMI, 1995] insistent sur le fait d'avoir une différence de températures entre le cœur et la surface inférieure à 20°C (brevet PLATO) ou de 30°C (brevet du VTT) sous peine de voir apparaître des déformations ou des fentes sous l'effet du champ de contraintes. Grâce à l'étude précédente, nous verrons par la suite que nous disposons, après quelques adaptations, d'un outil nous permettant de visualiser en temps réel les gradients de températures dans le bois et de faire des optimisations sous contraintes de la réification (par exemple augmenter la vitesse de circulation tout en ayant un critère $T_{surf} - T_b < 20^\circ\text{C}$).

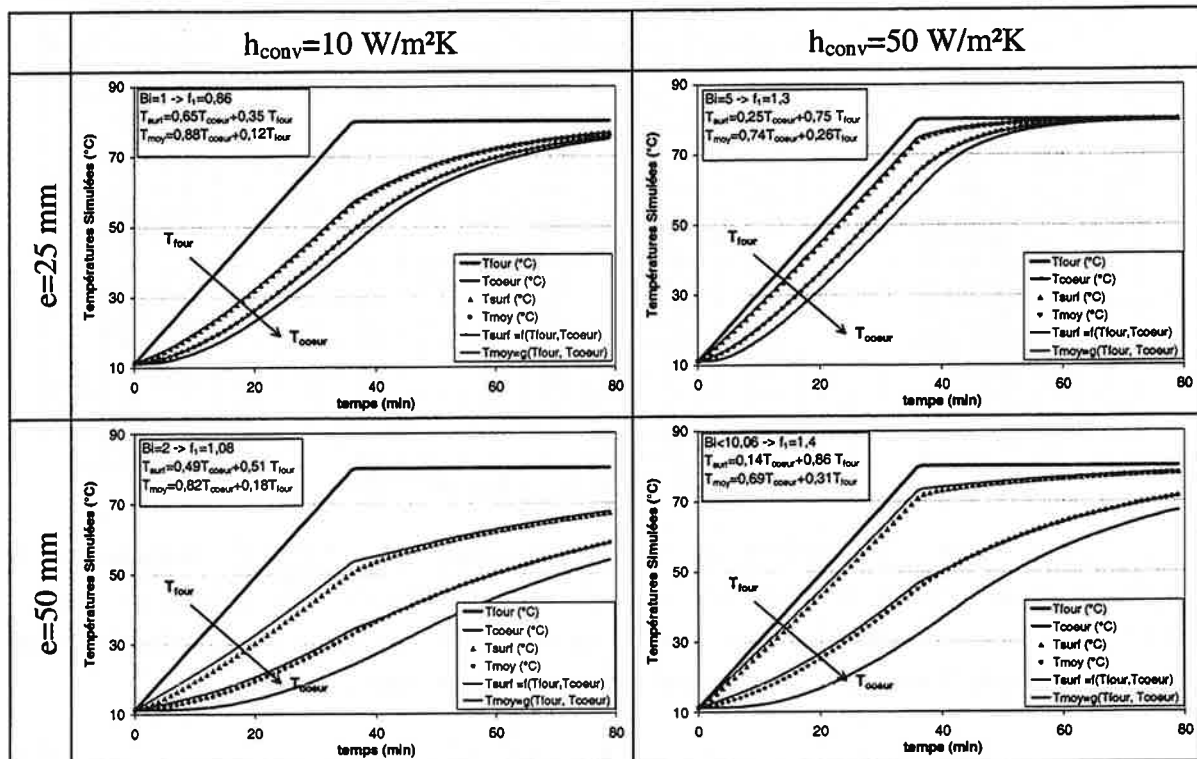


Tableau 4-5. Vérification des relations barycentriques entre les températures du bois et du four

b) Identification et comparaison des coefficients de transfert

On cherche à vérifier la relation implicite (101) existant entre h_1 , h_2 et h_{conv} :

- le coefficient de convection h_{conv} est identifiée par optimisation paramétrique sur l'équation de conduction (Matlab),
- les coefficients h_1 et h_2 sont identifiés par régression linéaire, respectivement entre $d(Cp_b(T_b - T_{ref}))/dt = f(T_f - T_b)$, puis entre $Cp_b dT_b/dt = f(T_f - T_b)$. On prend pour température de référence la température de 273,15 K,
- La relation (101) permet de calculer le coefficient de convection h_1 à partir du coefficient de transfert h_{conv} et des propriétés physiques prises à 24°C.

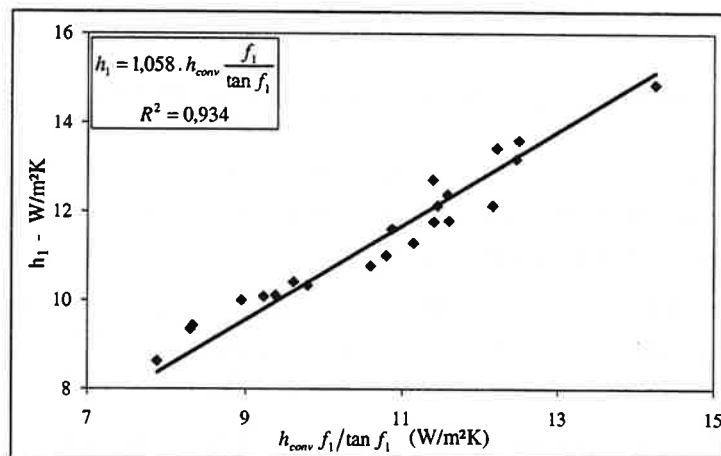
Pour cela, nous exploitons notre bibliothèque d'essais sur le pilote (mise au point de traitements, injection d'eau, ...). Les résultats sont récapitulés dans le Tableau 4-5.

		Données							Identifi- cation	Calcul de h_1 (24°C) avec $h_1 = h_{conv} f_1 / \tan(f_1)$				Identification de h_1 et h_2 par Régression			
Four	Réf.	Essence	Nb de Planches	Nb de Lits	m_b (kg)	e (mm)	A (m ²)	H (%)	h_{sur} W/m ² .K	λ (24°C) W/m.K	BI $h_{conv}.b.A$	f_1 (24°C)	h_1 (24°) W/m ² .K	$h_1 A / M_b$	$h_2 A / M_b$	h_1 W/m ² .K	h_2 W/m ² .K
Four Pilote ENSMSE	S5	Sapin	12	3	13,0	27	2,134	8,3%	21,2	0,12	2,35	1,12	11,4	1,93	1,68	11,8	10,1
	S6	Sapin	12	3	13,0	27	2,137	8,8%	21,2	0,12	2,34	1,12	11,5	1,99	1,71	12,1	10,4
	S7	Sapin	12	3	13,7	29	2,135	10,2%	19,5	0,12	2,30	1,12	10,6	1,68	1,43	10,8	9,2
	S8	Sapin	12	3	13,2	29	2,139	10,9%	20,7	0,12	2,51	1,14	10,8	1,79	1,53	11,0	9,4
	ES1	Epicéa	12	3	11,9	27	2,070	8,6%	25,5	0,12	2,97	1,19	12,2	2,12	1,84	12,1	10,5
	ES2	Epicéa	12	3	12,4	27	2,075	8,3%	22,3	0,12	2,52	1,14	11,6	1,97	1,70	11,8	10,2
	ES3	Epicéa	12	3	12,2	27	2,069	8,0%	21,0	0,12	2,42	1,13	11,1	1,92	1,67	11,3	9,8
	ES4	Epicéa	12	3	12,6	27	2,08	9,6%	19,1	0,12	2,09	1,09	10,9	1,91	1,65	11,6	10,0
	ES5	Epicéa	12	3	12,2	27	1,964	9,3%	24,5	0,13	2,63	1,16	12,5	2,12	1,81	13,2	11,3
	P1	Pin Sylvestre	12	3	14,1	27	2,114	7,9%	23,8	0,13	2,47	1,14	12,5	2,05	1,77	13,6	11,8
	P5	Pin Sylvestre	12	3	14,3	27	2,111	9,1%	24,3	0,13	2,43	1,13	12,9	1,98	1,70	13,4	11,5
	PS3	Pin Sylvestre	3	1	4,8	25	0,802	8,2%	29,3	0,13	2,87	1,18	14,2	2,48	2,13	14,9	12,8
	PS6	Pin Sylvestre	6	2	9,3	25	1,610	8,2%	20,0	0,12	2,02	1,08	11,6	2,14	1,83	12,4	10,6
	PS9	Pin Sylvestre	9	3	15,6	26	2,430	10,2%	18,8	0,14	1,81	1,05	11,4	1,98	1,67	12,7	10,7
	PS12	Pin Sylvestre	12	4	21,7	26	3,237	12,1%	12,5	0,14	1,13	0,90	9,0	1,49	1,28	10,0	8,6
	P1A	Pin Sylvestre	12	4	23,9	27	3,432	12,6%	14,2	0,14	1,35	0,95	9,8	1,50	1,23	10,4	8,6
	P1B	Pin Sylvestre	12	4	23,8	27	3,432	12,6%	13,4	0,14	1,28	0,94	9,2	1,45	1,30	10,1	9,0
	P2A	Pin Sylvestre	12	4	21,5	28	3,443	11,2%	16,0	0,13	1,76	1,04	9,8	1,66	1,40	10,3	8,7
	P2B	Pin Sylvestre	12	4	20,0	28	3,251	10,7%	15,1	0,12	1,70	1,03	9,4	1,65	1,40	10,1	8,6
	P3A	Pin Sylvestre	12	4	22,1	28	3,296	12,6%	11,7	0,14	1,16	0,91	8,3	1,39	1,18	9,3	7,9
	P3B	Pin Sylvestre	12	4	22,0	28	3,296	12,6%	11,8	0,14	1,18	0,91	8,3	1,41	1,20	9,4	8,0
	P4A	Pin Sylvestre	12	4	21,8	28	3,236	11,8%	10,9	0,14	1,09	0,89	7,9	1,28	1,12	8,6	7,5

Tableau 4-6. Calculs de h_1 , h_2 , h_{conv} sur le pilote

La Figure 4-31 montre en abscisse la valeur $h_{conv} f_1 / \tan f_1$ obtenue par la méthode numérique et en ordonnée le coefficient h_1 identifié sur la base du modèle analytique. La pente entre les deux valeurs est de 1,058, ce qui est très proche de l'unité. Ceci montre que la relation (101) est parfaitement valable, c'est-à-dire :

$$h_1 = h_{conv} \frac{f_1}{\tan f_1} \quad (101)$$

Figure 4-31. Comparaison entre le coefficient déduit de l'équation de conduction et h_1

Pour chaque essai, un couple de coefficients h_1 et h_2 a été déterminé par régression linéaire. La Figure 4-32 alors montre que h_2 est systématiquement plus faible que h_1 et que ces deux coefficients sont reliés linéairement :

$$h_2 = 0,86h_1 \quad (104)$$

On écrit finalement que la conduction dans une planche obéit à la loi (78)

$$C_p \frac{dT_b}{dt} = \frac{h_2 A}{m_b} (T_f - T_b) \quad (78)$$

avec
$$h_2 = 0,86 h_{conv} \frac{f_1}{\tan f_1} \quad (105)$$

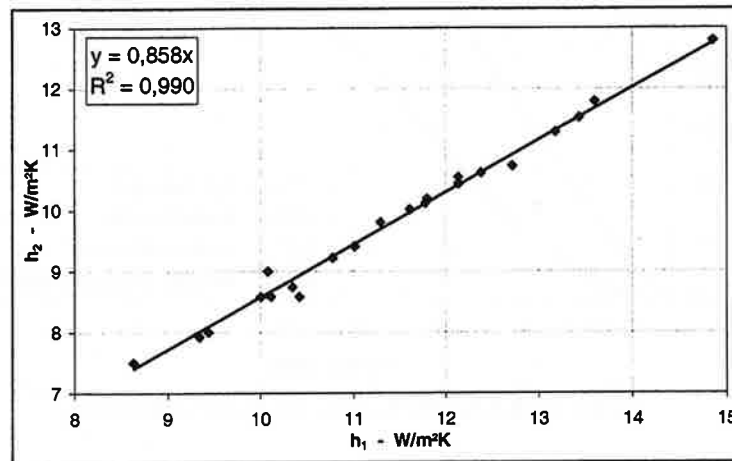


Figure 4-32. Relation linéaire entre h_1 et h_2

Nous avons ainsi montré que l'on peut retenir une formulation analytique simple $d(Cp_b(T_b - T_{ref}))/dt = h_1 A(T_f - T_b)/m_b$ ou bien $Cp_b dT_b/dt = h_2 A(T_f - T_b)/m_b$ permettant de déduire l'évolution de la température au cœur des planches dont on a par ailleurs une mesure expérimentale. Inversement, l'analyse de l'évolution de la température de cœur permet de déterminer la valeur du coefficient de convection h_{conv} qui détermine la quantité d'énergie transférée à la planche. Enfin, la relation (103) nous permet de déterminer le profil de température à l'intérieur des planches à partir de la température du four et de celles du cœur des planches.

c) Validation des modèles

Pour valider les différents modèles, nous les comparons avec les courbes expérimentales pour des essais avec différentes essences et différents modes de chargement du bois. On choisit pour cela 2 essais avec 2 résineux, le sapin et le pin sylvestre, avec respectivement 3 lits (référence S₆) ou 4 lits (référence P_{2B}) de planches. Chaque courbe expérimentale est comparée avec une première simulation correspondant à l'approche « différences finies » où h_{conv} est le coefficient obtenu par optimisation paramétrique, puis avec la deuxième correspondant à l'approche analytique où h_2 est déduit de h_{conv} et des caractéristiques du bois grâce à relation (105).

Dans ce dernier cas, la température moyenne est facilement simulée en discrétisant l'équation (78). On exprime alors la température T_b à l'instant $t+dt$

$$T_b(t+dt) = T_b(t) + \frac{h_2 A}{m_b Cp(T(t))} (T_f(t) - T_b(t)) \cdot dt \quad (106)$$

On examine le premier essai correspondant à 3 lits de 4 planches (de dimensions 90 mm * 27 mm * 0,95 m) de sapin

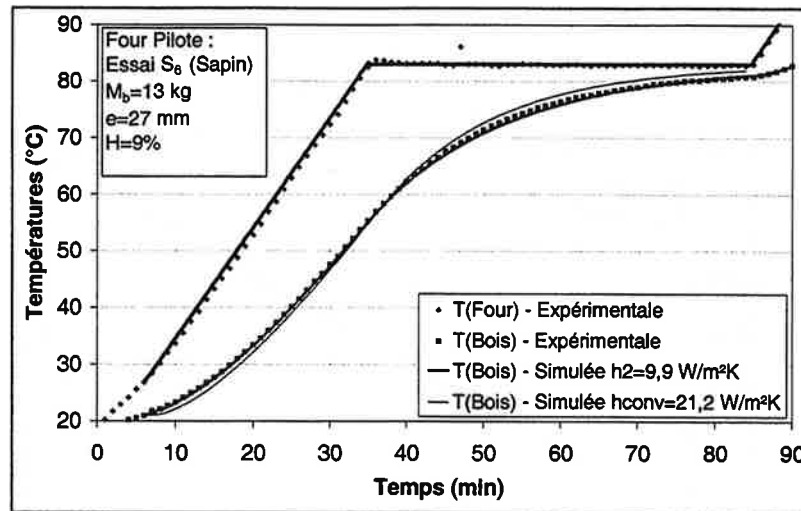


Figure 4-33. Chauffage de 3 lits de planches de sapin

On simule ensuite la chauffe de 4 lits de 3 planches (de dimensions 150 mm * 27 mm * 0,9 m) de pin sylvestre. On vérifie que les deux approches sont équivalentes et que les résultats sont dans les cas satisfaisants. L'approche "pas à pas" semble même donner des résultats plus précis que l'approche « différences finies ».

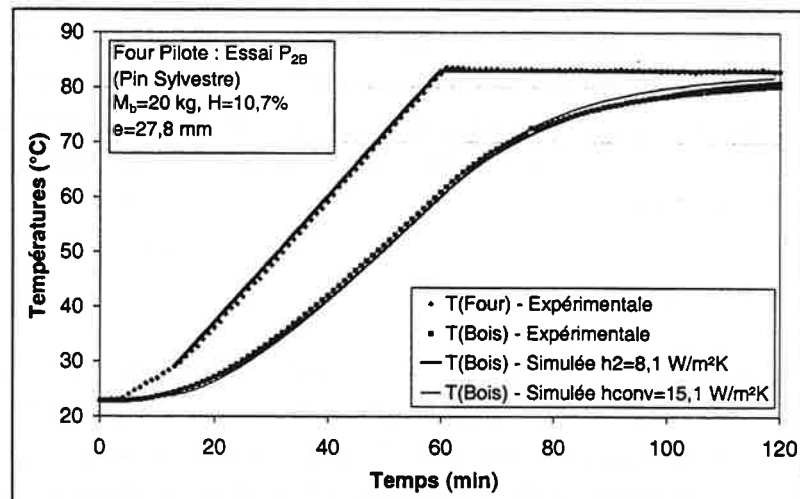


Figure 4-34. Chauffage de 4 lits de planches de pin sylvestre

d) Calcul du coefficient de transfert à la surface

L'approche précédente a montré que l'on pouvait déduire un coefficient global de transfert h_2 à partir d'un coefficient de transfert à la surface h_{conv} . Il nous faut à présent être capable de modéliser les transferts à la surface et de « prédire » ce coefficient de transfert, en prenant en compte non seulement la convection, mais aussi les phénomènes de rayonnement entre les planches et le four. En particulier, on va étudier la variation du profil des vitesses dans le four et celle du coefficient apparent de transfert en fonction du taux de chargement dans le four, et plus particulièrement du nombre de lits de planches.

♦ Géométrie et coefficient de convection

La disposition des planches rappelle celle d'un échangeur tubulaire, avec un écoulement des gaz convectifs parallèlement à un faisceau de tubes à maille carrée.

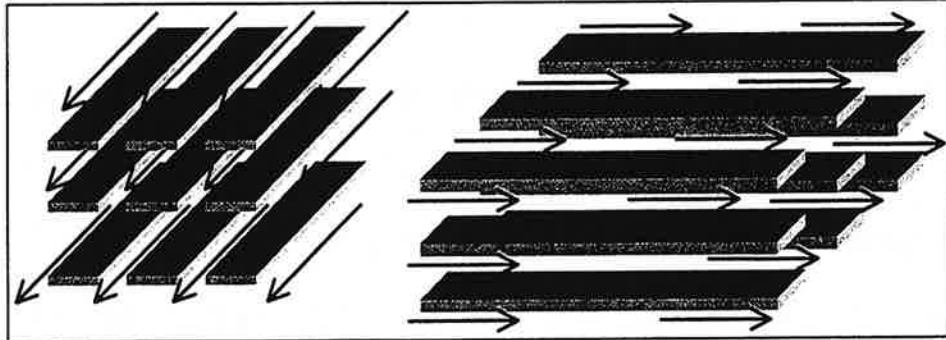


Figure 4-35. Vue de face et de profil de la circulation des gaz convectifs dans le pilote, de l'arrière vers l'avant

Chaque lit de planches repose sur un système de lattes métalliques perpendiculaires à l'écoulement. Ces lattes sont ajourées par un système de plots permettant de régler l'espace inter-lits. Elles vont laisser passer l'air et créer des turbulences accélérant le transfert. Cet écoulement n'est ni assimilable à celui entre 2 plans parallèles, ni à celui sur une plaque plane et il est pour le moins difficile de trouver une corrélation adimensionnelle correspondant à notre cas. C'est pourquoi on applique d'abord une corrélation dimensionnelle proposée par [BOST, 1989]

$$h_{conv} = 2,3 + 195 \sqrt{V/T_f} \quad (107)$$

- V est la vitesse de circulation le long des planches (m/s)
- T_f est la température du four (K)
- h_{conv} est le coefficient de transfert exprimé en W/m^2K

♦ Chaleur échangée par rayonnement

Une surface S à la température T (en Kelvin) émet une énergie E égale à

$$E = \sigma \epsilon S T^4 \quad (108)$$

avec : ϵ , émissivité de la surface (pour un corps noir $\epsilon=1$)

σ , constante de Stefan-Boltzman, $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} W/m^2K$

Deux surfaces S_1 et S_2 échangent une énergie qui dépend des matériaux en jeu, des températures et aussi de leurs positions respectives. Dans notre cas, la charge est dans le four. Elle est entièrement entourée par les parois du four et la surface d'échange correspond à l'enveloppe, la surface extérieure, de la charge [BOST, 1989]. On peut alors écrire que la charge, de surface extérieure A_{ray} , absorbe par rayonnement la quantité Q_{ray}

$$Q_{ray} = \sigma \epsilon_r A_{ray} (T_f^4 - T_{surf}^4) \quad (109)$$

ϵ_r est l'émissivité globale résultant de celles du four, ϵ_f , de la charge; ϵ_c , et de

leurs surfaces de rayonnement, à savoir respectivement A_f et A_{ray} . Son expression est

$$\frac{1}{\varepsilon_r} = \frac{1}{\varepsilon_c} + \left(\frac{1}{\varepsilon_f} - 1 \right) \frac{A_{ray}}{A_f} \quad (110)$$

♦ Réécriture du Bilan

Le bilan global, prenant en compte la convection et le rayonnement, se réécrit

$$m_b \frac{d}{dt} (Cp(T - T_{ref})) = h_{conv} A (T_f - T_{surf}) + \sigma \varepsilon_r A_{ray} (T_f^4 - T_{surf}^4) \quad (111)$$

On retrouve alors une forme proche du bilan (77)

$$m_b \frac{d}{dt} (Cp(T - T_{ref})) = \left(h_{conv} + \sigma \varepsilon_r \frac{A_{ray}}{A} (T_f^3 + T_f^2 T_{surf} + T_f T_{surf}^2 + T_{surf}^3) \right) A (T_f - T_{surf}) \quad (112)$$

Si on se réfère aux courbes précédemment simulées, on se rend compte que la température à la surface du bois est suffisamment proche de celle du four pour pouvoir assimiler le polynôme en T_f et T_{surf} à $4T_f^3$ (voir Figure 4-36). L'erreur est inférieure à 7%.

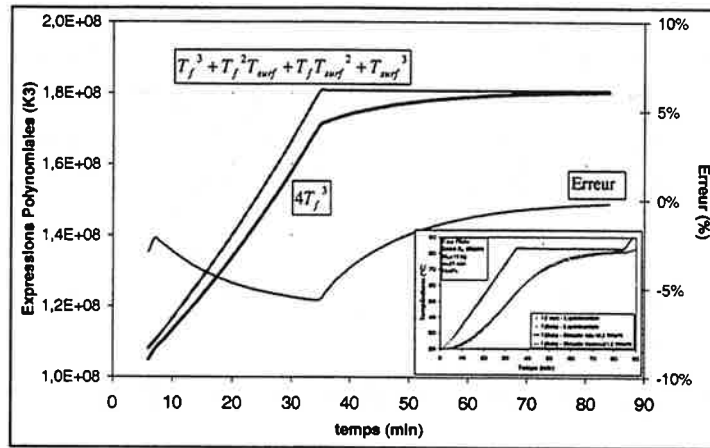


Figure 4-36. Simplification du polynôme

Le bilan se simplifie donc pour donner

$$m_b \frac{d}{dt} (Cp(T - T_{ref})) = \left(h_{conv} + 4\sigma \varepsilon_r \frac{A_{ray}}{A} T_f^3 \right) A (T_f - T_{surf}) \quad (113)$$

On pose

$$h_{surf} = h_{conv} + 4\sigma \varepsilon_r \frac{A_{ray}}{A} T_f^3 \quad (114)$$

Il nous faut à présent déterminer les parts convective et rayonnante dans le transfert. On va pour cela déterminer le profil des vitesses dans le four selon l'empilement, tester la relation de Bost et ajouter le rayonnement.

♦ Profil des vitesses suivant l'empilement

On mesure les vitesses à la surface des planches dans le cas d'un empilement de 1 lit (PS₃), 2 lits (PS₆), 3 lits (PS₉) et 4 lits (PS₁₂) de 3 planches de pin sylvestre (de

dimensions 150 mm * 27 mm * 0,9 m). La vitesse est de l'ordre de 2 m/s entre le chariot et le bas de la pile, de 1 m/s entre les lits de planches et de 1,6 m/s en haut de la pile. De manière logique, les gaz passent préférentiellement sur les côtés (voir Tableau 4-7).

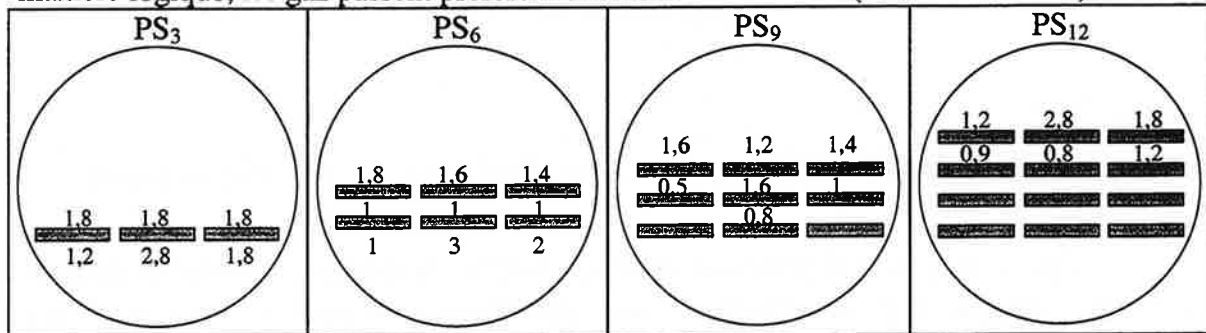


Tableau 4-7. Profils de vitesses (en m/s) dans le four selon l'empilement

◆ Coefficient de transfert à la surface

On calcule la vitesse moyenne des gaz convectifs à la surface des planches, puis les coefficients de transfert convectifs à 24°C et 80°C grâce à la relation (5). On rend ensuite compte du rayonnement à ces mêmes températures.

Nb lits	A (m²)	A _{rev} (m²)	v m/s	h _{surf} (Ident) W/m²K	h _{conv} (24°C) W/m²K	h _{ray} (24°C) W/m²K	h _{surf} (24°C) W/m²K	h _{conv} (80°C) W/m²K	h _{ray} (80°C) W/m²K	h _{surf} (80°C) W/m²K
1	0,81	0,88	1,8	28,5	17,4	5,6	23,0	16,2	9,3	25,5
2	1,62	0,96	1,4	20,0	15,6	3,0	18,6	14,5	5,0	19,5
3	2,43	1,02	1,3	18,5	15,2	2,1	17,3	14,1	3,5	17,6
4	3,42	1,15	1,2	12,1	14,9	1,7	16,5	13,8	2,8	16,6

Tableau 4-8. Coefficients de transferts selon l'empilement

La vitesse moyenne et la proportion de surface offerte au rayonnement diminuent avec le nombre de lits, ce qui explique partiellement la diminution du coefficient de transfert à la surface. On réussit à retrouver ce comportement par le calcul et à obtenir l'ordre de grandeurs des coefficients expérimentaux (voir Figure 4-37).

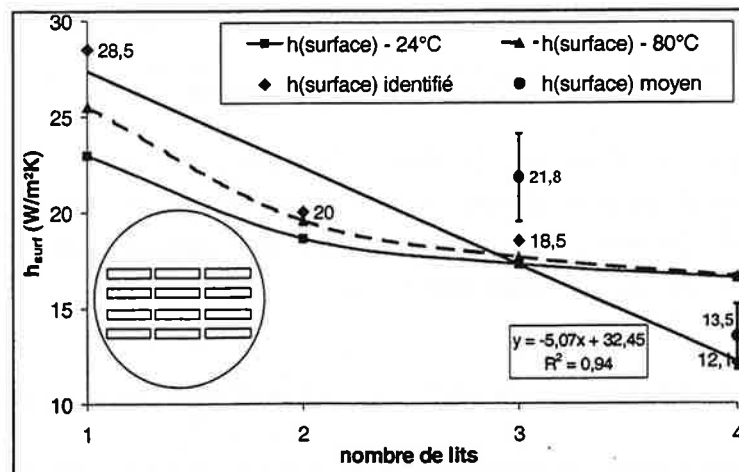


Figure 4-37. Calcul des coefficients de transferts à la surface

Les coefficients ne varient pas trop avec la température pour des empilements de 2 lits de planches ou plus. En pratique, seuls nous intéressent les traitements de 3 ou 4 lits

de planches et on prendra comme valeurs les moyennes constatées sur nos essais :

$$h_{surf}(3 \text{ lits}) = 22 \text{ W/m}^2\text{K} \quad (115)$$

$$h_{surf}(4 \text{ lits}) = 13,5 \text{ W/m}^2\text{K} \quad (116)$$

II.2 - Refroidissement en l'absence de réactions

On va ici passer directement de l'étape à 80°C au refroidissement final du bois ! En effet, cette phase se caractérise elle aussi par l'absence de réactions : il nous faut ici étudier la conduction dans le bois une fois qu'il est rétifé.

On fait d'abord l'hypothèse que le coefficient h_2 est le même que celui déterminé pendant la 1^o phase et on en déduit l'évolution de la capacité thermique du bois rétifé en fonction de la température : elle s'avère assimilable à celle du bois anhydre. Cette hypothèse est validée en comparant systématiquement les coefficients h_2 identifiés à 80°C avec ceux identifiés pendant le refroidissement sur nos essais en pilote. Les résultats obtenus sont identiques.

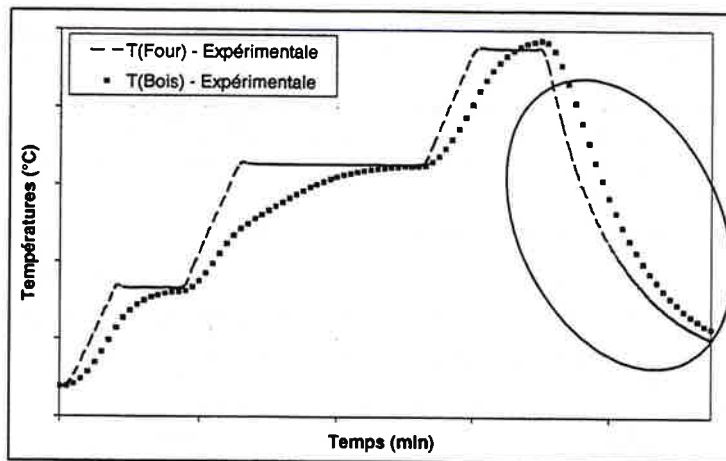


Figure 4-38. Etude de la phase de refroidissement

Le comportement couplé du bois et du four est ensuite modélisé et résolu analytiquement, en prenant en compte la double-enveloppe, le condenseur et l'injection d'eau. Comme dans la partie précédente, on isole des nombres caractéristiques pouvant facilement se transférer vers les fours industriels.

II.2.1 - Calcul de la capacité calorifique du bois rétifé

On suppose que le bois continue à obéir à une loi analogue à (78), à savoir

$$m_b C_{p_{br}} \frac{dT_b}{dt} = h_{2,br} A (T_f - T_b) \quad (117)$$

On profite de la bonne homogénéité des températures de l'essai S_6 (four ENSM-SE) pour évaluer la capacité thermique du bois rétifé. Pour cela, on suppose que le coefficient h_2 précédemment étudié se conserve et on identifie l'évolution de Cp_{br} en fonction de la température grâce à la formule :

$$Cp_{br} = \frac{h_2 A (T_f - T_b)}{m_{br} \frac{dT_b}{dt}} \quad (118)$$

L'évolution de T_f et T_b est connue expérimentalement et la dérivée dT_f/dt se calcule par différences finies centrées. Pour l'essai S_6 , h_2 vaut $10,4 \text{ W/m}^2\text{K}$, $m_b=11,332 \text{ kg}$ et $A=2,137 \text{ m}^2$. Entre 60°C et 180°C , la capacité thermique calculée se rapproche fortement de celle du bois anhydre, avec une erreur moyenne de 5%.

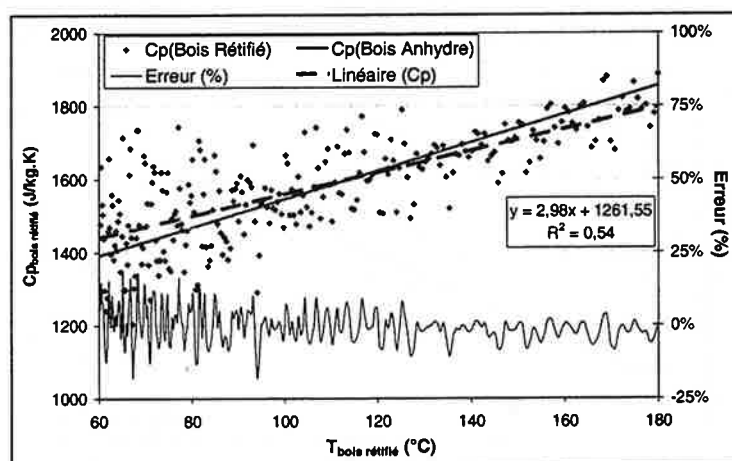


Figure 4-39. Capacité thermique du bois rétifé entre 60°C et 180°C (essai S_6 sur pilote)

Cette tendance est encore accentuée si l'on prolonge l'étude jusqu'à 240°C . On remarque toutefois que les calculs commencent à être faussés à partir de 220°C , voire 230°C lorsque la chaleur dégagée par la pyrolyse n'est plus négligeable.

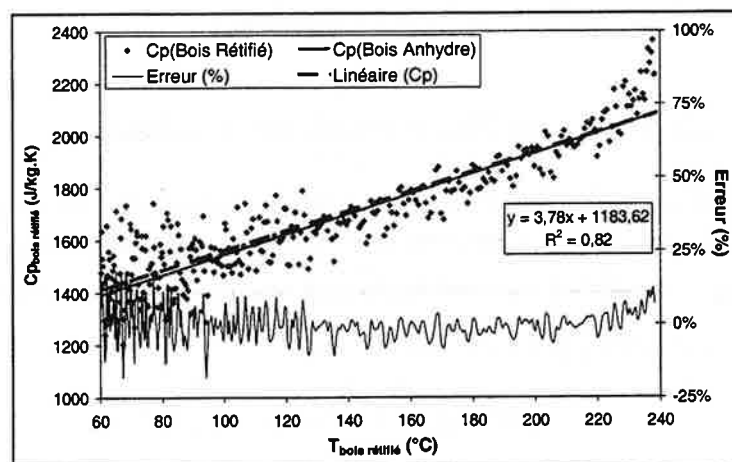


Figure 4-40. Capacité thermique du bois rétifé entre 60°C et 240°C (essai S_6 sur pilote)

La capacité thermique du bois rétifé (ou en cours de rétifcation) est donc assimilable à celle du bois anhydre. D'autre part, on étendra la corrélation relative à cette propriété au delà des 150°C prévus par le "Wood Handbook" [FPL, 1999].

II.2.2 - Conservation du coefficient de transfert global h_2

On peut reprendre la démonstration précédente en postulant l'égalité entre les capacités thermiques du bois rétifé et du bois anhydre. On identifie ensuite le coefficient h_2 pendant la fin du refroidissement ($T_b \leq 180^\circ\text{C}$) suivant la méthode du paragraphe II.1.3 et prenant la capacité thermique du bois anhydre pour référence. On le compare avec celui précédemment dans la partie citée (voir Figure 4-41) : les 2 coefficients sont bien équivalents. Chaque point de la courbe correspond à un essai pendant lequel on a identifié le coefficient h_2 pendant le refroidissement (abscisse) et pendant le 1^{er} palier (ordonnée).

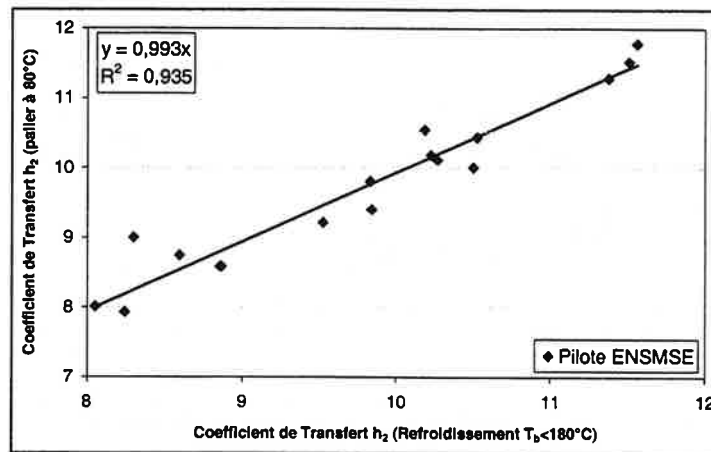


Figure 4-41. Conservation du coefficient h_2 entre le palier à 80°C et le refroidissement sur le pilote ENSMSE

On observe donc un bon accord entre les valeurs de h_2 calculées au début et à la fin de la rétifcation. Ce point est très important car il nous permettra par la suite de supposer que h_2 reste constant tout au long de l'expérience.

II.2.3 - Bilans Thermiques sur le pilote

Nous cherchons à présent une description analytique du refroidissement. On établit pour cela les bilans thermiques relatifs aux planches et au four en adoptant des notations, des "nombres-clés" qui seront facilement transposables sur les fours industriels.

Le bois est refroidi par les gaz convectifs :

$$M_b C_{p_b} \frac{dT_b}{dt} = h_2 A (T_f - T_b) \quad (119)$$

Le four et les gaz convectifs sont refroidis par la double enveloppe et réchauffés par la masse de bois. L'étude précédente relative au four à vide s'applique directement avec

un terme supplémentaire lié au bois

$$\frac{dT_f}{dt} = -\frac{1}{\tau_f}(T_f - T_e) - \frac{h_2 A}{M_f C_{p_f}}(T_f - T_b) \quad (120)$$

τ_f est le temps caractéristique du four défini lors de la caractérisation des fours :

$$\frac{1}{\tau_f} = \frac{2}{\tau_{de}(2 + NUT_{de})} + \frac{1}{\tau_{rec}} \quad (44)$$

Deux nouveaux nombres apparaissent et sont caractéristiques du bois et de son interaction avec le four. On pose d'une part

$$\theta_b = M_b C_{p_b} / h_2 A \quad (121)$$

θ_b est le temps caractéristique relatif au bois. Il intègre la géométrie de l'empilement et du transfert, via le coefficient h_2 , ainsi que les caractéristiques des planches (épaisseur, masse volumique) via h_2 , M_b et A .

$$\text{et} \quad \omega = M_b C_{p_b} / M_f C_{p_f} \quad (122)$$

ω représente le rapport des inerties thermiques du bois et du four. Il est analogue au rapport R que l'on a précédemment introduit lors de la caractérisation des échangeurs thermiques présents sur les fours (partie II).

Afin de simplifier les calculs, on adopte une capacité thermique moyenne de l'acier de 520 J/kg.K et une capacité thermique moyenne du bois rétifé de 1680°C (valeur moyenne entre 60 et 240°C).

Le four et le bois sont donc décrits par un système d'équations différentielles:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dT_b}{dt} = \frac{1}{\theta_b}(T_f - T_b) \end{array} \right. \quad (123)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dT_f}{dt} = -\frac{1}{\tau_f}(T_f - T_e) - \frac{\omega}{\theta_b}(T_f - T_b) \end{array} \right. \quad (124)$$

II.2.4 - Résolution Analytique

a) Expression générale de T_b

$$T_f \text{ s'exprime grâce à (123)} \quad T_f = \theta_b \frac{dT_b}{dt} + T_b \quad (125)$$

L'équation (124) se transforme alors en une équation du 2° ordre en T_b

$$\theta_b \frac{d^2 T_b}{dt^2} + \frac{dT_b}{dt} = -\frac{1}{\tau_f} \left(\theta_b \frac{dT_b}{dt} + T_b - T_e \right) - \omega \frac{dT_b}{dt} \quad (126)$$

$$\text{d'où} \quad \frac{d^2 T_b}{dt^2} + \left(\frac{\omega + 1}{\theta_b} + \frac{1}{\tau_f} \right) \frac{dT_b}{dt} + \frac{1}{\theta_b \tau_f} (T_b - T_e) = 0 \quad (127)$$

On peut supposer que la température extérieure est constante sur quelques heures dans le hall et on pose :

$$\begin{cases} Y_b(t) = T_b(t) - T_e \end{cases} \quad (128)$$

$$\begin{cases} Y_f(t) = T_f(t) - T_e \end{cases} \quad (129)$$

$$\begin{cases} k_1 = (\omega + 1)/\theta_b + 1/\tau_f \end{cases} \quad (130)$$

$$\begin{cases} k_2 = 1/\theta_b \tau_f \end{cases} \quad (131)$$

L'équation différentielle du 2^o ordre prend alors une allure classique :

$$\frac{d^2 Y_b}{dt^2} + k_1 \frac{dY_b}{dt} + k_2 Y_b = 0 \quad (132)$$

$$\text{dont la solution est de la forme} \quad Y_b(t) = C_1 e^{r_1(t-t_0)} + C_2 e^{r_2(t-t_0)} \quad (133)$$

où C_1 et C_2 dépendent des conditions initiales et où r_1 et r_2 sont les racines du polynôme du 2nd degré $r^2 + k_1 r + k_2 = 0$, à savoir :

$$\begin{cases} r_1 = \left(-k_1 - \sqrt{k_1^2 - 4k_2} \right) / 2 \\ r_2 = \left(-k_1 + \sqrt{k_1^2 - 4k_2} \right) / 2 \end{cases} \quad (134)$$

b) Expression générale de T_f

On exploite à nouveau la relation (125) pour obtenir l'expression de $Y_f(t)$

$$Y_f(t) = T_f(t) - T_e = C_1 (1 + \theta_b r_1) e^{r_1(t-t_0)} + C_2 (1 + \theta_b r_2) e^{r_2(t-t_0)} \quad (135)$$

c) Détermination des constantes d'intégration

C_1 et C_2 sont calculées à partir des températures initiales $T_f(t_0)$ et $T_b(t_0)$:

$$\text{c'est-à-dire} \quad \begin{cases} Y_b(t_0) = T_b(t_0) - T_e = C_1 + C_2 \\ Y_f(t_0) = T_f(t_0) - T_e = (1 + \theta_b r_1) C_1 + (1 + \theta_b r_2) C_2 \end{cases} \quad (136)$$

On résout ce système pour obtenir le jeu de coefficients C_1 et C_2 :

$$\begin{cases} C_1 = \frac{(1 + \theta_b r_2) Y_b(t_0) - Y_f(t_0)}{(r_2 - r_1) \theta_b} \\ C_2 = \frac{Y_f(t_0) - (1 + \theta_b r_1) Y_b(t_0)}{(r_2 - r_1) \theta_b} \end{cases} \quad (137)$$

II.2.5 - Test en conditions normales

On teste d'abord le modèle lorsque la double enveloppe et le recyclage des gaz fonctionnent. La simulation commence lorsque la température du bois est de l'ordre de 190°C, les températures du bois et du four servent alors d'initialisation.

On prend un premier exemple en été (pin sylvestre, P_{3A} en juillet avec une température extérieure de 23°C) avec 4 lits de planches et un deuxième exemple en hiver (épicéa, ES_1 en février avec une température extérieure de 11°C) avec 3 lits. Les valeurs de h_2 sont calculées à partir des caractéristiques des planches à 24°C et des coefficients (transfert à la surface) constatés, à savoir 13,5 W/m²K pour 4 lits et 22 W/m²K pour 3 lits.

On simule de manière satisfaisante le refroidissement en hiver (voir Figure 4-42) et en été (voir Figure 4-43).

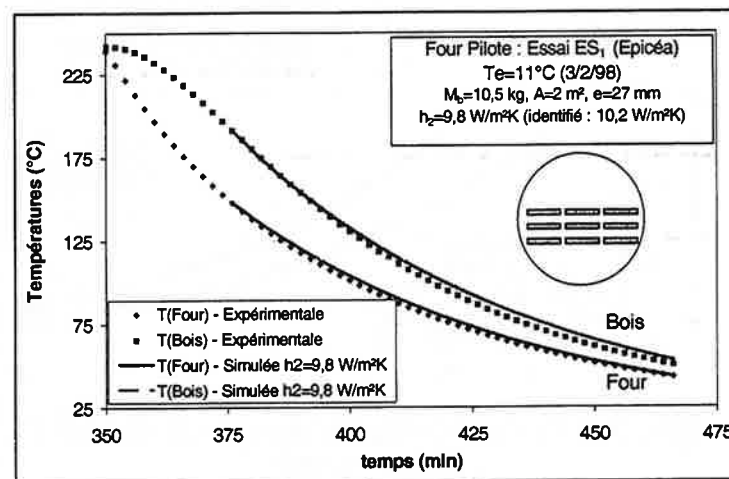


Figure 4-42. Simulation du refroidissement de 3 lits de planches en hiver

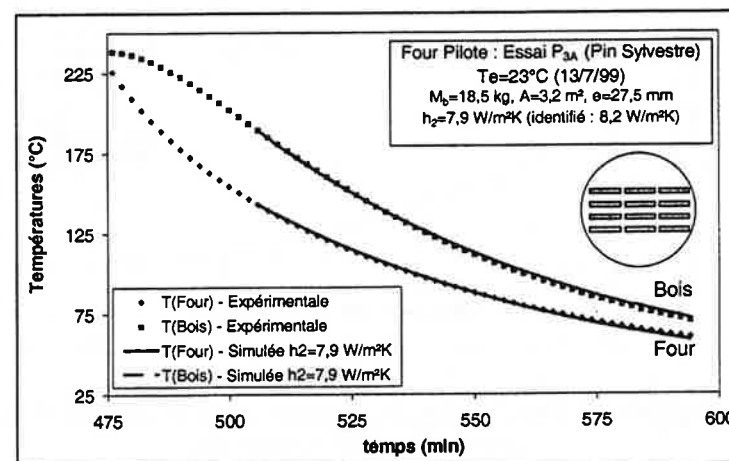


Figure 4-43. Simulation du refroidissement de 4 lits de planches en été

II.2.6 - Test avec panne du recyclage des gaz

Le recyclage des gaz a-t-il une influence notable sur les profils de températures

dans le four pilote ? En effet, il arrive parfois que le circuit de recyclage des gaz se colmate en cours d'essai, sans qu'il soit possible d'intervenir en cours de traitement : est-ce grave ? Peut-on détecter « après coup » des essais où le recyclage des gaz était inopérant ?

De fait, le circuit de recyclage des gaz était accidentellement bouché pendant l'essai P_{4A} correspondant à un traitement en hiver. Il est facile de simuler les profils de températures du four et du bois, avec et sans recyclage des gaz froids (voir Figure 4-44).

Comme le laissait prévoir les caractéristiques du four à vide, l'influence du recyclage est assez faible... Le gain est de 3 ou 4°C en fin d'essai. L'influence sur la température à la sortie de la double-enveloppe est encore plus faible (voir Figure 4-45).

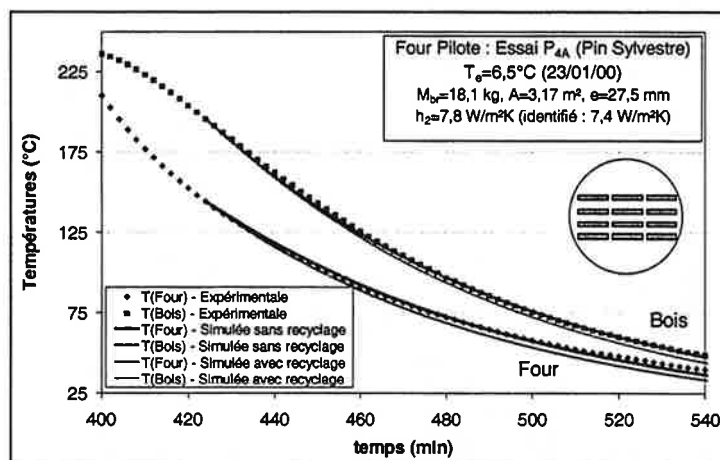


Figure 4-44. Effet du recyclage des gaz sur les températures du four et du bois

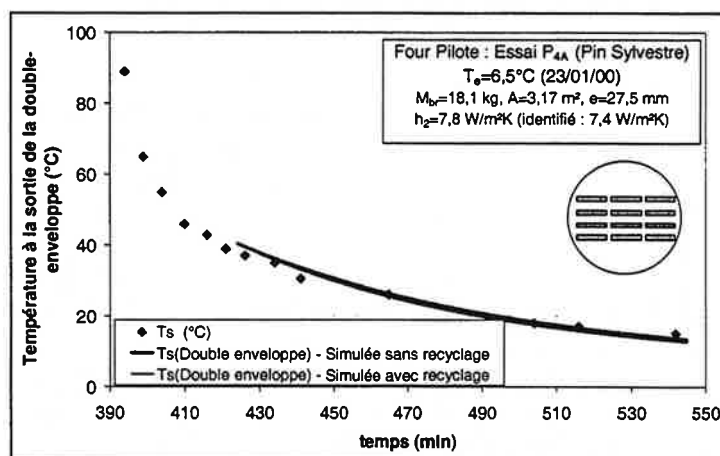


Figure 4-45. Effet du recyclage des gaz sur la température à la sortie de la double enveloppe

II.2.7 - Injection d'eau

Notre objectif est à présent d'accélérer encore le refroidissement. L'injection d'eau dans le four au moyen de buses pourrait permettre d'accélérer notablement le refroidissement grâce à la chaleur dissipée par la vaporisation. Le modèle précédent peut

être facilement adapté pour prendre compte de l'injection d'eau.

a) Réécriture des Bilans

Comme précédemment, le bois est refroidi par les gaz convectifs :

$$\frac{dT_b}{dt} = \frac{1}{\theta_b} (T_f - T_b) \quad (123)$$

Par contre, même si la double enveloppe et le condenseur conservent leur influence, il faut maintenant tenir compte de l'eau injecté dans le four. Un débit fixé W_{eau} (on n'imagine ici ni une variation, ni une régulation du débit) retire en valeur absolue la quantité de chaleur $W_{eau}\Delta H_{\text{évap}}$ au système. Le nouveau bilan sur le four devient alors

$$\frac{dT_f}{dt} = -\frac{1}{\tau_f} (T_f - T_e) - \frac{\omega}{\theta_b} (T_f - T_b) - \frac{W_{eau}\Delta H_{\text{évap}}}{M_f C p_f} \quad (138)$$

La chaleur retirée par l'injection d'eau lorsque le four est à la température T_f correspond à la chauffe de l'eau liquide de la température ambiante (par défaut 20°C) jusqu'à 100°C, puis à l'évaporation proprement dite et enfin à la chauffe de la vapeur de 100°C jusqu'à T_f . Pour des températures exprimées en °C, $\Delta H_{\text{évap}}$ s'écrit donc

$$\Delta H_{\text{évap}}(T_f) = 4180(100 - 20) + 2,257 \cdot 10^6 + 2000(T_f - 100) \quad (139)$$

$$\text{c'est-à-dire} \quad \Delta H_{\text{évap}}(T_f) = 2,391 \cdot 10^6 + 2000 T_f \quad (140)$$

$$\text{On met cette chaleur sous la forme : } \Delta H_{\text{évap}}(T_f) = \alpha + \beta T_f \quad (141)$$

Dès lors, le bilan se réécrit sur le four

$$\frac{dT_f}{dt} = -\frac{1}{\tau_f} (T_f - T_e) - \frac{\omega}{\theta_b} (T_f - T_b) - \frac{W_{eau}}{M_f C p_f} (\alpha + \beta T_f) \quad (142)$$

On introduit la différence $T_f - T_e$

$$\frac{dT_f}{dt} = -\frac{1}{\tau_f} (T_f - T_e) - \frac{\omega}{\theta_b} (T_f - T_b) - \frac{W_{eau}}{M_f C p_f} (\alpha + \beta T_e) - \frac{W_{eau}\beta}{M_f C p_f} (T_f - T_e) \quad (143)$$

$$\text{d'où} \quad \frac{dT_f}{dt} = -\left(\frac{1}{\tau_f} + \frac{W_{eau}\beta}{M_f C p_f} \right) (T_f - T_e) - \frac{\omega}{\theta_b} (T_f - T_b) - \frac{W_{eau}}{M_f C p_f} (\alpha + \beta T_e) \quad (144)$$

C'est alors qu'apparaît un nouveau temps caractéristique du four : celui-ci prend en compte l'énergie retirée au four pour chauffer la vapeur d'eau de 100°C jusqu'à la température du four. On allège les notations en posant le nouveau temps $\tau_{f,eau}$:

$$\frac{1}{\tau_{f,eau}} = \frac{1}{\tau_f} + \frac{W_{eau}\beta}{M_f C p_f} = \frac{1}{\tau_f} + \frac{2000 W_{eau}}{M_f C p_f} \quad (145)$$

$$\frac{dT_f}{dt} = -\frac{1}{\tau_{f,eau}} \left(T_f - T_e + \frac{W_{eau} \tau_{f,eau}}{M_f C p_f} (\alpha + \beta T_e) \right) - \frac{\omega}{\theta_b} (T_f - T_b) \quad (146)$$

On visualise maintenant une température extérieure « équivalente », montrant qu'injecter de l'eau revient à « abaisser » la température extérieure. On la notera $T_{e, eau}$:

$$T_{e, eau} = T_e - \frac{W_{eau} \tau_{f, eau}}{M_f C p_f} (\alpha + \beta T_e) = T_e - \frac{W_{eau} \tau_{f, eau}}{M_f C p_f} (2,391.10^6 + 2000 T_e) \quad (147)$$

On retrouve alors une expression similaire au bilan précédent (124) :

$$\frac{dT_f}{dt} = -\frac{1}{\tau_{f, eau}} (T_f - T_{e, eau}) - \frac{\omega}{\theta_b} (T_f - T_b) \quad (148)$$

Toute la résolution analytique précédente s'applique, pour peu que l'on adopte un temps caractéristique équivalent $\tau_{f, eau}$ et une température équivalente $T_{e, eau}$.

b) Test en pilote

On exploite un essai effectué après nettoyage du four. Il s'agit de l'essai P_{2B} fait en été (24/6/99). On a injecté 890 g d'eau dès le début du refroidissement pendant 97 minutes. L'effet de l'injection d'eau est simulé au niveau des températures du four et du bois (Figure 4-46), ainsi que celle de l'air en sortie de la double enveloppe (Figure 4-47).

L'influence de l'injection d'eau est ici aussi faible, mais il s'agissait initialement de reproduire une atmosphère gazeuse proche de celle des fours industriels, sans pour autant mettre en danger la sécurité de notre installation. Une trop forte injection d'eau pourrait en effet générer trop de vapeur d'eau et créer un effet 'cocotte-minute'.

On verra par la suite que tout le raisonnement mathématique développé s'adapte presque immédiatement aux fours industriels, moyennant quelques modifications dues aux différences géométriques.

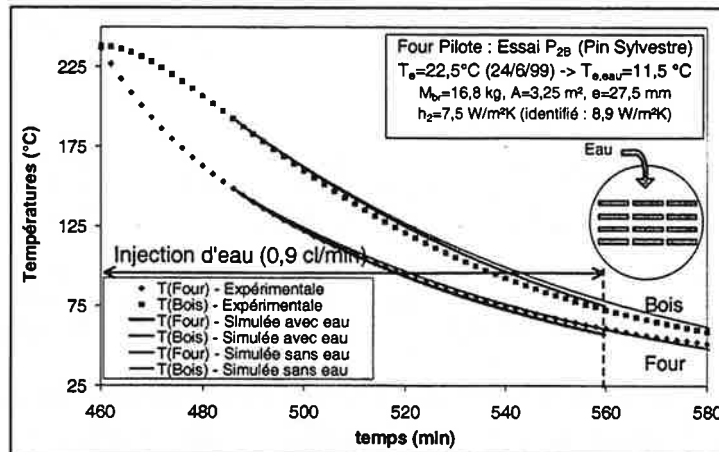


Figure 4-46. Effet de l'injection d'eau sur les températures du four et du bois

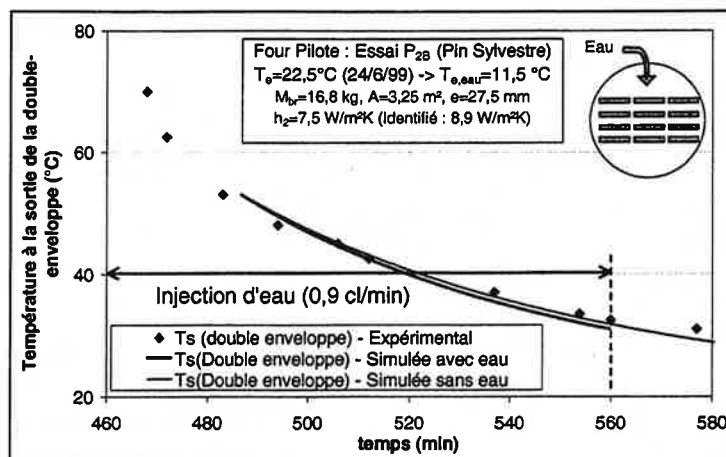


Figure 4-47. Effet de l'injection d'eau sur la température à la sortie de la double-enveloppe

II.2.8 - Conclusions

Un modèle global décrit le refroidissement du bois et du four en l'absence de réactions. Il prend simultanément en compte la double-enveloppe, le recyclage des gaz et l'injection d'eau. Le modèle et ses « nombres-clés » sont résumés ci-dessous :

	Refroidissement classique	Refroidissement avec injection d'eau
Temps caractéristique du four ($\tau_{f,eq}$)	τ_f	$\frac{1}{\tau_{f,eau}} = \frac{1}{\tau_f} + \frac{2000 W_{eau}}{M_f C p_f}$
Température équivalente ($T_{e,eq}$) en $^{\circ}\text{C}$	T_e	$T_e - \frac{W_{eau} \tau_{f,eau}}{M_f C p_f} (2,391 \cdot 10^6 + 2000 T_e)$
Temps caractéristique du bois (θ_b)		$\theta_b = \frac{M_b C p_b}{h_2 A}$
Rapport des inerties du bois et du four (ω)		$\omega = \frac{M_b C p_b}{M_f C p_f}$
Modèle		$\begin{cases} \frac{dT_b}{dt} = \frac{1}{\theta_b} (T_f - T_b) \\ \frac{dT_f}{dt} = -\frac{1}{\tau_{f,eq}} (T_f - T_{e,eq}) - \frac{\omega}{\theta_b} (T_f - T_b) \end{cases}$

Tableau 4-9. Modèle global du refroidissement du four

II.3 - Séchage

Nous savons maintenant reproduire la chauffe et le refroidissement du bois en l'absence de réactions, qu'il soit à l'état naturel ou déjà rétifé. Nous devons à présent étudier la phase de séchage à haute température, et plus particulièrement la cinétique

macroscopique de séchage et les débits devant être traités par le condenseur.

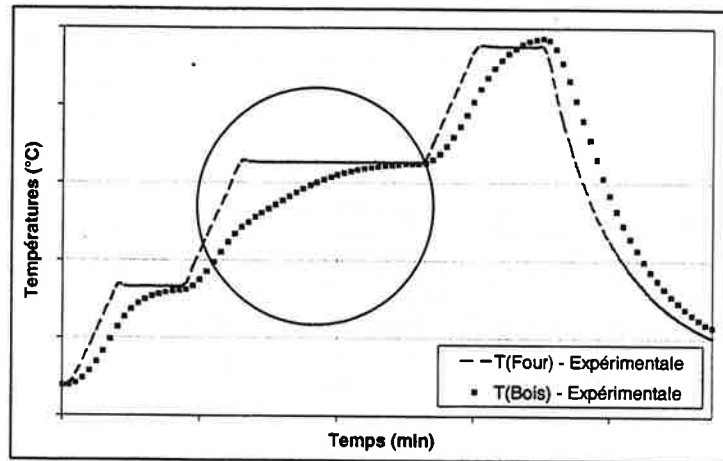


Figure 4-48. Etude de la phase de séchage

II.3.1 - Objectifs et Méthodes

Nos objectifs sont les suivants :

- Identifier "en temps réel" le flux sortant des planches. Sans prétendre nous substituer aux professionnels du séchage, nous pourrions leur fournir un outil permettant de juger de l'intensité du séchage. La connaissance résultante de l'humidité pourrait ensuite permettre à l'opérateur de juger de la nécessité d'allonger ou de réduire les paliers programmés.
- Déterminer en pilote la cinétique macroscopique de séchage, à savoir le flux massique de départ d'eau en fonction de l'humidité, $F_{m,séch} = f(H)$, pour les conditions habituelles de travail (humidité relative et température des gaz convectifs). Cette cinétique est transférable sur les fours industriels et pourrait permettre d'adapter le traitement à l'humidité du bois
- Identifier le débit des gaz (mélange de vapeur d'eau, d'oxygène et d'azote) sortant du four pour être traité par le condenseur. Celui-ci étant considéré parfait, on en déduit le débit d'eau condensé. Ces informations, et tout particulièrement le débit maximal arrivant au condenseur, seront capitales pour dimensionner les futurs condenseurs.

Nous allons pour cela :

- vérifier que le coefficient h_2 se conserve tout au long du traitement, en particulier au début des 2 montées menant au séchage haute température, puis à la pyrolyse.
- en déduire l'énergie consommée par le séchage grâce à la différence entre la température réelle du bois et la température qui devrait être observée s'il y avait seulement conduction. On en tire le flux massique de séchage et donc l'humidité du bois à chaque instant. La même méthodologie s'appliquera à la phase de pyrolyse.
- Calculer ensuite les divers débits massiques des gaz aux niveau du four et du condenseur grâce à des bilans de matières et en tenant compte du fait que le four reste

sensiblement à pression atmosphérique pendant tout le traitement. Le débit de condensat obtenu est comparé avec celui qui est expérimentalement mesuré grâce à une balance à la sortie du condenseur.

II.3.2 - Conservation du coefficient de transfert global h_2

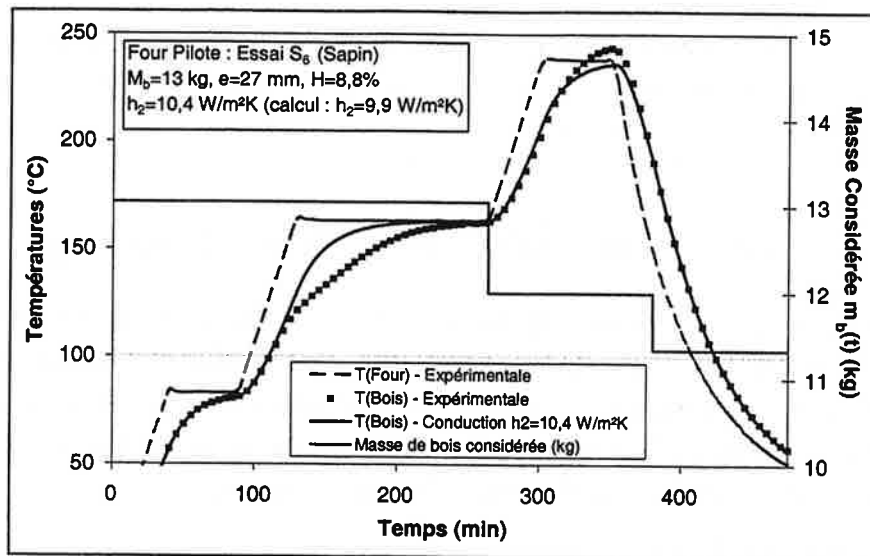
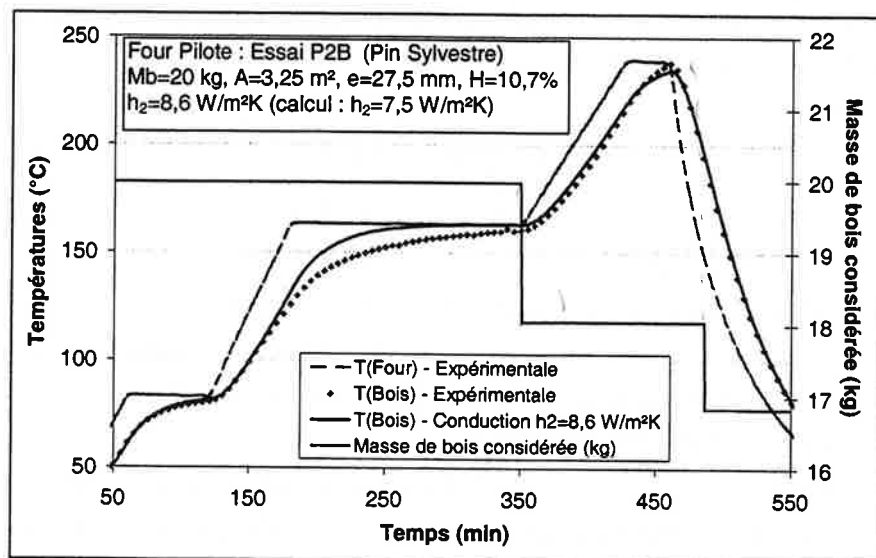
Les deux figures ci-dessous correspondent aux essais S_6 et P_{2B} . Elles couvrent l'ensemble du traitement et permettent de comparer les profils expérimentaux $T_b(t)$ avec les profils $T_{b,cond}(t)$ correspondant à une simple conduction dans le matériau, en l'absence de séchage ou de pyrolyse. La courbe $T_{b,cond}(t)$ est obtenue en généralisant la relation (106) obtenue pendant le premier palier et est calculée par incréments.

Les deux ensembles de courbes ci-dessous correspondent aux essais S_6 et P_{2B} . On couvre dans un premier temps l'ensemble du traitement, puis on agrandit la partie correspondant au séchage. Les courbes $T_{b,cond}(t)$ correspondant à la conduction de la chaleur sans réactions se génèrent en généralisant la relation (106) du palier à 80°C :

$$T_{b,cond}^{t+dt} = T_b' + \frac{h_2 A}{m_b' C p_b(T_b', H_b')} (T_{f,exp}' - T_{b,cond}') \cdot dt \quad (149)$$

- où $T_{f,exp}'$ est la température expérimentale du four
- h_2 est le coefficient identifié pendant le palier à 80°C
- m_b' correspond à la masse initiale, $m_{b,ini}$, jusqu'à la fin du palier à 160°C , puis à la masse anhydre, $m_{b,anh}$, pendant la pyrolyse (en chauffe de 160°C jusqu'à 240°C puis en refroidissement jusqu'à 190°C) et enfin la masse de bois rétifé expérimentale, $m_{b,rét}$ pendant la fin du refroidissement
- En prenant pour humidité, l'humidité initiale jusqu'à la fin du palier à 160°C (pour visualiser l'effet du séchage) puis une humidité nulle par la suite (pour visualiser l'effet de la pyrolyse). On en déduit la capacité calorifique du bois naturel ou rétifé.

Le modèle avec conduction pure s'ajuste ainsi avec les courbes expérimentales (Figure 4-49 et Figure 4-50) quelque soit la température tant qu'il n'y a ni séchage, ni pyrolyse et en particulier au début des montées en températures et à la fin du refroidissement. Le coefficient h_2 est donc un coefficient intrinsèque à la réтификаtion et, par différence, il va nous servir à caractériser les changements dus aux réactions.

Figure 4-49. Conservation du coefficient h_2 pendant l'essai S₆Figure 4-50. Conservation du coefficient h_2 pendant l'essai P_{2B}

II.3.3 - Expression du flux massique de séchage

Nous formalisons à présent le raisonnement précédent en établissant le bilan thermique, en calculant l'énergie nécessaire à la vaporisation de l'eau puis en identifiant l'état du système (flux massique, humidité du bois, etc...) à chaque instant de temps.

a) Bilan thermique et expression du flux de séchage

Le bilan (78) est récrit en tenant compte de la chaleur consommée par le séchage du bois, à savoir le produit de l'eau dégagée par le bois ($-dm_b/dt$) par l'enthalpie de vaporisation de l'eau liée ($\Delta H_{séch}$, en valeur absolue). D'où

$$h_2 A (T_f - T_b) = \frac{d}{dt} (M'_b C p'_b (T'_b - T_{ref})) - \frac{dM'_b}{dt} \Delta H_{séch} \quad (150)$$

On néglige l'influence de la variation de la masse de bois et de la capacité calorifique dans l'expression de la variation de l'énergie interne du bois, d'où

$$h_2 A (T_f - T_b) = M'_b C p'_b \frac{dT'_b}{dt} - \frac{dM'_b}{dt} \Delta H_{séch} \quad (151)$$

$$\text{d'où} \quad \frac{dM'_b}{dt} = \left[M'_b C p'_b \frac{dT'_b}{dt} - h_2 A (T'_f - T'_b) \right] / \Delta h_{séch} \quad (152)$$

Le flux massique de séchage $F_{m,séch}$ va correspondre à la quantité d'eau dégagée divisée par l'aire d'échange A, soit $F_{m,séch} = -(1/A)(dM'_b/dt)$, d'où

$$F'_{m,séch} = \left[h_2 (T'_f - T'_b) - \frac{M'_b C p'_b}{A} \frac{dT'_b}{dt} \right] / \Delta h'_{séch} \quad (153)$$

b) Chaleur latente de vaporisation de l'eau liée

Notre expression dépend, de manière cruciale, de l'expression de la chaleur latente de vaporisation de l'eau contenue dans le bois. Il s'agit de la chaleur latente de vaporisation de l'eau contenue dans le bois à la température moyenne des planches. On assimile cette température moyenne à la température à cœur : le Tableau 4-1 montre que les deux températures diffèrent au plus de 10°C pendant la montée. Ce phénomène est encore diminué pendant le palier à 160°C du fait du ralentissement de la chauffe dû au séchage.

♦ Description du séchage

Nous travaillons dans un domaine où l'eau est présente sous sa forme liée. Cette eau va se désorber ($\Delta h_{dés}$) pour passer à l'état de "liquide", puis se vaporiser ($\Delta h_{évap}$) et passer à l'état de vapeur surchauffée (voir Figure 4-51).

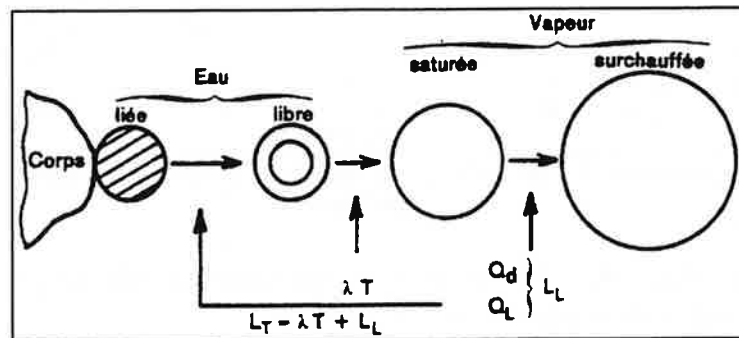


Figure 4-51. Energies mises en jeu pour passer de l'eau liée à la vapeur surchauffée [JOLY, 1980]

La chaleur latente correspondante s'écrit, toujours en valeur absolue, sous la forme :

$$\Delta h_{séch} = \Delta h_{dés} + \Delta h_{évap} + C p_{vapeur} (T_f - T_b) \quad (154)$$

♦ Chaleur de désorption de l'eau liée

La chaleur différentielle de sorption devient significative pour de faibles humidité jusqu'à devenir 40% de la chaleur latente d'évaporation de l'eau libre à la température d'évaporation. Plus l'humidité du bois H_b est faible, plus il faut fournir d'énergie (par unité de masse) pour désorber les molécules résiduelles. La chaleur différentielle de désorption se met sous la forme [STANISH, 1986] :

$$\Delta H_{dés} = 0,4 \Delta H_{évap} \left(1 - H_b / H_b^{fsp}\right)^2 \quad (155)$$

La chaleur d'évaporation de l'eau liquide (à la température d'étude T_b) fait l'objet du prochain paragraphe. L'expression dépend de plus de l'humidité au point de saturation des fibres (H_b^{fsp}) à la température T_b . Cette humidité se calcule de deux façons différentes :

- Soit en admettant une décroissance linéaire du point de saturation des fibres avec la température : il est de 30 % à 20°C et diminue de 0,1 % pour chaque augmentation de 10°C [SIAU; 1984]. Ce que [PERRE, 1990] traduit

$$H_b^{fsp} = 0,598 - 0,001T_b \quad (156)$$

- Soit en reprenant l'expression de l'humidité d'équilibre du bois exposée dans le chapitre I avec une humidité relative de 100%. Toutefois, les mesures de références ne semblent pas aller au delà d'une humidité relative de 95%, d'où l'erreur que l'on semble constater vers 120°C (voir figure ci-dessous). Cette erreur est amplifiée par la forme polynomiale choisie pour calculée l'humidité de saturation.

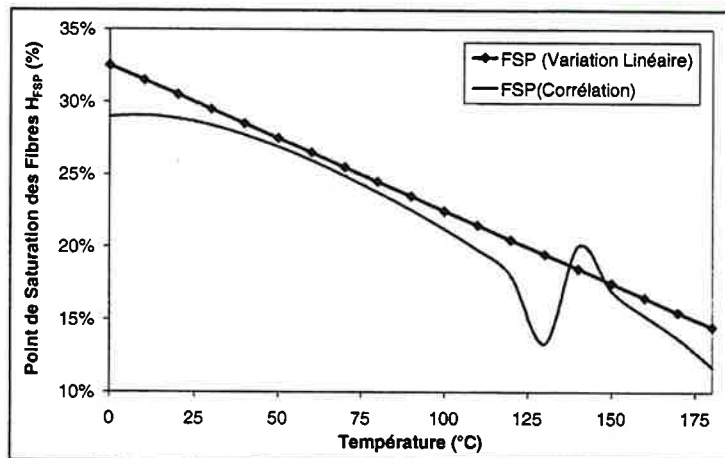


Figure 4-52. Comparaison des calculs du point de saturation des fibres

Les deux types de relations donnent des résultats très proches et on va donc utiliser la plus simple, à savoir la relation (156).

♦ Chaleur latente d'évaporation de l'eau libre

Cette grandeur a été corrélée avec la température par [STANISH, 1986] suivant le polynôme du 2nd degré $\Delta h_{évap} = 2,792 \cdot 10^6 - 160 T_b - 3,43 T_b^2$ (157)

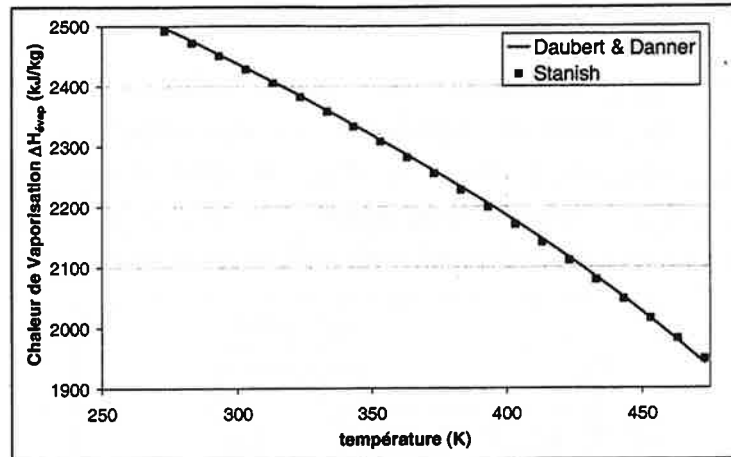


Figure 4-53. Evolution de la chaleur latente de vaporisation de l'eau avec la température. Validation de [STANISH, 1986]

On valide cette expression en la comparant avec la chaleur latente calculée grâce à une corrélation donnée par [DAUBERT, 1985], valable entre 0 et 374 °C (température critique de l'eau) et donnée avec une erreur inférieure à 1% .

$$\text{Elle s'écrit} \quad \Delta h_{\text{évap}} = 5,576 \cdot 10^7 (1 - T_R)^{0,6964 - 0,7797 T_R + 0,47678 T_R^2} \quad (158)$$

où $\Delta h_{\text{évap}}$ est exprimée en J/kmol et T_R est la température réduite, à savoir le rapport T_b/T_{critique} , soit $T_b/647,3$. La courbe correspondante est tracée pour une température comprise entre 0 et 200°C (soit T_b comprise entre 273 et 523 K) et $\Delta h_{\text{évap}}$ convertie en kJ/kg d'eau (voir Figure 4-53). Elle s'ajuste bien avec le polynôme (157).

♦ Surchauffe de la vapeur d'eau

La vapeur d'eau va à présent retirer de l'énergie au système pour passer à la température du four, à l'état de vapeur surchauffée. On a alors [STANISH, 1986]

$$C_{p_{H_2O}} \approx 1950 \text{ J/kg.K} \quad (159)$$

♦ Expression Finale de la chaleur de vaporisation de l'eau liée

$$\Delta h_{\text{séch}} = \left(1 + 0,4 \left(1 - H_b / H_b^{\text{fsp}} \right)^2 \right) \Delta H_{\text{évap}}(T_b) + 1950 (T_f - T_b) \quad (160)$$

II.3.4 - Expression des bilans au niveau du procédé

Les bilans massiques sont effectués sur les espèces O_2 , N_2 et H_2O dans le four, et au niveau du condenseur en considérant que la pression reste constante dans le four (à quelques mbar près) pendant tout le traitement. La surpression provoquée par le départ d'eau, l'injection d'azote et les montées en température est évacuée par le condenseur. On néglige les pertes par la soupape et on ne recycle pas les gaz en cours de chauffe.

a) Notations et Schéma du Procédé

On note m_{H_2O} , m_{N_2} et m_{O_2} les masses d'eau, d'azote, d'oxygène et X_{H_2O} , X_{N_2} et X_{O_2} , les fractions massiques correspondantes. On a par exemple $X_{H_2O} = m_{H_2O} / (m_{H_2O} + m_{N_2} + m_{O_2})$. On note $W_{séch}$, le débit d'eau sortant des planches ($W_{séch} = A \times F_{m,séch}$), W_{N_2} le débit d'azote injecté dans le four et W_s le débit du mélange gazeux sortant du four vers le condenseur (voir schéma ci-dessous).

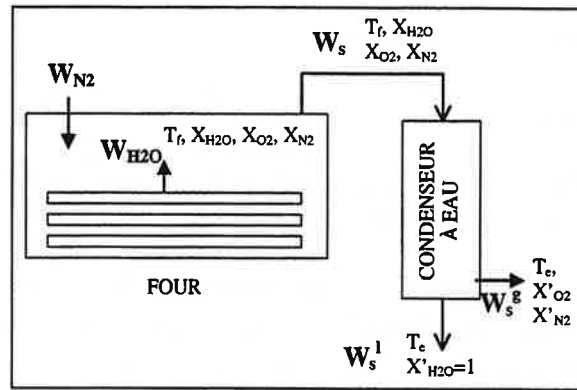


Figure 4-54. Schéma du procédé

Ce dernier est considéré parfait et le mélange gazeux est séparé en ses composantes condensables W_s^l et incondensables W_s^g . Le courant W_s^l se compose d'eau (on ne tient pas compte de la solubilité de l'oxygène dans l'eau, ni des composants organiques extraits pendant le séchage tels que les résines ou les extractibles) tandis que W_s^g se compose d'azote et d'oxygène avec les nouvelles fractions X'_{N_2} et X'_{O_2} (on néglige l'eau résiduelle dans le courant gazeux).

b) Bilans Massiques et Conservation de la Pression

On écrit les bilans sur les 3 espèces présentes dans le four

$$\begin{cases} dm_{H_2O}/dt = G_{H_2O} - G_s X_{H_2O} \end{cases} \quad (161)$$

$$\begin{cases} dm_{N_2}/dt = G_{N_2} - G_s X_{N_2} \end{cases} \quad (162)$$

$$\begin{cases} dm_{O_2}/dt = G_{O_2} - G_s X_{O_2} \end{cases} \quad (163)$$

Le débit G_s se sépare au niveau du condenseur

$$\begin{cases} G_s^l = X_{H_2O} G_s \end{cases} \quad (164)$$

$$\begin{cases} G_s^g = (X_{N_2} + X_{O_2}) G_s \end{cases} \quad (165)$$

Les nouvelles fractions massiques du courant gazeux G_s^g sont :

$$\begin{cases} X'_{O_2} = \frac{G_s X_{O_2}}{G_s X_{O_2} + G_s X_{N_2}} = \frac{X_{O_2}}{X_{O_2} + X_{N_2}} \end{cases} \quad (166)$$

$$\begin{cases} X'_{N_2} = \frac{G_s X_{N_2}}{G_s X_{O_2} + G_s X_{N_2}} = \frac{X_{N_2}}{X_{O_2} + X_{N_2}} \end{cases} \quad (167)$$

On écrit alors que la pression est constante dans le four. Le volume du four reste bien évidemment constant et l'atmosphère gazeuse est considérée comme un mélange de gaz parfaits. Ceci se traduit par

$$P(t)V_f = \left(\frac{m_{H_2O}}{M_{H_2O}} + \frac{m_{O_2}}{M_{O_2}} + \frac{m_{N_2}}{M_{N_2}} \right) R T_f = P_0 V_f = C^{te} \quad (168)$$

c) Expression du débit G_s de sortie du four

d'où
$$\frac{1}{M_{H_2O}} \frac{d(m_{H_2O})}{dt} + \frac{1}{M_{N_2}} \frac{d(m_{N_2})}{dt} + \frac{1}{M_{O_2}} \frac{d(m_{O_2})}{dt} = \frac{-P_0 V_f}{R T_f^2} \frac{dT_f}{dt} \quad (169)$$

On remplace les expressions des dérivées des masses en eau, oxygène et azote grâce aux équations précédentes. On obtient alors

$$\frac{G_{H_2O} - G_s X_{H_2O}}{M_{H_2O}} + \frac{G_{N_2} - G_s X_{N_2}}{M_{N_2}} - \frac{G_s X_{O_2}}{M_{O_2}} = \frac{-P_0 V_f}{R T_f^2} \frac{dT_f}{dt} \quad (170)$$

à savoir
$$\frac{G_{H_2O}}{M_{H_2O}} + \frac{G_{N_2}}{M_{N_2}} - G_s \left(\frac{X_{H_2O}}{M_{H_2O}} + \frac{X_{N_2}}{M_{N_2}} + \frac{X_{O_2}}{M_{O_2}} \right) = \frac{-P_0 V_f}{R T_f^2} \frac{dT_f}{dt} \quad (171)$$

Il suffit à présent de remarquer que

$$\frac{X_{H_2O}}{M_{H_2O}} = \frac{1}{M_{H_2O}} \times \frac{m_{H_2O}}{m_{H_2O} + m_{N_2} + m_{O_2}} = \frac{n_{H_2O}}{m_{H_2O} + m_{N_2} + m_{O_2}} \quad (172)$$

où n_{H_2O} est le nombre de moles d'eau dans le milieu. Le même phénomène se reproduit avec l'azote et l'oxygène. En notant n_{total} , le nombre total de moles de gaz dans le four, l'avant-dernière équation devient

$$\frac{G_{H_2O}}{M_{H_2O}} + \frac{G_{N_2}}{M_{N_2}} - G_s \left(\frac{n_{total}}{m_{H_2O} + m_{N_2} + m_{O_2}} \right) = \frac{-P_0 V_f}{R T_f^2} \frac{dT_f}{dt} \quad (173)$$

On se souvient à présent de la loi des gaz parfaits et de la conservation de la pression dans le four, à savoir $n_{total} = P_0 V_f / R T_f$ (174)

D'où
$$\frac{G_{H_2O}}{M_{H_2O}} + \frac{G_{N_2}}{M_{N_2}} - \frac{P_0 V_f}{R T_f} \left(\frac{G_s}{m_{H_2O} + m_{N_2} + m_{O_2}} \right) = \frac{-P_0 V_f}{R T_f^2} \frac{dT_f}{dt} \quad (175)$$

soit
$$\left(\frac{G_{H_2O}}{M_{H_2O}} + \frac{G_{N_2}}{M_{N_2}} \right) \frac{R T_f}{P_0 V_f} - \frac{G_s}{m_{H_2O} + m_{N_2} + m_{O_2}} = \frac{-1}{T_f} \frac{dT_f}{dt} \quad (176)$$

On identifie à présent le débit G_s de gaz allant du four vers le condenseur :

$$G_s = \left[\frac{1}{T_f} \frac{dT_f}{dt} + \left(\frac{G_{H_2O}}{M_{H_2O}} + \frac{G_{N_2}}{M_{N_2}} \right) \frac{R T_f}{P_0 V_f} \right] (m_{H_2O} + m_{N_2} + m_{O_2}) \quad (177)$$

II.3.5 - Caractérisation "pas à pas" du séchage

Nous venons de mettre en place une longue procédure d'identification des débits de matière au niveau du procédé et nous allons maintenant détailler la méthode de calcul "pas à pas" des grandeurs importantes du procédé.

a) Evolution du bois dans le four

Le flux massique de séchage à l'instant t est calculé grâce à la relation (153) en connaissant les grandeurs m_b , H_b , T_b et T_f à l'instant t et la température T_b à $t+dt$. On en déduit la perte de masse dM_b grâce à $dM_b = -AF'_{m,séch} dt$ (178)

$$\text{D'où :} \quad M_b(t+dt) = M_b(t) + dM_b \quad (179)$$

$$\text{Et} \quad H_b(t+dt) = H_b(t) + dM_b / M_{b,anh} \quad (180)$$

Si on appelle M_{eau} , la masse d'eau cumulée qui est sortie du bois, on a

$$M_{eau}(t+dt) = M_{eau}(t) - dM_b \quad (181)$$

b) Evolution du four : débits et fractions massiques

On procède par incréments de temps à partir des masses initiales en O_2 et N_2 contenues dans le four, puis des débits de séchage identifiés pour en déduire le débit de sortie du four et enfin les masses et fractions massiques en eau, O_2 et N_2 au niveau du four et du condenseur. Les masses initiales en O_2 et N_2 sont calculées en considérant que le four est rempli initialement d'air à la température $T_f(t_0)$. Il contient alors 80% d'azote et 20% d'oxygène en volume, d'où

$$\begin{cases} m_{N_2}(t_0) = 0,8V_f \rho_{N_2}(t_0) = 0,8P_0V_f M_{N_2}/RT_f(t_0) \end{cases} \quad (182)$$

$$\begin{cases} m_{O_2}(t_0) = 0,2V_f \rho_{O_2}(t_0) = 0,2P_0V_f M_{O_2}/RT_f(t_0) \end{cases} \quad (183)$$

On calcule les masses d'eau, d'azote et d'oxygène à l'instant $t+dt$

$$\begin{cases} m_{H_2O}(t+dt) = m_{H_2O}(t) + (G_{H_2O} - G_s X_{H_2O}) dt \end{cases} \quad (184)$$

$$\begin{cases} m_{N_2}(t+dt) = m_{N_2}(t) + (G_{N_2} - G_s X_{N_2}) dt \end{cases} \quad (185)$$

$$\begin{cases} m_{O_2}(t+dt) = m_{O_2}(t) + (G_{O_2} - G_s X_{O_2}) dt \end{cases} \quad (186)$$

II.3.6 - Validation et Limites du Modèle

Nous identifions à présent « en temps réel » l'humidité du bois pendant la phase de séchage haute température. Nous visualisons l'impact du séchage sur les températures en comparant la température expérimentale moyenne avec la température qui serait constatée par simple conduction dans le bois humide (grâce à la méthode (149)).

a) Une identification partielle du départ de l'eau

Les calculs pas à pas ne nous permettent actuellement pas d'identifier une humidité proche de 0 à la fin du palier à 160°C. Le bois stagnerait entre 3 et 4% d'humidité (voir Figure 4-55). Le phénomène se reproduit sur d'autres essais, non détaillés ici.

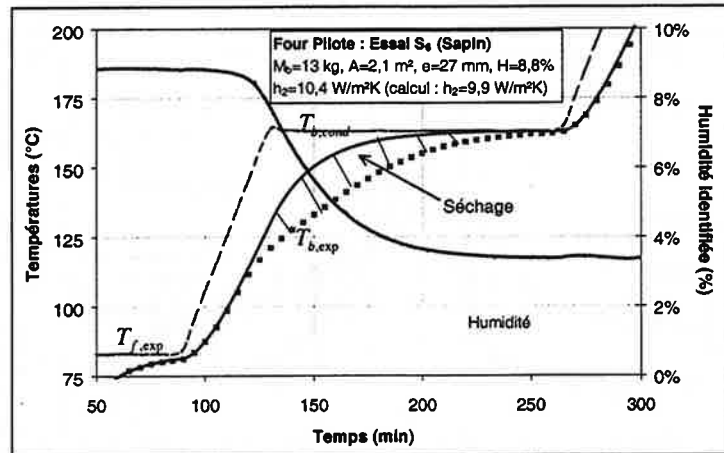


Figure 4-55. Identification de l'humidité pendant le séchage à haute température du sapin

b) Une cohérence des cinétiques macroscopiques de séchage

En parallèle, on retrouve l'allure classique des cinétiques macroscopiques de séchage $F_{m,séch} = f(H)$ des matériaux hygroscopiques [NADEAU, 1995].

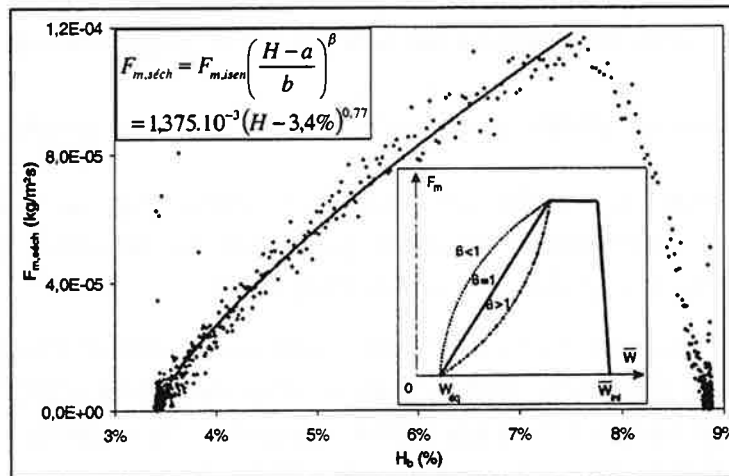


Figure 4-56. Identification de la cinétique macroscopique de séchage du sapin

On reconnaît la phase de montée en température au début du séchage (humidité comprise entre 8 et 9 %), suivie d'un palier et de la phase de ralentissement du séchage due à la désorption des molécules d'eau (certainement chimisorbées à ce niveau d'humidité). On est ici dans un domaine d'humidité où l'eau est seulement présente à l'état lié : le palier constaté autour de 7 % ne correspond pas à la phase isenthalpe mais plutôt à un extremum intermédiaire entre la montée en température et la phase de ralentissement.

c) Cohérence du flux de séchage avec le débit des condensats

De la même façon, on compare le débit massique de l'eau sortant des planches avec le débit massique des effluents récupérés au niveau du condenseur (voir Figure 4-57). Ce dernier débit est déterminé grâce à une balance mesurant en temps réel la quantité d'effluents récupérés au condenseur.

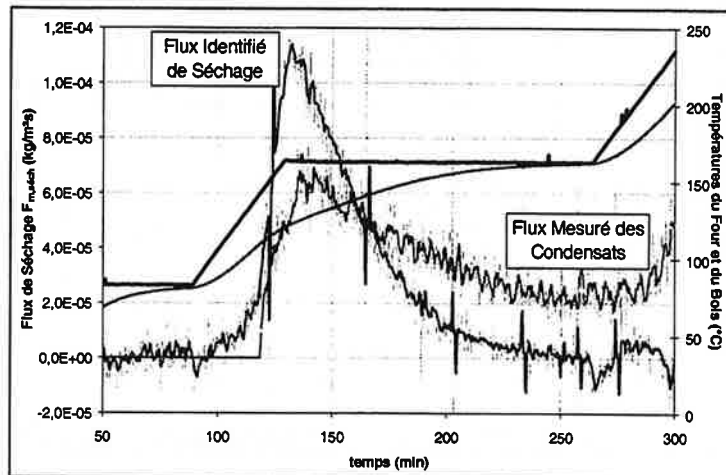


Figure 4-57. Comparaison du massique de séchage identifié avec le flux des condensats

On se rend alors compte que les débits sont maximaux presque en même temps, mais que le débit récupéré au condenseur est inférieur à celui quittant les planches. Il y a en effet mélange de la vapeur d'eau avec l'atmosphère du four qui contient de l'oxygène et de l'azote : c'est ce mélange qui sera envoyé au condenseur, d'où une condensation plus progressive que ce à quoi on pourrait s'attendre d'après le simple débit de séchage.

d) Une bonne prédiction initiale du débit des condensats

Nos relations sont testées sur deux essais mettant en œuvre le sapin et le pin sylvestre. Les essais choisis ont été les essais S_6 et P_5 pendant lesquels l'azote était injecté à la fin du séchage (voir le plan d'expérience du Chapitre 2).

Ces deux essais nous permettent de valider notre modèle pendant la phase où le départ d'eau est le plus violent, laquelle phase correspond aussi à celle où la différence de température entre le bois et le four est la plus importante. Cela signifie que nous sommes en mesure d'identifier le débit maximal traversant le condenseur (que ce soit en volume ou en masse), ce qui est la donnée critique pour dimensionner les condenseurs.

Le débit maximal à l'entrée du condenseur sera ainsi de l'ordre de 30 l/min ou de 20 g/min pour une charge de 13 kg de sapin à 9 % d'humidité (voir Figure 4-60).

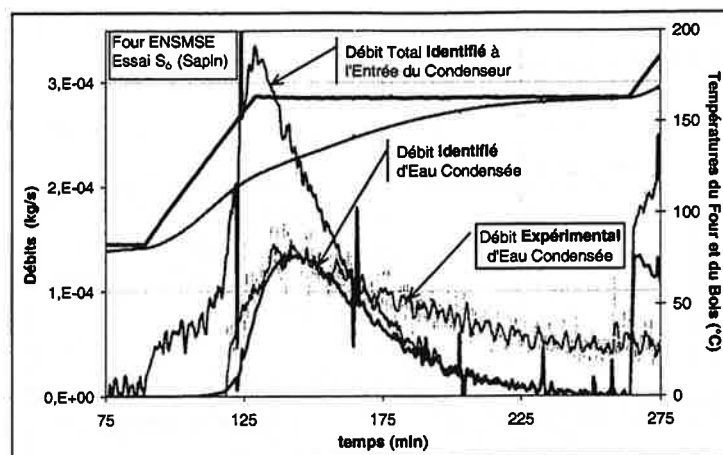


Figure 4-58. Débits identifiés au condenseur et comparaison avec le débit expérimental des condensats (sapin)

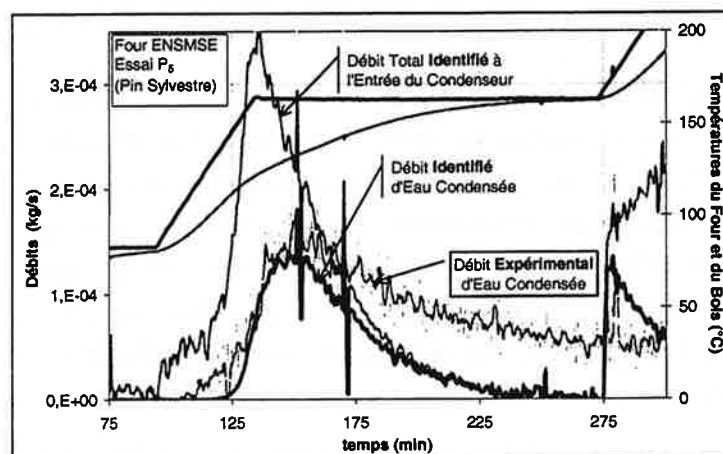


Figure 4-59. Débits identifiés au condenseur et comparaison avec le débit expérimental des condensats (pin sylvestre)

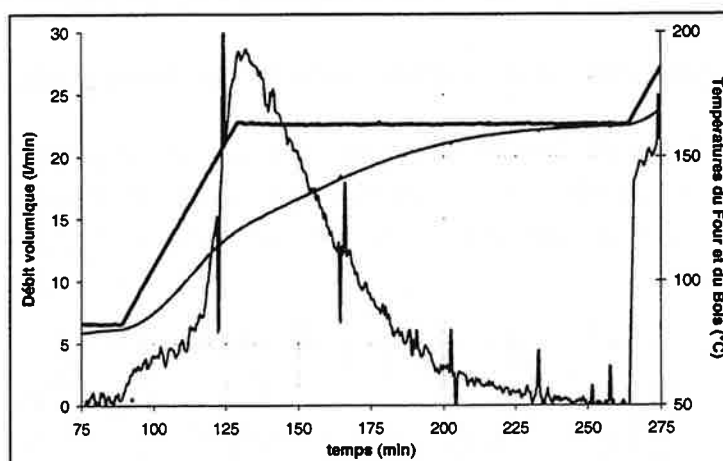


Figure 4-60. Débit volumique prédit à l'entrée du condenseur (essai S_6)

e) Un séchage expérimental plus poussé que celui identifié

Le modèle prédit ensuite un débit condensé plus faible que celui

expérimentalement constaté, puis un départ d'eau assez important au moment de la montée en pyrolyse et de l'injection d'azote.

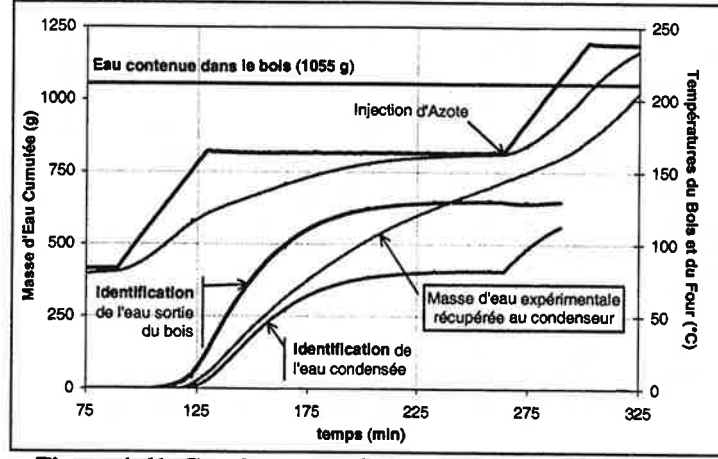


Figure 4-61. Courbes cumulées relatives à l'eau de séchage

Nous revenons aux courbes « intégrées » pour voir si l'eau contenue dans le bois est effectivement évacuée pendant la phase de séchage. Les planches de l'essai S_6 étudié contenait au total 1055 g d'eau. On se rend alors compte que la masse condensée obtenue par identification est d'abord très proche de celle obtenue expérimentalement pour une température du bois inférieure à 150°C, puis qu'elle est systématiquement au dessous (voir Figure 4-61). Si on considère que les fuites sont de l'ordre de 10 à 15%, la totalité des effluents de séchage sont expérimentalement récupérés à la fin de la montée en pyrolyse : on a alors 870 g d'eau effectivement condensé alors que l'identification donne 645 g.

Même si on ne peut affirmer avec certitude que le séchage est terminé à la fin du palier à 160°C (bois anhydre), il est en tout cas plus poussé que ce que prévoit le modèle en fin de parcours, c'est-à-dire à partir d'une température du bois supérieure à 150°C.

f) Une amplification de l'erreur à haute température

On se rend compte que les débits identifiés (et en conséquence l'humidité) sont corrects au début du séchage puis deviennent faux pour des températures élevées. On détermine l'erreur relative commise sur le flux de séchage $F_{m,séch}$ en revenant à son expression initiale (153) :

$$\left| \frac{dF'_{m,séch}}{F'_{m,séch}} \right| = \left| \frac{d \left(h_2 (T'_f - T'_b) - \frac{M'_b C p'_b}{A} \frac{dT'_b}{dt} \right)}{h_2 (T'_f - T'_b) - \frac{M'_b C p'_b}{A} \frac{dT'_b}{dt}} \right| + \left| \frac{d\Delta h'_{séch}}{\Delta h'_{séch}} \right| \quad (187)$$

Plus la température du bois se rapproche de la température du four, plus le terme $h_2 A (T'_f - T'_b) - M'_b C p'_b dT'_b/dt$ se rapproche de 0, d'où une erreur relative tendant vers l'infini sur le flux massique de séchage. Nos calculs sont donc validés lorsque l'écart entre

les températures du bois et du four sont suffisamment éloignés.

II.3.7 - Conclusions et perspectives

Il ne nous est pas encore possible de suivre en temps réel l'humidité du bois pendant l'intégralité du séchage. De la même façon, nous ne pouvons pas garantir que le bois soit complètement anhydre à la fin du palier de séchage haute température, toutefois les condensats récupérés semblent aller dans ce sens.

En contrepartie, nous savons rendre compte du séchage lorsqu'il est le plus intense. La connaissance du débit maximal circulant dans le condenseur et de sa composition est une information capitale pour dimensionner les futurs condenseurs industriels. De la même façon, nous avons montré que le séchage était maximal lors de la 2^e montée en température : l'énergie absorbée par le séchage va s'ajouter à celle nécessaire pour élever la température de la charge, d'où une consommation électrique très importante pendant cette période dont les fours devront tenir compte.

II.4 - Pyrolyse

On passe à présent à la pyrolyse ménagée du bois. L'objectif est de rendre compte simultanément des profils de températures du bois et la perte de masse associée.

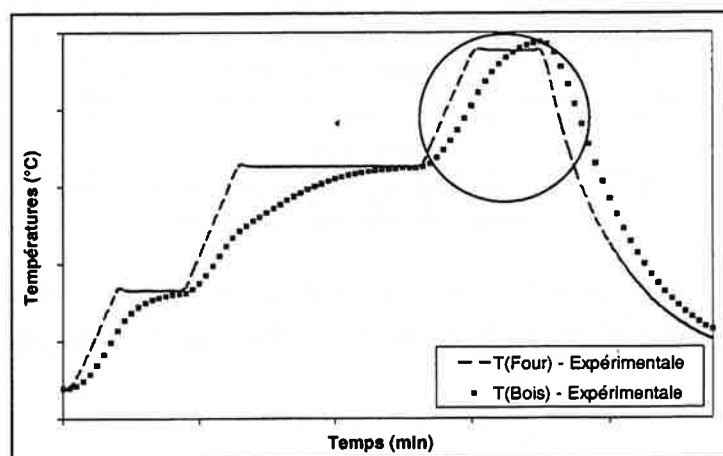


Figure 4-62 Etude de la phase de pyrolyse

II.4.1 - Une première approximation par conduction pure

Dans le cas des résineux ici étudiés, le modèle par simple conduction suffit à donner une première approximation des profils de températures pendant la pyrolyse.

La relation (149) s'applique ainsi aux pyrolyses à basse température, de l'ordre de

225°C, pour des temps de séjours plus ou moins importants, entre 5 min pour le pin sylvestre (essai P₁) :

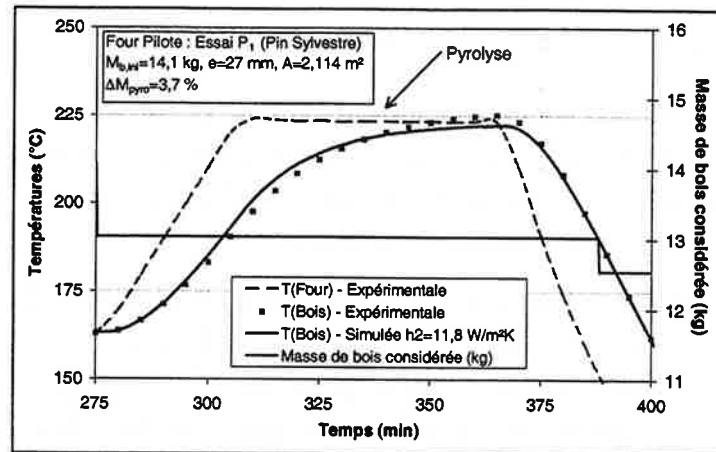


Figure 4-63. Première approche de la pyrolyse basse température pendant 5 minutes (P₁)

Et une heure pour le sapin (essai S₇) :

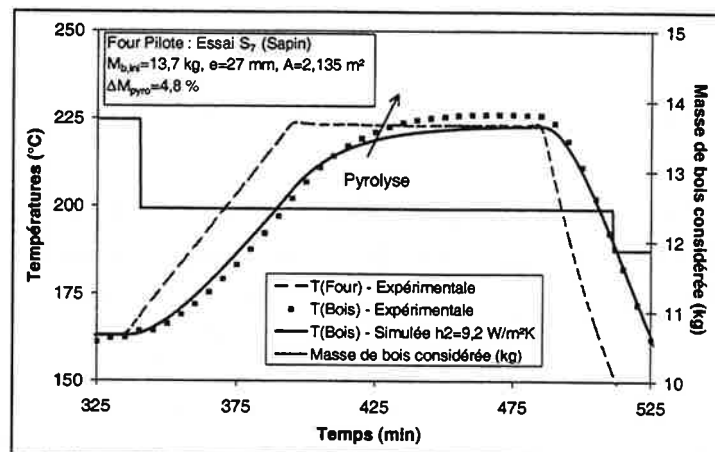


Figure 4-64. Première approche de la pyrolyse basse température pendant 1 heure (S₇)

Le même raisonnement donne des résultats satisfaisants à « haute température » entre 235 et 240°C, pour un temps de séjour de 5 minutes sur l'épicéa (ES₄) :

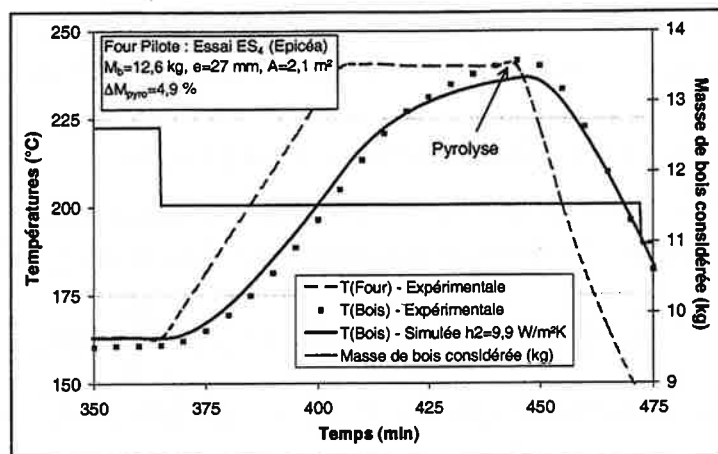


Figure 4-65. Première approche de la pyrolyse haute température pendant 5 minutes (ES₄)

Et d'environ 1 heure sur le sapin (S₈) :

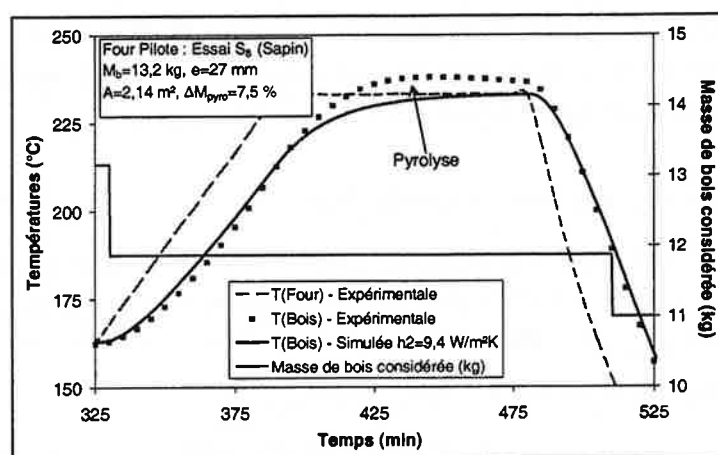


Figure 4-66. Première approche de la pyrolyse haute température pendant 1 heure (S₈)

D'un point de vue pratique, cela signifie que nous sommes d'ores et déjà capables, sans calcul complexe, d'obtenir une approximation satisfaisante de la longueur du palier de réification. On visualise l'exothermie de la pyrolyse ménagée : elle représente une augmentation de la consigne d'environ 5° à la fin du palier à 240°C. Il suffit donc de calculer l'instant pour lequel le centre des planches atteint 235°C pour obtenir une première approximation de la durée du palier.

De manière concomitante, on pourra commencer à calculer et à optimiser les coûts (consommation électrique des résistances, azote, etc...) en considérant le bois réifié comme du bois anhydre, avec la masse $m_{b,anh}$, pendant la phase de pyrolyse.

II.4.2 - Identification de l'avancée de la pyrolyse

On considère ici que la perte de masse est un indicateur de l'avancée de la pyrolyse. L'objectif est à présent de rendre compte de la perte de masse en cours de

pyrolyse par une procédure analogue à celle décrite pendant le séchage, en considérant une réaction exothermique de pyrolyse au lieu de la « réaction » endothermique de séchage.

a) Expression du flux massique de pyrolyse

Nous allons à présent faire un raisonnement analogue à celui relatif au séchage, en considérant une réaction exothermique de pyrolyse d'enthalpie ΔH_{pyro} . On alors

$$h_2 A (T_f - T_b) = \frac{d}{dt} (M'_b C p'_b (T'_b - T_{ref})) + \frac{dM'_b}{dt} \Delta H_{pyro} \quad (188)$$

d'où le flux massique de pyrolyse $F_{m,pyro} = -(1/A)(dM'_b/dt)$, d'où

$$F'_{m,pyro} = \left[-h_2 (T'_f - T'_b) + \frac{M'_b C p'_b}{A} \frac{dT'_b}{dt} \right] / \Delta H_{pyro} \quad (189)$$

[BOHNKE, 1993] a déterminé que $\Delta H_{pyro} = 700 \text{ kJ/kg}$ était la valeur s'ajustant le mieux avec son modèle relatif à la pyrolyse de cylindres de bois massif (peuplier) en bain d'huile. Nous allons tester cette valeur sur des essais effectués sur des bois contenant peu de résines (afin de ne pas fausser le calcul de la perte de masse).

b) Evolution du bois dans le four

Comme dans le cas du séchage, on calcule d'abord le flux massique de pyrolyse à l'instant t grâce à la relation (189), puis on en déduit la masse de bois, m_b , et la perte de masse associée $\Delta m_{b,pyro}$ (en valeur absolue) à l'instant $t+dt$. Pendant l'intervalle dt , la masse de bois évolue de la quantité : $dM_b = -A F'_{m,pyro} dt$

$$(190)$$

$$\text{D'où :} \quad M_b(t+dt) = M_b(t) + dM_b \quad (191)$$

$$\text{Et} \quad \Delta m_{b,pyro}(t+dt) = \frac{M_{b,anh} - M_b(t+dt)}{M_{b,anh}} = 1 - \frac{M_b(t+dt)}{M_{b,anh}} \quad (192)$$

c) Application au sapin

De manière étonnante, la valeur déterminée par [BOHNKE, 1993] sur du peuplier nous permet de suivre l'évolution de la perte du sapin placé à basse (225°C) et haute température (entre 235°C et 240°C). La perte de masse finale identifiée est très proche de la perte de masse expérimentalement constatée. Le fait que la perte de masse semble parfois négative en début de zone de pyrolyse ne signifie pas que le bois reprend du poids, mais tout simplement que les courbes ne sont pas toujours initialement bien ajustées à basse température.

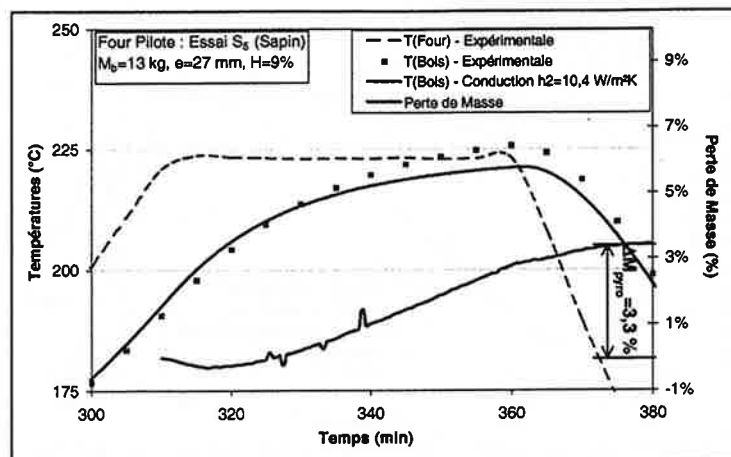


Figure 4-67. Perte de masse pendant une brève pyrolyse à 225°C (S₅)

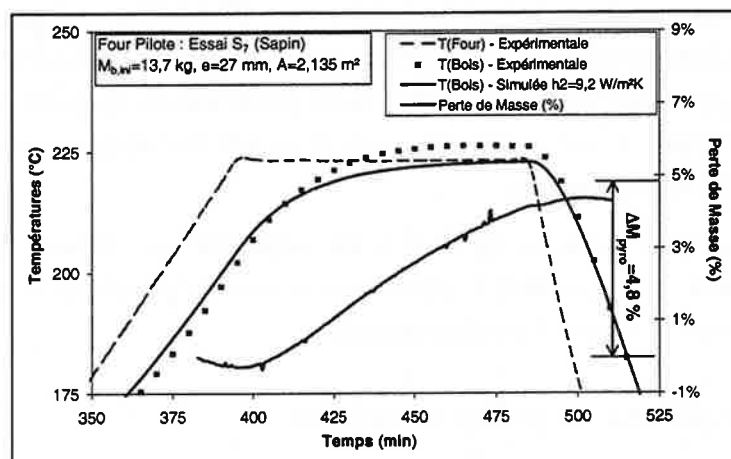


Figure 4-68. Perte de masse pendant une pyrolyse prolongée à 225°C (S₇)

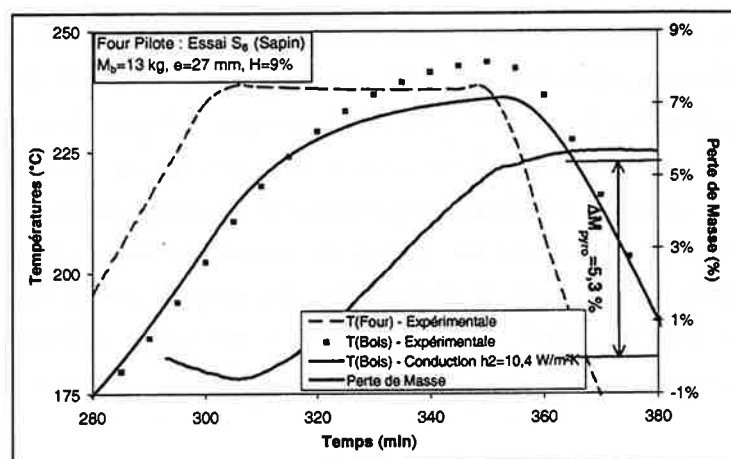


Figure 4-69 Perte de masse pendant une brève pyrolyse à 240°C (S₆)

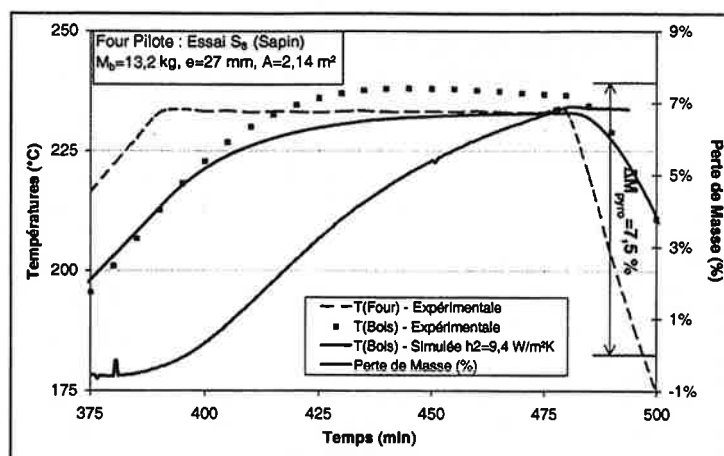


Figure 4-70 Perte de masse pendant une pyrolyse prolongée à 240°C (S₈)

Cette démarche devrait ainsi nous permettre d'identifier en ligne la perte de masse associée à la pyrolyse du sapin. Le fait que les quatre pertes de masse finales prédites (pour quatre cas de figures pas assez différents) sont correctes ne constituent pas une preuve absolue que le "chemin suivi" par la masse de bois soit lui-même correct, mais ceci nous semble une hypothèse raisonnable.

Cette approche nous permet enfin de visualiser que le bois continue un peu à réagir au début de refroidissement. Le phénomène sera proportionnellement plus accentué pour un faible temps de séjour à basse température

d) Limitations de l'identification

Cette identification est tributaire de la précision avec laquelle le modèle avec conduction pure s'ajuste au début de la montée en pyrolyse.

Nous rencontrons ainsi des problèmes avec une essence comme l'épicéa où le modèle avec conduction suffit à rendre globalement compte du profil de température, mais ne permet pas d'identifier la perte de masse finale due à la pyrolyse. On peut en fait se demander s'il ne reste pas un peu d'eau dans le bois à la fin du palier à 160°C. Cette eau pourrait alors partir pendant la montée en pyrolyse et ceci expliquerait le fait que le courbe simulée par conduction se trouve au dessus de la courbe réelle. Ceci pourrait de plus expliquer, au moins partiellement, la dégradation des propriétés mécaniques constatées sur cette essence : un départ violent de l'eau pendant la montée en pyrolyse peut générer des fentes ou micro-fissures, voire même des réactions secondaires pendant la pyrolyse.

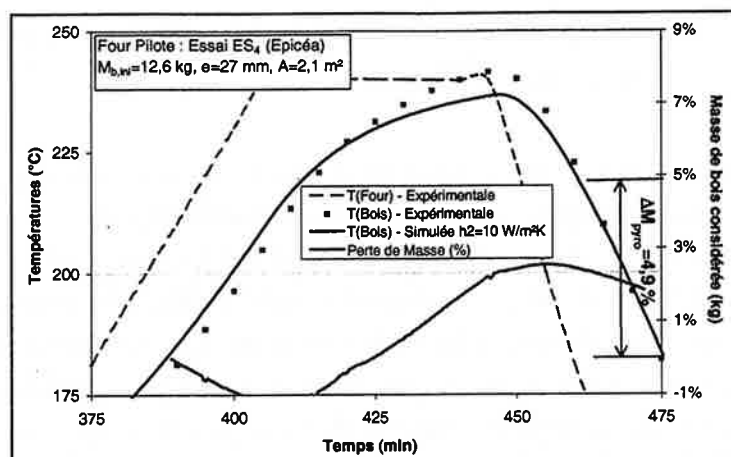


Figure 4-71. Limitations de l'identification de la perte de masse en pyrolyse pour l'épicéa (ES₄)

II.4.3 - Conclusion et perspectives sur la pyrolyse

Par simple conduction dans le bois, nous sommes en mesure d'obtenir une première approximation de la durée du palier de pyrolyse : dans le cas des résineux, il suffit de calculer au bout de combien de temps le bois atteint une température « théorique » de l'ordre de 235°C. En appliquant le programme correspondant, l'opérateur obtiendra une température supérieure, d'environ 240°C, du fait des réactions exothermiques de pyrolyse du bois massif. Nous possédons donc un outil rapide permettant de préparer les essais préliminaires à l'étude d'une essence, sans pour autant prétendre se substituer au savoir-faire de l'expérimentateur et du professionnel du bois. Nous verrons par la suite qu'il s'applique aussi aux fortes épaisseurs (prototype industriel). Cet outil rapide permettra aussi d'anticiper les puissances de chauffe appelées en cours de traitement.

Nous sommes en mesure de fournir une identification en temps réel de l'avancée de la pyrolyse dans le cas du sapin. Il conviendra d'étendre cette méthode aux autres essences et tout particulièrement de vérifier qu'il ne reste pas un séchage résiduel du bois pendant la montée en pyrolyse pour des essences peu poreuses comme l'épicéa, ou tout au moins une consommation "parasite" d'énergie due au départ des résines ou autres extractibles au dessus de 160°C. Pendant la montée en pyrolyse, une grande différence entre la courbe expérimentale et la courbe simulée (par conduction dans le bois anhydre) pourrait être un très bon indicateur d'un séchage incomplet : ceci pourrait être un outil de correction en cours de traitement ou bien un outil de diagnostic *a priori*.

La modélisation précise de la perte de masse en cours de traitement a été abordée dans les thèses précédentes de notre équipe [BOHNKE, 1993] et [RAJOHNSON, 1995]. Elle ne sera pas abordée dans cette thèse et reste un terrain à défricher dans le cadre de futurs travaux : il s'agit alors d'être capable de passer des études classiques de poudres ou de copeaux (ATG/DSC...) à du bois massif avec les phénomènes de transferts thermiques et réactions secondaires associées.

II.5 - Conclusions Générales sur la Modélisation du Four Pilote

Nous venons de mettre au point un ensemble d'outils décrivant la réтификаction du bois, aussi bien pendant la chauffe que pendant le refroidissement.

- Le comportement global du bois est décrit en l'absence de réactions, aussi bien naturel que rétifé. Ceci est essentiel pour prédire la durée du premier palier et surtout pour décrire le comportement couplé du four et du bois pendant le refroidissement. Le refroidissement est réputé être l'un des facteurs limitants au développement des fours et nous disposons d'un modèle global et de "nombres clés" que nous allons transposer sur les fours de taille industrielle, soit pour les améliorer, soit pour les dimensionner.
- Même si nous ne rendons pas compte de l'intégralité du séchage, nous savons en décrire le début. Cette période est cruciale en terme d'ingénierie : on y observe le départ le plus massif d'eau, ce qui va conditionner à la fois le dimensionnement des condenseurs et l'énergie nécessaire à la chauffe du bois.
- Nous pouvons évaluer l'ordre de grandeur de la durée du palier de pyrolyse et identifier « en ligne » l'avancée de la pyrolyse dans le cas du sapin. Cet outil devra être étendu et pourrait alors être facilement implanté comme outil de supervision du traitement, voire comme outil de diagnostic à postériori.

Ces outils ont nécessité un ensemble de calculs mathématiques que l'on peut qualifier de fastidieux, à défaut de compliqués. En contrepartie, leur utilisation se fait en pratique avec un outil bureautique aussi simple qu'Excel et on pourrait imaginer une identification en temps réel avec des logiciels de contrôle/supervision des procédés.

III - MODELISATION DES FOURS INDUSTRIELS

Nous reprenons la démarche précédente pour l'appliquer au prototype Rey et aux fours industriels de 8 m³ et de 6 mètres de longueur (R₆).

L'approche faisant appel au calcul de coefficients globaux de transferts sans réactions (h_1 et h_2) reste valable. Une différence de comportement entre le prototype Rey et les fours industriels met en évidence l'importance de l'emplacement des thermocouples de contrôle du four. Une correction empirique des montées en température est proposée sur le

prototype.

Le modèle de refroidissement s'avère aussi transposable aux fours industriels. Il rend compte des influences respectives de la double enveloppe, du recyclage des gaz à la sortie du condenseur et de l'injection d'eau.

On met enfin en évidence l'importance de l'inertie thermique du bois par rapport à celle du four.

III.1 - Conservation des Modèles de Transfert

Comme sur le pilote, les coefficients globaux h_1 et h_2 sont calculables à partir des coefficients classiques de transfert à la surface et des caractéristiques des planches.

III.1.1 - Identification et comparaison des coefficients

Les essais industriels disponibles permettent d'une part de déterminer les coefficients de transferts surfaciques (h_{conv}) par optimisation paramétrique et d'autre part d'identifier les coefficients globaux (h_1 et h_2) par régression linéaire.

		Données							Identifi- cation	Calcul de h_1 (24°C) avec $h_1 = h_{surf} \cdot f_1 / \tan(f_1)$				Identification de h_1 et h_2 par Régression			
Four	Ref.	Essence	Nb de Planches	Nb de Lits	m_b (kg)	e (mm)	A (m ²)	H (%)	h_{surf} W/m ² .K	λ (24°C) W/m.K	BI $h_{conv} \cdot b / \lambda$	f_1 (24°C)	h_1 (24°) W/m ² .K	$h_1 A / M_b$	$h_2 A / M_b$	h_1 W/m ² .K	h_2 W/m ² .K
Prototype Rey	SV1	Sapin	240	20	809	29	117,5	9,8%	37,2	0,13	4,16	1,27	14,5	1,95	1,69	13,4	11,8
	SV2	Sapin	240	20	796	29	112,8	10,0%	34,2	0,13	3,73	1,25	14,3	1,97	1,70	13,9	12,0
	SV20	Sapin	264	20	1056	29	142,6	11,5%	25,0	0,14	2,56	1,15	12,9	1,83	1,58	13,6	11,7
	E1	Epicéa	200	20	798	29	132,3	8,8%	27,6	0,11	3,50	1,23	12,0	1,88	1,61	11,3	9,7
	PS 50	Pin Sylvestre	98	14	681	50	58,8	12,5%	29,3	0,13	5,55	1,33	9,5	0,81	0,70	9,4	8,1
	EP 80	Epicéa	55	11	873	60	60,5	11,4%	31,7	0,13	7,08	1,38	8,5	0,57	0,50	8,3	7,2
	EP 70	Epicéa	75	11	808	70	51,5	15,2%	22,9	0,13	6,01	1,35	6,9	0,39	0,35	6,2	5,5
	LRBB1	Pin Maritime	140	20	772	27	100,8	10,0%	15,0	0,15	1,33	0,95	10,2	1,56	1,35	11,9	10,4
	LRBB2	Pin Maritime	140	20	779	27	100,8	9,8%	15,6	0,15	1,38	0,96	10,5	1,55	1,35	12,0	10,4
LRBB3	Pin Maritime	140	20	776	27	100,8	9,0%	20,1	0,15	1,81	1,05	12,2	1,71	1,48	13,1	11,4	
Four R ₀	PS 32	Pin Sylvestre	288	36	3629	32	518,4	14,8%	17,5	0,13	2,16	1,10	9,8	1,15	1,03	8,1	7,2
	PM 27	Pin Maritime	320	40	3750	27	504,9	13,4%	15,0	0,16	1,30	0,94	10,3	1,49	1,27	11,1	9,4
	PS-Air	Pin Sylvestre	503	40	3174	25	467,8	14,1%	9,7	0,16	0,78	0,78	7,6	1,13	0,98	7,7	6,7
	PS-Eau	Pin Sylvestre	785	40	3351	25	482,8	14,3%	15,3	0,16	1,21	0,92	10,7	1,48	1,30	10,3	9,0
	LM 25	Epicéa	164	36	2340	25	400,0	10,4%	16,1	0,13	1,56	1,00	10,3	1,84	1,57	10,7	9,2

Tableau 4-10. Calculs de h_1 , h_2 , h_{conv} sur les fours industriels

On compare alors ces 2 derniers coefficients avec les valeurs calculées grâce à la relation (101), à savoir :

$$h_1 = h_{conv} \frac{f_1}{\tan f_1} \quad (101)$$

On trace une nouvelle fois l'ensemble des valeurs de h_1 données par la relation (101) en fonction des valeurs identifiées par régression linéaire (Figure 4-72). Les points obtenus sont regroupés avec ceux qui sont relatifs au four pilote.

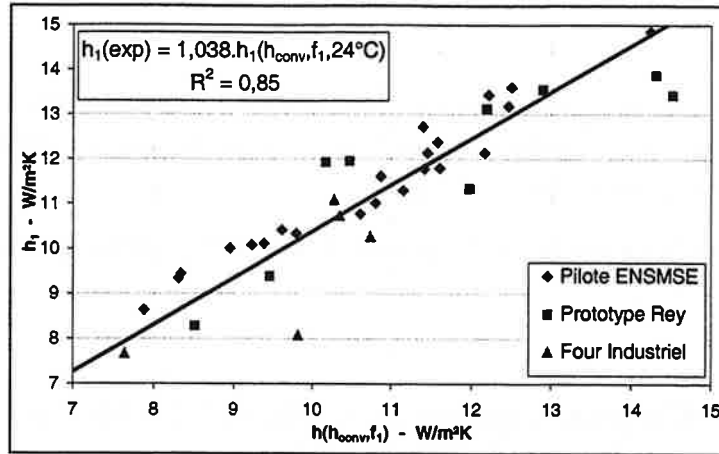


Figure 4-72. Comparaison entre le coefficient déduit de l'équation de conduction et h_1 sur tous les types de fours

La Figure 4-73 permet ensuite de vérifier la conservation de la relation linéaire entre h_1 et h_2 , à savoir :

$$h_2 = 0,86h_1 \quad (105)$$

La relation (78) continue donc à s'appliquer :

$$\left\{ \begin{array}{l} C_p \frac{dT_b}{dt} = \frac{h_2 A}{m_b} (T_f - T_b) = \frac{h_{conv} A}{m_b} \frac{f_1}{\tan f_1} (T_f - T_b) \\ f_1 \text{ est la première solution positive de : } f_1 \tan f_1 = Bi \\ Bi \text{ est le nombre de Biot : } Bi = \frac{h_{conv} b}{\lambda} \end{array} \right. \quad (78)$$

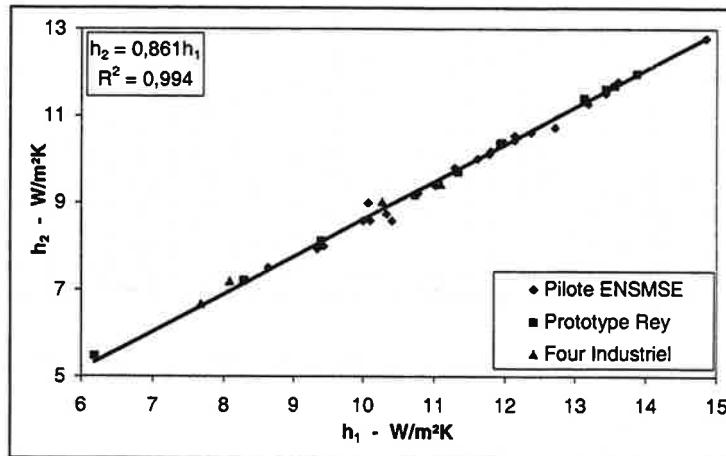


Figure 4-73. Relation linéaire entre h_1 et h_2 sur tous les types de fours

III.1.2 - Validation du modèle sur les fours industriels

Les simulations sont moins satisfaisantes dans le prototype Rey (Figure 4-74) que dans le four industriel R_6 (Figure 4-75). Ceci se retrouve à la fois par l'approche complète (résolution unidimensionnelle de l'équation (79) en 1-D) et par l'approche analytique (h_2).

A la fin de la première montée, on observe sur le prototype une cassure de la courbe de la température moyenne du bois. Elle semble de plus ne pas pouvoir atteindre la consigne du four. Cet écart a été "empiriquement assimilé" en augmentant systématiquement la consigne du four de 2 ou 3°C par rapport à la température prévue dans le bois : on impose ainsi 82°C au four pour obtenir environ 80°C dans les planches. Nous verrons dans le paragraphe III.2.4-b p.210 que ce décalage peut partiellement s'expliquer par une température réelle du four inférieure, en moyenne, à la température de consigne.

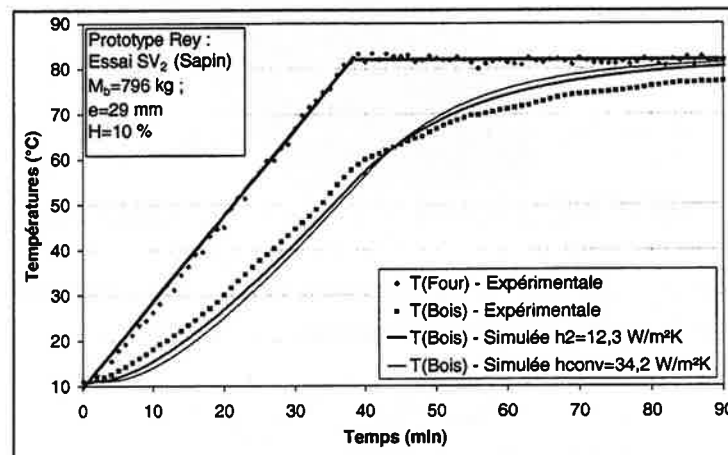


Figure 4-74. Simulation de la 1^{re} étape dans le prototype Rey

On ne retrouve pas la discontinuité précédente (fin de la rampe) dans le four R₆, même si il lui est difficile d'atteindre la température de consigne. Les phénomènes précédents sont peut-être atténués du fait de la montée plus progressive en température.

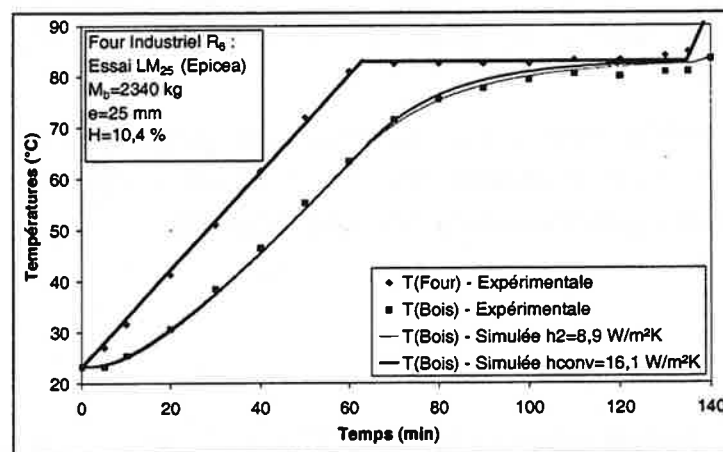


Figure 4-75. Simulation de la 1^{re} étape dans le four R₆

Les 2 charges ont des caractéristiques voisines : elles sont constituées de planches de résineux de 25 à 29 mm, espacées de 25 mm. On ne peut donc mettre en cause le bois en lui-même. On va donc explorer deux pistes : celle des échanges thermiques à la surface et celle de la représentativité de la mesure de la température du four.

III.1.3 - Transferts à la surface

Les mesures de vitesses ont donné des résultats sensiblement équivalents dans les deux types de fours industriels, à savoir une vitesse de circulation des gaz dans la pile d'environ 1,7 m/s. On trouve à 24°C un coefficient de transfert de l'ordre de 17 W/m²K en appliquant la relation proposée par [BOST, 1989] :

$$h_{conv} = 2,3 + 195 \sqrt{V/T_f} \quad (193)$$

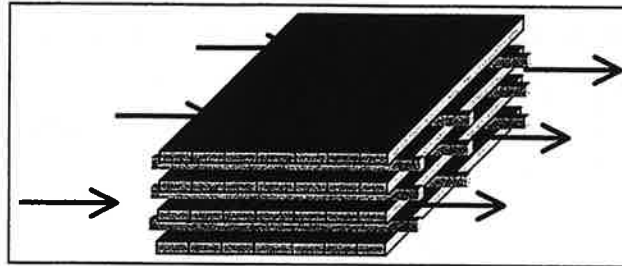


Figure 4-76. Circulation des gaz dans les fours industriels

On tient de plus compte du rayonnement auquel sont soumises les deux types de charges pour obtenir le coefficient global de transfert à la surface :

$$h_{surf} = h_{conv} + 4\sigma\epsilon_r \frac{A_{ray}}{A} T_f^3 \quad (194)$$

La surface offerte au rayonnement est beaucoup plus faible que celle à la convection. L'essai sur le prototype correspond ainsi à une pile de 20 lits de 12 planches offrant 113 m² à la convection et seulement 9,6 m² au rayonnement. L'essai sur le four industriel correspond à une pile de 41 lits de 4 planches (22,5 cm de largeur), soit une aire de 400 m² offerte à la convection contre 23 m² au rayonnement. L'influence du rayonnement est sensiblement négligeable sur les fours industriels, sauf pour l'enveloppe extérieure de la pile

Le coefficient de transfert à la surface est donc globalement de 17 W/m²K à 24°C, ce qui est effectivement le coefficient déterminé par identification dans le four industriel R₆ (voir Tableau 4-10), mais pas dans le prototype industriel.

III.2 - Hétérogénéité en Température du Four

Il faut à présent examiner la représentativité des températures prises dans le four.

III.2.1 - Prise des températures du four

La prise des températures se révèle différente dans les deux générations de fours. Sur le prototype, la valeur enregistrée correspond à la température en bas à droite de la pile

(voir Figure 4-77) tandis qu'elle est prise au niveau du brasseur dans les fours industriels (ou éventuellement à l'entrée de la pile, à mi-hauteur).

Il est donc temps de se pencher sur l'influence de la prise des températures supposées décrire le four et la différence existant entre la température mesurée du four et la température moyenne des gaz entrant le four.

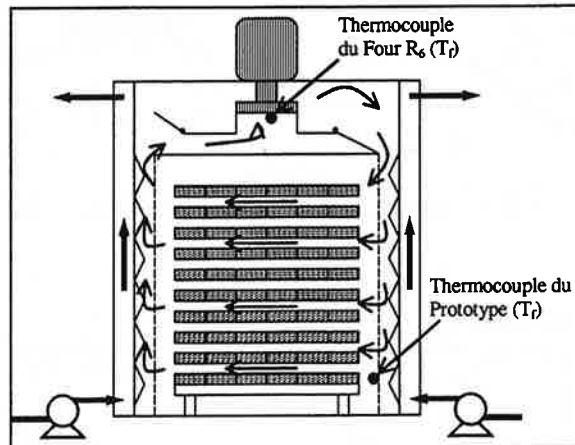


Figure 4-77. Position des thermocouples de référence dans le prototype et dans les fours R₆

III.2.2 - Ecart maximal de température dans le four

On peut grossièrement évaluer l'échauffement maximal de la température des gaz convectifs dû au passage sur les 2 batteries de résistances à gauche et à droite. En négligeant le retour des gaz sortant de la pile, on écrit que la puissance délivrée par les résistances est entièrement transférée aux gaz convectifs, c'est-à-dire :

$$P_{rés} = \rho_g Q v_g \Delta T_{g,max} \quad (195)$$

Le prototype enregistre en temps réel l'énergie active consommée totale (kWh). En assimilant cette courbe à un ensemble de segments de droites et en retranchant les puissance des brasseurs du four et des ventilateurs du condenseur, on accède à la puissance instantanée consommée par les résistances pendant la première phase. On considère alors que les 2 brasseurs présents sur le prototype fournissent un débit total de 18000 m³/h et on en déduit l'échauffement maximal des gaz lors de leur passage sur les résistances.

On dispose de relevés pour des montées à 2°C/min (voir Figure 4-78) et à 1°C/min (voir Figure 4-79). On visualise clairement que la puissance appelée et l'écart possible de températures augmentent avec la vitesse de montée en température.

La température moyenne d'entrée des gaz convectifs dans la pile est donc plus importante que celle effectivement acquise par le thermocouple du prototype. Toutefois, la différence entre ces 2 températures va s'atténuer pendant le palier. On peut donc se demander si il ne serait pas possible de changer « empiriquement » la vitesse de montée en température pour reconstituer la température moyenne du bois.

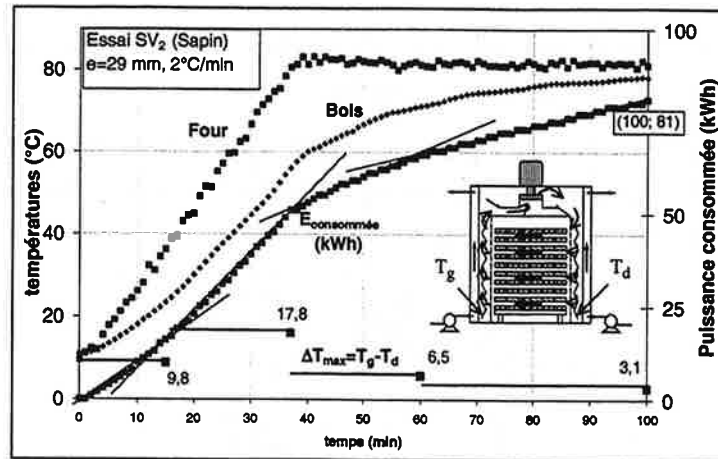


Figure 4-78. Ecart maximal de température dans le four (essai SV₂ à 2°C/min)

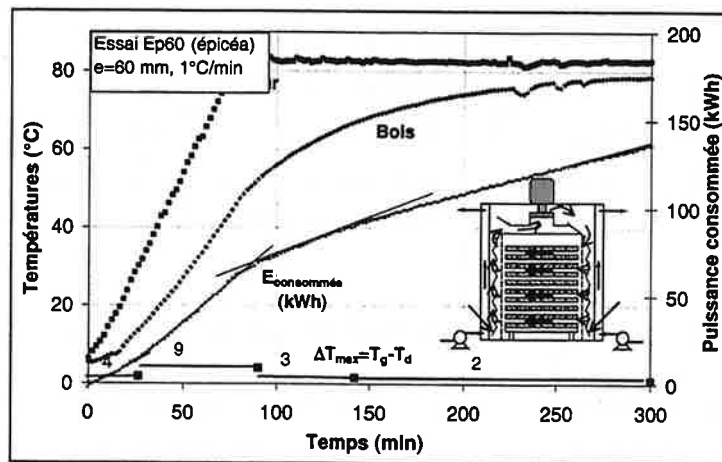


Figure 4-79 Ecart maximal de température dans le four (essai Ep₆₀ à 1°C/min)

III.2.3 - Correction empirique des montées en température

Les vitesses étant sensiblement les mêmes dans le prototype et dans le four R₆, on peut conserver le même coefficient de transfert à la surface (environ 17 W/m²K) et déterminer la montée en température du four qui va permettre de reconstituer la température expérimentale du bois.

Pour l'essai SV₂, il suffit de passer d'une montée de 1,9°C/min à 2,5°C/min pour considérablement améliorer la simulation de la chauffe du bois. On reconstitue le premier palier et le début de la deuxième phase quand il n'y a pas encore séchage. Il faut bien se rendre compte que ceci demeure une première correction, en pratique il est probable que l'on va avoir un dépassement de consigne à la fin des montées en températures.

Le raisonnement demeure valable pour des montées en températures plus faibles (1°C/min) où il suffit de passer à 1,3 °C/min (règle de 3 par rapport au passage de 1,9°C/min à 2,5°C/min). On le vérifie sur l'essai LRBB₂ qui combine montées à 2°C/min

pendant les 2 premières phases, puis $1^{\circ}\text{C}/\text{min}$ pendant la pyrolyse (voir Figure 4-81).

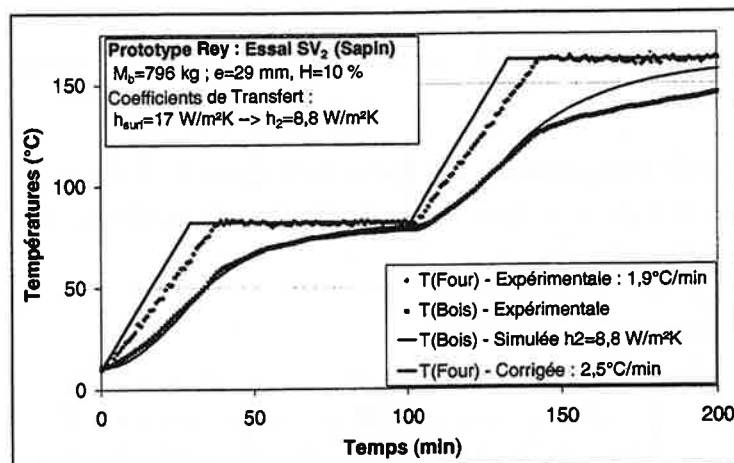


Figure 4-80. Profil des températures dans le prototype après correction (essai SV₂)

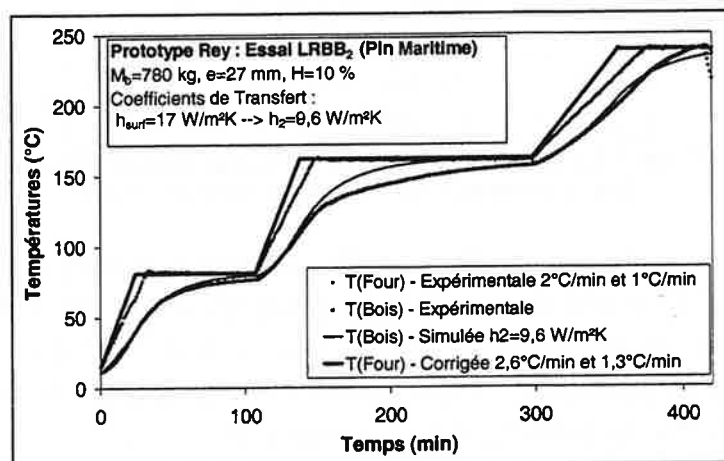


Figure 4-81 Profil des températures dans le prototype après corrections (essai LRBB₂)

Enfin, la correction proposée s'avère apte à décrire le comportement de planches épaisses dans le four, en l'occurrence des planches de 60 mm (EP₆₀)

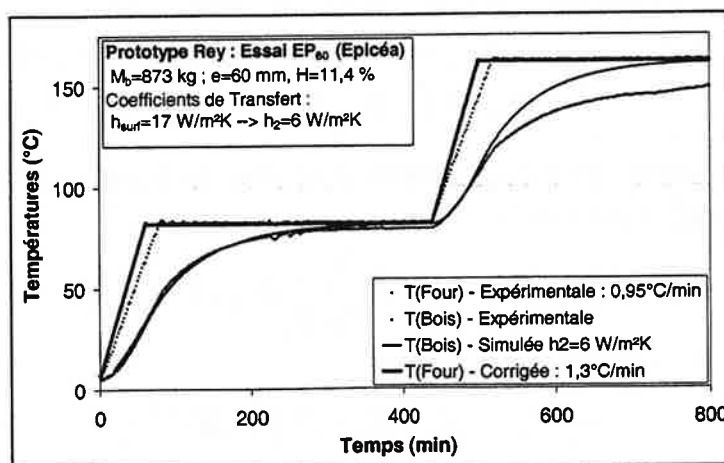


Figure 4-82. Profil des températures dans le prototype après correction pour de grosses épaisseurs (essai Ep₆₀)

III.2.4 - Modélisation des Hétérogénéités de Températures

a) Hétérogénéité des températures dues au passage des gaz dans la charge

Les chutes de températures des gaz convectifs et du bois lors du passages des gaz dans la charge se calculent à leur tour en adaptant la méthode de [BOST, 1989] du Chapitre 2 (paragraphe I.2.2).

♦ Etablissement des Equations

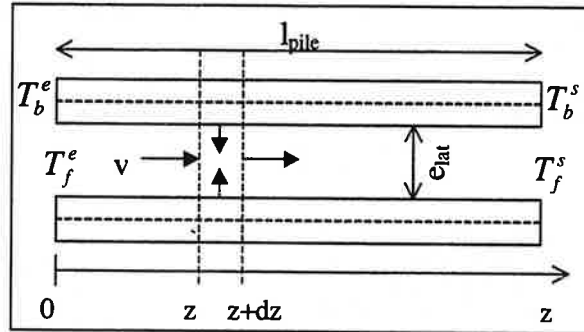


Figure 4-83. Convection le long de la charge: températures du four et du bois à l'entrée et la sortie de la charge

En effet, lors du passage dans la pile, la chaleur cédée par l'air au bois sur la tranche de largeur dz se met sous la forme $h_2(2Ldz)(T_b^z - T_f^z)$. Dès lors, en négligeant à nouveau la variation de la masse volumique et de la capacité thermique de l'air (ou des gaz convectifs) lors de la traversée de la pile, on retrouve une expression très proche de celle précédemment exposée par [BOST, 1989] pour des tôles :

$$2h_2Ldz(T_b - T_f^z) = \rho_g v e_{lat} L C p_g (T_f^{z+dz} - T_{ref}) - \rho_g^z v e_{lat} L C p_g^z (T_f^z - T_{ref}) \quad (196)$$

$$\text{d'où :} \quad \frac{dT_f^z}{T_f^z - T_b} = - \frac{2h_2Ldz}{\rho_g e_{lat} L C p_g v} \quad (197)$$

$$\text{Comme [BOST, 1989], on pose : } X' = \exp(h_2 A / \rho_g Q_v C p_g) \quad (198)$$

La chute de température des gaz lors du passage dans la pile s'écrit alors :

$$T_f^s - T_f^e = (T_c - T_f^e)(1 - X'^{-1}) \quad (199)$$

Le calcul des températures à l'entrée et la sortie de la pile s'applique de nouveau :

- Calcul de T_b^e à partir de T_f^e :

$$T_b^e(t+dt) = T_b^e(t) + \frac{h_2 A}{m_b C p_b} (T_f^e(t) - T_b^e(t)) dt \quad (200)$$

- Calcul de T_f^s à partir de T_f^e et de T_b^e :

$$T_f^s - T_f^e = (T_b^e - T_f^e)(1 - X'^{-1}) \quad (201)$$

- Calcul de T_b^s à partir de T_f^s :

$$T_b^s(t+dt) = T_b^s(t) + \frac{h_2 A}{m_b C p_b} (T_f^s(t) - T_b^s(t)) dt \quad (202)$$

♦ Validation du modèle

On modélise l'essai LRBB₂ en prenant en compte l'alternance des flux toutes les 7 minutes. On fait une première simulation sans correction de la montée en température du four (voir Figure 4-84) et avec correction de la montée en température (voir Figure 4-85).

La chute de température des gaz lors de leur passage dans la pile est maximale à la fin de la montée en température et s'atténue pendant le palier à 80°C. Elle atteint jusqu'à 15°C en prenant la vitesse de circulation des gaz égale à la valeur mesurée de 1,7 m/s.

Comme cela était prévisible, la modélisation des températures au cœur des planches est améliorée lorsque l'on modifie la vitesse de montée en température du bois (voir paragraphe précédent). On se rend alors compte que la correction proposée pendant la montée en température fait coïncider la température mesurée (en bas et à droite du four) avec la température de sortie des gaz de la pile. Le modèle est donc cohérent.

L'hétérogénéité des températures au cœur des planches est également reproduite. On trouve alors une différence maximale entre l'entrée et la sortie de l'ordre de 2,3°C alors qu'elle est expérimentalement de l'ordre de 5°C. Il faut alors se rappeler que ce modèle ne prend pas en compte les hétérogénéités des températures du four dans le sens de la hauteur mais qu'il considère une température uniforme d'entrée dans la pile.

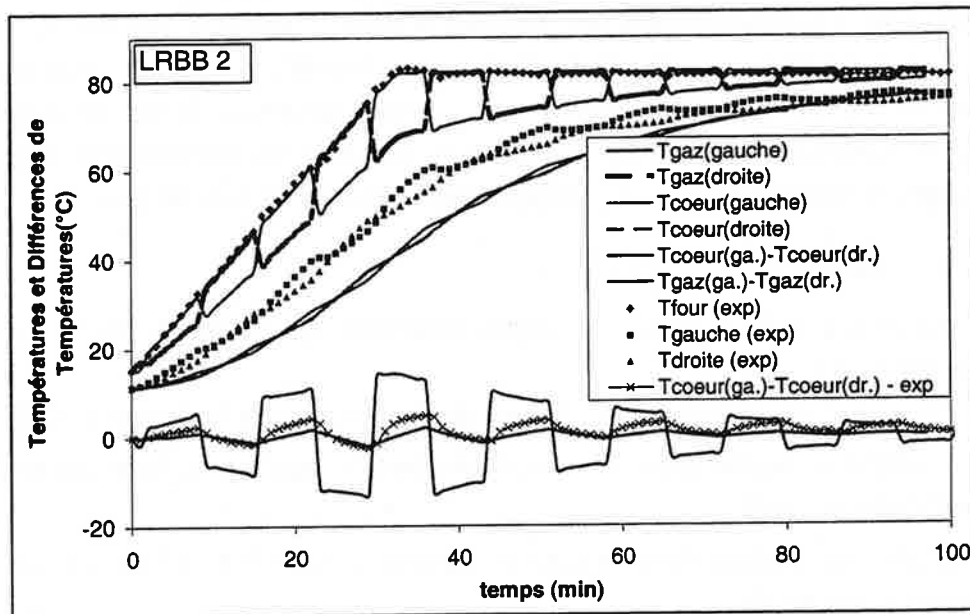


Figure 4-84. Simulation sans correction des températures du bois et des gaz en entrée et sortie de la charge (essai LRBB₂)

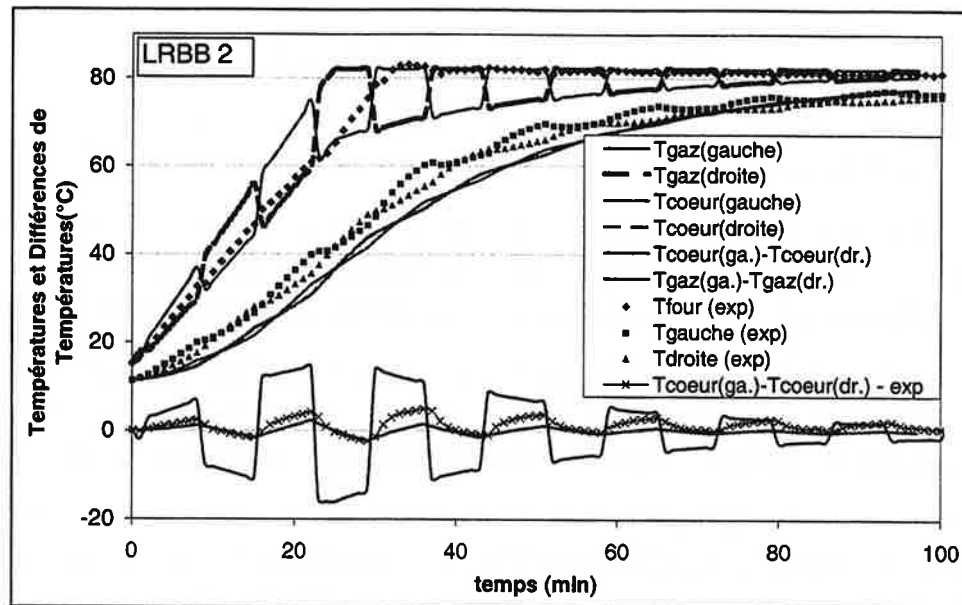


Figure 4-85. Simulation avec correction des températures du bois et des gaz en entrée et sortie de la charge (essai LRBB₂)

b) Hétérogénéité de Températures dans le four

On propose à présent un modèle mathématique décrivant les profils de températures dans le four, lors du passage des gaz sur les résistances et dans la pile.

On rappelle dans un premier temps les notations et hypothèses du modèles, puis on modélise les températures des gaz descendant dans la veine de chauffe de gauche (le flux est ici orienté de la gauche vers la droite), puis leur refroidissement dans la pile et de nouveau leur réchauffement en montant dans la veine de droite. Il sera alors possible de comparer la température au niveau des brasseurs (T_0) avec les températures moyennes des gaz en entrée et sortie de pile, puis la température moyenne globale du four.

♦ Notations et hypothèses

La Figure 4-86 reprend une vision simplifiée du prototype Rey et rappelle les notations utilisées :

- Q_{vb} : débit des brasseurs (m^3/s). Il ne dépend pas de la température [BOST, 1989]
- z , abscisse réduite dans le sens descendant. z vaut 1 à la base du four et 0 au sommet (hauteur H)
- z , abscisse réduite dans le sens ascendant. z' vaut 0 à la base du four et 1 au sommet (hauteur H)
- $Q_v(z)$: débit arrivant à l'abscisse réduite z . On a $Q_v(z=0)=0$ et $Q_v(z=1)=Q_{vb}$
- dQ_v (m^2/s), débit d'air s'échappant des ventelles et/ou grilles perforées dans la tranche d'épaisseur dz . Il est considéré comme uniforme, d'où $dQ_v = Q_v dz$
- T_z , température dans la veine de chauffe de l'air entrant (à gauche pour un flux de

gauche à droite). Il se réchauffe au cours de sa descente

- T_f^e : température de l'air entrant dans la pile. Normalement $T_f^e(z) = T_z$ mais par souci de simplification on considère une température unique d'entrée des gaz, à savoir la température moyenne d'entrée des gaz $T_f^e = \overline{T_z}$
- $\overline{T_b}$, température moyenne de la pile de bois
- T_f^s : température de l'air sortant de la pile
- T_z , température dans la veine de chauffe de l'air sortant (à droite pour un flux de gauche à droite). Il se réchauffe au cours de sa montée.
- T_0 , température de consigne du four. Elle correspond à la température au niveau des brasseurs, où s'effectue la régulation
- T_r , température des résistances de chauffage

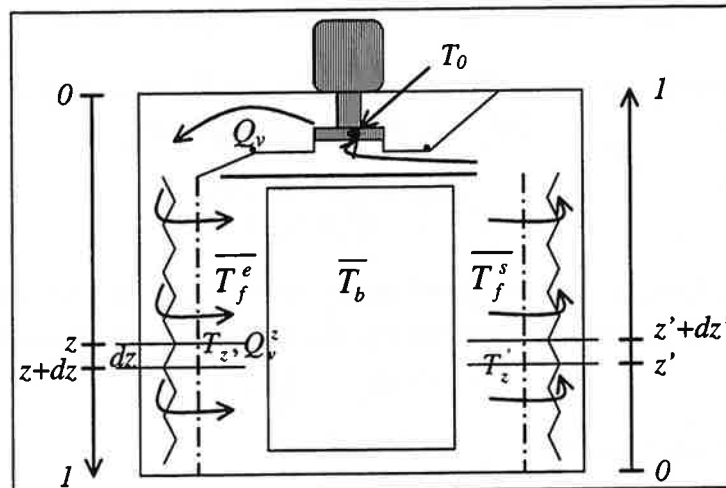


Figure 4-86. Schéma simplifié et notations

♦ Chauffage de l'air par les résistances

Les gaz sont chauffés par convection dans les veines aérolifiques (descente et montée des gaz) :

- au contact des résistances chauffantes,
- au contact des surfaces métalliques de la veine, elles-mêmes chauffées par rayonnement et par convection.

Ce système (voir Figure 4-86) est complexe, on le considérera comme un système équivalent de surface $S=L \times H$, à la température équivalente T_r et de coefficient de convection global h_v . Pour une tranche d'épaisseur dz , l'énergie apportée à l'air est dQ :

$$dQ = h_v S (T_r - T_z) dz \quad (203)$$

Normalement, h_v dépend de l'abscisse z parce que ce coefficient de convection dépend de la vitesse de convection et que celle-ci diminue au fur et à mesure qu'une partie du flux s'échappe par les ventelles. On considérera toutefois h_v constant. On fera la même hypothèse sur la masse volumique des gaz ρ_g et leur capacité thermique massique Cp_g

♦ Chauffage des gaz dans la veine descendante

En négligeant la variation de la masse volumique des gaz ρ Le bilan thermique dans la tranche dz s'écrit :

$$h_v S (T_r - T_z) dz + Q_v^z \rho_g C_{p_g} (T_z - T_{ref}) = dQ_v^z \rho_g C_{p_g} (T_{z+dz} - T_{ref}) + Q_v^{z+dz} \rho_g C_{p_g} (T_{z+dz} - T_{ref}) \quad (204)$$

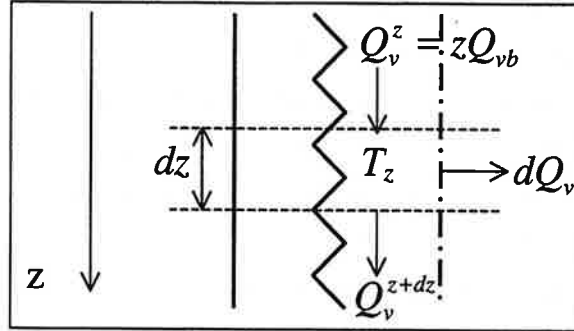


Figure 4-87. Echanges convectifs dans la veine descendante

En explicitant les divers débits en fonction de Q_{vb} et de z , puis en regroupant les termes, on obtient :

$$h_v S (T_r - T_z) dz = Q_{vb} (1 - z) \rho C_p dT_z \quad (205)$$

D'où

$$\frac{dT_z}{T_r - T_z} = \frac{h_v S}{Q_{vb} \rho C_p} \frac{dz}{(1 - z)} \quad (206)$$

Le terme $h_v S / Q_{vb} \rho C_p$ correspond au nombre d'unités de transfert de la veine, que l'on notera NUT_v . En considérant que $T_z(z=0) = T_0$, on obtient l'expression de T_z

$$T_z = T_r + (T_0 - T_r) (1 - z)^{NUT_v} \quad (207)$$

La température moyenne T_f^e est alors

$$T_f^e = \overline{T_z} = T_r + (T_0 - T_r) \frac{1}{1 - 0} \int_0^1 (1 - z)^{NUT_v} dz \quad (208)$$

à savoir

$$T_f^e = T_r + \frac{T_0 - T_r}{NUT_v + 1} \quad (209)$$

soit

$$T_f^e = \frac{NUT_v T_r + T_0}{NUT_v + 1} \quad (210)$$

ou encore

$$T_f^e = T_0 + \frac{NUT_v}{NUT_v + 1} (T_r - T_0) \quad (211)$$

La température moyenne d'entrée des gaz dans la pile est supérieure à la température prise au niveau du brasseur. Cette différence va diminuer lorsque la température des résistances se rapproche de celle du brasseur, ce qui est le cas pendant la phase de palier où les résistances travaillent seulement pour maintenir la température de consigne, ou bien lorsque le NUT diminue coté gaz, ce qui est le cas lorsque l'on augmente le débit de circulation.

♦ Refroidissement des gaz dans la pile

On a précédemment établi l'équation (201) donnant la relation entre la température moyenne d'entrée des gaz dans la pile et celle à la sortie :

$$T_f^s - T_f^e = (T_b - T_f^e) \left(1 - \exp \left(\frac{-h_2 A}{\rho_g Q_{vb} C p_g} \right) \right) \quad (212)$$

♦ Chauffage des gaz dans la veine ascendante

On récrit à nouveau le bilan dans la tranche dz'

$$h_v S (T_r - T_{z'}) dz' = dQ_v \rho_v C p_v (T_{z'} - T_f^s) + Q_v^{z'} \rho_v C p_v dT_{z'} \quad (213)$$

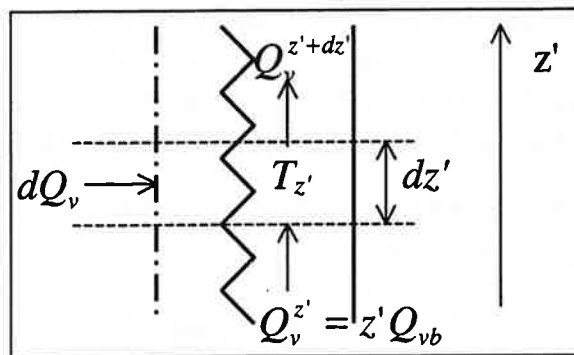


Figure 4-88. Echanges convectifs dans la veine ascendante

$$\text{d'où} \quad NUT_v (T_r - T_{z'}) dz' = dz' (T_{z'} - T_f^s) + z' dT_{z'} \quad (214)$$

$$\text{et} \quad \frac{dT_{z'}}{T_{z'} - (NUT_v T_r + T_f^s) / (NUT_v + 1)} = -(NUT_v + 1) \frac{dz'}{z'} \quad (215)$$

$$\text{La solution se met sous la forme } T_{z'} = \frac{B}{z'^{1+NUT_v}} + \left(\frac{NUT_v T_r + T_f^s}{NUT_v + 1} \right) \quad (216)$$

$$\text{En } z=1, T_{z'}=T_0, \text{ d'où} \quad B = T_0 - \frac{NUT_v T_r + T_f^s}{NUT_v + 1} \quad (217)$$

$$\text{Dès lors, } T_{z'} \text{ obéit à} \quad T_{z'} - \frac{NUT_v T_r + T_f^s}{NUT_v + 1} = \frac{1}{z'^{NUT_v+1}} \left(T_0 - \frac{NUT_v T_r + T_f^s}{NUT_v + 1} \right) \quad (218)$$

Cette relation doit être vérifiée quelque soit z' , en particulier pour $z'=0$. Ceci est possible à condition que :

$$T_0 = \frac{NUT_v T_r + T_f^s}{NUT_v + 1} \quad (219)$$

$$\text{et donc quelque soit } z', \quad T_{z'} = \frac{NUT_v T_r + T_f^s}{NUT_v + 1} = T_0 \quad (220)$$

Physiquement, une température $T_{z'}$ constante dans la veine ascendante signifie que les résistances vont seulement servir à réchauffer les gaz refroidis à la sortie de la pile et qui vont entrer par les ventelles.

♦ Première conséquence : influence du refroidissement dans la pile sur la différence de température entre consigne et entrée dans la pile

La différence entre la température de consigne T_0 et la température d'entrée dans la pile se détermine en soustrayant (210) à (219), on en tire

$$T_f^e - T_0 = \frac{T_0 - T_f^s}{1 + NUT_v} \quad (221)$$

$$\text{de plus} \quad T_f^s - T_f^e = T_f^s - T_0 + T_0 - T_f^e = (T_0 - T_f^e)(2 + NUT_v) \quad (222)$$

$$\text{d'où} \quad T_f^e - T_0 = \frac{T_f^e - T_f^s}{2 + NUT_v} \quad (223)$$

Les gaz entrent dans la pile à une température supérieure à celle de la consigne. La différence entre les deux températures T_f^e et T_0 dépend directement du refroidissement des gaz dans la pile. Tous les facteurs influant sur l'écart de températures entre l'entrée et la sortie de la pile vont influencer la différence entre la température d'entrée et la consigne.

Par exemple, dans le cas de la chauffe de la charge en l'absence de réactions, on récrit l'équation précédente sous la forme

$$T_f^e - T_0 = \frac{T_f^e - T_b}{2 + NUT_v} \left(1 - \exp \left(\frac{-h_2 A}{\rho_g Q_{vb} C p_g} \right) \right) \quad (224)$$

A vitesse des gaz convectifs égale, la différence $T_f^e - T_0$ sera maximale lorsque la différence $T_b - T_f^e$ est maximale, c'est-à-dire à la fin de la montée en température. L'écart se réduit ensuite pendant le palier où la température du bois tend vers celle du four.

De plus, lorsque l'on augmente la vitesse de circulation dans la pile, le rapport $h_2 A / \rho_g Q_{vb} C p_g$ tend vers 0 (le coefficient de transfert varie moins vite que le débit de circulation), d'où une différence entre la consigne et la température qui va diminuer.

♦ Deuxième conséquence : température moyenne du four

Elle est égale en première approximation à la moyenne de la température d'entrée et de sortie de la pile, à savoir

$$T_f^{moy} = \frac{T_f^e + T_f^s}{2} \quad (225)$$

$$\text{c'est-à-dire} \quad T_f^{moy} = T_f^e + \frac{T_f^s - T_f^e}{2} \quad (226)$$

$$\text{L'équation (223) donne } T_f^{moy} = T_0 + \frac{NUT_v}{2(2 + NUT_v)} (T_f^s - T_f^e) \quad (227)$$

Même si la température d'entrée des gaz dans la pile est supérieure à la température de la consigne, il n'en reste pas moins que la température moyenne du four est inférieure à la température de consigne. Ceci rendra encore plus difficile l'arrivée de la

masse de bois jusqu'à la température de consigne.

III.2.5 - Conclusions

Dans le prototype, la pile est soumise à une température du four plus importante que la température effectivement enregistrée, en tout cas pendant les phases de montée en température. Ce phénomène ne semble pas se produire dans le four industriel.

Le débit des turbines et la montée en température ont tous les deux une influence :

- Plus le débit est important, meilleur est l'échange convectif entre le bois et les gaz (équation (78)). L'homogénéité des températures dans la pile en est alors améliorée car la chute de température entre l'entrée et la sortie de la pile est plus faible.
- Plus la montée en température du four est rapide, plus la puissance instantanée nécessaire est importante. La chaleur n'étant pas instantanée transférée, l'écart se creuse entre la température d'entrée des gaz dans la pile (voire la consigne) et la température moyenne du four, ceci se traduit à son tour par un grand écart de température entre l'entrée et la sortie de la pile (voir équation (212)).

Les brasseurs fournissent des débits plus importants dans les fours industriels, d'où une vitesse plus importante dans les veines de circulation. De plus, les montées en température du four y sont plus faibles que dans le prototype. Ces deux facteurs vont influencer la répartition des températures et peuvent expliquer pourquoi la corrélation de [BOST, 1989] et notre modèle s'applique de manière satisfaisante et sans modification.

De manière concomitante, la correction apportée à la température du prototype nous a permis de valider notre approche dans le cas de grosses épaisseurs.

Nous avons enfin proposé un modèle rendant compte des chutes de températures des gaz convectifs et des planches pendant le passage des gaz de chauffe dans la pile. Il conclut également à la nécessité d'une correction des températures, tout particulièrement pendant les phases de montée en températures.

La meilleure position des thermocouples semble être au niveau du brasseur, comme c'est classiquement le cas sur les fours de métallurgie [BOST, 1989]. Il serait de plus judicieux de disposer deux thermocouples à l'entrée et à la sortie de la charge, à mi-hauteur, afin de vérifier l'homogénéité des températures dans le four et visualiser plus particulièrement la chute de température due au passage dans la pile.

III.3 - Modélisation du refroidissement

Le refroidissement constitue l'une des limitations majeures des fours de la

métallurgie [BOST, 1989] et à fortiori de réтификаction. Il nous faut à présent adapter aux fours industriels le modèle décrivant le refroidissement du four pilote. On pourrait ainsi fournir des outils nécessaires à la réduction de la durée du refroidissement (injection d'eau, augmentation des débits...) et au bon dimensionnement des fours.

Toutefois, avant de proposer un modèle, il convient de visualiser les différences de températures dans le four suivant les zones et d'apprécier ainsi la précision que l'on est en droit d'attendre des calculs. Il s'est de plus avéré difficile d'acquérir les températures du four au niveau des brasseurs. En effet, l'acquisition et la régulation de ces températures sont dissociées industriellement des températures du bois et il a le plus souvent été impossible d'obtenir les fichiers correspondants (effacement, etc...). En contrepartie, il a systématiquement été fait une mesure de la température des gaz circulant entre les 2 piles grâce à un thermocouple "flottant". On compare donc en parallèle les 4 thermocouples mesurant la température au niveau des brasseurs avec celui qui mesure la température des gaz entre les 2 piles de bois dans les fours industriels.

III.3.1 - Hétérogénéité entre zones du four

On visualise les différences de températures entre les 4 zones constituant les fours industriels R_6 . Les vapeurs sont ici récupérées au niveau des zones 1 et 3 et les gaz sortent refroidis du condenseur pour être réinjectés au niveau des zones 2 et 4 (voir Figure 4-89).

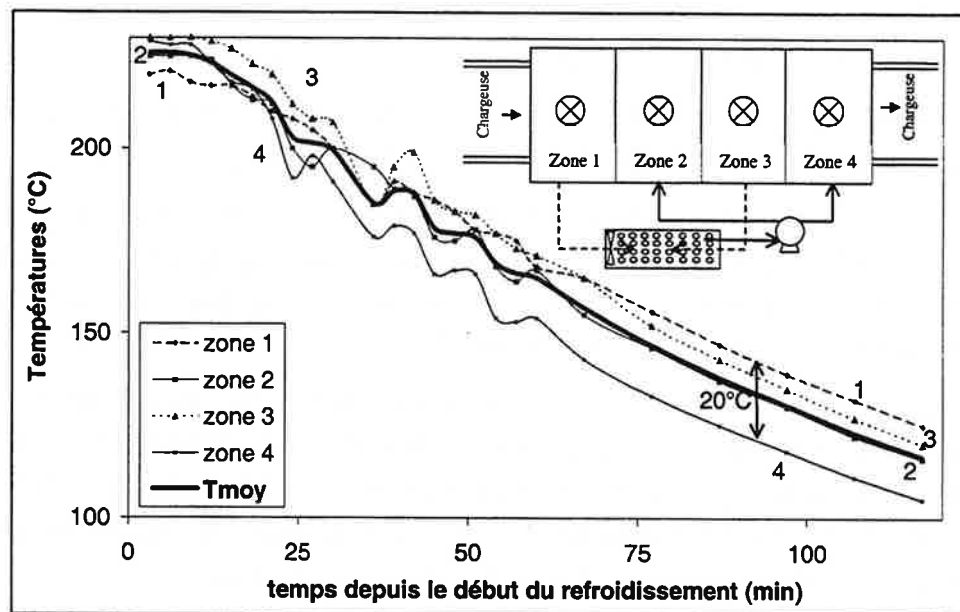


Figure 4-89. Températures des 4 zones du four R_6

Les zones 2 et 4 sont en conséquence plus froides que les zones 1 et 3. On a une différence de l'ordre de 20-25°C entre la zone la plus froide (4) et la plus chaude (1). La température moyenne du four est représentative à plus ou moins 10°C. Il est donc nettement préférable de recycler les gaz au niveau des quatre zones, et non pas seulement des deux seules zones 2 et 4.

III.3.2 - Température des gaz dans la pile

Pour des raisons de commodité (longueur des thermocouples), la température des gaz convectifs est prise au niveau de la première zone. On remarque alors qu'elle correspond à la température prise au niveau du brasseur dans cette même zone, c'est-à-dire à la température moyenne du four à 10°C près.

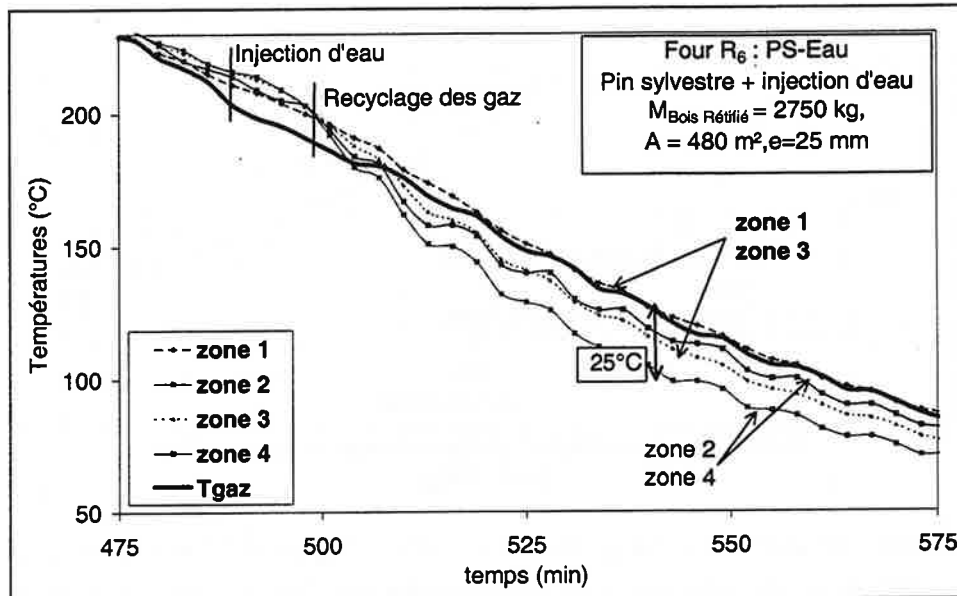


Figure 4-90. Comparaison de la température des gaz convectifs dans la pile avec celles des 4 zones du four R₆ (essai PS-Eau)

III.3.3 - Adaptation du modèle relatif au refroidissement

Les modèles diffèrent seulement par la valeur du temps caractéristique τ_{de} associé à la double enveloppe (voir Tableau 4-1) :

$$\tau_{de}^{pilote} = M_f C p_f / US_{de} \quad (228)$$

tandis que
$$\tau_{de}^{industriel} = M_f C p_f / 2US_{de} \quad (229)$$

Les solutions générales obtenues sur le four pilote sont donc directement transposables sur les fours industriels. Nous allons à présent les appliquer à des traitements industriels, avec ou sans injection d'eau, et obtenir des résultats compatibles avec la précision précédemment décrite avec la température moyenne du four. Nous montrons ensuite que l'on peut rendre compte des différences de température entre les 4 zones du four en simulant ou non le recyclage des gaz.

III.3.4 - Validation du modèle

Nous pouvons reproduire des courbes classiques de refroidissement, par exemple une charge de pin maritime de 27 mm d'épaisseur. On reprend les coefficients de transfert

h_2 trouvés pendant la première phase et on applique le modèle en l'absence de réactions. Comme on pouvait s'y attendre, les courbes sont ici précises à 7-8°C près.

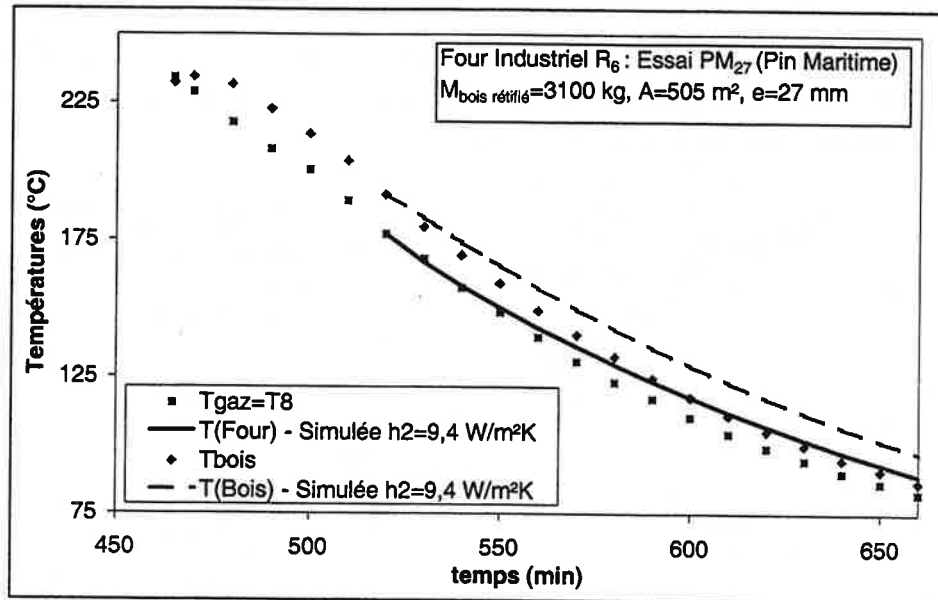


Figure 4-91. Refroidissement d'une charge de pin maritime (essai PM₂₇)

L'essai fait avec une charge de pin sylvestre (Figure 4-92 et Figure 4-93) permet de valider l'influence du condenseur. Il s'est en effet avéré qu'un recyclage des gaz dès le début du refroidissement entraînait une importante chute de pression dans le four (condensation d'une partie des vapeurs), avec des risques d'endommagement du four et d'entrée d'air. C'est pourquoi le recyclage des gaz est mis en route lorsque la température du bois est inférieure à 200°C.

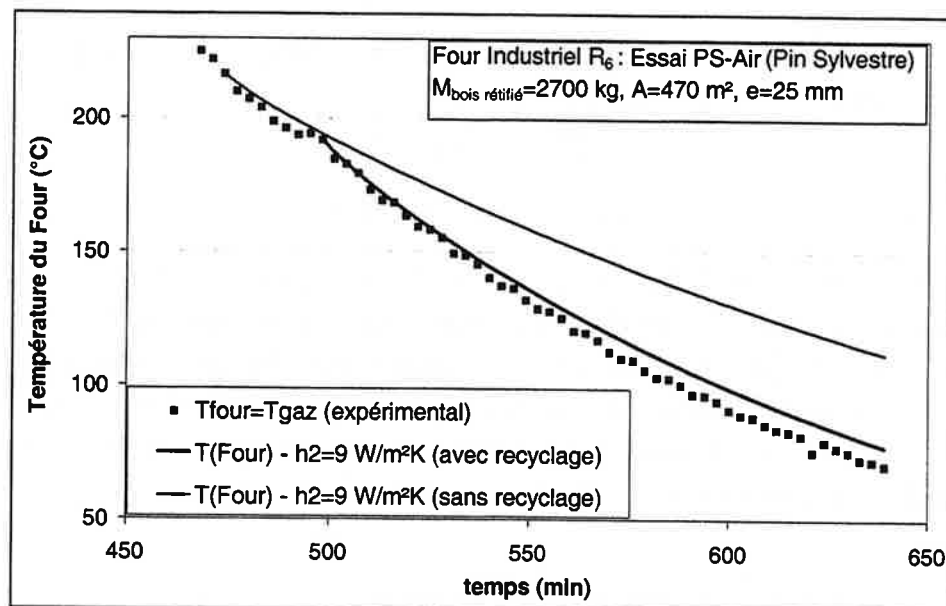


Figure 4-92. Influence du recyclage sur la température du four pour une charge de pin sylvestre (essai PS-air)

On peut donc faire deux simulations successives : l'une sans recyclage des gaz qui est valable jusqu'à $t < 500$ min et l'autre avec recyclage des gaz qui s'avère valable par la suite. Les Figure 4-92 (four) et Figure 4-93 (bois) permettent de valider ces 2 simulations. Le recyclage des gaz apparaît effectivement crucial pour refroidir les fours industriels.

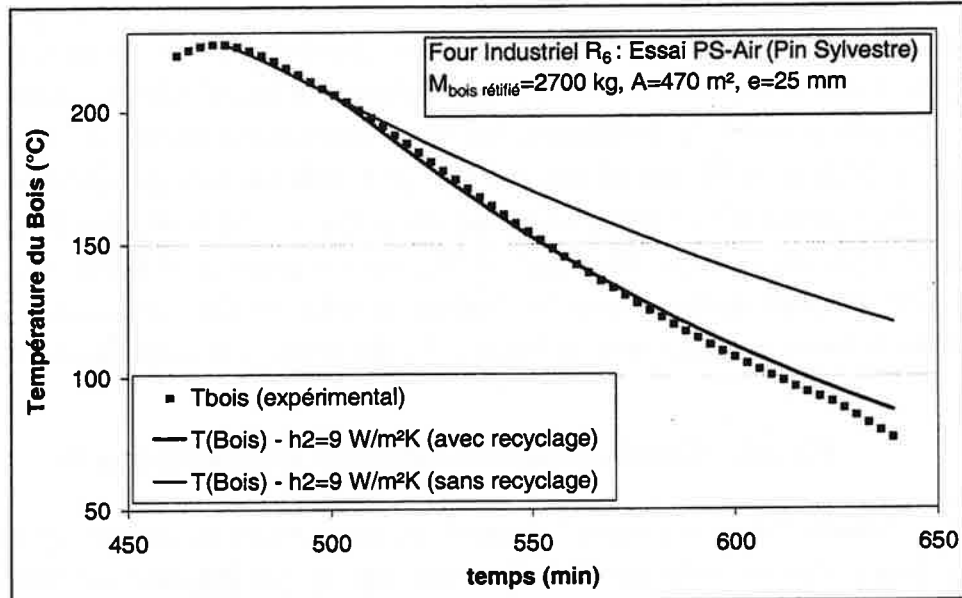


Figure 4-93. Influence du recyclage sur la température du bois pour une charge de pin sylvestre (essai PS-air)

III.3.5 - Prise en compte de l'injection d'eau

On peut à présent simuler l'effet de l'injection d'eau sur le refroidissement d'une charge de pin sylvestre (voir Figure 4-94).

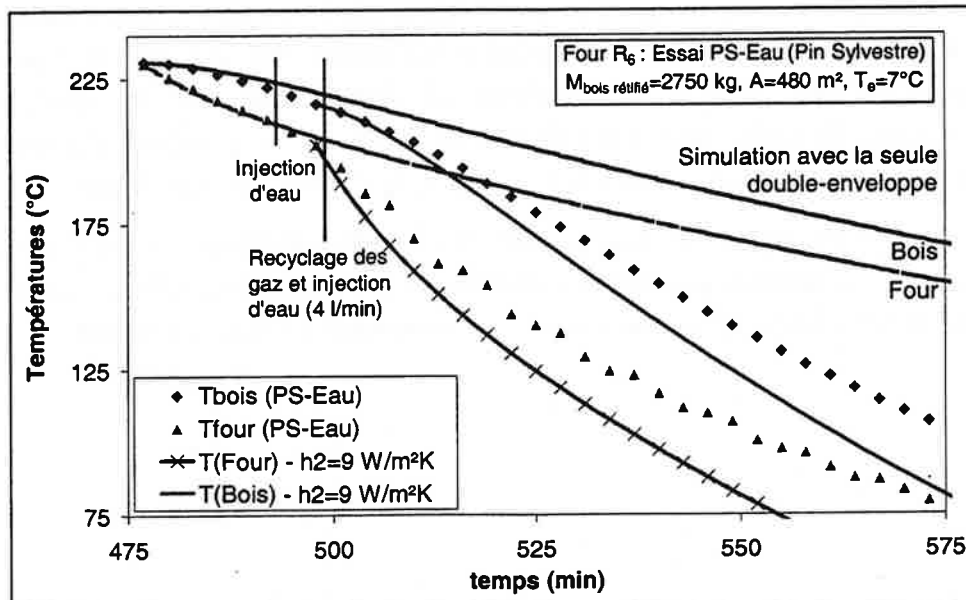


Figure 4-94. Refroidissement d'une charge de pin sylvestre avec injection d'eau (essai PS-Eau)

Notre modèle se révèle ici moins convaincant même si l'on se situe dans la fourchette d'une erreur d'environ 20°C cohérente avec les remarques précédentes relatives à l'hétérogénéité des températures dans le four.

On peut toutefois se demander si tout simplement l'injection d'eau dans le four ne va pas handicaper le recyclage des gaz. En effet, l'injection de 4 l/min d'eau se traduit par la condensation de 3 l/min d'eau. On passe donc brusquement d'environ 6 m³/min de vapeur d'eau à 200°C (dans un courant gazeux de l'ordre de 60 m³/min) à 3 l/min d'où une perte de charge à la sortie du condenseur qui va se répercuter à l'entrée du ventilateur de recyclage. Le débit de ce dernier est une fonction de la différence de pression entre l'entrée et la sortie du ventilateur : ce débit n'est sans doute pas nul (il existe des différences de températures entre les 4 zones, voir Figure 4-90), mais il peut être inférieur au 3500 m³/h attendu, d'où un biais systématique du modèle. Il peut de plus se rajouter une non-homogénéité de l'injection d'eau par les buses, avec des zones plus arrosées que d'autres.

III.3.6 - Conclusions relatives au refroidissement

Le refroidissement des fours industriels R₆ est bien pris en compte, en tout cas en l'absence d'eau. On va voir par la suite comment le modèle proposé permettra de dimensionner les futurs fours en se rapprochant des courbes obtenues en pilote

III.4 - Conclusions Générales sur la Modélisation des Fours R₆

La modélisation des transferts en l'absence de réactions reste valable à l'échelle industrielle. Elle a permis de caractériser l'hétérogénéité des températures dans les fours industriels et de proposer une correction des températures dans le prototype. Comme dans le pilote, elle rend compte des montées en températures, de la pyrolyse et du refroidissement. Couplée avec l'acquisition en ligne de la puissance consommée, on devrait pouvoir connaître en temps réel l'évolution de l'humidité de la charge.

Le fonctionnement du four pendant le refroidissement est bien reproduit, en tout cas tant que le condenseur se comporte comme un échangeur de chaleur, c'est-à-dire plus comme un refroidisseur de gaz que comme un condenseur à proprement parler.

IV - APPLICATIONS

La modélisation a précédemment servi à reproduire des essais existants (profils de températures, débits de condensats) ou à identifier des grandeurs en ligne (perte de masse, humidité). Elle va à présent faire office d'outil d'optimisation et de proposition.

On veut en priorité diminuer la durée du traitement et les dépenses énergétiques (que ce soit la consommation électrique totale ou la puissance instantanée appelée par le four et les résistances). Cette optimisation se fait sous des contraintes de qualité en considérant par exemple que la différence de température entre le cœur et la surface des planches ne doit pas dépasser 20°C ou 30°C (suggestions des brevets Plato et du VTT). Cette contrainte pourra être révisée mais le principe de l'optimisation restera le même.

Le modèle sera ensuite un outil de dimensionnement et d'amélioration du refroidissement des fours industriels.

Il servira finalement d'outil d'adaptation du traitement :

- aux températures initiales du bois et du four,
- à la température extérieure pendant le refroidissement,
- aux fortes épaisseurs. La contrainte à respecter sur les températures conditionne le choix des montées en température, puis la durée des paliers,
- aux taux de chargement du four.

IV.1 - Optimisation du traitement

Le meilleur compromis doit être trouvé entre la consommation énergétique, la durée du traitement et la qualité du produit. Pour une charge donnée, on dispose de trois variables d'actions pendant la chauffe :

- vitesse de montée en température,
- vitesse de circulation des gaz dans la pile,
- fréquence d'alternance des flux.

On rappelle d'abord nos calculs de la puissance et de l'énergie consommées par le four, puis le calcul de la différence de températures entre le cœur et la surface. Le modèle est validé sur les essais LRBB₂ (pin maritime d'épaisseur 27 mm) et Ep60 (épicéa d'épicéa 60 mm). On étudie l'influence des 3 variables d'actions sur la durée du premier palier, sur la consommation électrique et sur l'homogénéité des températures.

IV.1.1 - Calculs et Données

La puissance instantanée consommée par le four correspond à la puissance débitée par les résistances, à laquelle on rajoute celles des brasseurs, des deux hélicoïdes du condenseur et enfin des dispositifs électriques entourant le four (armoie électrique, etc...).

La puissance fournie par les résistances, P_{res} , sert à chauffer la charge et le métal contenu à l'intérieur du four, c'est-à-dire :

$$P_{res} = M_f C p_f \frac{dT_f}{dt} + M_b C p_b \frac{dT_b}{dt} \quad (230)$$

La puissance active appelée par les brasseurs a été mesurée pour un débit de 9000 m³/h par brasseur dans le prototype (mesures non reproduites dans cette thèse) :

$$P_{2\text{ brasseurs}} = 8,6 \text{ kW} \quad (231)$$

Les valeurs fournies par le constructeur de fours sont

$$P_{2\text{ hélicoïdes}} = 1,2 \text{ kW} \quad (232)$$

$$P_{armoie} = 4 \text{ kW} \quad (233)$$

$$m_f = 2800 \text{ kg} \quad (234)$$

IV.1.2 - Validation des calculs

Nos calculs sont validés en exploitant l'acquisition en temps réel de l'énergie active totale consommée dans le prototype Rey (voir Figure 4-95). On y distingue la puissance active appelée par les résistances et la puissance totale. Comme l'on s'y attendait, la consommation des résistances est maximale à la fin de la montée en température : celles-ci représentent alors la majorité des dépenses énergétiques et elles vont largement conditionner la puissance installée du four. L'influence des résistances devient ensuite peu à peu négligeable pendant la période de maintien en température.

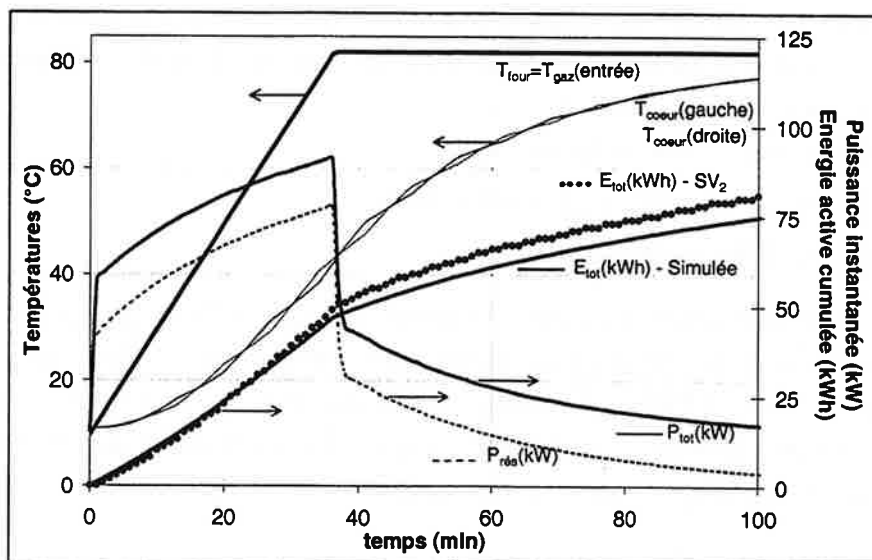


Figure 4-95. Simulation de la puissance active instantanée et de l'énergie active consommée (essai SV2)

On visualise également la différence de température entre la surface et le cœur des planches. On se rend alors compte que la montée en température choisie expérimentalement satisfait au critère d'une différence de températures inférieure ou de l'ordre de 20°C.

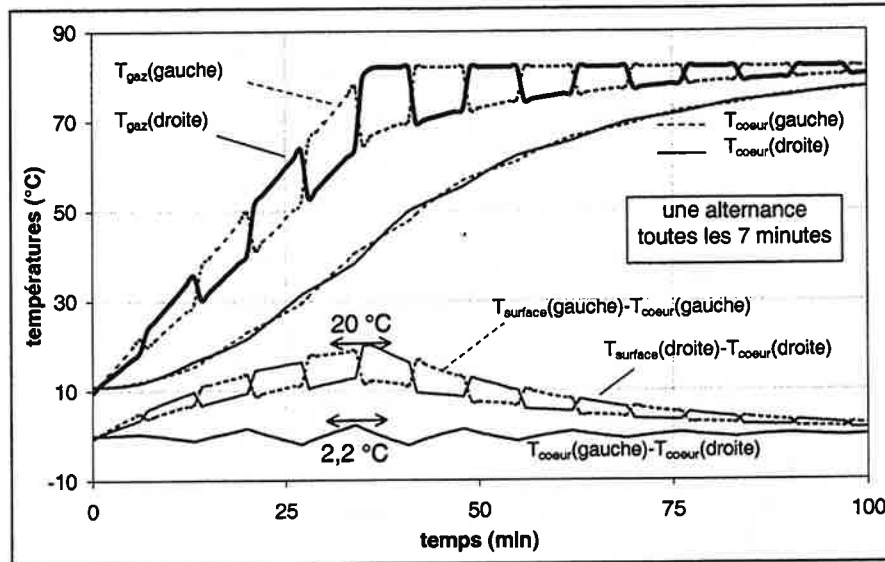


Figure 4-96. Profils des températures pour l'essai SV₂

IV.1.3 - Analyse de Sensibilité

Les trois variables d'actions identifiées conditionnent toutes les trois les consommations électriques, la durée du traitement, l'homogénéité des températures et les contraintes exercées sur le bois.

a) Influence de l'alternance des flux

On va ici simuler deux cas extrêmes : d'une part un changement des flux toutes les minutes et d'autre part aucune alternance des flux pour une montée en température de 2°C/min et la vitesse expérimentale de circulation de 1,7 m/s.

L'alternance des flux a principalement une influence sur l'hétérogénéité des températures au cœur du bois : la différence des températures atteint jusqu'à 8°C entre l'entrée et la sortie de la pile en l'absence d'alternance des flux (Figure 4-98) tandis qu'elle est presque nulle pour une alternance toutes les minutes (Figure 4-97). Elle n'a pas d'influence sur la différence de température des gaz entre l'entrée et la sortie de la pile car le temps de passage des gaz (moins d'1 seconde pour une vitesse de l'ordre de 1,7 m/s) est très inférieure à 1 minute : les gaz ont donc le temps de se refroidir.

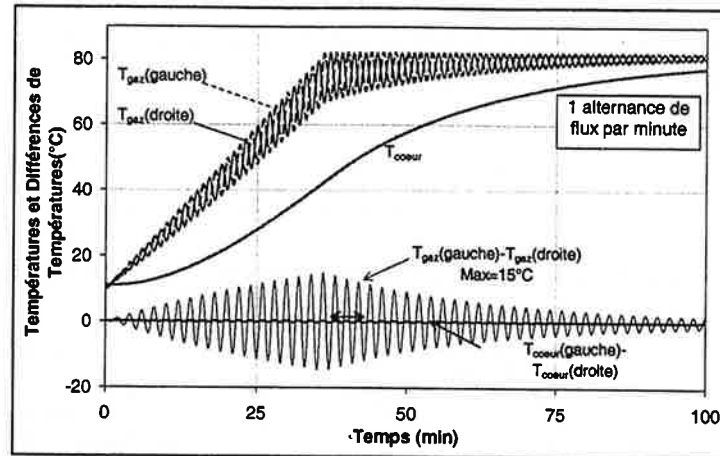


Figure 4-97. Hétérogénéité des températures avec une alternance de flux toutes les minutes

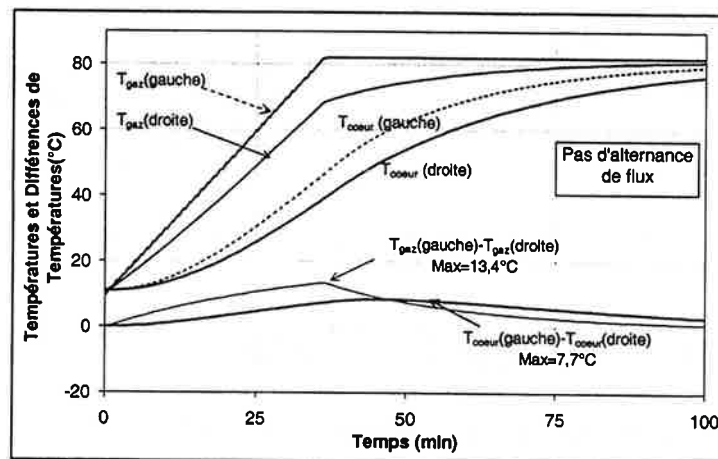


Figure 4-98. Hétérogénéité des températures en l'absence d'alternance de flux

Par contre, elle n'a pas d'influence sur la différence de températures entre le cœur et la surface : elle reste de l'ordre de 20°C (voir les figures ci-dessous).

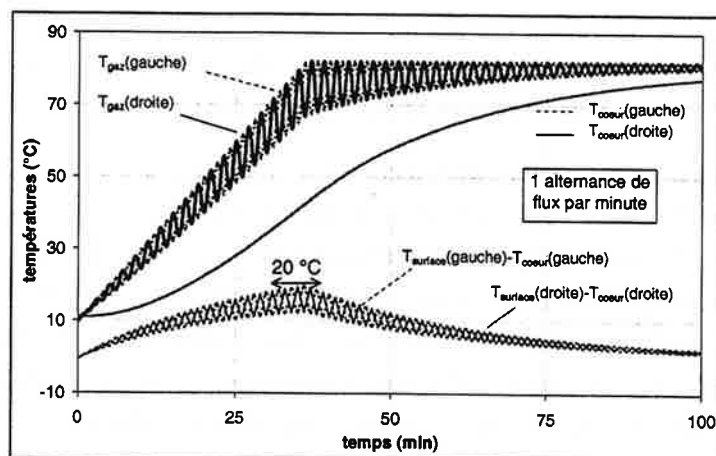


Figure 4-99. Différence de températures entre le cœur et la surface des planches avec une alternance toutes les minutes

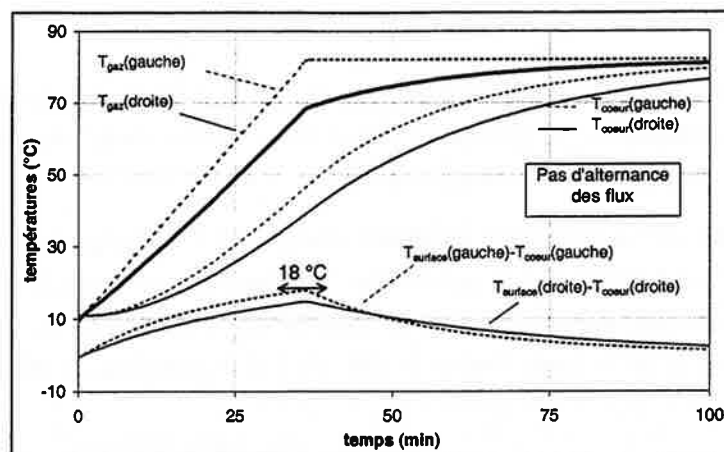


Figure 4-100 Différence de températures entre le cœur et la surface des planches sans alternance des flux

De même, en négligeant la consommation électrique des vérins, on ne distingue aucune influence de l'alternance sur la puissance maximale appelée. Par contre, si on attend l'égalité des températures au cœur des planches, on aura un rallongement du palier et une énergie consommée légèrement supérieure (voir Figure 4-102).

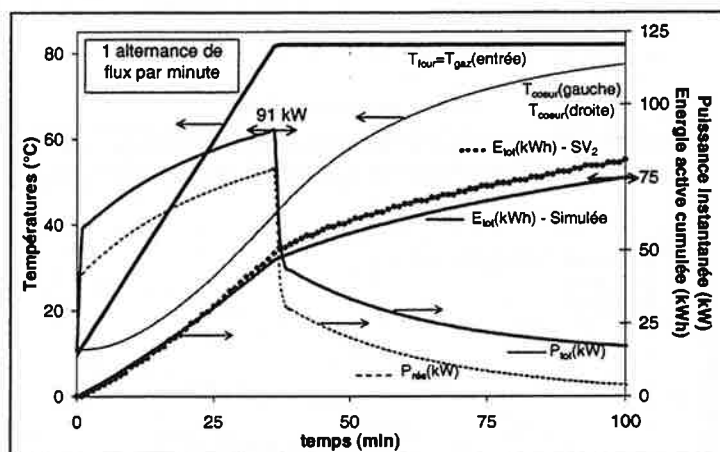


Figure 4-101 Consommation énergétique avec une alternance des flux toutes les minutes

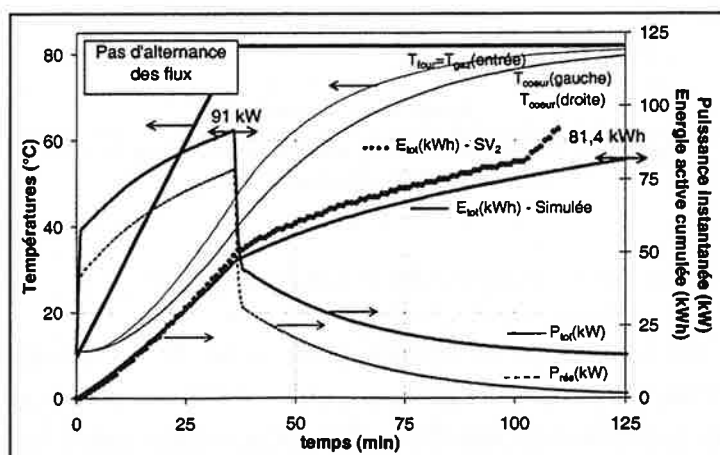


Figure 4-102 Consommation énergétique en l'absence d'alternance des flux

b) Influence de la montée en température

Plus la montée en température est élevée, plus la puissance maximale appelée est importante. En contrepartie, la première phase dure moins longtemps et l'énergie totale consommée est un peu plus faible (Figure 4-103).

La montée en température influence fortement l'hétérogénéité des températures, en particulier en ce qui concerne la différence de températures entre le milieu et la surface des planches. Il ne faut pas dépasser une montée de 2°C/min si on veut respecter une différence inférieure à 20°C (voir Figure 4-104) pour des planches de 29 mm d'épaisseur.

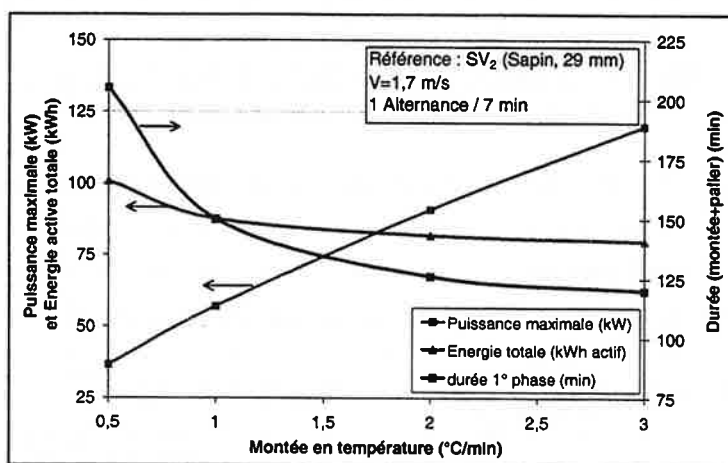


Figure 4-103. Influence de la montée en température sur la consommation énergétique et la durée de la première phase

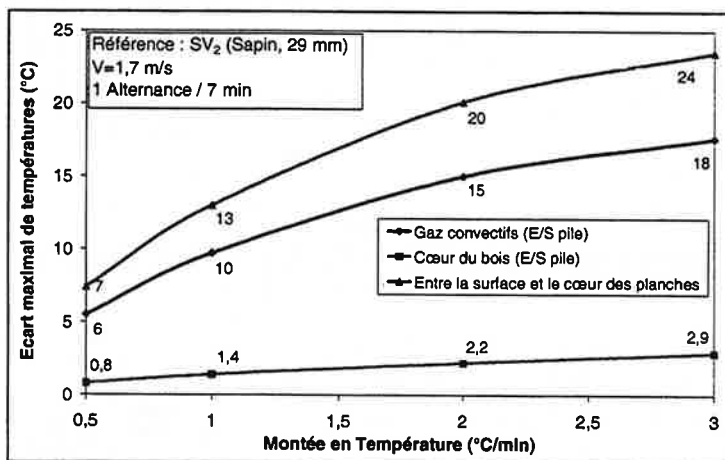


Figure 4-104. Influence de la montée en température sur l'homogénéité des températures

c) Influence de la vitesse de circulation des gaz

On ne va pas ici prendre en compte la variation de la puissance consommée par les brasseurs avec l'augmentation de la vitesse, mais plutôt considérer qu'il est possible de trouver des moteurs présentant de plus forts débits à puissance égale. En effet, la puissance consommée par un brasseur est proportionnelle au cube du débit ou de la vitesse de

rotation des hélices [BOST, 1989]. Des vitesses de l'ordre de 5 ou 10 m/s ne sont donc pas accessibles aux brasseurs équipant les fours actuels sous peine de sortir des courbes caractéristiques ou d'augmenter considérablement les puissances consommées.

Augmenter la vitesse réduit tout d'abord la durée de la 1^o phase. Ceci se traduit d'un côté par une augmentation de la puissance maximale nécessaire car le bois monte plus vite en température, mais aussi par un autre côté par la diminution de l'énergie totale consommée car la 1^o phase est plus courte (voir Figure 4-105). Il apparaît ici un compromis à trouver entre la puissance installée (et le coût de l'abonnement EDF associé), la durée du traitement et le coût du kWh et enfin les débits pouvant être atteints par les turbines de brasseur pour une consommation raisonnable.

Une autre conséquence de l'augmentation des débits est la diminution de l'hétérogénéité des températures entre l'entrée et la sortie de la pile (voir Figure 4-106). On remarque toutefois que le gain le plus important est fait pour d'assez faible vitesse : on gagne beaucoup plus en passant de 2 à 4 m/s (de 13,5°C à 7,5°C) que de 4 à 8 m/s (de 7,5 à 4°C). Une augmentation raisonnable des vitesses permettra donc d'ores et déjà d'améliorer considérablement les performances des fours.

De manière plus surprenante, il s'avère qu'augmenter les vitesses de circulation ne va pas augmenter la différence de températures entre le cœur et la surface des planches. Il semblerait que les deux températures vont augmenter de concert et donc conserver les mêmes écarts. Il est toutefois probable que l'augmentation de la vitesse va augmenter le séchage à la surface des planches pendant la période de séchage et que l'on ne puisse donc pas conclure à l'innocuité de l'augmentation de la vitesse sur la qualité du bois final. Malgré les résultats actuels, il ne nous faudra pas dépasser les vitesses couramment recommandées par les professionnels du bois...

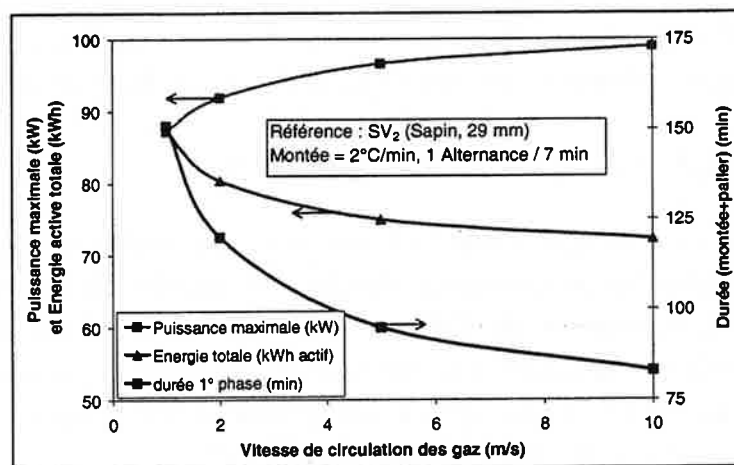


Figure 4-105. Influence de la vitesse de convection sur la consommation énergétique et la durée de la première phase

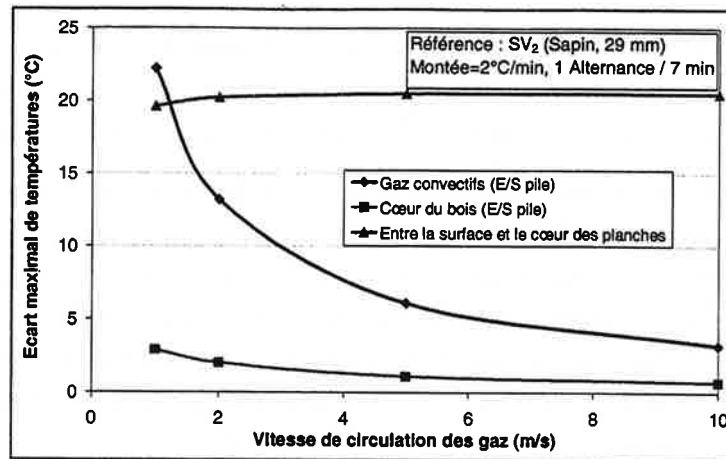


Figure 4-106. Influence de la vitesse de convection sur l'homogénéité des températures

d) Synthèse

Il est donc à présent possible de dresser le tableau relatif à l'analyse de sensibilité des critères choisis aux variables d'actions choisies.

Critère\ Variable	Alternance des flux	Montée en température	Vitesse de circulation
Durée 1ère phase	-	-	-
Puissance active maximale (kW)	0	++	+
Energie active consommée (kWh)	-	-	-
ΔT_{four} (E/S charge)	0	++	-
ΔT_{bois} (E/S charge)	-	+	-
ΔT_{bois} (cœur-surface)	0	++	0

Tableau 4-11. Analyse de sensibilité sur la 1^o phase du traitement

L'idéal serait donc de diminuer la vitesse de montée en température (diminution de l'hétérogénéité et de la puissance maximale) et de contrebalancer l'augmentation de la durée et de l'énergie consommée par une plus grande vitesse de circulation des gaz.

e) Exemples de stratégies d'optimisation

On peut par exemple choisir de conserver les durées actuelles de traitement (chauffe) en diminuant les puissances maximales consommées. En montant à 1°C/min, on arrive à une durée équivalente de 125 min avec une vitesse de 4 m/s. L'énergie totale (active) consommée est la même aux alentours de 82 kWh mais la puissance appelée maximale passe de 90 kW à 58,5 kW. La différence de température maximale entre le cœur et la surface des planches passe alors de 20°C à 11°C.

En passant d'une vitesse de circulation 1,5 m/s à une vitesse de 3 m/s, on diminue la durée du traitement de 10 min avec une consommation équivalente et en appelant une puissance maximale de 77 kWh. La différence de température entre le cœur et la surface passe alors de 20°C à 16°C.

IV.2 - Dimensionnement et amélioration du refroidissement

Notre objectif est ici de reproduire dans les fours industriels un refroidissement analogue à celui obtenu en four pilote. Dans le cas présent, il s'avère que de l'eau est injectée dans le four industriel afin de diminuer le temps de refroidissement et de se rapprocher du prototype et du four pilote. On va ici étudier quel serait le débit nécessaire dans la double enveloppe pour éviter l'injection d'eau (qui s'accompagne d'effluents ou de vapeurs sortant par la soupape du four). La méthodologie sera adaptable pour le dimensionnement de nouveaux fours, avec la possibilité de changer les vitesses de circulation, les masses de bois ou d'acier, etc...

IV.2.1 - Débit nécessaire dans la double enveloppe

La résistance au transfert de chaleur entre l'air de la double enveloppe et l'enceinte du four est au niveau de l'air (voir paragraphe I.7.1 -b). L'air circule à environ 3 m/s alors que les gaz convectifs circulent à environ 10-15 m/s au niveau de la paroi. Pour des vitesses d'air raisonnables, comprise entre 0 et 9 m/s, on peut considérer que le coefficient de transfert global varie comme le coefficient côté air, à savoir (relation de type Mac-Adams) comme la vitesse à la puissance 0,8 :

$$U \propto V_{de}^{0,8} \quad (235)$$

On veut ici se rapprocher du refroidissement obtenu sur le pilote. On choisit comme références l'essai P_{3A} en pilote et l'essai PS-Air dans le four R₆. Injecter 30 000 m³/h dans chaque double enveloppe permet alors de se rapprocher du four pilote (figures ci-dessous).

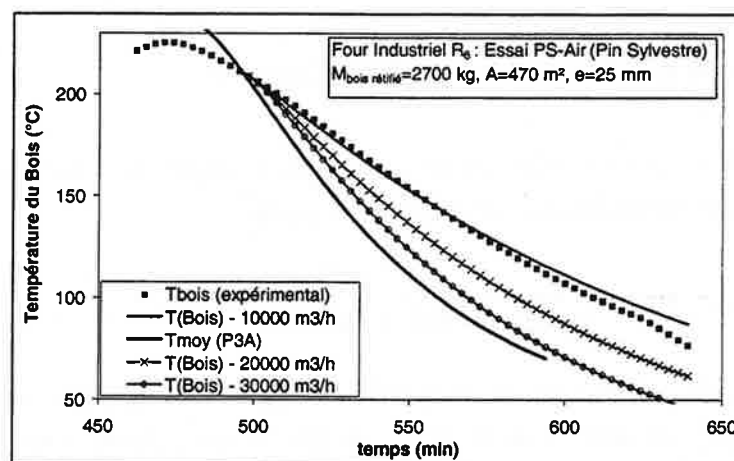


Figure 4-107. Influence du débit de la double enveloppe sur la température du bois dans les fours R₆ (base PS-Air)

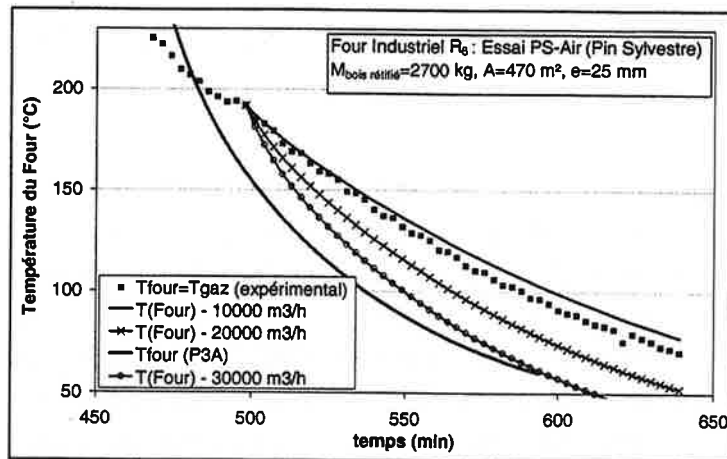


Figure 4-108. Influence du débit de la double enveloppe sur la température du four dans les fours R_6 (base PS-Air)

IV.2.2 - Remarque importante

Les calculs précédents illustrent le fait que le refroidissement peut être amélioré en augmentant le débit des ventilateurs de la double enveloppe. Le même constat sera fait en améliorant le condenseur ou en augmentant le débit de circulation dans le condenseur. En contrepartie, il faudra apporter de l'azote ou de l'eau en proportion pour compenser la dépression due à la contraction volumique des gaz pendant le refroidissement. On règle alors les débits correspondants en fonction de la pression dans le four.

Une solution élégante pourrait consister à augmenter les débits des doubles enveloppes et à compenser la dépression par une quantité la plus faible possible d'eau : on pourrait alors profiter de l'énergie consommée par l'eau tout en minimisant les fumées ou effluents récupérés au niveau du condenseur.

IV.3 - Adaptation du traitement

Les outils de modélisation servent à présent à adapter le traitement aux conditions extérieures ou aux caractéristiques de la charge à traiter.

IV.3.1 - Températures initiales

Un exploitant cherchera à récupérer l'énergie emmagasinée par le four encore chaud (par exemple un four à 60°C après un précédent défournement). La montée en température sera alors plus ou moins longue selon la température initiale du four et le bois mettra plus ou moins de temps à récupérer la programmation en température. L'objectif est ici de mettre au point des abaques permettant de prévoir la durée du premier palier en fonction des températures initiales du bois et du four.

On visualise par exemple l'effet de la température de départ sur une charge dans les fours R6 en montant à $1^{\circ}\text{C}/\text{min}$. En partant de la même température du bois, plus le four est initialement froid, plus le bois mettra du temps à rejoindre sa consigne, en considérant à la fois la montée et le palier (voir Figure 4-109).

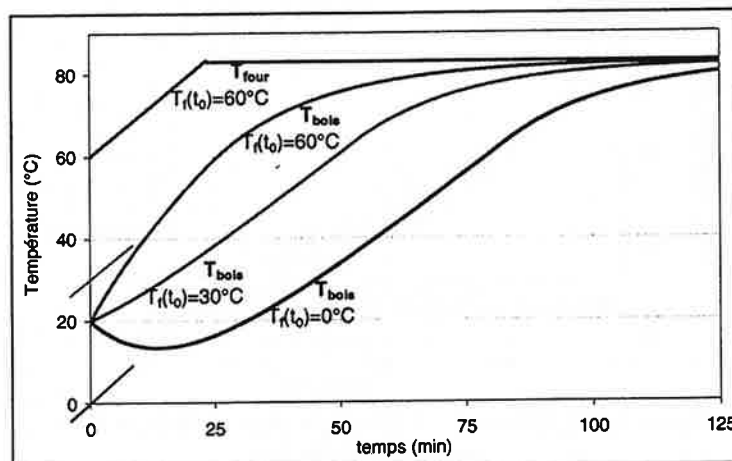


Figure 4-109. Profil de températures du bois suivant la température initiale du four (montée à $1^{\circ}\text{C}/\text{min}$)

En contrepartie, le 1^{er} palier sera plus court si le four est plus froid (voir Figure 4-110). Nous sommes en mesure de fournir une abaque donnant la durée de ce palier en fonction des températures initiales.

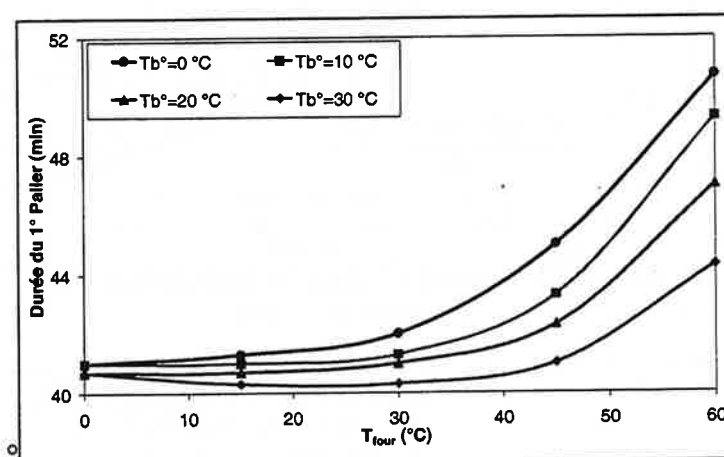


Figure 4-110. Durée du premier palier en fonction des températures initiales du bois et du four

IV.3.2 - Température extérieure

Dans la mesure où la double enveloppe et le condenseur fonctionnent à l'air, le refroidissement sera fortement influencé par la température de l'atelier et en particulier par la différence entre été et hiver. Ce propos est illustré sur l'essai P_{4A} en pilote (16 planches de pin sylvestre de 27,5 mm en hiver) par les 3 figures ci-dessous.

Ces courbes nous permettent de calculer la durée du refroidissement pour

différentes températures de défournement (60, 75 et 90°C) en fonction de la température extérieure (voir Figure 4-114). On se rend bien entendu compte que plus T_e est élevée, plus il est difficile de défourner le bois à basse température.

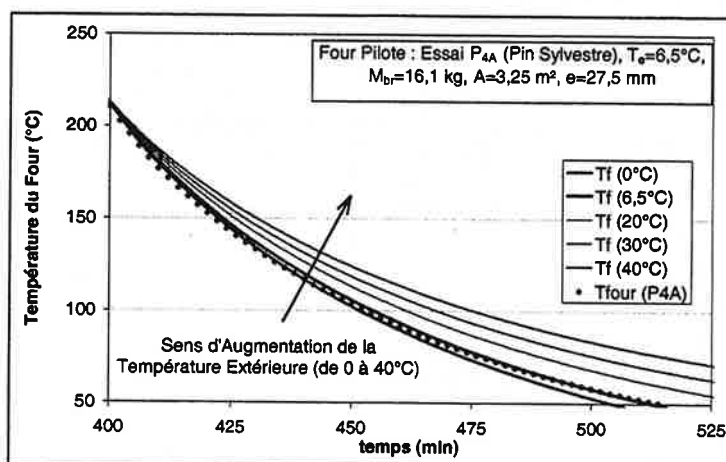


Figure 4-111. Influence de la température extérieure T_e sur la température du four

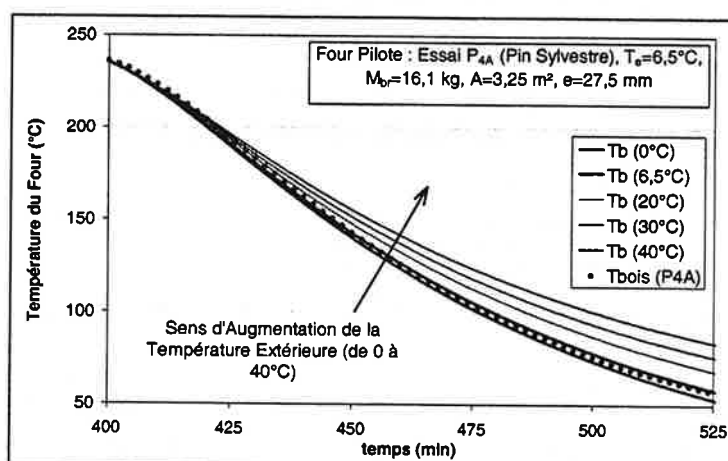


Figure 4-112. Influence de la température extérieure T_e sur la température du bois

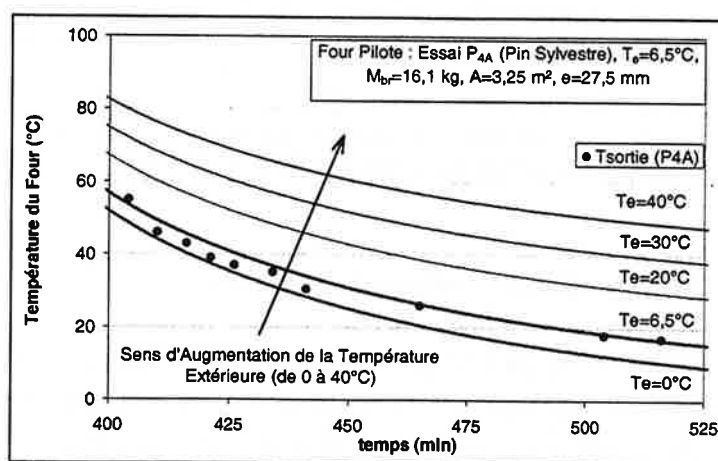


Figure 4-113. Influence de la température extérieure T_e sur la température de sortie de la double enveloppe

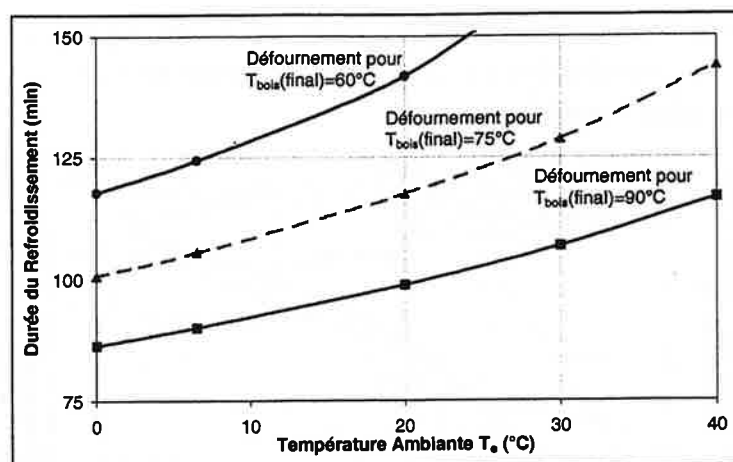


Figure 4-114. Durée du refroidissement en fonction de la température extérieure

Il existe en pratique une relation entre la durée du refroidissement ($t_{\text{refroidissement}}$ en minutes) et la différence entre la température de défoulement et la température extérieure ($T_{\text{fin}} - T_e$ en °C). Cette corrélation est un polynôme du 2nd degré :

$$t_{\text{refroidissement}} = 0,0159 (T_{\text{fin}} - T_e)^2 - 3,108(T_{\text{fin}} - T_e) + 239,8 \quad (236)$$

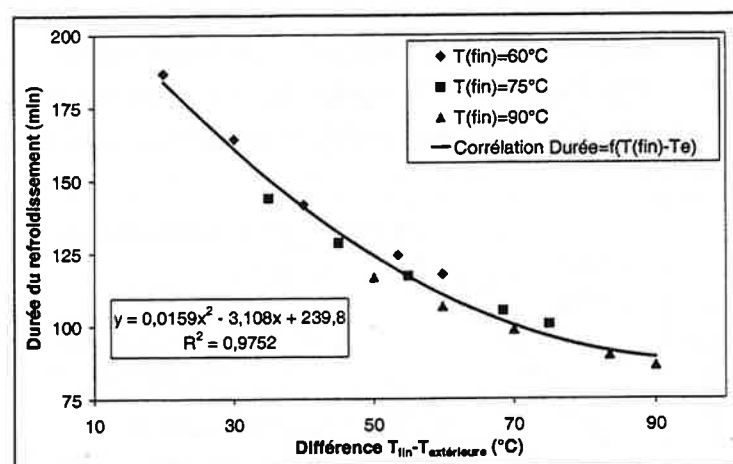


Figure 4-115. Relation entre la durée de refroidissement et le différentiel entre la température de défoulement et la température extérieure

Cette étude n'est valable que sur le four pilote pour une charge analogue à celle de P_{4A} . La méthode est bien entendu transposable sur les fours industriels pour divers types de charges et épaisseurs. Cette étude doit s'accompagner de celle du choc thermique acceptable par la charge et pourrait être précieuse pour de futurs développements tels que la conception de chambres de conditionnement après le refroidissement.

IV.3.3 - Fortes Epaisseurs

La simulation fournit des premiers éléments de réponse pour adapter le traitement aux fortes épaisseurs. Le problème est ici non seulement de prévoir la durée du traitement

et des paliers en fonctions de l'épaisseur, mais également de choisir des montées en températures à la fois acceptables par le bois (contraintes mécaniques) et par l'utilisateur (durée et consommation énergétique).

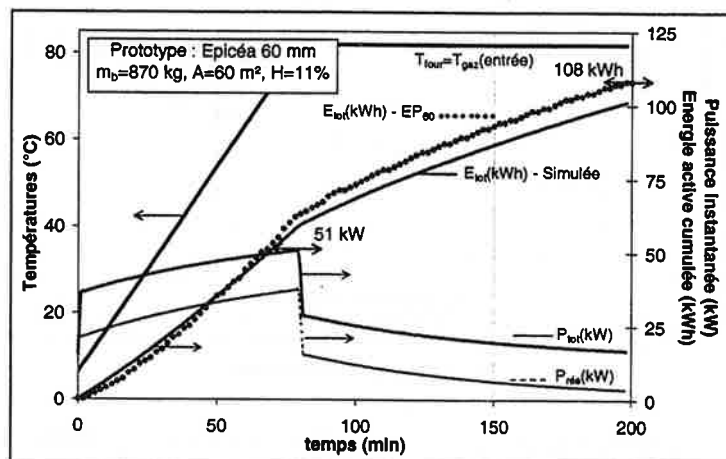


Figure 4-116. Simulation de la puissance et de l'énergie actives consommées (essai Ep₆₀)

Ce propos est illustrée sur l'essai EP₆₀ fait sur le prototype industriel. On valide tout d'abord le calcul de la puissance consommée (voir Figure 4-116). On simule les températures et tout particulièrement la différence de températures entre le cœur et la surface (voir Figure 4-117). Celle-ci est de l'ordre de 30°C, c'est-à-dire supérieure au 20°C conseillés par le procédé PLATO mais compatible avec celle conseillée par le VTT.

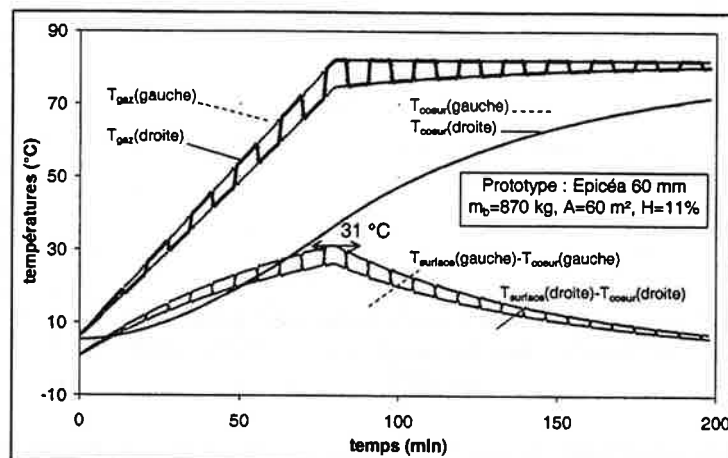


Figure 4-117. Simulation des profils de températures et de la différence entre le cœur et la surface des planches (essai Ep₆₀)

En pratique, pour diminuer les risques de dégradation (voir Figure 4-118), on peut adopter une vitesse de montée en température de 0,5°C. La différence maximale de température est alors de 22°C qui est acceptable selon notre premier critère. En contrepartie, le palier est rallongé : il faut ainsi 275 minutes pour atteindre 75°C à 0,5°C/min au lieu de 225 minutes à 1°C/min. On voit ainsi l'intérêt d'une plus grande vitesse de circulation des gaz. On peut aussi, plus prosaïquement, s'interroger sur l'intérêt économique du traitement de grosses épaisseurs, surtout si on peut les remplacer par des

techniques du type lamellé-collé.

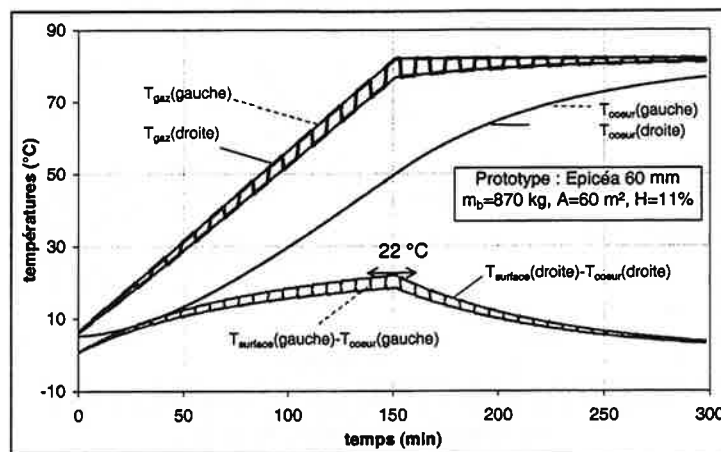


Figure 4-118. Profils de températures et de la différence entre le cœur et la surface des planches à $0,5^{\circ}\text{C}/\text{min}$ (essai Ep₆₀)

IV.3.4 - Variation du taux de remplissage du four

Le traitement est aussi sensible au taux de chargement, en particulier pendant le refroidissement. On visualise l'impact d'un meilleur taux de chargement, obtenu par exemple en diminuant le lattage, ainsi que celui de charges incomplètes qui peuvent correspondre :

- à des charges de longueur inférieure à celle du four (comme 4,5 m au lieu de 6 m)
- ou bien à un chargement de quelques m^3 au lieu des 8 m^3 génériques (où il devient nécessaire d'augmenter le lattage pour remplir tout le four en hauteur)

Le propos est illustré en exploitant l'essai PM₂₇. Son taux de chargement est de l'ordre de 90%, on peut le faire varier en changeant dans les données la masse et la surface d'échange de la charge. On adopte des taux de 50%, 75%, 90% et 120%.

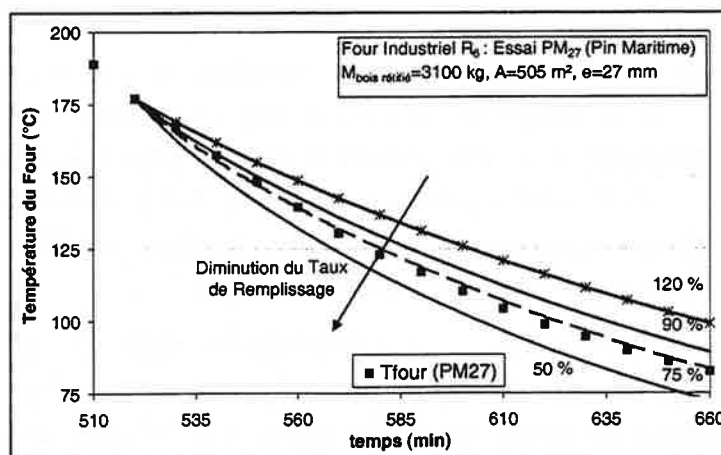


Figure 4-119. Influence du taux de remplissage sur la température du four (réf. PM₂₇)

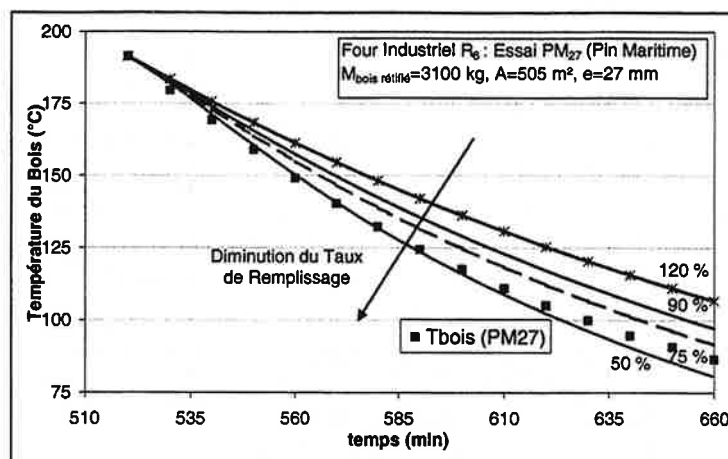


Figure 4-120. Influence du taux de remplissage sur la température du bois (réf. PM₂₇)

De manière logique, le refroidissement dure plus longtemps lorsque l'on augmente le taux de chargement (voir Figure 4-119 et Figure 4-120). Cet effet est bien entendu évident. Il signifie soit qu'il faudra régler le dispositif de refroidissement pour obtenir exactement la même courbe de refroidissement pour une essence et une épaisseur données (par exemple en injectant un peu d'eau) ou bien tenir compte du double effet taux et température extérieure sur la productivité de l'appareil.

IV.4 - Conclusions - Perspectives

Nous avons établi une analogie entre le traitement thermique des bois et celui des métaux. Cette analogie nous a permis d'exploiter le savoir-faire existant des constructeurs de fours de la métallurgie afin de caractériser les fours pilote et industriels et de faciliter le transfert des traitements du laboratoire vers l'industrie (changement d'échelle).

Elle nous donne une vision globale des températures dans les fours industriels en l'absence de réactions, ce qui permet d'ores et déjà de proposer des améliorations de l'homogénéité du traitement et du refroidissement des charges. Cette description, alliée à la prise en compte des contraintes de qualité (en particulier des gradients de température dans la planche) et de coût (durée, consommation électrique), donne ensuite des pistes quant aux profils de traitement du bois selon l'essence ou l'épaisseur.

Enfin, la différence entre le comportement théorique du bois en l'absence de réactions et la réalité pendant les phases de séchage et de pyrolyse permet de suivre l'avancée du traitement en temps réel et de fournir des éléments quant à l'avancée du traitement et le départ des gaz du four. Ceci pourra s'appliquer aux contrôle en temps réel

du procédé, à la réconciliation de données (détection de capteurs défaillants...) ou au dimensionnement des futurs outils de traitements des fumées.

Il sera nécessaire de simuler plus avant le séchage du bois jusqu'à l'état anhydre et la pyrolyse ménagée du bois dans notre domaine de températures. Ceci pourrait signifier la prise en compte des contraintes de séchage selon le profil d'humidité et de températures dans les planches afin d'optimiser le traitement. Il serait de plus nécessaire de comprendre les réactions de réticulation et de proposer des modèles prenant en compte les différentes cinétiques de transformations du bois, les transferts de masse et de chaleur et les réactions secondaires résultant des interactions entre les gaz chauds de pyrolyse et le bois.

CONCLUSIONS

Il faut bien garder à l'esprit que les outils utilisés durant ce travail sont ceux du génie chimique ou, de manière plus générale, ceux du génie des procédés. On ne prétend pas ici avoir finement modélisé tous les processus de transfert, de séchage ou de pyrolyse en jeu durant le traitement thermique des bois. Il ne s'agissait pas non plus d'effectuer une étude fine du matériau avec les outils de la physico-chimie. Ces travaux ont plutôt été la tâche des chercheurs précédents Florence Avat, Isabelle Bohnke ou Jean-Richard Rajohnson, ainsi que de Jean-Jacques Weiland, sans oublier la thèse en devenir d'Alexandre Govin.

Ce travail de recherche visait un double objectif : d'une part fournir un ensemble d'outils numériques permettant de modéliser des fours de réтификаtion et de suivre en temps réel l'avancée du traitement, et d'autre part mieux comprendre l'influence de certains paramètres sur les performances du procédé et du matériau "bois rétifé".

Les diverses essences traitées thermiquement ont été caractérisées suivant les normes européennes relatives à la durabilité, à la stabilité dimensionnelle et aux propriétés mécaniques du bois. Associé aux autres travaux de l'Ecole des Mines de Saint-Étienne, ceci permet d'avancer un certain nombre de performances relatives aux bois rétifés en attendant de futures certifications officielles.

Ce travail a permis un certain nombre d'apports quant à l'étude du matériau bois et la mise au point de traitements en pilote et sur le prototype industriel:

- la poursuite du plan d'expérience initié pendant le DEA précédent cette thèse a montré le comportement différent de deux essences aussi proches que le sapin pectiné ou le pin sylvestre. Un temps de séjour de 5 ou 15 minutes n'aura pas de conséquences notables sur la qualité finale de ces essences rétifées : ceci fournit une souplesse supplémentaire pour conduire le procédé. Le sapin pectiné est déjà durable pour un traitement "basse température à 225°C et conserve de bonnes propriétés mécaniques : ceci pourrait ouvrir à certaines essences rétifées des emplois en structure.
- toujours dans le cas du sapin, on peut prolonger un traitement à basse température pendant 1 heure et conserver de bonnes propriétés mécaniques et de stabilité dimensionnelle : la durabilité semble alors ne pas pouvoir dépasser la classe 2, ce qui est plus que suffisant pour de nombreuses applications. Cette étude sera en particulier utile pour le traitement de fortes épaisseurs où le caractère isolant du bois impose de longs temps de séjour. Ces traitements prolongés ont également permis de réunir un important panel de pertes de masse en pyrolyse afin de les corrélérer avec les performances finales des bois traités thermiquement. Pour un traitement donné sur du sapin, une perte moyenne supérieure à 4,5% donne une durabilité et une stabilité dimensionnelle correctes au sapin rétifé, on ne peut pas pour autant en déduire les

propriétés mécaniques finales de celui-ci.

- la mise au point de traitements du sapin et de l'épicéa sur le prototype industriel a permis d'établir la faisabilité de la réтификаction à l'échelle industrielle, que ce soit en terme de conduite du procédé que des propriétés finales du produit obtenu. Il faut toutefois garder à l'esprit que ces essais ont été réalisés sur le prototype avec des bois très secs, en dessous de 12%, ce qui correspond à des taux d'humidité difficilement accessibles sur le marché français...
- le grand nombre de données acquises sur le prototype a permis de tester la technique suisse du Sylvatest dans les conditions industrielles de la réтификаction : celui-ci s'avère capable de caractériser la qualité moyenne d'un lot de planches sans pouvoir pour autant donner un critère pour conserver ou non une planche isolée (traitée ou non). Il ne semble donc pas réellement applicable aux bois rétififiés si ce n'est pour vérifier la qualité mécaniques d'un lot à la réception, il faudra alors le calibrer pour chaque nouvelle essence.

Les outils de simulation et d'identification mis au point dans la suite de ce travail sont basés sur l'étude des transferts de chaleur dans le bois en l'absence de réactions. Ceux-ci sont bien évidemment connus depuis de longue date mais nous avons ici fourni une formulation se rapprochant de celle de la métallurgie et permettant d'établir une relation différentielle simple entre la température du four et celle au cœur des planches. Cette formulation incorpore implicitement les propriétés du bois (densité, etc..) et les caractéristiques des transferts à la surface (par convection et par rayonnement). Elle permet de plus de reconstituer le profil des températures dans la planches, du cœur vers la surface.

Les conséquences en sont multiples :

- on peut décrire précisément la chauffe du bois et le refroidissement du bois rétififié en l'absence de réactions. Ceci s'avère crucial pour donner une première approximation des puissances électriques nécessaires à la rétificaction et aussi pour dimensionner les organes de refroidissement du four. On a également pu caractériser le refroidissement des fours pilote et industriels, ce qui a mis en évidence les différences entre les deux systèmes en terme d'importance de la double-enveloppe.
- de manière analogue aux fours de la métallurgie, on devient capable de caractériser l'homogénéité des fours de rétificaction en fonction des vitesses de brassage ou des rampes de températures imposées au four. La connaissance des profils de températures dans le bois permet de plus de moduler les rampes de températures en fonction de l'épaisseur afin de conserver des gradients de températures raisonnables dans la planche.
- les relations précédentes sont suffisantes pour décrire la montée du bois en pyrolyse et avoir une première approximation de la durée de la pyrolyse en fonction de l'épaisseur. La légère différence entre le profil de température réel du bois et la

montée théorique du bois permet, au moins pour le sapin, de suivre en temps réel l'avancée de la pyrolyse à partir de la chaleur de réaction proposée par Isabelle Bohnke lors de ses travaux de simulation.

- de même, la différence de comportement par rapport au bois en cours de séchage permet d'identifier les flux massiques de séchage, au moins au début de celui-ci lorsque les écarts de température sont suffisamment importants. Ceci correspond en pilote à la phase où les débits sont les plus importants d'où une aide pour le dimensionnement des condenseurs.
- La modélisation fournit finalement un certain nombre d'outils de dimensionnement et d'adaptation du procédé, que ce soit à l'essence via sa densité ou son épaisseur, au taux de chargement ou bien à la température de l'atelier.

Il va sans dire que tous ces outils de simulation ou de caractérisation sont des outils d'aide pour l'opérateur et non pas d'automatisation au sens strict. Étant donné la grande variabilité du bois et son aspect parfois un peu mystérieux du point de vue de l'ingénieur, il restera toujours la place pour le 'flair' de l'opérateur de four et son expérience. Ceci est encore plus vrai pour le matériau bois où le talent de l'acheteur, sa connaissance du bois et des filières d'approvisionnement seront largement aussi importants que n'importe quel traitement aussi optimisé et scientifiquement établi soit-il. Un traitement thermique mal conduit peut transformer l'or en plomb, mais un traitement idéal ne transformera jamais le plomb en or. De même, les qualités améliorées du bois rétifé ne nous doivent pas nous faire oublier le savoir-faire accumulé depuis des siècles quant à l'utilisation du bois.

BIBLIOGRAPHIE

AGRESTA S.A.R.L., *Heat treatment of lignocellulose-containing materials by pyrolysis in a non-renewed atmosphere*. Brevet FR 2775292, 27 août 1999.

AGRESTA S.A.R.L., *Recycling of creosote-contaminated wood to form wood granules for use used in cements*. Brevet FR 2775213, 27 août 1999.

AHUJA, P., KUMAR S., SINGH P.C. - A Model for Primary And Heterogeneous Secondary Reactions Of Wood Pyrolysis. *Chem. Eng. Technol.*, 1996, vol. 19 , p. 272-282.

ALDEN, H. A. - *Softwoods of North America*. General Technical Report FPL-GTR-102. Madison, WI : U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, 1997, 151 p.

ALDEN, H. A. - *Hardwoods of North America*. General Technical Report FPL-GTR-83. Madison, WI : U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 1995, 136 p.

ALÉN R. OESCH P., KUOPPALA E. - Py-GC/AED Studies on the Thermochemical Behavior of Softwood, *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis*, 1995, vol. 35, pp. 259-265.

ALEON D., CHANRION P., NÉGRIÉ G. - *Séchage du Bois, Guide Pratique*. Cahier 133 du CTBA, 1990, 104 p.

ALVES S.S., FIGUEIREDO J.L. - A Model for Pyrolysis of Wet Wood, *Chem. Eng. Sci.*, 1989, Vol. 44, n° 12, pp. 2861-2869.

ALVES S.S., FIGUEIREDO J.L. - Kinetics of Cellulose Pyrolysis Modelled by three Consecutive First-Order Reactions, *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis*, 1989, vol. 17, pp. 37-46.

ANGELINO H., LAGUERIE C. - *Notes de Cours de Transferts Thermiques*. Toulouse, Cours 2° année ENSIGC, 1992, 110 p.

ARMINES, *Procédé de transformation de matière ligneuse d'origine végétale, et matière végétale ligneuse transformée par torréfaction*. Brevet FR 81.16463, déposé le 28/08/81, délivré le 02/08/85.

ARMINES, *Nouveau matériau ligno-cellulosique thermocondensé - Procédé et four pour l'obtenir*. Brevet FR 85.18765, déposé le 18/12/85, délivré le 10/11/88

ARMINES, *Procédé de fabrication d'un matériau ligno-cellulosique par traitement thermique et matériau obtenu par ce procédé*. Brevet FR 86.14138, déposé le 10/10/86, délivré le 30/08/91

ARMINES, *Procédé de fabrication d'un matériau aggloméré à base d'une matière ligno-cellulosique et matériau obtenu par la mise en œuvre de ce procédé*. Brevet FR 87.00863, déposé le 26/1/87, délivré le 30/8/91

ARTIOKHINE E.A. - *Echangeurs de Chaleur*. Belfort, Cours de Maîtrise de Sciences et Techniques en Génie Industriel, Université de Franche-Comté, 1996, 170 p.

AVAT F. – *Contribution à l'Étude des Traitements Thermiques du Bois Jusqu'à 300°C : Transformations Chimiques et Caractérisations Physico-Chimiques.* – Thèse docteur-ingénieur, ENSMSE, 1993, 323 p.

BAI G.L., GARRAHAN P. – The Temperature and Moisture Content in Lumber during Preheating and Drying. *Wood Science and Technology*, 1984, vol. 18, pp. 121-135

BAKER M.C. – CBD-111-F : La pourriture du Bois [en ligne]. *Digeste de la Construction au Canada*, Canada, Conseil National de la Recherche, septembre 1972, 7 p. [réf. du 4 août 2000]. Disponible sur <http://www.nrc.ca/irc/cbd/cbd111f.html>

BAKER M.C. – CBD-112-F : Conception de Toitures de Bois de Manière à Prévenir la Pourriture [en ligne]. *Digeste de la Construction au Canada*, Canada, Conseil National de la Recherche, février 1973, 7 p. [réf. du 4 août 2000]. Disponible sur <http://www.nrc.ca/irc/cbd/cbd112f.html>

BEALL F.C., EICKNER H.W. - Thermal Degradation of Wood Components: a Review of The Literature. U.S.D.A. Forest Service Research Paper FPL 130, May 1970, 29 p.

BEAUDOIN M. - Propriétés Physico-Mécaniques du Bois - *L'Ingénieur*, Mai-Juin 1981, pp. 15-21.

BECKERS E.P.J., de MEIJER M., MILITZ H. – Performance of Finishes on Wood that is Chemically Modified by Acetylation, *Journal of Coatings Technology*, vol. 70, n° 878, Mars 1998, pp.59-67.

BEN NASRALLAH S., PERRE P. – Detailed Study of a Model of Heat and Mass Transfer During Convective Drying of Porous Media. *Int. J. Heat Mass Transfer*, 1988, Vol. 31, n° 5, pp. 957-967.

BEN NASRALLAH S., ARNAUD G. –Étude des Transfert Bidimensionnels de Chaleur et de Masse lors du Séchage par Convection Naturelle d'une Plaque Poreuse Verticale Chauffée par un Flux Constant. *Int. J. Heat Mass Transfer*, 1989, Vol. 32, n°8, pp. 1529-1539.

BIANCO J.L. - *La Forêt : Une Chance pour la France : Rapport au Premier Ministre* [en ligne]. Paris, La Documentation Française, 1998, 139 p. [réf. du 7 juillet 2000]. Disponible sur : <http://www.ladocfrancaise.gouv.fr> ou <http://www.mairie-dignelesbains.fr/foret.html>

BILBAO R., MILLERA A., ARAUZO J. – Thermochemical Decomposition of Lignocellulosic Materials : Influence of the Chemical Decomposition, *Thermochimica Acta*, 1989, n°143, pp. 149-159.

BIRD R.B., STEWART W.E., LIGHTFOOT E.N. – *Transport Phenomena*. Madison, Etats-Unis, Ed. John Wiley & Sons, 1960, 780 p.

BOHNKE I. - *Etude Expérimentale et Théorique des Traitements Thermiques du Bois, Caractérisation Physico-Mécanique des Bois Traités.* – Thèse docteur-ingénieur, ENSMSE, 1993, 207 p.

BOONSTRA M.J., TJEERDSMA B.F. GROENEVELD H.A.C. – Thermal Modification of Non-Durable Wood Species : 1. The PLATO Technology : Thermal Modification of Wood. *Proceedings of 29th Annual Meeting of the International Research Group on Wood Preservation*. Maastricht, Hollande, 14-18 Juin 1998, IRG/WP 98-40 123, 13 p.

BOST M.- *Les Fours Industriels à Résistances Electriques*. Paris : Collection Electra, Electricité de France, 1989.

BOURGOIS J., GUYONNET R. – Characterization and Analysis of Torrefied Wood, *Wood Science and Technology*, 1988, vol. 22, 13 p.

BRENGARTH N., CASADESUS S. - *Qualité de la Production de Bois Rétifié : Echantillonnage - Prédiction des Propriétés*. - Projet de Mathématiques, ENSMSE, juin 1998, 11 p.

BRITO J.O. - *Princípios De Produção e Utilização de Carvão Vegetal de Madeira*. Cours du Département des Sciences Forestières de l'Ecole Supérieure d'Agronomie Luiz de Queiroz, Piracicaba, Brésil, 1-19 mai 1990, 14 p.

BROWN D.L. – The questionable Use of the Arrhenius Equation to Describe Cellulose and Wood Pyrolysis, *Thermoquimica Acta*, 1982, vol. 54, pp. 377-379

BROWNE F.L. - Theories of the Combustion of Wood and its Control, A Survey of the Literature, *Old Report n°2136*. Madison : U.S. Department of Agriculture, Forest Service, 69 p.

BYRNE C.E., NAGLE D.C. – Carbonization of Wood for Advanced Materials Applications, *Carbon*, 1997, vol. 35, n°2, pp. 259-266.

CCI Tulle-Ussel. - *Etude sur la Filière Bois France-Limousin-Corrèze* [en ligne]. Chambre de Commerce et d'Industrie de Tulle [réf. du 18 juillet 2000]. Disponible sur <http://www.wood-bois.com>

CERES Fibres. *Upgraded Natural Fibres for Plastics Reinforcement* [en ligne]. Site de la société CERES B.V. Wageningen, Hollande [réf. du 10 août 2000]. Disponible sur <http://users.bart.nl/%7Ecrdo/ceres.htm>

CERIG. Chapitre 1 - Les matières premières [en ligne]. *Le matériau papier*, Grenoble, Centre d'Études et de Ressources des Industries Graphiques, 1999 [réf. du 10 août 2000] – Disponible sur <http://www-cerig.efpg.inpg.fr/ICG/Dossiers/Papier/sommaire.html>

CESAR G. – *Rapport n°184 : Lutte Contre les Termites* [en ligne]. Commission des Affaires Economiques et du Plan, Rapport 184 - 1996/1997, [réf. du 18 août 2000]. Disponible sur <http://www.senat.fr/rap/196-184/196-184.html> et <http://perso.wanadoo.fr/crd79/RAPPORTSENAT184.html>

CHRISTIANSEN A. W. - Effect Of Overdrying on Toughness of Yellow-Poplar Veneer, *Holz als Roh- und Werkstoff*, Ed. Springer-Verlag, 1997, n°55, pp. 71-75.

CIRAD.- *Guide Pratique : La Ventilation des Grains* [en ligne]. Information Network on Postharvest Operations, 25 avril 1998. [réf. du 3 juillet 2000]. Disponible sur : <http://www.fao.org/inpho/vlibrary/x0161f/x0161f00.htm>

COLLIGNAN A., NADEAU J.P., PUIGGALI J.R. – Description and Analysis of Timber Drying Kinetics, *Drying Technology*, 1993, vol. 11, n°3, pp. 489-506.

CORDERO T., GARCIA F., RODRIGUEZ J.J. - A kinetic study of holm oak wood pyrolysis from dynamic and isothermal TG experiments, *Thermochimica Acta*, 1989, n°149, pp. 225-237.

- CRUZ J.F., TROUDE F., GRIFFON D., HEBERT J.P.- *Conservation des Grains en Régions Chaudes* [en ligne]. Paris, La Documentation Française, Collection "Techniques rurales en Afrique" du Centre d'Études et d'Expérimentation du Machinisme Agricole et Tropical, 1988, 545 p. [réf. du 7 juillet 2000]. Disponible sur : <http://www.fao.org/inpho/vlibrary/x0164f/x0164f00.htm>
- DAUBERT T.E., DANNER R.P. – *Data Compilation Tables of Properties of Pure Compounds*. New York, American Institute of Chemical Engineers, 1985, 400 p.
- DEGROOT W.F., PAN W.P., RAHMAN M.D. – First Chemical Events in Pyrolysis of Wood, *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis*, 1988, vol. 13, pp. 221-231.
- DE MESTRAL F. Elaboration et Caractérisation de Céramiques; Application de la Méthodologie Expérimentale Thèse doct.-ing. : EMSE, 1990.
- DI BLASI C. – Kinetics and Heat Transfer Control in the Slow and Flash Pyrolysis of Solids, *Ind. Eng. Chem. Res.*, 1996, vol. 35, pp. 37-46
- DIROL D., GUYONNET R. – The Improvement of Wood Durability by Retification Process, *Document IRG/WP*, Avril 1993.
- DOEN – *PLATO : Durable Hardwood* [en ligne]. Site de la société Doen, Hollande, 2000 [réf. du 8 août 2000]. Disponible sur : <http://www.doen.org/participaties/plato.htm>
- DUCHEZ L.- *Analyse du Procédé de Rétification via un Plan d'Expériences*. DEA Génie des Procédés ENSM.SE, 1997.
- DUCHEZ L. - *Empilement du Bois et Calcul des Pertes de Charges dans un Séchoir*. Rapport interne ENSMSE, 1997
- DUCHEZ L., GUYONNET R.- Optimisation d'un traitement thermique du bois via un plan factoriel fractionnaire, *Analisis*, vol. 26, n°8, Octobre 98, pp. M 39-M 44.
- DUCHEZ L., GUYONNET R.- Principles and Applications of Wood Retification. *Proceedings of 5th World Conference on Timber Engineering*, Montreux, Suisse, 17-20 Août 1998, vol. 2, pp. 648-653.
- DUCHEZ L., HERRI J.M., GUYONNET R.- Wood Retification : Simulation, of an Industrial Kiln, *Proceedings of 2nd Congress of Chemical Engineering*, Montpellier, France, 5-7 Octobre 1999.
- DURBAK I., GREEN D.W., HIGHLEY T.L.- Wood. *Kirk-Othmer Encyclopedia of Chemical Technology, Fourth Edition*. Ed. John Wiley & Sons, 1998, vol. 25, pp. 627-664.
- DUSSERRE P., OTTERBEIN M., VERMANDE P. – La Combustion du Bois, Contribution à la Modélisation, *Ed. Promoclim*, 1987, Tome 18, n°1, 24 p.
- ELDER T.- *Introduction to Wood Science* [en ligne]. Auburn University School of Forestry, 1^{er} décembre 1998. [réf. du 7 juin 2000]. Disponible sur : <http://www.forestry.auburn.edu/elder/fp339/toc.html>
- ENVIRONNEMENT CANADA – *Traitement du Bois : la Perspective Canadienne* [en ligne]. Conseil Canadien des Ministres de l'Environnement, 21 juin 2000, [réf. du 28 août 2000]. Disponible sur <http://www.ns.ec.gc.ca/french/epb/factsheets/wood.html>

EUROFOR.- *L'Europe et la Forêt* [en ligne]. Luxembourg : Office des Publications Officielles des Communautés Européennes, 1994. [réf. du 7 juin 2000]. Disponible sur : <http://www.europarl.eu.int/dg7/forest/fr/default.htm>

EUROFOR.- *L'Europe et la Forêt - Tome 3* [en ligne]. Luxembourg : Office des Publications Officielles des Communautés Européennes, 1997. [réf. du 7 juin 2000]. Disponible sur : <http://www.europarl.eu.int/dg4/wkdocs/forest/fr/eurfo.htm>

FOREST PRODUCTS LABORATORY. *Wood Handbook - Wood as an engineering material* [en ligne]. General Technical Report FPL-GTR-113. Madison : U.S. Department of Agriculture, Forest Service, 1999, 463 p. [réf. du 7 juin 2000]. Disponible sur : <http://www.fpl.fs.fed.us/documnts/FPLGTR/fplgtr113/fplgtr113.htm>

GIEBELER E. - *Process For the Modification of Wood*. Brevet, Etats Unis, n° 4.377.040, 1983.

GOLUB G.H., ORTEGA, J.H. - *Scientific Computing and Differential Equations, An Introduction to Numerical Methods*. Ed. Academic Press, 1992, 337 p.

GOUPY J. *La Méthode des Plans d'Expériences*.- Paris : Ed Dunod, 1988, 303 p.

GREEN F., HIGHLEY T.L. - Mechanism of Brown-Rot Decay: Paradigm or Paradox. *International Biodeterioration & Biodegradation*, 1997, vol. 39, n° 2-3, pp. 113-124

GREEN D. W., KRETSCHMANN D. E. - *Moisture Content and the Properties of Clear Southern Pine*. Research Paper FPL-RP-531, Madison : U.S.Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 1994, 28 p.

HEMATI M., LAGUERIE C. - Etude Cinétique de la Pyrolyse de Bois à Haute Température en Thermobalance : I-Approche Expérimentale de la Cinétique de Pyrolyse de Sciure de Chêne, *The Chemical Engineering Journal*, 1987, vol. 35, pp. 147-156.

HIGHLEY T.L., CLAUSEN A.C., SUKI C.C. - *Research on Biodeterioration of Wood, 1987-1992 : I. Decay Mechanisms And Biocontrol*. Research Paper FPL-RP-529. Madison, U.S. Department of Agriculture, Forest Products Laboratory. 1994, 20 p.

HUNTER A.J. - Wood Drying and Fick's Second Law. *Wood Science and Technology*, 1996, vol. 30, pp. 355-359

INCROPERA F.P., DE WITT D.P. - *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*, 3rd Edition. New York : Ed John Wiley & Sons, 1990, 967 p.

HISAYA T. - Manufacture of Wooden Heat Treated Material And Use Thereof. Brevet, Japon, n° JP11058325, 1999.

JÄMSA S., AHOLA P., VIITANIEMI P. - Performance of Coate Heat-Treated Wood Surface Coatings *International*, 1999, vol. 82, n°6, pp. 297-300

JANKOWSKY I.P. - *Fundamentos De Secagem de Madeiras*. Cours du Département des Sciences Forestières de l'Ecole Supérieure d'Agronomie Luiz de Queiroz, Piracicaba, Brésil, 1-13 juin 1990, 9 p.

JANKOWSKY I.P. - *Fundamentos de Preservação de Madeiras*. Cours du Département des Sciences Forestières de l'Ecole Supérieure d'Agronomie Luiz de Queiroz, Piracicaba, Brésil, 1-12 juin 1990, 8 p.

- JOLY P., MORE-CHEVALIER F. – Théorie, Pratique & Economie du Séchage du Bois. Dourdan, Ed. H. Vial, 1980, 204 p.
- JOXSA L.A. et MIDDLETON G.R. Discussion of Wood Quality Attributes and Their Practical Implications. *Forest Products Articles and Research* [en ligne]. Portland : American International Forest Products, 1999, [réf. du 7 juin 2000]. Disponible sur: http://www.lumber.com/products/pro_01130.asp
- KALOUSTIAN J., PAULI A.M., PASTOR J. – Caractérisation par Analyse Thermique de la Lignine, de la Cellulose et de Quelques-uns de ses Dérivés Éthérifiés, *Journal of Thermal Analysis*, 1996, Vol. 46, pp. 91-104.
- KANSA E.J., PERLEE H.E., CHAIKEN R.F. – Mathematical Model of Wood Pyrolysis Including Internal Forced Convection", *Combustion and Flame*, 1977, n° 29, pp. 311-324
- KOLLMAN F.F.P. et CÔTE W.A. - *Principles of Wood Science And Technology*, Volume I : Solid Wood.- Ed Springer-Verlag Berlin, 1968, 592 p.
- KOWALSKI S.J., RYBICKY A. – Drying Induced Stresses and their Control, *Proceedings of the International Drying Symposium (IDS'96)*, Cracovie, Pologne, 30 juillet-2 août 1996, vol. A, pp. 151-158
- KUMAR M., GUPTA R.C. – Correlation of Reactivity and Properties of Wood Chars, *Fuel*, 1994, vol. 73, n°11, pp. 1805-1806
- KUNG H.C., KALELKAR A.S. – On the Heat of Reaction in Wood Pyrolysis, *Combustion and Flame*, 1973, n° 20, pp. 91-103.
- LAU P.W.C., ZEELAND I.V., WHITE R. -. Modelling the Char Behaviour of Structural Timber. *Proceedings of the Fire and Materials '98 Conference*, 23-24 February 1998, pp. 123-135
- LEJEUNE G. – *Préservation du Bois*. Fiche Technique de l'ASBL Bois, Bruxelles, Belgique, février 1996, 7 p.
- LELEU R.- Transferts de Chaleur. *Techniques de l'Ingénieur, traité Génie et Procédés Chimiques*, 1998, pp. J 1080 1-18.
- LEVAN S.L. - Thermal Degradation, *Concise Encyclopedia of Wood and Wood-Based Materials, 1st Edition*, Elmsford; NY : Ed. Pergamon Press, 1989, pp. 271-273.
- LESSARD R.A., LIMBERT D.E., POKOSKI J.L., HILL J.L. – A Semi-Empirical Moisture Transport Model for On-Line Optimal Lumber Drying Control. *Journal of Dynamic System, Measurement and Control*, décembre 1982, vol. 104, pp. 277-282
- LIU J.Y., SIMPSON W.T. – Mathematical Relationship between Surface Emission and Diffusion Coefficients, *Drying Technology*, 1999, vol. 14, n°3&4, pp. 677-699.
- LIU J.Y., SIMPSON W.T. - Two-Stage Moisture Diffusion in Wood with Constant Transport Coefficients, *Drying Technology*, 1999, vol. 17, n°1&2, pp. 257-269.
- LRBB, CTBA, EMSE. - *Rapport de Synthèse : Etude de caractérisation du pin maritime rétifé* [en ligne]. 2000, 23 p. [réf. du 8 août 2000]. Disponible sur http://www.aquitaine.driv.gouv.fr/DI/Rapport_reтификаtion_internet.htm
- LU J.P., LEICESTER R.H. – Mechano-sorptive Effects on Timber Creep, *Wood Science and Technology*, 1997, Vol. 31, pp. 331-337.

- MARDINI J. - *Experimental And Analytical Study of Heat And Mass Transfer in Wood Prior To Ignition in Fire.*- PhD Dissertation, University of California, Los Angeles, 1993.
- MARDINI J.A., LAVINE A.S., DHIR V.K. - Heat And Mass Transfer In Wooden Dowels During A Simulated Fire : An Experimental And Analytical Study, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 1996, Vol. 39, n° 13, pp. 2641-2651
- MARIE W.- Le Matériau Bois [en ligne]. *Le Site en Bois*, 13 octobre 1999, [réf. du 18 juillet 2000]. Disponible sur : <http://www.euronature.com/bois/>
- MEOT J.M., BIMBENET J.J., ABECASSIS J. - Rapid Method of Determination of Sorption Isotherms and Water Apparent Diffusivity, *Drying Technology*, 1996, vol. 14, n°9, pp. 2003-2023.
- MICKELSON R.W., EINHORN I.N. - The Kinetics of Polymer Decomposition Through Thermogravimetric Analysis, *Thermochimica Acta*, 1970, vol. 1, pp. 147-158.
- MILLER R.S., BELLAN J. - Analysis of Reaction Products and Conversion Time in the Pyrolysis of Cellulose and Wood Particles, *Combustion Science and Technology*, 1996, vol. 119, pp. 331-373
- MILOTA M.R., TSCHERNITZ J.L. Correlation of Loblolly Pine Drying Rates at High Temperature. *Wood and Fiber Science*, 1990, vol. 22, n°3, pp. 298-313
- MILOTA M.R., BOONE R.S. - *Quality Drying of Softwood Lumber, Guidebook-Checklist.*- General Technical Report FPL-IMP-GTR-1. Madison : U.S.Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 1991, 50 p.
- MILOTA M.R. et BOONE R.S. - *Quality Drying of Hardwood Lumber, Guidebook-Checklist.*- General Technical Report FPL-IMP-GTR-2. Madison : U.S.Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, 1992, 56 p.
- MILOTA M.R., TSCHERNITZ J.L. Simulation of Drying in a Batch Lumber Kiln from Single-Board Tests. *Drying Technology*, 1994, vol. 12, n°8, pp. 2027-2055
- MOUNJI H., EL KOUALI M., VERGNAUD J.M. - Process of Absorption of Moisture by Wood in Case of Condensation, Modelling and Experiment, *Journal of Polymer Engineering*, 1993, Vol. 12, n° 3, pp. 197-217.
- MURTY KANURY A. - Thermal decomposition kinetics of wood pyrolysis", *Combustion and Flame*, 1972, n° 18, pp. 75-83
- NADEAU J.P., PUIGGALLI, J.R. - *Séchage : des Processus Physiques aux Procédés Industriels*. Paris : Ed Techniques & Documentation - Lavoisier, 1995, 307 p.
- NEYA B., DEON G., LOUBINOUX B. - Conséquence de la Torrification sur la Durabilité Naturelle du Bois de Hêtre, *Bois et Forêts des Tropiques*, 1995, n°244, pp.67-73
- NF B51-006. - *Bois - Détermination du retrait*. Septembre 1985, 6 p.
- NF B51-008. - *Bois - Essai de flexion statique - Détermination de la résistance à la flexion statique de petites éprouvettes sans défaut*. Novembre 1987, 5 p.
- NF EN 113. - *Produits de préservation du bois - Méthode d'essai pour déterminer l'efficacité protectrice vis-à-vis des champignons basidiomycètes lignivores - Détermination du seuil d'efficacité*, Décembre 1996.

NF EN 350-1. - *Durabilité du bois et des matériaux dérivés du bois - Durabilité naturelle du bois massif - Partie 1 : Guide des principes d'essai et de classification de la durabilité naturelle du bois*. Juillet 1994, 18 p.

NF EN 350-2. - *Durabilité du bois et des matériaux dérivés du bois - Durabilité naturelle du bois massif - Partie 2 : Guide de la durabilité naturelle du bois et de l'imprégnabilité d'essences de bois choisies pour leur importance en Europe*. Juillet 1994, 42 p.

NOW S.A., *Method for treating wood at the glass transition temperature thereof*. Brevet WIPO (Organisation Mondiale de la Propriété Industrielle) n° WO 98/04392, 1998.

NOW S.A., *Method For Treating Wood By Impregnation*. Brevet WIPO (Organisation Mondiale de la Propriété Industrielle) n° WO 98/18606, 1998.

NOW S.A., *Wood curing method*. Brevet WIPO (Organisation Mondiale de la Propriété Industrielle) n° WO 98/04393, 1998.

PARKER W.P., LEVAN S.L. - Kinetic Properties of the Components of Douglas-Fir and the Heat of Combustion of their Volatile Pyrolysis Products, *Wood and Fiber Science*, 1989, vol. 21, n°3, pp. 289-305

PATANKAR S.V.- *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*. Series on Computational Methods in Mechanics and Thermal Science, Ed. Hemisphere Pub, 1980, 197 p.

PENTOL. - *Insectes du Bois Sec* [en ligne]. Site de la société Pentol AG. Grellingen, Suisse, 2000 [réf. du 10 août 2000]. Disponible sur <http://www.pentol.ch/f/site/insekten/trhzins.html>

PERRE P., DEGIOVANNI A. - Simulation par Volumes Finis des Transferts Couplés en Milieux Poreux Anisotropes : Séchage du Bois à Basse et Haute Température. *Int. J. Heat Mass Transfer*, 1990, Vol. 33, n° 11, pp. 2463-2478.

PERRE P. - Le séchage, passage obligatoire entre l'arbre et le matériau : Art ou Science ? [en ligne]. *Actes du Premier Colloque des Centres Régionaux d'Enseignement Spécialisé en Agriculture*, Yaoundé, Cameroun, 6-10 Avril 1998, [réf. du 17 juillet 2000]. Disponible sur : http://www.refer.sn/sngal_ct/rec/cresa/perre.htm

PERRY R.H., GREEN D.- *Perry's Chemical Engineers' Handbook*, 6th Edition.- New York, Mac Graw-Hill International Editions, 1984.

PINCELLI MARTINS A.L., BRITO J.O. - La Evaluación de los Efectos del Tratamiento Térmico en Envernizamiento de la Madera de *Eucalyptus Saligna* Y *Pinus Caribaea* Var. *Hondurensis*. *Reunion sobre Investigacion Forestal en America Latina y 6^a Reunion de La Red de Informacion Forestal para America Latina y el Caribe*, Curitiba, Brésil, 23-26 novembre 1999

PLARD C. - Modélisation des Fours Electriques Industriels à Résistances. *Revue Epure*, EDF, Direction de la Recherche, janvier 1996, n°49, pp. 3-17.

PLATO BEHEER BV. - *The Plato Technology* [en ligne]. Site de la société Plato Holland Production BV. Wageningen, Hollande [réf. du 10 août 2000]. Disponible sur <http://www.platowood.nl>

PLATO BEHEER BV. - *Process for preparing cellulosic fibrous aggregates*. Brevets Européens EP 0 852 174, 8 juillet 1998 et EP 1 023 977, 2 août 2000.

- PUIGGALI J.R., NADEAU J.P., SALES C. – Assessment of Timber Drying Schedules by Evaluation of Damage Risks, *Drying Technology*, 1993, vol. 11, n°3, pp. 507-524
- PYLE D.L., ZAROR C.A., Heat transfer and kinetics in the low temperature pyrolysis of solids, *Chem. Eng. Sci.*, 1984, Vol. 39, n° 1, pp. 147-158.
- QUIRINO W. F. *Préervação de Estacas e Mourões de Cerca por Rétificação Térmica e Impregnação de Pirolenhosos e Alcatrões*, Rapport de Recherche de l'IBAMA et du Département de Génie Forestier de l'Université de Brasília, Brésil, 1997, 26 p.
- RAGLAND K. W., AERTS D. J., BAKER A.J.- Properties of Wood for Combustion Analysis. *Bioresource Technology*, 1991, vol 37, pp. 161-168
- RAJOHNSON J.R. *Etude Expérimentale et Modélisation du Traitement Thermique de Rétification du Bois Massif sous Gaz Convectif en Vue d'Améliorer ses Propriétés Physico-Chimiques*.- Thèse doct.-ing. :EMSE, 1996, 357 p.
- REM P. C., VAN DEN POEL H., RUYTER H. .P. – *Process for Upgrading Low Quality Wood*. Brevet, Etats-Unis, n°5 555 642, 1996
- ROBERTS A.F. – A Review of Kinetic Data for the Pyrolysis of Wood and Related Substances, *Combustion and Flame*, 1970, n° 14, pp. 261-272
- ROSENKILDE A., ARFVIDSSON J. – Measurement and Evaluation of Moisture Transport Coefficients during Drying of Wood, *Holzforschung*, 1997, 51, pp. 372-380
- ROWELL R.M., YOUNGS L.Y. – *Dimensional Stabilization of Wood in Use*. Research Note FPL-0243. Madison : U.S. Department of Agriculture, Forest Products Laboratory, 1981, 8 p.
- ROWELL R.M. - High performance composites made from chemically modified wood and other lignocellulosic fibers, *6th Int. Symposium on Wood and Pulp Chemistry Proceedings*, Melbourne, Australia, 1991, vol. 1, pp 341-344.
- ROWELL R.M. – Chemical Modification of Agro-Resources for Property Enhancement. *Paper and Composites from Agro-Based Resources (Chapter 11)*, 1997, pp. 351-375
- RUYTER H. *Process for Upgrading Low-Quality Wood*. Brevet, Europe, n° 0.623.433.A1, 1994.
- RUYTER H. *Process for Upgrading Low-Quality Wood*. Brevet, Etats Unis, n° 5.451.361, 1995.
- SADO G., SADO M.C. - *Plans d'Expériences : De l'expérimentation à l'assurance qualité*. Editions AFNOR, 1991, 266 p.
- SANDOZ J.L., SOUVAY L., PERRIN F. – *Valorisation Economique de la Ressource Financière*. Publication IBOIS 96:15, Lausanne, Suisse, juillet 1996, 28 p.
- SANDOZ J.L. - Glued Laminated Timber : Reliability and High Performance. *5th World Conference on Timber Engineering Proceedings*, Montreux, Suisse, 1998, August 17-20, vol. 1, pp. 549-556.
- SCIENCE ET VIE. - *Forêts : Le Bilan Ecologique d'une Catastrophe*, mai 2000, n°992, pp. 53-74

- SEBASTIAN P., NADEAU J.P., PUIGGALI J.R. – Les Nombres d'Unités de Transfert, Thermique, Massique, Outils Rapides de Simulations des Séchoirs. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1993, vol. 36, n°7, pp. 1773-1782
- SHAFIZADEH F. – The Chemistry of Pyrolysis and Combustion, *The Chemistry of Solid Wood*, American Chemical Society, Washington DC, 1984, pp.489-507
- SHAH N., GIRARD P., MEZERETTE C. – Wood-to-Charcoal Conversion in a Partial-Combustion Kiln : an Experimental Study to Understand and Upgrade the Process, *Fuel*, 1992, vol. 71, pp. 955-962
- SHAMPINE L.F., REICHELT M.W. – The Matlab ODE Suite [en ligne], *SIAM Journal on Scientific Computing*, 1997, vol. 18, n°1, pp. 1-22 [réf. du 25 septembre 2000]. Disponible sur : <http://epubs.siam.org/sam-bin/dbq/article/27642>
- SIAU J.F.- *Transport Processes in Wood*. Ed. Springer-Verlag, New York, 1984
- SIAU J.F, AVRAMIDIS S. – Application of a Thermodynamic Model to Experiments on Nonisothermal Diffusion of Moisture in Wood. *Wood Science and Technology*, 1993, vol. 27, pp. 131-136
- SIMPSON W.T., ROSEN H.N.- Equilibrium Moisture Content of Wood at High Temperatures, *Wood and Fiber*, 1981, vol. 13, n° 3, pp. 150-158
- SIMPSON W.T.- Drying Wood: a Review (Part 1), *Drying Technology*, 1983-1984, vol. 2, n°2, pp. 235-264
- SIMPSON W.T.- Drying Wood: a Review (Part 2), *Drying Technology*, 1983-1984, vol. 2, n°3, pp. 353-368
- SIMPSON W.T.; SAGOE J.A. - *Relative Drying Times of 650 Tropical Woods: Estimation by Green Moisture Content, Specific Gravity and Green Weight Density*. General Technical Report FPL-GTR-71 . Madison : U.S. Department of Agriculture, Forest Products Laboratory, 1991, 27 p.
- SIMPSON W.T.- *Method to Estimate Dry-Kiln Schedules and Species Groupings Tropical and Temperate Hardwoods*, Research Paper FPL-RP-548. Madison : U.S. Department of Agriculture, Forest Products Laboratory, 1996, 57 p.
- SIMPSON W.T., LIU J.Y. - An Optimization Technique to Determine Red Oak Surface and Internal Moisture Transfer Coefficients During Drying, *Wood and Fiber Science*, 1997, vol. 29, n°4, pp. 312-318.
- SIMPSON W.T.- Effect of Thickness Variation on Warp in High-Temperature Drying Plantation-Grown Loblolly Pine 2 By 4's, *Wood and Fiber Science*, 1998, vol. 30, n°2, pp. 165-174.
- SIMPSON, W. T. - 1998. *Equilibrium moisture content of wood in outdoor locations in the United States and Worldwide*. Research Note FPL-RN-0268. Madison : U.S. Department of Agriculture, Forest Products Laboratory, 1998, 11 p.
- SKAAR C., SIAU J.F. – Thermal Diffusion of Bound Water in Wood, *Wood Science and Technologie*, 1981, Vol. 15, pp. 105-112.
- SOUZA M.E., NEBRA S.A.- Heat and Mass Transfer in the Drying of Wood. *Proceedings of the International Drying Symposium (IDS'96)*, Cracovie, Pologne, 30 juillet-2 août 1996, vol. A, pp. 695-702

SOUZA M.E., *Transporte de Massa e Calor na Secagem de Cavaco de Madeira*, Thèse de Mestrado, Faculdade de Engenharia da Universidade Estadual de Campinas, 1994, 105 p.

SPANG B.- Correlations for Convective Heat Transfer [en ligne]. About.com Network, Chemical Engineering, 2 février 1998 [réf. du 10 juillet 2000]. Disponible sur : <http://chemengineer.about.com/science/chemengineer/library/weekly/aa020298.htm>

STANISH M.A., SCHAJER G.S., KAYIHAN F.- A Mathematical Model of Drying for Hygroscopic Porous Media. *AIChE Journal*, August 1986, Vol. 32, n°8, pp.1301-1311

STEINHAGEN H. P.- *Thermal Conductive Properties Of Wood, Green Or Dry, From -40° to +100° C : A Literature Review*. General Technical Report FPL-9. Madison, WI : U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, 1977, 13 p.

STELLAC OY – Heat-Treatment and Hot-Drying Units [en ligne]. Site de la société Stellac, Mikkeli, Finlande, 2000 [réf. du 10 août 2000]. Disponible sur <http://www.stellac.fi/english/stellac.htm>

STELLAC OY - *Method for heat treatment of timber*. Brevet Finlandais FI 97/4468 et Brevet Européen EP0 922 918, 1999

STELLAC OY - *Method for controlling a gas circulation*. Brevet Européen EP 0 922 919, 1999

STELLAC OY - *Cooling method*. Brevet Européen EP 0 922 917, 1999

SUTTIE E.D., Novel wood preservatives [en ligne]. *Chemistry & Industry*, Issue 18, 1997 [réf. du 25 septembre 2000]. Disponible sur : <http://ci.mond.org/9718/971811.html>

THOMASSON G., CAPIZZI J., DOST F. – *Wood Preservation and Wood Products Treatment Training Manual*. Publication EM 8403, Corvallis, Oregon State University Extension Service, 1989, 14 p.

TJEERDSMA B.F., BOONSTRA M.J., MILITZ H. – Thermal Modification of Non-Durable Wood Species : 2. Improved Wood Properties of Thermally Treated Wood. *Proceedings of 29th Annual Meeting of the International Research Group on Wood Preservation*. Maastricht, Hollande, 14-19 Juin 1998, IRG/WP 98-40 124, 10 p.

TJEERDSMA B.F., BOONSTRA M., PIZZI A. – Characterisation of Thermally Modified Wood : Molecular Reasons for Wood Performance Improvement, *Holz als Roh- und Werkstoff*, 1998, n° 56, pp. 149-153.

TRAN H.C. - Experimental Data on Wood Materials, *Heat release in fires*, Ed. Elsevier Applied Science, New York, 1992, Chapter 11, part b, pp. 357-372.

TREMBLAY C., CLOUTIER A., FORTIN Y. – Moisture Content-Water Potential Relationship of Red Pine Sapwood above the Fiber Saturation Point and Determination of the Effective Pore Size Distribution, . *Wood Science and Technology*, 1996, vol. 30, pp. 361-371

VAN DRUTEN M. L. – *Wood Composite*. Brevet, Etats-Unis, n° 5 633 299, 1997

VAN LEEMPUT M. – *Attaque du Bois*. Fiche Technique de l'ASBL Bois, Bruxelles, Belgique, novembre 1996, 4 p.

VIITANIEMI P. *Method for Improving Biodegradation Resistance and Dimensional Stability of Cellulosic Products*. Brevet WIPO (Organisation Mondiale de la Propriété Industrielle) n° WO 94/27102, 13 mai 1994.

VIITANIEMI P. *Method For Processing Wood At Elevated Temperatures*. Brevet WIPO (Organisation Mondiale de la Propriété Industrielle) n° WO 95/31680, 23 novembre 1995.

VILLERMAUX J., ANTOINE B., LEDE J., SOULIGNAC F. – A New Model for Thermal Volatilization of Solid Particles Undergoing Fast Pyrolysis. *Chemical Engineering Science*, 1986, Vol. 14, n°1, pp. 151-157.

VOVELLE C., MELLOOTTE H., DELFAU J.L. – Comparative Study of the Calculation Techniques Used for the Determination of Kinetic Parameters of Wood and Cellulose Degradation from T.G.A., *Journal de Chimie Physique*, 1986, vol. 83, n°3, pp. 191-196.

WADSÖ L. – Describing non-Fickian Water-Vapour Sorption in Wood, *Journal of Materials Science*, 1994, Vol. 29, pp. 2367-2372.

WARD J.C. - The Effect of Wetwood on Lumber Drying Times and Rates: an Exploratory Evaluation with Longitudinal Gas Permeability. *Wood and Fiber Science*, 1986, vol. 18, n°2, pp. 288-307.

WEILAND J.J. *Traitement Thermique de la Matière Ligno-Cellulosique. Procédé de Rétification.*- DEA Génie des Procédé ENSM.SE, 1996

WEILAND J.J., GUYONNET R.- Retifiziertes Holz, *Proceedings of Dreiländer Holztagung*, Graz, Autriche, 2-5 Novembre 1997, pp. 109-117

WEILAND J.J., GUYONNET R., GIBERT R., Analyse de la pyrolyse ménagée du bois par un couplage TG-DSC-IRTF, *Journal of Thermal Analysis*, 1998, Vol. 51, pp. 265-274.

WEILAND J.J., DANNA A.M, GUYONNET R.- Propriety of a New Material. Durability of Retified Wood, *Proceedings of 2nd Congress of Chemical Engineering*, Montpellier, France, 5-7 Octobre 1999.

WEILAND J.J. *Etude Physico-Chimique du Traitement Thermique du Bois. Optimisation de Paramètres du Procédé de Rétification.*- Thèse doct.-ing. :ENSMSE, 2000, 206 p.

WHITE R.H. – Effect of Lignin Content and Extractives on the Higher Heating Value of Wood. *Wood and Fiber Science*, 1987, vol. 19, n°4, pp. 446-452

WHITE R.H., NORDHEIM E.V. –Charring Rate of Wood for ASTM E119 Exposure, *Fire Technology*, 1992, vol. 28, n° 1, pp 5-30.

WHITE R.H., DEMARS D. - Flammability of Christmas Trees and Other Vegetation, *Proceeding of the International Conference on Fire Safety*, Columbus, Ohio, 21-24 juillet 1997, vol. 24, pp. 99-110

WILLIAM P.T. et BESLER S.- The Influence of Temperature and Heating Rate on Slow Pyrolysis of Biomass. *Renewable Energy*, 1996, vol.7, n°3, pp. 233-250.

WINANDY J.E.- Wood Properties, Arntzen, *Encyclopedia of Agricultural Science*. - Ed Academic Press, Orlando, 1994, vol.4, pp. 549-561.

ZERBE J.I. – Energy properties of Wood, *Proceedings of Fuelwood Management and Utilization Seminar*, Michigan State University, East Lansing, 1983, pp. 6-13

Annexe 1

LOI DE STUDENT

ν \ P	0,50	0,60	0,70	0,80	0,90	0,95	0,975	0,990	0,995	0,999	0,9995
1	0,000	0,325	0,727	1,376	3,078	6,314	12,71	31,82	63,66	318,3	636,6
2	0,000	0,289	0,617	1,061	1,886	2,920	4,303	6,965	9,925	22,33	31,60
3	0,000	0,277	0,584	0,978	1,638	2,353	3,182	4,541	5,841	10,22	12,94
4	0,000	0,271	0,569	0,941	1,533	2,132	2,776	3,747	4,604	7,173	8,610
5	0,000	0,267	0,559	0,920	1,476	2,015	2,571	3,365	4,032	5,893	6,859
6	0,000	0,265	0,553	0,906	1,440	1,943	2,447	3,143	3,707	5,208	5,959
7	0,000	0,263	0,549	0,896	1,415	1,895	2,365	2,998	3,499	4,785	5,405
8	0,000	0,262	0,546	0,889	1,397	1,860	2,306	2,896	3,355	4,501	5,041
9	0,000	0,261	0,543	0,883	1,383	1,833	2,262	2,821	3,250	4,297	4,781
10	0,000	0,260	0,542	0,879	1,372	1,812	2,228	2,764	3,189	4,144	4,587
11	0,000	0,260	0,540	0,876	1,363	1,796	2,201	2,718	3,106	4,025	4,437
12	0,000	0,259	0,539	0,873	1,356	1,782	2,179	2,681	3,055	3,930	4,318
13	0,000	0,259	0,538	0,870	1,350	1,771	2,160	2,650	3,012	3,852	4,221
14	0,000	0,258	0,537	0,868	1,345	1,761	2,145	2,624	2,977	3,787	4,140
15	0,000	0,258	0,536	0,866	1,341	1,753	2,131	2,602	2,947	3,733	4,073
16	0,000	0,258	0,535	0,865	1,337	1,746	2,120	2,583	2,921	3,686	4,015
17	0,000	0,257	0,534	0,863	1,333	1,740	2,110	2,567	2,898	3,646	3,965
18	0,000	0,257	0,534	0,862	1,330	1,734	2,101	2,552	2,878	3,611	3,922
19	0,000	0,257	0,533	0,861	1,328	1,729	2,093	2,539	2,861	3,579	3,883
20	0,000	0,257	0,533	0,860	1,325	1,725	2,086	2,528	2,845	3,552	3,850
21	0,000	0,257	0,532	0,859	1,323	1,721	2,080	2,518	2,831	3,527	3,819
22	0,000	0,256	0,532	0,858	1,321	1,717	2,074	2,508	2,819	3,505	3,792
23	0,000	0,256	0,532	0,858	1,319	1,714	2,069	2,500	2,807	3,485	3,767
24	0,000	0,256	0,531	0,857	1,318	1,711	2,064	2,492	2,797	3,467	3,745
25	0,000	0,256	0,531	0,856	1,316	1,708	2,060	2,485	2,787	3,450	3,725
26	0,000	0,256	0,531	0,856	1,315	1,706	2,056	2,479	2,779	3,435	3,707
27	0,000	0,256	0,531	0,855	1,314	1,703	2,052	2,473	2,771	3,421	3,690
28	0,000	0,256	0,530	0,855	1,313	1,701	2,048	2,467	2,763	3,408	3,674
29	0,000	0,256	0,530	0,854	1,311	1,699	2,045	2,462	2,756	3,396	3,659
30	0,000	0,256	0,530	0,854	1,310	1,697	2,042	2,457	2,750	3,385	3,646
40	0,000	0,255	0,529	0,851	1,303	1,684	2,021	2,423	2,704	3,307	3,551
60	0,000	0,254	0,527	0,848	1,296	1,671	2,000	2,390	2,660	2,232	3,460
80	0,000	0,254	0,527	0,846	1,292	1,664	1,990	2,374	2,639	2,195	3,415
100	0,000	0,254	0,526	0,845	1,290	1,660	1,984	2,365	2,626	2,174	3,389
200	0,000	0,254	0,525	0,843	1,286	1,653	1,972	2,345	2,601	2,131	3,339
∞	0,000	0,253	0,524	0,842	1,282	1,645	1,960	2,326	2,576	2,090	3,291

Tableau A1.1. Loi de Student. Source : CERESTA, Revue de
Statistique appliquée. Tables statistiques, n° spécial, Paris,
1973 [SADO, 1996]

Annexe 2

CALCUL DES PROPRIETES PHYSIQUES

On réunit l'ensemble des propriétés physiques relatives aux matériaux et fluides utilisés : à savoir le bois, l'acier, l'air et l'azote.

I - BOIS

On extrait les équations du Wood Handbook [Forest Products Laboratory, 1999]

I.1 - Conductivité Thermique (W/m.K)

Pour une humidité inférieure à 25% ($H < 0,25$) et à environ 24°C (75°F), la conductivité thermique varie linéairement avec l'humidité selon la loi empirique :

$$\lambda_{\text{bois}}(297K) = 0,01864 + 0,001\rho_{\text{anhydre}}(0,1941 + 0,4064H) \quad (237)$$

Elle augmente ensuite de 2 à 3% pour chaque augmentation de 10°C, d'où

$$\lambda_{\text{bois}} = [0,01864 + 0,001\rho_{\text{anhydre}}(0,1941 + 0,4064H)] \times (1,02)^{(T-297)/10} \quad (238)$$

I.2 - Capacité Thermique (J/kg.K)

La capacité thermique dépend de l'humidité et de la température du bois, mais elle est presque indépendante de la masse volumique. Elle correspond à la somme des capacités thermiques du bois anhydre et de l'eau (4,19 kJ/kg.K), corrigée par un facteur prenant en compte l'énergie d'adsorption de l'eau dans le bois :

$$C_{p(\text{bois})} = \frac{103,1 + 3,867T + 4186,8H}{1 + H} + H.(-6191 + 23,6T - 1330H) \quad (239)$$

II - ACIER INOXYDABLE Z 6 CN 18/09 (AISI 304)

Les données sont extraites de la table A.1 p. A5 [INCROPERA, 1990].

II.1 - Masse Volumique (kg/m³)

$$\rho_{Z6CN18/09} = 7900 \text{ kg/m}^3 \quad (240)$$

II.2 - Conductivité Thermique (W/m.K)

La conductivité thermique obéit à une loi linéaire (voir Figure A2-1) :

$$\lambda_{Z6CN18/09} = 9,7655 + 0,0164T \quad (241)$$

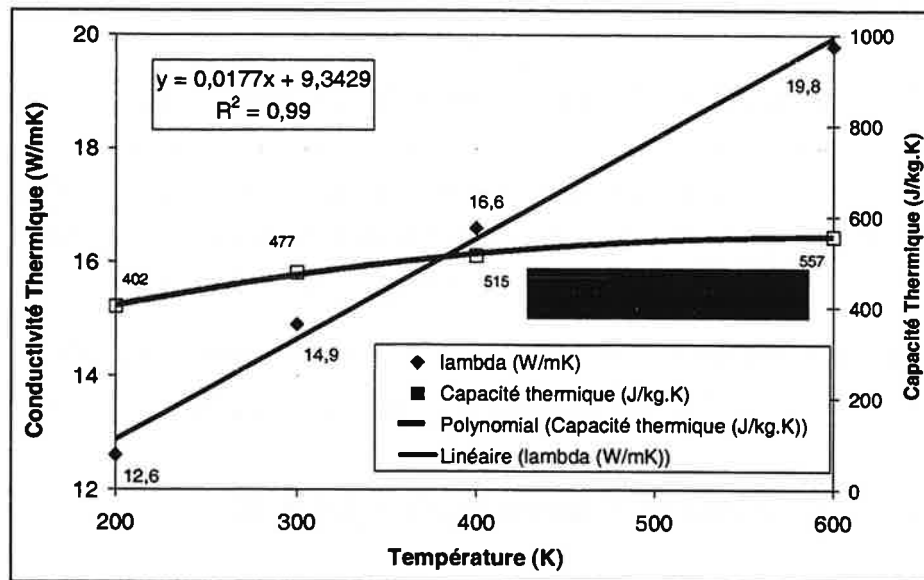


Figure A2-1. Conductivité thermique et capacité thermique de l'acier inoxydable Z 6 CN 18/09 [INCROPERA, 1990]

II.3 - Capacité Thermique -(J/kg.K)

La capacité thermique varie entre 477 J/kg.K à 23°C et 550 J/kg.K à 250°C (voir Figure A2-1). On prend par défaut une valeur moyenne de 520 J/kg.K

$$Cp_{Z6CN18/09} = 520 \text{ J/kg.K} \quad (242)$$

III - ACIER ORDINAIRE

On s'intéresse ici uniquement à la capacité thermique de ce type d'acier. [BOST, 1989] recommande une variation linéaire de cette grandeur avec la température, i.e.

$$Cp_{acier} = 460,8(1 + 0,001t) \quad (243)$$

où Cp_{acier} est exprimé en J/kg.K et t en °C

Elle varie donc entre 470 J/kg.K à 20°C et 576 J/kg.K à 250°C. On prendra comme précédemment une valeur moyenne de 520 J/kg.K .

IV - AIR

On extrait les données de la table A.4 p. A15 de [INCROPERA, 1990]

IV.1 - Masse Volumique (kg/m³)

En appliquant la loi des gaz parfaits, il vient $\rho_{air} = P_{air} M_{air} / RT_{air}$. À pression atmosphérique et $M_{air} = 28,8 \cdot 10^{-3}$ kg/mol : $\rho_{air} = \frac{351}{T}$ (244)

IV.2 - Nombre de Prandtl

Le nombre de Prandtl est pratiquement constant dans notre domaine d'étude (voir Figure A2-2). On prendra : $Pr_{air} = 0,7$ (245)

IV.3 - Conductivité Thermique (W/m.K)

La conductivité thermique de l'air varie linéairement avec la température (voir Figure A2-2):

$$\lambda_{N_2} = 7,21 \cdot 10^{-5} T + 4,64 \cdot 10^{-3} \quad (246)$$

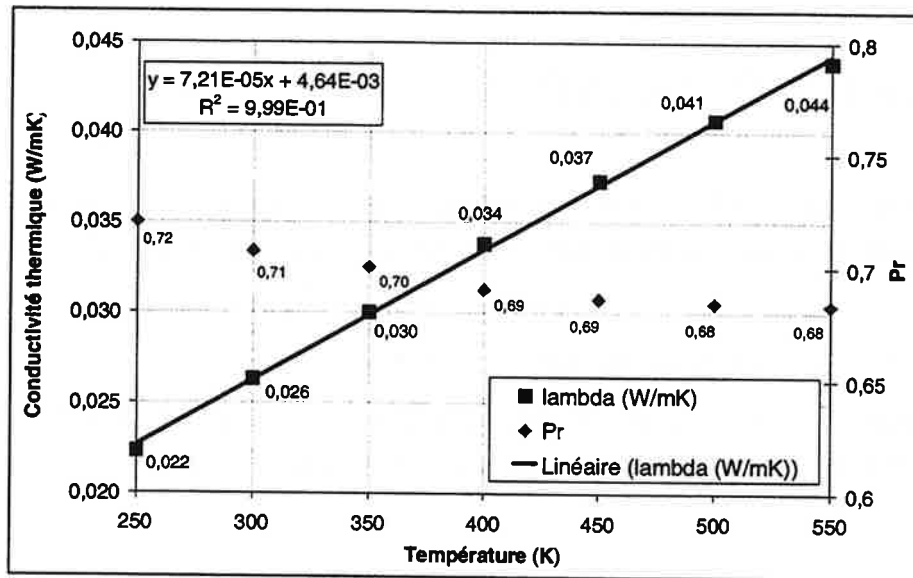


Figure A2-2. Variation de la conductivité thermique et du Prandtl de l'air avec la température (INCROPERA, 1990)

IV.4 - Viscosité Cinématique (N.s/m²)

On obtient : $\mu_{air} = 4,285.10^{-8} T + 5,599.10^{-6}$ (247)

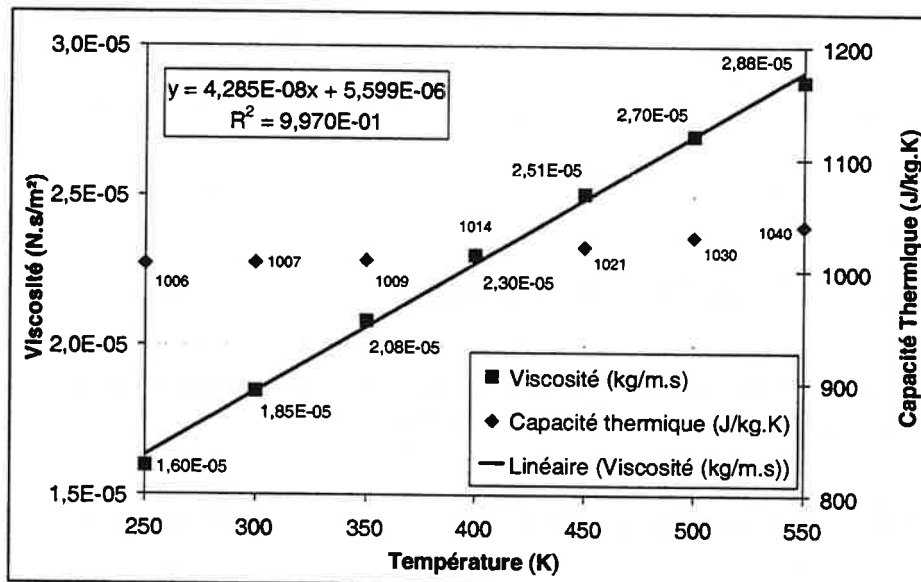


Figure A2-3. Variation de la viscosité et de la capacité thermique de l'air en fonction de la température (INCROPERA, 1990)

IV.5 - Capacité Thermique -(J/kg.K)

La capacité thermique de l'air est sensiblement constante dans notre domaine de températures (voir Figure A2-3). On prendra une valeur moyenne $C_{p,air} = 1020 \text{ J/kg.K}$ (248)

V - AZOTE

Les données proviennent de la table A.4 p. A18 de [INCROPERA, 1990]

V.1 - Masse Volumique (kg/m^3)

En appliquant la loi des gaz parfaits, $M_{N_2}=28.10^{-3} \text{ kg/mol}$ d'où $\rho_{N_2} = \frac{341,2}{T}$ (249)

V.2 - Conductivité Thermique (W/m.K)

Elle varie, comme pour l'air, linéairement avec la température :

$$\lambda_{N_2} = 6,5.10^{-5} T + 6,36.10^{-3} \quad (250)$$

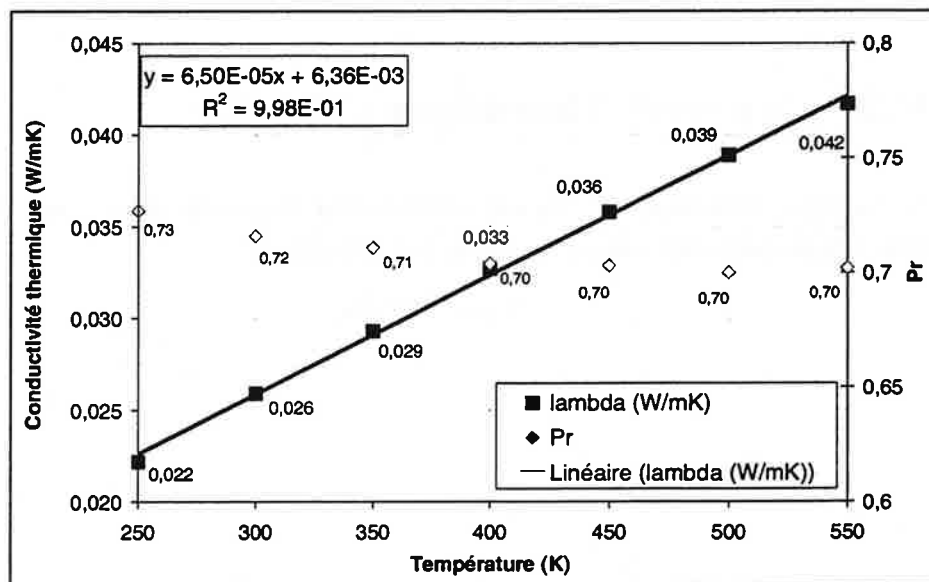


Figure A2-4. Variation de la conductivité thermique et du Prandtl de l'azote avec la température (INCROPERA, 1990)

V.3 - Nombre de Prandtl

Le nombre de Prandtl est ici aussi pratiquement constant dans notre domaine d'étude (voir Figure A2-4). On prend : $Pr_{N_2}=0,71$ (251)

V.4 - Viscosité Cinématique (N.s/m^2)

On obtient : $\mu_{N_2} = 3,986.10^{-8} T + 5,85.10^{-6}$

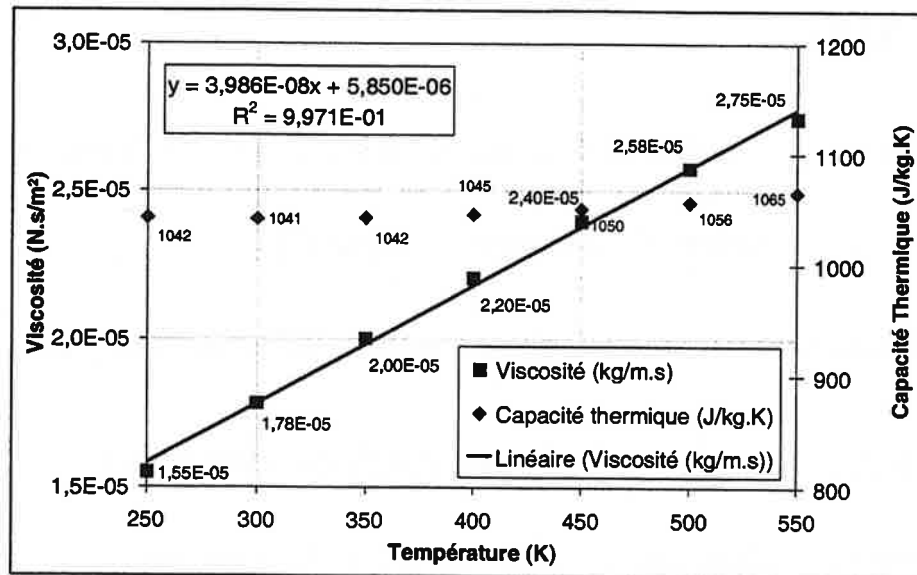


Figure A 2-5. Variation de la viscosité et de la capacité thermique de l'air en fonction de la température (INCROPERA, 1990)

V.5 - Capacité Thermique (J/kg.K)

La capacité thermique de N_2 est sensiblement constante dans notre domaine de températures. On prendra une valeur moyenne de 1050 J/kg.K

$$C_{pN_2} = 1050 \text{ J/kg}$$

Annexe 3

CALCUL DU COEFFICIENT DE TRANSFERT DANS UN TUBE OU DANS UN CONDUIT RECTANGULAIRE

On calcule ici le coefficient local de transfert par convection à l'intérieur d'un tube et d'un conduit rectangulaire (longueur L). Les relations s'appliquent à la circulation des vapeurs dans les tubes du condenseur, de l'air froid dans les doubles enveloppes des fours industriels, ainsi enfin des gaz de réfraction entre les planches dans une pile de bois.

Une corrélation largement utilisée et dont l'erreur est inférieure à 10% est celle de Petukhov, modifiée par Gnielinsky [INCROPERA, 1990] et [SPANG, 1998] :

$$Nu = \frac{hD}{\lambda} = \frac{(f/8)(Re - 1000)Pr}{1,07 + 12,7\sqrt{f/8}(Pr^{2/3} - 1)}$$

$$\begin{cases} 2300 < Re = Dv\rho/\mu < 5.10^6 \\ 0,5 < Pr = Cp\mu/\lambda < 2000 \\ L/D > 60 \end{cases} \quad (252)$$

Les propriétés sont évaluées à la température moyenne du fluide. f est le facteur de friction tiré du diagramme de Moody ou bien, pour des tubes lisses, de l'expression

$$f = (1,82 \log_{10} Re - 1,64)^{-2} \quad (253)$$

Vers l'entrée d'un tube, l'établissement du régime dynamique se traduit par une augmentation du coefficient h_i [ARTIOKHINE, 1996]. Pour des tubes courts (ce qui sera toujours notre cas), on calcule donc le coefficient de transfert moyen en corrigeant le Nusselt par un facteur $(1 + C/(L/D)^m)$ [INCROPERA, 1990]. [SPANG, 1998] suggère finalement :

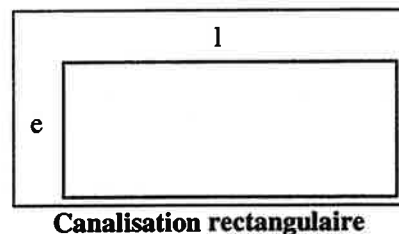
$$\overline{Nu} = \frac{(f/8)(Re - 1000)Pr}{1,07 + 12,7\sqrt{f/8}(Pr^{2/3} - 1)} \left[1 + \left(\frac{D}{L} \right)^{2/3} \right] \quad (254)$$

Cette relation s'adapte aux conduits rectangulaires en remplaçant D par le diamètre équivalent D_{eq} , à savoir :

$$D_{eq} = \frac{4 \times \text{Aire perpendiculaire à l'écoulement}}{\text{Périmètre mouillé}}$$

$$D_{eq} = \frac{2el}{e+l} \quad (255)$$

$$\text{Si } l \gg e, \text{ on a } D_{eq} = 2e \quad (256)$$



Annexe 4

CALCUL DES CONDENSEURS A AIR

Les condenseurs à air utilisés sur les fours industriels se comportent comme des échangeurs gaz-gaz dès qu'il n'y a plus de vapeurs de réтифика à condenser (c'est-à-dire lorsque la température du bois est inférieure à 180°C) ou si les températures d'entrée et de sortie des vapeurs de réтифика sont trop élevées pour qu'il y ait condensation.

Dans ces cas, on calcule leur capacité d'échange $U_{\text{cond}}A_{\text{cond}}$ et leur efficacité η_{cond} en calculant les coefficients locaux de transfert coté tubes et calandre et en déduisant le coefficient de transfert global, puis le NUT_{cond} et enfin l'efficacité du condenseur grâce à une abaque $\eta=f(NUT, R)$.

On va illustrer les calculs avec le condenseur utilisé sur les fours industriels R₆.

I - DESCRIPTION DES CONDENSEURS

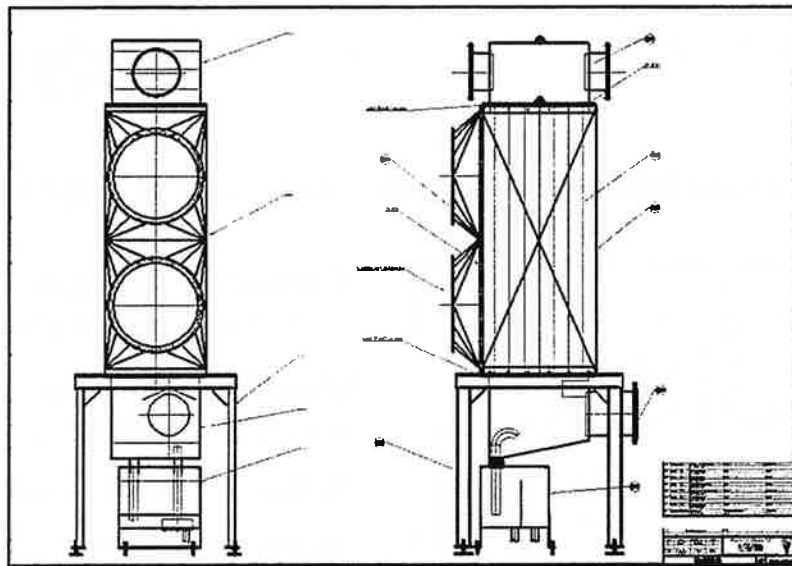


Figure A4-1. Vues de face et de profil du condenseur à air
(documents Fours & Brûleurs Rey)

L'échangeur est constitué d'un faisceau de tubes à ailettes (Figure A4-3) disposés en quinconce (pas triangulaire, voir Figure A4-2) à l'intérieur desquels s'écoulent les gaz de réтифика. L'air froid circule à l'extérieur dans des tubes, dans la calandre.

I.1 - Débits Volumiques

On va adopter les indices 'i' pour le fluide à l'intérieur des tubes (fluide chaud) et 'e' pour le fluide à l'extérieur des tubes (fluide froid dans la calandre)

$$A T = T_e^s = T_{\text{cond}} \text{ (sortie du condenseur), on a } Q_{v_i} = 3500 \text{ m}^3/\text{h} \quad (257)$$

$$A T = T_e^e = T_e \text{ (température ambiante), on a } Q_{v_e} = 12500 \text{ m}^3/\text{h} \quad (258)$$

I.2 - Géométrie de l'échangeur

Nombre total de tubes : $N_T = 72$

Nombre de rangée perpendiculaire à l'écoulement : $N_p = 12$

Hauteur des tubes : $H = 2 \text{ m}$

Diamètre intérieur des tubes : $D_i = 0,0603 \text{ m}$

Diamètre extérieur des tubes : $D_e = 0,0643 \text{ m}$

Largeur de la calandre : $B = 0,75 \text{ m}$

Pas longitudinal : $S_L = 0,11 \text{ m}$

Pas transversal : $S_Q = 0,125 \text{ m}$

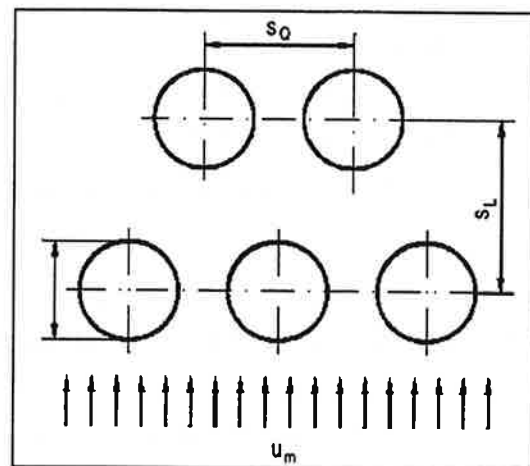


Figure A4-2. Faisceau de tubes en quinconces

I.3 - Caractéristique des tubes à ailettes

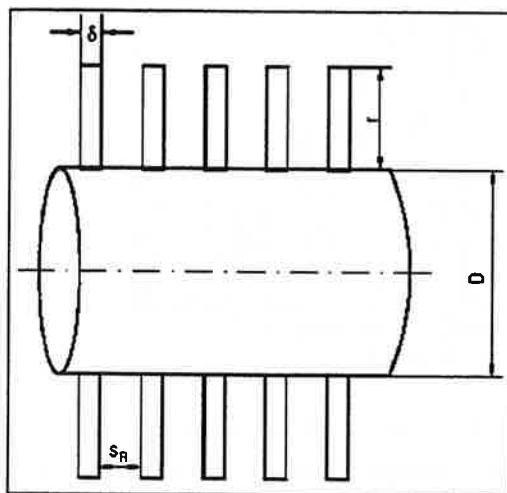


Figure A4-3. Tube à ailettes

Conductivité thermique des tubes (acier inox) : $\lambda_T = 14,644 \text{ W/m.K}$

Conductivité thermique des ailettes (acier inox) : $\lambda_{\text{ail}} = 14,644 \text{ W/m.K}$

Epaisseur de l'ailette : $\delta = 0,001$

Diamètre d'une ailette : $D_{\text{ail}} = 0,12 \text{ m}$

Pas entre 2 ailettes : $S_R = 0,01 \text{ m}$

Hauteur de l'ailette : $r = 2,79 \cdot 10^{-2} \text{ m}$

Nombre d'ailettes par tubes : $N_{\text{ail}} = 181$

II - COEFFICIENTS DE TRANSFERTS

On met ici en place le calcul du coefficient de transfert global entre les gaz chauds de réification à l'intérieur des tubes et l'air froid circulant à l'extérieur des tubes, dans la calandre. On va d'abord s'intéresser aux débits et à leurs capacitifs, puis aux coefficients de transfert locaux par convection à l'intérieur (h_i) et l'extérieur (h_e) des tubes, ainsi que celui par conduction dans l'acier des tubes.

II.1 - Masse Volumique, Débits Massique et Capacitifs des Fluides. Température de sortie de l'air.

Le débit volumique de recyclage est mesuré à la sortie du condenseur, d'où le débit massique et le capacitif du fluide chaud:

$$W_i = \rho_{N_2}(T_i^s) \times Qv_r = (341/T_{cond}) \times Qv_i \quad (259)$$

et le capacitif du fluide chaud $C_i = Cp_{N_2} W_i = 1050 W_i \quad (260)$

Le débit volumique de l'air froid est mesuré à l'entrée de la calandre, d'où :

$$W_e = \rho_a(T_e^e) \times Qv_e = (351/T_e) \times Qv_e \quad (261)$$

et le capacitif du fluide froid $C_e = Cp_a W_e = 1020 W_e \quad (262)$

L'énergie retirée au fluide chaud est transférée au fluide froid, d'où le calcul de la température de sortie de l'air froid:

$$T_e^s = T_e + (C_i/C_e) \times (T_f - T_{cond}) \quad (263)$$

II.2 - Coefficient local de convection dans les tubes

On calcule la température moyenne des gaz chauds : $\overline{T_e} = (T_f + T_{cond})/2$, d'où la vitesse moyenne dans les tubes (en corrigeant le débit Qv_i par la température moyenne) :

$$\overline{V_i} = Qv_i \times (\overline{T_i}/T_{cond}) / S_i \quad (264)$$

où S_i est l'aire offerte au passage dans les tubes : $S_i = N_T \pi (D_i/2)^2 \quad (265)$

On applique alors la corrélation de Petukhov-Gnielinsky (voir Annexe 2). En effet, les tubes font 2 m de l'hauteur et 6,03 cm de diamètre d'où un rapport $L/D=33<60$:

$$\overline{Nu_i} = \frac{(f_i/8)(Re_i - 1000)Pr_i}{1,07 + 12,7(f_i/8)^2(Pr_i^{2/3} - 1)} \left[1 + \left(\frac{D_i}{H} \right)^{2/3} \right] \quad (266)$$

II.3 - Coefficient local de convection à l'extérieur des tubes. Influence des ailettes

On va ici détailler les calculs relatifs à l'écoulement de l'air froid dans des faisceaux de tubes en quinconces, avec ou sans ailettes.

II.3.1 - Tubes sans ailettes

Il existe plusieurs expressions du coefficient de transfert. On adoptera ici les corrélations de [LELEU, 1998] qui sont analogues à celles de Zhukauskas, citées par [INCROPERA, 1990] :

Régime laminaire	$1 < Re_{\max} < 50$	$Nu = 1,04 Re_{\max}^{0,4} Pr^{0,36}$	(267)
	$50 < Re_{\max} < 10^3$	$Nu = 0,71 Re_{\max}^{0,5} Pr^{0,36}$	(268)
régime transitoire	$10^3 < Re_{\max} < 2 \cdot 10^5$	Si $S_Q/S_L < 2$, $Nu = 0,35(S_Q/S_L)^{0,2} Re_{\max}^{0,6} Pr^{0,36}$	(269)
		Si $S_Q/S_L > 2$, $Nu = 0,4 Re_{\max}^{0,6} Pr^{0,36}$	(270)
Régime turbulent	$Re_{\max} > 2 \cdot 10^5$	$Nu = 0,031(S_Q/S_L)^{0,2} Re_{\max}^{0,8} Pr^{0,4}$	(271)

Tableau A 4-1. Expression du Nombre de Nusselt en fonction des nombres de Reynolds et de Prandtl [LELEU, 1998]

On calcule le Reynolds rapporté à la plus petite section de passage du fluide. $Re_{\max} = D_e V_{\max} \rho_e / \mu_e$. La vitesse de l'air sera maximale [ANGELINO, 1992] :

$$\text{soit entre les tubes d'une même nappe, on alors } v_{\max} = v_{\infty} S_Q / (S_Q - D_e) \quad (272)$$

$$\text{soit entre les tubes d'une diagonale, on a alors } v_{\max} = v_{\infty} \frac{(S_Q/2)}{\sqrt{(S_Q/2)^2 + S_L^2} - D_e} \quad (273)$$

V_{∞} est ici la vitesse minimale du fluide, c'est-à-dire la vitesse en l'absence d'obstacles à l'entrée de la calandre.

Le coefficient de convection des premières rangées de tubes d'un faisceau est plus faibles que celui des rangées suivantes. Les corrélations ci-dessus doivent être corrigées pour des faisceaux de moins de 20 rangées en appliquant les facteurs correctifs suivants :

Nombre de rangées	1	2	4	6	10	15	20
Facteur correctif	0,7	0,8	0,9	0,95	0,98	0,99	1

Tableau A 4-2. Facteur correctif de h_e pour un nombre de faisceaux inférieur à 20

II.3.2 - Tubes avec ailettes

Les tubes sont équipées d'ailettes afin d'augmenter la surface effective d'échange.

a) Calcul du Reynolds Maximal, $Re_{\max}$

Ici aussi, on rapporte le Reynolds à la plus petite surface d'échange. On calcule la vitesse maximale grâce au rapport d'aires A_0/A_e dû au rétrécissement du passage de l'air :

$$V_{\max} = V_{\infty} (A_0/A_e) \quad (274)$$

Le rapport A_0/A_e est égal à [SPANG, 1998] :

$$\frac{A_0}{A_e} = \frac{S_Q (S_R + \delta)}{(S_Q - D_e) S_R + (S_Q - D_e - 2r) \delta} \quad (275)$$

b) Calcul du Nusselt

On calcule ensuite A_a , la surface totale exposée au fluide. On a

$$A_a = \pi D_e H + N_{ail} (2\delta + D_{ail} + D_e) \pi r \quad (276)$$

On peut alors appliquer la corrélation [LELEU, 1992] :

$$Nu_e = 0,29 Re_{\max}^{0,633} Pr_e^{0,333} (A_a / \pi D_e H)^{-0,17} \quad (277)$$

On en déduit un premier coefficient de transfert h : $h = Nu \times \lambda_T / D_e$ (278)

c) Prise en compte de l'efficacité des ailettes

Ce coefficient doit être corrigé en fonction de l'efficacité des ailettes par un facteur f_c tel que :

$$f_c = \tanh(\beta \delta) / \beta \delta \quad (279)$$

où
$$\beta = \sqrt{(2h / \lambda_{ail} e)} \quad (280)$$

Le coefficient définitif $h_e = f_c \times h$ se rapporte à l'aire totale d'échange A_a .

II.4 - Coefficient global de transfert

On peut à présent définir le coefficient global de transfert. En prenant pour référence l'aire intérieure des tubes, on a :

$$\frac{1}{U_{cond} A_{cond}} = \frac{1}{h_i A_{cond}} + \frac{e}{\lambda_T A_{moy}} + \frac{1}{h_e A_e} \quad (281)$$

où : A_{moy} est la moyenne des aires interne et externe, $A_{moy} = (A_{cond} + A_0) / 2$.

A_e est égale à A_0 (tube nu) en l'absence d'aillettes et à A_a avec des ailettes

III - CALCUL DE L'EFFICACITE

On calcule l'efficacité de cet échangeur à courants croisés grâce à une abaque

donnant η_{cond} en fonction du Nombre d'Unités de Transfert $NUT_{\text{cond}} = U_{\text{cond}} A_{\text{cond}} / W_{\text{rec}} C_{p_{\text{cond}}}$ et du rapport des capacitifs des fluides $R = C_{\text{brassé}} / C_{\text{non brassé}}$ (voir Figure A 4-4).

Elle correspond aussi à (INCROPERA, 1990) :

$$NUT_{\text{cond}} = -\ln[1 + R \ln(1 - \eta_{\text{cond}} / R)] \quad (282)$$

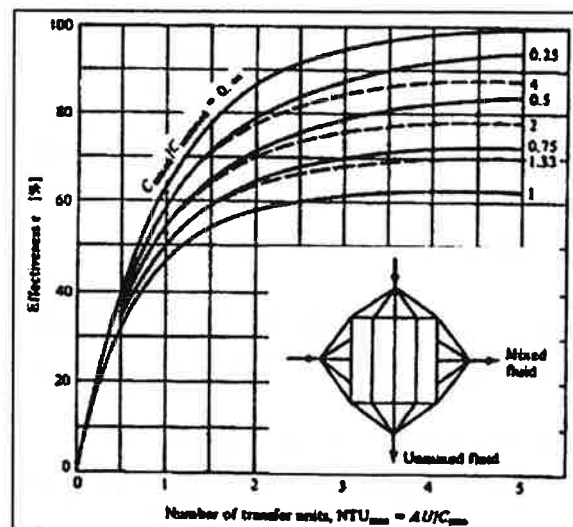


Figure A 4-4. Efficacité d'un échangeur à courants croisés, avec un fluide brassé [Angelino, 1992]

IV - APPLICATION AU CONDENSEUR DES FOURS INDUSTRIELS R₆

On va détailler les calculs pour le condenseur des fours R₆ en reprenant l'essai de caractérisation détaillé au chapitre 3 (§ II.6.2) à t=87 min :

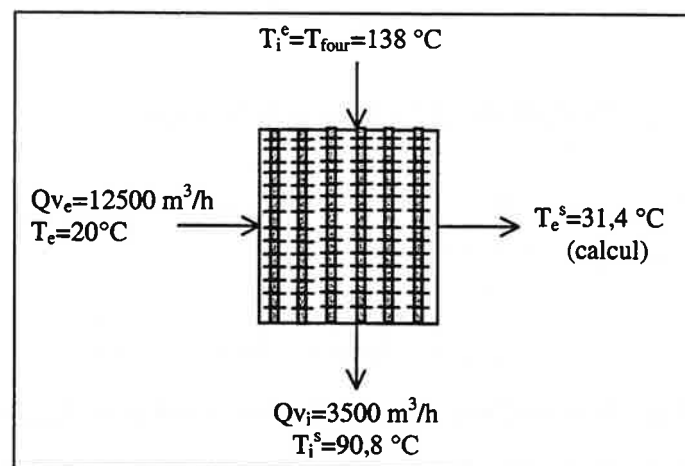


Figure A 4-5. Valeurs des Températures et Débits à t=87 min

On se rend compte que la résistance au transfert est principalement localisée à l'intérieur des tubes et que la présence ou non d'ailettes a finalement assez peu d'influence sur l'efficacité de l'échangeur (35 % au lieu de 41%).

	Grandeur	Tubes sans Ailettes	Tubes avec Ailettes	Unités
Convection à l'Intérieur des Tubes	$T_i(\text{moy})$	114,4		°C
	S_i	2,06E-01		m ²
	$v_i(\text{moy})$	5,0		m/s
	Nu_i	39,4		
	h_i	20,6		W/m ² K
	A_i	0,379		m ²
	$h_i A_i$	7,8		W/K/tubes
Conduction dans l'Acier des Tubes	S_{moy}	0,391		m ²
	$\lambda_T S_{\text{moy}}/e_T$	2866		W/K/tubes
Convection à l'Extérieur des Tubes (calandre)	v_∞	2,3		m/s
	v_{max}	4,8	5,2	m/s
	$Nu_e(\text{brut})$	118,6	98,8	
	F_c	0,985		
	f_c		0,47	
	h_e	47,7	18,9	W/m ² K
	A_e	0,404	3,354	m ²
	$h_e A_e$	19,3	63,4	W/K/tubes
Total (72 tubes)	$U_{\text{cond}} S_{\text{cond}}$	399,5	499,5	W/K
	U_{cond}	14,6	18,3	W/m ² K
Efficacité	$C_{\text{min}}/C_{\text{max}}$	0,22		
	NTU_{cond}	0,44	0,56	
	η_{cond}	35%	41%	%

Tableau A 4-3. Calculs du Condenseur des Fours Industriels

Annexe 5

RESOLUTION NUMERIQUE DE L'EQUATION DE CONDUCTION

I - METHODE EXPLICITE AUX DIFFERENCES FINIES

Pour un transfert unidirectionnel dans le sens de l'épaisseur, (voir Chapitre 3, §III.1), la conduction de la chaleur dans une planche s'écrit

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (283)$$

I.1 - Maillage et discrétisation

La résolution la plus simple de cette équation est une méthode explicite de différences finies avec un maillage suivant l'épaisseur (indice i variant de 1 à n) et le temps (indice j variant de 1 à m) (voir Figure A 5-1).

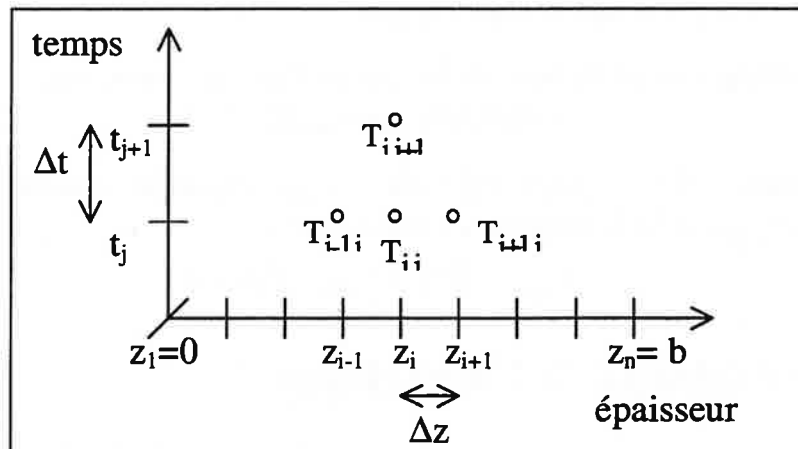


Figure A 5-1. Maillage suivant l'épaisseur et le temps

Les dérivées partielles sont remplacées par une discrétisation en temps et en espace [GOLUB, 1992]. La méthode est dite explicite car le profil des températures au temps $(t+\Delta t)$ s'exprime directement en fonction de celui au temps t .

$$\text{Différence en avance} \quad \left. \frac{\partial T}{\partial t} \right|_{i,j} = \frac{T_{i,j+1} - T_{i,j}}{\Delta t} + o(t) \quad (284)$$

Différence centrée
$$\left. \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right|_{i,j} = \frac{T_{i+1,j} - 2T_{i,j} + T_{i-1,j}}{(\Delta z)^2} \quad (285)$$

On obtient alors
$$T_{i,j+1} = k_{i,j}T_{i-1,j} + (1 - 2k_{i,j})T_{i,j} + k_{i,j}T_{i+1,j} \quad (286)$$

Avec
$$k_{i,j} = \frac{\alpha(T_{i,j})\Delta t}{\Delta z^2} = \frac{\lambda(T_{i,j})}{\rho C_p(T_{i,j})} \frac{\Delta t}{\Delta z^2} \quad (287)$$

I.2 - Condition initiales et aux limites

I.2.1 - Condition initiale

Initialement, les planches sont uniformément à la température T_0

$$T_{i,0} = T_0 \quad (288)$$

I.2.2 - Symétrie en $z=0$

Les vitesses de circulation des gaz sont les mêmes de part et d'autre de la planche et le transfert est symétrique par rapport au centre de la planche. On écrit que la température en $z=-\Delta z$ (indice "i=0" si il existait) est la même qu'en $z=+\Delta z$ (indice i=2) dans l'équation (286), d'où

$$T_{1,j+1} = 2k_{1,j}T_{2,j} + (1 - 2k_{1,j})T_{1,j} \quad (289)$$

I.2.3 - Convection en $z=b$

Les échanges entre le bois et les gaz se font par convection à la surface des planches,

$$-\lambda(\partial T / \partial z)_{z=b} = h_{conv}(T - T_f) \quad (290)$$

En posant $\beta = h_{conv}\Delta z / \lambda = Bi \Delta z / b$, $T_{n,j+1}$ s'exprime comme une fonction (barycentre) de $T_{n-1,j+1}$ et de la température extérieure T_f

$$T_{n,j+1} = (\beta T_f + T_{n-1,j+1}) / (\beta + 1) \quad (291)$$

I.3 - Stabilité de l'algorithme

Cette méthode est simple à programmer mais, pour que les erreurs ne soient pas amplifiées et que la solution soit stable, il faut satisfaire la condition suivante [GOLUB, 1992] :

$$k_{i,j} = \alpha_{i,j}\Delta t / (\Delta z)^2 < 1/2 \quad (292)$$


```

%
%
% LECTURE DES DONNEES DE BASE
%
fid=fopen('entree.txt');
%
%Nom du fichier d'essai (exemple : s6.txt)
fscanf(fid,'%s',1);nom_essai=fscanf(fid,'%s',1);
%
fscanf(fid,'%s',1);t0=fscanf(fid,'%g',1); % temps initial t0 (s)
fscanf(fid,'%s',1);tf=fscanf(fid,'%g',1); % temps final tf (s)
fscanf(fid,'%s',1);Tf0=fscanf(fid,'%g',1); % T° initiale du four (°C)
fscanf(fid,'%s',1);Tb0=fscanf(fid,'%g',1); % T° initiale des planches (°C)
fscanf(fid,'%s',1);Tpalier1=fscanf(fid,'%g',1); % T° 1°palier (°C)
fscanf(fid,'%s',1);ramp=fscanf(fid,'%g',1)/60; % montée en température (°C/s)
fscanf(fid,'%s',1);h_conv=fscanf(fid,'%g',1); % coefficient convectif (W/m²K)
fscanf(fid,'%s',1);ep=fscanf(fid,'%g',1); % épaisseur des planches (m)
fscanf(fid,'%s',1);ro_bois=fscanf(fid,'%g',1); % masse volumique bois anhydre (kg/m³)
fscanf(fid,'%s',1);H=fscanf(fid,'%g',1); % Humidité de départ (0<H<1)
%
fclose(fid);
%
%
% LECTURE ET TRACES DES TEMPERATURES EXPERIMENTALES
%
fid=fopen(nom_essai);
mat=fscanf(fid,'%g %g %g',[3 inf]);mat=mat';
fclose(fid);
%
tmn_exp=mat(:,1);Tf_exp=mat(:,2);Tmoy_exp=mat(:,3);
%
plot(tmn_exp,Tf_exp,'.b',tmn_exp,Tmoy_exp,'.r');
title('Premier palier à 80°C');grid,xlabel('temps (min)'),ylabel('températures (°C)')
hold
%
%
% DONNEES RELATIVES AUX DIFFERENCES FINIES (GRILLE)
%
b=ep/2; % demi-épaisseur
N=10; % nb de noeuds sur l'épaisseur
dz=b/(N-1); % intervalle entre noeuds
dt=5; % pas dt (s)
%
%
% INITIALISATION
%
tps=t0; % début expérience
Tf=Tf0; % Tfoir=Tf0
Tj=Tb0*ones(1,N); % Tbois(i)=Tb0 quelque soit i
Tjpl=Tj;tableau_T=[];
% Conductivité thermique initiale du bois (W/m²K)
lambda_bois0=0.01864+0.001*ro_bois*(0.1941+0.4064*H);
%
%
% RESOLUTION JUSQU'A CE QUE L'ON DEPASSE LE TEMPS
% FINAL (tf) FIXE PAR L'UTILISATEUR
%
while tps<tf
%
%stockage de [tps,Tf,T(centre),T(surface),T(moy)] dans tableau_T toutes les minutes
tmn=tps/60;
if (tmn-fix(tmn))==0
tableau_T=[tableau_T;tmn Tf Tj(1) Tj(N) mean(Tj)];
end
tps=tps+dt;
%
%Calcul de Tf : Montée ou palier en température
if Tf<Tpalier1
Tf=Tf+dt*ramp;
end
%
%
% ON CALCULE T(z,t+dt) A PARTIR DE T(z,t) et Tf
%

```

```
%Calcul en z=0 (i=1) : dTb/dz=0 (symétrie)
Tij=273.15+Tj(1);
cp_bois=(103.1+3.867*Tij+4186.8*H)/(1+H)+H*(-6191+23.6*Tij-1330*H);
lambda_bois=lambda_bois0*1.02^((Tij-297)/10);
alpha_bois=lambda_bois/(ro_bois*cp_bois);
kij=alpha_bois*dt/dz/dz;
Tjpl(1)=Tj(1)+2*kij*(Tj(2)-Tj(1));
%
%Calcul pour i=2...N-1
for i=2:N-1
    Tij=Tj(i)+273.15;
    cp_bois=(103.1+3.867*Tij+4186.8*H)/(1+H)+H*(-6191+23.6*Tij-1330*H);
    lambda_bois=lambda_bois0*1.02^((Tij-297)/10);
    alpha_bois=lambda_bois/(ro_bois*cp_bois);
    kij=alpha_bois*dt/dz/dz;
    Tjpl(i)=kij*Tj(i+1)+(1-2*kij)*Tj(i)+kij*Tj(i-1);
end
%
%Calcul pour i=N
%Convection à la surface des planches en z=b (i=N)
% h(Tfm-Tb)=-lambda_bois*[dT/dy](b)
Tij=Tj(N)+273.15;
lambda_bois=lambda_bois0*1.02^((Tij-297)/10);
beta=lambda_bois/dz/h_conv; %intermédiaire de calcul
Tjpl(N)=(Tf+beta*Tjpl(N-1))/(1+beta);
%
% ON STOCKE T(i,j+1) dans T(i,j) avant d'incrémenter le temps
Tj=Tjpl;
end
%
%
% SAUVEGARDE ET TRACE DES COURBES SIMULES : T(centre), T(surface), T(moyenne)
%
save palier80.txt tableau_T -ascii
t=tableau_T(:,1);
Tfour=tableau_T(:,2);Tcen=tableau_T(:,3);Tsurf=tableau_T(:,4);Tmean=tableau_T(:,5);
plot(t,Tfour,'-k',t,Tcen,'-r',t,Tsurf,'-.b',t,Tmean,'-.m');
h
legend('Tfour(exp)', 'Tcentre(exp)', 'Tfour(simul)', 'Tcentre(simul)', 'Tsurface', 'Tmean',0);
```


N° D'ORDRE : 259 TD

NOM : Laurent DUCHEZ

**SUJET : MODELISATION ET CONTRIBUTION A L'INDUSTRIALISATION DU PROCEDE DE
RETIFICATION DU BOIS**

SPÉCIALITÉ : Génie des procédés

**MOTS CLÉS : Bois – traitement thermique – préservation – changement d'échelle - transferts de
chaleur – génie chimique - modélisation – optimisation**

RESUMÉ :

La réтификаction[®] est une pyrolyse ménagée qui améliore l'hygroscopie, la stabilité dimensionnelle et la durabilité du bois. Elle se déroule en atmosphère inerte entre 180°C et 250°C, sans produits chimiques. L'industrialisation du traitement a ici été accompagnée par une double-approche matériaux et procédés.

D'une part, un plan d'expérience fractionnaire 2^{5-2} et un complément sur le sapin pectiné ont permis d'analyser des paramètres comme l'essence, l'injection d'azote, la température et la durée de pyrolyse afin d'adapter le traitement à l'utilisation finale. Le démarrage du four prototype de 2 m³ a validé des protocoles de dispositions des thermocouples et des planches-tests. Un empilement soigneux est nécessaire et les planches sur dosse se comportent moins bien au traitement. On a testé à grande échelle et écarté une méthode non destructive des propriétés mécaniques par ultrason.

D'autre part, la mise au point de traitements sur pilote, prototype et four industriel a permis de tester des modèles de simulation ou d'identification de l'avancée du traitement. Par analogie avec la métallurgie, un modèle simplifié établit une relation différentielle simple entre la température moyenne au cœur des planches et celle du four. La formulation incorpore implicitement les caractéristiques des planches et des transferts à leur surface et elle permet de reconstituer le profil des températures à l'intérieur de celles-ci. Elle est valable en l'absence de réaction et s'applique aussi au refroidissement du bois rétifé. On dispose ainsi d'outils de dimensionnement et d'optimisation du procédé en terme de puissance de chauffe ou de refroidissement accéléré. L'homogénéité des fours est simulée en fonction des rampes de températures et de la vitesse de brassage. La différence entre les températures expérimentales et celles modélisées en l'absence de réaction pourrait permettre de suivre en temps réel le début du séchage et l'avancée de la pyrolyse.