



Universidade do Porto
Faculdade de Engenharia

FEUP

Celeste Margarida Correia Pereira

Estudos da Operação de Prensagem e Cura do Aglomerado de Fibras de Média Densidade (MDF)

Departamento de Engenharia Química

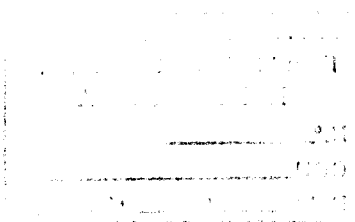
Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

Celeste Margarida Correia Pereira

**Estudos da Operação de Prensagem e Cura do
Aglomerado de Fibras de Média Densidade (MDF)**

Dissertação apresentada para prestação de provas de Doutoramento
na Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

Fevereiro, 2002



UNIVERSIDADE DO PORTO	
Faculdade de Engenharia	
BIBLIOTECA M	
N.º	<u>64488</u>
CDU	
Data	<u>4</u> / <u>9</u> / 20 <u>02</u>

Supervisor: Carlos Albino Veiga da Costa

Co-Supervisores: Mário Rui N. da Costa

Luísa Maria Hora de Carvalho

Ao Alexandre e ao Cassien

Aos meus Pais, Irmãs e Irmãos

Agradecimentos

Ao Professor Carlos Costa pela confiança, apoio e incentivo que sempre demonstrou na supervisão deste trabalho.

Ao Professor Mário Rui Costa pela co - orientação desta tese.

À Luísa Carvalho pelo apoio e disponibilidade na orientação desta tese.

Aos colegas do LEPAE pela sua camaradagem, em especial à Rosa, Cristina e Manuela pela sua amizade e apoio.

Ao Professor Fernando Oliveira do Departamento de Mecânica da FEUP, pelo projecto da estrutura da prensa. Aos Sr. José Fernando, Sr. Albino e Sr. Saraiva das Oficinas de Mecânica da FEUP, pela colaboração na construção da prensa e de alguns acessórios necessários à realização dos ensaios experimentais.

Ao Eng.º Joaquim Gabriel Mendes e Professor Francisco Freitas do Departamento de Mecânica da FEUP, pelo projecto e construção da unidade hidráulica bem como pelo seu apoio na resolução de problemas de funcionamento da prensa.

À Sonae Indústria, na pessoa do Eng.º Pedro Figueira e à SIAF – Sociedade de Iniciativa e Aproveitamentos Florestais, S.A., nas pessoas do Dr. Luís Baptista e Eng.ª Paula Russo pelo fornecimentos das fibras de madeira-resina e pela utilização dos equipamentos de teste de qualidade dos painéis. Ao Luís Filipe pela sua ajuda na realização dos vários testes.

Ao CTBA - Bordéus, na pessoa de Calixte Blanchard, pela cooperação e utilização da máquina de aquecimento HF. Aos seus colaboradores pelo excelente ambiente de trabalho.

À Cost Action E13 pelo financiamento da missão científica de curta duração (STSM Contrato nº99/1041) no CTBA. À Fundação para a Ciência e a Tecnologia, pelo suporte financeiro ao projecto 2/2.1/TPAR2079/9/95, ao abrigo do programa PRAXIS XXI.

A todos os elementos do júri pela disponibilidade na apreciação deste trabalho.

Dans tous les arts, le plaisir croît avec la connaissance que l'on a d'eux.

Ernest Hemingway, escritor americano Nobel da literatura em 1954.

SUMÁRIO

A consolidação do colchão de aglomerado de fibras de média densidade (MDF) é feita através de um processo de prensagem a quente e vários tipos de prensa podem ser usados: descontínua ou contínua, injeção de vapor, alta-frequência ou microondas. A operação de prensagem é a mais importante e mais cara de todo o processo, o que exige um controlo rigoroso de todos os parâmetros de operação de forma a garantir a qualidade do produto e reduzir os custos de produção. Um aspecto importante desta operação é a compreensão dos fenómenos físico-químico-mecânicos envolvidos. A existência de modelos teóricos que descrevam a complexa interacção entre estes fenómenos é uma ajuda importante para o estudo e implementação do processo.

No capítulo II, fazem-se algumas modificações à modelização dos fenómenos de transferência de massa e calor, reacção de polimerização e de comportamento mecânico existente para simular a operação de prensagem a quente do MDF. Estas modificações, no essencial consistem em considerar não desprezáveis alguns dos fenómenos de transferência de massa e calor durante a operação de prensagem e o uso de outros modelos análogos para descrever o comportamento viscoelástico do painel. Faz-se também a discussão da importância de alguns dos mecanismos que ocorrem no processo na previsão das condições internas.

Para avaliar a capacidade do modelo em descrever as condições internas que ocorrem no painel durante o ciclo de prensagem realizaram-se um conjunto de ensaios numa prensa laboratorial que são apresentados no capítulo III. Foram também discutidos e analisados os efeitos do tempo de fecho da prensa, da temperatura dos pratos e do teor de humidade inicial na evolução das condições internas do painel.

O pré-aquecimento e co-aquecimento por radiação de alta-frequência ou microondas do MDF ainda não é usado em grande escala pela indústria mas potencia grandes vantagens. Este relativo desinteresse deve-se ao insuficiente conhecimento das interacções complexas entre o painel e a radiação electromagnética durante este tipo de aquecimento, bem como pelos grandes investimentos necessários para a sua aplicação prática. O conhecimento destas interacções permitirá facilitar a implementação deste tipo de aquecimento bem como torná-lo mais eficiente, o que trará benefícios tanto no aumento da produtividade bem como na melhoria da qualidade. No capítulo IV apresenta-se a extensão realizada ao modelo de prensagem do MDF para integrar a nova vertente de aquecimento ou co-aquecimento por radiação electromagnética. As propriedades dieléctricas do compósito foram estimadas usando uma “lei de misturas” dieléctricas. Este modelo foi parcialmente validado com um conjunto de ensaios efectuados numa máquina de pré-aquecimento de alta-frequência.

A importância da tecnologia de prensagem em contínuo de aglomerados de madeira cresceu muito nestas últimas décadas e a existência de um modelo que descreva este processo será muito importante na sua compreensão e implementação. No capítulo V, é apresentado o modelo tridimensional desenvolvido para este tipo de prensa. Analisou-se o seu desempenho para as condições típicas de prensagem do MDF, numa prensa em contínuo industrial e foram comparadas as suas previsões com os dados da literatura. Foi também analisado o efeito da integração de uma zona de arrefecimento na prensa em contínuo.

ABSTRACT

The MDF consolidation is done by a hot-pressing process and different types of presses can be used: batch or continuous; steam injection, high - frequency or microwaves. The hot pressing operation is the most important and expensive of the whole process. A rigorous control of all the process parameters is needed to achieve a reduction of production costs and improve product quality. An important aspect of this operation is the understanding of the different physical, chemical and mechanical processes involved. The study and implementation of this process is greatly helped by the existence of a theoretical model that describes these complex and coupled phenomena.

In chapter II, a new approach to the modelling and simulation of the heat and mass transfer, polymerisation reaction and mechanical behaviour that occurs during MDF hot pressing is done. This new approach, in the essential, takes into account some of the heat and mass transfer phenomena that was neglected before and uses other macro mechanical models. The importance of some mechanisms in the internal conditions evolution was also discussed.

An experimental program was performed to analyse model capacity for the description of the internal conditions during the hot pressing cycle that is presented in chapter III. The effects of some of the operating parameters and initial mat characteristics in the internal mat variables are also studied.

The electromagnetic MDF pre-heating or co-heating is not yet used in large scale by the industry but potentiates important advantages. This low interest is due to the insufficient knowledge of the complex interactions between the mat and the electromagnetic radiation during this heating process, as well as by the volume of investments needed for its implementation. The understanding of these interactions will be helpful in the development of this kind of heating as well as for making it more efficient. An increase in the productivity and in product quality can be attained with the introduction of this heating process. In chapter IV, an extension of the MDF pressing model is presented that integrates the electromagnetic heating process. The MDF dielectric properties are estimated by a "rule of mixtures". This new model was partially validated by a set of experimental results obtained in a high-frequency pre-heating machine.

The wood-based panels continuous hot - pressing shown an important increase in utilisation during the last two decades and the existence of a numerical model that describes this process will be very helpful in its understanding and improvement. In chapter V, the 3D model developed for this kind of press is presented. The model capacity to predict the internal mat conditions evolution during the panel passage in an industrial press was analysed. The model predictions were compared with literature data. The effect of introducing a cooling zone in the press was also analysed.

RÉSUMÉ

La consolidation du MDF consiste dans le pressage à chaud du panneau. Différents types de presses peuvent être utilisés: presse en continu ou en discontinu, avec injection de vapeur, avec haute-fréquence ou encore chauffée par micro-ondes. L'opération de pressage est la plus importante et chère de tout le procédé, ce qui demande un contrôle rigoureux de tous les paramètres d'opération de façon à garantir la qualité du produit et réduire les coûts de production. La compréhension des phénomènes physiques, chimiques et mécaniques impliqués est donc primordiale. L'existence de modèles théoriques qui décrivent l'interaction complexe entre ces phénomènes à l'intérieur du matériau est une aide importante pour l'étude et l'implémentation du procédé.

Le second chapitre présente les modifications introduites à la modélisation des phénomènes de transfert de masse et de chaleur, les réactions chimiques et le comportement mécanique existant dans le but de simuler l'opération de pressage à chaud du MDF. Ces modifications dans l'essentiel consistent à considérer comme non négligeables certains phénomènes de transfert de masse et de chaleur pendant le pressage et utiliser d'autres modèles analogues pour décrire le comportement viscoélastique du panneau. Dans ce chapitre on étudie aussi l'importance relative de certains mécanismes se déroulant durant le procédé dans la prévision des conditions internes.

Pour juger de la capacité du modèle dans la traduction des conditions internes qui se déroulent dans le matériau durant le cycle de pressage, on a réalisé un ensemble d'essais dans une presse pilote qui sont présentés au chapitre III. Les effets du temps de fermeture de la presse, la température des plats et la teneur en eau initial dans l'évolution des conditions internes du matériau ont été discutés et analysés.

Le préchauffage et co-chauffage par radiation haute-fréquence ou micro-ondes du MDF n'est pas encore utilisé en grande échelle par l'industrie mais possède de grands avantages. Ce relatif désintérêt est dû au manque d'information sur les interactions complexes entre le matériau et la radiation électromagnétique et aux grands investissements nécessaires à son implémentation. La connaissance de ces interactions permettra une implémentation plus facile de ce type de chauffage et le rendra plus efficient, ce que rapportera des bénéfices soit dans l'augmentation de la productivité soit dans l'augmentation de la qualité. Le chapitre IV présente l'extension faite au modèle de pressage du MDF pour intégrer cette nouvelle partie de chauffage ou co-chauffage par radiation électromagnétique. Les propriétés diélectriques du composite ont été estimées par une «loi des mélanges» diélectriques. Ce modèle a été partiellement validé avec un ensemble d'essais expérimentaux réalisés dans une machine de préchauffage haute-fréquence.

L'importance de la technologie du pressage en continu des agglomérés de bois a beaucoup grandi dans ces dernières décades et l'existence d'un modèle qui le décrive sera très important pour sa compréhension et implémentation. Le chapitre V présente le modèle 3D développé pour ce type de presse. Sa performance a été analysée pour les conditions typiques du pressage du MDF dans une presse industrielle et ses prévisions ont été comparées avec les données existantes dans la littérature. L'effet d'ajouter une zone de refroidissement a aussi été analysé.

ÍNDICE

I. Introdução

1.Introdução	2
2.Modelo de simulação da prensagem a quente	4
3.Objectivos deste trabalho	6
4. Motivações e impacto	7
5. Estrutura da Tese	8
Bibliografia	9

II. Modelização da prensagem convencional do MDF

1.Introdução	11
2.Modelização da transferência de massa e calor	13
2.1 Estado da Arte	13
2.2 Isotérmicas de adsorção/dessorção	15
2.3 Desenvolvimento de um modelo	17
2.3.1 Hipóteses do modelo	18
2.3.2 Equações de balanço	19
2.3.3 Condições iniciais e fronteira	24
2.3.4 Propriedades físicas e de transporte	27
2.3.5 Relações termodinâmicas	29
2.3.6 Pressões parciais	30
2.3.7 Reacção de polimerização da resina UF	30
3.Modelização do comportamento mecânico	31
3.1 Estado da Arte	32
3.2 Comportamento do MDF durante o ciclo de prensagem	33
3.3 Representação matemática do comportamento viscoelástico	37
3.4 Desenvolvimento de um modelo	40
3.4.1 Hipóteses do modelo	41
3.4.2 Equações dos modelos	42
3.5 Previsão das propriedades mecânicas do MDF	48
3.5.1 Módulo de elasticidade do compósito	48

3.5.2 Componente viscosa	49
4. Simulação da operação de prensagem do MDF	50
4.1 Introdução	50
4.2 Modelo global adimensionalizado	50
4.3 Resolução numérica	60
4.4 Resultados das simulações para um caso típico de prensagem	62
4.5 Efeito do modelo macromecânico...	73
4.6 Análise do efeito da isotérmica de sorção...	75
4.7 Análise do efeito da consideração do transporte de água na fase adsorvida...	78
4.8 Análise do efeito da acumulação do vapor de água...	81
4.9 Comparação das previsões deste modelo com o proposto por Carvalho (1999)	83
5. Conclusões	87
Nomenclatura	89
Bibliografia	95
 III. Estudo Experimental e de Estimativa de Parâmetros Usando uma Prensa...	
1. Introdução	103
2. Estado da Arte	103
3. A prensa laboratorial de MDF	106
4. Materiais e métodos	112
5. Apresentação e discussão dos resultados experimentais	116
5.1 Estudo de um caso de prensagem em laboratório	117
5.2 Efeito de algumas variáveis de processo nas condições internas do colchão	118
5.3 Estudo de um caso de prensagem com a medição da pressão do gás	124
6. Resultados experimentais e previstos pelo modelo	127
6.1 Transferência de massa e calor	128
6.2 Comportamento mecânico	132
6.2.1 Modelo MM	132
6.2.2 Modelos MB e MBM	133
7. Análise das características finais dos painéis de MDF	140
7.1 Métodos	141
7.2 Apresentação e discussão dos resultados	144

8. Conclusões	149
Nomenclatura	151
Bibliografia	154
IV. Utilização de Radiação HF ou MW na Cura do MDF...	
1. Introdução	159
2. Estado da Arte	162
3. Teoria electromagnética	165
3.1 Fundamentos da teoria microondas (MW) e alta-frequência (HF)	167
3.2 Propriedades dieléctricas	169
3.3 Propagação das ondas electromagnéticas	172
3.4 Conversão de energia	176
4. Modelização do Aquecimento do MDF por radiação MW e HF	179
4.1 Introdução	179
4.2 Desenvolvimento de um modelo	186
4.2.1 Hipóteses adicionais do modelo	187
4.2.2 Balanço energético	187
4.2.3 Modelo electromagnético	188
4.2.4 Previsão dos parâmetros dieléctricos do MDF...	191
4.2.5 Equações do modelo adimensionalizadas	194
4.2.6 Resolução numérica	195
4.3 Simulação do Aquecimento HF e MW	196
4.3.1 Um caso de aquecimento	196
4.3.2 Efeito do co-aquecimento na prensagem do MDF	204
4.3.3 Efeito dos parâmetros dieléctricos	206
4.3.4 Efeito da frequência	211
4.3.5 Efeito da temperatura nos pratos	213
4.3.6 Efeito da tensão nos eléctrodos	216
5. Validação experimental e análise de sensibilidade do processo	218
5.1 Introdução	218
5.2 Materiais e métodos	219
5.3 Resultados experimentais	220

5.4 Comparação dos resultados experimentais com os previstos pelo modelo	222
5.5 Análise de sensibilidade do processo	225
5.5.1 Efeito do teor de humidade inicial...	225
5.5.2 Efeito do teor de resina...	226
5.5.3 Efeito da massa específica do colchão...	227
6. Conclusões	228
Nomenclatura	231
Bibliografia	236
 V. Modelização da Operação de Prensagem e Cura do MDF em Contínuo	
1. Introdução	241
2. Estado da Arte	241
3. A operação de prensagem em contínuo do MDF	245
3.1 Descrição geral	245
4. Modelização da prensagem em contínuo do MDF	248
4.1 Introdução	248
4.2 Desenvolvimento de um modelo	249
4.2.1 Aproximações e hipóteses do modelo	250
4.2.2 Equações de Conservação	252
4.2.3 Condições iniciais e fronteira	258
4.2.4 Propriedades físicas e de transporte, relações termodinâmicas....	260
4.2.5 Transformação das equações do referencial ...	260
4.2.6 Modelo adimensionalizado em referencial lagrangiano	263
4.2.7 Resolução numérica	268
5. Simulação da operação de prensagem em contínuo do MDF	269
5.1 Resultados para as condições típicas de prensagem	269
5.2 Análise da influência de algumas propriedades do colchão...	279
5.2.1 Efeito da temperatura do colchão à entrada...	279
5.2.2 Efeito do teor de humidade do colchão à entrada...	282
5.2.3 Efeito da temperatura máxima aplicada...	285
5.2.4 Efeito da velocidade de passagem	287
5.3 Comparação dos resultados do modelo com dados da literatura	289

5.4 Simulação de uma prensa contínua com um zona de arrefecimento	296
5.4.1 Efeito da zona de arrefecimento	297
5.4.2 Comparação dos resultados previstos com os de Roll et al. (2001)	302
6. Conclusões	306
Nomenclatura	308
Bibliografia	313
VI. Conclusões e Recomendações de trabalho futuro	319
Apêndices	

Capítulo I

Introdução

1. Introdução

Na indústria da madeira o sector que mais rapidamente tem crescido, nestes últimos anos, é o dos derivados da madeira. Não só porque aumentou o volume das construções (habitação) ou do mobiliário, mas porque reflecte a substituição em grande parte da madeira maciça pelos painéis de madeira (Dinwoodie, 2000).

A indústria da madeira passou de uma indústria da madeira maciça a uma indústria dos compósitos de madeira e algumas das razões apontadas para esta transformação são as inúmeras deficiências da madeira maciça. A madeira possui uma grande variabilidade, é anisotrópica quer em relação às propriedades mecânicas, quer em relação ao transporte de humidade, é dimensionalmente instável sob variações de humidade e só está disponível nalguns tamanhos.

Então, um dos motivos desta transição, na indústria da madeira, é a escassez de árvores de grande porte para as aplicações na construção e mobiliário (Maloney, 1989). Os industriais foram obrigados a procurar formas inovadoras de fazer materiais de construção quer a partir de toros de pequena dimensão quer a partir de resíduos de serração (costaneiros, estilha e serrim) (Kollmann et al., 1975).

Mas as outras limitações da madeira, podem ser substancialmente reduzidas desfazendo-a em pequenos elementos e depois reconstituindo-a normalmente em grandes placas planas ou em peças moldadas tal como assentos de cadeiras. O grau de maior estabilidade dimensional e de menor anisotropia relativamente à madeira maciça dependem do tamanho e da orientação dos elementos de madeira e do método como são ligados uns aos outros. Os principais tipos de derivados da madeira são: os aglomerados de partículas, o aglomerado de fibras de média densidade (MDF), o aglomerado de partículas de madeira longas e orientadas (OSB) e os contraplacados. Cada um destes produtos usa a madeira e ou os seus resíduos após alguns processos de tratamento mecânico e/ou físico tais como: descasque, destroçamento, desfibração, etc..

Um destes derivados da madeira que tem tido um enorme sucesso nestes últimos 30 anos é o MDF. O MDF é um painel feito de fibras de madeira refinadas e aglutinadas por uma resina sintética através de um processo de prensagem a quente (Maloney, 1989). O painel é comprimido até massas específicas de 650 a 850 kg.m⁻³. Este, tal como os outros derivados da madeira, foi concebido em laboratório e desenvolvido através de projectos de investigação. Portanto, a indústria dos aglomerados da madeira está inevitavelmente ligada à ciência e à tecnologia (Maloney, 1989)

A operação de prensagem é o estágio final do processo de fabrico do MDF no qual a compressão a quente das fibras de madeira e da resina possibilita a cura e a consolidação do painel. Esta operação de prensagem é a mais importante e mais cara de todo o processo, o que exige um controlo rigoroso de todos os parâmetros de operação de forma a garantir a qualidade do produto e reduzir os tempos de prensagem. Um aspecto importante desta operação é a compreensão dos fenómenos físico-químico-mecânicos envolvidos (Carvalho, 1999).

Apesar das grandes evoluções que ocorreram nestes últimos anos nos derivados da madeira ou *wood man-made*, estes ainda estão abaixo das suas potenciais capacidades, devido à falta da optimização quer do processo de fabrico quer do projecto de equipamento. A automação destes processos permitiria avanços consideráveis na produção e na qualidade destes materiais. No entanto, os parâmetros de produção e projecto continuam a basear-se essencialmente na experimentação empírica tipo “tentativa-e-erro” feita na linha de produção. Este procedimento é muito caro, lento e valida apenas um conjunto de equipamento-material.

Pelas razões apontadas, o objectivo principal deste trabalho foi o desenvolvimento de modelos de previsão que vão contribuir para a optimização e controlo da operação de prensagem em descontínuo e contínuo com aquecimento por pratos-aquecidos ou com co-aquecimento por alta-frequência ou micro-ondas potenciando poupanças de energia e matéria prima, melhorando a qualidade e aumentando a sua flexibilidade.

Assim, o primeiro passo consistiu na apresentação e introdução de algumas modificações ao modelo teórico proposto por Carvalho (1999) e que envolve os diversos

fenómenos do processo. A complexidade deste modelo reside principalmente na interacção entre os vários fenómenos e no facto das propriedades serem dependentes do tempo e da posição no painel, o que resulta num modelo dinâmico tridimensional, cuja resolução é, em termos numéricos, bastante complexa.

Depois estudou-se o processo através da realização de um programa de ensaios de prensagem de painéis de MDF numa prensa laboratorial. A integração de toda a informação (teórica e experimental) permitiu validar parcialmente o modelo que pode ser utilizado para simular o processo, ou seja, prever a evolução dos diversos parâmetros do ciclo de prensagem.

Finalmente, através de todo o conhecimento e experiência adquiridos estendeu-se este modelo a outras formas de processamento dos painéis de MDF, nomeadamente através de prensas com pré-aquecimento ou co-aquecimento a alta-frequência e prensas em contínuo.

2. Modelo de simulação da prensagem a quente

Durante a operação de prensagem a quente o colchão de fibras de madeira é comprimido entre dois pratos até à espessura final pretendida sob temperaturas e pressões elevadas. No processo convencional de aquecimento o calor é conduzido desde os pratos quentes até ao centro do painel e num processo com aquecimento alta-frequência ou microondas o calor é gerado directamente em todo o volume de colchão. Para haver consolidação do painel é necessário curar o adesivo, o que ocorre a altas temperaturas. Assim a duração do ciclo de prensagem está dependente da maior ou menor rapidez com que o centro do painel atinge estas altas temperaturas. As altas temperaturas rapidamente atingidas pelas superfícies do painel provocam a vaporização da água adsorvida nas fibras. O vapor gerado nestas camadas desloca-se para o centro do painel que se encontra ainda frio. O vapor ao chegar ao centro vai ser de novo adsorvido nas fibras libertando uma pequena quantidade de calor de adsorção, contribuindo para o aumento de temperatura. O transporte de calor e água contribui também para amolecer os polímeros das paredes celulares das fibras. O efeito plastificante nas propriedades de compressão viscoelástica é diferente nas diferentes camadas do colchão devido a uma distribuição não uniforme de humidade e de temperatura. Consequentemente o grau de consolidação é distinto de camada em camada formando-se, por

isso, um perfil vertical de densidades ao longo da espessura do painel. Então, é necessário compreender as interações complexas resultantes destes fenómenos simultâneos para assim se aumentar a qualidade dos painéis e otimizar o processo, reduzindo custos energéticos e de matéria-prima.

O desenvolvimento de um modelo que englobe todos estes mecanismos e a sua interacção é um passo muito importante. Uma das abordagens habitualmente usada no desenvolvimento de modelos para sistemas complexos é a sua divisão em partes mais simples e mais fáceis de analisar. Carvalho (1999) fez esta abordagem no estudo da operação de prensagem em descontínuo do MDF. Começou por desenvolver um modelo para os fenómenos de transferência de massa e calor, depois desenvolveu um modelo cinético para a cura da resina, um modelo mecânico para a consolidação do painel em que despreza os fenómenos de transferência de massa e calor, considerando, no entanto, a distribuição de temperatura, humidade e pressão do gás, e finalmente integrou todos estes fenómenos num modelo global.

Neste trabalho, partindo deste modelo global efectuaram-se algumas modificações que no essencial consideram não desprezáveis alguns dos fenómenos de transferência de massa e calor durante a operação de prensagem do MDF e o uso outros modelos análogos para descrever o comportamento viscoelástico do painel.

Portanto, o modelo que descreve a operação de prensagem do MDF considera um conjunto de fenómenos interligados podendo ser representado por um sistema de módulos como mostra a figura 1.1. Os módulos que o constituem são: a transferência de massa e calor, as propriedades de transporte de massa e calor, a compressão transversal, as propriedades mecânicas e a reacção de polimerização. Esta figura permite compreender mais facilmente como estão interligados os fenómenos que ocorrem durante o ciclo de prensagem.

No modelo desenvolvido foi também integrado um novo processo que é do aquecimento do material por radiação alta-frequência e ou micro-ondas resultando daqui uma extensão do modelo. Uma outra extensão deste modelo foi a modelização da operação de prensagem em contínuo do MDF.

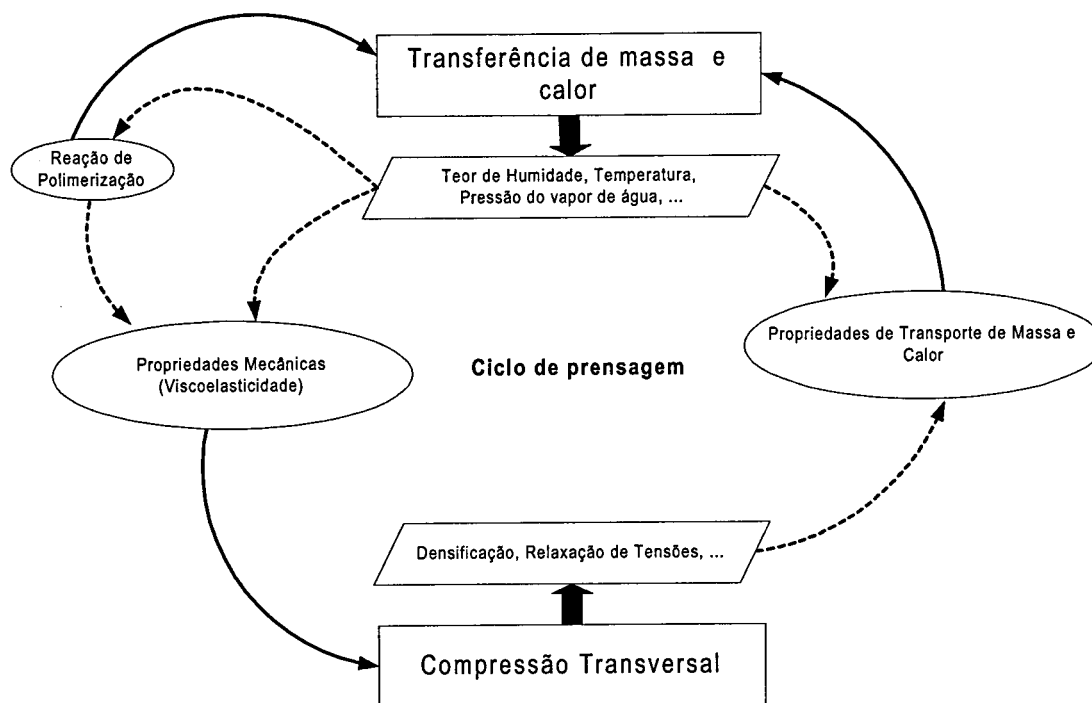


Figura 1.1 – Os principais processos físicos e químicos que ocorrem durante a prensagem a quente do MDF, as suas interações e a sua influência nas características finais do painel.

3. Objectivos deste trabalho

O objectivo geral deste trabalho foi apresentar e validar parcialmente um modelo físico baseado nos princípios fundamentais para descrever os vários fenómenos de cura do MDF. O modelo foi desenvolvido para descrever os fenómenos de transferência de massa e calor, polimerização da resina e consolidação do painel durante a operação de prensagem. Resumindo, as etapas seguidas para atingir este objectivo geral foram:

- 1) Apresentação de um modelo teórico com vista à modelização da transferência simultânea de massa e calor, da reacção de cura da resina e do comportamento mecânico;
- 2) simulação do processo com este modelo;

- 3) comparação dos resultados previstos com os obtidos numa prensa laboratorial como forma de validar e melhorar o modelo desenvolvido;
- 4) extensão deste modelo ao caso de processos com aquecimento ou co-aquecimento micro-ondas ou alta-frequência e simulação desses processos;
- 5) comparação dos resultados previstos com os obtidos numa máquina de pré-aquecimento alta-frequência de forma a validar e melhorar o modelo desenvolvido;
- 6) extensão do modelo ao caso das prensas contínuas;
- 7) simulação do processo com este modelo e comparação com os resultados existentes na literatura.

A realização destes objectivos contribuirá para no futuro se desenvolver um procedimento para a programação do ciclo de prensagem do MDF, com vista à melhoria da qualidade do produto, à minimização do consumo de energia, à redução das perdas de matéria prima e ao aumento da flexibilidade do processo.

4. Motivações e impacto

A programação do ciclo de prensagem tem sido realizada até agora de uma forma empírica e a existência de modelos numéricos permitirá que seja realizada com base científica. Estes modelos potenciarão a optimização e controlo da operação permitindo assim cumprir objectivos tais como aumentar a qualidade dos painéis e reduzir custos energéticos e de matéria-prima.

Portanto este trabalho é um contributo para a realização destes objectivos uma vez que foi apresentado e parcialmente validado um modelo teórico que descreve a operação de prensagem do aglomerado de fibras de madeira de média densidade. Foram também construídos e parcialmente validados modelos para o aquecimento alta-frequência e prensagem em contínuo o que permitirá uma utilização mais abrangente desta “ferramenta” numérica, isto é, na optimização e controlo de mais processos.

5. Estrutura da Tese

Esta tese está dividida em 6 capítulos. O capítulo I apresenta o porquê deste trabalho de investigação, quais foram as etapas da sua execução e qual o impacto deste estudo no desenvolvimento da indústria dos derivados da madeira.

O modelo de prensagem do MDF numa prensa em descontínuo está apresentado no capítulo II onde se faz a discussão da importância de alguns dos mecanismos que ocorrem no processo, na previsão das condições internas. No capítulo III apresenta-se, no essencial, a validação deste modelo.

A extensão deste modelo ao caso de aquecimento por radiação alta-frequência é feita no capítulo IV. Faz-se também a sua discussão e validação para a situação de pré-aquecimento do painel.

A modelização e discussão da operação de prensagem do MDF numa prensa em contínuo está descrita no capítulo V. As previsões do modelo são comparadas com as existentes na bibliografia.

No final da tese é feita uma conclusão geral deste estudo bem como as recomendações de trabalho futuro (Capítulo VI).

Cada um dos capítulos foi estruturado de maneira a ser um documento independente.

Bibliografia

Maloney T.M., “Modern Particleboard & Dry-Process Fiberboard Manufacturing”, Miller Freeman Publications, California, USA (1989)

Dinwoodie, J.M., “Timber: Its nature and behaviour”, E&FN Spon, New York, USA (2000)

Kollmann, F.P., E.W. Kuenzi, A.J. Stamm, “Principles of Wood Science and Technology. Volume II: Wood Based Materials”, Springer-Verlag, Berlin, (1975)

Carvalho L., “Estudo da Operação de prensagem do Aglomerado de Fibras de Média Densidade: Prensa descontínua de pratos quentes”. Tese de Doutoramento em Engenharia Química apresentada à Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (1999)

Capítulo II

Modelização da Operação de Prensagem

Convencional do MDF

1. Introdução

A operação de prensagem a quente é uma das operações mais caras e importantes no fabrico de aglomerados de madeira. Nesta operação o compósito atinge as suas características finais à medida que é comprimido até à sua espessura final sob o efeito de temperaturas e pressões elevadas. Durante o ciclo de prensagem a quente, as condições internas do colchão alteram-se rapidamente. O calor é transportado por condução desde os pratos quentes até às camadas superficiais do colchão. Nestas, o aumento abrupto de temperatura vaporiza a humidade das fibras o que provoca o aumento da pressão do vapor. Então, um gradiente de pressões provoca o deslocamento do vapor de água quente em direcção ao centro, onde poderá ser adsorvido. Por isso, observa-se um escoamento vertical de vapor de água da superfície para o centro do painel no início do ciclo de prensagem. À medida que a evaporação de água na superfície vai diminuindo, a temperatura desta zona rapidamente atinge a temperatura dos pratos. Em contrapartida, a temperatura no centro do painel demora algum tempo até atingir, para a pressão local, a temperatura de vaporização da água. À medida que o centro atinge esta temperatura, a vaporização da água é acelerada e o aumento de pressão no centro do painel vai provocar um deslocamento de vapor horizontalmente na direcção dos bordos expostos às condições ambientais. A temperatura no centro mantém-se, nesta fase, praticamente constante devido ao consumo de energia no processo de vaporização. Assim, um transporte dinâmico de água e calor é observável durante a operação de prensagem.

A transferência de massa e calor depende muito da estrutura do colchão e da sua variação durante a compressão. Mais precisamente, vai depender da variação do volume de poros isto é, dos vazios entre as fibras de madeira, que são um dos caminhos preferenciais ao escoamento dos fluidos e que estão directamente ligados à variação das propriedades físicas e de transporte (condutividade térmica, permeabilidade, difusividade) do colchão durante o processo de consolidação. Durante o fecho da prensa, os espaços entre as fibras diminuem.

As condições internas do colchão em estado transiente combinadas com uma elevada pressão de compressão formam um perfil vertical de densidades. A temperatura, a humidade e a pressão do gás ao interagirem influenciam a transferência de calor e massa ao longo da

espessura do painel, provocando o amolecimento e compactação de zonas individuais dentro do colchão. A diferença entre o desenvolvimento de tensão e relaxação entre zonas individuais resulta destas condições. O gradiente de densidades resulta desta complexa interacção durante a operação de prensagem. As propriedades viscoelásticas (dependentes do tempo, temperatura e humidade) das fibras e do adesivo variam também durante a prensagem a quente. A contribuição do comportamento viscoelástico do adesivo no comportamento mecânico do sistema adesivo-madeira é complexa e ainda mal compreendida. A compreensão da formação do gradiente de densidade nos compósitos de madeira é de enorme importância para fabricantes e investigadores devido à forte relação entre a densidade do painel e as propriedades do painel tais como, resistência interna à tracção, resistência à flexão, estabilidade dimensional, qualidade da superfície, etc..

Os parâmetros de produção afectam substancialmente o ambiente interno do colchão de fibras e as características do produto acabado. Os parâmetros de prensagem (temperatura de prensagem, duração do ciclo de prensagem, a velocidade de fecho da prensa e a pressão hidráulica aplicada) podem ser controlados durante o processo de produção. Se a interacção entre os parâmetros de produção e as propriedades finais for conhecida, será mais fácil o controlo do processo. Por isso, é importante o conhecimento das variações espaciais da temperatura, teor de humidade, desenvolvimento de tensões e densidade no interior do colchão ao longo do ciclo de prensagem. Assim, um dos pontos de interesse nesta área de investigação é o desenvolvimento de modelos para descrever os fenómenos complexos que ocorrem na estrutura do painel durante a operação de prensagem convencional.

Neste capítulo, começa-se por apresentar o modelo de transferência de massa e calor tridimensional modificado tendo partido do modelo desenvolvido por Carvalho (1999). As modificações introduzidas foram a acumulação do vapor e o transporte de água adsorvida devido a gradientes de temperatura e de concentração do vapor no processo de transferência de massa.

Depois, no subcapítulo 3, será apresentado resumidamente o modelo mecânico para a compressão transversal desenvolvido por Carvalho (1999) e Carvalho et al. (2001a). Este modelo tridimensional considera o modelo de Maxwell para representar o comportamento

viscoelástico linear mas apresenta alguns problemas na previsão da relaxação de tensões no final do ciclo de prensagem. Ir-se-á, por isso, apresentar outros dois modelos macromecânicos tridimensionais: Burger e Burger Modificado que envolvem o cálculo de mais dois ou três parâmetros viscoelásticos respectivamente. Foram usados coeficientes de proporcionalidade para determinar estes novos parâmetros viscoelásticos a partir dos parâmetros de elasticidade e viscosidade do compósito calculados pelas correlações apresentadas por Carvalho (1999). Neste capítulo ir-se-á apenas apresentar a influência do modelo mecânico usado na resposta do modelo global (modelo de transferência de massa e calor + modelo mecânico). No capítulo seguinte apresentar-se-ão várias simulações no sentido determinar por um processo de optimização quais os parâmetros viscoelásticos que melhor ajustam os dois novos modelos macromecânicos aos resultados experimentais obtidos em laboratório.

2. Modelização da transferência de massa e calor

2.1 Estado da Arte

Duas abordagens complementares são usadas para encontrar relações entre os parâmetros de produção e as propriedades finais dos compósitos de madeira: a modelização e a experimentação. Vários investigadores têm estudado empiricamente a prensagem a quente de derivados da madeira em laboratório usando uma pequena prensa piloto (Strickler, 1959; Kamke e Casey, 1988 a e b; Suzuki e Saito, 1986; Suzuki e Kato, 1989; Bolton et al., 1989a; Humphrey e Bolton 1989b; Hiziroglu e Graham, 1998; Winistorfer et al., 1998; Wang et al., 2000; Winistorfer et al., 2000; Wang e Winsitorfer, 2000) ou uma prensa industrial (Humphrey e Bolton, 1989b; Alexopolous, 1999; Thoemen e Humphrey, 1999; Steffen et al., 1999). Foram desenvolvidos vários programas experimentais para analisar o efeito dos vários parâmetros de processo e características iniciais do colchão nas propriedades finais do painel. Contudo, usando esta abordagem, os dados só serão válidos para a gama das condições de teste e portanto só poderão ser observadas as tendências gerais desses parâmetros. Então, com o objectivo de resolver os inconvenientes da abordagem experimental, vários modelos numéricos foram desenvolvidos, nas últimas três décadas, para melhor se compreenderem os efeitos dessas variáveis durante a prensagem a quente dos compósitos de madeira.

Na modelização da prensagem dos aglomerados de madeira estão envolvidos vários mecanismos de transporte de massa e calor, mudança de fase, densificação do colchão, relaxação de tensões e cura da resina. Estes mecanismos, bem como uma apresentação dos trabalhos existentes sobre a secagem de materiais porosos estão bem documentados na tese apresentada por Carvalho (1999). Recentemente, Souza e Nebra (2000) apresentaram um modelo baseado no de Stanish et al. (1986) aplicado à secagem de partículas de madeira. A base destes modelos é um conjunto de equações fundamentais de transporte unidimensional conjugadas com uma equação de equilíbrio termodinâmico. Tal como no modelo de Stanish et al. (1986) aquele inclui 5 variáveis: temperatura, teor de ar, teores de água livre, adsorvida e em vapor. Contudo, este modelo não veio trazer nada de novo na modelização dos fenómenos de transferência de massa e calor, apenas a conclusão da possibilidade de aplicação deste modelo na previsão das variáveis relacionadas com a secagem de partículas de madeira de pequenas dimensões.

Carvalho e Costa (1998) desenvolveram um modelo tridimensional para a compressão a quente do aglomerado de fibras de média densidade (MDF). Este modelo assemelha-se ao apresentado por Stanish et al. (1986) para a secagem da madeira. No entanto, não considera o transporte de água adsorvida, a acumulação de vapor de água nos poros e a existência de água livre. As propriedades físicas e de transporte foram estabelecidas para o MDF, a partir de dados bibliográficos para derivados da madeira em vez da madeira sólida. Este modelo despreza também o efeito do fecho da prensa, a existência de um perfil vertical de densidades, a resistência à transferência de massa e calor nos bordos e superfície e a contribuição da reacção de polimerização da resina. Estas últimas limitações do modelo foram colmatadas por um novo modelo global bidimensional (Carvalho et al., 2001b) que integra os processos de transferência de massa e calor, comportamento mecânico e polimerização da resina UF. Os resultados de previsão deste modelo seguem qualitativamente a tendência de evolução da temperatura, humidade e tensão desenvolvida ao longo do ciclo de prensagem tal como foi demonstrado pela comparação com resultados da literatura.

Está claro pela bibliografia apresentada aqui e na tese de Carvalho (1999) que os modelos existentes apresentam limitações inerentes; ou porque são unidimensionais, ou então

porque várias simplificações foram feitas nos mecanismos de transferência, mais especificamente no mecanismo de adsorção/dessorção no MDF para as condições de temperatura e humidade relativa que ocorrem durante a operação de prensagem para o qual não conhecemos nenhum trabalho.

Portanto, neste trabalho faz-se uma abordagem global da prensagem do MDF, começando por apresentar o modelo de transferência de massa e calor tridimensional proposto por Carvalho (1999) modificado. Inclui-se a acumulação do vapor e o transporte de água adsorvida devido a gradientes de temperatura e de concentração de vapor no processo de transferência de massa. Este modelo será complementado pelo modelo mecânico a apresentar no subcapítulo 4, tendo por base o apresentado por Carvalho (1999) após introdução de algumas modificações, ao nível do modelo análogo mecânico que descreve o comportamento viscoelástico.

2.2 Isotérmicas de adsorção/dessorção

Os aglomerados de madeira têm isotérmicas de adsorção que são essencialmente diferentes das da madeira sólida (Wu, 1999). Durante a prensagem a quente de aglomerados, a temperatura interna do colchão atinge valores superiores aos 150°C e a humidade relativa calculada chega a atingir ou exceder os 75% (Bolton e Humphrey, 1988; Bolton et al., 1989b; Kamke e Casey, 1988 a e b; Kamke e Wolcott, 1991). Nalguns casos, ocorre a saturação (Kayihan e Johnson, 1983). Nestas condições de processo extremas é possível que a temperatura de transição vítrea dos polímeros viscoelásticos (Kelley et al., 1987; Prime, 1997) seja excedida, com a consequente variação das propriedades dos constituintes da madeira (Geimer et al., 1994).

As relações de equilíbrio água - madeira em ambiente de condições moderadas estão bem documentadas nos trabalhos de Skaar (1972, 1981), de Siau (1984, 1993) e na tese de Carvalho (1999). Para temperaturas acima dos 100°C são poucos os trabalhos existentes na literatura. Os métodos experimentais usados são vários e os resultados apresentados têm contradições na forma das curvas de humidade adsorvida em função da humidade relativa para a madeira (Kamke e Lenth, 2001), para as quais foi considerado como explicação a possível

degradação da madeira a altas temperaturas. Assim os valores das isotérmicas, quando necessários a altas temperaturas, têm sido extrapolados a partir dos obtidos para baixas temperaturas (Carvalho, 1999).

Recentemente, Lenth e Kamke (2001) desenvolveram um dispositivo para medição experimental pelo método gravimétrico das isotérmicas de adsorção e dessorção de água na madeira. Estes investigadores determinaram as isotérmicas de sorção para diferentes espécies de madeira e diferentes estados de maturação a temperaturas de 50 e 160°C. Ajustaram os resultados obtidos com a equação de Hailwood-Horrobin monocamada. Depois compararam as diferenças nos parâmetros obtidos para as diferentes espécies com os obtidos por Simpson (1971, 1973, 1981) para a temperatura de 50°C e verificaram que os dados apresentavam desvios ligeiros. Observaram, no entanto, que os dados obtidos para 160°C são bastante distintos dos obtidos a 50°C e de qualquer extrapolação a partir dos dados obtidos a baixa temperatura. Estes são também dependentes da espécie de madeira e da sua idade. Detectaram também a existência de degradação da madeira durante as experiências de dessorção. Por fim concluíram que estas diferenças sugerem que as propriedades de sorção da madeira são alteradas quando as condições de humidade e de temperatura ultrapassam a temperatura de transição vítrea da lenhina. A título de exemplo, a figura 2.2.1 mostra os resultados obtidos para uma espécie de madeira (*Pinus taeda*) a duas temperaturas.

Para os compósitos de madeira têm sido feitos vários trabalhos experimentais para determinar as isotérmicas de adsorção/dessorção à temperatura ambiente (Suchsland e Xu, 1989; Barbu e Resch, 1998; Wu, 1999). No entanto, tanto quanto se sabe nenhum trabalho foi realizado para as condições de temperatura que ocorrem durante a prensagem a quente destes aglomerados.

Apresentam-se de seguida, na figura 2.2.2, as isotérmicas de adsorção e dessorção existentes na literatura para o MDF. Pela observação desta figura é de notar a existência de uma histerese acentuada para as temperaturas consideradas e de realçar também a diferença de dados de autor para autor. A razão de histerese, ou seja, o quociente entre os teores de humidade da isotérmica de adsorção e de dessorção, varia entre 0,77 e 0,85 (Wu, 1999). A variabilidade depende largamente do nível de humidade relativa e do material. Wu (1999)

ajustou os dados de sorção experimentais obtidos para vários materiais à temperatura de 25°C com o modelo de Nelson.

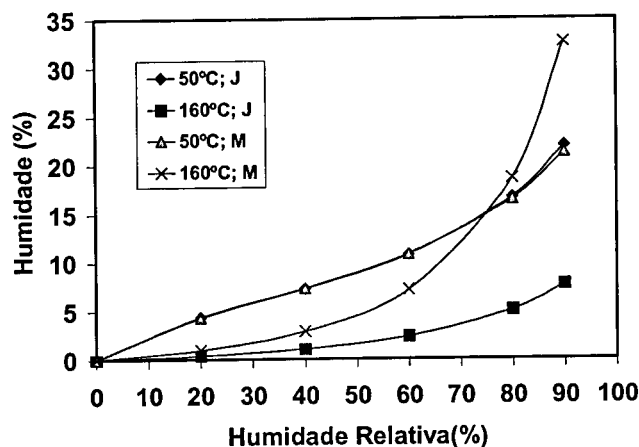


Figura 2.2.1 – Isotérmicas de adsorção/dessorção do *Pinus Taeda* – lenho juvenil (J) e lenho adulto (M) às temperaturas de 50 e 160°C (Lenth e Kamke, 2001).

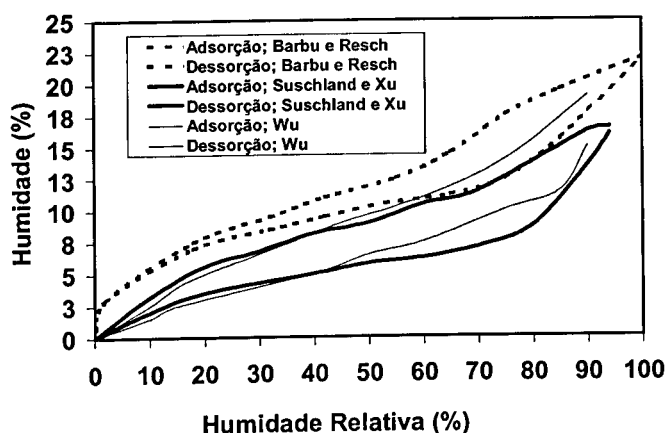


Figura 2.2.2 – Isotérmicas de adsorção/dessorção típicas para o MDF existentes na literatura para temperaturas entre os 20 e 25°C.

2.3 Desenvolvimento de um modelo

O modelo proposto por Carvalho (1999) foi usado como base no desenvolvimento do modelo a seguir apresentado. Aquele modelo foi modificado nas equações de balanço à água

existente no material (vapor de água e água adsorvida), por terem sido consideradas desprezáveis o transporte de água adsorvida e a acumulação de vapor de água dentro colchão.

2.3.1 Hipóteses do modelo

Foram consideradas as seguintes hipóteses:

- O modelo é tridimensional, considerando-se simetria na direcção da espessura (z), da largura (y) e do comprimento (x);
- o meio é constituído por duas fases em equilíbrio termodinâmico: fase sólida (fibras de madeira, resina e água adsorvida) e a fase gasosa (vapor de água e ar). Despreza-se qualquer resistência à transferência de massa e calor entre a fase gasosa e a fase sólida adjacente e a massa de água adsorvida é desprezável relativamente à massa de sólido (fibras + resina);
- a água pode estar presente como água ligada (adsorvida) às fibras ou na forma de vapor nas cavidades, não sendo considerada a existência de água livre devido aos baixos valores de teor de humidade inicial considerados (inferior ao ponto de saturação das fibras);
- a água adsorvida nas fibras está sempre em equilíbrio local com o vapor de água nos poros e a relação é descrita por uma isotérmica de sorção à temperatura local, admitindo a não existência de histerese;
- o calor de compressão é desprezado;
- a mistura gasosa obedece à lei dos gases ideais;
- os mecanismos de transferência de massa e calor são:
 - a. o calor é transportado por condução devido ao gradiente de temperaturas e por convecção devido ao gradiente de pressão total; a condução segue a Lei de Fourier;

- b. a mistura gasosa (ar+vapor) é transferida por convecção; cada componente individual é transportado por difusão, seguindo a Lei de Fick e por convecção com a mistura, segundo a Lei de Darcy, ou seja, a força directriz do escoamento da mistura gasosa é o gradiente de pressão total, enquanto que a força directriz do transporte difusivo é o gradiente de pressão parcial;
 - c. a migração da água adsorvida ocorre por difusão devida ao gradiente de potencial químico das moléculas de água adsorvida;
 - d. mudança de fase da água adsorvida para a fase de vapor e vice-versa;
- apesar de poder haver vitrificação ou plastificação da madeira nas superfícies encostadas aos pratos, não se considera uma resistência adicional à transferência de massa e calor.

2.3.2 Equações de balanço

Os fenómenos físicos que ocorrem durante a prensagem a quente do aglomerado de fibras são descritos através de equações convencionais de conservação de massa e energia. Neste modelo são consideradas as seguintes variáveis dependentes: massa específica do colchão, temperatura, pressão do gás (ar +vapor de água), massa específica do vapor de água e massa específica da água adsorvida (ou o teor de humidade) e o seguinte sistema de equações: 4 equações de conservação de massa (uma para o colchão, uma para a mistura gasosa, uma para o vapor de água e uma para a água adsorvida no colchão, estando a água adsorvida em equilíbrio com o vapor de água) e uma equação de balanço energético. O equilíbrio entre fases é traduzido pelas isotérmicas de sorção. O termo massa específica do vapor de água é baseado no volume de poros, e os termos de massa específica da água adsorvida e massa específica do colchão são baseados no volume do colchão. Consideram-se 4 variáveis independentes: x-comprimento, y-largura, z-espessura e t-tempo.

Balanço material ao colchão

$$\frac{\partial m_c}{\partial t} = V_c \frac{\partial \rho_c}{\partial t} + \rho_c \frac{\partial V_c}{\partial t} = 0 \quad (2.2.1a)$$

ou,

$$\frac{\partial \rho_c}{\partial t} = -\frac{\rho_c}{V_c} \frac{\partial V_c}{\partial t} \quad (2.2.1b)$$

onde ρ_c , m_c e V_c são a massa específica, a massa e o volume do colchão de fibras, respectivamente. A massa específica do colchão é igual à massa de colchão por unidade de volume. A massa do colchão (considera-se a massa de colchão seco pois despreza-se o contributo da água na fase adsorvida) é considerada constante ao longo do ciclo de prensagem. Se a espessura for constante ao longo do ciclo de prensagem, então:

$$\frac{\partial \rho_c}{\partial t} = 0 \quad (2.2.2)$$

Balanço material ao vapor de água

$$\frac{\partial(\rho_v \varepsilon_p)}{\partial t} = \dot{m} - \frac{\partial \varphi_{vx}}{\partial x} - \frac{\partial \varphi_{vy}}{\partial y} - \frac{\partial \varphi_{vz}}{\partial z} \quad (2.2.3)$$

onde ρ_v é a massa específica do vapor de água, ε_p a porosidade do painel, $\dot{m}$ a quantidade de água que muda de fase por unidade de tempo e volume de colchão e φ_v são os fluxos de vapor de água (escoamento convectivo + escoamento difusivo). Estes fluxos são calculados pela seguinte expressão nas três direcções,

$$\varphi_{vi} = \rho_v v_{gi} - D_{eff\ i} \frac{\partial \rho_v}{\partial i} \quad \text{com } i = x, y \text{ e } z \quad (2.2.4)$$

sendo D_{eff} a difusividade efectiva do vapor de água nos poros do colchão e v_g a velocidade do gás na porosidade do colchão. A porosidade do colchão é calculada através da relação apresentada por Carvalho (1999) e que se encontra no Apêndice desta tese. A variação da porosidade ao longo do ciclo de prensagem é obtida a partir da variação da densidade do colchão como veremos no subcapítulo 3.

Balanço material à água (água adsorvida+vapor de água)

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_c H + \varepsilon_p \rho_v) = -\frac{\partial(\varphi_{\text{adx}} + \varphi_{\text{vx}})}{\partial x} - \frac{\partial(\varphi_{\text{ady}} + \varphi_{\text{vy}})}{\partial y} - \frac{\partial(\varphi_{\text{adz}} + \varphi_{\text{vz}})}{\partial z} + (-r_p') \frac{y_r}{1 + y_r} \rho_c \quad (2.2.5)$$

onde o termo $(-r_p')$ é a velocidade de reacção de cura da resina ureia-formaldeído (UF) expressa em $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{resina}}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$, y_r o teor de resina no painel (massa de resina por massa de fibras de madeira), φ_{ads} o fluxo de água na fase adsorvida nas fibras de madeira e H o teor de humidade do painel.

A água adsorvida nas fibras está em equilíbrio com o vapor de água existente nos poros, sendo este equilíbrio descrito pelas isotérmicas de sorção,

$$H = f(H_R) \text{ e } H_R = \frac{P_v}{P_{\text{sat}}} \quad (2.2.6)$$

ou seja,

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \frac{\partial \rho_v}{\partial t} \left(\frac{\partial H}{\partial H_R} \right)_T \frac{1}{\rho_{\text{sat}}} \quad (2.2.7)$$

sendo f a função que descreve o equilíbrio de adsorção/dessorção, H_R , a humidade relativa no interior do painel, P_v , a pressão parcial do vapor de água, P_{sat} a pressão de saturação do vapor de água, ρ_{sat} a massa específica do vapor de água nas condições de pressão e temperatura de

saturação e $\left(\frac{\partial H}{\partial H_R} \right)_T$ a derivada da isotérmica de sorção.

A água adsorvida nas paredes celulares é transportada por difusão tendo como força directriz o potencial químico (Stanish et al., 1986):

$$\varphi_{adi} = D_{ad} (1 - \varepsilon_p) \frac{\partial \mu_{ad}}{\partial i} \quad \text{com } i = x, y \text{ e } z \quad (2.2.8)$$

onde D_{ad} é o “coeficiente de difusão da água adsorvida” no colchão e μ_{ad} o potencial químico da água adsorvida.

Uma vez que se assume equilíbrio termodinâmico em cada ponto do colchão, o potencial químico da água adsorvida (μ_{ad}) é por definição igual ao potencial químico do vapor de água (μ_v):

$$\mu_{ad} = \mu_v \quad (2.2.9)$$

A partir das relações termodinâmicas,

$$M_v \frac{\partial \mu_{ad}}{\partial i} = M_v \frac{\partial \mu_v}{\partial i} = -S_v \frac{\partial T}{\partial i} + V_c \frac{\partial P_v}{\partial i} \quad \text{com } i = x, y \text{ e } z \quad (2.2.10)$$

sendo M_v a massa molecular da água e S_v a entropia que é estimada pela seguinte relação usada por Stanish et al. (1986) para a secagem da madeira,

$$S_v = 187 + 35,1 \times \ln\left(\frac{T}{298,15}\right) - 8,314 \ln\left(\frac{P_v}{101325}\right) \quad (2.2.11)$$

onde S_v está em $\text{J.kg}^{-1}.\text{mol}^{-1}$, sendo T a temperatura em K e P_v em Pa.

Substituindo a equação 2.2.8 na equação 2.2.6, obtém-se a seguinte expressão,

$$\varphi_{adi} = -D_{ad}^T \frac{\partial T}{\partial i} + D_{ad}^P \frac{\partial P_v}{\partial i} \quad \text{com } i = x, y \text{ e } z \quad (2.2.12)$$

em que:

$$D_{ad}^T = D_{ad} (1 - \varepsilon_p) \frac{S_v}{M_v} \quad \text{e} \quad D_{ad}^P = D_{ad} (1 - \varepsilon_p) \frac{1}{\varepsilon_p \rho_v} \quad (2.2.13)$$

A relação de equilíbrio entre a água adsorvida e o respectivo vapor será estimada usando o ajuste aos dados de Kauman obtido por Carvalho (1999). Esta correlação tem-se mostrado muito útil nos cálculos das isotérmicas de sorção uma vez que não existem, tanto quanto se sabe, outras correlações determinadas a partir de dados experimentais obtidos para o MDF nas condições de temperatura e humidade que ocorrem durante a operação de prensagem. Outras correlações que são apresentadas na literatura (Carvalho, 1999; Lenth e Kamke, 2001) foram determinadas a partir de dados experimentais para a madeira. As mais usadas são as equações de Hailwood-Horrobin: a monocamada ($n=1$) e a bicamada ($n=2$). A desvantagem destas equações é que apresentam descontinuidades para temperaturas acima dos 170°C (Carvalho, 1999).

Balanço material à fase gasosa (vapor de água + ar)

$$\frac{\partial(\varepsilon_p \rho_g)}{\partial t} = -\frac{\partial \varphi_{gx}}{\partial x} - \frac{\partial \varphi_{gy}}{\partial y} - \frac{\partial \varphi_{gz}}{\partial z} + \dot{m} \quad (2.2.14)$$

onde ρ_g é a massa específica da fase gasosa (massa de gás por unidade volume de poros) e φ_g o fluxo de gás nos colchão (escoamento convectivo) que nas três direcções é dado pelas expressões,

$$\varphi_{gi} = -\rho_g \frac{K_{gi}}{\mu_{gi}} \frac{\partial P_g}{\partial i} \quad \text{com } i = x, y \text{ e } z \quad (2.2.15)$$

onde P_g é a pressão total do gás, K_g a permeabilidade do colchão e μ_g a viscosidade do gás.

A massa específica da fase gasosa (água + vapor de água) é calculada por,

$$\rho_g = \rho_{ar} + \rho_v \quad (2.2.16)$$

onde ρ_{ar} é a massa específica do ar (massa de ar por unidade de volume de poros).

Balanço energético

$$\frac{\partial(\rho_c c_{pc} T)}{\partial t} + m \Delta H_{ad} + (-r_p) \frac{y_r}{1+y_r} \rho_c \Delta H_r + \frac{\partial \varphi_{Tx}}{\partial x} + \frac{\partial \varphi_{Ty}}{\partial y} + \frac{\partial \varphi_{Tz}}{\partial z} = 0 \quad (2.2.17)$$

onde c_{pc} é o calor específico do aglomerado, ΔH_{ad} o calor de dessorção da água, $(-r_p)$ a velocidade de reacção de cura da resina UF expressa em s^{-1} , ΔH_r a entalpia de policondensação da resina, e φ_T é o fluxo de calor que em cada direcção é calculado por,

$$\varphi_{Ti} = c_{pgi} \rho_g v_{gi} T - k_{Ti} \frac{\partial T}{\partial i} \quad \text{com } i = x, y \text{ e } z \quad (2.2.18)$$

sendo k_T a condutividade do painel de MDF e c_{pg} o calor específico do gás.

Desenvolvendo o termo correspondente à acumulação de calor no sistema, obtém-se:

$$\frac{\partial(\rho_c c_{pc} T)}{\partial t} = \rho_c \left(c_{pc} \frac{\partial T}{\partial t} + T \frac{\partial c_{pc}}{\partial t} \right) + T c_{pc} \frac{\partial \rho_c}{\partial t} \quad (2.2.19)$$

Embora o calor específico do aglomerado dependa da temperatura e do teor de humidade do aglomerado (ver equação no Apêndice A), Carvalho (1999) verificou que, mesmo nas condições limite de temperatura e humidade, o produto da temperatura pela derivada do calor específico em ordem ao tempo é desprezável, comparado com o produto do calor específico pela derivada da temperatura, ou seja:

$$T \frac{\partial c_{pc}}{\partial t} \ll c_{pc} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.2.20)$$

2.3.3 Condições iniciais e fronteira

Condições Iniciais

$$\rho_c(0, x, y, z) = \rho_{co};$$

$$T(0, x, y, z) = T_a;$$

$$H(0, x, y, z) = H_i;$$

$$\rho_v(0, x, y, z) = \rho_v(T = T_a, H = H_i, P_g = P_a);$$

$$P_g(0, x, y, z) = P_a \quad (2.2.21)$$

onde ρ_{co} é a massa específica inicial do colchão, T_a , a temperatura ambiente, H_i , a humidade inicial do painel e P_a a pressão ambiente.

Condições Fronteira:

$$x=0$$

$$\frac{\partial H}{\partial x}(t, 0, y, z) = 0; \quad \frac{\partial \rho_v}{\partial x}(t, 0, y, z) = 0;$$

$$\frac{\partial P_g}{\partial x}(t, 0, y, z) = 0; \quad \frac{\partial T}{\partial x}(t, 0, y, z) = 0 \quad (2.2.22)$$

$$x=L_x/2$$

$$H(t, \frac{L_x}{2}, y, z) = H_i; \quad \rho_v(t, \frac{L_x}{2}, y, z) = \rho_v(H = H_i, T = T_a, P_g = P_a);$$

$$P_g(t, \frac{L_x}{2}, y, z) = P_a; \quad T(t, \frac{L_x}{2}, y, z) = T_a \quad (2.2.23)$$

onde L_x é o comprimento do painel.

$$y=0$$

$$\frac{\partial H}{\partial y}(t, x, 0, z) = 0; \quad \frac{\partial \rho_v}{\partial y}(t, x, 0, z) = 0;$$

$$\frac{\partial P_g}{\partial y}(t, x, 0, z) = 0; \quad \frac{\partial T}{\partial y}(t, x, 0, z) = 0 \quad (2.2.24)$$

$$y=L_y/2$$

$$\begin{aligned} H(t, x, \frac{L_y}{2}, z) &= H_i; \quad \rho_v(t, x, \frac{L_y}{2}, z) = \rho_v(H = H_i; T = T_a; P_g = P_a); \\ P_g(t, x, \frac{L_y}{2}, z) &= P_a; \quad T(t, x, \frac{L_y}{2}, z) = T_a \end{aligned} \quad (2.2.25)$$

onde L_y é a largura do painel.

$$z=0$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial H}{\partial z}(t, x, y, 0) &= 0; \quad \frac{\partial \rho_v}{\partial z}(t, x, y, 0) = 0; \\ \frac{\partial P_g}{\partial z}(t, x, y, 0) &= 0; \quad \frac{\partial T}{\partial z}(t, x, y, 0) = 0 \end{aligned} \quad (2.2.26)$$

$$z=L_z/2$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial H}{\partial z}(t, x, y, \frac{L_z}{2}) &= 0; \quad \frac{\partial \rho_v}{\partial z}(t, x, y, \frac{L_z}{2}) = 0; \\ \frac{\partial P_g}{\partial z}(t, x, y, \frac{L_z}{2}) &= 0; \quad T(t, x, y, \frac{L_z}{2}) = T_p \end{aligned} \quad (2.2.27)$$

onde L_z é a espessura do painel e T_p a temperatura nos pratos.

2.3.4 Propriedades físicas e de transporte do MDF

As propriedades físicas e de transporte foram estimadas usando correlações obtidas na literatura (Carvalho, 1999) e apresentadas no Apêndice deste trabalho. Dada a escassez de

dados existente na literatura relativamente ao MDF, a maioria destas relações foram desenvolvidas a partir de dados existentes para a madeira ou aglomerado de partículas.

No entanto, no cálculo da difusividade efectiva do vapor de água no colchão, decidiu usar-se a expressão apresentada na literatura (Stanish et al., 1986) em que a variação de porosidade do painel e a tortuosidade são tidas em conta.

No cálculo da permeabilidade do colchão de MDF, na direcção da espessura e na horizontal, usaram-se as correlações apresentadas por Hass (1998). Estas correlações foram obtidas por ajuste dos dados experimentais de permeabilidade do MDF para várias massas específicas.

Difusividade do vapor de água

O transporte do vapor de água ocorre devido à diferença de pressão parcial no colchão. O coeficiente de interdifusão da mistura ar-vapor (coeficiente de mistura gasosa binária) é calculado pela relação semi-empírica (Stanish et al., 1986):

$$D_{v/ar} = 2,20 \times 10^{-5} \left(\frac{101325}{P} \right) \left(\frac{T}{273,15} \right)^{1,75} \quad (2.2.28)$$

onde $D_{v/ar}$ vem em $m^2 \cdot s^{-1}$, P em Pa e T em K.

No entanto, a difusividade do gás em materiais porosos isotrópicos, tal como um colchão de fibras de madeira, é expressa através de:

$$D_{rp} = \varepsilon_p^2 D_{v/ar} \quad (2.2.29)$$

No colchão, a estrutura porosa é um percurso tortuoso para o escoamento de gás, o que é tido em conta através de um factor de atenuação empírico ζ . O factor de atenuação foi fixado no valor 0,5 proposto por Stanish et al. (1986) para a madeira, em todas as direcções. Supõe-se que o percurso na estrutura do colchão é semelhante tanto para a difusão horizontal e vertical,

$$D_{\text{eff}} = \zeta D_{\text{rp}} \quad (2.2.30)$$

A correlação para cálculo da difusividade usada por Carvalho (1999) e obtida por Hata et al. (1990) para aglomerados de madeira é, na direcção transversal:

$$D_{\text{eff}} = 0,1 \times D_{\text{v/ar}} \quad (2.2.31)$$

e na direcção horizontal,

$$D_{\text{eff}} = D_{\text{v/ar}} \quad (2.2.32)$$

Estas correlações não têm em conta a variação da estrutura porosa ao longo do ciclo de prensagem.

“Difusividade” da água adsorvida

O “coeficiente de difusividade” da água na fase adsorvida, na ausência de outros dados, foi considerado constante e igual ao usado por Stanish et al. (1986) para a madeira,

$$D_{\text{ad}} = 3 \times 10^{-13} \text{ em kg.s.m}^{-3} \quad (2.2.33)$$

Permeabilidade do aglomerado

Na direcção da espessura:

$$K_{\text{gz}} = \exp \left(\frac{1}{-0,037 + 1,10 \times 10^{-5} \rho_c - \frac{0,037}{\ln(\rho_c)}} \right) \quad (2.2.34)$$

onde K_{gz} vem em m^2 e ρ_c em kg.m^{-3} .

Na direcção horizontal (x e y):

$$K_{gi} = \exp \left(\frac{1}{-0,041 + 9,51 \times 10^{-6} \times \rho_c - \frac{0,015}{\ln(\rho_c)}} \right) \quad \text{onde } i=x \text{ e } y \quad (2.2.35)$$

onde K_{gi} vem em m^2 .

2.3.5 Relações termodinâmicas

As expressões para cálculo das variáveis termodinâmicas como o calor de sorção do sistema água-madeira e a pressão de saturação da água são as usadas por Carvalho (1999) e apresentadas em Apêndice. Para cálculo da massa específica do vapor de água nas condições de saturação admitiu-se válida a lei dos gases perfeitos:

$$\rho_{sat} = \frac{P_{sat} M_v}{RT}, \quad (2.2.36)$$

onde ρ_{sat} vem em $kg.m^{-3}$, P_{sat} em Pa, T em K, M_v em $kg.mol^{-1}$, sendo R a constante universal do gases ideais igual a $8,314 \text{ kJ.kgmol}^{-1}.K^{-1}$.

2.3.6 Pressões parciais

O cálculo das pressões parciais no colchão é baseado na hipótese de que o ar e o vapor de água se comportam como gases ideais. Estas pressões parciais a uma dada temperatura podem ser calculadas pelas massas específicas do ar e do vapor de água usando a lei dos gases ideais como se segue:

$$P_{ar} = \frac{\rho_{ar} RT}{M_{ar}} \quad (2.2.37)$$

$$P_v = \frac{\rho_v RT}{M_v}. \quad (2.2.38)$$

onde P_{ar} e P_v são respectivamente as pressões parciais do ar e do vapor de água expressas em Pa.

2.3.7 Reacção de Polimerização da resina UF (Carvalho, 1999)

A velocidade da reacção de policondensação expressa em s^{-1} é dada por:

$$(-r_p) = \frac{1}{2} k_c \exp(-k_c t) \quad (2.2.39)$$

onde a constante cinética, $k_c [s^{-1}]$ é calculada usando a equação de Arrhenius:

$$k_c = k_{c0} \exp\left(-\frac{E_{act}}{RT}\right) \quad (2.2.40)$$

onde $k_{c0}=71,59 s^{-1}$ e $E_{act}=33 kJ.mol^{-1}$.

A produção de água na reacção de policondensação expressa em $kg_{agua}.kg_{resina}^{-1}.s^{-1}$, foi calculada pela relação:

$$(-r'_p) = \frac{d[H_2O]}{dt} = \frac{1}{2} k_c A_0 \exp(-k_c t) M_v \quad (2.2.41)$$

onde $A_0=7,9 mol.kg^{-1}$.

No cálculo do calor produzido na reacção de cura da resina utilizou-se $\Delta H_r=84130 J.kg_{resina}^{-1}$.

3. Modelização do comportamento mecânico

O colchão de fibras de madeira e resina é consolidado sob o efeito de uma elevada pressão de compactação e pelo calor fornecido através de pratos aquecidos. O início da consolidação do painel é feito através do fecho da prensa até à sua espessura final. Esta compressão vai promover o contacto entre as fibras e o calor fornecido vai polimerizar o adesivo e assim permitir a formação de uma estrutura coesa, com características mecânicas e físicas bem definidas.

Durante a operação de prensagem ocorrem em simultâneo a transferência de massa e calor dentro do painel sendo estas dependentes da sua estrutura e de como esta varia ao longo do processo de consolidação. As condições internas do colchão em estado transiente combinadas com uma elevada pressão de compressão dão origem a um perfil vertical de densidades. Este perfil de densidades tem uma influência directa em todas as propriedades físicas e mecânicas do painel e assim no desenrolar das suas condições internas ao longo do ciclo de prensagem. Um perfil de densidades desadequado poderá, por exemplo, levar ao rebentamento do painel à saída da prensa, porque não permitiu o escape do gás formado no seu interior.

Portanto, devido a esta complexa interdependência dos vários fenómenos que ocorrem durante a operação de prensagem, é importante o conhecimento do desenvolvimento de tensões e densidade no interior do colchão ao longo do ciclo de prensagem. Assim, neste ponto do trabalho foi considerado um modelo mecânico que complementará o modelo de transferência de massa e calor apresentado atrás. Este modelo mecânico descreverá o comportamento de cada elemento do colchão quando sujeito a um programa de compactação em condições de alta compressão com grandes variações de humidade e temperatura.

3.1 Estado da Arte

Apesar da muito relatada influência dos parâmetros de prensagem no perfil vertical de densidades do painel à saída da prensa, existem apenas algumas tentativas de modelizar a formação deste perfil. A maior parte dos poucos modelos existentes abordam apenas alguns aspectos do processo de prensagem a quente e muitos deles fazem grandes simplificações nos mecanismos envolvidos.

O estudo do comportamento mecânico dos aglomerados de madeira tem sido objecto de algum trabalhos de investigação embora se conheça pouco sobre a compressão transversal e a viscoelasticidade desse material para os níveis de carga, gamas de humidade e de temperatura encontradas durante o fabrico dos compósitos de madeira. Alguns investigadores modelizaram o comportamento não- linear tensão – deformação destes materiais, baseando-se na compressão transversal de materiais celulares (Wolcott et al., 1990; Dai e Steiner, 1993, 1994

a e b; Lentz e Kamke, 1996 a e b; Lang e Wolcott, 1996; Dai e Steiner, 1997; Dai, 2001). Embora estes modelos sejam capazes de prever o rápido aumento das tensões de compressão durante o processo de consolidação com vários graus de exactidão, não consideram um elemento muito importante: a resposta à compressão dos componentes do painel é variável com a temperatura e humidade. Por isso, estes modelos não são aplicáveis à simulação do processo de compressão a quente e por consequência, incapazes de prever o perfil vertical de densidades através da espessura do colchão.

Na modelização da prensagem dos aglomerados de madeira estão envolvidos vários mecanismos de transporte de massa e calor, mudança de fase, densificação do colchão, relaxação de tensões e cura da resina. Estes mecanismos, bem como uma apresentação dos trabalhos existentes sobre a compressão transversal da madeira e derivados está bem documentada na tese apresentada por Carvalho (1999).

Uma grande parte dos modelos apresentados consideram as condições dinâmicas durante o processo de consolidação, mas ignoram a formação do perfil de densidades após o período de compactação. Wolcott et al. (1989, 1990) já tinham dado grande evidência ao facto do perfil de densidades ser formado ao longo de todo o ciclo de prensagem. E mais recentemente, realizaram-se vários estudos experimentais recorrendo a um sistema de medição *in-situ* com raios gama, que vieram reforçar esta ideia, ou seja, de que o perfil de densidades é formado após o fecho da prensa (Winistorfer et al. 2000; Wang e Winistorfer 2000, Wang et al., 2000).

Os modelos apresentados por Steffen et al. (1999) e Carvalho et al. (2001) têm em conta o desenvolvimento do perfil de densidades e a relaxação de tensões ao longo de todo o processo de prensagem. Steffen et al. (1999) apresentaram os resultados da modelização tridimensional da operação de prensagem em contínuo do MDF. Este modelo engloba os mecanismos de transferência de massa e calor e o comportamento mecânico. O modelo macromecânico utilizado foi o modelo de Burger modificado. Estes autores não consideram o contributo da cura da resina no processo.

Carvalho (1999) apresentou um modelo mecânico tridimensional para a prensagem por partidas do MDF que foi depois integrado num modelo global que tem em conta os fenómenos

de transferência de massa e calor, reacção de polimerização e comportamento mecânico da placa. Na construção deste modelo considerou o colchão dividido em colunas compostas por várias camadas ao longo da espessura tal como Suo e Bowyer (1994) para um aglomerado de partículas. Considerou que todas as colunas são sujeitas à mesma força de compressão que é aplicada na direcção da espessura e que cada camada fica sujeita à mesma força compressiva. É a variação individual da espessura de cada camada que vai originar a formação de um perfil de densidades, sendo esta variação uma função das propriedades viscoelásticas locais que por sua vez são função da humidade, da temperatura e do grau de polimerização da resina. A tensão desenvolvida ao longo do ciclo de prensagem devido à deformação do colchão é obtida pela integração da equação diferencial do modelo de Maxwell, sendo o comportamento do colchão ao longo da espessura traduzido por um conjunto de elementos de Maxwell em série.

3.2 Comportamento do MDF durante o ciclo de prensagem

A prensagem de um colchão de um aglomerado de madeira envolve interacções físicas, mecânicas e químicas. Quando a prensa fecha, os fenómenos de transferência de massa ocorrem dentro do colchão e os de calor ocorrem entre o colchão e os pratos aquecidos. No decorrer do ciclo de prensagem, tanto a temperatura como o teor de humidade variam localmente ao longo do tempo (Bolton e Humphrey, 1988; Humphrey e Bolton, 1989a). Ao mesmo tempo, os pratos exercem forças de compressão no colchão, provocando a redução de vazios e uma deformação compressiva nos elementos de madeira (Dai e Steiner, 1993). A deformação do colchão não é normalmente uniforme ao longo da espessura devido às diferenças de humidade e temperatura entre as camadas da superfície e as do centro. A polimerização da resina é acelerada pelo aumento de temperatura que combinada com a deformação do colchão leva à formação de ligações fortes entre os constituintes de madeira. Quando a prensa abre, apesar da ocorrência de uma recuperação elástica do painel, as ligações de resina conseguem limitar a deformação total e a de cada camada. Isto leva à formação do bem conhecido perfil vertical de densidades nos painéis de madeira, que por sua vez tem um efeito significativo nas propriedades físicas e mecânicas do produto (Kelley, 1977; Suchsland, 1989; Harless et al., 1987; Bolton et al., 1989c; Wolcott et al., 1990; Wang e Winistorfer, 2000; Winistorfer et al., 2000).

Um colchão composto por fibras de madeira exhibe comportamentos de deformação e de relaxação de tensões dependentes do tempo uma vez que a madeira é um material viscoelástico.

Apresenta-se a seguir na figura 2.3.1 a curva típica tensão - tempo para um aglomerado de fibras (MDF) durante a operação de prensagem a quente. O ciclo de prensagem pode ser dividido em diversas fases: A – fecho da prensa; B – relaxação transiente; C – relaxação assintótica; D – abertura (Wolcott et al., 1990). A descrição das várias fases está bastante detalhada na tese apresentada por Carvalho (1999) e por isso, neste trabalho apenas fazemos uma breve referência à forma típica desta curva.

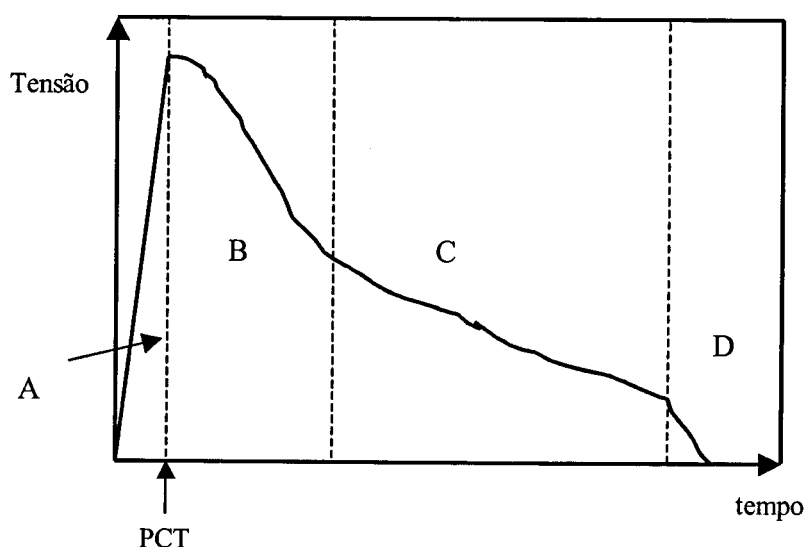


Figura 2.3.1 - Curva típica da evolução da tensão ao longo de um ciclo de prensagem: A – fecho da prensa; B – relaxação transiente; C – relaxação assintótica; D – abertura; PCT – período de fecho da prensa (Wolcott et al., 1990).

É no desenrolar do ciclo de prensagem que se forma o perfil vertical de densidades do painel. Por isso, recentemente, Wang e Winistorfer (2000) apresentaram uma metodologia que subdivide a formação do perfil de densidades em 2 períodos e 5 etapas. Na figura, 2.3.2, estão representados os períodos e etapas recomendados. O período de consolidação corresponde ao

período de fecho da prensa (fase A), enquanto o período de ajuste começa desde o fecho prensa até à espessura final até ao fim do ciclo de prensagem.

A primeira etapa do período de consolidação é representada por um aumento uniforme na densidade ao longo da espessura do painel. O aumento uniforme da densidade é o resultado da eliminação dos vazios entre as fibras. A migração de humidade e calor dentro do colchão já começou mas a sua influência na formação do perfil de densidades é desprezável. O perfil de densidades é uniforme.

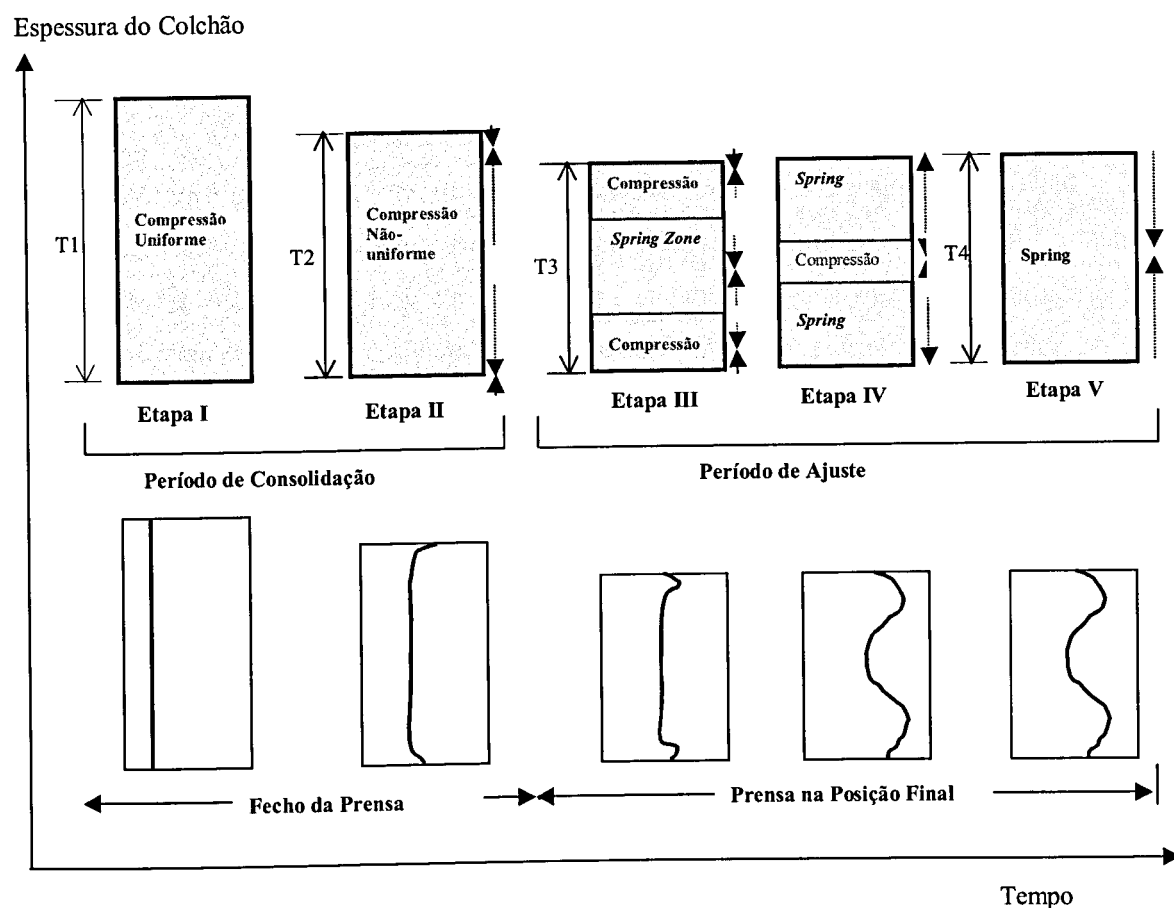


Figura 2.3.2 – As cinco etapas da formação do perfil vertical de densidades durante a prensagem a quente. Etapa 1: Compressão uniforme. Etapa 2: Compressão não-uniforme. Etapa 3: Consolidação das camadas superficiais. Etapa 4: Consolidação do centro. Etapa 5: Recuperação elástica (Wang and Winistorfer, 2000).

Durante a segunda etapa do período de consolidação o aumento rápido da temperatura na superfície, junto aos pratos quentes, plastifica o material. As fibras junto da superfície são mais consolidadas que as junto ao centro do colchão, resultando numa consolidação não-uniforme até que a prensa atinja a espessura final.

O período de ajuste é caracterizado por uma forte migração de humidade e calor no colchão. A formação do perfil de densidades continua, e a humidade continua a mover-se em direcção ao centro do colchão ficando as camadas da superfície completamente secas. A temperatura na superfície está próxima da temperatura dos pratos, formando-se então um maior gradiente vertical de temperaturas. Nas camadas da superfície, o aumento de temperatura torna as fibras mais compressíveis enquanto que a diminuição da humidade reduz o amolecimento das fibras e por isso, torna-as menos compressíveis.

Na quarta etapa ocorre a consolidação do centro do painel. A formação do perfil vertical de densidades pode ser explicada principalmente devido ao efeito da humidade. As temperaturas não variam substancialmente na direcção vertical. No entanto, o gradiente do teor de humidade na vertical é máximo nesta etapa. A quantidade de humidade no centro é elevada devido à adsorção do vapor de água que entretanto chegou ao centro mais frio. Com a camada central mais húmida, as fibras são menos resistentes à compactação.

A quinta etapa é o estágio de abertura da prensa, em que a prensa abre devagar. Ocorre alguma recuperação elástica, devido à libertação de tensões, mas esta não é uniforme ao longo da espessura do colchão. A resistência das ligações do adesivo vai impedir o aumento da espessura quando se retira a carga de compressão exercida pela prensa, evitando o rebentamento do painel.

3.3 Representação matemática do comportamento viscoelástico

A madeira e os seus compósitos têm um comportamento viscoelástico, ou seja, as suas propriedades mecânicas são dependentes do tempo.

A viscoelasticidade da madeira afecta a sua eficiente aplicação a longo prazo em estruturas. A viscoelasticidade também influencia a densificação da madeira nos processos em

que é sujeita a secagem/prensagem, nos que está sob uma pressão estática e sujeita a variações de temperatura e humidade. Nestas situações, a madeira pode ser tratada como um material viscoelástico linear, porque a carga aplicada está dentro de certos limites na gama linear (Bodig e Jayne, 1982). Mas durante o fabrico de aglomerados de madeira, são necessárias altas pressões para consolidar o painel. Pressões elevadas em combinação com a estrutura aleatória do colchão, resultam numa resposta mecânica não-linear e não-uniforme dos constituintes da madeira (Dai e Steiner, 1993).

Uma relação simples para descrever o comportamento de um sólido viscoelástico linear é obtida combinando as respostas lineares do tipo elástico (lei de Hooke) e viscoso (lei de Newton), podendo a deformação total ou a tensão ser consideradas como a soma de componentes independentes elásticas e viscosas (Ward e Hadley, 1993). A viscoelasticidade linear pode ser representada por modelos de natureza fenomenológica que consistem na combinação de molas (lei de Hooke) e de amortecedores (lei de Newton). Os principais modelos existentes bem como a sua aplicabilidade estão detalhados na tese apresentada por Carvalho (1999) e por isso, apresentam-se aqui apenas os modelos usados na modelização do comportamento do MDF durante a prensagem.

No modelo desenvolvido por Carvalho (1999) foi usado o modelo de Maxwell para descrever o comportamento viscoelástico do colchão de MDF durante a prensagem. O modelo de Maxwell apresenta dois problemas fundamentais na descrição do comportamento de um material viscoelástico: sob condições de tensão constante observa-se um comportamento viscoso, o que não é geralmente verdadeiro para materiais viscoelásticos, onde o comportamento é bem mais complexo; o comportamento da relaxação de tensões não pode ser usualmente representado por um único termo exponencial decrescente, porque a tensão não fica forçosamente igual a zero para tempo infinito (Bodig e Jayne, 1982).

Um outro modelo muito usado na descrição do comportamento viscoelástico linear é o de Kelvin. Este modelo descreve relativamente bem o comportamento elástico e viscoso retardado dos materiais sujeitos a um pulso de carga e o modelo de Maxwell o comportamento viscoso e elástico destes materiais sob as mesmas condições (Ward e Hadley, 1993). Assim

quando combinados, estes dois modelos podem representar as principais características da evolução com o tempo do comportamento mecânico dos compósitos viscoelásticos lineares.

Segundo o princípio da sobreposição de Boltzmann os três tipos de deformação: elástica (e), viscosa (v), elástico-viscosa ou elástica-retardada (ed, vd) são aditivos para um corpo viscoelástico linear (Bodig e Jayne, 1982; Ward e Hadley, 1993). Assim o arranjo do modelo de Maxwell e o de Kelvin resulta no corpo de Burger (ver figura 2.3.3), que inclui todos os fenómenos de fluência de um compósito. Na figura observa-se que o modelo de Kelvin (elementos K) é inserido entre os elementos do modelo de Maxwell (M). Esta combinação de molas e amortecedores tem muitas vantagens. O modelo de Burger é usado normalmente em testes de fluência. Mas segundo Bodig e Jayne (1982) o modelo de Burger e o modelo de relaxação de 4 elementos (2 modelos de Maxwell em paralelo) são equivalentes e tanto podem ser usados para descrever fenómenos de relaxação como de fluência. A deformação total é a soma de 3 componentes: deformação elástica instantânea e reversível, deformação elástica retardada e deformação viscosa permanente, resultando quatro parâmetros: um parâmetro elástico, $ME_e = ME_M$, um viscoso, $\eta_v = \eta_M$, um elástico-retardado, $ME_{ed} = ME_K$ e um viscoso retardado, $\eta_{vd} = \eta_K$.

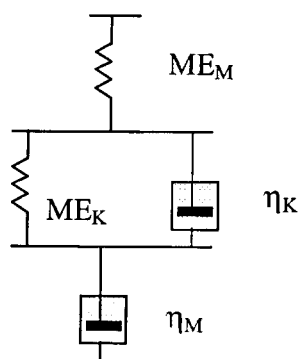


Figura 2.3.3 – Modelo análogo de Burger.

A equação diferencial deste modelo que relaciona a deformação total do corpo viscoelástico com uma determinada carga é,

$$\frac{d^2\gamma}{dt^2} + \frac{ME_{ed}}{\eta_{vd}} \frac{d\gamma}{dt} = \frac{1}{ME_e} \left[\frac{d^2\sigma}{dt^2} + \left(\frac{ME_{ed}}{\eta_{vd}} + \frac{ME_e}{\eta_v} + \frac{ME_e}{\eta_{vd}} \right) \frac{d\sigma}{dt} + \frac{ME_e ME_{ed}}{\eta_{vd} \eta_v} \sigma \right] \quad (2.3.1)$$

onde γ é a deformação e σ a tensão desenvolvida. Esta equação para uma carga aplicada constante é,

$$\frac{d^2\gamma}{dt^2} + \frac{ME_{ed}}{\eta_{vd}} \frac{d\gamma}{dt} = \frac{ME_{ed}}{\eta_{vd} \eta_v} \sigma \quad (2.3.2a)$$

e para uma espessura constante é,

$$\frac{d^2\sigma}{dt^2} + \left(\frac{ME_{ed}}{ME_e \eta_{vd}} + \frac{1}{\eta_{vd}} + \frac{1}{\eta_v} \right) \frac{d\sigma}{dt} + \frac{ME_e ME_{ed}}{\eta_{vd} \eta_v} \sigma = 0 \quad (2.3.2b)$$

Vários investigadores (Irle e Bolton, 1991; Dinwoodie et al., 1981, 1984) usaram este modelo para determinar os diferentes parâmetros que caracterizam um material viscoelástico à temperatura ambiente. Este modelo ajusta-se à variação de deformação obtida em testes de fluência.

Mas quantos mais elementos tiverem os modelos maior será a proximidade entre as suas previsões e o comportamento mecânico dos materiais. Por isso, outros autores usam o modelo de Burger modificado (Steffen, 1996; Hass, 1998; Thoemen e Humphrey, 1999; Steffen et al., 1999; Thoemen e Humphrey, 2001) na descrição do comportamento de aglomerados de madeira na compressão a quente durante a operação de prensagem. Este modelo de Burger modificado consiste no modelo de Burger ao qual é adicionado um elemento rígido – plástico (mola e patim em paralelo) em série.

3.4 Desenvolvimento de um modelo

O modelo que se apresenta é o desenvolvido por Carvalho (1999) no qual em vez do modelo de Maxwell se usou o de Burger e um Burger modificado. Tal como no modelo tridimensional de transferência de massa e calor, considera-se a simetria geométrica apesar das diferenças possíveis nas duas superfícies junto ao pratos aquecidos. Consideram-se três planos

de simetria: um plano horizontal, paralelo à superfície do colchão e dois planos verticais, paralelos aos bordos. Vamos admitir que a consolidação ocorre apenas na direcção vertical e por isso, admitir que as deformações nas outras direcções são desprezáveis (Suo e Bowyer, 1994; Carvalho, 1999). O colchão é constituído por um conjunto de camadas finas em que cada camada apresenta as mesmas características mecânicas em qualquer ponto do plano da camada (ver figura 2.3.4). Assim, apenas é modelizado um oitavo do colchão tal como fez Carvalho (1999). Na figura 2.3.4, $\Delta z_{i,j,k}$ é a espessura de cada camada.

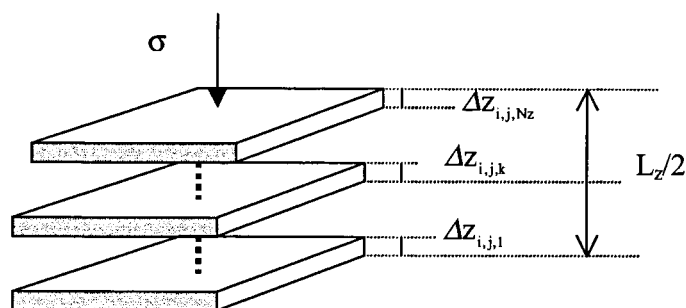


Figura 2.3.4 - Representação esquemática de uma coluna ij de colchão modelizado com N_z camadas (Carvalho, 1999)

3.4.1 Hipóteses do modelo (Carvalho, 1999)

- o modelo é tridimensional;
- a consolidação do colchão faz-se apenas na direcção vertical, devido à compressão; desprezam-se as deformações laterais;
- nesta fase de conhecimento do comportamento reológico do MDF admite-se, pela simplicidade no uso de modelos fenomenológicos, que o colchão apresenta um comportamento viscoelástico linear durante todo o ciclo de prensagem;
- as propriedades mecânicas (módulos de elasticidade e de viscosidade) em determinada posição do colchão dependem da temperatura, do teor de humidade, da densidade e do avanço da reacção de cura da resina;

- optou-se por fazer uma perturbação na espessura do colchão, uma vez que no ciclo de prensagem é feito um controlo de posição, ou seja, aplica-se uma pressão máxima até se atingir a posição desejada;

Neste modelo, as equações que descrevem a consolidação unidimensional são: uma para calcular a componente elástica global a partir dos módulos de elasticidade de cada elemento (ou volume de controlo) e uma equação para calcular a componente viscosa global a partir das componentes viscosas de cada elemento (ou volume de controlo), uma equação que relaciona a distância vertical e a deformação em cada elemento (ou volume de controlo) e finalmente a equação do modelo análogo considerado (Maxwell (MM), Burger (MB) ou Burger Modificado (MBM)) para calcular a tensão de compressão global. A deformação de cada elemento é calculada considerando também o modelo análogo (MM, MB ou MBM). Globalmente, cada coluna de N_z camadas é constituída por N_z unidades de Maxwell, Burger ou de Burger Modificado em série.

Nos modelos de Burger e Burger Modificado existem mais uma e duas componentes elásticas respectivamente, e também mais uma componente viscosa em ambos do que no caso do modelo de Maxwell.

3.4.2 Equações dos modelos

Deformação total e de camada

A deformação total do colchão, γ_T , e de cada camada na coluna ij , $\gamma_{i,j,k}$, são calculadas usando as seguintes expressões:

$$\gamma_T(t) = \frac{L_z(t) - L_{z0}}{L_{z0}} \quad (2.3.3)$$

$$\gamma_{i,j,k}(t) = \frac{\Delta z_{i,j,k}(t) - \Delta z_0}{\Delta z_0} \quad (2.3.4)$$

onde L_{z0} é a espessura inicial do painel e Δz_0 a espessura inicial de cada camada.

A distribuição das deformações no colchão vai depender da compressibilidade de cada elemento. Para ser possível calcular a posição de cada ponto, é necessário conhecer-se a deformação desse elemento e dos elementos que se situam na mesma coluna.

Relação entre a variável espacial z e a deformação de cada camada (elemento):

Numa dada coluna ij , a espessura da camada k é dada por (Carvalho, 1999):

$$\Delta z_{i,j,k} = 2 \left(z_{i,j,k} - \sum_{l=1}^{k-1} \Delta z_{i,j,l} \right) \quad (2.3.5)$$

onde $z_{i,j,k}$ é a posição no eixo dos z s do plano central da camada k na coluna ij .

A deformação em cada camada k na coluna ij pode ser calculada usando:

$$\gamma_{i,j,k} = 2 \frac{z_{i,j,k}}{\Delta z_o} - 1 - 2 \left[\sum_{l=1}^{k-1} (\gamma_{i,j,l} + 1) \right] \quad (2.3.6)$$

Pode então escrever-se:

$$z_{i,j,k} = \frac{\Delta z_o}{2} \left(\gamma_{i,j,k} + 2 \sum_{l=1}^{k-1} \gamma_{i,j,l} + 2k - 1 \right) \quad (2.3.7)$$

Cálculo da distribuição de densidades no colchão

A massa específica do colchão (massa de colchão $\approx$ massa de sólido) em qualquer volume de controlo é calculada considerando que a massa de sólido é constante em cada volume de controlo:

$$m_c = \rho_c \times \Delta x \Delta y \Delta z$$

$$m_{co} = \rho_{co} \times \Delta x \Delta y \Delta z_o$$

$$\text{logo, } \rho_c = \rho_{co} \frac{\Delta z_o}{\Delta z} \quad (2.3.8)$$

em que Δx , Δy e Δz são respectivamente o comprimento, largura e espessura do volume de controlo.

Distribuição da porosidade do colchão

$$\varepsilon_{pi,j,k} = \left(\frac{\rho_s - \rho_{ci,j,k}}{\rho_s} \right) \quad (2.3.9)$$

onde ρ_s é a massa específica do sólido (resina+fibras de madeira) [kg.m^{-3} de sólido]

Modelo Maxwell (MM) (Carvalho, 1999)

Tensão Global Desenvolvida

$$\frac{d\sigma_T}{dt} = \langle ME_e \rangle \frac{d\gamma_T}{dt} - \langle ME_e \rangle \frac{\sigma_T}{\langle \eta_v \rangle} \quad (2.3.10)$$

Condições iniciais: $\sigma_T(0) = 0$

$$\gamma_T(0) = 0 \quad (2.3.11)$$

onde σ_T é a tensão de compressão desenvolvida no painel, $\langle ME_e \rangle$ e $\langle \eta_v \rangle$ são os módulos de elasticidade e de viscosidade globais do colchão, respectivamente e ME_e é igual ao módulo elástico do compósito, ME_c , e η_v igual à viscosidade do compósito, η_c .

Deformação de cada camada do colchão

$$\frac{d\gamma_{i,j,k}}{dt} = \frac{1}{ME_{ei,j,k}} \frac{d\sigma_T}{dt} + \frac{\sigma_T}{\eta_{vi,j,k}} \quad (2.3.12)$$

$$\text{Condições iniciais: } \gamma_{i,j,k}(0) = 0 \quad (2.3.13)$$

onde $\gamma_{i,j,k}$ é a deformação da camada k para cada coluna ij , $ME_{ei,j,k}$ e $\eta_{vi,j,k}$ são respectivamente os módulos de elasticidade e de viscosidade da mesma camada k .

Modelo de Burger (MB)

A equação deste modelo para a tensão desenvolvida em função da deformação na forma integrada e aproximada (Bodig e Jayne, 1982) é a seguir apresentada.

Tensão Global Desenvolvida

$$\sigma_T = \frac{\gamma_T}{\frac{1}{\langle ME_e \rangle} + \frac{1}{\langle ME_{ed} \rangle} \left(1 - \exp\left(-\frac{\langle ME_{ed} \rangle}{\langle \eta_{vd} \rangle} t\right) \right) + \frac{t}{\langle \eta_v \rangle}} \quad (2.3.14)$$

onde $\langle ME_{ed} \rangle$ e $\langle \eta_{vd} \rangle$ são, respectivamente, os módulos elástico e viscoso globais retardados do colchão.

Deformação de cada camada do colchão

O cálculo da deformação local também é obtido por uma relação algébrica em função da tensão global desenvolvida e das propriedades mecânicas locais,

$$\gamma_{i,j,k} = \sigma_T \left\{ \frac{1}{ME_{ei,j,k}} + \frac{1}{ME_{ed,i,j,k}} \left[1 - \exp\left(-\frac{ME_{ed,i,j,k}}{\eta_{vd,i,j,k}} t\right) \right] + \frac{t}{\eta_{vi,j,k}} \right\} \quad (2.3.15)$$

onde ME_{ed} e η_{vd} são, respectivamente, os módulos elástico e viscoso retardados locais do colchão.

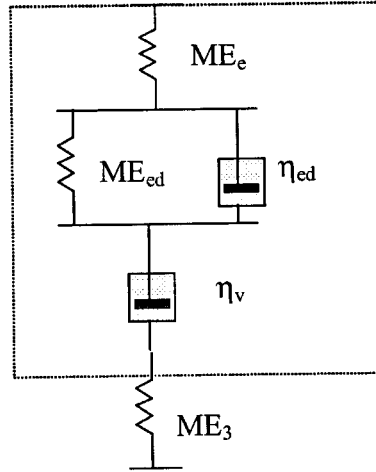
Modelo Burger Modificado (MBM)

Figura 2.3.4 – Modelo análogo de Burger Modificado.

O modelo de Burger Modificado é o modelo de Burger com um elemento elástico em série. A equação deste modelo para a tensão desenvolvida em função da deformação na forma integrada é a seguir apresentada.

Tensão Global Desenvolvida

$$\sigma_T = \frac{\gamma_T}{\frac{1}{\langle ME_3 \rangle} + \frac{1}{\langle ME_e \rangle} + \frac{1}{\langle ME_{ed} \rangle} \left[1 - \exp\left(-\frac{\langle ME_{ed} \rangle}{\langle \eta_{vd} \rangle} t\right) \right] + \frac{t}{\langle \eta_v \rangle}} \quad (2.3.16)$$

onde $\langle ME_3 \rangle$ é o terceiro módulo de elasticidade global do colchão.

Deformação de cada camada do colchão

$$\gamma_{i,j,k} = \sigma_T \left\{ \frac{1}{ME_{3i,j,k}} + \frac{1}{ME_{ei,j,k}} + \frac{1}{ME_{edi,j,k}} \left[1 - \exp\left(-\frac{ME_{edk}}{\eta_{vdi,j,k}} t\right) \right] + \frac{t}{\eta_{vi,j,k}} \right\} \quad (2.3.17)$$

onde $ME_{3i,j,k}$ é o terceiro módulo de elasticidade local do colchão.

Cálculo das Componentes Elástica e Viscosa Globais

Os parâmetros de elasticidade e viscosidade globais do colchão são calculados pelas equações desenvolvidas por Carvalho (1999) usando a abordagem semelhante à proposta por Bodig e Jayne (1982) para compósitos de madeira ortotrópicos. No entanto, os parâmetros de elasticidade e viscosidade globais retardados foram calculados através de relações de proporcionalidade com os parâmetros elasticidade e viscosidade globais. Estas constantes são também apresentadas mais à frente, neste trabalho.

Considerando que todas as colunas se deformam igualmente, o módulo de elasticidade e a viscosidade médios da painel serão calculados como a média dos módulos e das viscosidades de todas as colunas ij , respectivamente (Carvalho et al., 2001):

$$\langle ME_e \rangle = \frac{1}{N_x N_y} \sum_{ij} ME_{eij} \quad (2.3.18a)$$

$$e \quad \langle \eta_v \rangle = \frac{1}{N_x N_y} \sum_{ij} \eta_{vij} \quad (2.3.18b)$$

onde,

$$ME_{eij} = \frac{L_{zo}}{\Delta z_o} \frac{1}{\sum_{k=1}^{N_z} \frac{1}{ME_{eij,k}}} \quad (2.3.19a)$$

$$e \quad \frac{1}{\eta_{vij}} = \frac{\Delta z_o}{L_{zo}} \sum_{k=1}^{N_z} \frac{1}{\eta_{vij,k}} \quad (2.3.19b)$$

e ME_{eijk} e $\eta_{vij,k}$ são o módulo de elasticidade e de viscosidade de um volume de controlo do colchão, N_x e N_y são o número de volumes de controlo na direcção dos eixos dos x e y , respectivamente.

Cálculo das Componentes Globais Elástica e Viscosa Retardadas e Terceira Componente Elástica

Estas componentes são calculadas a partir de razões lineares com as componentes elásticas e viscosas globais. Assim

$$\langle ME_{ed} \rangle = \alpha_{ede} \langle ME_e \rangle \quad (2.3.20)$$

$$\langle ME_3 \rangle = \alpha_{3e} \langle ME_e \rangle \quad (2.3.21)$$

$$\langle \eta_{vd} \rangle = \alpha_{vdv} \langle \eta_v \rangle \quad (2.3.22)$$

sendo α_{ede} , α_{3e} e α_{vdv} coeficientes de proporcionalidade empíricos. Estes serão determinados mais à frente neste trabalho (capítulo III) por um processo de optimização usando resultados experimentais da prensagem de uma placa de MDF.

As componentes locais das componentes elástica e viscosa retardadas e terceira componente elástica são calculadas usando os mesmos coeficientes de proporcionalidade.

3.5 Previsão das propriedades mecânicas do MDF

3.5.1 Módulo de elasticidade do compósito

Na determinação do módulo de elasticidade do compósito, ME_c , utilizou-se o seguinte modelo micromecânico (Carvalho, 1999),

$$ME_c = C_2 ME_s \left(\frac{\rho_c}{\rho_s} \right)^3 + ME_g \left(1 - \frac{\rho_c}{\rho_s} \right) \quad (2.3.23)$$

em que ME_s e ME_g são os módulos de elasticidade do sólido e do gás, respectivamente, e C_2 é a constante elástica linear que toma o valor de 0,05.

Este modelo considera os três elementos constituintes do compósito (fibra+resina+gás) em paralelo sendo o módulo de elasticidade traduzido pela “lei de misturas” longitudinal (Agarwal e Broutman, 1990) combinada com a expressão para as estruturas celulares do tipo “ninho de abelha” (Gibson and Ashby, 1988; Gibson, 1994) que tem em conta a variação de densidade da estrutura porosa.

Fase gasosa (ar+vapor de água)

Desprezando a deformação lateral, o módulo de elasticidade para a fase gasosa pode ser calculado usando a expressão (Carvalho, 1999):

$$ME_g = \frac{P_g - P_{go}}{\gamma} \quad (2.3.24)$$

sendo P_{go} a pressão total do gás no início da prensagem.

Sólido (fibra de madeira + resina)

O módulo de elasticidade dos sólido é calculado pela lei de misturas longitudinal considerando a resina e a fibra em paralelo (Carvalho, 1999),

$$ME_s = \nu_f ME_f + \nu_r ME_r \quad (2.3.25)$$

onde ME_f e ME_r são respectivamente os módulos de elasticidade da fibra de madeira e da resina e ν_f e ν_r as fracções volúmicas de fibra e resina, respectivamente, calculadas pelas expressões apresentadas na tese de Carvalho (1999).

3.5.2 Componente viscosa

Assim a equação usada no modelo para a componente viscosa do MDF, η_c , é (Carvalho, 1999),

$$\eta_c = w_f \eta_f + w_r \eta_r \quad (2.3.26)$$

onde w_f e w_r são as fracções mássicas das fibras e da resina, respectivamente, η_f a viscosidade da fibra e η_r a viscosidade da resina.

As correlações para cálculo das viscosidades da resina e das fibras de madeira foram obtidas por Carvalho (1999) a partir de dados existentes na literatura. Este autor ajustou os dados experimentais existentes para cada elemento a uma equação do tipo de Arrhenius para a fibra,

$$\eta_f = \eta_{fo} \exp\left(-\frac{\Delta E_{\eta f}}{RT}\right) \quad (2.3.27)$$

sendo η_{fo} a viscosidade inicial da fibra do colchão (1×10^8 Pa.s) e $\Delta E_{\eta f}$ um parâmetro de ajuste equivalente à energia de activação na equação de Arrhenius que é para a fibra: 3241 J.mol^{-1} .

A correlação usada para a resina é (Carvalho, 1999):

$$\eta_r = \eta_{ro} \exp\left(\frac{\Delta E_{\eta r}}{RT} + d\chi\right) \quad (2.3.28)$$

sendo η_{ro} a viscosidade inicial da resina ($7,93 \times 10^{-14}$ Pa.s), $\Delta E_{\eta r}$ um parâmetro de ajuste equivalente à energia de activação na equação de Arrhenius que é para a resina: 90800 J.mol^{-1} , $d=14,1$ e χ o grau de avanço da reacção calculado usando os dados experimentais de Yin (1984).

4. Simulação da operação de prensagem do MDF: Modelo Global Tridimensional

4.1 Introdução

O modelo global que integra o modelo de transferência de massa e calor e o modelo mecânico pode prever a evolução local da temperatura, da humidade, da pressão total da fase

gasosa, da pressão parcial do vapor de água, da densidade e da tensão desenvolvida ao longo do ciclo de prensagem.

4.2 Modelo Global Adimensionalizado

Antes de apresentar as equações de balanço adimensionalizadas, apresentam-se as diversas variáveis, propriedades físicas e de transporte e parâmetros adimensionais do modelo. O processo de adimensionalização foi semelhante ao realizado por Carvalho (1999). De igual modo a variável espacial z (distância ao longo do eixo dos z s) que é variável no tempo, vai ser normalizada considerando a transformação de Landau (1950), que permite fixar o domínio de integração no espaço.

Assim as variáveis independentes adimensionalizadas são:

$$\theta = \frac{t}{\tau}, \quad X^* = \frac{x}{L_x/2}, \quad Y^* = \frac{y}{L_y/2}, \quad Z^* = \frac{z}{L_z(t)/2}$$

onde τ é a duração do ciclo de prensagem.

As variáveis dependentes adimensionalizadas são:

$$T^* = \frac{T - T_a}{T_o - T_a}, \quad \rho_c^* = \frac{\rho_c}{\rho_{co}}, \quad \rho_v^* = \frac{\rho_v}{\rho_{vo}}, \quad P_g^* = \frac{P_g}{P_{go}}, \quad \sigma_T^* = \frac{\sigma_T}{\sigma_{To}}$$

onde T_o a temperatura de referência e igual à temperatura máxima dos pratos, P_{go} a pressão de referência do gás e igual à pressão ambiente, ρ_{vo} , é a massa específicas de referência do vapor de água e σ_{To} a tensão de compressão de referência.

As variáveis auxiliares adimensionalizadas são:

$$L_z^* = \frac{L_z}{L_{zo}}, \quad \varepsilon_p^* = \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_{po}}, \quad \rho_g^* = \frac{\rho_g}{\rho_{go}}, \quad P_v^* = \frac{P_v}{P_{vo}}, \quad \Delta z_{ij,k}^* = \frac{\Delta z_{ij,k}}{\Delta z_o},$$

$$v_{gx}^* = \frac{v_{gx}}{v_{go}}, \quad v_{gy}^* = \frac{v_{gy}}{v_{go}}, \quad v_{gz}^* = \frac{v_{gz}}{v_{go}}, \quad \dot{m}^* = \dot{m} \frac{\tau}{\varepsilon_{po} \rho_{vo}}$$

onde ε_{po} é a porosidade de referência, P_{vo} a pressão do vapor de água de referência, ρ_{go} a massa específica de referência do gás e v_{go} a velocidade do gás na porosidade do colchão de referência.

As propriedades físicas, de transporte e termodinâmicas adimensionalizadas são:

$$c_{pc}^* = \frac{c_{pc}}{c_{pco}}, \quad c_{pg}^* = \frac{c_{pg}}{c_{pg0}}, \quad k_{Tx}^* = \frac{k_{Tx}}{k_{To}}, \quad k_{Ty}^* = \frac{k_{Ty}}{k_{To}}, \quad k_{Tz}^* = \frac{k_{Tz}}{k_{To}},$$

$$D_{effx}^* = \frac{D_{effx}}{D_{effo}}, \quad D_{effy}^* = \frac{D_{effy}}{D_{effo}}, \quad D_{effz}^* = \frac{D_{effz}}{D_{effo}}, \quad D_{ad}^p = \frac{D_{ad}^p}{D_{ado}^p}, \quad D_{ad}^T = \frac{D_{ad}^T}{D_{ado}^T},$$

$$K_{gx}^* = \frac{K_{gx}}{K_{go}}, \quad K_{gy}^* = \frac{K_{gy}}{K_{go}}, \quad K_{gz}^* = \frac{K_{gz}}{K_{go}},$$

$$\mu_{gx}^* = \frac{\mu_{gx}}{\mu_{go}}, \quad \mu_{gy}^* = \frac{\mu_{gy}}{\mu_{go}}, \quad \mu_{gz}^* = \frac{\mu_{gz}}{\mu_{go}},$$

$$\Delta H_{ad}^* = \frac{\Delta H_{ad}}{\Delta H_{ado}}, \quad P_{sat}^* = \frac{P_{sat}}{P_{sato}}, \quad \rho_{sat}^* = \frac{\rho_{sat}}{\rho_{sato}}, \quad \left(\frac{\partial H}{\partial H_R} \right)^* = \frac{\left(\frac{\partial H}{\partial H_R} \right)}{\left(\frac{\partial H}{\partial H_R} \right)_o}$$

onde c_{pco} , c_{pg0} , k_{To} , D_{effo} , D_{ado}^p , D_{ado}^T , K_{go} , μ_{go} são as propriedades físicas e de transporte de referência, P_{sato} é a pressão de referência do vapor de água nas condições de saturação, ρ_{sato} a massa específica do vapor de água de referência nas condições de saturação, ΔH_{ado} o calor de sorção do sistema água-madeira de referência e $\left(\frac{\partial H}{\partial H_R} \right)_o$ a derivada da isotérmica de sorção nas condições de referência.

As propriedades mecânicas adimensionalizadas são:

$$ME_{eij,k}^* = \frac{ME_{eij,k}}{ME_{eo}}, \quad ME_{edij,k}^* = \frac{ME_{edij,k}}{ME_{edo}}, \quad \eta_{vij,k}^* = \frac{\eta_{vij,k}}{\eta_{vo}}, \quad \eta_{vdij,k}^* = \frac{\eta_{vdij,k}}{\eta_{vdo}}$$

onde ME_{eo} , ME_{edo} , η_{vo} , η_{vdo} são as propriedades mecânicas de referência.

Números adimensionais usados:

$$\text{Peclet energético: } Pe_z = \frac{c_{pgo} v_{goz} \rho_{go} L_{zo}}{2k_{To}}; \quad \text{Fourier energético: } Fo_z = \frac{4k_{To} \tau}{\rho_{co} c_{pco} L_{zo}^2};$$

$$\text{Fourier mássico para o vapor de água: } Fo_{mz} = \frac{4D_{effo} \tau}{L_{zo}^2 \epsilon_{po}}; \quad \text{Peclet mássico: } Pe_{mz} = \frac{v_{goz} L_{zo}}{2D_{effo}}$$

$$\text{Permeabilidade relativa: } N_{pz} = \frac{4\tau P_{go} K_{go}}{L_{zo}^2 \mu_{go} \epsilon_{po}}$$

Grupos adimensionais formados durante a adimensionalização das equações:

$$Fo_{mdz} = \frac{4D_{bo}^p P_{vo} \tau}{L_{zo}^2 \rho_{co}}, \quad \dot{M}_{T\Delta H_{ad}} = \frac{\Delta H_{ado} \rho_{vo} \epsilon_{po}}{\rho_{co} c_{pco} (T_o - T_a)}, \quad \dot{M}_V = \frac{\rho_{vo} \left(\frac{\partial H}{\partial H_R} \right)_o}{\rho_{sato}},$$

$$\dot{M}_{AD} = \frac{\epsilon_{po} \rho_{vo}}{\rho_{co}}, \quad \dot{M}_G = \frac{\rho_{vo}}{\rho_{go}}, \quad \dot{D}_{AD} = \frac{D_{ado}^T (T_o - T_a)}{D_{ado}^p P_{vo}}$$

$$R_y = \frac{L_{zo}}{L_y}, \quad R_x = \frac{L_{zo}}{L_x}, \quad Ho = \frac{ME_{eo}}{\sigma_{To}}, \quad Vi = \frac{ME_{eo} \tau}{\eta_{vo}},$$

$$Ho_d = \frac{ME_{edo}}{\sigma_{To}}, \quad Vi_d = \frac{ME_{edo} \tau}{\eta_{vdo}}, \quad Ho_3 = \frac{ME_{3o}}{\sigma_{To}}$$

Antes de apresentar as equações na forma adimensional, é importante referir que devido à introdução da transformação de Landau (Carvalho, 1999) na variável espacial z , a derivada em ordem ao tempo de uma propriedade ψ poderá ser expressa da seguinte forma:

$$\begin{aligned} \left(\frac{\partial \psi}{\partial \theta} \right)_{z^*} &= \left(\frac{\partial \psi}{\partial z} \right)_t \cdot \left(\frac{\partial z}{\partial \theta} \right)_{z^*} + \left(\frac{\partial \psi}{\partial t} \right)_z \cdot \left(\frac{\partial t}{\partial \theta} \right)_{z^*} \\ \left(\frac{\partial \psi}{\partial t} \right)_z &= \frac{1}{\tau} \left(\frac{\partial \psi}{\partial \theta} \right)_{z^*} - \frac{Z^*}{\tau} \frac{\left(\frac{\partial L_z^*}{\partial \theta} \right)}{L_z^*} \left(\frac{\partial \psi}{\partial Z^*} \right)_t \end{aligned} \quad (2.4.1)$$

Componente de Transferência de Massa e Calor

Balanço material ao colchão

$$\frac{\partial \rho_c^*}{\partial \theta} = -\frac{\rho_c^*}{Z^*} \frac{\partial Z^*}{\partial \theta} + \frac{\rho_c^*}{L_z^*} \frac{\partial L_z^*}{\partial \theta} + \frac{Z^*}{L_z^*} \left(\frac{\partial L_z^*}{\partial \theta} \right) \frac{\partial \rho_c^*}{\partial Z^*} \quad (2.4.2)$$

$$\text{Condições iniciais: } \rho_c^*(0) = 1, \quad L_z^*(0) = 1, \quad Z^*(0) = \frac{K_N - 0,5}{N_z} \quad (2.4.3)$$

onde K_N é a posição do centro do volume de controlo da camada k . K_N é variável de 1 a N_z .

$$\text{Condição fronteira: } \left. \frac{\partial \rho_c^*}{\partial Z^*} \right|_{Z^*=0} = 0 \quad (2.4.4)$$

Quando a equação (2.4.2) é discretizada espacialmente aparece o termo da derivada temporal de $z_{i,j,k}$, calculado pela equação (2.3.7). Esta equação vai ser o elo de ligação entre a componente mecânica do modelo e a componente de transferência de massa e calor. Derivando $z_{i,j,k}$ em ordem ao tempo e adimensionalizando obtém-se a seguinte equação:

$$\frac{\partial Z_{i,j,k}^*}{\partial \theta} = \frac{\Delta z_o^*}{2L_z^*} \left(\frac{\partial \gamma_{i,j,k}}{\partial \theta} + 2 \sum_{l=1}^{k-1} \frac{\partial \gamma_{i,j,l}}{\partial \theta} \right) - \frac{Z_{i,j,k}^*}{L_z^*} \frac{\partial L_z^*}{\partial \theta} \quad (2.4.5)$$

Condições iniciais: $\gamma_{i,j,k}(0) = 0$

Balço Energético

$$\begin{aligned} \frac{\partial T^*}{\partial \theta} = & -\dot{M}_{T\Delta H_{ad}} \frac{\dot{m}^*}{c_{pc}^* \rho_c^*} \Delta H_{ad}^* - \frac{Fo_z}{c_{pc}^* \rho_c^*} \left[R_x^2 \frac{\partial \phi_{Tx}^*}{\partial X^*} + R_y^2 \frac{\partial \phi_{Ty}^*}{\partial Y^*} + \frac{\partial \phi_{Tz}^*}{L_z^* \partial Z^*} \right] \\ & + Z^* \left(\frac{\partial L_z^*}{\partial \theta} \right) \frac{\partial T^*}{L_z^* \partial Z^*} - \left[\frac{(-r_p) \frac{y_r}{1+y_r} \Delta H_r \tau}{c_{pco}^* (T_o - T_a)} \right] - \left(T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a} \right) \left(\frac{\partial \rho_c^*}{\partial \theta} - Z^* \left(\frac{\partial L_z^*}{\partial \theta} \right) \frac{\partial \rho_c^*}{L_z^* \partial Z^*} \right) \end{aligned} \quad (2.4.6)$$

Fluxos de calor:

$$\phi_{Ti}^* = -k_{Ti}^* \frac{\partial T^*}{\partial i^*} + \frac{Pe_z}{R_i} \rho_g^* v_{gi}^* c_{pg}^* (T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a}) \text{ onde } i=x, y$$

$$\phi_{Tz}^* = -k_{Tz}^* \frac{\partial T^*}{L_z^* \partial Z^*} + Pe_z v_{gz}^* \rho_g^* c_{pg}^* (T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a}) \quad (2.4.7)$$

$$\text{Condições iniciais: } T^*(X^*, Y^*, Z^*, 0) = 0 \quad (2.4.8)$$

Condições fronteira:

$$\left. \frac{\partial T^*}{\partial X^*} \right|_{X^*=0} = 0 \quad T^*(1, Y^*, Z^*, \theta) = 0$$

$$\left. \frac{\partial T^*}{\partial Y^*} \right|_{Y^*=0} = 0 \quad T^*(X^*, 1, Z^*, \theta) = 0$$

$$\left. \frac{\partial T^*}{\partial Z^*} \right|_{Z^*=0} = 0 \quad T^*(X^*, Y^*, 1, \theta) = \frac{T_p - T_a}{T_o - T_a} \quad (2.4.9)$$

Balanço material ao vapor de água

$$\begin{aligned}
\frac{\partial p_v^*}{\partial \theta} = & - \frac{\dot{M}_{AD} Fo_{mz} \left(R_x^2 \frac{\partial \phi_{vx}^*}{\partial X^*} + R_y^2 \frac{\partial \phi_{vy}^*}{\partial Y^*} + \frac{\partial \phi_{vz}^*}{L_z^* \partial Z^*} \right) - Fo_{mdz} \left(R_x^2 \frac{\partial \phi_{adx}^*}{\partial X^*} + R_y^2 \frac{\partial \phi_{ady}^*}{\partial Y^*} + \frac{\partial \phi_{adz}^*}{L_z^* \partial Z^*} \right)}{\left(\rho_c^* \left(\frac{\partial H}{\partial H_R} \right)_T \frac{1}{\rho_{sat}^*} \dot{M}_V + \varepsilon_p^* \dot{M}_{AD} \right) \left(\rho_c^* \left(\frac{\partial H}{\partial H_R} \right)_T \frac{1}{\rho_{sat}^*} \dot{M}_V + \varepsilon_p^* \dot{M}_{AD} \right)} + Z^* \frac{\left(\frac{\partial L_z^*}{\partial \theta} \right)}{L_z^*} \frac{\partial p_v^*}{\partial Z^*} \\
& + \frac{\left[(-r'_p) \frac{y_r \tau}{1+y_r} \right] \rho_c^*}{\dot{M}_{AD}} H \left[\frac{\partial p_c^*}{\partial \theta} - Z^* \frac{\left(\frac{\partial L_z^*}{\partial \theta} \right)}{L_z^*} \frac{\partial p_c^*}{\partial Z^*} \right] + \rho_v^* \dot{M}_{AD} \left[\frac{\partial \varepsilon_p^*}{\partial \theta} - Z^* \frac{\left(\frac{\partial L_z^*}{\partial \theta} \right)}{L_z^*} \frac{\partial \varepsilon_p^*}{\partial Z^*} \right] \\
& + \left(\rho_c^* \left(\frac{\partial H}{\partial H_R} \right)_T \frac{1}{\rho_{sat}^*} \dot{M}_V + \varepsilon_p^* \dot{M}_{AD} \right) \left(\rho_c^* \left(\frac{\partial H}{\partial H_R} \right)_T \frac{1}{\rho_{sat}^*} \dot{M}_V + \varepsilon_p^* \dot{M}_{AD} \right)
\end{aligned} \quad (2.4.10)$$

Fluxos de vapor de água:

$$\begin{aligned}
\phi_{vi}^* = & \frac{P_v^*}{\left(T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a} \right)} \frac{Pe_m}{R_i} v_{gi}^* - D_{eff}^* \frac{\partial \left(\frac{P_v^*}{T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a}} \right)}{\partial i^*} \quad \text{onde } i=x, y \\
\phi_{vz}^* = & \frac{P_v^*}{\left(T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a} \right)} Pe_m v_{gz}^* - D_{eff}^* \frac{\partial \left(\frac{P_v^*}{T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a}} \right)}{L_z^* \partial Z^*}
\end{aligned} \quad (2.4.11)$$

Fluxos de água adsorvida:

$$\phi_{adi}^* = -\dot{D}_{AD} D_{ad}^* \frac{\partial T^*}{\partial i^*} + D_{ad}^* \frac{\partial P_v^*}{\partial i^*} \quad \text{onde } i=x, y$$

$$\phi_{adz}^* = -\dot{D}_{AD} D_{ad}^{T^*} \frac{\partial T^*}{\partial Z^*} + D_{ad}^{p^*} \frac{\partial P_v^*}{L_z^* \partial Z^*} \quad (2.4.12)$$

A quantidade de água que muda de fase por unidade de volume e tempo é dada por:

$$\dot{m}^* = Fo_{mz} \left(R_x^2 \frac{\partial \phi_{vx}^*}{\partial X^*} + R_y^2 \frac{\partial \phi_{vy}^*}{\partial Y^*} + \frac{\partial \phi_{vz}^*}{L_z^* \partial Z^*} \right) + \varepsilon_p^* \left[\frac{\partial \rho_v^*}{\partial \theta} - Z^* \frac{\left(\frac{\partial L_z^*}{\partial \theta} \right)}{L_z^*} \frac{\partial \rho_v^*}{\partial Z^*} \right] + \rho_v^* \left(\frac{\partial \varepsilon_p^*}{\partial \theta} - Z^* \frac{\left(\frac{\partial L_z^*}{\partial \theta} \right)}{L_z^*} \frac{\partial \varepsilon_p^*}{\partial Z^*} \right) \quad (2.4.13)$$

Condições iniciais:

$$P_v^*(X^*, Y^*, Z^*, 0) = P_v^*(H = H_i; T^* = 0; P_g^* = 1) \quad (2.4.14)$$

Condições fronteira:

$$\begin{aligned} \left. \frac{\partial P_v^*}{\partial X^*} \right|_{X^*=0} &= 0 & P_v^*(1, Y^*, Z^*, \theta) &= P_v^*(H = H_i; T^* = 0; P_g^* = 1) \\ \left. \frac{\partial P_v^*}{\partial Y^*} \right|_{Y^*=0} &= 0 & P_v^*(X^*, 1, Z^*, \theta) &= P_v^*(H = H_i; T^* = 0; P_g^* = 1) \\ \left. \frac{\partial P_v^*}{\partial Z^*} \right|_{Z^*=0} &= 0 & \left. \frac{\partial P_v^*}{\partial Z^*} \right|_{Z^*=1} &= 0 \end{aligned} \quad (2.4.15)$$

Balanço material à fase gasosa

$$\begin{aligned} \frac{\partial P_g^*}{\partial \theta} = & Z^* \left(\frac{\partial L_z^*}{\partial \theta} \right) \frac{\partial P_g^*}{\partial Z^*} - \frac{N_{pz}}{\epsilon_p^*} \left(R_x^2 \frac{\partial \phi_{gx}^*}{\partial X^*} + R_y^2 \frac{\partial \phi_{gy}^*}{\partial Y^*} + \frac{\partial \phi_{gz}^*}{L_z^* \partial Z^*} \right) \left(T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a} \right) + \dot{m}^* \frac{\dot{M}_G}{\epsilon_p^*} \left(T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a} \right) \\ & + \left(\frac{P_g^*}{T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a}} \right) \left(\frac{\partial T^*}{\partial \theta} - Z^* \left(\frac{\partial L_z^*}{\partial \theta} \right) \frac{\partial T^*}{\partial Z^*} \right) - \frac{P_g^*}{\epsilon_p^*} \left(\frac{\partial \epsilon_p^*}{\partial \theta} - Z^* \left(\frac{\partial L_z^*}{\partial \theta} \right) \frac{\partial \epsilon_p^*}{\partial Z^*} \right) \end{aligned}$$

(2.4.16)

Fluxos de gás:

$$\phi_{gi}^* = - \frac{P_g^*}{\left(T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a} \right)} \frac{K_{gi}^*}{\mu_{gi}^*} \frac{\partial P_g^*}{\partial i^*} \quad \text{onde } i=x \text{ e } y$$

$$\phi_{gz}^* = - \frac{P_g^*}{\left(T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a} \right)} \frac{K_{gz}^*}{\mu_{gz}^*} \frac{\partial P_g^*}{L_z^* \partial Z^*} \quad (2.4.17)$$

$$\text{Condições iniciais:} \quad P_g^*(X^*, Y^*, Z^*, 0) = \frac{P_{ga}}{P_{go}} \quad (2.4.18)$$

Condições fronteira:

$$\left. \frac{\partial P_g^*}{\partial X^*} \right|_{X^*=0} = 0 \quad P_g^*(1, Y^*, Z^*, \theta) = \frac{P_{ga}}{P_{go}}$$

$$\left. \frac{\partial P_g^*}{\partial Y^*} \right|_{Y^*=0} = 0 \quad P_g^*(X^*, 1, Z^*, \theta) = \frac{P_{ga}}{P_{go}}$$

$$\left. \frac{\partial P_g^*}{\partial Z^*} \right|_{Z^*=0} = 0 \quad \left. \frac{\partial P_g^*}{\partial Z^*} \right|_{Z^*=0} = 0 \quad (2.4.19)$$

Componente mecânica

Modelo de Maxwell (MM) (Carvalho, 1999)

Tensão Global Desenvolvida

$$\frac{d\sigma_T^*}{d\theta} = Ho\langle ME \rangle^* \frac{d\gamma_T}{d\theta} - Vi\langle ME \rangle^* \frac{\sigma_T}{\langle \eta \rangle^*} \quad (2.4.20)$$

ou,

$$\frac{d\sigma_T^*}{d\theta} = Ho\langle ME \rangle^* \frac{dL_z^*}{d\theta} - Vi\langle ME \rangle^* \frac{\sigma_T}{\langle \eta \rangle^*} \quad (2.4.21)$$

Condições iniciais: $\sigma_T^* = 0$

$$L_z^*(\theta) = 1 \quad (2.4.22)$$

Deformação do colchão em cada elemento de volume

$$\frac{d\gamma_{i,j,k}}{d\theta} = \frac{1}{HoME_{i,j,k}^*} \frac{d\sigma_T^*}{d\theta} + Vi \frac{\sigma_T^*}{\eta_{i,j,k}^*} \quad (2.4.23)$$

$$\text{Condições iniciais: } \gamma_{i,j,k} = 0 \quad (2.4.24)$$

Modelo de Burger (MB)*Tensão Global Desenvolvida*

$$\sigma_T^* = \frac{\gamma_T}{\frac{1}{Ho\langle ME_e \rangle^*} + \frac{1}{\langle ME_{ed} \rangle^* Ho_d} \left(1 - \exp\left(-Vi_d \frac{\langle ME_{ed} \rangle^*}{\langle \eta_{vd} \rangle^*} \theta\right) \right) + \frac{Vi}{\langle \eta_v \rangle^*} \theta} \quad (2.4.25)$$

ou,

$$\sigma_T^* = \frac{(1 - L_z^*)}{\frac{1}{Ho\langle ME_e \rangle^*} + \frac{1}{\langle ME_{ed} \rangle^* Ho_d} \left(1 - \exp\left(-Vi_d \frac{\langle ME_{ed} \rangle^*}{\langle \eta_{vd} \rangle^*} \theta\right) \right) + \frac{Vi}{\langle \eta_v \rangle^*} \theta} \quad (2.4.26)$$

Deformação do colchão em cada elemento de volume

$$\gamma_{i,j,k} = \sigma_T^* \left\{ \frac{1}{HoME_{e,i,j,k}^*} + \frac{1}{ME_{ed,i,j,k}^* Ho_d} \left(1 - \exp\left(-Vi_d \frac{ME_{ed,i,j,k}^*}{\eta_{vd,i,j,k}^*} \theta\right) \right) + \frac{Vi}{\eta_{v,i,j,k}^*} \theta \right\} \quad (2.4.27)$$

Modelo de Burger Modificado (MBM)*Tensão Global Desenvolvida*

$$\sigma_T^* = \frac{\gamma_T}{\frac{1}{Ho_3\langle ME_3 \rangle^*} + \frac{1}{Ho\langle ME_e \rangle^*} + \frac{1}{Ho_d\langle ME_{ed} \rangle^*} \left(1 - \exp\left(-Vi_d \frac{\langle ME_{ed} \rangle^*}{\langle \eta_{vd} \rangle^*} \theta\right) \right) + \frac{Vi}{\langle \eta_v \rangle^*} \theta} \quad (2.4.28)$$

ou,

$$\sigma_T^* = \frac{(1 - L_z^*)}{\frac{1}{Ho_3 \langle ME_3 \rangle^*} + \frac{1}{Ho \langle ME_e \rangle^*} + \frac{1}{Ho_d \langle ME_{ed} \rangle^*} \left(1 - \exp\left(-Vi_d \frac{\langle ME_{ed} \rangle^*}{\langle \eta_{ed} \rangle^*} \theta\right) \right) + \frac{Vi}{\langle \eta_v \rangle^*} \theta} \quad (2.4.29)$$

Deformação do colchão em cada elemento de volume

$$\gamma_{i,j,k} = \sigma_T^* \left\{ \frac{1}{Ho_3 ME_{3i,j,k}^*} + \frac{1}{Ho ME_{ei,j,k}^*} + \frac{1}{ME_{edi,j,k}^* Ho_d} \left(1 - \exp\left(-Vi_d \frac{ME_{edi,j,k}^*}{\eta_{vdi,j,k}^*} \theta\right) \right) + \frac{Vi}{\eta_{vi,j,k}^*} \theta \right\} \quad (2.4.30)$$

4.3 Resolução Numérica

O modelo de transferência de massa e calor constitui um problema não – linear de parâmetros distribuídos em estado não estacionário que foi resolvido usando o método das linhas.

Para a componente mecânica foi seguida a mesma abordagem que no modelo de transferência de massa e calor. O modelo mecânico de Maxwell é descrito por 1 equação diferencial ordinária, não envolvendo derivadas espaciais, mas apenas derivadas temporais.

Discretizou-se um oitavo do painel em 1000 pontos, 10 em cada direcção; cada ponto da grelha corresponde a um domínio de controlo, tal como foi usado por Carvalho (1999). Os pontos não coincidem com as fronteiras, o que facilita a introdução das condições fronteira em termos de fluxos e não de valores de uma determinada propriedade (Carvalho, 1999). As fronteiras dos volumes de controlo encontram-se a metade da distância entre dois pontos adjacentes da grelha. Os pontos situam-se no centro dos volumes de controlo. Na figura 2.4.1 está representada a grelha de discretização na direcção do comprimento do painel.

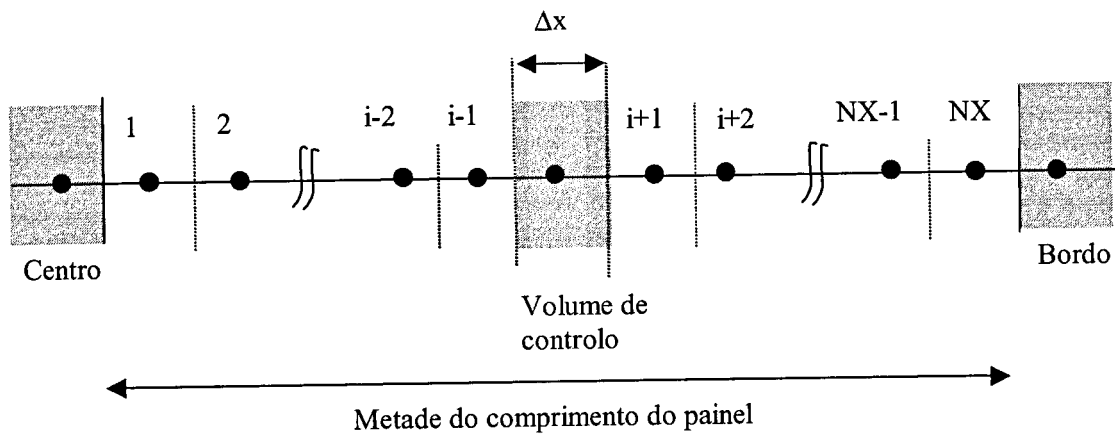


Figura 2.4.1 – Grelha de discretização na direcção do comprimento do painel, NX é o número de pontos considerados nessa direcção e Δx é a espessura do volume de controlo.

O conjunto de equações diferenciais resultantes foi resolvido usando a LSODES (Hindmarsh, 1983), uma subrotina para resolução de equações diferenciais ordinárias com Jacobiano esparsa.

4.4 Resultados das simulações para um caso típico de prensagem

O modelo 3D desenvolvido foi usado para prever a evolução das variáveis representativas da transferência de massa, calor e comportamento mecânico ao longo do ciclo de prensagem.

A apresentação dos resultados começa pela simulação de um caso típico de prensagem industrial do MDF. O modelo macromecânico usado nas simulações foi o de Maxwell. Depois, no ponto seguinte, apresentam-se os resultados do estudo da análise do efeito do modelo macromecânico usado nas simulações, na previsão das variáveis de transferência de massa e calor (temperatura, teor de humidade, pressão do gás e pressão do vapor de água) e nas variáveis de comportamento mecânico (resposta em tensão do sistema e perfil de densidades no final do ciclo de prensagem) ao longo do ciclo de prensagem.

De seguida, apresentar-se-á o estudo do efeito da isotérmica de adsorção/dessorção usada nos cálculos, na evolução das condições internas do painel durante o ciclo de prensagem. Um outro factor em análise será o efeito da existência de um fluxo de água na fase adsorvida nas fibras na evolução das variáveis de processo ao longo da operação de prensagem. Igualmente, será feito o estudo do efeito da acumulação de vapor de água nos poros na evolução das condições internas do painel de MDF.

Durante a adimensionalização das equações do modelo, formaram-se vários números e grupos adimensionais que são obtidos a partir das propriedades de referência consideradas e das características geométricas do painel de MDF. As propriedades físicas e de transporte do MDF variam ao longo do processo de prensagem, umas porque variam com a temperatura, outras com o teor de humidade, outras com a pressão do vapor de água, outras com a massa específica do colchão e outras com todas estas variáveis. Assim, no decorrer deste trabalho, foi feita uma análise prévia das várias propriedades do MDF, no sentido de determinar o seu possível valor máximo nas várias condições de prensagem e foi este o máximo usado na adimensionalização das variáveis e parâmetros do processo, na tentativa de proceder também à sua normalização.

Na figura 2.4.2, está representada a curva de evolução da espessura da placa e usada em todas as simulações que se seguem. A temperatura do pratos foi considerada constante. As condições operatórias e as características do painel usados são apresentadas na Tabela 2.4.2.

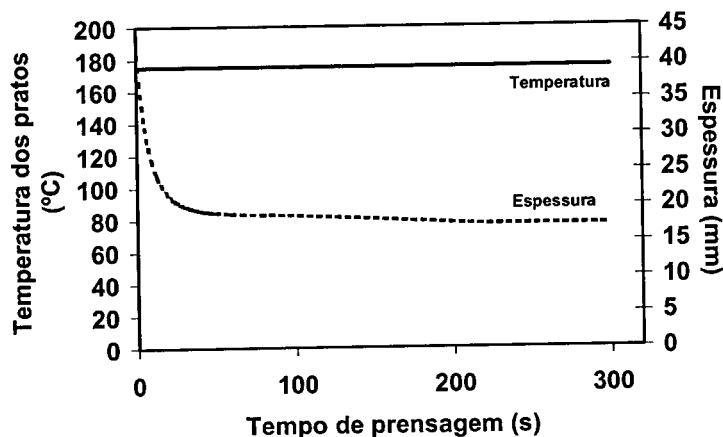


Figura 2.4.2 – Esquema de fecho da prensa, ou variação da espessura e a temperatura dos pratos quentes ao longo do ciclo de prensagem.

Tabela 2.4.1 – Condições operatórias típicas usadas nas simulações.

Tempo do ciclo de prensagem	$\tau = 300$ s
Temperatura dos pratos da prensa	$T_p = 175$ °C
Temperatura ambiente	$T_a = 20$ °C
Pressão ambiente	$P_a = 101,325$ kPa
Teor de humidade inicial	$H_i = 0,11$
Massa específica inicial	$\rho_{co} = 250$ kg/m ³
Espessura inicial	$L_{zo} = 43,4$ mm
Comprimento	$L_x = 4$ m
Largura	$L_y = 2,45$ m
Teor de resina	$y_r = 0,11$

Na tabela 2.4.2, são dados os valores das propriedades de referência usadas e de cada um dos grupos e números adimensionais.

Tabela 2.4.2 – Propriedades de transporte e físicas de referência e os Números e Grupos adimensionais formados para as condições de referência consideradas.

Propriedades de referência		Números e Grupos Adimensionais	
Condutividade do colchão	$k_{T_0}=0,0782 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$	Fo_z	0,1039
Calor específico do gás	$c_{pgo}=1 \times 10^3 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$	Pe_z	$0,1566 \times 10^{-6}$
Viscosidade do gás	$\mu_{go}=3,138 \times 10^{-5} \text{ Pa.s}$	Fo_{mz}	7,96
Permeabilidade	$K_{go}=3,121 \times 10^{-11} \text{ m}^2$	Pe_{mz}	$0,1822 \times 10^{-5}$
Calor específico do painel	$c_{pco}=1,9 \times 10^3 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$	N_{pz}	$0,7765 \times 10^5$
Difusividade efectiva	$D_{effo}=1,034 \times 10^{-5} \text{ m}^2.\text{s}^{-1}$	Fo_{mdz}	$5,786 \times 10^{-3}$
“Difusividade” ads. ^T	$D_{ado}^T=6,264 \times 10^{-10} \text{ kg.s}^{-1}.\text{K}^{-1}.\text{m}^{-1}$	$\dot{M}_v$	$0,4901 \times 10^{-1}$
“Difusividade” ads. ^P	$D_{ado}^P=2,232 \times 10^{-11} \text{ s}$	$\dot{M}_{AD}$	$0,1626 \times 10^{-2}$
Velocidade do gás	$v_{go}=7,22 \times 10^{-10} \text{ m.s}^{-1}$	$\dot{D}_{AD}$	$0,4293 \times 10^{-1}$
Temperatura	$T_0=448,15 \text{ K}$	$\dot{M}_G$	0,2162
Pressão do vapor de água	$P_{vo}=101,325 \text{ kPa}$	$\dot{M}_{T\Delta H_{ad}}$	0,2043
Massa específica do vapor de água	$\rho_{vo}=0,4895 \text{ kg.m}^{-3}$	Ho	40
Pressão do gás	$P_{go}=101,325 \text{ kPa}$	Vi	30
Massa específica do gás	$\rho_{go}=0,783 \text{ kg.m}^{-3}$		
Pressão de saturação	$P_{sato}=928,071 \text{ kPa}$		
Massa específica do vapor de água nas condições de saturação	$\rho_{sato}=4,484 \text{ kg.m}^{-3}$		
Calor de dessorção	$\Delta H_{ado}=3,75 \times 10^7 \text{ J.kg}^{-1}.\text{s}^{-1}$		
Derivada da isotérmica de sorção	$\left(\frac{\partial H}{\partial H_R} \right)_0 = 0,449$		
Tensão	$\sigma_{T_0}=1,01325 \text{ MPa}$		
Módulo de elasticidade do colchão	$ME_{co}=40 \text{ MPa}$		
Viscosidade do colchão	$\eta_{co}=400 \text{ MPa.s}$		
Porosidade	$\epsilon_{po}=0,83$		
Espessura de cada camada	$\Delta z_0=2,17 \text{ mm}$		

O esquema da placa discretizada com a localização de algumas das posições dos centros de volume de controlo, que serão usadas na apresentação dos resultados, está apresentado na figura 2.4.3. As posições nos extremos da placa, 1 e 10, em cada direcção não correspondem respectivamente ao seu centro e superfície (ver figura 2.4.1), mas sim às posições adjacentes a estes. Por exemplo, na direcção do comprimento da placa o bordo do painel está a meio das posições 10 e 11 (ambiente) e o centro a meio das posições 1 e 0.

A figura 2.4.4 mostra a evolução das variáveis dependentes relativas à transferência de massa e calor, ao longo do ciclo de prensagem, para várias posições ao longo da espessura. Em cada gráfico as curvas estão numeradas de 1-posição adjacente ao centro do painel até 10-posição adjacente à superfície. Estas posições verticais correspondem ao centro de cada um dos volumes de controlo usados na discretização.

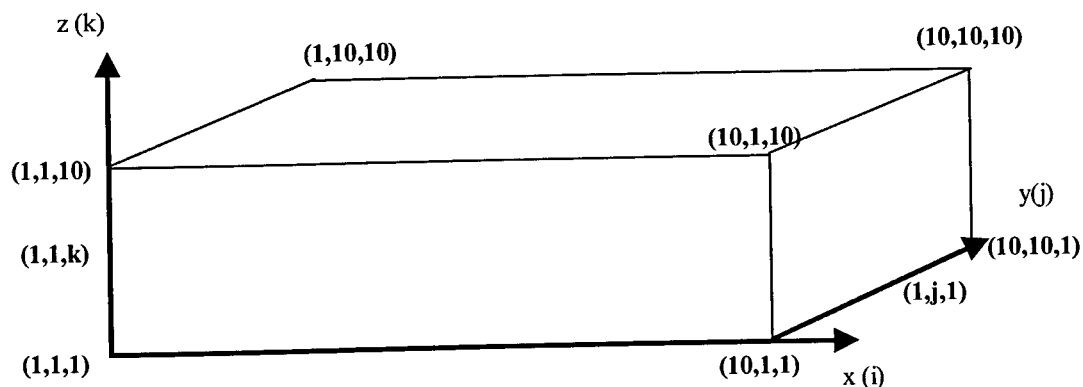


Figura 2.4.3 – Esquema de um oitavo de colchão com a indicação de algumas posições dos centros dos volumes de controlo (i,j,k) .

Para facilitar a percepção dos fluxos de calor e massa que ocorrem durante o ciclo de prensagem, apresentam-se na figura 2.4.5 a evolução dos fluxos de calor, vapor de água e gás na direcção da vertical (z), em várias posições.

Como se pode observar no gráfico da evolução da temperatura, nas posições mais superficiais o colchão aquece mais cedo e mais rápido do que nas mais centrais. A temperatura da posição adjacente à superfície sobe muito rapidamente até um valor próximo do da temperatura dos pratos e em apenas 60s. Atinge-se, assim, ao fim deste tempo o maior

gradiente de temperaturas entre a superfície e o centro da placa. A subida da temperatura na camada central apresenta um atraso de quase 80 s relativamente às das camadas superficiais. Este atraso poderá ser devido a vários factores entre os quais se referem: a distância entre a superfície e o centro que só é mínima ao fim de 60 s (posição final do fecho da prensa) e uma condutividade vertical inicial mais baixa devido à existência de maior quantidade de ar (isolante) nos poros. Também nesta primeira fase se verifica a rápida dessorção da água nas camadas superficiais como se pode observar pelo gráfico da evolução da pressão do vapor de água e teor de humidade na figura 2.4.4. Assim, a baixa condutividade térmica nesta primeira fase do processo poderá ser compensada por uma maior permeabilidade vertical inicial da placa à passagem do vapor de água gerado à superfície (transporte de calor por convecção), uma vez que esta diminui com o aumento da densidade do painel. Após esta primeira fase, o aquecimento das camadas centrais começa e prossegue daí em diante a velocidade constante.

Estas diferenças nas velocidades de aquecimento das diferentes posições verticais do painel já tinham sido observadas experimentalmente por alguns investigadores (Kamke and Casey, 1988; Humphrey and Bolton, 1989; Bolton et al., 1989 a; Zombori, 2001).

Relativamente à evolução do teor de humidade dentro do painel para as várias posições verticais, observa-se que este diminui rapidamente à superfície e aumenta ligeiramente nas camadas centrais, o que revela a existência de uma rápida dessorção da água adsorvida nas fibras à superfície e a adsorção de água em pequena escala no centro. São vários os trabalhos experimentais (Wang e Winistorfer, 2000) e de modelização (Humphrey, 1982, Bolton e Humphrey, 1989; Zombori, 2001) que referem este aumento inicial do teor de humidade nas camadas centrais. Este aumento no teor de humidade será devido à adsorção do vapor de água (ver figura 2.4.5), vindo das camadas superficiais, que chega às camadas centrais mais frias neste período. Como se pode observar na curva de evolução da pressão do vapor de água esta tem um rápido aumento inicial junto à superfície diminuindo de seguida até um valor mínimo, o que poderá justificar que, inicialmente há uma vaporização rápida da água nas camadas superficiais e depois esta será transportada na forma de vapor para as camadas centrais mais frias onde é adsorvido, contribuindo para o ligeiro aumento do teor de humidade. De notar também que esta pequena adsorção do vapor de água não contribui para o aumento da

temperatura nas camadas centrais. Portanto para se verificar neste período um aumento de temperatura na camada central devido ao transporte de calor por convecção, seria necessário que as quantidades de vapor de água que aqui chegam fossem bastante mais importantes. Estas quantidades de vapor de água estão dependentes da permeabilidade do painel à passagem da fase gasosa quer na direcção vertical quer na direcção horizontal. Se a permeabilidade do meio à passagem do gás na horizontal for muito elevada, os níveis de pressão atingidos no centro do painel serão baixos e a quantidade de calor e vapor de água transportados para o centro serão, então bastante menos importantes.

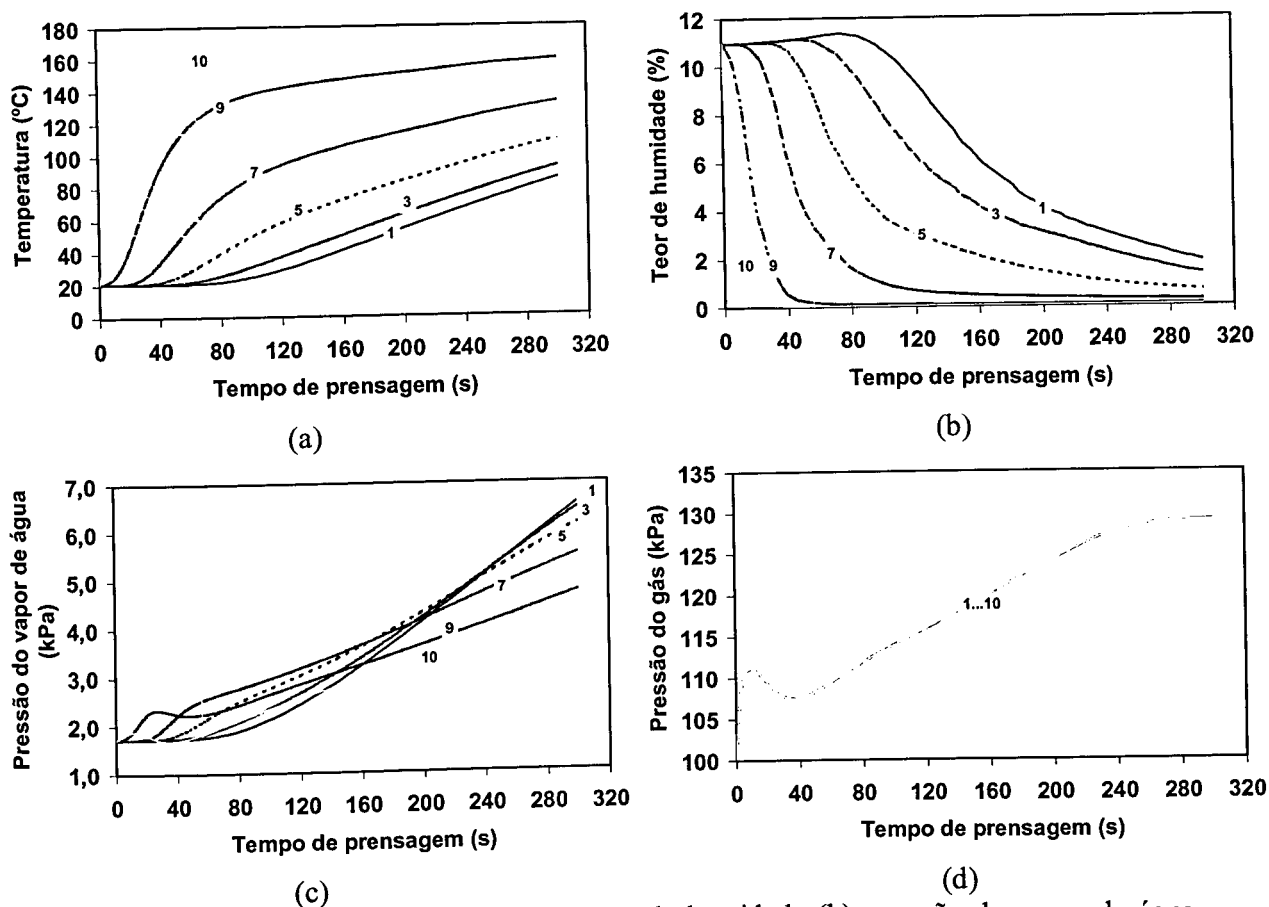


Figura 2.4.4 – Evolução da temperatura (a), teor de humidade (b), pressão do vapor de água (c) e pressão do gás (d) ao longo do ciclo de prensagem para diferentes posições verticais do painel (1-adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície) .

Quanto à previsão da evolução da pressão do gás ao longo do ciclo de prensagem podemos verificar que esta não depende da posição vertical. Observa-se um aumento brusco de pressão inicial até valores de 110 kPa ao fim de 12s que corresponde ao momento em que se atinge a pressão máxima do vapor de água junto à superfície (posição 10), e ocorre durante o fecho da prensa (redução do volume de poros). Portanto, nesta fase há alguma resistência do painel à passagem do gás até aos bordos para se escapar. De seguida, a pressão do gás baixa até valores de 108 kPa ao fim de 33s um pouco antes da placa atingir a sua espessura final. Verifica-se neste momento que a pressão do vapor de água continua a aumentar na posição 9 até atingir o seu valor máximo (2,3kPa) aos 27s e também, neste instante, o fluxo do vapor de água na posição 10 é positivo e máximo, isto é, o vapor desloca-se na direcção da superfície (ver figura 2.4.5b). O fluxo de gás (ar+vapor de água) neste instante é também positivo para esta posição (ver figura 2.4.5c), mas menor, o que significa que está a ocorrer um fluxo de ar no sentido oposto. Comparando as figuras 2.4.5b e c pode-se concluir que no início (até 12s) nas camadas superficiais o deslocamento da fase gasosa é no sentido do centro e este deslocamento é constituído essencialmente por ar, pois o fluxo de vapor de água neste período é bastante mais baixo. Assim, a pressão do gás não varia ao longo da espessura, dada a dinâmica dos fluxos do vapor de água e do ar.

Vários autores afirmam (Kamke and Casey, 1988; Bolton et al., 1989a) que a variação da pressão do gás dentro do painel é devida apenas à variação da pressão do vapor de água, mas os resultados de previsão aqui apresentados não respondem neste sentido. Estes autores fizeram a medição da pressão do gás junto à superfície e no centro de um aglomerado de partículas com um sensor de pressão e as curvas experimentais obtidas tem uma forma semelhante à apresentada na figura 2.4.4(d), com um pico inicial de pressão, um decréscimo seguido de um aumento até o painel atingir valores de temperatura à volta dos 100°C nas camadas centrais. De notar que estes autores, tanto quanto se sabe, não fizeram as correcções à variação da pressão do gás devido ao aquecimento da sonda. Verificaram também que ocorrem algumas, mas pequenas, diferenças nos valores de pressão registados junto à superfície e junto ao centro. Estas diferenças poderão ser devidas à maior dificuldade do escoamento do vapor de água e do ar na direcção vertical para estas placas ou porque as sondas de pressão do gás não se encontram nas mesmas condições de temperatura.

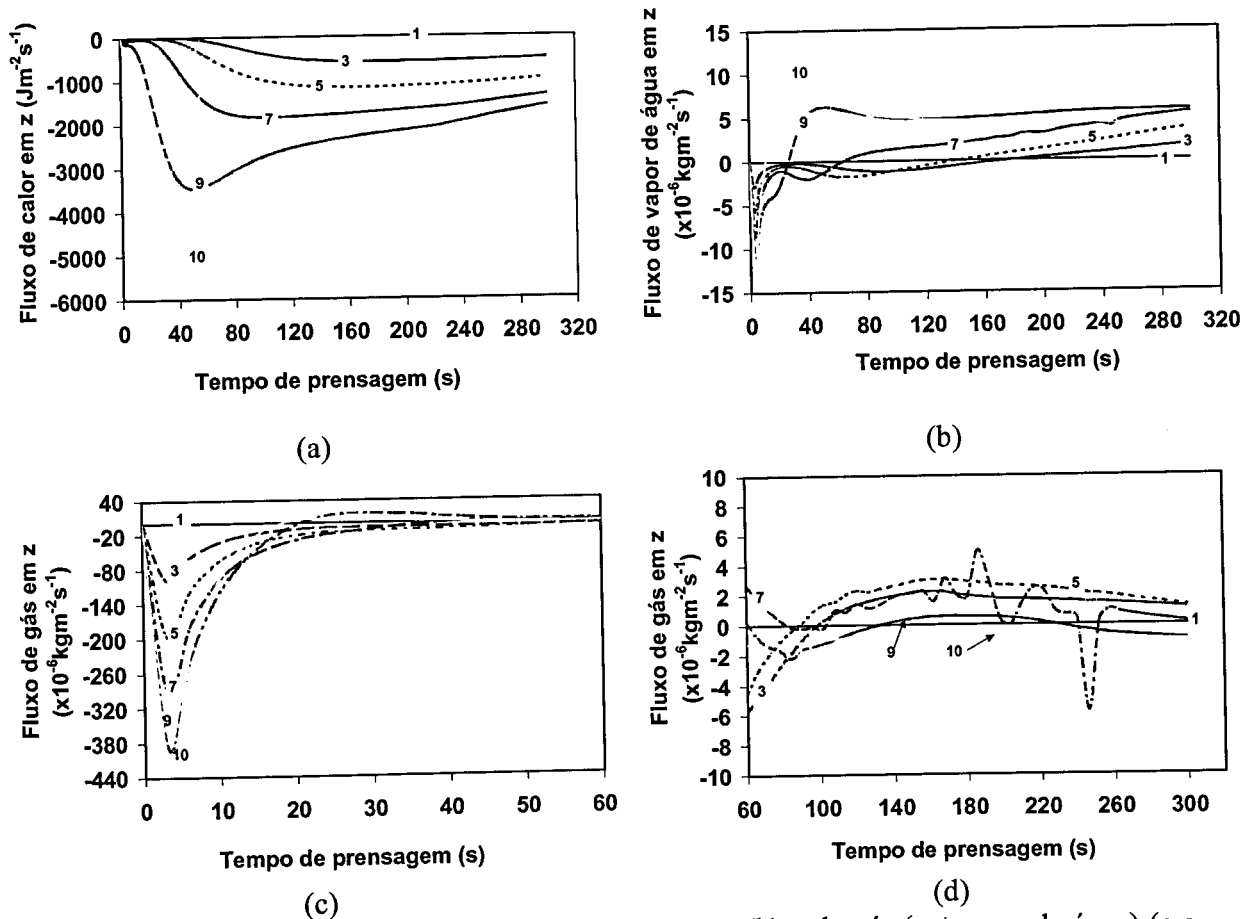


Figura 2.4.5 – Fluxos verticais de calor (a), vapor de água (b) e de gás (ar+vapor de água) (c e d) no plano central da placa, para várias posições verticais, ao longo do ciclo de prensagem.

A figura 2.4.6 mostra os perfis verticais de temperatura, teor de humidade, pressão do vapor de água e pressão do gás, no plano médio da placa para vários instantes de tempo do ciclo de prensagem e a figura 2.4.7 os perfis horizontais destas variáveis. Cada posição horizontal é numerada de 1-posição adjacente ao centro do painel até 10-posição adjacente à face lateral.

Os gradientes de temperatura estão relacionados com os níveis de transferência de calor por condução. Quanto mais alto o gradiente de temperatura maior o potencial de fluxo de calor por condução e pela observação da figura 2.4.6a o gradiente de temperatura vertical é máximo quando estão decorridos 60 s do ciclo de prensagem. Depois, este gradiente vai

diminuindo tornando o fluxo de calor por condução menos importante no processo de aquecimento.

Comparando os perfis verticais e horizontais de temperatura, verifica-se que a transferência de calor por gradiente térmico ocorre apenas na direcção da espessura, pois os perfis horizontais são planos ao longo de toda a prensagem. Este perfil vertical foi também observado em vários trabalhos experimentais (Kamke and Casey, 1989; Bolton et al., 1989a; Zombori, 2001). No entanto, estes autores registaram no perfil horizontal uma ligeira diminuição da temperatura junto aos bordos.

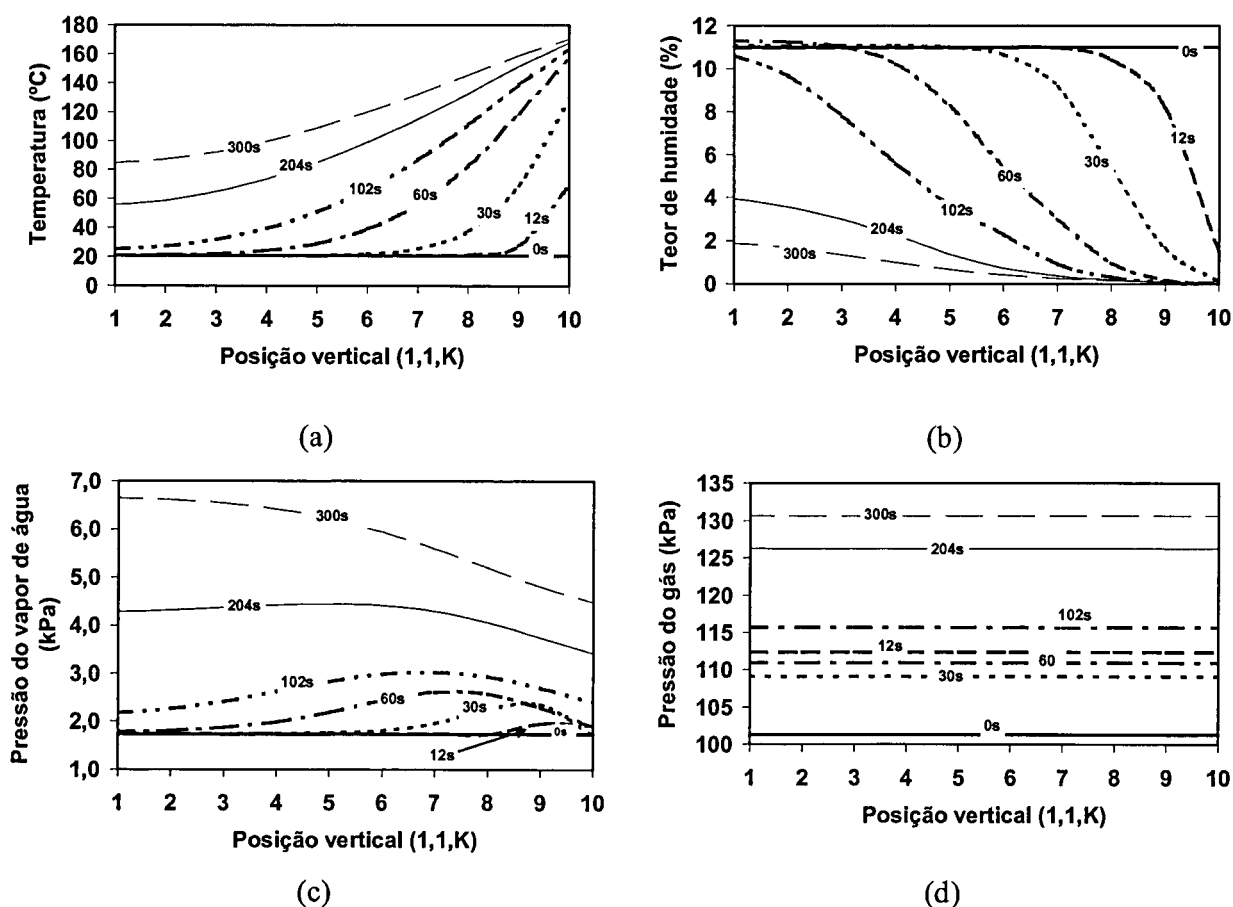


Figura 2.4.6 – Perfis verticais de temperatura (a), teor de humidade (b), pressão do vapor de água (c) e de pressão de gás (d) no plano central da placa para diferentes instantes do ciclo de prensagem.

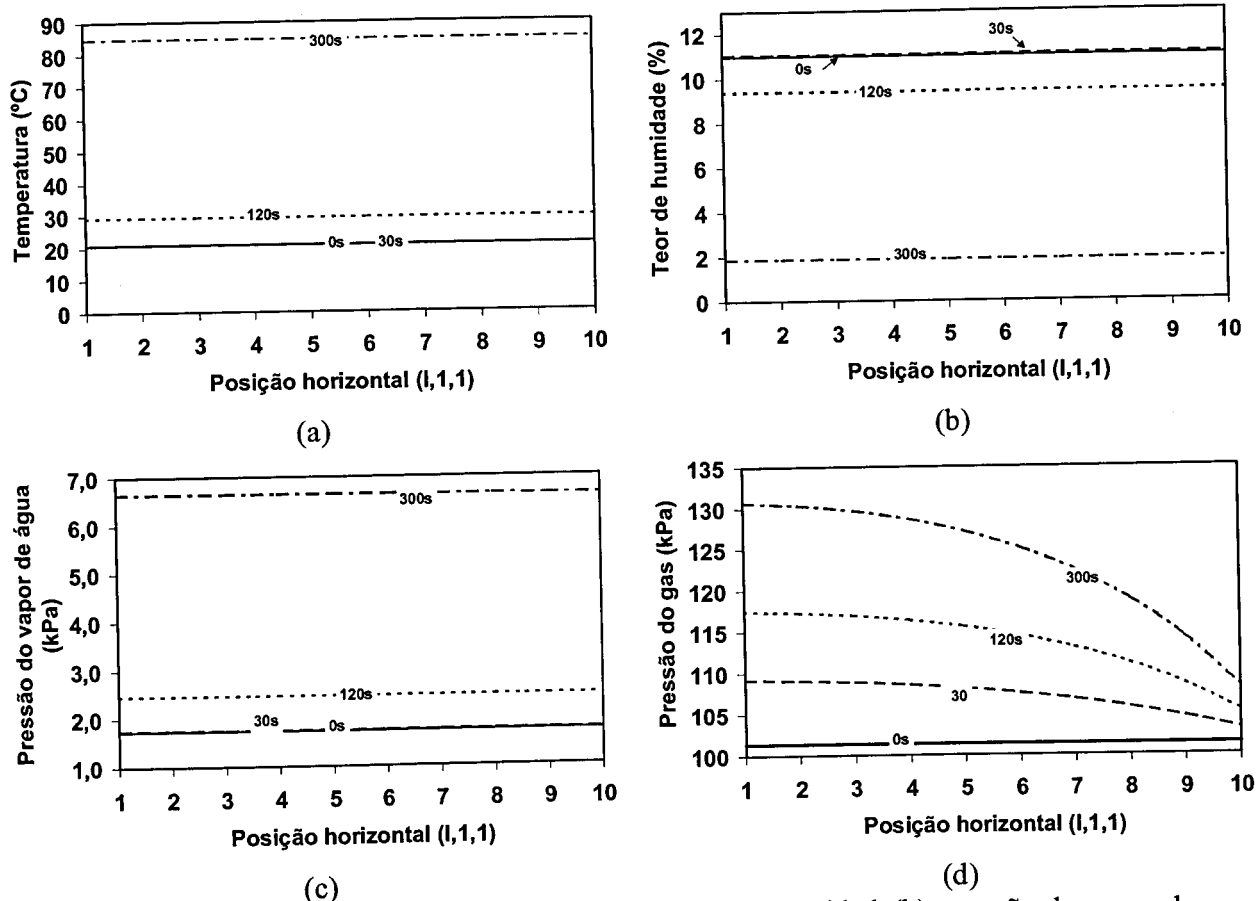


Figura 2.4.7 – Perfis horizontais de temperatura (a), teor de humidade(b), pressão do vapor de água (c) e pressão de gás (d) no plano central da placa para diferentes instantes do ciclo de prensagem.

Observa-se pelas figuras que, enquanto os gradientes de temperatura, teor de humidade e pressão do vapor são mais importantes na direcção vertical do que na horizontal, os gradientes de pressão do gás são maiores na direcção horizontal. Por isso, a transferência de massa devido a gradientes de pressão total é mais significativa na direcção horizontal, e a transferência de calor devido a gradientes de temperatura na direcção vertical.

Os gradientes de pressão do vapor de água na direcção vertical são variáveis ao longo do ciclo de prensagem. Enquanto que nos instantes iniciais o gradiente é positivo na direcção da superfície, no final do ciclo este gradiente é negativo, ou seja, no início há transferência de vapor de água das camadas superficiais para as camadas centrais, no final esta transferência

ocorre em sentido oposto. Na direcção horizontal não se observam gradientes de pressão de vapor de água, logo a transferência de vapor de água por gradiente nesta direcção não se observa. No entanto, como já se disse há transferência de vapor por “arrasto” no gás na direcção horizontal, uma vez que há um acentuado gradiente horizontal na pressão de gás.

Os perfis verticais e horizontais de teor de humidade estão relacionados com a quantidade de vapor de água e água adsorvida que se move nestas direcções. Assim, pode-se concluir, observando as figuras, que a água se desloca durante todo o início do processo da superfície para o centro do painel e na fase final em sentido oposto.

Na figura 2.4.8 estão patentes os resultados previstos por este modelo, para as variáveis referentes ao comportamento mecânico (tensão de compressão, módulo de elasticidade, viscosidade e massa específica).

A resposta em tensão de compressão aumenta muito rapidamente no início do ciclo de prensagem, sendo o seu máximo (3,6 MPa) quando o painel atinge a sua espessura final, relaxando depois até valores muito próximos de zero. As curvas de evolução da massa específica do colchão para várias posições verticais ao longo do ciclo de prensagem confirmam que a fase de maior compactação do painel ocorre durante o fecho da prensa. As zonas que mais densificam são as superficiais pois são as mais amolecidas devido ao calor, logo menos resistentes à compactação. Tal como observaram experimentalmente Wang e Winistorfer (2000), o segundo período de densificação ocorre após o fecho da prensa e é devido a variações do teor de humidade e temperatura dentro do painel. Tal como seria de esperar, o modelo prevê a existência de um perfil vertical de densidades do painel no final do ciclo de prensagem.

Relativamente às curvas de evolução do módulo de elasticidade e viscosidade médios do colchão, ao longo do ciclo de prensagem verifica-se que enquanto o módulo de elasticidade aumenta devido ao aquecimento do painel a viscosidade vai diminuindo.

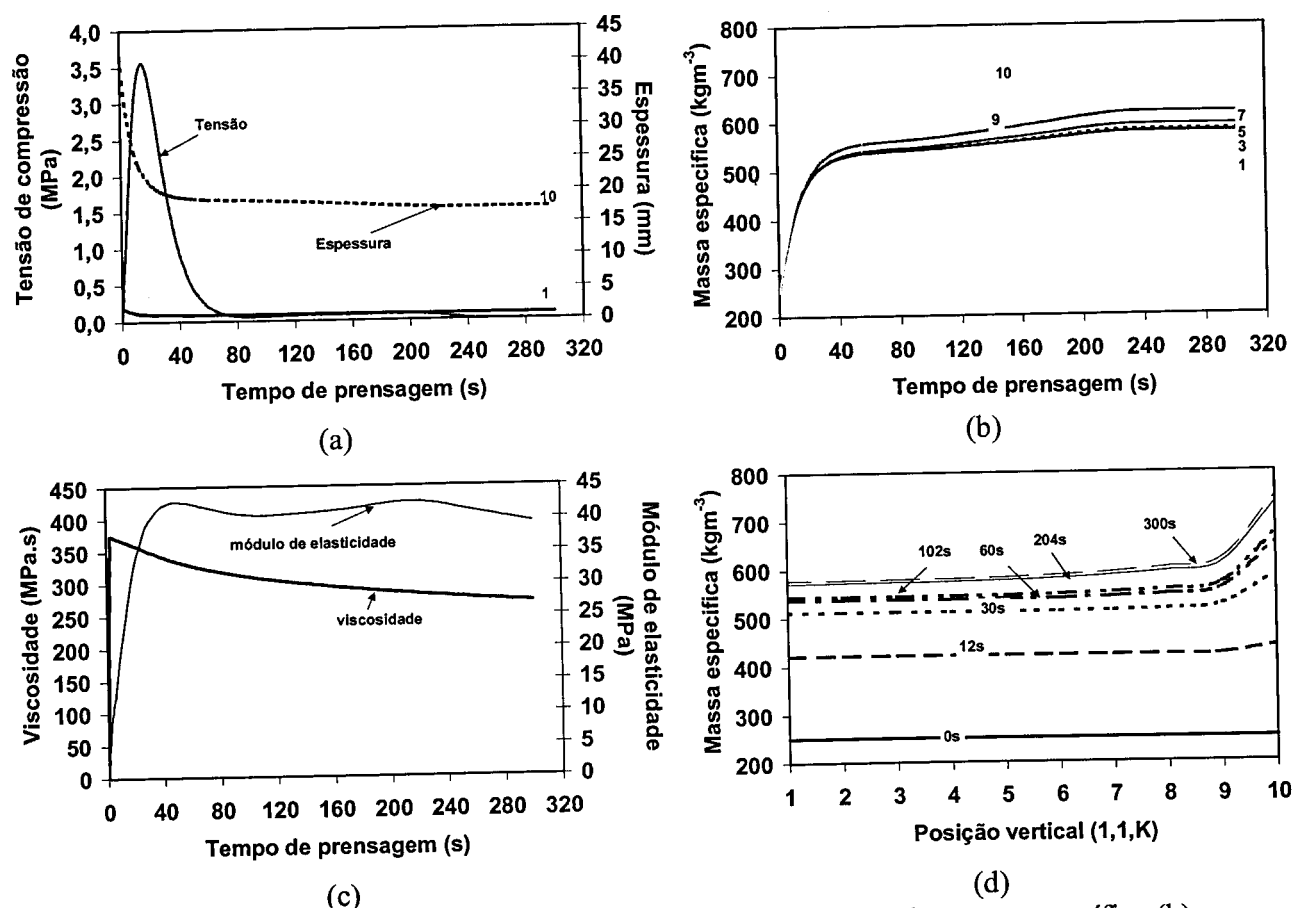


Figura 2.4.8 – Evolução da tensão de compressão e da espessura (a), da massa específica (b), do módulo de elasticidade e da viscosidade (c), no plano central da placa, ao longo do ciclo de prensagem para diferentes posições verticais (1-adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície) e evolução dos perfis verticais de massa específica, no plano central da placa para diferentes instantes ao longo do ciclo de prensagem.

4.5 Efeito do modelo macromecânico na evolução das condições internas

Com o fim de estudar o efeito do modelo macromecânico usado para descrever o comportamento do painel durante o ciclo de prensagem, fez-se um conjunto de simulações em que se variou apenas o modelo macromecânico mantendo-se todas as outras condições e características constantes. Usaram-se então os modelos MM, MB e MBM. Os parâmetros do modelo MB e MBM (módulo elástico e viscosidade retardadas e o terceiro módulo elástico) foram relacionados com as propriedades mecânicas do compósito (ME_c ou ME_e e η_c ou η_v)

por um factor de proporcionalidade considerado igual a 1, isto é, os coeficientes de proporcionalidade (α_{ede} , α_{3e} e α_{vdv}) das equações 2.3.20, 2.3.21 e 2.3.22 são unitários.

A figura 2.4.9 visualiza o efeito do modelo mecânico na evolução da temperatura e da pressão do gás junto à superfície (posição 10) e junto ao centro (posição 1) ao longo do ciclo de prensagem. Pode concluir-se pela observação desta figura que o modelo macromecânico usado na simulação não tem efeito na evolução destas variáveis de transferência de massa e calor.

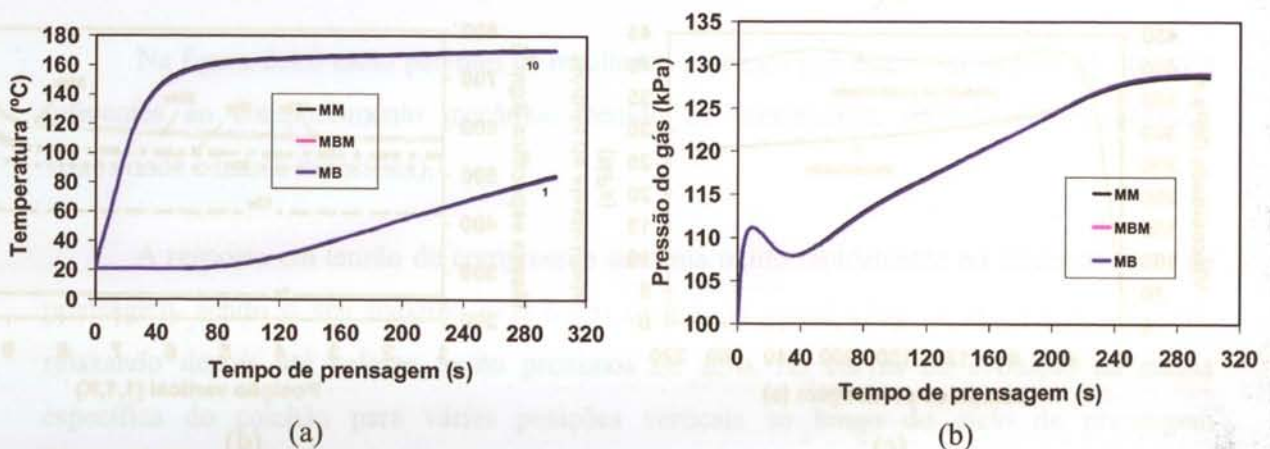


Figura 2.4.9 - Influência do modelo mecânico na evolução da temperatura (a) e na pressão do gás (b) no plano central da placa, ao longo do ciclo de prensagem, para 2 posições da espessura da placa (1-adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

Para analisar o efeito do modelo mecânico na previsão das variáveis de comportamento mecânico do painel, representou-se na figura 2.4.10 a evolução da resposta em tensão do sistema (a) ao longo do ciclo de prensagem e o perfil vertical de densidades (b) no final do ciclo de prensagem. É visível na figura que, consoante o modelo usado, se produzem previsões de resposta em tensão e perfil vertical de densidade distintas. Os valores maiores de tensão são previstos pelo modelo MB e os mais baixos pelo modelo MBM. Estes dois modelos prevêem uma relaxação de tensões para os mesmos valores no final do ciclo de prensagem. Pode então, concluir-se que a terceira componente elástica do modelo MBM tem um efeito de atenuação na resposta do sistema em tensão máxima.

O modelo MM prevê valores de tensão máxima intermédios e uma curva de relaxação bem mais acentuada e as tensões relaxam mesmo até ao zero. Este modelo de Maxwell tal como é apontado por vários autores (Ward e Hadley, 1993, Bodig e Jayne, 1982) prevê uma relaxação de tensões até zero ao fim de um certo período de tempo, e portanto não descreve correctamente o comportamento de corpos viscoelásticos.

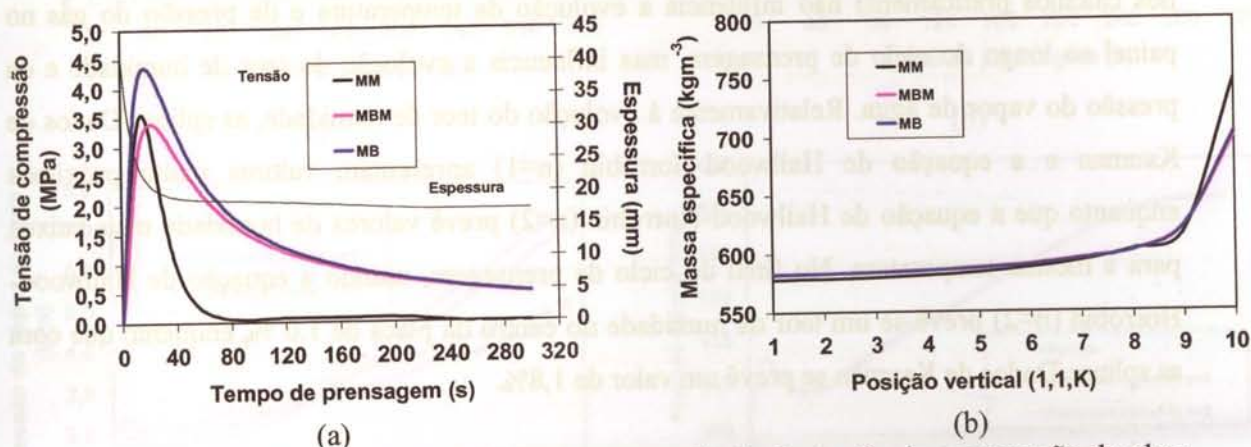


Figura 2.4.10 - Influência do modelo mecânico na evolução da tensão de compressão da placa (a), ao longo do ciclo de prensagem e no perfil vertical de massa específica (b) no final do ciclo de prensagem (1-adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

Em relação às previsões do perfil vertical de densidades no final do ciclo de prensagem os modelos MB e MBM apresentam perfis semelhantes e o modelo MM apresenta um perfil mais acentuado sobretudo junto à superfície do painel (posição 10)

4.6 Análise do efeito da isotérmica de sorção na evolução das condições internas

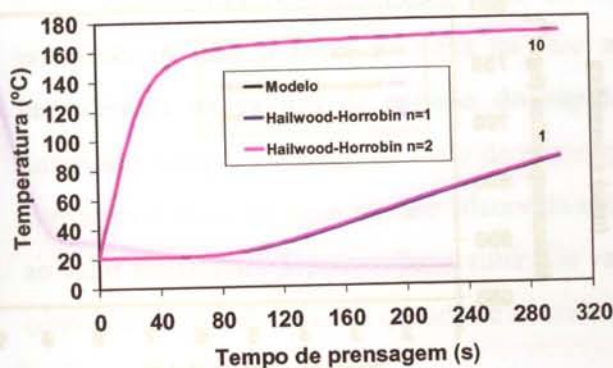
As relações de equilíbrio entre a água adsorvida nas fibras de madeira-resina e o respectivo vapor têm sido estimadas a partir de correlações determinadas a partir de dados experimentais obtidos para a madeira, uma vez que não existem, tanto quanto se sabe, correlações de cálculo das isotérmicas de sorção determinadas a partir de dados experimentais obtidos para o MDF nas condições de temperatura e humidade que ocorrem durante a operação de prensagem. Pretendeu-se por isso, avaliar o efeito da isotérmica de sorção na evolução das condições internas do painel. Simulou-se a prensagem considerando as mesmas

condições operatórias e características do painel (ver tabela 2.4.1) fazendo apenas variar as isotérmicas de adsorção/dessorção. Usaram-se as do Modelo (Dados de Kauman ajustados por splines (Carvalho, 1999)) e as isotérmicas de Hailwood-Horrobin monocamada ($n=1$) e de duas camadas ($n=2$) (Simpson, 1973) apresentadas no Apêndice A.

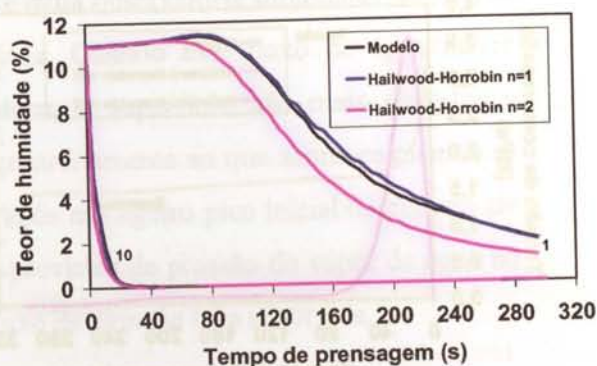
Os resultados patentes na figura 2.4.11 mostram que a isotérmica de adsorção usada nos cálculos praticamente não influencia a evolução da temperatura e da pressão do gás no painel ao longo do ciclo de prensagem, mas influencia a evolução do teor de humidade e da pressão do vapor de água. Relativamente à evolução do teor de humidade, as splines/Dados de Kauman e a equação de Hailwood-Horrobin ($n=1$) apresentam valores muito próximos enquanto que a equação de Hailwood-Horrobin ($n=2$) prevê valores de humidade mais baixos para a mesma temperatura. No final do ciclo de prensagem, usando a equação de Hailwood-Horrobin ($n=2$) prevê-se um teor de humidade no centro da placa de 1,0 %, enquanto que com as splines/Dados de Kauman se prevê um valor de 1,8%.

No que diz respeito à evolução da pressão do vapor de água, as diferenças registadas são: as splines/Dados de Kauman e a equação de Hailwood-Horrobin ($n=1$) fazem a mesma previsão e a equação de Hailwood-Horrobin ($n=2$) faz um deslocamento destes valores para cima. Com a equação de Hailwood-Horrobin ($n=2$), para cada isotérmica, a cada teor de humidade nas fibras, corresponde um valor mais alto de humidade relativa (pressão do vapor de água) nos poros que com as outras duas equações.

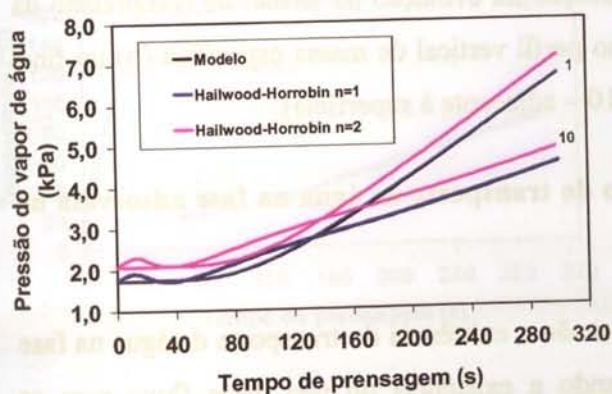
Conclui-se, assim a partir desta análise que as previsões do teor de humidade e pressão do vapor de água gerados no interior do colchão são influenciadas pelas correlações de cálculo das isotérmicas de equilíbrio de adsorção/dessorção usadas.



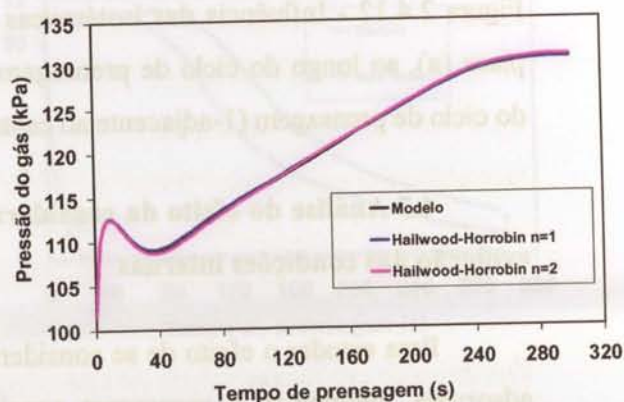
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 2.4.11 - Influência das isotérmicas de sorção na evolução da temperatura (a), humidade (b), pressão do vapor de água (c) e na pressão do gás (d) no plano central da placa, ao longo do ciclo de prensagem, para 2 posições da espessura da placa (1-adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

Em relação à evolução da resposta dos sistema em tensão ao longo do ciclo de prensagem verifica-se que as equações usadas no cálculo das isotérmicas de equilíbrio de adsorção/dessorção não influenciam os resultados de previsão como se pode observar na figura 2.4.12 (a). Nesta mesma figura pode observar-se o gráfico correspondente aos perfis verticais de massa específica (figura 2.4.12 (b)) aonde também não se registam diferenças.

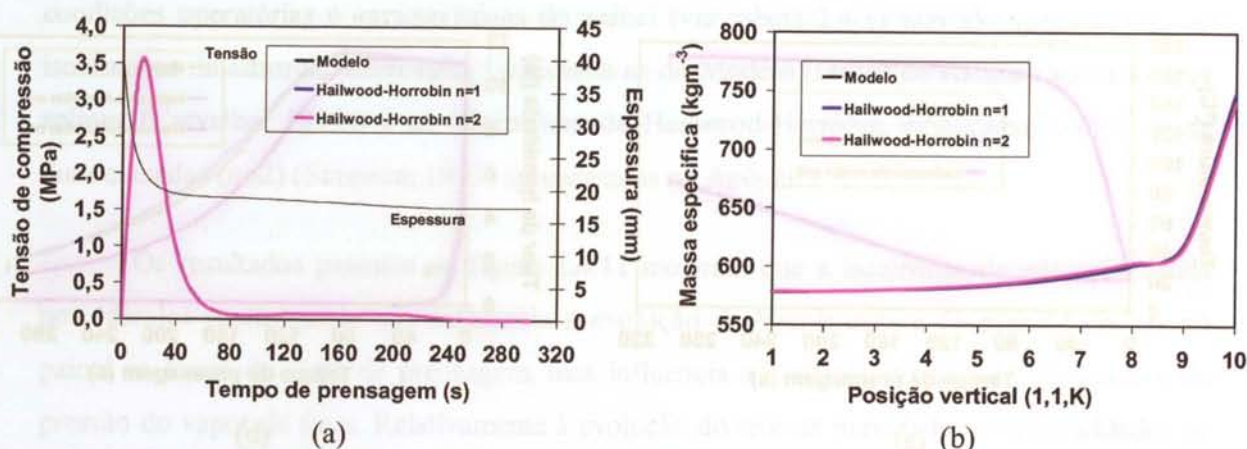


Figura 2.4.12 - Influência das isotérmicas de sorção na evolução da tensão de compressão da placa (a), ao longo do ciclo de prensagem e no perfil vertical de massa específica (b) no final do ciclo de prensagem (1-adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

4.7 Análise do efeito da consideração do transporte de água na fase adsorvida na evolução das condições internas

Para estudar o efeito de se considerar ou não a existência do transporte de água na fase adsorvida, simulou-se a prensagem considerando a existência ou não deste fluxo para as mesmas condições operatórias e características do painel. Usou-se um valor de difusividade da água na fase adsorvida igual a $3,3 \times 10^{-13}$ (modelo) e igual a zero (sem fluxo).

Na figura 2.4.13 estão representados os resultados de previsão do modelo com e sem fluxo de água adsorvida para duas posições verticais na placa ao longo do ciclo de prensagem.

Pode ser observado pelo gráfico da evolução da temperatura que esta é ligeiramente afectada pelo fluxo de água na fase adsorvida no centro do painel. Considerar que não há fluxo de água na fase adsorvida significa prever uma temperatura no final do ciclo de prensagem maior (cerca de 3°C) do que prevê o modelo que considera este fluxo.

Relativamente à evolução do teor de humidade, verifica-se que o modelo, que considera o fluxo de água adsorvida, prevê um teor de humidade cerca de 1% mais alto.

Em relação à evolução da pressão do vapor de água observam-se diferenças quando se considera ou não o fluxo de água na fase adsorvida. Quando este fluxo de água não é considerado, os valores de pressão do vapor de água, à superfície, são mais elevados e aumentam sempre ao longo do ciclo de prensagem, contrariamente ao que acontece quando se considera o fluxo de água na fase adsorvida em que após um ligeiro pico inicial decrescem até ao valor inicial para depois voltar a subir. Os valores previstos de pressão do vapor de água no centro do painel são maiores quando se considera o fluxo de água na fase adsorvida.

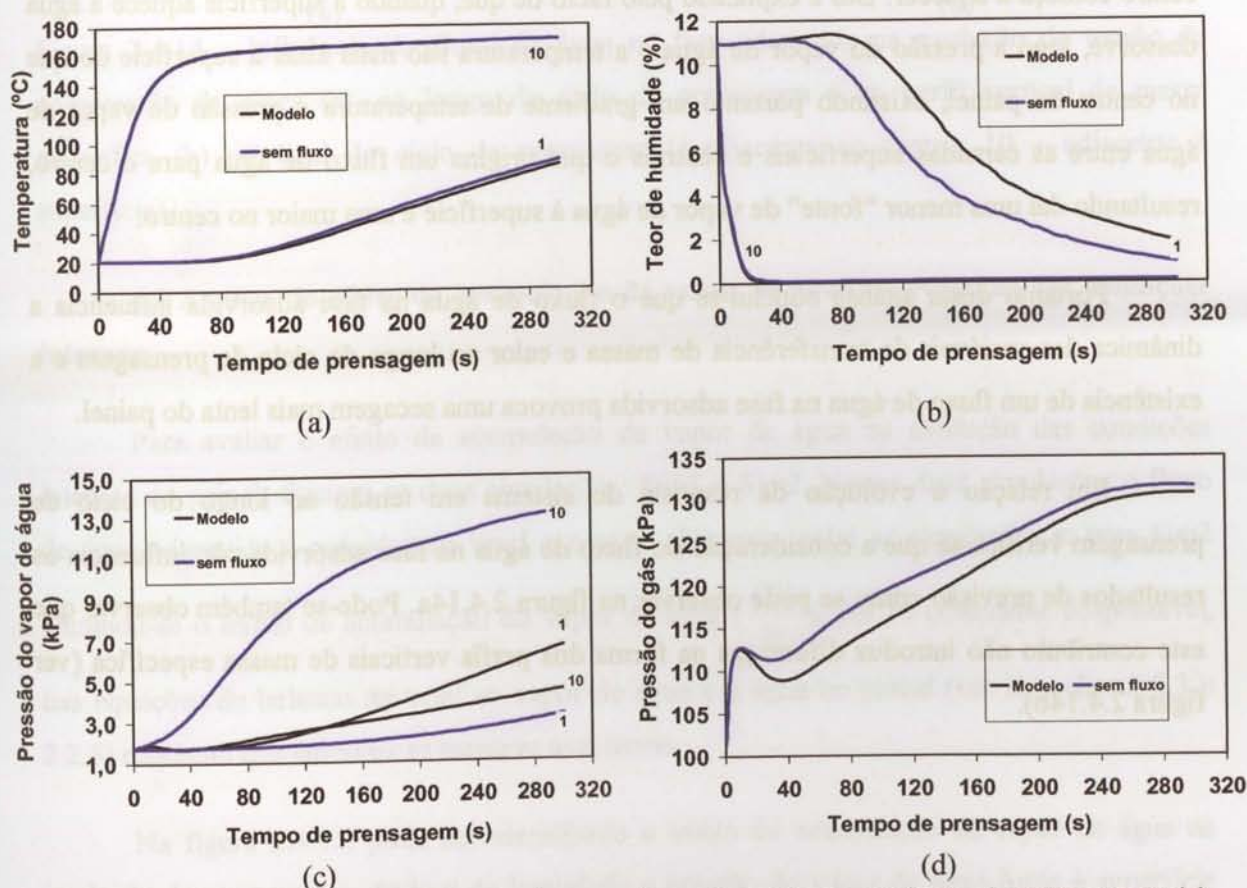


Figura 2.4.13 - Influência do fluxo de água na fase adsorvida na evolução da temperatura (a), do teor de humidade (b), da pressão do vapor de água (c) e da pressão do gás (d) no plano central da placa, ao longo do ciclo de prensagem, para 2 posições na espessura da placa (1-adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

Analisando o efeito da contribuição do fluxo de água na fase adsorvida na previsão da pressão do gás, observa-se na figura que, quando aquele é contabilizado, os valores de pressão são menores. Verifica-se que os valores de pressão do gás coincidem até ao primeiro pico de pressão apresentando depois uma diferença devido à primeira descida de pressão que é mais intensa quando o fluxo de água na fase adsorvida é tido em conta.

Conclui-se então que, quando é considerado o fluxo de água na fase adsorvida, a dessorção da água é menos significativa à superfície do colchão mas mais intensa quando o centro começa a aquecer. Isto é explicado pelo facto de que, quando a superfície aquece a água dessorve, logo a pressão do vapor de água e a temperatura são mais altas à superfície do que no centro do painel, existindo portanto um gradiente de temperatura e pressão de vapor de água entre as camadas superficiais e centrais o que origina um fluxo de água para o centro, resultando daí uma menor “fonte” de vapor de água à superfície e uma maior no centro.

Portanto desta análise conclui-se que o fluxo de água na fase adsorvida influencia a dinâmica das variáveis de transferência de massa e calor ao longo do ciclo de prensagem e a existência de um fluxo de água na fase adsorvida provoca uma secagem mais lenta do painel.

Em relação à evolução da resposta do sistema em tensão ao longo do ciclo de prensagem verifica-se que a consideração do fluxo de água na fase adsorvida não influencia os resultados de previsão como se pode observar na figura 2.4.14a. Pode-se também observar que este contributo não introduz diferenças na forma dos perfis verticais de massa específica (ver figura 2.4.14b).

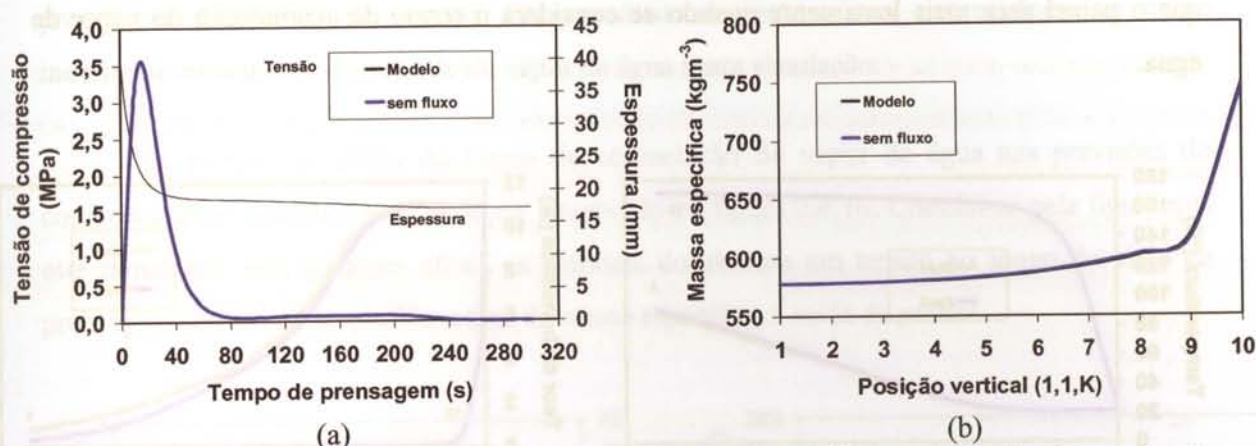


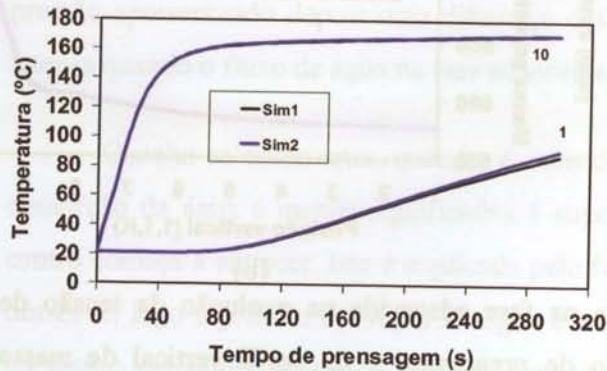
Figura 2.4.14 - Influência do fluxo de água na fase adsorvida na evolução da tensão de compressão da placa (a), ao longo do ciclo de prensagem e no perfil vertical de massa específica (b) no final do ciclo de prensagem (1-adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

4.8 Análise do efeito da acumulação de vapor de água na evolução das condições internas

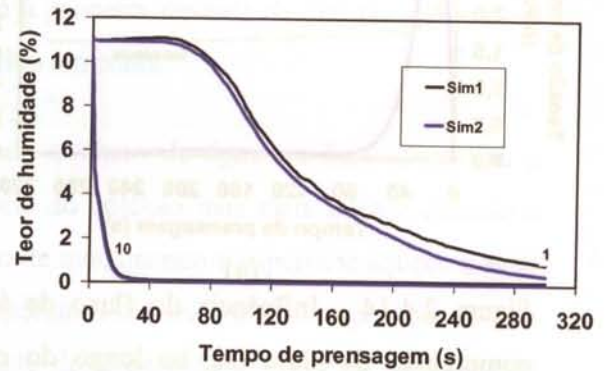
Para avaliar o efeito da acumulação de vapor de água na evolução das condições internas do painel, fizeram-se duas simulações: Sim1 e Sim2. Nestas duas simulações o fluxo de água adsorvida é considerado igual a zero. A diferença entre as simulações é: para Sim2 eliminou-se o termo de acumulação do vapor de água ($\frac{\partial \rho_v}{\partial t}$), por se considerar desprezável, nas equações de balanço material ao vapor de água e à água no painel (ver equações 2.2.3 e 2.2.5) enquanto que em Sim1 se manteve este termo.

Na figura 2.4.15, pode ser visualizado o efeito da acumulação de vapor de água na evolução da temperatura, do teor de humidade e pressão do vapor de água junto à superfície (posição 10) e junto ao centro (posição 1) e na pressão do gás ao longo do ciclo de prensagem. Pode concluir-se pela observação desta figura que o termo de acumulação de vapor de água tem efeito na evolução das seguintes variáveis de transferência de massa e calor: teor de humidade, pressão do vapor de água e pressão do gás e um efeito menos visível na evolução da temperatura no centro do painel. Observa-se no gráfico de evolução do teor de humidade

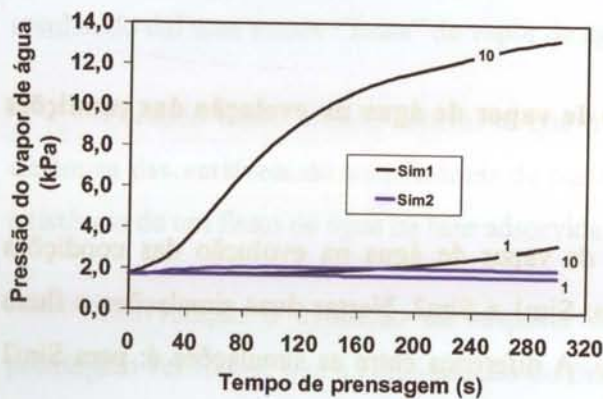
que o painel seca mais lentamente quando se considera o termo de acumulação do vapor de água.



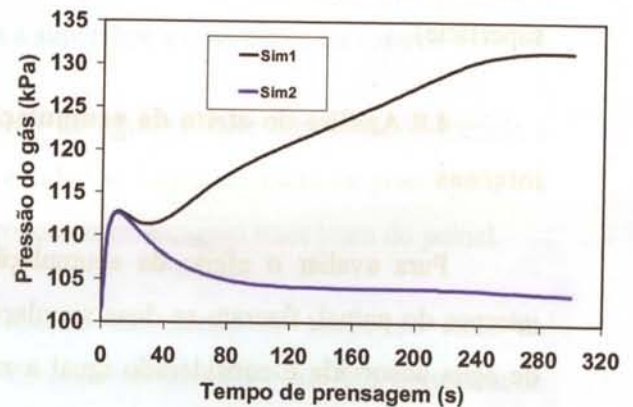
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 2.4.15 - Influência da acumulação de vapor de água na evolução da temperatura (a), teor de humidade (b), pressão do vapor de água (c) e da pressão do gás (d) no plano central da placa, ao longo do ciclo de prensagem, para 2 posições da espessura da placa (1-adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

Relativamente, às previsões da pressão do vapor de água verifica-se que, não considerando o termo de acumulação de vapor de água, a pressão se mantém praticamente inalterada ao longo do ciclo de prensagem como se não ocorresse dessorção da água durante esta operação. Para a pressão do gás, os resultados de previsão apresentam diferenças significativas. Na Sim2 a pressão do gás apenas aumenta no início e não ao longo do ciclo de

prensagem como seria de esperar. Este resultado é também uma consequência do quase inexistente aumento da quantidade de vapor de água nesta simulação.

Em relação ao efeito do termo de acumulação de vapor de água nas previsões do comportamento mecânico este pode ser observado na figura 2.4.16. Conclui-se pela figura que este termo não tem qualquer efeito na resposta do sistema em tensão ao longo do ciclo de prensagem bem como no perfil vertical de massa específica à saída da prensa.

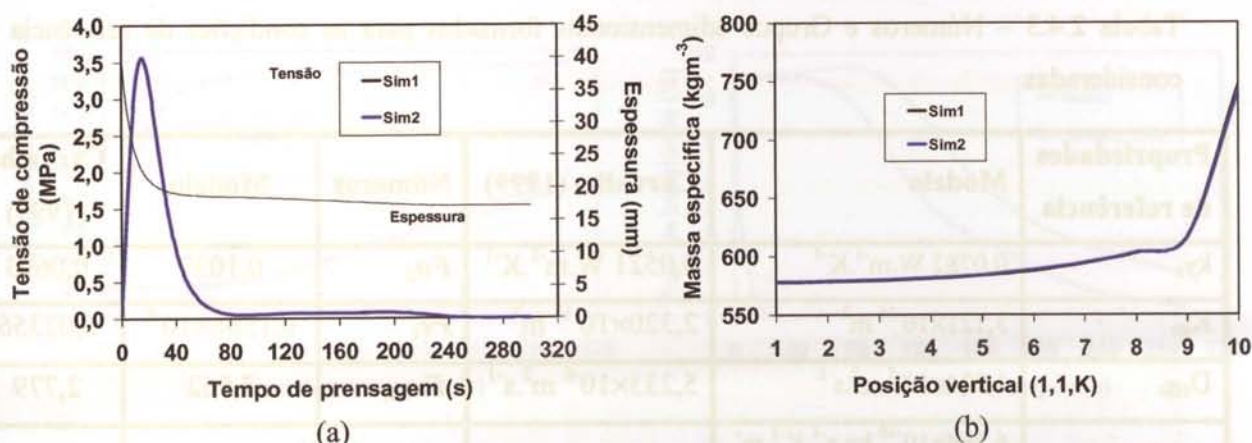


Figura 2.4.16 - Influência da acumulação de vapor de água na evolução da tensão de compressão da placa (a), ao longo do ciclo de prensagem e no perfil vertical de massa específica (b) no final do ciclo de prensagem (1-adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

4.9 Comparação das previsões do modelo desenvolvido com as previsões do modelo global 2D proposto por Carvalho (1999)

Com o fim de comparar os resultados de previsão do modelo desenvolvido neste trabalho com o proposto por Carvalho (1999) fizeram-se duas simulações considerando as mesmas condições operatórias e características do painel. De relembrar que as diferenças nestes modelos são essencialmente as seguintes: o modelo desenvolvido é 3D, considera o contributo do fluxo de água adsorvida e o termo de acumulação de vapor de água nos balanços ao vapor de água e à água no painel e algumas das propriedades de referência usadas na adimensionalização das propriedades de transporte e físicas são diferentes. De notar ainda que

as correlações de cálculo, não adimensionalizadas, das propriedades físicas, de transporte e termodinâmicas são as mesmas nos dois modelos (ver Anexo A) excepto a difusividade efectiva e a permeabilidade do colchão. Portanto, como as propriedades de referência usadas nas adimensionalizações não foram sempre as mesmas que as usadas por Carvalho (1999) resultaram números adimensionais diferentes. A tabela 2.4.3 mostra os números adimensionais deste modelo e do modelo proposto por Carvalho (1999). As restantes propriedades de referência e números adimensionais são iguais aos da tabela 2.4.2.

Tabela 2.4.3 – Números e Grupos adimensionais formados para as condições de referência consideradas.

Propriedades de referência	Modelo	Carvalho (1999)	Números	Modelo	Carvalho (1999)
k_{To}	$0,0782 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$	$0,0521 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$	Fo_z	0,1039	0,0693
K_{go}	$3,121 \times 10^{-11} \text{ m}^2$	$2,320 \times 10^{-13} \text{ m}^2$	Pe_z	$0,1566 \times 10^{-6}$	0,02356
D_{effo}	$1,034 \times 10^{-5} \text{ m}^2.\text{s}^{-1}$	$5,233 \times 10^{-6} \text{ m}^2.\text{s}^{-1}$	Fo_{mz}	7,962	2,779
D_{ado}^T	$6,264 \times 10^{-10} \text{ kg.s}^{-1}.\text{K}^{-1}.\text{m}^{-1}$	-----	Pe_{mz}	$0,1822 \times 10^{-5}$	0,3599
D_{ado}^P	$2,232 \times 10^{-11} \text{ s}$	-----	N_{pz}	$0,7765 \times 10^{-5}$	577
v_{go}	$7,22 \times 10^{-10} \text{ m.s}^{-1}$	$7,25 \times 10^{-5} \text{ m.s}^{-1}$	Fo_{mdz}	$5,786 \times 10^{-3}$	-----
			$\dot{M}_v$	$0,4901 \times 10^{-1}$	-----
			$\dot{M}_{AD}$	$0,1626 \times 10^{-2}$	-----
			$\dot{D}_{AD}$	$0,4293 \times 10^{-1}$	-----
			$\dot{M}_G$	0,2162	-----
			$\dot{M}_{T\Delta Had}$	0,2043	-----

Na figura 2.4.17, pode ser visualizada a diferença na evolução da temperatura, teor de humidade e pressão do vapor de água junto à superfície (posição 10) e junto ao centro (posição 1) e na pressão do gás ao longo do ciclo de prensagem. Pode concluir-se pela observação desta

figura que o modelo desenvolvido prevê de maneira diferente a evolução das variáveis de transferência de massa e calor ao longo do ciclo de prensagem. Verifica-se que este modelo prevê um aquecimento ligeiramente menor no centro do painel, isto é, menos 6°C no final do ciclo de prensagem. Para o teor de humidade os valores de previsão no final do ciclo de prensagem são da ordem dos 1,8% para este modelo enquanto que Carvalho (1999) prevê 0,42%. Verifica-se também que para a mesma temperatura na placa os dois modelos prevêem valores de humidade diferentes.

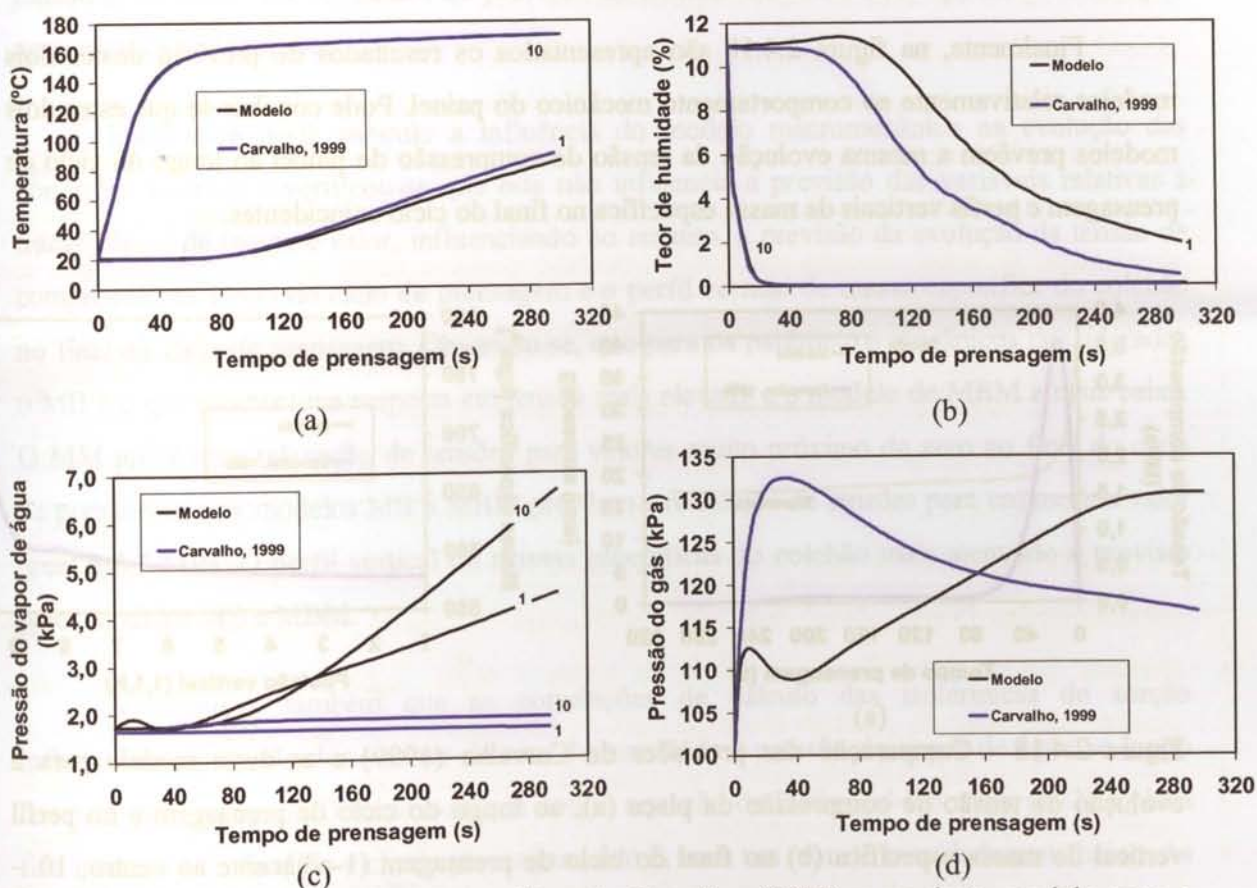


Figura 2.4.17 – Comparação das previsões de Carvalho (1999) e as deste modelo para a evolução da temperatura (a), teor de humidade (b), pressão do vapor de água (c) e da pressão do gás (d) no plano central da placa, ao longo do ciclo de prensagem, para 2 posições da espessura da placa (1-adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

Relativamente aos valores previstos para a pressão do vapor de água e a pressão do gás é aonde as diferenças entre os dois modelos são mais acentuadas. O modelo Carvalho (1999) prevê uma quase não variação dos valores de pressão do vapor de água. O novo modelo desenvolvido prevê uma evolução destes valores mais próxima da realidade, ou seja, a pressão do vapor de água aumenta no centro do painel à medida que este vai aquecendo e consequentemente dessorvendo a água das fibras. Quanto à evolução da pressão do gás, mais uma vez, o novo modelo desenvolvido apresenta uma curva mais próxima da realidade observada experimentalmente por vários autores como já foi atrás referido.

Finalmente, na figura 2.4.18 são apresentados os resultados de previsão destes dois modelos relativamente ao comportamento mecânico do painel. Pode concluir-se que estes dois modelos prevêem a mesma evolução da tensão de compressão do painel ao longo do ciclo de prensagem e perfis verticais de massa específica no final do ciclo coincidentes.

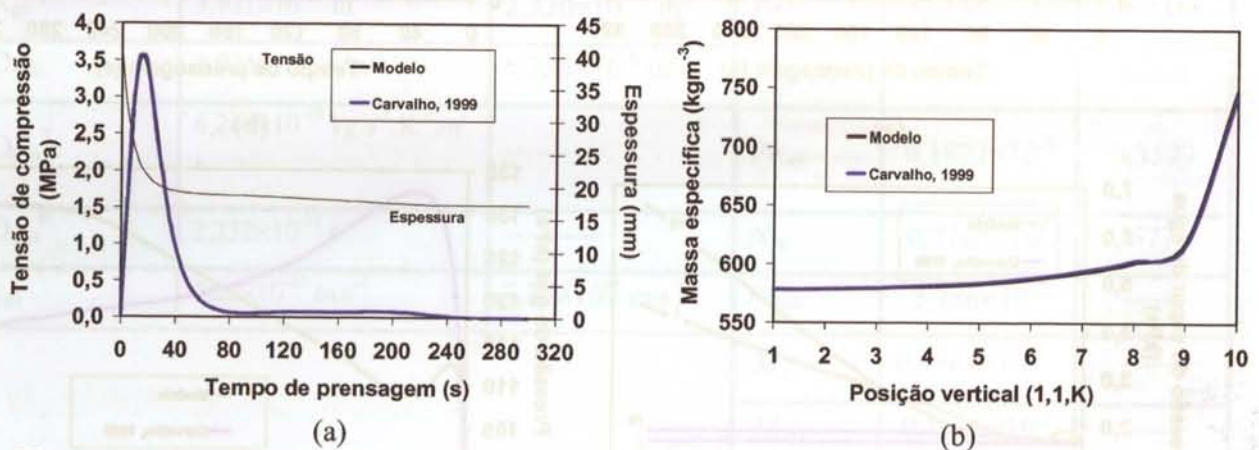


Figura 2.4.18 - Comparação das previsões de Carvalho (1999) e as deste modelo para a evolução da tensão de compressão da placa (a), ao longo do ciclo de prensagem e no perfil vertical de massa específica (b) no final do ciclo de prensagem (1-adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

5. Conclusões

O modelo 3D apresentado prevê a evolução das variáveis relativas à transferência de massa e calor e ao comportamento mecânico do MDF ao longo do ciclo de prensagem. A complexidade deste modelo reside principalmente na interação entre os vários fenómenos envolvidos e no facto das propriedades serem dependentes do tempo e da posição na placa.

O desempenho do modelo foi analisado para as condições típicas de prensagem industrial do MDF. Os resultados de previsão do modelo assemelham-se qualitativamente aos apresentados na literatura.

Estudou-se neste capítulo a influência do modelo macromecânico na evolução das condições internas e verificou-se que este não influencia a previsão das variáveis relativas à transferência de massa e calor, influenciando no entanto, a previsão da evolução da tensão de compressão ao longo do ciclo de prensagem e o perfil vertical de massa específica do colchão no final do ciclo de prensagem. Observou-se, que para os parâmetros mecânicos considerados o MB é o que produz uma resposta em tensão mais elevada e o modelo de MBM a mais baixa. O MM prevê uma relaxação de tensões para valores muito próximo de zero no final do ciclo de prensagem e os modelos MB e MBM prevêem a relaxação de tensões para um mesmo valor igual a 0,5 MPa. O perfil vertical de massas específicas do colchão mais atenuado é previsto pelos modelos MB e MBM.

Verificou-se também que as correlações de cálculo das isotérmicas de sorção influenciam a previsão dos valores do teor de humidade e pressão do vapor de água ao longo do ciclo de prensagem. Observou-se que com a equação de Hailwood-Horrobin ($n=2$) a placa fica mais seca no final do ciclo de prensagem, isto é, com um teor de humidade mais baixo. As previsões usando splines e a equação Hailwood-Horrobin ($n=1$) são bastante semelhantes.

Relativamente à consideração de um fluxo de água na fase adsorvida, observou-se que a variação no início da pressão do vapor de água é menos significativa à superfície do colchão quando se considera o fluxo mas mais intensa quando o centro começa a aquecer. Observou-se também que quando o fluxo de água na fase adsorvida é tido em conta se prevê um painel

menos seco e com uma pressão de gás menor à saída da prensa. Em relação às previsões de temperatura no centro do painel o efeito de se considerar ou não um fluxo de água na fase adsorvida é muito pequeno. Esta consideração ou não do fluxo de água adsorvida não tem qualquer efeito nas variáveis relativas ao comportamento mecânico.

Em relação ao efeito do contributo do termo de acumulação do vapor de água na previsão das condições internas da placa ao longo do ciclo de prensagem, observou-se que quando o termo de acumulação de vapor de água é tido em conta prevê-se um teor de humidade maior no final do ciclo de prensagem e valores de pressão do vapor de água mais elevados ao longo do ciclo de prensagem. Para a pressão do gás prevêem-se duas evoluções bastante distintas. Quando o termo de acumulação é tido em conta observa-se que a pressão do gás aumenta ao longo do ciclo de prensagem à medida que o colchão vai aquecendo e por isso, ocorre secagem e não aumentando apenas no início como acontece no outro caso. O termo de acumulação do vapor de água não produz também qualquer efeito nas variáveis relativas ao comportamento mecânico.

O modelo aqui apresentado é o modelo proposto por Carvalho (1999) modificado pela passagem de bidimensional a tridimensional, introdução do transporte de água na fase adsorvida, consideração do termo de acumulação de vapor de água. Usaram-se também correlações diferentes de cálculo da difusividade efectiva do vapor de água no colchão e da permeabilidade. Verificou-se que as modificações realizadas introduzem alterações na previsão das variáveis de transferência de massa e calor. O modelo proposto prevê uma secagem mais lenta da placa ao longo do ciclo de prensagem e valores de pressão do vapor de água mais elevados. Relativamente à previsão da pressão do gás estes modelos apresentam respostas bem distintas. Com o modelo proposto a pressão do gás prevista aumenta ao longo do ciclo de prensagem e não apenas no início da operação como prevê o modelo proposto por Carvalho (1999). As modificações no modelo não produzem alterações nas previsões da tensão desenvolvida ao longo do ciclo de prensagem e no perfil vertical de massa específica do colchão no final do ciclo.

NOMENCLATURA

C_2	Constante elástica linear do material celular
c_p	Calor específico, $\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$
$D_{a/v}$	Difusividade do vapor de água no ar, $\text{m}^2.\text{s}^{-1}$
D_{rp}	Difusividade do gás em materiais porosos
D_{eff}	Difusividade efectiva, $\text{m}^2.\text{s}^{-1}$
D_{ad}	“Difusividade” da água na fase adsorvida, kg.s.m^{-3}
$\dot{D}_{\text{AD}}$	Grupo adimensional
$ Fo$	Número de Fourier
$ Fo_m$	Número de Fourier mássico
$ Fo_{\text{md}}$	Grupo adimensional
$ H$	Teor de humidade do aglomerado (massa de água/massa de colchão seco)
$ H_i$	Teor de humidade inicial
$ H_R$	Humidade relativa
$ Ho$	Grupo adimensional elástico
$ k_T$	Condutividade térmica, $\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$
$ k_c$	Constante cinética, s^{-1}
$ K_g$	Permeabilidade da placa, m^2

L_x	Comprimento da placa, m
L_y	Largura da placa, m
L_z	Espessura da placa, m
m	Massa, kg
$\dot{m}$	Quantidade de água que muda de fase, por unidade de tempo e volume, $\text{kg.m}^{-3}.\text{s}^{-1}$
M	Massa molecular, kg.mol^{-1}
$\dot{M}_v$	Grupo adimensional
$\dot{M}_g$	Grupo adimensional
$\dot{M}_{\Delta\text{Had}}$	Grupo adimensional
ME	Módulo de elasticidade, Pa
$\langle ME \rangle$	Módulo de elasticidade global, Pa
N	Número de volumes de controlo
N_p	Permeabilidade relativa
P_g	Pressão total do gás, Pa
Pe	Número de Peclet energético
Pe_m	Número de Peclet mássico
P_v	Pressão parcial do vapor de água, Pa

P_{ar}	Pressão parcial do ar, Pa
$(-r_p')$	Velocidade da reacção de polimerização, $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{resina}}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$
R	Constante universal dos gases ideais, $\text{kJ} \cdot \text{kgmol}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$
S_v	Entropia, $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{mol}^{-1}$
t	Tempo, s
T	Temperatura, K
v_g	Velocidade do gás, $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$
Vi	Número adimensional viscoelástico
V	Volume
w	Fracção mássica
y_r	Teor de resina (massa de resina/massa de fibra seca)
x	Variável espacial (distância ao longo da coordenada “x”), m
y	Variável espacial (distância ao longo da coordenada “y”), m
z	Variável espacial (distância ao longo da coordenada “z”), m

Letras Gregas

ε_p	Porosidade do painel (volume de poros/volume do painel)
γ	Deformação
η	Componente viscosa, Pa.s

$\langle \eta \rangle$	Componente viscosa global, Pa.s
μ_g	Viscosidade do gás, Pa.s
μ_{ad}	Potencial químico, J.kg ⁻¹
ρ	Massa específica, kg.m ⁻³
σ	Tensão, Pa
ϕ_T	Fluxo de calor, J.m ⁻² .s ⁻¹
ϕ	Fluxo de massa, kg.m ⁻² .s ⁻¹
τ	Tempo total do ciclo de prensagem, s
θ	Variável tempo adimensionalizada
ς	constante de atenuação da difusão do vapor
χ	Grau de cura da resina
v	Fracção volúmica
ΔH_{ads}	Calor de sorção, J.kg ⁻¹
ΔH_r	Calor de reacção, J.kg ⁻¹

Índices

3	terceira componente elástica, componente mecânica
a	ambiente
ar	ar

c	compósito
ed	elástico-retardado, componente mecânica
e	elástico, componente mecânica
f	fibras de madeira
g	gás
K	Kelvin, componente mecânica
M	Maxwell, componente mecânica
o	de referência ou inicial
p	pratos
r	resina
s	sólido
sat	nas condições de saturação
T	total, componente mecânica
T	térmico, transferência de massa e calor
v	vapor, componente de transferência de massa e calor
v	viscoso, componente mecânica
vd	viscoso-retardado, componente mecânica
x	ao longo do comprimento do painel (a partir do centro do painel)

y ao longo da largura do painel (a partir do centro do painel)

z ao longo da espessura do painel (a partir do centro do painel)

Sobrescritos

* variável normalizada

Abreviaturas

MDF Aglomerado de fibras de média densidade

3D Tridimensional

MM Modelo de Maxwell

MB Modelo de Burger

MBM Modelo de Burger Modificado

BIBLIOGRAFIA

Agarwal, B.D., Broutman, L.J., "Analysis and performance of fiber composites", John Wiley & Sons, New York, 1990

Alexopolous, J., "OSB pressing optimization and problem solving using monitoring of temperature and gas pressure", in Proceedings of 3rd European Panel Products Symposium, Llandudno, North Wales, UK (1999)

Barbu, M., H. Resch, "Aspects regarding the surface quality of MDF-Lightboard", in Proceedings of 2nd European Panel Products Symposium, Llandudno, North Wales, UK (1998)

Bodig, J., B.A. Jayne, "Mechanics of Wood and Wood Composites", Van Nostrand Reinhold Company, New York (1982)

Bolton, A.J., P.E. Humphrey, "The Hot-Pressing of Dry-formed Wood-based Composites. Part I: A Review of the Literature, Identifying the Primary Physical Processes and the Nature of their Interaction", *Holzforschung*, 42 (6), 403-406 (1988)

Bolton, A.J., Humphrey, P.E., Kavvouras, P.K., "The Hot-Pressing of Dry-formed Wood-based Composites. Part III: Predicted Vapour Pressure and Temperature Variation with Time, Compared with Experimental Data for Laboratory Boards", *Holzforschung*, 43 (4), 265-274 (1989a)

Bolton, A.J., Humphrey, P.E., Kavvouras, P.K., "The Hot-Pressing of Dry-formed Wood-based Composites. Part IV: Predicted Variation of Moisture Content with Time", *Holzforschung*, 43 (5), 345-349 (1989b)

Bolton, A.J., Humphrey, P.E., Kavvouras, P.K., "The Hot-Pressing of Dry-formed Wood-based Composites. Part VI: The importance of Stresses in the Pressed Moisture and their Relevance to the Minimization of Pressing time, and the variability of Board Properties", *Holzforschung*, 46 (6), 406-410 (1989c)

Carvalho, L.M.H., "Estudo da Operação de Prensagem do Aglomerado de Fibras de Média Densidade (MDF): Prensa Descontínua de Pratos Quentes", Tese de Doutoramento em Engenharia Química apresentada à Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (1999)

Carvalho, L.M.H., C.A.V. Costa, "Modeling and Simulation of the Hot-pressing Process in the Production of Medium Density Fiberboard (MDF)", *Chem. Eng. Comm.*, 170, 1-21 (1998)

Carvalho, L.M.H., M.R.N. Costa, C.A.V. Costa, "Modeling rheology in the hot-pressing of MDF: Comparison of mechanical models", *Wood and Fiber Sci.*, 33 (3), 395-411 (2001a)

Carvalho, L.M.H., M.R.N. Costa, C.A.V. Costa, "Development of a global model for the hot-pressing of medium density fiberboard (MDF)", *submetido ao Wood Sci. and Technol.* (2001b)

Dai, C., P.R. Steiner, "Compression behavior of randomly formed wood flake mats", *Wood and Fiber Sci.*, 25 (4), 349-358 (1993)

Dai, C., P.R. Steiner, "Spatial structure of wood composites in relation to processing and performance characteristics. Part 2. Modelling and simulation of a randomly-formed flake layer network", *Wood Sci. and Technol.*, 28, 135-146 (1994a)

Dai, C., P.R. Steiner, "Spatial structure of wood composites in relation to processing and performance characteristics. Part 3. Modelling the formation of multi-layered random flake mats", *Wood Sci. and Technol.*, 28, 229-239 (1994b)

Dai, C. P.R. Steiner, "The elasticity and strength of paper and other fibrous materials", *Composites Part A*, 28A, 57-64 (1997)

Dai, C., "Viscoelasticity of wood composite mats during consolidation", *Wood and Fiber Sci.*, 33 (3), 353-363 (2001)

Dinwoodie, J.M., C.B. Pierce, B.H. Paxton, Creep in chipboard. Part 3: Initial assessment of the influence of moisture content and level of stressing on rate of creep and time to failure", *Wood Sci. and Technol.*, 15, 125-144 (1981)

Dinwoodie, J.M., C.B. Pierce, B.H. Paxton, Creep in chipboard. Part 4: The influence of temperature and moisture content on the creep behaviour of a range of boards at a single stress level", *Wood Sci. and Technol.*, 18, 205-224 (1984)

Geimer, R.L., W. Christiansen, "Adhesive curing and bonding: response to real time conditions", in *Proceedings of Symposium Adhesives and Bonded Wood Products*, Seattle Nov. 1991, Hse, B. Tomita and S. Branham eds., For. Prod. Soc., Madison, 12-29 (1994)

Gibson, L., M. Ashby, "Cellular solids: structure and properties", Pergamon Press, Oxford (1988)

Gibson, R.F., "Principles of Composite Materials Mechanics", Mc Graw Hill, Singapore (1994)

Harless, T., F. Wagner, P. Short, D. Seale, P. Mitchell, D. Ladd, " A model to predict the density profile of particleboard", *Wood and Fiber Sci.*, 19(1), 81-92 (1987)

Hass, G., "Untersuchungen zur Heipressung von Holzwerkstoffmatten unter besonderer Bercksichtigung des Verdichtungsverhaltens, der Permeabilitt, der Temperaturleitfhigkeit und der Sorptionsgeschwindigkeit", PhD. Thesis, University of Hamburg, Germany (1998)

Hata, T., S. Kawai, H. Sasaki, "Computer simulation of temperature behaviour in particle mat during hotpressing and steam injection pressing", *Wood Sci. and Technol.*, 24, 65 (1990)

Hindmarsh, A.C., "ODEPACK, a systematized collection of ODE solvers in scientific computing", R.S. Stepleman et al. (eds), North Holland, 55-64 (1983)

Hiziroglu, S., M. Graham, "Effect of press closing time and target thickness on surface roughness of particleboard", *Forest Prod. J.*, 48 (3), 50-54 (1998)

Humphrey, P., Bolton, A., "The hot-pressing of dry-formed wood based composites-Part II: Simulation Model for heat and moisture transfer, and typical results", *Holzforshung*, 43 (3), 199-206 (1989a)

Humphrey, P., Bolton, A., "The hot pressing of dry formed wood-based composites. Part V: The effect of board size: comparability of laboratory and industrial pressing", *Holzforschung*, 43 (6), 401-405 (1989b)

Humphrey, P.E., "Physical aspects of wood particleboard manufacture", Ph.D. Thesis, University of Wales, U.K. (1982)

Irle, M.A., A.J. Bolton, "Physical aspects of wood adhesive bond formation with formaldehyde based adhesives", *Holzforschung*, 45, 69-73 (1991)

Kamke, F.A., L.J. Casey, "Gas pressure and temperature in the mat during flakeboard manufacture", *Forest Prod. J.*, 38(3), 41-43 (1988a)

Kamke, F.A., L.J. Casey, "Fundamentals of flakeboard manufacture internal-mat conditions", *Forest Prod. J.*, 38 (6), 38-44 (1988b)

Kamke, F.A., Wolcott, M.P., "Fundamentals of flakeboard manufacture: Wood-moisture relationship", *Wood Sci. and Technol.*, 25, 57-71 (1991)

Kayihan, F., J.A. Johnson, "Heat and moisture movement in wood composite materials during the pressing operation: a simplified model", in Numerical methods in heat transfer, R.W. Lewis, K. Morgan and B.A. Schreffler (Eds), Vol.2, pp 511 (1983)

Kelley, S.S., T.G. Rials, W.G. Glasser, "Relaxation behaviour of the amorphous components of wood", *J. of Mater. Sci.*, 22, 617-624 (1987)

Landau, H.G., R.W. Lewis, "Heat conduction in a melting solid", *Q. Appl. Math.*, 8, 81-94 (1950)

Lang, E.M., Wolcott, M.P., "A model for viscoelastic consolidation of wood-strand mats. PartII: Static Stress-strain Behavior of the Mat", *Wood and Fiber Sci.*, 28 (3), 369-379 (1996)

Lenth C.A., F.A. Kamke, "Equilibrium moisture content of wood in high-temperature pressurized environments", *Wood and Fiber Sci.*, 33 (1), 104-118 (2001)

Lenth, C.A., Kamke F.A., "Investigations of flakeboard mat consolidation. Part I: Characterizing the cellular structure ", *Wood and Fiber Sci.*, **28**(2), 153-167 (1996a)

Lenth, C.A., Kamke F.A., "Investigations of flakeboard mat consolidation. Part II: Modeling mat consolidation using theories of cellular materials", *Wood and Fiber Sci.*, **28**(3), 309-319 (1996b)

Prime, B., "Thermosets", in: Thermal Characterization of Polymeric Materials, A. Turi ed., Academic Press, San Diego, C.A., 1380-1744 (1997)

Siau, J. F., "Transport process in wood", Springer-Verlag, Berlin (1984)

Siau, J. F., S. Avramidis, "Application of thermodynamic model to experiments on nonisothermal diffusion moisture in wood", *Wood Sci. and Technol.*, **27**, 131-136 (1993)

Simpson, W.T., "Predicting equilibrium moisture content of wood", *Forest Prod. J.*, **21** (5), 48-49 (1971)

Simpson, W.T., "Predicting equilibrium moisture content of wood by mathematical models", *Wood Fiber*, **5**, 41 (1973)

Simpson, W.T., H.N. Rosen, "Equilibrium moisture content prediction of wood at high temperatures", *Wood Fiber*, **13**, 150 (1981)

Skaar, C., "Water in wood", Syracuse University Press, Syracuse, New York (1972)

Skaar, W.T., "Thermal diffusion of bound water in wood", *Wood Sci. Technol.*, **15**, 105-121 (1981)

Souza, M.E.P., S.A. Nebra, "Heat and mass transfer model in wood chip drying", *Wood and Fiber Sci.*, **32** (2), 153-163 (2000)

Stanish, M.A., G.A. Schajer, F. Kayihan, "A mathematical model of drying for hygroscopic porous media", *AIChE J.*, **32** (8), 1301 (1986)

Steffen A., "Development and status of optimisation and modelling of the hot-pressing of wood-based panels", *Holz als Roh-und Werkstoff*, 54, 321-332 (1996)

Steffen A., G. Haas, A. Rapp, P. Humphrey, H. Thoemen, "Temperature and gas pressure in MDF-mats during industrial continuous hot-pressing", *Holz als Roh-Und Werkstoff*, 57, 154-155 (1999)

Strickler M. D., "Effect of Press Cycle and Moisture Content on Properties of Douglas-fir Flakeboard", *Forest Prod. J.*, 9 (7), 203-215 (1959)

Suo, S., Bowyer, J.L., "Simulation and modelling of particleboard density profile", *Wood and Fiber Sci.*, 26, 397 (1994)

Suschland O., H. Xu, " A simulation of the horizontal density distribution in a flakeboard", *Forest Prod. J.*, 39 (5), 29-33 (1989)

Suschland O., H. Xu, " On the measurement of linear expansion of particleboard and medium density fiberboard", *Forest Prod. J.*, 39 (6), 39-42 (1989)

Suzuki, M., F. Saito, "Effects of environmental factors on the properties of particleboard. I: Effect of temperature on bending properties", *Mokuzai Gakkaishi*, 33 (4), 298-303 (1986)

Suzuki, M., T. Kato, "Influence of dependent variables on the properties of medium-density fibreboard", *Mokuzai Gakkaishi*, 35 (1), 8 (1989)

Thoemen H., P.E Humphrey, "The Continuous Pressing Process For Wood-Based Panels: An Analytical Simulation Model", in Proceedings 3rd European Panel Products Symposium, Llandudno, North Wales, UK (1999)

Wang, S., P.M. Winistorfer, "Fundamentals of vertical density formation in wood composites. Part II: Methodology of vertical density formation under dynamic conditions", *Wood and Fiber Sci.*, 32 (2), 220-238 (2000)

Winistorfer, P.M., W.W. Moschler Jr., S. Wang, E. DePaula, B.L. Bledsoe, "Fundamentals of vertical density formation in wood composites. Part I: *In-situ* density measurement of the consolidation process", *Wood and Fiber Sci.*, 32 (2), 209-219 (2000)

Wang S., P.M. Winistorfer, W.W. Moschler Jr., C. Helton, "Hot-pressing of oriented strandboard by step-closure", *Forest Prod. J.*, 50 (3), 28-34 (2000)

Winistorfer, P.M., S. Wang, W.W. Moschler Jr., "Dynamics of wood composites mats during consolidation: monitoring density development during pressing with an *in-situ* density monitoring system", in Proceedings 2nd European Panel Products Symposium, Llandudno, North Wales, UK (1998)

Ward, I.M., D.H. Hadley, "An Introduction to the Mechanical Properties of Solid Polymers", John Wiley and Sons, Chichester (1993)

Wolcott, M.P., Kasal B., Kamke, F.A., Dillard, D.A., "Modeling wood as a polymeric foam: an application to wood-based composite manufacture", Proceedings of Third Joint ASCE-ASME Mechanics Conference. University of California, San Diego, LaJolla, CA, 53-60 (1989)

Wolcott, M.P., F.A. Kamke, D.A. Dillard, " Fundamentals of flakeboard manufacture: viscoelastic behaviour of the wood component", *Wood and Fiber Sci.*, 22(4), 345-361 (1990)

Wu Q., "Application of Nelson's sorption isotherm to wood composites and overlays", *Wood and Fiber Sci.*, 31 (2), 187-191 (1999)

Yin, S. "Caracterization par analyses thermiques de la polycondensation d'adhesives aminoplastes et du durcissement de composites modeles boi-adhesif", Thèse Docteur, Université de Nancy I (1994)

Zombori, B.G., "Modeling the transient effects during the hot-pressing of wood-based composites", PhD Thesis, Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University Blacksburg, Virginia (2001)

Capítulo III

Estudo Experimental e de Estimativa de Parâmetros Usando uma Prensa Laboratorial de Pratos Quentes

1. Introdução

O capítulo anterior descreve os mecanismos complexos e as suas interacções durante a prensagem a quente dos aglomerados de madeira. Foi apresentado um modelo global de transferência de massa e calor e de comportamento mecânico para simular a operação de prensagem a quente do MDF. Neste capítulo vai avaliar-se a capacidade do modelo para descrever as condições internas que ocorrem no painel durante o ciclo de prensagem para alguns dos parâmetros de prensagem.

Para isso, realizou-se um conjunto de ensaios experimentais de prensagem de MDF em laboratório com medições em tempo real da temperatura, da pressão do gás no centro, da variação de espessura e da resposta em tensão do painel, com o objectivo de validar o modelo global bem como de determinar a relação entre os parâmetros do ciclo de prensagem e as características finais do painel. Serão também discutidos e analisados os efeitos do tempo de fecho da prensa, da temperatura dos pratos e do teor de humidade inicial na evolução das condições internas do painel.

2. Estado da Arte

São vários os investigadores que se têm debruçado sobre o estudo em laboratório da influência das condições de prensagem dos derivados da madeira e das propriedades iniciais nas propriedades físicas e mecânicas do produto final (Strickler, 1959; Smith, 1982; Humphrey, 1982 ; Kamke e Casey, 1988; Hiziroglu e Graham, 1998; Oudjehane et al., 1998 a e b; Wang e Winistorfer, 2000). Estes trabalhos fornecem uma visão abrangente sobre a influência dos parâmetros de processo nas propriedades físicas, de resistência e dimensionais do produto final. A maioria deles concentra-se em quatro parâmetros de produção: o teor de humidade inicial, a densidade final do painel, a temperatura dos pratos e o tempo de fecho da prensa. Foi reconhecido pelos vários autores que é muito difícil analisar o efeito isolado das variáveis de processo nas propriedades do painel devido à grande interacção entre elas.

Numa prensagem típica a quente, o colchão tem um teor de humidade inicial entre 8-14%. Na indústria, a superfície do painel é, por vezes, pulverizada com água para aumentar o

escoamento vertical de vapor e desta maneira acelerar o aquecimento do centro do painel. A humidade funciona como plastificante e por isso, o colchão densifica mais na superfície, o que resultará num painel com um perfil vertical de densidades mais acentuado. Por outro lado, a pressão de aperto necessária para comprimir o colchão para a espessura pretendida é menor quando se aumenta o teor de humidade inicial (Stickler 1959; Kamke e Casey 1988 a, b). Teores de humidade mais altos implicam a formação de perfis verticais de densidade mais pronunciados, o que aumenta a resistência à tracção e à flexão mas diminui a resistência interna e ao arranque do parafuso. Na indústria é muitas vezes usada uma distribuição não uniforme do teor de humidade, para se ter a vantagem de uma transferência mais rápida de calor para o centro mas tenta-se também contornar os efeitos adversos nas propriedades do painel. Por outro lado, o método de prensagem por “steam shock” baseado na injeção de vapor no colchão, aumenta uniformemente o teor de humidade e a temperatura no interior do colchão, resultando num perfil de densidades mais uniforme (Hata et al., 1990).

Strickler (1959) estudou experimentalmente a influência da duração dos ciclos de prensagem, do teor de humidade e da distribuição do teor de humidade nas propriedades físicas de painéis de partículas tais como o perfil de densidade, os módulos de ruptura e elasticidade, a resistência interna e a estabilidade dimensional. Uma das conclusões a que chegou foi que os ciclos de prensagem, o teor de humidade e a distribuição da humidade afectam o perfil de densidades ao longo da espessura do painel.

Kamke e Casey (1989 a, b) investigaram o efeito de alguns parâmetros de produção nas condições internas do colchão usando dois teores de humidade inicial (6 e 15%), duas temperaturas dos pratos quentes (154 e 190°C), e dois tempos de fecho da prensa (60 e 120 s). Os dados de temperatura e pressão do gás foram obtidos através de termopares e sensores de pressão colocados na face e no centro do colchão. Estes autores demonstraram que aumentando o teor de humidade inicial, a transferência de calor dentro do colchão é mais rápida. Por isso, o aumento inicial da temperatura no centro e na face é mais rápido e um valor máximo de temperatura é atingido à medida que se aumenta o teor de humidade inicial. A pressão total do gás também aumenta à medida que se aumenta o teor de humidade inicial, demonstrando a tendência esperada.

Smith (1982) realizou um conjunto de ensaios experimentais para estudar a influência do tempo de fecho da prensa na formação do perfil de densidades nos aglomerados de partículas e concluiu que, entre outros, o tempo de fecho da prensa regula a densificação do painel. Este autor pôde verificar que para tempos de fecho da prensa mais curtos resultam painéis menos densos no centro, e por isso mais permeáveis à passagem do vapor até aos bordos. Este resultado indica que a pressão interna de gás é tanto menor quanto maior a velocidade de fecho da prensa. Os dados apresentados por Wang et al. (2000) foram inconclusivos no estudo da influência da velocidade de fecho na pressão interna do gás. Os resultados obtidos por Smith (1982) apresentam algumas contradições com os obtidos por Strickler (1959) no que diz respeito à velocidade de aumento da temperatura no centro do painel. Segundo o primeiro autor, o aumento de temperatura é mais rápido se o painel é mais denso e segundo Strickler (1959) o aumento de temperatura é mais rápido em painéis menos densos. Smith (1959) também demonstrou que nos painéis mais densos pode ocorrer delaminação (rebetamento) mesmo que a resina esteja completamente curada. Aumentando a densidade do painel, este torna-se menos permeável à passagem do vapor para os bordos. A pressão do vapor no centro do painel vai ser superior à resistência interna do painel quando a prensa abrir. Por isso, recomenda um tempo extra de descompressão, ou um maior tempo de fecho da prensa, para eliminar os problemas de rebetamento nos painéis de alta-densidade.

As consequências da temperatura dos pratos nas condições internas do colchão ao longo do ciclo de prensagem ainda não foram muito estudadas. Apesar do seu efeito quase óbvio na evolução das condições internas, a temperatura dos pratos é uma variável operatória que deve ser bem otimizada para redução do consumo de energia e para evitar a destruição das faces do painel por sobreaquecimento. Kamke e Casey (1988 a, b) observaram que, aumentando a temperatura dos pratos é mais rápido o aumento da temperatura nas faces e no centro e os valores máximos atingidos são mais elevados. A pressão total da fase gasosa aumenta mais cedo e atinge valores mais elevados devido ao aumento mais rápido da temperatura. A temperatura nos pratos é definida de acordo com o tipo de resina a curar e a duração do ciclo de prensagem. Assim, os valores de temperatura dos pratos usados na indústria podem variar entre os 143°C e os 204°C (Maloney, 1989).

Outros investigadores estudaram a influência de outras variáveis de processo. Alguns relataram o efeito do posicionamento e alinhamento das partículas de madeira (Dai e Steiner, 1994 a e b) e outros as várias estratégias de fecho da prensa (Smith, 1982; Wang e Winistorfer 2000b; Winistorfer et al., 1988) para controlar as propriedades finais do painel.

Também devido à forte relação entre o perfil vertical de densidades e os parâmetros de prensagem, têm sido publicados alguns trabalhos sobre as diferentes estratégias de prensagem com vista ao melhoramento das propriedades finais do painel (Strickler 1959, Winistorfer et al. 1998, 2000; Wang e Winistorfer, 2000).

A revisão bibliográfica realizada mostra que as variáveis de produção com mais influência nas características finais do painel são o teor de humidade inicial, a densidade do painel, a temperatura dos pratos e o tempo de fecho da prensa. Foi também demonstrado em alguns destes trabalhos experimentais que há uma forte relação entre o perfil vertical de densidades e as propriedades físicas e mecânicas do painel.

Com o objectivo de validar o modelo global bem como determinar quais as relações entre alguns parâmetros do ciclo de prensagem e algumas das características finais do painel, realizou-se um conjunto de ensaios experimentais de prensagem de MDF em laboratório com medição em tempo real da temperatura no centro, da variação de espessura e da tensão do painel. Serão portanto discutidos e analisados os efeitos do tempo de fecho da prensa, do teor de humidade inicial e da temperatura dos pratos na evolução das condições internas do painel.

3. A prensa laboratorial de MDF

A descrição da prensa laboratorial

A prensa laboratorial (figura 3.3.1) é suportada por uma estrutura em aço. Esta estrutura consiste em 2 veios de aço laterais nos quais estão apoiados dois suportes metálicos. Nos suportes estão fixos os pratos aquecidos. Enquanto o suporte inferior está fixado à base da prensa, o superior é móvel.

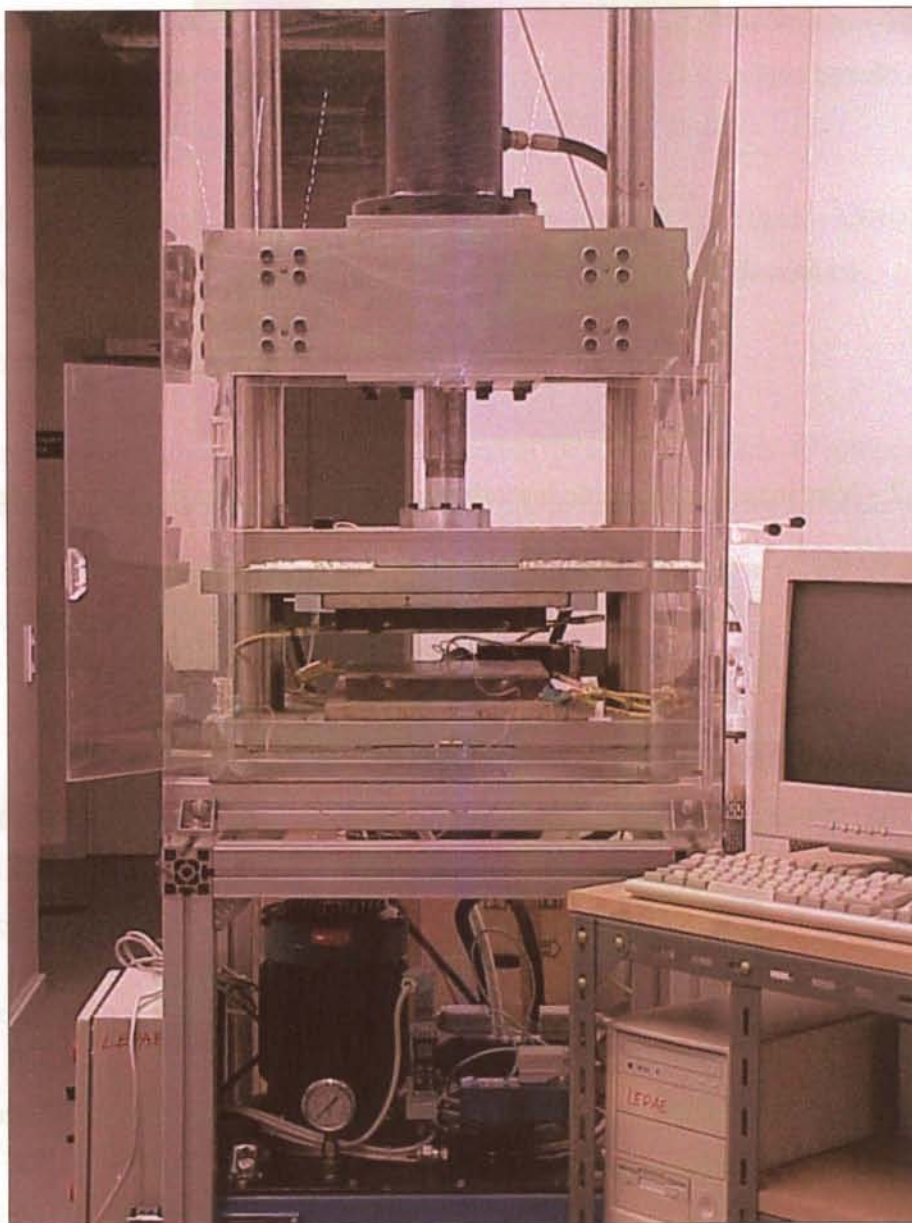


Figura 3.3.1 –A prensa laboratorial. Visualização da unidade hidráulica por baixo da estrutura.

Na parte superior da prensa está colocado um cilindro hidráulico para aplicação de força e a descida do prato superior. Por baixo da haste deste cilindro está colocada uma célula de carga para medição da força aplicada (figura 3.3.2).



Figura 3.3.2 – Visualização da zona de inserção da célula de carga na haste do cilindro.



Figura 3.3.3 – Prato aquecido com a fonte de alimentação. Visualização dos pratos com os dispositivos de controlo e caixas de alimentação das resistências eléctricas.

Ambos os pratos são planos e paralelos e com uma espessura de aproximadamente 7 cm e 25 cm de lado. Cada prato é constituído por uma parte amovível em aço inox e um bloco armazenador de calor em ferro fundido. É aquecido por um conjunto de 4 resistências eléctricas com 250W de potência cada; 3 termopares (tipo K) estão inseridos junto à superfície de cada prato para registar e permitir o controlo da temperatura nos pratos ao longo dos ensaios de prensagem (figura 3.3.3).

Em cada prato aquecido está colocado um isolante para impedir a passagem de calor para o resto do equipamento e instrumentação. Usou-se uma placa de aglomerado de partículas ligadas por cimento com $300 \times 250 \times 20$ mm.

Um sensor de posição magnorestrictivo inserido dentro do cilindro hidráulico mede o deslocamento da haste do actuador do cilindro e assim a deformação da amostra.

Sistema hidráulico

A unidade hidráulica projectada e construída pela *Hidromática* é composta por uma central hidráulica com um reservatório de 40 litros e um motor eléctrico trifásico de 2 kW, que acciona um cilindro hidráulico de $\phi 125 \times 200$ mm. Na figura 3.3.1, observa-se a central hidráulica, o motor e alguns dos instrumentos usados no controlo. A central hidráulica é colocada debaixo da estrutura que vai suportar a base da prensa.

Esta unidade está equipada de um sensor de pressão 0-250 bar, com saída em tensão e visualização digital, equipada com um quadro eléctrico para comando do motor com disponibilidade para ligação a outro meio de comando para referência das válvulas proporcionais (nomeadamente através do computador).

Sistema para medição em tempo real da temperatura, deslocamento, força e pressão do gás

Tanto a força aplicada como a temperatura, a pressão no interior do colchão e a deformação, são registadas em tempo real através de uma placa de aquisição de dados.

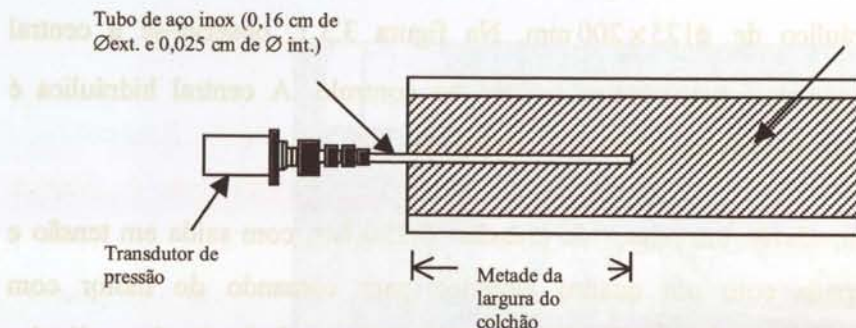
A espessura inicial da amostra é de aproximadamente 5 cm e a distância entre pratos de 8 cm, ou seja, a distância a percorrer pelo prato de cima até à superfície de contacto foi minimizada para reduzir as diferenças nos tempos de aquecimento entre as superfícies de cima e de baixo do colchão.

Temperatura no interior do colchão - Termopares

É possível colocar 4 termopares em 4 pontos bem definidos no interior do colchão de fibras. Utilizaram-se termopares do tipo K (Omega, 1998).

Pressão do gás no interior do colchão - Transdutor de Pressão

A sonda da pressão do gás é composta por um tubo de aço inox de 36 cm de comprimento (diâmetro externo = 0,16 cm, diâmetro interno = 0,025 cm) ligado a um transdutor de pressão.



O transdutor usado é o OMEGA PX303-050GV, com saída em tensão; este transdutor é preciso até cerca de 1,7 kPa. O tubo e o transdutor foram cheios com óleo de silicone (Bow Corning 704), que tem uma pressão de vapor baixa (10^{-7} kPa a 25°C). O objectivo do óleo de silicone é reduzir o volume morto na linha hidráulica e na transferência da variação de pressão desde a ponta aberta do tubo de micro boro até ao diafragma (sensor de pressão no depósito do transdutor).

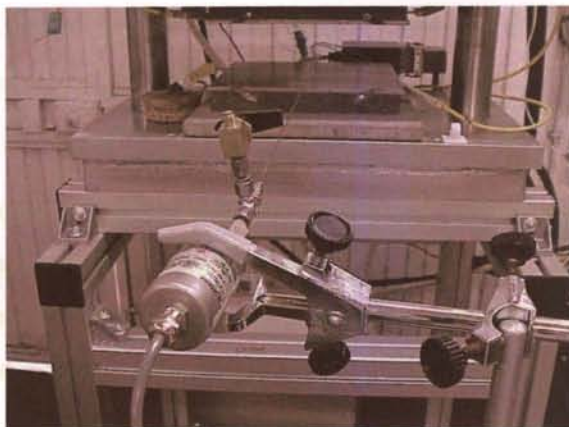


Figura 3.3.4 – Visualização do sensor de pressão no laboratório em frente à prensa hidráulica

Força aplicada - Célula de carga

A força é medida por um transdutor de força ou célula de carga. A célula de carga converte uma carga aplicada num sinal eléctrico analógico (mV). Esta conversão é realizada pela deformação física do veio da célula. A força aplicada à célula de carga tanto em compressão como em tensão produz uma deflexão no veio que por sua vez provoca deformação nos medidores. A deformação irá produzir uma variação na resistência eléctrica que é proporcional à força.

A célula de carga usada é uma miniatura industrial, modelo LCGD – 50 K (ver figura 3.3.5), com capacidade para medir até 20 ton de força. As suas dimensões são 7,62 cm de diâmetro e 3,81 cm de espessura.



Figura 3.3.5 - Célula de carga LCGD – 50K.

4. Materiais e métodos

As amostras

Para este trabalho experimental fizeram-se em laboratório 10 amostras (colchões de MDF) identificadas de A a J. Na tabela 3.4.1 são apresentadas as características destas amostras. Estas amostras foram feitas a partir de fibras de madeira impregnadas de resina ureia-formaldeído (UF) fornecidas pela SIAF S.A. de onde foram transportadas e armazenadas em sacos herméticos. No laboratório, os colchões foram formados dispondo o mais aleatoriamente possível as fibras-resina dentro de uma forma. Na figura 3.4.1, à esquerda, podemos observar o aspecto de um colchão durante a sua formação e, à direita, o seu aspecto final antes da prensagem.



Figura 3.4.1 – Aspecto de um colchão de MDF em formação e antes da prensagem em laboratório.

As dimensões das amostras usadas são as seguintes: 240×230 mm de lado e espessura inicial de aproximadamente 50 mm. A sua humidade inicial, medida em laboratório segundo a norma EN 322, variou entre os 6,3 e 12,4 %, a massa específica média entre 77,0 e 80,3 kg/m³ e o teor em resina UF entre os 7,7 e 14 % (p/p).

Também foi prensado em laboratório um colchão, K, recolhido à saída da formadora industrial, com dimensões de 240×250 mm de lado e espessura inicial de 120 mm. O teor de humidade inicial desta amostra era 11,1 % e a sua massa específica inicial era de 115 kg/m³.

Durante a formação dos colchões foram deixadas, no centro do painel e junto às superfícies, aberturas para fácil colocação de termopares e do tubo sensor de pressão do gás.

Condições de prensagem e medição

Com o objectivo de analisar a influência da temperatura dos pratos na evolução da temperatura no centro do painel e na tensão desenvolvida ao longo do ciclo de prensagem, fabricaram-se três painéis (A, B e D) usando o mesmo tempo de fecho da prensa (34 s), mas com temperaturas dos pratos de 140, 150 e 160 °C respectivamente.

De igual modo, para se estudar o efeito da velocidade de fecho da prensa na evolução da temperatura no centro e na resposta em tensão ao longo do ciclo de prensagem, os painéis B, E e F foram prensados a 150°C e a velocidades de fecho da prensa diferentes. Os tempos de fecho da prensa foram 34, 40 e 30 s respectivamente para os painéis B, E e F.

Prensaram-se também os painéis C, G e H com outros tempos de fecho da prensa e outras temperaturas dos pratos, com o objectivo de analisar qualitativamente estes painéis. Pretendeu-se neste trabalho correlacionar a massa específica média final do painel e algumas das suas propriedades mecânicas.

Todos estes ciclos de prensagem tiveram uma duração de 200 s. O ciclo de prensagem inicia-se no momento em que o prato de cima contacta o colchão. O tempo de fecho da prensa é o tempo que vai desde o momento em que o prato de cima toca o colchão até atingir a espessura final. A espessura final pretendida foi fixada nos 7 mm.

Para analisar o efeito do teor de humidade inicial na evolução da temperatura no centro e nas superfícies do painel e na tensão desenvolvida ao longo do ciclo de prensagem, fizeram-se ainda os colchões I e J a 175 °C, com um tempo de fecho da prensa de 22 s e um ciclo de prensagem de 600 s.

Finalmente, prensou-se o colchão K durante 360 s a 200°C e com um tempo de fecho da prensa de 90s, para se medir a evolução da temperatura e da pressão do gás no centro do painel ao longo do ciclo de prensagem.

Também é importante referir que estes ensaios foram realizados em condições ambientais bem distintas. Os painéis de A a H e K foram prensados nos meses de Outubro, Novembro com temperaturas ambiente a rondar os 20°C e os painéis I e J foram prensados no mês de Julho com temperaturas ambiente a rondar os 32°C.

Tabela 3.4.1 – Informações sobre as condições de fabrico e as características dos colchões.

Colchão de MDF	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K
Teor de resina UF (%)	14	14	14	14	14	14	11	11	8	8	7,7
Humidade inicial (%)	11,1	11,1	12,1	12,3	10,9	11,4	10,1	12,3	8,3	6,3	11,1
Massa específica inicial (kg/m ³)	77,2	77,2	80,3	77,2	74,3	78,0	77,1	77,0	77,7	77,9	115
Tempo de fecho da prensa (s)	34	34	34	34	40	30	15	15	22	22	90
Temperatura de prensagem (°C)	140	150	150	160	150	150	150	200	175	175	200
Ciclo de prensagem (s)	200	200	200	200	200	200	200	200	600	600	360
Espessura final pretendida(mm)	7	7	7	7	7	7	7	7	7	7	20

Antes de cada ensaio, foi colocado, no centro de cada painel, um termopar com uma espessura de 1 mm, para fazer a medição em tempo real da temperatura. Nos colchões I e J foram também colocados termopares junto às superfícies (prato de cima e prato de baixo) e no colchão K foi colocado um sensor de pressão de gás no centro do colchão.

Na figura 3.4.2 pode ser visualizado à esquerda um colchão de MDF durante a prensagem com os diversos sensores de medição e controlo e à direita o seu aspecto à saída da prensa.

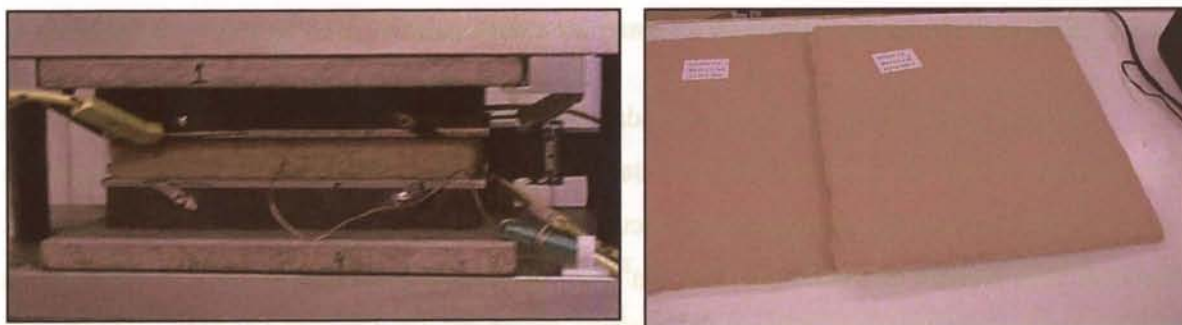


Figura 3.4.2 - Visualização de um colchão de MDF durante a sua prensagem, à esquerda e o seu aspecto final após prensagem à direita.

A posição ao longo de cada ensaio do prato móvel superior é comandada por um sistema de controlo posição/tempo. Este sistema de controlo está apresentado na linguagem gráfica do LabView no Apêndice B. De realçar que neste programa de controlo é possível modificar a velocidade de descida do prato superior tal como a espessura final pretendida.

Medição da humidade do colchão antes e após a prensagem

Dado que o teor de humidade inicial tem uma grande influência nas características finais do painel este foi medido, em cada ensaio, antes e após prensagem.

O teor de humidade foi determinado por pesagem do provete antes e durante a secagem em estufa a 103°C até massa constante, sendo o teor de humidade igual à massa perdida por massa de provete seco (EN 322). Considera-se atingida a massa constante quando os resultados de duas pesagens sucessivas, obtidas num intervalo mínimo de 6 horas, não diferirem mais de 0,1% da massa do provete. Após secagem, as amostras devem ser arrefecidas num excicador antes de se proceder à pesagem. O cálculo do teor de humidade é obtido através da fórmula:

$$H = \frac{m_i - m_o}{m_o} \quad (3.4.1)$$

onde m_i (g) é a massa inicial do provete e m_o (g) a massa do provete após secagem.

Secagem em vácuo das amostras antes da prensagem

Porque também se pretendeu estudar o efeito da humidade inicial na evolução da temperatura dentro do colchão, procedeu-se à secagem de algumas amostras. A secagem da mistura fibras-resina foi realizada sob vácuo para se evitar a polimerização da resina UF. Usou-se uma câmara de vácuo de 1000 cm³ com valores de pressão entre os 1,3-1,5 kPa. Na figura 3.4.3 podemos visualizar o dispositivo instalado no laboratório para realizar este processo. Esta instalação é composta por uma câmara em aço inox, uma bomba de vácuo e um sensor de pressão de gás.



Figura 3.4.3 – Instalação para secagem sob vácuo das amostras de MDF.

5. Apresentação e discussão dos resultados experimentais

Apresentam-se de seguida os resultados experimentais da prensagem das amostras de MDF numa prensa laboratorial. Foram efectuadas várias medições das condições internas nos colchões ao longo da prensagem. Cada painel de A a K foi reproduzido pelo menos 2 vezes e os resultados apresentados são a média. Os erros experimentais máximos foram de 4,3 °C e 0,3 MPa, com grau de confiança de 90%, para a temperatura e tensão de compressão respectivamente. É também de referir a necessidade de realizar-se inicialmente muitos outros ensaios, não apresentados, necessários para o acerto do programa de fecho da prensa, nomeadamente os comandos do sistema hidráulico, o programa de pressão hidráulica

disponível, o programa de subida e descida dos pratos em interação com os colchões, o ciclo de prensagem, a temperatura dos pratos, etc..

5.1 Estudo de um caso de prensagem em laboratório

Em primeiro lugar serão apresentados os resultados para as condições consideradas típicas de prensagem laboratorial, ver tabela 3.5.1, correspondentes às condições de formação do painel B. Estas condições foram consideradas as típicas após a realização de uma série de ensaios prévios, em que se verificou que para este tipo de colchão (com este tamanho), as condições de prensagem mais adequadas seriam estas.

Tabela 3.5.1 – Condições de prensagem e propriedades típicas do painel B.

Tempo total do ciclo de prensagem	$\tau=200$ s
Temperatura dos pratos	$T_p=150$ °C
Tempo de fecho da prensa	TPF=34 s
Humidade inicial	$H_i=0,111$
Massa específica inicial	$\rho_{co}=77,2$ kg/m ³
Teor de resina	$y_{rx}=0,14$
Espessura inicial	$L_{zo}=50$ mm
Espessura final	$L_z=7$ mm

Na figura 3.5.1, são apresentados os resultados da evolução temporal da temperatura no centro do painel, da tensão desenvolvida e da espessura para o painel B.

Pode observar-se que a evolução de temperatura no centro do painel apresenta um pequeno atraso inicial no seu aumento. Este atraso é devido à maior distância entre a superfície e o centro, no início, quando a espessura do colchão é maior e também devido à existência de maior quantidade de ar (mau condutor de calor). À medida que se atinge a espessura final verifica-se um rápido aumento da temperatura até se atingir um novo “patamar”. Este novo patamar acontece por volta dos 110°C e corresponde ao período de vaporização da água no centro do painel que é acompanhado de um grande consumo de energia, logo todo o calor que chega ao centro do painel, neste período, vai contribuir para este fenómeno e não para o aumento de temperatura (Kamke e Casey, 1989).

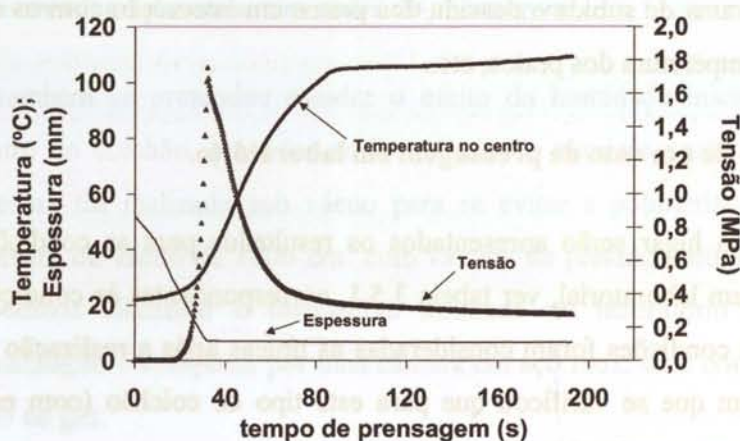


Figura 3.5.1 – Evolução temporal da temperatura no centro do painel, da tensão e da espessura para o painel B.

Relativamente ao desenvolvimento da tensão no painel, esta atinge o seu valor máximo de 1,76 MPa aos 34 s relaxando depois para valores de 0,28 MPa no final do ciclo de prensagem. O valor máximo é atingido quando se atinge a espessura final pretendida.

5.2 Efeito de algumas variáveis de processo nas condições internas do colchão

Estudo do efeito da velocidade de fecho nas condições internas

A figura 3.5.2 apresenta os valores de temperatura no centro, da espessura e da tensão desenvolvida para os painéis B, E e F ao longo do ciclo de prensagem. Estes painéis foram prensados nas mesmas condições, variando apenas o tempo de fecho da prensa (TFP), sendo este de 34, 40 e 30 s para os painéis B, E e F respectivamente.

Começando por analisar a evolução temporal da temperatura no centro do painel, para os 3 casos pode observar-se que estes apresentam evoluções diferentes. O painel E aquece mais lentamente no centro que o B e o F, dado que a espessura final é atingida mais tarde. Uma espessura maior significa uma maior distância a percorrer pelo calor desde a superfície até ao centro. No entanto, este painel apresenta uma temperatura mais alta que o painel B no patamar final. Uma explicação para este facto poderá ser que, a humidade de B é maior nesta altura do ciclo de prensagem que a de E. O painel F é o que apresenta o aumento mais rápido

de temperatura no centro tal como também seria de esperar, pois a transferência de calor nesse sentido é mais fácil. Um tempo de fecho da prensa mais curto significa a possibilidade de ocorrer transferência de calor por condução para o centro mais cedo no ciclo de prensagem (Kamke and Casey, 1988; Smith, 1982).

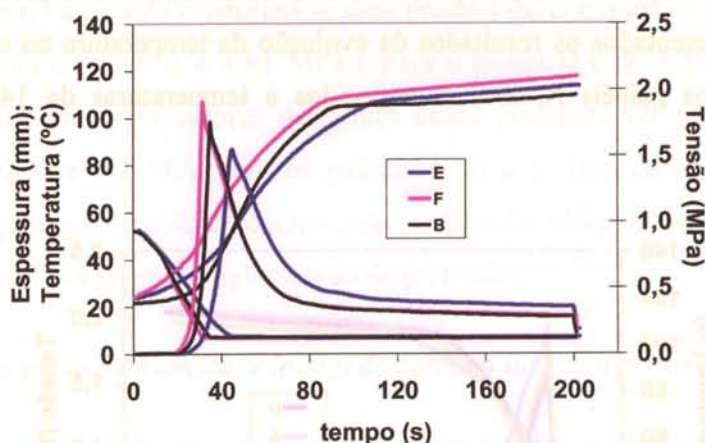


Figura 3.5.2 – Evolução temporal da temperatura no centro do painel, da tensão desenvolvida e da espessura para os painéis B (TFP=34 s), E (TFP=40 s) e F (TFP=30 s).

Quanto às respostas do sistema em tensão às diferentes velocidades de fecho, pode verificar-se que os valores de tensão para o painel F são os mais elevados, o que significa que quanto maior a velocidade de fecho da prensa maior será a pressão de prensagem tal como observaram Kamke e Casey (1989) para aglomerados de partículas. Pela observação da figura, ocorre que a explicação de que são necessárias pressões maiores para o painel mais frio aquando do fecho, só é válida na comparação entre os colchões E e F ou E e B. A comparação entre o painel E e B não permite tirar a conclusão anterior porque estes dois painéis têm velocidades de fecho muito próximas e o colchão B tem uma temperatura no centro de 34,7 °C e o colchão F de 47 °C aquando do fecho, e é o colchão F o que desenvolve maior tensão. Outros factores podem ter influenciado estes resultados, tais como as diferenças nas temperaturas e/ou nas estruturas iniciais dos colchões. Como os colchões são formados manualmente é possível que apresentem estruturas diferentes. No entanto, é claro que o colchão E é o que apresenta uma tensão máxima menor, o que poderá ser explicado pelas

temperaturas mais elevadas no centro do painel aquando do fecho o que possibilita a plastificação das fibras logo um colchão menos resistente à compressão.

Estudo do efeito da temperatura dos pratos nas condições internas

Foram também prensados três painéis a três temperaturas dos pratos diferentes. Na figura 3.5.3 são apresentados os resultados da evolução da temperatura no centro e da tensão desenvolvida para os painéis A, B e D aquecidos a temperaturas de 140, 150 e 160°C, respectivamente.

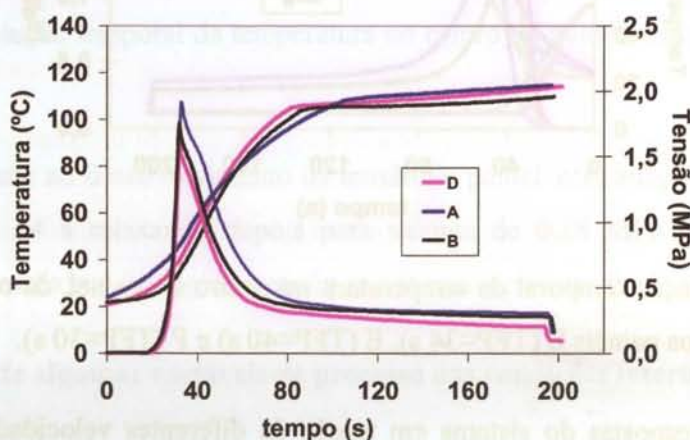


Figura 3.5.3 – Evolução da temperatura no centro, da tensão de compressão ao longo do ciclo de prensagem dos painéis A ($T_p=140^\circ\text{C}$), B ($T_p=150^\circ\text{C}$) e D ($T_p=160^\circ\text{C}$).

Pode observar-se na figura que a evolução de temperatura no centro do painel não sofre alterações muito significativas com a variação da temperatura dos pratos. Segundo Kamke and Casey (1988) uma temperatura dos pratos maior significa um aumento mais rápido da temperatura do painel bem como valores finais mais elevados, sendo no entanto a temperatura no centro a menos afectada.

Bolton et al. (1989a) observaram experimentalmente, para um aglomerado de partículas, que o aumento da temperatura dos pratos aumenta a velocidade de subida da temperatura no centro do painel. A justificação apresentada foi de que uma vez que o calor fornecido à superfície é maior ocorre uma vaporização mais intensa da água nestas camadas de

que resulta um maior fluxo de calor por convecção para o centro do painel arrastado pelo vapor de água. Verificaram também que temperaturas dos pratos maiores resultam também em valores de pressão do gás mais altos no centro do painel.

Como as camadas superficiais do painel D são aquecidas mais cedo, consequentemente amolecidas também mais cedo é necessária uma pressão de compressão mais baixa. A tensão de compressão para o painel A é 1,91 MPa e para o painel D é de 1,59 MPa. As curvas de tensão também relaxam para valores diferentes como podemos ver na figura, atingindo-se valores de 0,3, 0,28 e 0,2 MPa para os painéis A, B e D respectivamente. Este efeito da temperatura dos pratos na tensão de compressão também foi observado experimentalmente por Kamke and Casey (1989) para um aglomerado de partículas.

Estudo do efeito da humidade inicial do colchão na evolução condições internas

Com o objectivo de analisar o efeito do teor de humidade inicial de um painel de MDF na evolução das condições internas durante um ciclo de prensagem, prensaram-se os painéis I e J com teores de humidade de 8,3 e 6,3% respectivamente.

Durante a prensagem destes painéis fizeram-se também medições de temperatura em três posições verticais. A localização das posições de medida da temperatura ao longo da espessura estão representadas na figura 3.5.4. O ponto C, corresponde ao centro do painel, o ponto T ao topo e está a uma distância de 6 mm da superfície encostada ao prato de cima e o ponto B à base e está também a uma distância de 6 mm da superfície encostada ao prato de baixo.

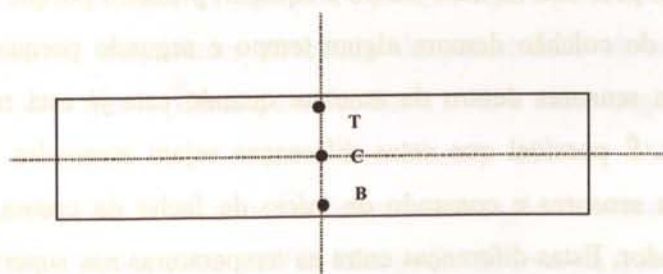


Figura 3.5.4 – Esquema de uma vista de frente de um painel de MDF, com a localização dos três pontos de medição de temperatura. T- Topo; C-centro e B – Base

Na figura 3.5.5, são apresentadas a evolução das temperaturas em três pontos da espessura, da tensão de compressão e da espessura ao longo do ciclo de prensagem do colchão J.

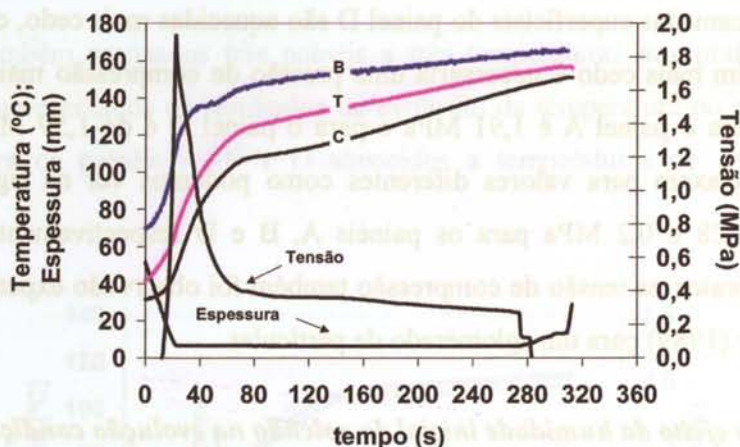


Figura 3.5.5 – Evolução da temperatura no centro-C, topo-T e base-B, da tensão e espessura ao longo do ciclo de prensagem para o painel J.

Pode ser observado na figura 3.5.5 que a evolução da temperatura nas três posições é bem distinta ao longo do ciclo de prensagem. Os valores mais elevados de temperatura são atingidos no ponto B, pois encontra-se mais próximo da superfície que primeiro contacta os pratos quentes. Por isso, o valor de temperatura “inicial”, ou seja, quando o prato de cima encosta a superfície superior do colchão, é neste ponto B já igual a 71,6°C, enquanto que no ponto T é de 44°C e no centro de apenas 32°C (temperatura ambiente). De salientar aqui, a diferença entre as temperaturas nos pontos T e B. Tal como seria de prever a temperatura em B é mais elevada no início pois está há mais tempo a aquecer, primeiro porque o prato de cima até encostar à superfície do colchão demora algum tempo e segundo porque nestes ensaios experimentais se colocam sensores dentro da amostra quando esta já está na prensa e isto demora alguns segundos. É possível que estas diferenças sejam atenuadas se houver uma simultânea colocação dos sensores e comando de início de fecho da prensa, impossível de realizar com um só operador. Estas diferenças entre as temperaturas nas superfícies do topo e da base são também encontradas na indústria (Maloney, 1989), onde o problema é ultrapassado usando temperaturas mais baixas nos pratos de baixo.

Na figura 3.5.6 está patente a evolução da temperatura junto ao topo e à base para os painéis I e J ao longo do ciclo de prensagem. Estes dois painéis foram prensados com teores de humidade inicial diferentes. O painel J, dito seco, tinha um teor de humidade inicial de 6,3% e o painel I, dito húmido, tinha 8,3%. Observa-se pela figura que o painel seco apresenta valores de temperatura no topo e na base superiores aos do painel húmido, ao longo de todo o ciclo de prensagem. Portanto, um painel mais seco aquece mais rapidamente, pois o calor que chega ao colchão é mais “usado” no seu aquecimento e portanto no aumento de temperatura. Um painel com mais humidade vai “usar” o calor disponível na vaporização da água e portanto terá um aumento mais suave de temperatura.

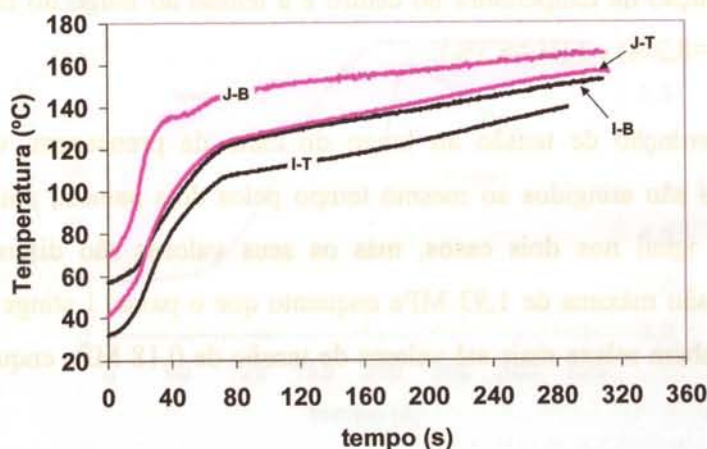


Figura 3.5.6 – Evolução das temperatura no topo-T e em baixo-B ao longo do ciclo de prensagem para os painéis I ($H_i=8,3\%$) e J ($H_i=6,3\%$).

O efeito do teor de humidade inicial na evolução da temperatura do centro do painel e da tensão pode ser observado na figura 3.5.7. Nesta figura pode observar-se que o painel seco (J) atinge valores de temperatura no centro do painel mais elevados no final do ciclo de prensagem. É visível que o patamar à volta dos 110°C é mais longo para o painel húmido (I) pois há mais humidade a vaporizar. No entanto não se observam diferenças muito significativas na velocidade de aumento de temperatura desde o momento em que a espessura final é atingida até o patamar dos 110°C . Mas pode observar-se que o painel J (seco) tem uma temperatura inicial no centro mais baixa e atinge os 110°C uns segundos antes.

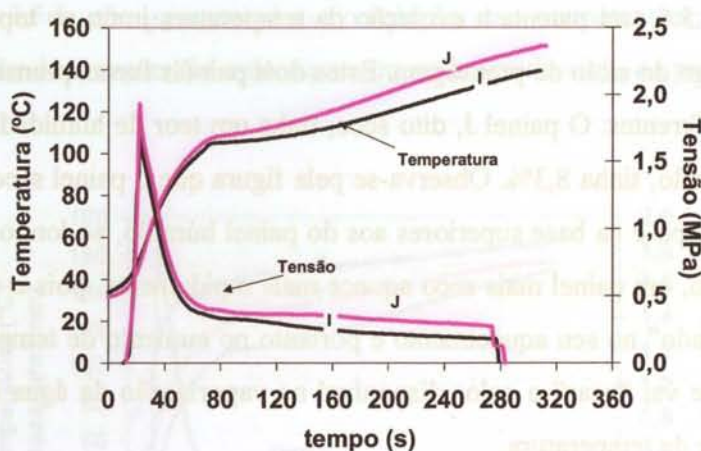


Figura 3.5.7 – Evolução da temperatura no centro e a tensão ao longo do ciclo de prensagem para os painéis I ($H_i=8,3\%$) e J ($H_i=6,3\%$).

Quanto à evolução de tensão ao longo do ciclo de prensagem, verifica-se que os máximos das curvas são atingidos ao mesmo tempo pelos dois painéis, pois a velocidade de fecho da prensa é igual nos dois casos, mas os seus valores são diferentes. O painel J desenvolve uma tensão máxima de 1,93 MPa enquanto que o painel I atinge um valor de 1,69 MPa. O painel I também relaxa mais até valores de tensão de 0,18 MPa enquanto que o J fica-se pelos 0,26 MPa.

Kamke e Casey (1989) verificaram experimentalmente em aglomerados de partículas que a tensão máxima atingida diminui com o aumento da humidade inicial do painel.

Pela observação dos resultados apresentados, a humidade inicial do painel influencia a evolução das condições internas de prensagem tal como observaram outros investigadores (Strickler, 1959; Kamke and Casey, 1988; Bolton et al., 1989a, b e c) em aglomerado de partículas.

5.3 Estudo de um caso de prensagem com medição da pressão do gás no centro

Após várias tentativas de medição da pressão do gás no centro de um painel, conseguiu-se fazer o seu registo no painel K. Os valores registados de pressão são muito baixos na gama dos 0-3 kPa relativos (acima da pressão atmosférica), zona abaixo da gama de

sensibilidade do sensor utilizado (2%). Verificou-se também que este é bastante afectado por outros aparelhos, ou seja, apresenta bastante ruído de sinal próximo do seu zero. Também houve a necessidade de aumentar o tempo de prensagem para aproximadamente 6 minutos para que o aumento da pressão do gás e o seu decaimento fossem “observáveis”.

Na figura 3.5.8 estão representadas a evolução da temperatura e da pressão do gás no centro do painel K ao longo do ciclo de prensagem. Este painel tem a particularidade de ter sido formado numa formadora industrial e de ter uma massa específica inicial maior do que as que se conseguiram obter no laboratório.

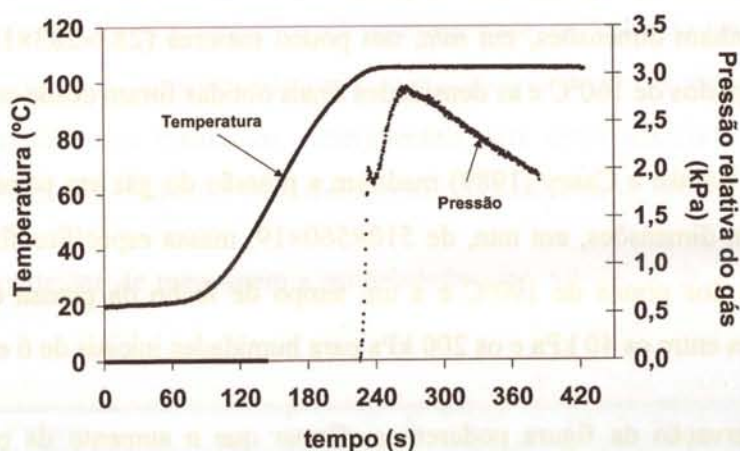


Figura 3.5.8 – Evolução da temperatura e da pressão do gás no centro ao longo do ciclo de prensagem do painel K.

A evolução da temperatura no centro do painel é semelhante à observada para o painel B, estando como seria de esperar deslocada no tempo relativamente a este. O painel B atinge o seu patamar final aos 90s, enquanto que, o painel K, mais espesso, atinge o seu patamar final aos 240 segundos do ciclo de prensagem. Apesar das diferenças de massa específica inicial dos dois colchões, poderá concluir-se que quanto mais espesso o painel maior a distância que o calor tem a percorrer desde a superfície até ao centro tal como observaram Bolton et al. (1989a) e Humphrey e Bolton (1989b).

A evolução da pressão de gás registada apresenta uma zona inicial de “não-deteccção” até aos 220s do ciclo, tem um rápido aumento neste momento até atingir o seu máximo (2,8 kPa) aos 270s. A zona inicial, que se chamou de não-deteccção, corresponde a uma zona de muito ruído de sinal, possivelmente devido ao movimento de fecho da prensa e ao ligar/desligar da placa de “relays” das resistências eléctricas que se encontra na proximidade da fonte de alimentação do sensor. Por isso decidiu apresentar-se o sinal no seu zero, até se conseguir fazer melhorias neste sistema de medição.

Bolton et al. (1989a) observaram valores de pressão do gás da mesma ordem de grandeza para painéis de aglomerado de partículas feitos em laboratório. Os painéis destes investigadores tinham dimensões, em mm, um pouco maiores (283×283×15), foi usada uma temperatura dos pratos de 160°C e as densidades finais obtidas foram desde os 450 kg/m³.

Também Kamke e Casey (1989) mediram a pressão do gás em painéis de aglomerado de partículas com dimensões, em mm, de 510×560×19, massa específica final de 720 kg/m³, uma temperatura dos pratos de 190°C e a um tempo de fecho da prensa de 1 minuto. Eles registaram valores entre os 40 kPa e os 200 kPa para humidades iniciais de 6 e 15 %.

Pela observação da figura poderemos afirmar que o aumento da pressão de gás no centro se verifica quando o painel atinge a temperatura de 100°C, com a consequente vaporização da água contida nas paredes celulares. E neste fase atinge-se um novo patamar de temperatura, porque toda o calor fornecido é usado na dessorção e vaporização da humidade. A pressão de gás após atingir um valor máximo começa a diminuir porque o vapor de água vai-se escapando pelos bordos do painel. E este valor máximo, bem como a velocidade de decaimento da pressão do gás são dependentes da humidade no centro, da distância do centro do painel aos bordos e da permeabilidade do painel ao escoamento do gás. Quanto maior a permeabilidade e menor a distância aos bordos, menor serão os valores de pressão de gás no centro do painel.

6. Resultados experimentais e previstos pelo modelo

O modelo global desenvolvido no capítulo anterior foi utilizado para prever a evolução temporal, quer das variáveis que dizem respeito à transferência de massa e calor (temperatura e teor de humidade), quer das variáveis relativas ao comportamento mecânico (tensão de compressão). O desempenho do modelo mecânico foi analisado impondo a mesma função de perturbação na espessura (ou deformação total) considerada no fecho da prensa laboratorial.

Em primeiro lugar são comparados os resultados experimentais e os previstos para as variáveis temperatura e humidade média, para condições de prensagem dos painéis A,B, C, D, E, F, I e J (tabela 3.6.1). No Apêndice C apresentam-se os valores das propriedades de referência e os grupos e números adimensionais correspondentes a estas simulações. De seguida são comparados os resultados experimentais para estes painéis e previstos para a evolução da tensão no painel usando os modelos macromecânico MM, MB e MBM.

Tabela 3.6.1 – Condições de prensagem e propriedades dos painéis A, B, C, D, E e F usadas nas simulações

Painel	A	B	C	D	E	F	I	J
Tempo total do ciclo de prensagem, s	200							
Temperatura dos pratos da prensa, °C	140	150	150	160	150	150	175	175
Temperatura ambiente, °C	20						30	
Pressão ambiente, kPa	101,325							
Tempo de fecho da prensa, s	34	34	34	34	40	30	22	22
Humidade inicial, %	11,1	11,1	12,1	12,3	10,9	11,4	8,3	6,3
Massa específica inicial, kg/m³	77,2	77,2	80,3	77,2	74,3	78,0	77,7	77,9
Teor de resina	0,14	0,14	0,14	0,14	0,14	0,14	0,08	0,08
Espessura inicial, mm	50							
Comprimento, mm	240							
Largura, mm	230							
Espessura final, mm	7							

6.1 Transferência de massa e calor: temperatura e humidade média

Os resultados experimentais e teóricos de evolução da temperatura no centro do painel C ao longo do ciclo de prensagem estão representados na figura 3.6.1. Relativamente à evolução do teor de humidade médio no painel ao longo do ciclo de prensagem, estão representados na figura 3.6.2 os resultados de previsão e os experimentais. Para os resultados experimentais do teor de humidade apenas temos o registo dos seus valores inicial e final.

Pode observar-se que as previsões do modelo apresentam algumas discrepâncias relativamente aos resultados experimentais. O modelo prevê um aquecimento, no centro do painel, inicialmente mais lento do que o obtido experimentalmente. O modelo também não prevê o segundo patamar de temperatura, no centro do painel, que ocorre por volta dos 110°C. Também outros investigadores (Kamke and Casey, 1998) observaram experimentalmente este segundo patamar ao centro do painel que corresponde à fase de maior dessorção da água na fase adsorvida nesta zona. Uma das explicações para as diferenças entre o modelo e os resultados experimentais obtidos, poderá ser que o modelo prevê que todo o calor transferido neste momento para o centro do colchão é usado no seu aquecimento. O modelo também prevê que nesta altura o painel já se encontra bastante seco sem necessidade de “gastar” o calor que aqui chega na dessorção da água na fase adsorvida.

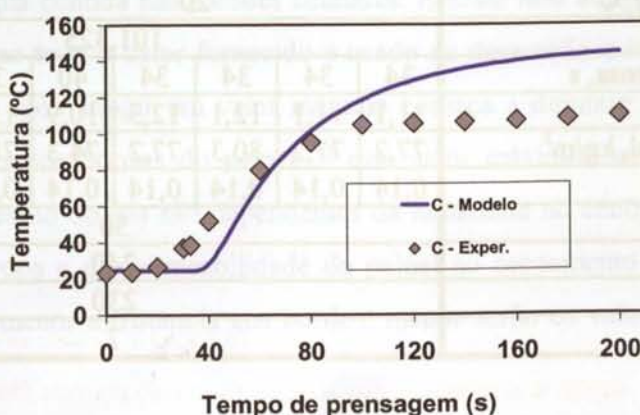


Figura 3.6.1 – Comparação dos resultados de temperatura obtidos para o painel C e os previstos pelo modelo.

Pode observar-se no gráfico da evolução do teor de humidade que o modelo prevê uma secagem bastante maior do painel ao longo da prensagem do que aquela que se verifica experimentalmente. Esta diferença de resultados poderá ser explicada em parte, pelo facto de o teor de humidade experimental ser determinado pela pesagem do painel imediatamente à saída da prensa. Observou-se que nos painéis, à saída da prensa, havia ainda uma grande libertação de vapor de água. Esta grande quantidade de vapor de água que não teve tempo de escapar pelos bordos ao ser “encerrado” dentro do painel vai contribuir para a sua massa ou mais concretamente para o seu teor de humidade. Conclui-se então que o modelo tem alguma dificuldade em prever a evolução do teor de humidade e em consequência disso a evolução da temperatura ou vice-versa.

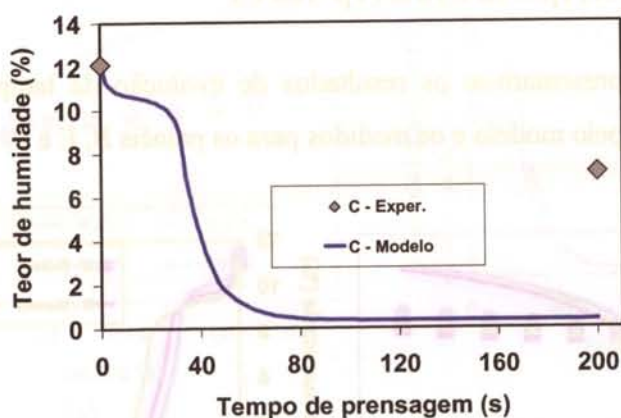


Figura 3.6.2 – Comparação dos resultados de teor de humidade médio obtidos para o painel C e os previstos pelo modelo ao longo do ciclo de prensagem.

Na figura 3.6.3, apresentam-se os resultados de evolução de temperatura e teor de humidade médio previstos pelo modelo e os medidos para os painéis A e D.

Verifica-se que a velocidade de subida da temperatura no centro do painel D é maior que a do painel A, pois a temperatura nos pratos durante a prensagem de D é mais elevada. Os resultados teóricos e experimentais são concordantes neste aspecto. Em relação ao teor de humidade os valores finais previstos e os experimentais estão bastante afastados.

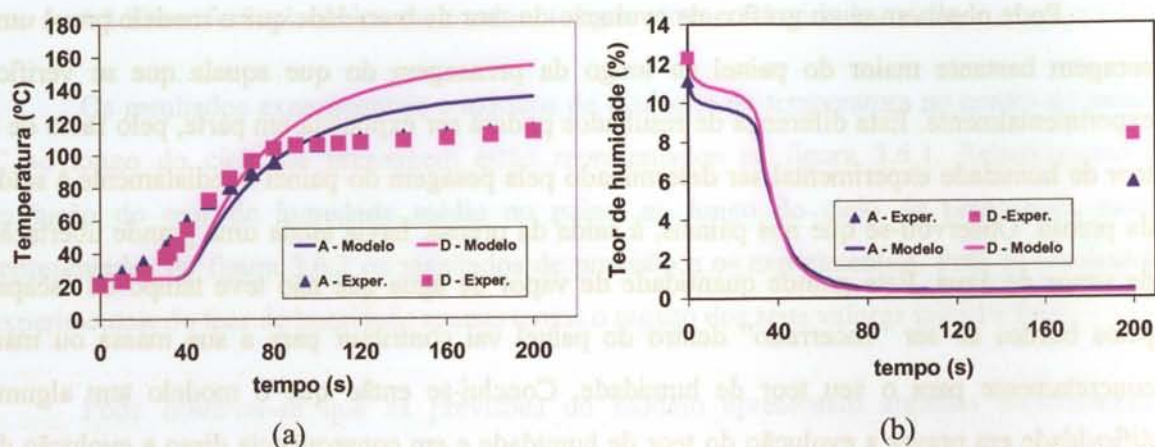


Figura 3.6.3 – Comparação dos resultados de previsão e experimentais para a evolução da temperatura (a) no centro do colchão e teor de humidade médio (b), ao longo do ciclo de prensagem, para os painéis A ($T_p=140^\circ\text{C}$) e D ($T_p=160^\circ\text{C}$).

Na figura 3.6.4, apresentam-se os resultados de evolução de temperatura e teor de humidade médio previstos pelo modelo e os medidos para os painéis B, E e F.

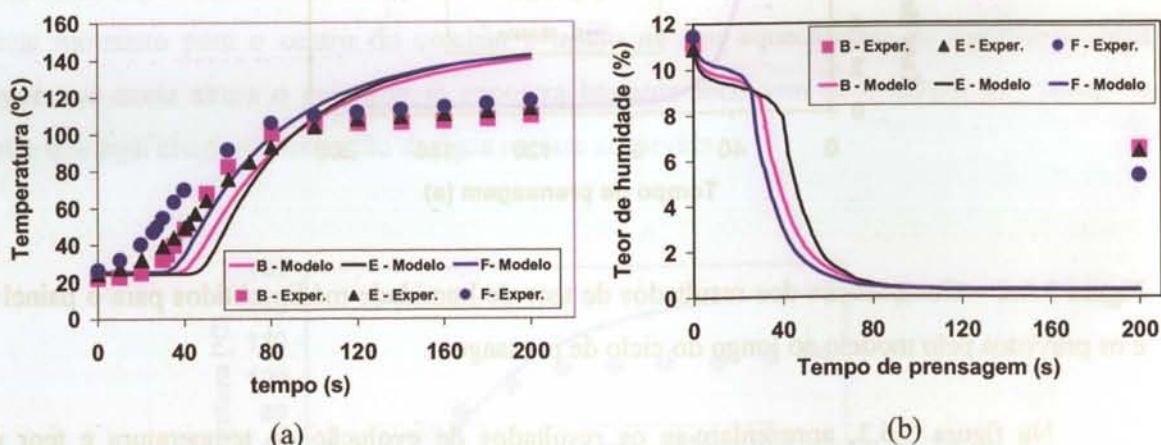


Figura 3.6.4 – Comparação dos resultados de previsão e experimentais para a evolução da temperatura (a) no centro do colchão e teor de humidade médio (b), ao longo do ciclo de prensagem, para os painéis B (TFP=34 s), E (TFP=40 s) e F (TFP=30 s).

Observa-se que a temperatura no painel F começa a subir mais cedo que nos painéis B e E, pois a espessura final deste painel é atingida mais cedo, logo a distância a percorrer pelo calor desde a superfície até ao centro é menor. Os resultados teóricos e experimentais também

são concordantes neste aspecto. Em relação aos valores do teor de humidade médio no final do ciclo de prensagem, observa-se uma grande discrepância tal como nos painéis A, C e D.

Na figura 3.6.5, apresentam-se os resultados de evolução de temperatura previstos pelo modelo e os medidos para os painéis I e J. As medições de temperatura no centro dos painéis mostram que I apresenta um patamar de temperatura a 110°C mais longo que o painel J. Os resultados de previsão indicam que a evolução da temperatura no centro para estes dois painéis é coincidente. Portanto, os resultados teóricos e experimentais não são concordantes neste aspecto. Relativamente ao teor de humidade os valores finais previstos e os experimentais continuam afastados.

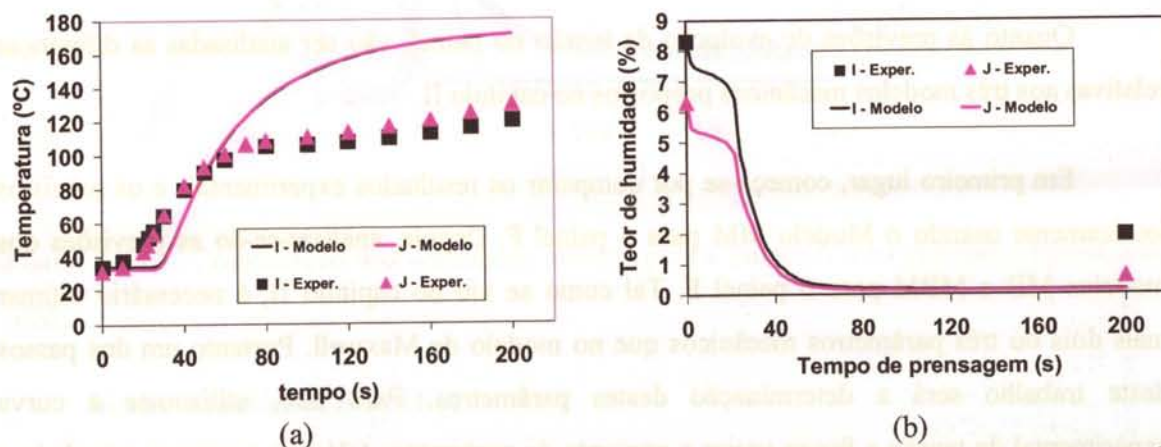


Figura 3.6.5 – Comparação dos resultados de previsão e experimentais para a evolução da temperatura (a) no centro do colchão e teor de humidade médio (b), ao longo do ciclo de prensagem, para os painéis I ($H_i=8,3\%$) e J ($H_i=6,3\%$).

Será, portanto, de grande interesse para trabalhos futuros realizar mais ensaios experimentais com medição do teor de humidade, em várias posições verticais e em vários instantes de tempo no decorrer do ciclo de prensagem. Também para análise do efeito da migração da humidade no painel na evolução das condições internas seria interessante realizar alguns ensaios experimentais com “barreiras” à passagem da água em várias camadas do painel. Estas barreiras poderiam ser por exemplo em Teflon (Wang e Winistorfer, 2000).

Seria também interessante estudar os fenômenos de transferência de calor isoladamente através da prensagem de um painel completamente seco (humidade inicial igual a zero) sob vácuo, impossível de realizar com as actuais condições existentes no laboratório.

Finalmente outro dos aspectos que parece ter alguma importância para a previsão dinâmica de transferência de calor e massa é a exactidão da correlação usada para o cálculo das isotérmicas de sorção. Para tal será necessário determiná-las experimentalmente a várias temperaturas, abaixo e acima dos 100°C e analisar o efeito da resina, antes e após polimerização.

6.2 Comportamento mecânico: tensão desenvolvida

Quanto às previsões de evolução da tensão no painel, vão ser analisadas as diferenças relativas aos três modelos mecânicos propostos no capítulo II.

Em primeiro lugar, começa-se por comparar os resultados experimentais e os previstos teoricamente usando o Modelo MM para o painel F. Depois, analisar-se-ão as previsões dos modelos MB e MBM para o painel F. Tal como se viu no capítulo II, é necessário estimar mais dois ou três parâmetros mecânicos que no modelo de Maxwell. Portanto um dos passos deste trabalho será a determinação destes parâmetros. Para isso, utilizou-se a curva experimental de tensão e fez-se variar o conjunto de parâmetros (elástico e viscoso retardado e a terceira componente elástica) calculados a partir do módulo elástico, ME_e e viscoso, η_v , do colchão até se obter a combinação que melhor traduz os resultados experimentais. Os parâmetros elástico e viscoso do colchão são calculados respectivamente pelas equações 2.3.23 e 2.3.26.

6.2.1 Modelo MM

O modelo MM foi usado para prever a variação da tensão de compressão ao longo do tempo de prensagem. Na figura 3.6.6 são comparados os resultados de previsão deste modelo com os obtidos experimentalmente para o painel A. Pode observar-se que o modelo prevê em excesso a tensão máxima atingida pelo painel bem como apresenta uma curva de relaxação de

tensões bem mais acentuada que a obtida experimentalmente. Portanto, este modelo não descreve correctamente o comportamento mecânico do MDF durante a operação de prensagem. Este modelo simples tem a vantagem de ter apenas dois parâmetros a calcular: o módulo de elasticidade e a componente viscosa o que foi uma vantagem durante o processo de modelização.

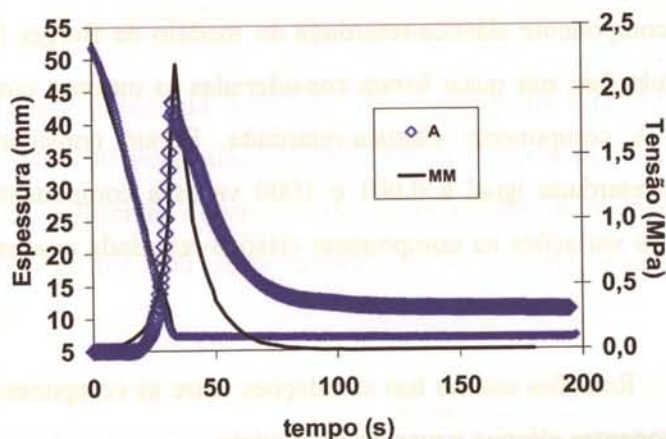


Figura 3.6.6 – Comparação dos resultados obtidos para a painel A e os previstos pelo modelo MM.

6.2.2 - Modelos MB e MBM

Uma vez que o modelo MM não consegue representar correctamente o comportamento mecânico do painel durante todo o ciclo de prensagem, desenvolveram-se dois outros modelos viscoelásticos: MB e MBM. Tal como o modelo MM, estes modelos foram usados para prever a tensão de compressão ao longo do ciclo de prensagem do colchão.

Para se poderem usar estes modelos é necessário conhecer os vários parâmetros elásticos e viscosos que os constituem. Como estes parâmetros não foram determinados experimentalmente usou-se neste trabalho a seguinte estratégia de cálculo: determinou-se qual a relação de proporção entre as várias componentes elásticas e viscosas que melhor descreve a curva experimental correspondente ao painel F. Assim, a partir da componente elástica do modelo (calculada pela equação 2.3.23) calculou-se a componente elástica-retardada e a terceira componente elástica dos modelos MB e MBM e a partir da componente viscosa do

modelo (calculada pela equação 2.3.26) calculou-se a componente viscosa-retardada dos modelos MB e MBM.

6.2.2.1 Efeito de alguns parâmetros do modelo MB

Efeito de ME_{ed} e η_{vd}

O efeito da componente elástica-retardada do modelo de Burger foi estudado tendo-se realizado várias simulações, nas quais foram consideradas as mesmas condições e os mesmos parâmetros excepto a componente elástica-retardada. Foram consideradas três situações: componente elástica-retardada igual a 0,001 e 1000 vezes a componente elástica. Na tabela 3.6.2 apresentam-se as variações na componente elástica-retardada usadas nas simulações 1, 2 e 3.

Tabela 3.6.2 – Relações usadas nas simulações entre as componentes elástica e viscosa retardadas e as componentes elástica e viscosa do modelo.

Efeito de	ME_{ed}	η_{vd}
Sim1	ME_e	η_v
Sim2	$0,001 \times ME_e$	$0,01 \times \eta_v$
Sim3	$1000 \times ME_e$	$100 \times \eta_v$

De igual modo, analisou-se o efeito da componente viscosa-retardada do MB, tendo-se para isso, realizado também várias simulações, nas quais foram consideradas as mesmas condições e os mesmos parâmetros excepto a componente viscosa-retardada. Foram consideradas três situações: componente viscosa-retardada igual a 0,01 e 100 vezes a componente viscosa. A tabela 3.6.2 apresenta as variações na componente viscosa-retardada usadas nas simulações 1, 2 e 3.

A figura 3.6.7 mostra as respostas do sistema em tensão de compressão previstas pelo modelo MB, a uma perturbação na espessura, para as três variações das componentes elástica-

retardada (a) e viscosa-retardada (b). Nesta figura é também representada a curva de tensão experimental do painel F. Pode ser observado na figura que os valores de tensão previstos nestas simulações se encontram bastante afastados dos valores experimentais.

Pode concluir-se que quanto maior o valor da componente elástica-retardada maior o valor da tensão máxima do sistema e portanto mais afastada está a previsão dos resultados experimentais.

Relativamente ao efeito da variação da componente viscosa-retardada podemos observar que se esta for 100 vezes maior (sim3) que a componente viscosa do compósito o sistema torna-se mais resistente, desenvolvendo uma tensão de compressão máxima mais elevada. Contudo, se esta for 100 vezes menor não se registam alterações na previsão da resistência do sistema.

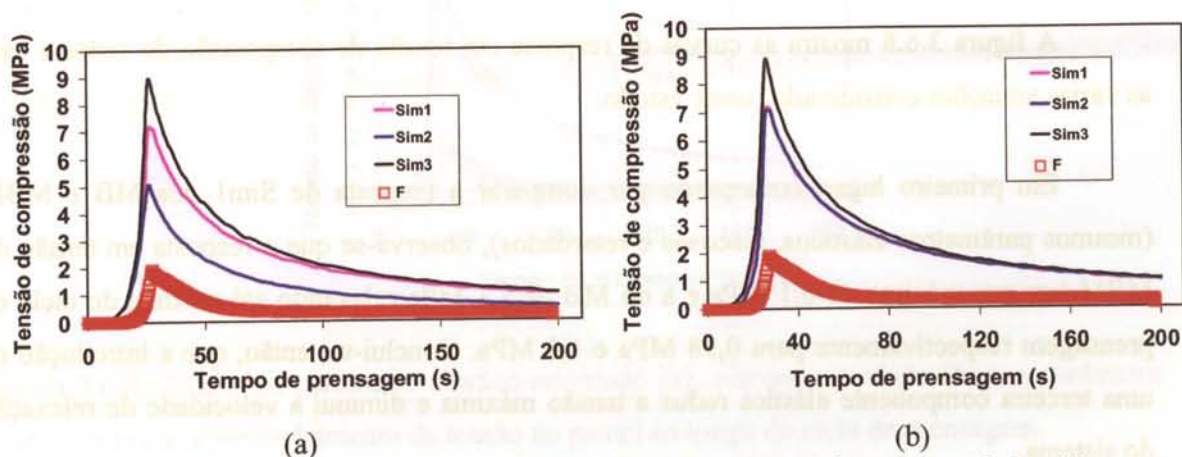


Figura 3.6.7 – Efeito do parâmetro elástico-retardado (a) e viscoso-retardado (b) no desenvolvimento da tensão no painel ao longo do ciclo de prensagem.

6.2.2.2 Efeito de alguns parâmetros do modelo MBM

Efeito de ME_{ed} , η_{vd} e ME_3

Para avaliar o efeito da componente elástica-retardada do MBM foram realizadas várias simulações, nas quais foram consideradas as mesmas condições e os mesmos parâmetros excepto a componente elástica-retardada. O mesmo estudo foi realizado para a

componente viscosa-retardada e para a terceira componente elástica tendo-se seguido o mesmo tipo de procedimento. Na tabela 3.6.3 apresentam-se as variações na componente elástica-retardada (a), viscosa-retardada (b) e terceira componente elástica (c) usadas nas respectivas simulações 1, 2 e 3.

Tabela 3.6.3 – Relações usadas nas simulações entre a componente elástica e viscosa retardada e a terceira componente elástica e as componentes elástica e viscosa do modelo.

Efeito de	$ME_{ed}(a)$	$\eta_{vd}(b)$	$ME_3(c)$
Sim1	ME_e	η_v	ME_e
Sim2	$0,001 \times ME_e$	$0,01 \times \eta_v$	$0,001 \times ME_e$
Sim3	$1000 \times ME_e$	$100 \times \eta_v$	$1000 \times ME_e$

A figura 3.6.8 mostra as curvas de resposta em tensão de compressão do sistema para as várias situações consideradas neste estudo.

Em primeiro lugar, começando por comparar a resposta de Sim1 dos MB e MBM (mesmos parâmetros elásticos, viscosos e retardados), observa-se que a resposta em tensão do MBM tem um máximo de 6,1 MPa e a do MB de 7,1 MPa relaxando até ao final do ciclo de prensagem respectivamente para 0,98 MPa e 1,0 MPa. Conclui-se, então, que a introdução de uma terceira componente elástica reduz a tensão máxima e diminui a velocidade de relaxação do sistema.

Pela observação da figura 3.6.8 a), verifica-se que, quanto maior o módulo elástico-retardado maior é a tensão máxima de compressão, ou seja, o material é mais resistente e, portanto, mais afastada se encontra a previsão do modelo dos resultados experimentais. O mesmo se verifica com a componente viscosa-retardada.

Relativamente à terceira componente elástica verifica-se que, tal como o módulo elástico-retardado, quanto maior for mais resistente é o painel. No entanto, quando é 1000 vezes menor que o módulo elástico o material resiste muito menos à compressão. Conclui-se

que esta terceira componente elástica desempenha um papel importante na resposta elástica do material, ou seja, nos instantes iniciais da compressão.

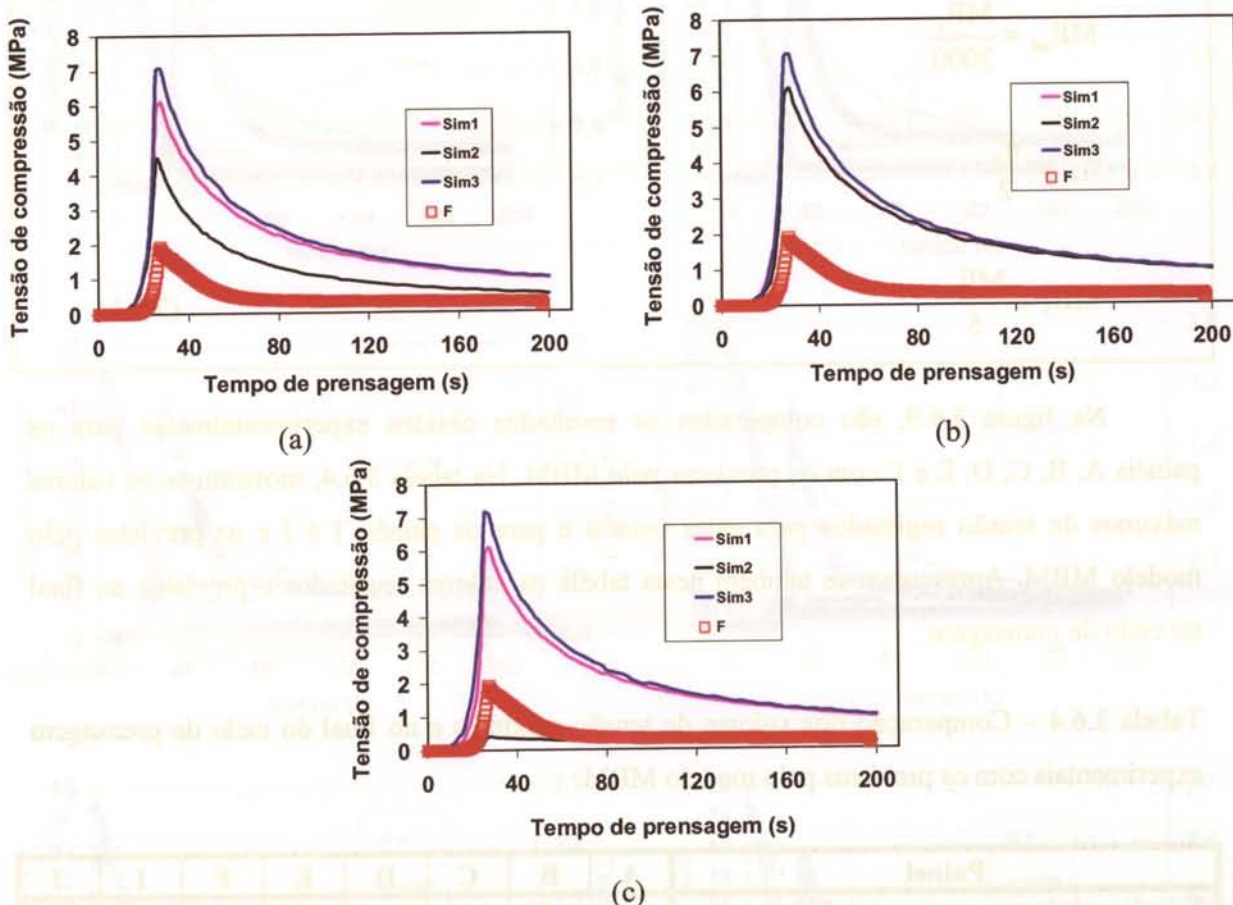


Figura 3.6.8– Efeito do parâmetro elástico-retardado (a), viscoso-retardado (b) e o parâmetro 3-elástico (c) no desenvolvimento da tensão no painel ao longo do ciclo de prensagem.

6.2.2.3 Parâmetros para a simulação da prensagem laboratorial

Após a análise, do efeito de cada um dos parâmetros elásticos e viscosos que constituem os modelos MB e MBM na resposta do sistema em tensão ao longo do ciclo de prensagem, realizaram-se mais um conjunto de simulações no sentido de determinar quais as relações de proporção entre eles que melhor descrevem a curva de tensão experimental. Também ficou claro pela análise anterior que a introdução de uma terceira componente

elástica aproxima mais as previsões dos valores experimentais. Assim, após várias simulações, as relações de proporcionalidade encontradas são as seguintes:

$$\begin{aligned} ME_{ed} &= \frac{ME_e}{3000} \\ \eta_{vd} &= \frac{\eta_v}{2} \\ ME_3 &= \frac{ME_e}{5} \end{aligned} \quad (3.6.1)$$

Na figura 3.6.9, são comparados os resultados obtidos experimentalmente para os painéis A, B, C, D, E e F com os previstos pelo MBM. Na tabela 3.6.4, mostram-se os valores máximos de tensão registrados para estes painéis e para os painéis I e J e os previstos pelo modelo MBM. Apresentam-se também nesta tabela os valores registrados e previstos no final do ciclo de prensagem.

Tabela 3.6.4 – Comparação dos valores de tensão máximos e no final do ciclo de prensagem experimentais com os previstos pelo modelo MBM.

Painel	A	B	C	D	E	F	I	J
Tensão máxima experimental, MPa	1,92	1,75	2,02	1,60	1,55	1,91	1,69	1,93
Tensão máxima MBM, MPa	1,92	1,70	1,96	1,90	1,54	1,97	2,45	2,48
Tensão no final do ciclo experimental, MPa	0,3	0,28	0,36	0,20	0,35	0,28	0,20	0,32
Tensão no final do ciclo MBM, MPa	0,27	0,25	0,27	0,26	0,27	0,26	0,20	0,20

Este modelo macromecânico MBM descreve quantitativamente melhor o comportamento mecânico do painel A que o modelo MM. No entanto, ainda não é possível obter uma curva de relaxação de tensões coincidente com a registrada experimentalmente para este painel pois o modelo ainda não consegue prever a mesma velocidade de relaxação.

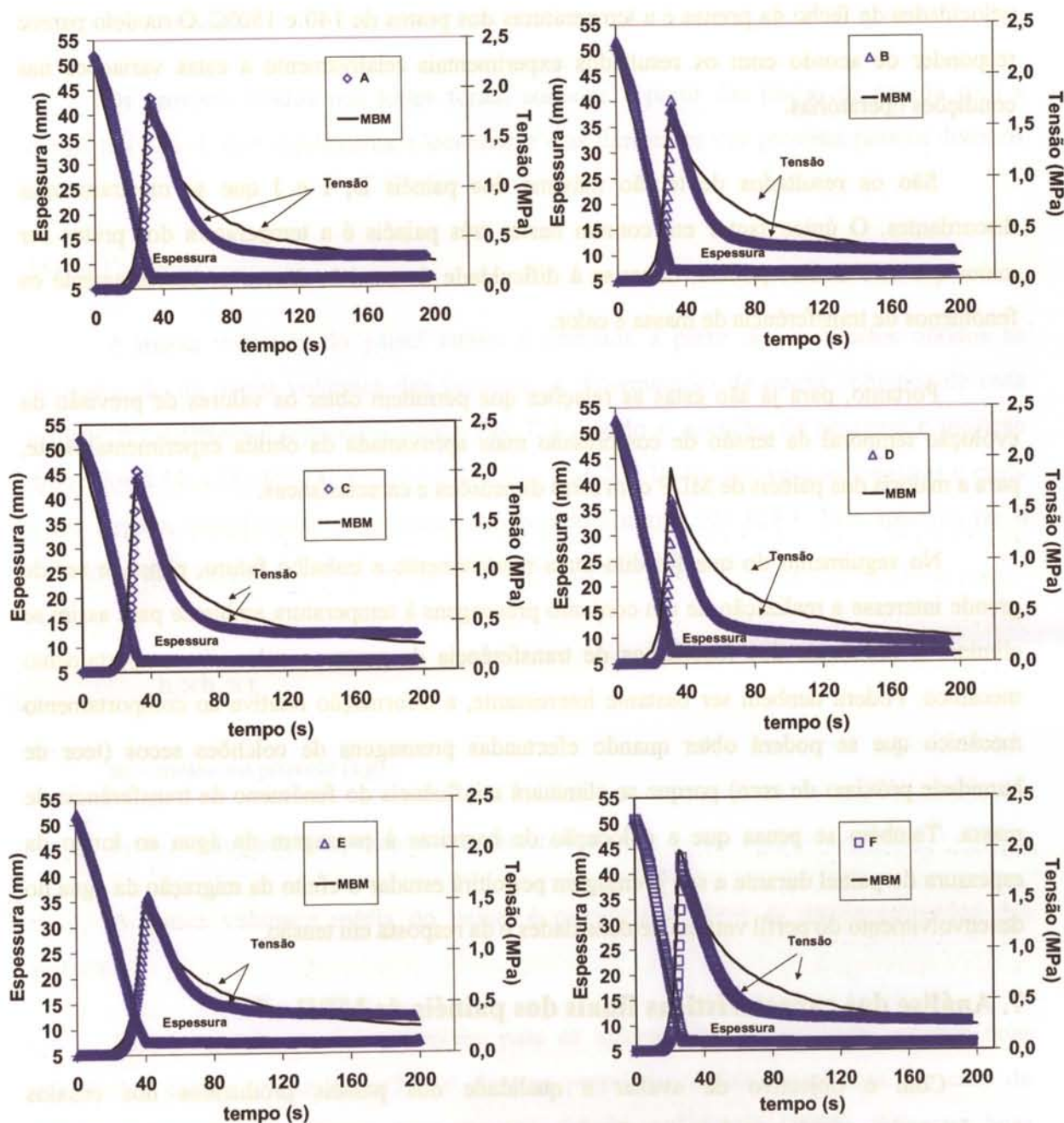


Figura 3.6.9 – Comparação dos resultados experimentais com os previstos pelo modelo MBM para os painéis A, B, C, D, E e F.

Comparando os resultados experimentais e os de previsão para os outros painéis verifica-se que o modelo MBM descreve com alguma aproximação o comportamento mecânico dos painéis B, C, E e F. Os painéis de A a F foram prensados a diferentes

velocidades de fecho da prensa e a temperaturas dos pratos de 140 e 150°C. O modelo parece responder de acordo com os resultados experimentais relativamente a estas variações nas condições operatórias.

São os resultados de tensão máxima dos painéis D, I e J que se mostram mais discordantes. O único factor em comum nestes três painéis é a temperatura dos pratos ser maior que 150°C. Isto poderá, dever-se à dificuldade do modelo descrever correctamente os fenómenos de transferência de massa e calor.

Portanto, para já são estas as relações que permitem obter os valores de previsão da evolução temporal da tensão de compressão mais aproximada da obtida experimentalmente, para a maioria dos painéis de MDF com estas dimensões e características.

No seguimento do que foi dito atrás relativamente a trabalho futuro, pensa-se ser de grande interesse a realização de um conjunto prensagens à temperatura ambiente para assim se eliminar a influência dos fenómenos de transferência de massa e calor no comportamento mecânico. Poderá também ser bastante interessante, a informação relativa ao comportamento mecânico que se poderá obter quando efectuadas prensagens de colchões secos (teor de humidade próximo de zero) porque se eliminará a influência do fenómeno de transferência de massa. Também se pensa que a colocação de barreiras à passagem da água ao longo da espessura do painel durante a sua prensagem permitirá estudar o efeito da migração da água no desenvolvimento do perfil vertical de densidades e da resposta em tensão.

7. Análise das características finais dos painéis de MDF

Com o objectivo de avaliar a qualidade dos painéis produzidos nos ensaios experimentais procedeu-se à realização de um conjunto de ensaios para determinar as suas propriedades físicas e as suas propriedades mecânicas. Um outro objectivo é verificar se é possível encontrar uma correlação entre as propriedades mecânicas e a massa específica do painel.

7.1 Métodos

Os provetes usados nos testes foram cortados a partir das placas de acordo com a norma EN 326-1, que regulamenta a localização e as dimensões dos provetes para os diversos testes.

Massa Volúmica

A massa volúmica do painel inteiro é estimada a partir dos resultados obtidos na determinação da massa volúmica dos provetes. A determinação da massa volúmica de cada provete foi determinar segundo a norma EN 323 usando o aparelho de pesagem e medição dimensional MOISTURE METER/BALANCE – UM 200 IMAL que pesa as amostras e mede a sua largura, comprimento e espessura obedecendo à norma EN 324-1. Este aparelho faz o cálculo da massa específica para cada provete pela seguinte expressão,

$$\rho = \frac{m}{b_1 \times b_2 \times t} \quad (3.7.1)$$

m – massa do provete (kg)

b₁, b₂, t – largura, comprimento e espessura (m)

A massa volúmica média do painel é calculada a partir da média aritmética dos provetes.

Para a madeira maciça e também para os aglomerados de partículas existem boas correlações entre a massa específica e algumas propriedades físico-mecânicas. No caso do MDF as publicações existentes são escassas. Schulte e Fuhwald (1996) obtiveram boas correlações entre a massa específica média e a resistência interna, o módulo de corte (ou de rigidez) e a resistência ao corte para cinco tipos de MDF.

Alguns estudos têm analisado a influência da densificação, resultante de diferentes programas de prensagem sobre algumas propriedades mecânicas (Buchholzer, 1990; Boehme,

1992). O perfil de densidades do MDF também influencia as propriedades de maquinabilidade como o desgaste das ferramentas de corte na molduração de cantos (Boehme, 1993).

O MDF apresenta um perfil vertical de densidades, isto é, a densidade do MDF não é constante ao longo da espessura do painel. Para a determinação deste perfil existem vários métodos directos ou indirectos. Os métodos directos são também chamados destrutivos. Um exemplo é o método gravimétrico, que consiste na pesagem de camadas de 1 mm de espessura removidas do painel. Os métodos indirectos são não destrutivos e utilizam raios X, β ou γ . A absorção de radiação depende da espessura atravessada, da densidade e do teor de humidade do material.

Recentemente, Winistorfer et al. (1998, 2000) apresentaram um método de medição *in-situ* da massa específica. Este método utiliza a emissão de raios gama de Cs^{137} , sendo a sua fonte emissora posicionada ao longo da espessura do painel. É a partir da equação da atenuação da radiação quando esta atravessa um corpo que se determina a massa específica num determinado ponto. Este método permite seguir a variação do perfil de densidades durante a operação de prensagem.

Resistência à flexão e módulo de elasticidade (EN 310)

Este teste foi realizado de acordo com a norma EN 310 num provete de 150 mm ($20 \times$ espessura + 50 mm) de comprimento e largura de aproximadamente 50 mm. A máquina de ensaios usada foi uma LR10K da LLOYD Instruments. O dispositivo de flexão é constituído por dois apoios cilíndricos paralelos para o provete e a carga é aplicada no centro. Após ser dada ordem pelo computador de início de ensaio vai sendo aumentada a carga e sendo registada a deflexão sofrida pelo provete. O módulo de elasticidade (N.mm^{-2}) é calculado usando a região linear da curva tensão-deflexão; a fórmula de cálculo é a seguinte,

$$ME_m = \frac{l_1 \times (F_2 - F_1)}{4 \times b \times t^3 \times (a_2 - a_1)} \quad (3.7.2)$$

l_1 - distância entre os centros de suporte (mm)

b – largura do provete (mm)

t – espessura do provete (mm)

F_2-F_1 – incremento de força na região linear da curva de tensão – deflexão (N)

a_2-a_1 – incremento de deflexão no centro do provete, correspondente a F_2-F_1 (mm)

A resistência à flexão, f_m (N.mm⁻²) é calculada através da fórmula:

$$f_m = \frac{3 \times F_{\max} \times l_1}{2 \times b \times t^2} \quad (3.7.3)$$

$F_{\max}$ - carga de ruptura (N)

l_1, b, t – definidos na fórmula anterior (eq. 3.7.2) (mm)

Resistência à tracção perpendicular ao plano (EN 319)

A resistência à tracção perpendicular ao plano, também designada por resistência interna dá uma indicação sobre a resistência do painel à delaminação, sendo um indicador importante para a sua utilização no mobiliário e sobretudo em aplicações que envolvam a molduração de cantos ou a junção de componentes (Carvalho, 1999).

Os provetes com dimensões de 50×50mm foram submetidos a forças de tracção perpendiculares à superfície numa máquina de ensaios, LR10K da LLOYD INSTRUMENTS. A preparação dos provetes para o ensaio de tracção passa por colar dois blocos de metal, de madeira ou contraplacado em cada uma das faces. A força é aplicada até à ruptura do provete que deverá ocorrer no plano central. A resistência à tracção (em N.mm⁻²) é calculada através da seguinte fórmula:

$$f_{t\perp} = \frac{F_{\max}}{a \times b} \quad (3.7.4)$$

$F_{\max}$ – carga de ruptura (N)

Especificações de qualidade do MDF

Actualmente é fabricado MDF com propriedades especiais que são obtidas através da incorporação de aditivos, da utilização de resinas diferentes ou fazendo alterações pontuais no procedimento de fabrico do MDF corrente. Assim existem várias classes de MDF, das quais referimos como exemplo: baixo teor de formaldeído, resistente à humidade, resistente ao fogo, alta densidade e baixa densidade.

As especificações têm sido discutidas ao nível do CEN pela comissão técnica TC112, onde estão representados todos os países da comunidade europeia (Carvalho, 1999). Quanto às especificações mínimas de desempenho para as várias classes de MDF, os produtores de MDF têm-se regido pelas recomendações da Euro MDF Board (EMB).

Na tabela em Apêndice D apresentam-se as especificações mínimas usadas para o MDF corrente (standard) destinado a usos gerais. Nesta tabela referimos apenas as propriedades específicas e adicionais em estudo neste trabalho.

7.2 Apresentação e discussão dos resultados

Os resultados dos testes às propriedades físicas e mecânicas, obtidos para os painéis A-H produzidos em laboratório estão apresentados na tabela 3.7.2.

Os valores de massa específica média obtidos variam entre os 575 e os 674 kg/m³ e os valores para o MDF corrente variam entre os 650 e 850 kg/m³. Portanto os painéis obtidos estão mais na gama de um MDF tipo T1 (MOLD).

Um outro parâmetro determinado é o perfil de densidades ao longo da espessura do painel. O perfil de densidades para cada provete foi determinado usando um aparelho ATR DENSITY PROFILOMETER que utiliza radiação infravermelha. Apresenta-se de seguida o perfil de densidades obtido para a amostra H (prens33).

Tabela 3.7.2 - Valores médios e respectivo desvio padrão de massa específica média, módulo de elasticidade e resistências à flexão e à tracção.

Propriedades Específicas médias (desvio padrão)	Placa de MDF							
	A	B	C	D	E	F	G	H
Espessura final (mm)	7,2 (0,04)	6,83 (0,39)	6,99 (0,08)	6,94 (0,13)	7,13 (0,06)	6,75 (0,16)	6,57 (0,23)	6,37 (0,10)
Humidade final (%)	5,93 (0,07)	6,5 (2,28)	7,1 (1,95)	8,35 (0,24)	6,45 (0,70)	5,29 (0,60)	3,99 (0,56)	3,56 (0,79)
Massa específica média (kg/m ³)	604 (21)	627 (16)	627 (17)	624 (45)	575 (27)	632 (19)	622 (18)	674 (58)
Resistência à tracção (N/mm ²)	0,72 ^a (0,078)	0,85 ^b (0,149)	0,84 ^a (0,035)	0,85 ^{ab} (0,028)	0,57 ^a (0,007)	0,79 ^{ab} (0,184)	0,82 ^a (0,092)	0,95 ^{ab} (0,057)
Resistência à flexão (N/mm ²)	9,0 (0,0)	13,5 (0,7)	11,3 (2,1)	16,5 (3,5)	11,5 (0,7)	15,0 (1,4)	17,0 (2,8)	22,0 (2,8)
Módulo de Elasticidade (N/mm ²)	2060 (127)	2550 (311)	2353 (533)	2690 (269)	2210 (240)	2880 (382)	3205 (559)	3930 (99)

a – ruptura dos provetes pela face

b – ruptura dos provetes pelo centro

ab – ruptura de metade dos provetes pela face e a outra metade pelo centro

A curva que representa a variação da densidade ao longo da espessura do painel é normalmente referida como a forma do perfil de densidades. Esta forma é um termo descritivo de qualidade usado para referir a relação entre a densidade da face, densidade do centro, e espessura do painel. O perfil de densidades é normalmente simétrico na forma relativamente ao plano central da espessura.

O perfil de densidade ao longo da espessura do painel é tipicamente constituído por camadas superficiais mais densas e camadas centrais menos densas tal como se pode observar na figura 3.7.1. Mas o perfil de densidades pode ter outras formas dependendo das condições de fabrico e das características que se pretendem para o produto final.

De acordo com a tabela de especificações para o MDF (tabela no Apêndice D) os valores obtidos para a resistência interna estão bastante razoáveis. Para valores de espessura entre 6,37 e 7,20 mm antes da lixagem, os resultados para a resistência interna estão na gama 0,57 e 0,95 N.mm⁻² o que não está muito abaixo do valor recomendado. Os resultados para a

resistência à flexão estão na gama 9 a 22 N/mm², bastante abaixo do que é recomendado. Três dos painéis apresentam valores para o módulo de elasticidade acima do mínimo exigido, dois outros encontram-se muito próximo do mínimo recomendado e três deles apresentam valores bastante abaixo do mínimo desejável.

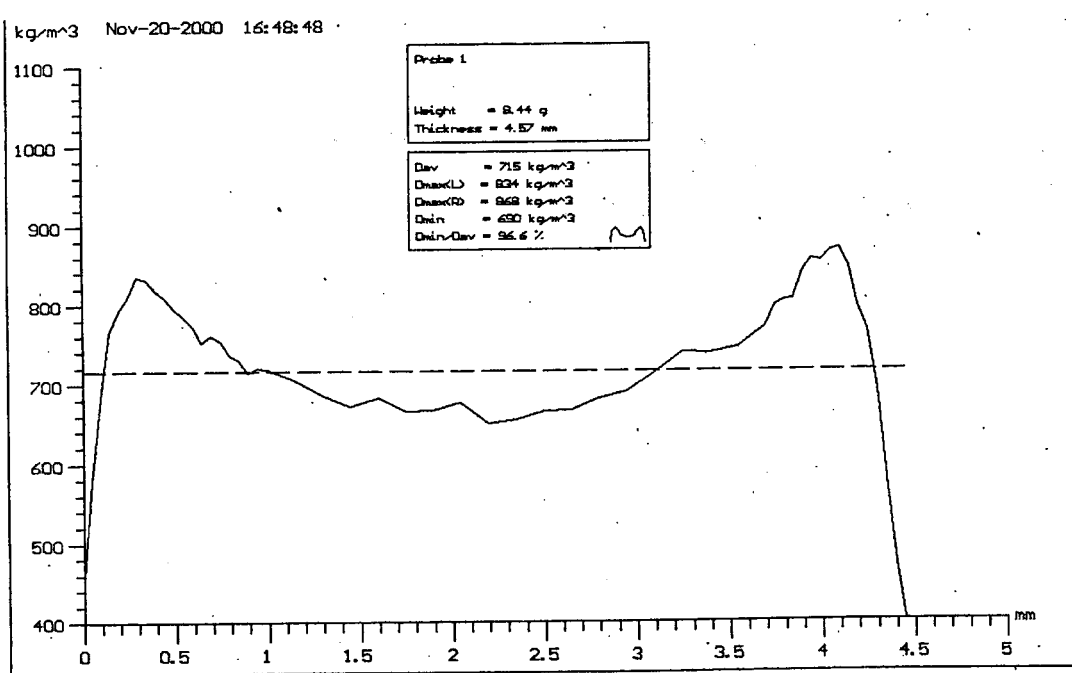


Figura 3.7.1– Perfil de densidades ao longo da espessura para o painel H.

Na figura 3.7.2, mostram-se os valores do módulo de elasticidade em função da massa específica média dos painéis em estudo. Quando analisados globalmente os resultados obtidos é possível encontrar uma relação linear entre o módulo de elasticidade e a massa específica do painel que é referenciada por Kollman et al. (1975). É observável, nesta figura o aumento do módulo de elasticidade com a massa específica média. Um módulo de elasticidade maior corresponde a um maior grau de compactação e a um melhor contacto entre as fibras.

Encontrou-se uma correlação entre o módulo de elasticidade médio e a massa específica média:

$$ME_m[\text{MPa}] = 20,294 \times \rho_{c \text{ médio}}[\text{Kg.m}^{-3}] - 9854,7 \quad (3.7.5)$$

com um coeficiente de correlação igual a 0,70.

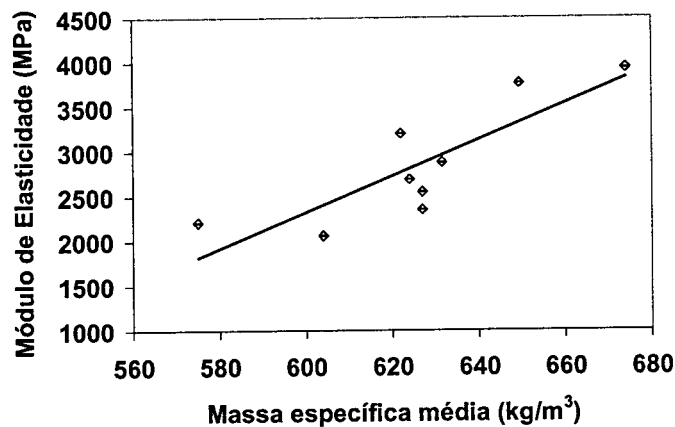


Figura 3.7.2– Variação do módulo de elasticidade médio dos painéis A a H com a massa específica média.

Na figura 3.7.3, estão apresentados os valores de resistência interna em função da massa específica média dos painéis em estudo. Verifica-se que com os resultados obtidos é possível encontrar uma correlação entre a massa específica média dos painéis e a resistência interna. Observa-se que a resistência interna dos painéis aumenta com o aumento da sua densidade média.

A correlação entre a resistência à tracção média e a massa específica média é:

$$f_{\perp}[\text{MPa}] = 0,0034 \times \rho_{\text{c médio}}[\text{Kg.m}^{-3}] - 1,3186 \quad (3.7.6)$$

onde o coeficiente de correlação é igual a 0,74.

Segundo Liri et al. (1980) os factores principais que afectam a resistência à tracção são o teor de resina, o teor de humidade inicial e a temperatura de prensagem. Como no processamento dos painéis A-K não há uniformidade destes factores, é então compreensível o fraco coeficiente de correlação entre a resistência interna e a massa específica média dos painéis.

Na figura 3.7.4 estão representados os valores de resistência interna para cada provete de cada replicata do painel B. Pode observar-se que a resistência interna aumenta com a massa específica de cada provete, mas não é possível apresentar uma correlação geral, porque cada ensaio apresenta características de tendência diferente e isto é verificado nos outros painéis.

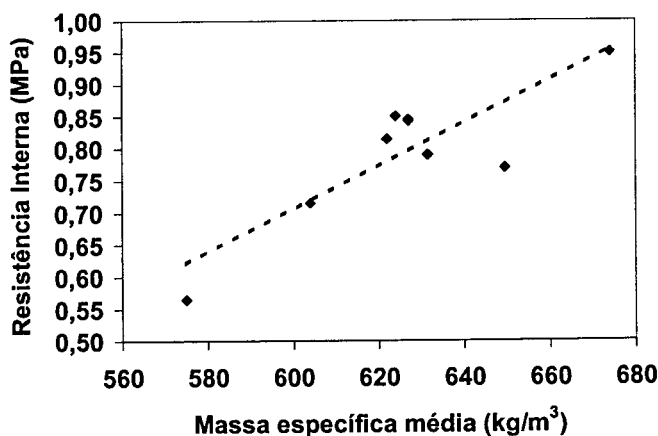


Figura 3.7.3 - Variação da resistência à tracção média dos painéis A a H com a massa específica média.

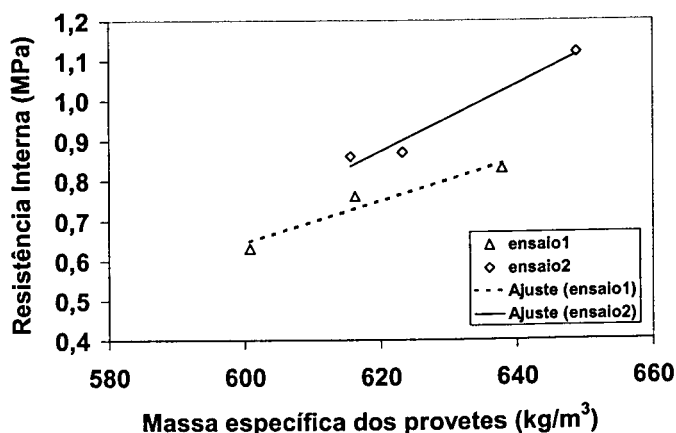


Figura 3.7.4 – Variação da resistência à tracção dos provetes do painel B com a massa específica.

As correlações encontradas para o ensaio 1 e 2 do painel B são respectivamente:

$$f_{LL}[\text{MPa}] = 0,0059 \times \rho_{c \text{ médio}}[\text{Kg.m}^{-3}] - 2,5092 \quad (3.7.7)$$

onde o coeficiente de correlação é igual a 0,96.

$$f_{LL}[\text{MPa}] = 0,0083 \times \rho_{c \text{ médio}}[\text{Kg.m}^{-3}] - 4,2887 \quad (3.7.8)$$

com o coeficiente de correlação igual a 0,93.

8. Conclusões

Da prensagem de MDF em laboratório, começou por observar-se que a evolução da temperatura no centro do colchão, ao longo do ciclo de prensagem apresenta um pequeno patamar inicial, evoluindo depois rapidamente até um novo patamar final em geral mais longo.

Do estudo do efeito da velocidade de fecho da prensa nas condições internas do colchão, concluiu-se que quanto maior a velocidade de fecho mais rápido se atinge o patamar final de temperaturas no centro e maior é a tensão de compressão necessária na formação do painel.

Foram também prensados 3 painéis com a mesma velocidade de fecho, mas com temperaturas de aquecimento diferentes. Da análise dos resultados obtidos, pode concluir-se que a evolução da temperatura, no centro do painel, ao longo do ciclo de prensagem não sofre alterações significativas na gama de temperaturas usada nos pratos. Em relação às pressões de compressão necessárias observaram-se alterações tanto no valor máximo como no valor final da curva de relaxação. Verificou-se que quanto mais alta a temperatura de aquecimento menor a tensão máxima de compressão.

Da análise do efeito do teor de humidade inicial na evolução das condições internas do painel, observou-se que um painel mais seco aquece mais rápido e um painel com mais humidade tem um aumento mais suave de temperatura. O painel mais seco atinge valores de temperatura no centro do colchão mais elevados no final do ciclo de prensagem. Observou-se

que o patamar à volta dos 110°C é mais longo para o painel mais húmido. Verificou-se também que a tensão máxima atingida diminui com o aumento da humidade inicial do painel.

Uma variável que também se registou foi a pressão de gás no centro do painel. Pode observar-se que existe um brusco aumento nos valores de pressão do gás associado ao patamar final de temperatura no centro do painel aos 110°C, o que leva a concluir que este aumento corresponde um grande dessorção da água no centro do painel, e que todo o calor que chega nesta altura ao centro é utilizado na dessorção da água na fase adsorvida.

Compararam-se os resultados de previsão do modelo com os experimentais. Observou-se que o modelo macromecânico viscoelástico de Maxwell não consegue descrever correctamente o comportamento mecânico do colchão durante a operação de prensagem e podemos concluir que o modelo de Burger Modificado apresentado neste capítulo consegue descrever quantitativamente melhor o comportamento de alguns colchões de MDF. Em relação aos resultados de previsão de evolução de temperatura no centro do painel, ao longo do ciclo de prensagem e do teor de humidade médio no final do ciclo, o modelo apresenta algumas discrepâncias relativamente aos resultados experimentais.

Como o fabrico industrial de painéis de MDF é regido por um conjunto de especificações de qualidade, fez-se também um estudo das características físicas e mecânicas dos painéis fabricados ao longo deste trabalho e analisou-se a sua qualidade, bem como se relacionou os parâmetros mecânicos com as condições de fabrico. E deste estudo pode concluir-se que os perfis de densidade ao longo da espessura dos painéis apresentam a forma característica, com um centro menos denso que a superfície. Verificou-se também que, de acordo com a tabela de especificações no Apêndice D, os valores da resistência interna e do módulo de elasticidade estão no geral dentro da gama recomendada, enquanto que os valores de resistência à flexão estão muito abaixo do mínimo recomendado. Pode ainda verificar-se que a resistência interna e o módulo de elasticidade apresentam uma tendência a aumentar com a massa específica média do painel e duas correlações foram apresentadas.

NOMENCLATURA

H Teor de humidade do aglomerado (massa de água/massa de colchão seco)

H_i Teor de humidade inicial

L_x Comprimento da placa, m

L_y Largura da placa, m

L_z Espessura da placa, m

ME Módulo de elasticidade, Pa

$\langle ME \rangle$ Módulo de elasticidade global, Pa

P_g Pressão total do gás, Pa

t Tempo, s

T Temperatura, K

y_r Teor de resina (massa de resina/massa de fibra seca)

x Variável espacial (distância ao longo da coordenada “x”), m

y Variável espacial (distância ao longo da coordenada “y”), m

z Variável espacial (distância ao longo da coordenada “z”), m

Letras Gregas

η Componente viscosa, Pa.s

$\langle \eta \rangle$ Componente viscosa global, Pa.s

ρ	Massa específica, kg.m ⁻³
σ	Tensão, Pa
τ	Tempo total do ciclo de prensagem, s

Índices

3	terceiro módulo elástico
a	ambiente
c	compósito
ed	elástico-retardado, componente mecânica
e	elástico, componente mecânica
g	gás
o	de referência ou inicial
p	pratos
r	resina
s	sólido
sat	nas condições de saturação
T	total, componente mecânica
T	térmico, transferência de massa e calor
v	vapor, componente de transferência de massa e calor

- v viscoso, componente mecânica
- vd viscoso-retardado, componente mecânica
- x ao longo do comprimento do painel (a partir do centro do painel)
- y ao longo da largura do painel (a partir do centro do painel)
- z ao longo da espessura do painel (a partir do centro do painel)

Abreviaturas

MDF Aglomerado de fibras de média densidade

MM Modelo de Maxwell

MB Modelo de Burger

MBM Modelo de Burger Modificado

Bibliografia

Boehme, C., "Creep behaviour of UF bonded MDF", *Holz als Roh-und Werkstoff*, 50(4), 158-162 (1992)

Boehme, C., "Optimization of the property profile of MDF", *Holz als Roh-und Werkstoff*, 51(4), 240-246 (1993)

Bolton, A.J., Humphrey, P.E., Kavvouras, P.K., "The Hot-Pressing of Dry-formed Wood-based Composites. Part III: Predicted Vapour Pressure and Temperature Variation with Time, Compared with Experimental Data for Laboratory Boards", *Holzforschung*, 43 (4), 265-274 (1989a)

Bolton, A.J., Humphrey, P.E., Kavvouras, P.K., "The Hot-Pressing of Dry-formed Wood-based Composites. Part IV: Predicted Variation of Mattress Moisture Content with Time", *Holzforschung*, 43 (5), 345-349 (1989b)

Bolton, A.J., Humphrey, P.E., Kavvouras, P.K., "The Hot-Pressing of Dry-formed Wood-based Composites. Part VI: The importance of Stresses in the Pressed Mattress and their Relevance to the Minimization of Pressing time, and the variability of Board Properties", *Holzforschung*, 46 (6), 406-410 (1989c)

Bucholzer, "Influence of different densification periods and control programs on the properties of MDF boards", *Holz als Roh-und Werkstoff*, 48, 30 (1990)

Carvalho, L.M.H., "Estudo da Operação de Prensagem do Aglomerado de Fibras de Média Densidade (MDF): Prensa Descontínua de Pratos Quentes", Tese de Doutoramento em Engenharia Química apresentada à Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (1999)

Carvalho, L.M.H., C.A.V. Costa, "Modeling and Simulation of the Hot-pressing Process in the Production of Medium Density Fiberboard (MDF)", *Chem. Eng. Comm.*, 170, 1-21 (1998)

Dai, C., P.R. Steiner, "Spatial structure of wood composites in relation to processing and performance characteristics. Part 2. Modelling and simulation of a randomly-formed flake layer network", *Wood Sci. and Technol.*, 28, 135-146 (1994a)

Dai, C., P.R. Steiner, "Spatial structure of wood composites in relation to processing and performance characteristics. Part 3. Modelling the formation of multi-layered random flake mats", *Wood Sci. and Technol.*, 28, 229-239 (1994b)

Hata, T., S. Kawai, H. Sasaki, "Computer simulation of temperature behaviour in particle mat during hotpressing and steam injection pressing", *Wood Sci. and Technol.*, 24, 65 (1990)

Hiziroglu, S., M. Graham, "Effect of press closing time and target thickness on surface roughness of particleboard", *Forest Prod. J.*, 48 (3), 50-54 (1998)

Humphrey, P., Bolton, A., "The hot-pressing of dry-formed wood based composites-Part II: Simulation Model for heat and moisture transfer, and typical results", *Holzforshung*, 43 (3), 199-206 (1989a)

Humphrey, P., Bolton, A., "The hot pressing of dry formed wood-based composites. Part V: The effect of board size: comparability of laboratory and industrial pressing", *Holzforshung*, 43 (6), 401-405 (1989b)

Humphrey, P.E., "Physical aspects of wood particleboard manufacture", Ph.D. Thesis, University of Wales, U.K. (1982)

Kamke, F.A., L.J. Casey, "Gas pressure and temperature in the mat during flakeboard manufacture", *Forest Prod. J.*, 38(3), 41-43 (1988a)

Kamke, F.A., L.J. Casey, "Fundamentals of flakeboard manufacture internal-mat conditions", *Forest Prod. J.*, 38 (6), 38-44 (1988b)

Kollman, F., E. Kuenzi, A. Stamm, "Principles of Wood Science and Technology-vol.II: Wood based Materials", Springer-Verlag, Berlin (1975)

Liiri, O., A. Kivistö, M. Tuominen, M. Aho, "Determination of the internal bond of particleboard and fibreboard", *Holz als Roh-und Werkstoff*, 38, 185-193 (1980)

Maloney T. M., "Modern Particleboard & Dry-Process Fiberboard Manufacturing", Miller Freeman Publications, California, USA, (1989)

Oudjehane A., F. Lam, S. Avramidis, "Forming and pressing of random and oriented wood composite mats", *Composites Part B*, 29B, 211-215 (1998a)

Oudjehane A., F. Lam, S. Avramidis, "A continuum model of the interaction between manufacturing variables and consolidation of wood composite mats", *Wood Sci. and Technol.*, 31, 381-391 (1998b)

Schulte, M.,A. Fruhwald, "Shear modulus, internal bond and density profile of Medium Density Fibre Board", *Holz als Roh –und Werkstoff*, 54, pp. 321-332 (1996),

Smith, D.C., " Waferboard press closing strategies", *Forest Prod. J.*, 32 (3), 40-45 (1980)

Strickler M. D., "Effect of Press Cycle and Moisture Content on Properties of Douglas-fir Flakeboard", *Forest Prod. J.*, 9 (7), 203-215 (1959)

Wang, S., P.M. Winistorfer, "Fundamentals of vertical density formation in wood composites. Part II: Methodology of vertical density formation under dynamic conditions", *Wood and Fiber Sci.*, **32 (2)**, 220-238 (2000)

Winistorfer, P.M., W.W. Moschler Jr., S. Wang, E. DePaula, B.L. Bledsoe, "Fundamentals of vertical density formation in wood composites. Part I: *In-situ* density measurement of the consolidation process", *Wood and Fiber Sci.*, **32 (2)**, 209-219 (2000)

Wang S., P.M. Winistorfer, W.W. Moschler Jr., C. Helton, "Hot-pressing of oriented strandboard by step-closure", *Forest Prod. J.*, 50 (3), 28-34 (2000)

Winistorfer, P.M., S. Wang, W.W. Moschler Jr., "Dynamics of wood composites mats during consolidation: monitoring density development during pressing with an *in-situ* density

monitoring system”, in Proceedings 2nd European Panel Products Symposium, Llandudno, North Wales, UK (1998)

Normas:

- | | |
|----------------|---|
| NP EN 310:2000 | Placas de derivados de madeira: Determinação do módulo de elasticidade em flexão e da resistência à flexão. |
| NP EN 319:2000 | Aglomerado de partículas e aglomerado de fibras: Determinação da resistência à tracção perpendicular às faces da placa. |
| NP EN 322:2000 | Placas de derivados de madeira: Determinação do teor em água. |
| NP EN 323:2000 | Placas de derivados de madeira: Determinação da massa volúmica. |
| NP EN 325:2000 | Placas de derivados de madeira: Determinação das dimensões dos provetes. |

Capítulo IV

Utilização de Radiação HF ou MW na Cura do MDF

Estudo Teórico e Experimental

1. Introdução

O modo convencional de aquecer o colchão durante o seu fabrico é por condução de calor a partir dos pratos quentes. Um processo alternativo, bastante atractivo, de efectuar este aquecimento é por radiação electromagnética alta-frequência (HF) e microondas (MW). Todo o processo de aquecimento envolve a produção de energia térmica e a sua transferência para o material a aquecer. No caso de um aquecimento convencional, o calor é gerado directamente na forma térmica e depois transportado para a superfície do produto por radiação, convecção, e/ou condução. São, então, as características térmicas do material que controlam a velocidade de aquecimento. No caso do aquecimento por radiação electromagnética, a energia é gerada e transmitida na forma de ondas electromagnéticas que são convertidas em calor quando interagem com o material.

Há vários mecanismos para o processo de conversão de energia durante o aquecimento electromagnético, sendo um deles a rotação de dipolo. Quando um dieléctrico, como a madeira, é colocado num campo eléctrico alternado, as moléculas assimetricamente carregadas que o constituem ficam orientadas num sentido num dado instante e noutro sentido no instante seguinte. Como estas moléculas tentam alinhar-se com o campo electromagnético, rapidamente variável, existe uma fricção intermolecular que gera calor (Saillard, 1990). Deduz-se então que as moléculas mais afectadas são as que têm dipolos permanentes, sendo a água uma das mais importantes do ponto de vista da secagem de materiais. Portanto, o aquecimento por radiação electromagnética é bastante diferente dos convencionais. Enquanto que os métodos convencionais dependem muito da baixa velocidade de transporte de calor da superfície quente para o centro frio, o aquecimento por radiação electromagnética é um aquecimento volumétrico no qual o campo electromagnético interage com o material como um todo e o calor é gerado dentro do material (Thostensson e Chou, 1999). O aquecimento por radiação electromagnética é um processo muito rápido e, em materiais homogéneos, o aquecimento é uniforme no seu todo.

Nestes processos de aquecimento e secagem de materiais por radiação electromagnética estão envolvidos vários parâmetros térmicos e electromagnéticos. A eficiente

utilização da energia electromagnética implica a penetração no volume total do material a processar, o que requer uma frequência relativamente baixa (Thostensson e Chou, 1999). No entanto, a potência absorvida pelo corpo decresce com a diminuição da frequência. Então, para se manter a mesma taxa de aquecimento a baixas frequências é necessário aumentar a intensidade do campo até ao seu limite. As limitações aparentes dos processos com radiação electromagnética são estabelecidas pela qualidade pretendida para o material, pelo tempo de processo, pela distribuição de temperatura e humidade (Stuchly e Stuchly, 1980). Por outras palavras, a velocidade de processamento dependerá dos gradientes de temperatura e humidade máximos permitidos. É, no entanto, óbvio o aumento da qualidade final dos produtos pela redução dos gradientes de temperatura e humidade.

O aquecimento por radiação electromagnética tem também sido aplicado com sucesso num número variado de processos de aquecimento e secagem da madeira e derivados. A radiação electromagnética usada nestes processos industriais está normalmente dividida em alta frequência (HF) ou radio frequência (RF) e microondas (MW) (Jacomino e Rochas, 1999). A gama de frequências para a alta-frequência é 1-400 MHz e para as microondas são as frequências acima dos 400 MHz, que habitualmente são 0,95 GHz e 2,45 GHz. No aquecimento/secagem da madeira e seus derivados a tecnologia alta frequência é habitualmente usada para evaporar a água adsorvida e as microondas a água livre ou a capilar. Neste trabalho, usamos o termo radiação electromagnética quando nos referimos à radiação alta frequência e microondas.

Na indústria dos aglomerados de madeira, a radiação HF tem sido usada em co-aquecimento e/ou em pré- aquecimento (Maloney, 1989). O co- aquecimento consiste no uso de radiação HF em simultâneo com pratos aquecidos na prensa. O pré- aquecimento, como o próprio nome indica, consiste no aquecimento do colchão antes de ele entrar na prensa. A utilização do aquecimento por radiação HF no processo de fabrico de derivados da madeira potencia certas vantagens, entre as quais: diminuição do período de prensagem, diminuição da temperatura dos pratos, constância de formulação de resina e diminuição do tempo de pós-cura. Apesar das inúmeras vantagens apontadas por alguns investigadores e industriais, o aquecimento e a secagem por radiação electromagnética destes materiais ainda não são usados

em grande escala pela indústria. Isto pode ser explicado quer pelo conhecimento insuficiente das interacções complexas entre os parâmetros do material e do processo, quer pelos grandes investimentos necessários para a sua implementação. O conhecimento destas interacções permitiria uma maior eficiência, quer na implementação, quer na utilização do processo, o que seria vantajoso dado ao aumento da velocidade de processamento e a melhoria de qualidade.

Um dos objectivos deste trabalho será a compreensão dos vários fenómenos que ocorrem na cura de aglomerados de fibras de média densidade (MDF): a transferência de massa e calor, o comportamento electromagnético do colchão, a polimerização do adesivo e o comportamento mecânico.

Por esta razão desenvolveu-se um modelo teórico para descrever as interacções do MDF com um campo electromagnético aplicado. Este modelo foi combinado com o modelo de transferência de massa e calor e polimerização da resina já apresentado no capítulo II.

A determinação das propriedades dieléctricas do MDF foi dificultada devido à escassez de dados existentes na literatura. Sendo o MDF uma mistura de fibras de madeira e resina ureia-formaldeído, as suas propriedades dieléctricas foram então estimadas usando uma “lei de misturas” em que intervêm as propriedades dieléctricas da madeira e da resina UF. O modelo dinâmico desenvolvido foi usado para prever a evolução das variáveis locais relacionadas com a transferência de massa e calor (temperatura, teor de humidade, pressão do gás e pressão parcial do vapor de água), bem como as variáveis relacionadas com o comportamento electromagnético (intensidade do campo electromagnético, propriedades dieléctricas do material e energia absorvida).

Com o objectivo de validar parcialmente o modelo, foi realizado um programa experimental no CTBA (Centre Technique du Bois et de L'Ameublement), em Bordéus, de aquecimento a alta frequência (13,56 MHz) de painéis de MDF numa prensa HF equipada com um gerador com tecnologia de 50 ohms. Foi também realizado um estudo experimental para analisar o efeito da espessura do material na velocidade de aquecimento do painel até à temperatura de 50°C. Após a validação do modelo foi feito um estudo de sensibilidade a alguns dos parâmetros do processo bem como às características iniciais do colchão.

2. Estado da Arte

A radiação alta-frequência e as microondas são usadas na indústria principalmente como fonte de energia térmica. Os processos de aquecimento e secagem a HF e as microondas têm encontrado várias aplicações industriais, e em muitos casos estão a substituir parcial ou totalmente os processos convencionais. Este tipo de energia tem várias aplicações industriais tais como a secagem do papel, têxteis, filmes fotográficos e couro. Outras aplicações incluem a extração de óleo do alcatrão, polimerizações, vulcanizações e fundição. Mas talvez o maior “consumidor” de radiação electromagnética (microondas) seja a indústria alimentar onde são usadas para cozinhar, descongelar, pasteurizar, esterilizar, etc. (Ayappa et al., 1991; Ni H. et al., 1999).

As potencialidades de aplicação da radiação electromagnética no aquecimento/secagem de muitos materiais, têm sido demonstradas, quer à escala laboratorial, quer à escala piloto. No entanto, este processo de aquecimento/secagem ainda não foi completamente compreendido, o que resulta frequentemente em processos não otimizados, particularmente no que diz respeito à uniformidade das distribuições de humidade e temperatura no material a processar (Stuchly e Stuchly, 1980).

A radiação electromagnética também tem sido usada na indústria do sector da madeira nos últimos 60 anos. Os avanços técnicos recentes no equipamento têm tornado esta tecnologia potencialmente útil e interessante, quer para a cura de adesivos no processo de fabrico de produtos derivados da madeira, quer para a secagem da madeira. Existem vários trabalhos publicados sobre a aplicação da radiação alta frequência na indústria dos derivados da madeira (Pound, 1973; Fahey, 1976; Woodson e Stevens, 1977; Col. et al., 1982; Alvarez-Novoa, 1990; Annett D., 1992; Sernek et al., 1999; Mathiasson e Kúbat, 1994) e das microondas na secagem da madeira (Antti, 1995; Antti e Perré, 1999; Zielonka e Gierlik, 1999; Antti et al., 2000).

Um dos primeiros trabalhos publicados sobre a utilização de radiação alta-frequência no aquecimento na industria de madeira e derivados foi o de Pound (1973). Este investigador, fez algumas experiências com contraplacados para determinar alguns parâmetros importantes

do processo tais como: a melhor configuração dos eléctrodos, a frequência mais indicada para cada tipo de material, a influência de “bolsas” de ar entre os eléctrodos e o material a aquecer.

Para as placas de MDF, Woodson e Stevens, (1977) fizeram um estudo laboratorial comparativo entre a prensagem convencional e a prensagem com co-aquecimento HF. Verificaram que este tipo de aquecimento era vantajoso para as propriedades finais das placas. Com o uso de radiação alta-frequência os painéis estão sujeitos a condições de cura mais uniformes ao longo da espessura, e por isso obtêm-se perfis de densidade menos acentuados. Os tempos de prensagem estão também menos dependentes da espessura do painel o que permite manter as condições operatórias ao longo do ano. Um estudo semelhante foi também publicado para placas de aglomerado de fibras duras (Fahey, 1976). Estes dois estudos apontaram melhorias na qualidade final dos painéis as quais incluem uma melhor maquinabilidade, uma maior facilidade de aplicação de revestimento, uma maior estabilidade dimensional e uma maior resistência interna e ao arranque de parafuso nas faces.

A realização de ensaios experimentais no estudo do comportamento electromagnético de um material sob o efeito de radiação electromagnética tem várias limitações inerentes. Apesar das tendências gerais poderem ser observadas, os dados são apenas válidos na gama das condições de teste. Assim, com o objectivo de colmatar as lacunas da abordagem experimental vários modelos empíricos (Pound, 1973, CTBA, 1998, Wu et al., 1997; Zielonka e Gierlik, 1999) e numéricos têm sido desenvolvidos nos últimos anos para uma melhor compreensão dos vários fenómenos interligados que ocorrem durante a secagem ou aquecimento de vários materiais (Wei et al., 1985; Ayappa et al., 1991; Pangrle et al., 1991; Constant et al., 1996; Perré e Turner, 1997; H. Ni. et al., 1999).

Para o processo de secagem da madeira por convecção e microondas, Perré e Turner (1997) apresentaram um modelo teórico sofisticado e quase completo. Este modelo é uma combinação das equações 3D de Maxwell para o sistema madeira e guia-de-ondas e as equações 2D de transferência de massa e calor. A resolução das equações de Maxwell é feita no domínio do tempo, usando uma técnica de diferenças finitas. Foi observado que com esta ferramenta numérica, o tempo de cálculo dos campos electromagnéticos era excessivo. Tanto

quanto se sabe, este trabalho e a simplificação deste modelo apresentada por Antti et al. (2000) são os únicos trabalhos de modelização da secagem de madeira com microondas.

Para a secagem ou aquecimento de outros materiais porosos com microondas, existem mais trabalhos de modelização (Wei et al. 1985; Constant et al. 1996; Pangrle et al. 1991, Ayappa et al. 1991; Ni et al., 1999; Tanmay e Ayappa, 2001). No entanto, apenas alguns destes trabalhos consideram o transporte de água durante o processo de aquecimento ou secagem (Ayappa et al. 1991; Constant et al. 1996; Ni et al., 1999, Tanmay e Ayappa, 2001). Todos estes modelos consideram o material não-magnético, mas apenas alguns consideram as suas propriedades dieléctricas variáveis com o teor de humidade e a temperatura (Perré e Turner, 1997; Ni et al., 1999).

No cálculo da distribuição da intensidade do campo eléctrico e da potência absorvida, dentro do material, alguns modelos usam uma equação de decaimento muito simples (Wei et al. 1985; Pangrle et al. 1991; Ni et al., 1999). Outros autores apresentam a resolução das equações de Maxwell para calcular a distribuição da intensidade do campo eléctrico dentro dos materiais, sob a aplicação de microondas planas e uniformes (Ayappa et al., 1991; Anindita et al.; 1998; Tanmay e Ayappa, 2001). Por exemplo, Ayappa et al. (1991) apresentam a resolução das equações de Maxwell para calcular a distribuição unidimensional da intensidade do campo eléctrico, dentro de um material multicamada, sob o efeito de ondas planas e uniformes incidentes de ambos os lados.

Em conclusão, pode dizer-se que tanto quanto é conhecido não há trabalhos de investigação sobre o aquecimento de compósitos madeira com radiação EM, particularmente modelos físicos e dados experimentais para a sua validação. Também a informação sobre as propriedades dieléctricas destes materiais é muito escassa. No entanto, as propriedades dieléctricas da madeira para diferentes frequências, densidades, teores de humidade e temperaturas estão bem documentadas (Torgovnikov, 1993).

3. Teoria electromagnética

O princípio do aquecimento por radiação electromagnética também chamado de aquecimento por alta, hiper ou ultra frequência caracteriza-se pela absorção de radiação electromagnética pelo corpo a aquecer devido a uma histerese dieléctrica. É então uma forma de aquecimento dieléctrico, porque resulta da geração de calor nos materiais de fraca ou sem condutividade eléctrica, sob a acção de um campo eléctrico variável a muito alta frequência. É condição necessária para a produção de calor num campo eléctrico alternado, que a substância presente possua uma estrutura molecular assimétrica, como é o caso da molécula de água. Estas moléculas formam um dipolo eléctrico que quando exposto a um campo eléctrico, se orienta em relação a este campo, sendo a energia electromagnética dissipada na forma de calor devido à resistência interna à rotação.

A radiação electromagnética pode ser definida como sendo a propagação de energia através do espaço a partir da variação temporal dos campos eléctrico e magnético. Na figura 4.3.1 apresenta-se o espectro de radiação electromagnética por frequências e comprimentos de onda.

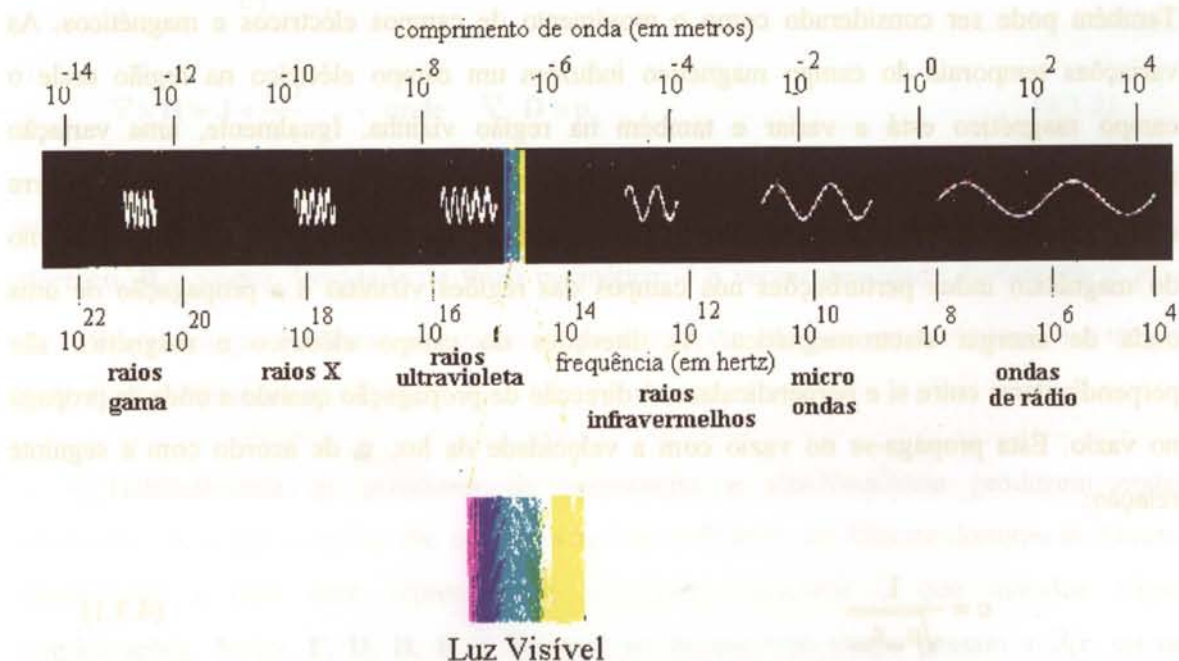


Figura 4.3.1 – Espectro Electromagnético (em http://nautilus.fis.uc.pt/softc/Read_c/a_experimentais/espectro.htm de 19 de Maio de 2000)

A radiação HF, as ondas de rádio e as MW ocupam a parte do espectro electromagnético desde 1 MHz até 300 GHz que corresponde à gama de comprimentos de onda de 1 mm a 1 m. Nesta gama de frequências, a teoria de ondas é usada para descrever a interacção entre a radiação e a matéria (Stuchly e Stuchly, 1980). Estas radiações pertencem à classe da radiação não ionizante, isto é, a sua energia é muito fraca para quebrar a mais pequena ligação química (Deruaz, 1990). No entanto, o aumento de temperatura associado à dissipação de energia electromagnética de uma onda de grande intensidade na matéria absorvente, pode levar a transformações químicas.

Os fundamentos da teoria das ondas electromagnéticas foram apresentados em 1864 por Maxwell (Jackson, 1975), quando publicou o seu famoso artigo onde apresentou um conjunto de equações descrevendo o fenómeno electromagnético. A primeira prova experimental da existência de ondas electromagnéticas foi obtida por Hertz em 1898. Hertz verificou experimentalmente todos os aspectos da teoria de Maxwell.

As ondas electromagnéticas são ondas de forças eléctricas e magnéticas, onde o movimento das ondas é definido como a propagação de uma perturbação num sistema físico. Também pode ser considerado como o movimento de campos eléctricos e magnéticos. As variações temporais do campo magnético induzem um campo eléctrico na região onde o campo magnético está a variar e também na região vizinha. Igualmente, uma variação temporal no campo eléctrico produz um campo magnético na região em que a variação ocorre e também nas regiões vizinhas. Portanto, qualquer perturbação tanto do campo eléctrico como do magnético induz perturbações nos campos das regiões vizinhas e a propagação de uma onda de energia electromagnética. As direcções do campo eléctrico e magnético são perpendiculares entre si e perpendiculares à direcção de propagação quando a onda se propaga no vazio. Esta propaga-se no vazio com a velocidade da luz, c , de acordo com a seguinte relação:

$$c = \frac{1}{\sqrt{\mu_{eo}\epsilon_{eo}}} \quad (4.3.1)$$

onde μ_{eo} e ϵ_{eo} são a permeabilidade e a permissividade no vácuo respectivamente ($\mu_{eo} = 1,257 \times 10^{-6} \text{ H.m}^{-1}$, $\epsilon_{eo} = 8,85 \times 10^{-12} \text{ F.m}^{-1}$ e $c = 300000 \text{ km.s}^{-1}$). Noutros meios, a velocidade das ondas é sempre menor e depende das propriedades electromagnéticas do meio e da natureza da onda.

A utilização industrial das frequências MW, HF ou RF está limitada por uma convenção internacional (ISM). As frequências ISM atribuídas diferem ligeiramente de país para país.

3.1 Fundamentos da teoria das microondas (MW) e alta-frequência (HF)

A teoria da propagação das ondas electromagnéticas num meio homogéneo ou no vácuo é regida pelas equações de Maxwell (Roussy e Pearce, 1995) que relacionam o campo eléctrico, $\mathbf{E}$, com o campo magnético, $\mathbf{H}$, através de um sistema de duas equações às derivadas parciais.

$$\begin{aligned} \nabla \times \mathbf{E} &= -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} & \text{onde } \nabla \cdot \mathbf{B} &= 0 \\ \nabla \times \mathbf{H} &= \mathbf{J} + \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} & \text{onde } \nabla \cdot \mathbf{D} &= \rho_e \end{aligned} \quad (4.3.2)$$

sendo $\mathbf{E}$ o vector campo eléctrico, $\mathbf{H}$ o vector campo magnético, $\mathbf{D}$ o vector densidade de fluxo eléctrico, $\mathbf{B}$ o vector densidade de fluxo magnético, $\mathbf{J}$ o vector densidade de corrente e ρ_e a densidade de cargas eléctricas. As variáveis de campo são funções gerais do espaço e tempo: $\mathbf{E}, \mathbf{D}, \mathbf{H}, \mathbf{B} = \mathcal{F}(x, y, z, t)$.

Habitualmente os geradores de microondas e alta-frequência produzem ondas sinusoidais, pelo que a análise das equações de Maxwell pode ser feita no domínio de Fourier (frequência) e com uma representação complexa sinusoidal o que introduz várias simplificações. Assim, $\mathbf{E}, \mathbf{D}, \mathbf{H}, \mathbf{B} = \mathcal{F}(x, y, z, t)$ no domínio do tempo passam a $\mathcal{F}(\mathbf{r}, \omega)$ no domínio de Fourier. A transformação para o campo eléctrico faz-se por,

$$\mathbf{E}(\mathbf{r}, \omega) = \int_{-\infty}^{+\infty} \mathbf{E}(\mathbf{r}, t) e^{-i\omega t} dt \quad (4.3.3)$$

$$e \quad \mathbf{E}_o(\mathbf{r}) \cos(\omega t + \Phi) \rightarrow \mathbf{E}_o(\mathbf{r}) e^{-(i\omega t + \Phi)}$$

onde $\mathbf{r}$ é o vector posição e ω é a frequência angular. Então as equações de Maxwell, no domínio de Fourier são

$$\begin{aligned} \nabla \times \mathbf{E} &= -i\omega \mathbf{B} & \nabla \cdot \mathbf{B} &= 0 \\ \nabla \times \mathbf{H} &= \mathbf{J} + i\omega \mathbf{D} & \nabla \cdot \mathbf{D} &= \rho_e \end{aligned} \quad (4.3.4)$$

A simplificação mais importante que se verifica é a das equações diferenciais no domínio do tempo serem equações algébricas no domínio das frequências.

Há três relações constitutivas que traduzem cada uma das intensidades dos campos de vectores, $\mathbf{E}$ e $\mathbf{H}$, em termos das densidades de fluxo, $\mathbf{D}$, $\mathbf{B}$ e $\mathbf{J}$. A forma geral das relações constitutivas é densidade de fluxo $\left(\frac{\text{V}}{\text{m}^2}\right)$ = propriedades do meio $\left(\frac{\text{V}}{\text{m}}\right) \times$ intensidade do campo $\left(\frac{\text{V}}{\text{m}}\right)$, ou seja,

$$\mathbf{D} = \epsilon_e \mathbf{E}; \quad \mathbf{B} = \mu_e \mathbf{H}; \quad \mathbf{J} = \sigma_e \mathbf{E} \quad (4.3.5)$$

onde ϵ_e (F.m^{-1}) é a permissividade eléctrica, μ_e (H.m^{-1}) a permeabilidade magnética e σ_e (S.m^{-1}) a condutividade eléctrica.

A resolução das equações de Maxwell é regida por condições fronteira apropriadas (Roussy e Pearce, 1995) para o meio em estudo. Não há uma solução universal para as equações de Maxwell, uma vez que cada problema é determinado pelo seu conjunto de condições fronteira.

3.2 Propriedades dieléctricas

Quando expostos a um campo eléctrico os materiais apresentam comportamentos diversos. Estes são convencionalmente divididos em três grupos eléctricos: condutores, dieléctricos e semicondutores. Os condutores são materiais caracterizados por terem valores de condutividade eléctrica e iónica elevados. Os dieléctricos diferem destes pela sua baixa condutividade específica. Outra diferença importante é o factor de dependência da resistência eléctrica da temperatura que é negativo nos dieléctricos e positivo nos condutores.

A resposta dieléctrica dos materiais depende de um grande número de propriedades. Estas propriedades incluem as polarizações electrónica, atómica, de dipolo e de Maxwell-Wagner e a condução iónica. Para as frequências MW e HF, pensa-se que o mecanismo mais importante para a transferência de energia a nível molecular é a polarização dipolo (Thostenson e Chou, 1999). No entanto, para os materiais compósitos, a polarização ou efeito de Maxwell – Wagner que resulta da acumulação de cargas na interface do material é um mecanismo bastante importante (Roussy e Pearce, 1995).

As ondas electromagnéticas podem igualmente interagir com a matéria pela acção do seu campo magnético se houver momentos magnéticos presentes. Os materiais com momentos magnéticos são ditos ferromagnéticos. As partículas portadoras de um momento magnético estão de igual modo animadas de um movimento de rotação. No entanto, as aplicações industriais de aquecimento e secagem estão raramente implicadas no tratamento de materiais magnéticos, que não serão também tratados neste trabalho (Deruaz, 1990)

Nos materiais dieléctricos, a carga local move-se em resposta a um campo eléctrico aplicado (Figura 4.3.2). Dentro dos materiais, há cargas adsorvidas e livres, resultando o movimento das cargas adsorvidas na polarização.

Quando se aumenta a frequência da onda electromagnética que actua sobre o meio, a polarização, isto é, a permitividade do meio diminui. Este efeito é originado pela relaxação dieléctrica. De acordo com a teoria da relaxação dieléctrica os dipolos orientam-se no campo eléctrico com um certo atraso devido à fricção entre as moléculas. Este atraso temporal

depende da viscosidade, do momento dipolar, da temperatura e resulta na dissipação de energia como calor dentro do material. Portanto, o aquecimento MW e HF de um material é o resultado da sua relaxação dielétrica.

A cada material polar corresponde uma frequência de relaxação para a qual a fricção intermolecular é máxima

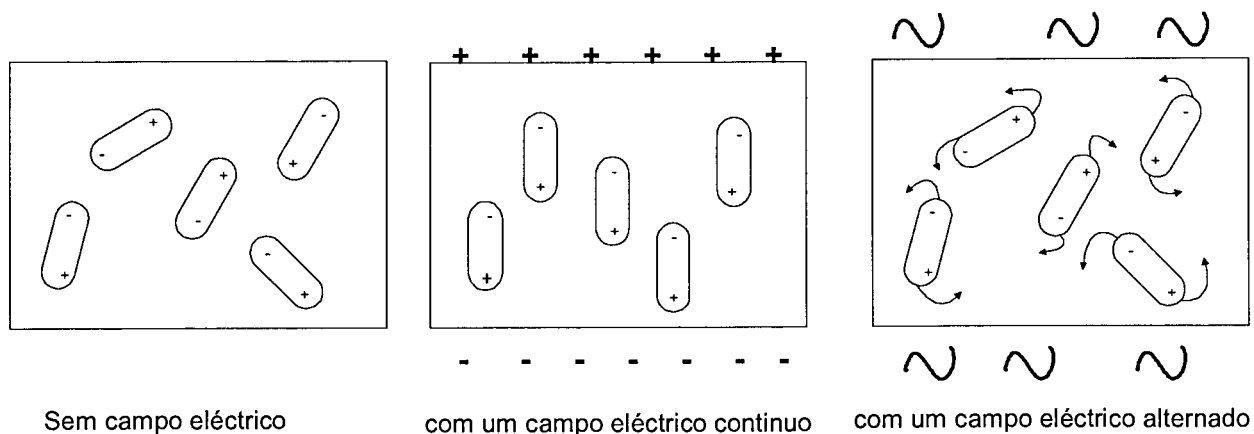


Figura 4.3.2 – Representação esquemática da influência de um campo eléctrico num dielétrico

O parâmetro eléctrico dos materiais não ferromagnéticos que define a sua interacção com os campos electromagnéticos é a permitividade complexa, $\epsilon^* = \epsilon' - i\epsilon''$. A permitividade complexa define o comportamento do material no campo eléctrico e é constituída por uma parte real, ϵ' , chamada constante dielétrica e uma parte imaginária, chamada factor de perdas, ϵ'' . A constante dielétrica representa a capacidade do material para armazenar energia eléctrica, enquanto que o factor de perdas representa a capacidade do material absorver energia do campo eléctrico. Outro parâmetro utilizado frequentemente é a tangente de perdas, definida como a razão entre o factor de perdas e constante dielétrica,

$$\tan \delta = \frac{\epsilon''}{\epsilon'}, \quad (4.3.6)$$

A parte da potência aplicada que é absorvida pelos materiais sob a influência de um campo eléctrico define a sua tangente de perdas dieléctricas. É esta fracção da potência que é absorvida e transformada em energia térmica. A tangente de perdas é numericamente igual à razão entre as potência real e reactiva, ou seja, à razão entre a corrente activa e a corrente reactiva do material. Estas razões são sempre adimensionais, e os seus valores não dependem do sistema de unidades escolhido ou da forma das equações.

O factor de perdas é uma função da condutividade eléctrica do material ou da resistividade,

$$\varepsilon'' = \frac{\sigma_e}{\omega} = \frac{1}{\omega\zeta} \quad (4.3.7)$$

onde ζ ($\Omega \text{ m}^{-1}$) é a resistividade também chamada de resistência específica.

Os valores tabelados de ε' e ε'' são normalmente os relativos ao vazio, isto é, aparece a constante dieléctrica relativa, k' e o factor de perdas relativo, k'' , sendo

$$k' = \frac{\varepsilon'}{\varepsilon_{eo}} \quad (4.3.8a)$$

$$k'' = \frac{\varepsilon''}{\varepsilon_{eo}} \quad (4.3.8b)$$

Assim, a constante dieléctrica relativa de um material representa o grau com que um material interage com um campo eléctrico relativamente ao vazio.

Para a celulose pura e seca e para as substâncias constituintes das paredes celulares da madeira está representada na figura 4.3.3, a variação dos parâmetros dieléctricos com a frequência para um campo eléctrico aplicado perpendicular à direcção da fibra (Torgovnikov, 1993). Como se pode observar, a gama de frequências para a qual o efeito do campo eléctrico na tangente de perdas é máximo situa-se entre 10^6 e 10^8 Hz. Para a constante dieléctrica relativa os seus valores máximos verificam-se para as frequências mais baixas.

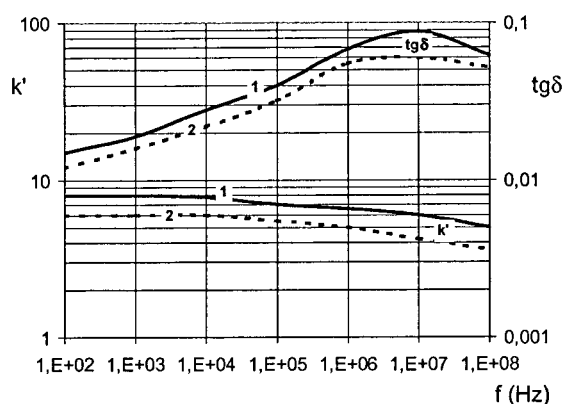


Figura 4.3.3 – Evolução dos parâmetros dielétricos da celulose pura seca (1) e das substâncias da parede celular (2) com a frequência para um campo eléctrico aplicado perpendicular à direcção da fibra (adaptado de Torgovnikov (1993)).

3.3 Propagação das ondas electromagnéticas

Uma onda electromagnética em propagação é composta pelas componentes campo eléctrico e magnético oscilatórios sendo a sua variação temporal e espacial descrita pelas equações de Maxwell já apresentadas. Na figura 4.3.4 representa-se a disposição do campo eléctrico e magnético na propagação de ondas electromagnéticas.

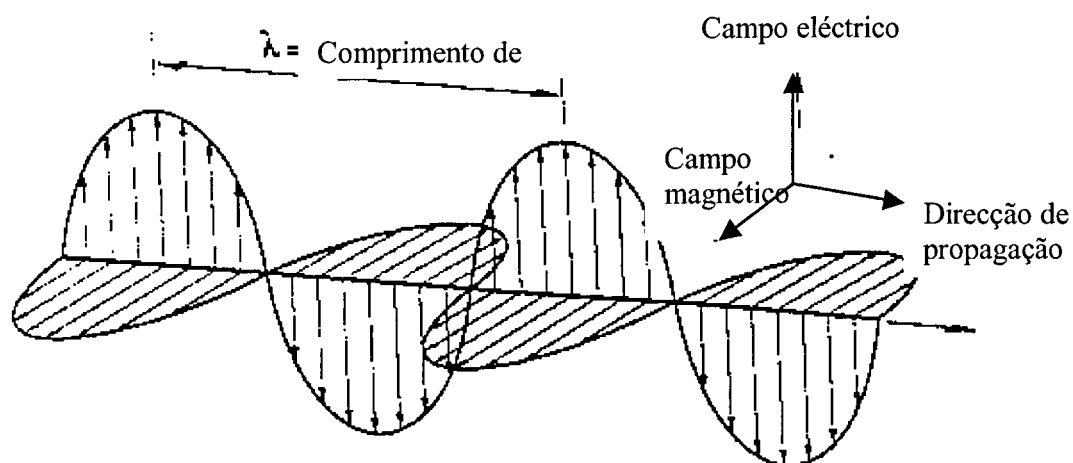


Figura 4.3.4 – Representação da propagação das ondas de um campo electromagnético

No aquecimento por radiação HF e MW um aspecto importante a considerar é a análise da propagação da radiação no interior do meio a aquecer. Por isso, neste ponto, vamos apresentar uma das abordagens desenvolvida por Ayappa et al. (1991) para determinar a distribuição de um campo eléctrico dentro de um material.

No caso de materiais lineares, se um campo eléctrico for ligado num instante t , então $\mathbf{J}$, $\mathbf{D}$ e $\mathbf{B}$ obedecem a uma equação do tipo,

$$\mathbf{Q} = \int \bar{\chi}(t-\tau) \mathbf{E}(\tau) d\tau \quad (4.3.9)$$

onde $\bar{\chi}(t-\tau)$ é a função resposta característica de transferência da quantidade ($\mathbf{J}$, $\mathbf{D}$ ou $\mathbf{B}$) e do material. Para este trabalho interessa a resposta dos materiais à radiação numa dada frequência angular. Assim, consideremos na equação (4.3.9) o campo alternado,

$$\mathbf{E}(t) = \bar{\mathbf{E}} e^{-i\omega t}. \quad (4.3.10)$$

Substituindo na equação (4.3.9) e mudando τ por $s = t - \tau$ obtém-se,

$$\mathbf{Q} = \left[\int_0^t \bar{\chi}(s) e^{i\omega s} ds \right] e^{-i\omega t} \bar{\mathbf{E}} \quad (4.3.11)$$

As funções resposta, $\bar{\chi}(s)$, tipicamente amortecem rapidamente no tempo, isto é, $\bar{\chi}(s) \approx 0$ quando s é maior que os tempos de relaxação molecular, responsáveis pela condução e pelas susceptibilidades eléctrica e magnética. Por isso, por exemplo, uma lei de amortecimento exponencial,

$$\bar{\chi}(s) = a e^{-s/\tau_r} \quad (4.3.12)$$

onde τ_r é o tempo de relaxação, pode ser aplicada a vários processos (por exemplo as perdas dipolares de Debye). Nesse caso,

$$\int_0^t \bar{\chi}(s) e^{i\omega s} ds = \frac{a\tau_r}{1-i\omega\tau_r} \left(1 - e^{i\omega t} e^{-t/\tau_r} \right) \approx \frac{a\tau_r}{1-i\omega\tau_r} \quad (4.3.13)$$

quando $t \gg \tau_r$. Para materiais submetidos a um campo alternado $\mathbf{E}(t)$ e para tempos maiores que os tempos de relaxação molecular, segundo a equação (4.3.13) as quantidades $\mathbf{J}$, $\mathbf{D}$ e $\mathbf{B}$ obedecem a uma equação do tipo,

$$\mathbf{Q} = \chi(\omega)\mathbf{E}(t) \quad (4.3.14)$$

onde $\chi(\omega)$ é uma susceptibilidade complexa dependente da frequência e dada por,

$$\chi(\omega) = \int_0^\infty \bar{\chi}(s) e^{i\omega s} ds \quad (4.3.15)$$

Para estes materiais,

$$\mathbf{J} = \sigma_e(\omega)\mathbf{E}(t), \quad \mathbf{D} = \epsilon_e(\omega)\mathbf{E}(t) \quad \text{e} \quad \mathbf{B} = \mu_e(\omega)\mathbf{H}(t) \quad (4.3.16)$$

onde $\mathbf{E} = \bar{\mathbf{E}}e^{-i\omega t}$ e $\mathbf{H} = \bar{\mathbf{H}}e^{-i\omega t}$, e então a equação (4.3.4) fica

$$\nabla \times \bar{\mathbf{E}} = i\omega\mu_e(\omega)\bar{\mathbf{H}} \quad (4.3.17)$$

e

$$\nabla \times \bar{\mathbf{H}} = [\sigma_e(\omega) - i\omega\epsilon_e(\omega)]\bar{\mathbf{E}} \equiv -i\omega\epsilon^*\bar{\mathbf{E}} \quad (4.3.18)$$

O valor da permeabilidade magnética para materiais não ferromagnéticos é próxima do seu valor para o vácuo, μ_{eo} e, considerando um material electroneutro, isto é, sem cargas eléctricas livres, resulta para este material

$$\nabla(\nabla \cdot \bar{\mathbf{E}}) = 0 \quad (4.3.19)$$

e a equação (4.3.17) pode ser inserida na equação (4.3.18) obtendo-se,

$$\nabla^2 \bar{\mathbf{E}} + \hat{\mathbf{k}}^2 \bar{\mathbf{E}} = 0 \quad (4.3.20)$$

onde

$$\hat{k}^2 = \omega^2 \mu_{eo} \varepsilon_{eo} (k' + ik'') \quad (4.3.21)$$

A constante de propagação $\hat{k}$ (Ayappa et al., 1991) é uma quantidade complexa dada por:

$$\hat{k} = \beta + \alpha i \quad (4.3.22)$$

onde α é a constante de atenuação da onda no material e β a constante de fase. Estas constantes estão relacionadas com as propriedades dieléctricas do meio e com a frequência, f , da radiação por,

$$\alpha = \frac{2\pi f}{c} \left(\frac{k'}{2} \left(\sqrt{1 + \tan^2 \delta} - 1 \right) \right)^{1/2} \quad (4.3.23)$$

e

$$\beta = \frac{2\pi f}{c} \left(\frac{k'}{2} \left(\sqrt{1 + \tan^2 \delta} + 1 \right) \right)^{1/2} \quad (4.3.24)$$

β representa a variação de fase da onda em propagação e está relacionada com o comprimento de onda, λ_m , da radiação no meio por,

$$\lambda_m = \frac{2\pi}{\beta} \quad (4.3.25)$$

que no vazio se reduz a $\lambda_o = \frac{c}{f}$. α controla a velocidade à qual a intensidade do campo eléctrico incidente, E_o , decresce na amostra. Por exemplo, numa amostra semi-infinita o campo eléctrico no interior obedece à seguinte equação:

$$E = E_o e^{-\alpha Z^s} \quad (4.3.26)$$

onde Z^s é a distância à superfície na qual o campo eléctrico incide.

Assim, quanto mais alta a frequência, maior será α e portanto menor será a penetração das ondas electromagnéticas na amostra. A quantidade α^{-1} é conhecida como a profundidade de penetração característica, isto é, a distância (dp) à qual a intensidade do campo decresce para e^{-1} do seu valor incidente. Após esta distância, o aquecimento volumétrico devido à energia das ondas electromagnéticas é desprezável. Assumindo que a constante dieléctrica do espaço é ϵ_{co} , a distância de penetração dentro de um material é dada pela seguinte equação (Thonstenson e Chou, 1999):

$$dp = \frac{c\epsilon_{co}}{2\pi f\epsilon''} \quad (4.3.27)$$

O conhecimento da distância de penetração e de como a intensidade do campo eléctrico decresce a partir da superfície são particularmente importantes no processamento de materiais espessos. Se a distância de penetração for muito menor que a espessura do material apenas a superfície é aquecida pela radiação electromagnética. A equação anterior mostra a dependência da distância de penetração na frequência de operação.

3.4 Conversão de energia

As propriedades dieléctricas dos materiais combinadas com os campos electromagnéticos aplicados resultam na conversão da energia electromagnética em calor. A potência que é transmitida a um objecto pode ser determinada usando o Vector de Poynting (Roussy e Pearce, 1995). Este vector é derivado a partir das equações de Maxwell e representa-se por $\mathbf{P}$ (Wm^{-2}), no domínio do tempo e $\mathbf{S}$ no domínio das frequências:

$$\mathbf{P}(t) = \mathbf{E}(t) \times \mathbf{H}(t); \quad \mathbf{S}(\omega) = \frac{1}{2} (\mathbf{E}(\omega) \times \mathbf{H}^*(\omega)) \quad (4.3.28)$$

onde $*$ significa o complexo conjugado. O vector $\mathbf{P}$ descreve a densidade de potência local numa onda em propagação e nesta definição, o vector $\mathbf{S}$ complexo representa a densidade do fluxo de potência na onda. A direcção do vector dá a direcção da propagação e a sua amplitude a densidade do fluxo de potência

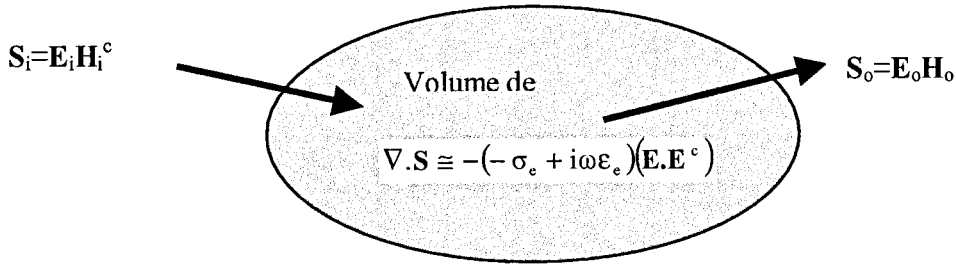


Figura 4.3.5 – Volume de controlo para o teorema do vector de Poynting.

Na figura 4.3.5 está representada a propagação de uma onda através de um dado volume de controlo. Este volume de controlo é uma pequena porção uniforme de volume de material onde não existem efeitos de interface. À medida que onda se propaga através deste volume os seus campos interagem com o material e o fluxo de potência total através da fronteira será menor que zero se a energia da onda for absorvida (Roussy e Pearce, 1995):

$$-\oint_{\Sigma} \frac{1}{2} (\mathbf{E} \times \mathbf{H}^c) dS = \iiint_{\text{vol}} \frac{1}{2} (\mathbf{E} \cdot \mathbf{J}^c) dv + \frac{i\omega}{2} \iiint_{\text{vol}} \{ \mathbf{B} \cdot \mathbf{H}^c - \mathbf{E} \cdot \mathbf{D}^c \} dv$$

$$-\nabla \cdot \mathbf{S} = \frac{1}{2} \{ (\mathbf{E} \cdot \mathbf{J}^c) + i\omega (\mathbf{B} \cdot \mathbf{H}^c - \mathbf{E} \cdot \mathbf{D}^c) \} \quad (4.3.29)$$

O factor $\frac{1}{2}$ não aparece nestes balanços se as magnitudes dos campos forem expressas em volts ou amperes RMS (raiz média quadrática). O termo de aquecimento é a parte real de $(\nabla \cdot \mathbf{S})$ e será devido na sua totalidade à condutividade se a permitividade e a permeabilidade do meio forem ambas reais. O sinal negativo significa que a energia é absorvida. Os termos imaginários do lado direito indicam energia armazenada na onda, a qual não contribui para o aquecimento. Quando a permitividade é complexa então o aquecimento dieléctrico contribui para a parte real de $\nabla \cdot \mathbf{S}$:

$$\text{Re}(-\nabla \cdot \mathbf{S}) = (\sigma_e + \omega \epsilon'') (\mathbf{E} \cdot \mathbf{E}) \quad (4.3.30)$$

Adicionalmente, pode-se considerar $\omega \epsilon''$ como uma condutividade equivalente (σ_{eq}) (Collin, 1966). Se supusermos que o campo eléctrico é uniforme através do volume, pode-se obter a

partir da equação anterior a seguinte equação simplificada para a potência, ϕ , absorvida por unidade de volume:

$$\phi = \omega \epsilon'' E_{\text{rms}}^2 \quad (4.3.31)$$

onde E_{rms} , é a raiz média quadrática da intensidade do campo eléctrico que é igual a $\frac{|E|}{\sqrt{2}}$. Este termo da densidade de potência também pode também ser expresso (Ayappa et al., 1991) por

$$\phi = \frac{1}{2} \omega \epsilon'' E \cdot E^* \quad (4.3.32)$$

As equações (4.3.27) e (4.3.31) permitem prever o comportamento dos materiais quando submetidos à radiação electromagnética, permitindo assim seleccionar a gama de radiações (MW ou HF) mais adequada em função dos objectivos a atingir.

Materiais com baixa resistência e baixa capacitância (como sejam os metais) têm factores de perdas dieléctricas muito altos. Pela relação apresentada atrás (Eq. 4.3.27), à medida que o factor de perdas cresce, a distância de penetração tende para zero. Os materiais com este comportamento dieléctrico são considerados reflectores. Os materiais com factores de perdas dieléctricas pequenos permitem uma distância de penetração muito grande mas também são pouco “consumidores” de energia electromagnética, podendo mesmo ser praticamente transparentes à passagem das ondas. Por causa deste comportamento, a transferência de energia MW, por exemplo, é mais efectiva para materiais que têm factores de perdas dieléctricas localizadas a meio da gama das condutividades dieléctricas (ver figura 4.3.6). Pelo contrário, no aquecimento convencional a transferência de calor é mais eficiente para materiais com condutividade térmica elevada.

Apesar das equações referidas serem muito úteis na análise do efeito das propriedades eléctricas na absorção da energia electromagnética, o comportamento real dos materiais é bem mais complexo. As propriedades dieléctricas são dependentes da mobilidade dos dipolos dentro da estrutura e, consequentemente, são funções da temperatura, da frequência e, para os

sistemas reactivos, do avanço da reacção. Portanto, a capacidade do material absorver energia varia durante o processo.

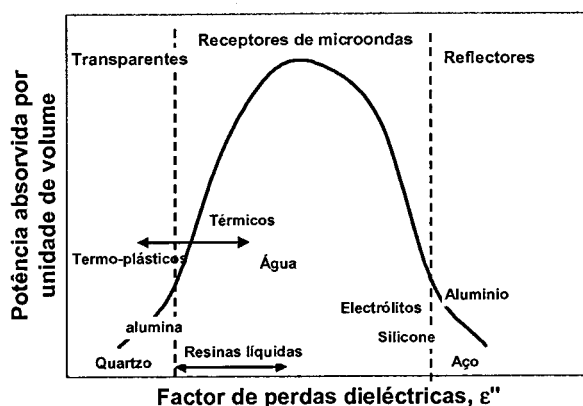


Figura 4.3.6 – Relação entre o factor de perdas dieléctricas e a capacidade de absorver energia microondas para alguns materiais comuns (adaptado de Thonstenson e Chou (1999)).

4. Modelização do aquecimento do MDF por radiação alta-frequência e micro-ondas

4.1 Introdução

Na indústria da madeira a radiação HF ou MW é utilizada desde há bastante tempo em dois tipos de aplicação: na secagem e na colagem da madeira. A aplicação que nos interessa focar neste trabalho é a colagem da madeira por HF mais concretamente os aglomerados de fibras de média densidade (MDF).

A madeira é um bom isolante eléctrico que interage com a radiação HF ou MW por duas razões: é constituída por moléculas polares e por água. De facto, a água absorve muito bem a energia electromagnética e por isso a humidade da madeira nestes processos deve ser rigorosamente controlada.

Os adesivos utilizados na madeira são também muito sensíveis às radiações electromagnéticas e são mesmo na generalidade mais sensíveis que a madeira. Daí todo o interesse da utilização das radiações electromagnéticas na colagem da madeira, porque este

tipo de aquecimento é selectivo. Isto é, em presença de um composto madeira/adesivo, submetido a um campo eléctrico alternado, o adesivo absorverá mais energia electromagnética e portanto aquece e cura também mais rapidamente por ser mais sensível à radiação, isto ao contrário do que se passa num processo de aquecimento convencional em que o aquecimento (cura) da resina está dependente da condução de calor através da madeira e da sua capacidade de aquecer.

Tal como se viu atrás, a aptidão de um material para absorver energia electromagnética caracteriza-se pelo seu factor de perdas. Quanto mais elevado o factor de perdas, mais o material é susceptível a aquecer rapidamente, e tal como se viu na figura 4.3.6, isto é válido dentro de uma certa gama de valores de factores de perdas.

Na tabela 4.4.1 apresentam-se os parâmetros dieléctricos da madeira, água e dos adesivos frequentemente encontrados na colagem da madeira para frequências MW e HF. Um aspecto importante na escolha da frequência da radiação é, como se viu atrás, a distância de penetração desta no material. Tal como se viu, esta distância depende da frequência e do factor de perdas do material. Pela observação da tabela vê-se que, por exemplo, para a água a constante dieléctrica é praticamente igual para as frequências MW e HF e o factor de perdas é maior para as MW, logo a distância de penetração da radiação na água vai ser menor para a frequência MW por duas razões: maior frequência e maior factor de perdas. É também importante dizer-se que uma das razões de escolha de HF ou MW é o tamanho do material a processar, ou seja, da espessura a atravessar. Para grandes peças será conveniente usar HF em vez de microondas, pois a distância de penetração será maior. Por exemplo, a distância de penetração das HF dentro da madeira é 12 m enquanto que as MW é de 70 mm. Devido ao facto das grandes diferenças de distância de penetração HF e MW, torna-se mais interessante a utilização de HF para a madeira, exceptuando as situações em que se pretende um tratamento superficial. As MW são mais aconselháveis quando estamos em presença de materiais mais húmidos, na colagem de formas complexas ou longas (pouco espessas).

Tabela 4.4.1 – Características dieléctricas de diferentes materiais para frequências HF e MW (Debard, 1990).

Material	Constante dieléctrica relativa		Factor de perdas	
	a 10 MHz	a 2450 MHz	a 10 MHz	a 2450 MHz
Água pura a 25°C	78	76	0,36	12
Madeira húmida	2,6	2,1	0,1	0,07
Madeira seca	2	1,9	0,04	0,01
Cola de base aquosa	5		0,25	
Cola no estado líquido (CTBA, 1990)	20 a 60		0,3 a 5	
Cola endurecida (CTBA, 1990)	3		0,02	

Na indústria dos derivados de madeira, a HF tem várias aplicações entre as quais o fabrico de: aglomerados, contraplacados, laminados, etc.. Têm sido referidas diversas vantagens para este tipo de equipamento tais como: ganhos de tempo; processo fácil de integrar numa cadeia de fabrico já existente; uniformidade do aquecimento no seio do adesivo e selectividade do aquecimento em relação a este; economia de material e mão-de-obra e utilização de espécies de madeira de segunda escolha. No entanto, também são vários os inconvenientes apontados: é necessário um avultado investimento inicial em equipamento, mão de obra qualificado, conhecimento das condições de operação óptimas para se obter um bom rendimento, bem como quais os limites de aplicação das HF.

No processo de fabrico de derivados da madeira, tal como já foi dito atrás, a utilização do aquecimento por radiação HF potencia certas vantagens, entre as quais: diminuição do tempo de prensagem, diminuição da temperatura dos pratos, menor necessidade de ajuste da formulação de resina e diminuição do tempo de pós- cura. Na indústria dos aglomerados de madeira, a radiação HF tem sido usada em co- aquecimento e/ou em pré- aquecimento.

No aquecimento alta-frequência do MDF, o colchão é colocado entre dois eléctrodos planos e paralelos e é aplicado um campo alterno de elevada frequência. Quando um material

dielétrico como o colchão de MDF é colocado sob um campo eléctrico alterno as moléculas assimétricas vão rodar com velocidade elevada no sentido do campo eléctrico. Devido a este movimento molecular alternado, vai haver fricção entre as moléculas e será gerado calor.

A eficiente utilização deste tipo de aquecimento depende da profundidade de penetração da radiação no material, pelo que é necessário usar frequência e dimensões do equipamento adequadas, bem como conhecer as características dieléctricas dos componentes dos aglomerados da madeira.

Co-aquecimento

É utilizado em algumas linhas de produção de MDF desde há alguns anos, nomeadamente em fábricas antigas como a Intamasa em Espanha, a Canterbury na Nova Zelândia, a Celotex e a Masonite nos Estados Unidos da América (Chryst e Rudman, 1979). Col et al. (1982) apontam como vantagens da prensagem com aquecimento alta-frequência: ciclo de prensagem mais curto, perfis de humidade e densidade mais uniformes. Quando se pretende produzir placas de elevada espessura (superior a 30 mm) e com massa volúmica superior a 770 kgm^{-3} , o tipo de aquecimento mais adequado é a alta-frequência.

As prensas apresentadas por Col et al. (1982) têm integrado um sistema de aquecimento por alta- frequência com uma capacidade de 600 kW tendo o gerador capacidade até 900 kVA. Nestes processos, como os níveis de energia envolvidos na produção são muito altos e, portanto, utilizam geradores de grandes dimensões, são necessários dispositivos de protecção especiais e a intervenção permanente de pessoal qualificado. As placas assim aquecidas/prensadas podem ter espessuras que variam de 15 mm a 50 mm. A aplicação de HF não é feita durante todo o ciclo de prensagem. Normalmente a aplicação da radiação HF é feita quando o fecho da prensa atingiu a espessura final pretendida. Na figura 4.4.1 está representado um ciclo típico de aplicação de radiação HF para três partidas (operações) de prensagem.

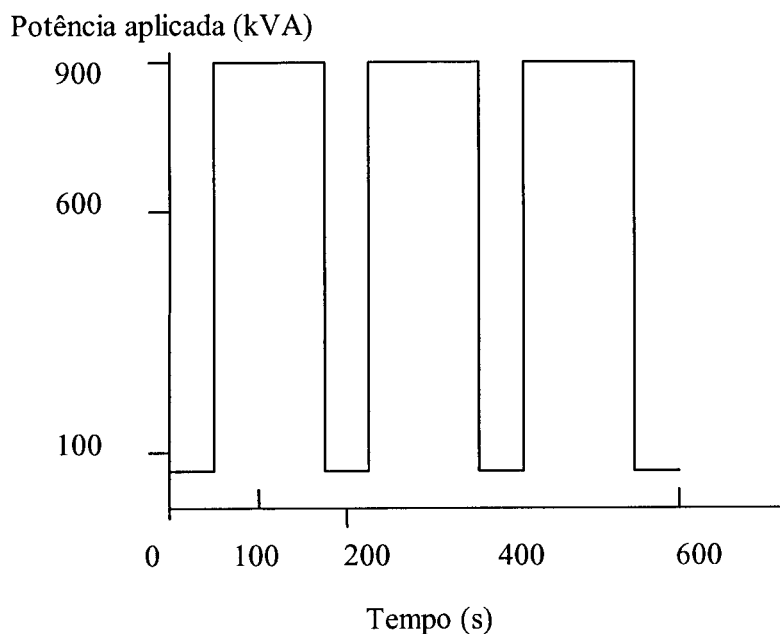


Figura 4.4.1 – Ciclo típico de aplicação de potência na prensa para três partidas (operações) de produção (Col et al. 1982).

Nas unidades industriais de prensagem com sistemas de aquecimento HF, este é sempre usado em simultâneo com um sistema de pratos aquecidos. Se os pratos da prensa estiverem frios, haverá transferência de calor do colchão para os pratos diminuindo a energia disponível na superfície do colchão para a cura da resina (Maloney, 1989). Um prato quente também evita o deslocamento da humidade do centro para as superfícies frias onde poderia condensar e daí resultando por um lado a cura incompleta da resina (superfície mole), e por outro lado a oxidação dos pratos (superfície suja).

Como as faces de uma placa fabricada com co-aquecimento HF têm densidades menores que as prensadas convencionalmente, são esperados valores ligeiramente inferiores de resistência à flexão e de rigidez (Woodson e Stevens, 1974). Em HF o calor é gerado instantaneamente ao longo de toda a espessura dos colchões resultando em ciclos de cura mais rápidos, uma vez que a transferência de energia aumenta drasticamente em comparação com a utilização de pratos quentes. Para a produção de MDF, outras potenciais vantagens são apontadas (Maloney, 1989): a possibilidade do uso de resina de mais baixo custo e a mesma

formulação dos adesivos ao longo do ano; manter sempre as mesmas condições operatórias (temperatura dos pratos, velocidade de fecho da prensa, duração do ciclo de prensagem, etc.) mesmo quando se variam a espessura e a densidade final pretendidas para o painel; poder eliminar-se o equipamento de arrefecimento após prensagem, uma vez que os painéis podem ser empilhados imediatamente, pois as temperaturas das placas à saída da prensa são mais baixas do que na prensagem convencional e a obtenção de perfis de densidades do painel mais uniformes. Além disso, o tempo de estabilização pode ser reduzido assim como as operações de rectificação das dimensões, uma vez que o teor de humidade dentro destes painéis é mais uniforme.

Pré-aquecimento

Nos últimos anos, tem aumentado o interesse na possibilidade de pré-aquecer o colchão antes da prensagem. Este pré- aquecimento não é suficiente para curar mas para fornecer calor ao colchão antes da prensagem com o objectivo de reduzir o ciclo de prensagem. Apenas alguns segundos a menos na prensa significa um aumento considerável da produção ao longo do ano (Maloney, 1989; Alvarez-Novoa, 1990). O pré- aquecimento com radiação HF pode portanto ser uma boa alternativa para aumentar a produção, fazer painéis mais espessos e ter as condições operatórias mais uniformes ao longo do ano. Os níveis de potência HF usados no pré- aquecimento são à volta de 210 kW, portanto mais baixos que no co-aquecimento. Pré aquecendo o colchão de MDF a cerca de 50°C, verifica-se um aumento da capacidade de produção na ordem dos 20%. Com os novos desenvolvimentos na tecnologia alta frequência, por exemplo a tecnologia 50 ohms, desenvolvida por EDF/SAIREM (CTBA, 1998), pode-se atingir uma redução de consumo energético e um ciclo de produção “automatizado”. Na tecnologia tradicional a eficiência do equipamento é muito dependente do factor humano (experiência do operador).

Sistema de aquecimento HF

Descrição geral

A figura 4.4.2 (a) apresenta esquematicamente uma máquina de aplicação de radiação alta-frequência. Esta pode ser ou não de pratos (eléctrodos) aquecidos e poderá ou não exercer uma força de compressão no colchão.

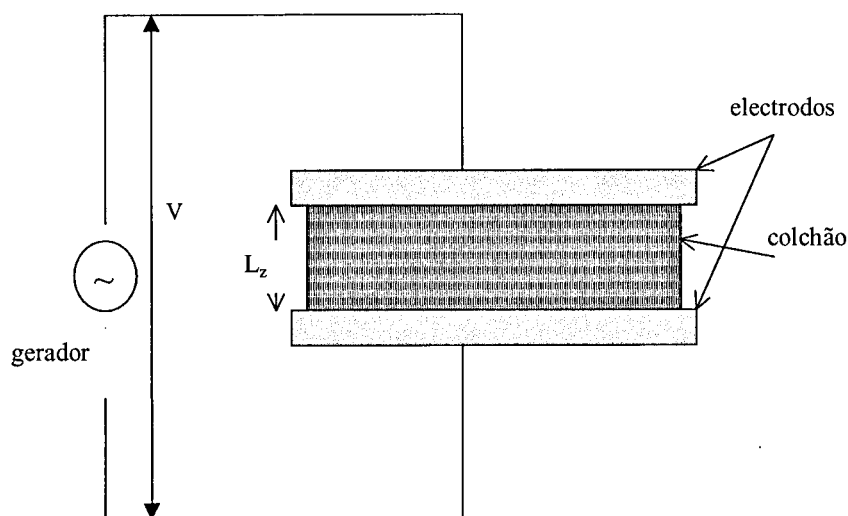


Figura 4.4.2 (a) – Representação esquemática do processo de aquecimento HF.

A máquina HF é composta por três componentes principais: o gerador, o guia de ondas e o condensador. O condensador é composto pelo colchão a aquecer e pelos eléctrodos (pratos da prensa).

Gerador

O gerador de alta-frequência e alta-potência está dividido em várias secções. Estas são o transformador (que converte baixa tensão em alta tensão), o rectificador (que converte a corrente alterna em contínua) e o circuito oscilatório (converte a corrente contínua em alterna de alta frequência). O coração do gerador de alta frequência é o circuito oscilatório. Neste

circuito a corrente contínua da unidade de potência é fornecida à válvula do oscilador onde é convertida em corrente alterna de muitos milhões de ciclos por segundo (alta-frequência).

Dispositivos de protecção

Vários dispositivos de protecção são usados nos geradores alta-frequência. Estes dispositivos têm duas funções: uma é minimizar os riscos para os operadores do equipamento, a outra é proteger o próprio equipamento.

Um aspecto importante é a compatibilidade electromagnética dos aparelhos eléctricos e electrónicos e a sua capacidade para funcionar sem se perturbarem “electromagneticamente” uns aos outros.

Para que estes materiais estejam em conformidade, a CEE criou um regulamento, a Directiva 89/336/CEE de 3 de Maio de 1989 ou directiva CEM.

4.2 Desenvolvimento de um modelo

O colchão tem forma paralelepédica e assume-se simetria nos eixos horizontais (x,y) e no vertical (z). Para clarificar a física do processo ao nível fundamental, um modelo completo é proposto, o qual considera a interligação complexa entre os fenómenos de transferência de massa e calor, a polimerização da resina e a distribuição da potência dentro do colchão. O modelo resultante é uma combinação do modelo electromagnético com o modelo tridimensional apresentado no capítulo II deste trabalho, mantendo as mesmas hipóteses simplificativas. Contudo, a equação de balanço energético foi modificada para incluir o termo de fonte de energia para o aquecimento HF. Sendo este termo de fonte a energia electromagnética que o material absorve como consequência da sua interacção com o campo electromagnético aplicado. A distribuição e absorção deste campo electromagnético dentro do material depende das propriedades electromagnéticas do material bem como das características das ondas electromagnéticas.

Na construção do modelo teórico para a cura do MDF com aquecimento por radiação electromagnética foi necessário acrescentar mais algumas hipóteses.

4.2.1 Hipóteses adicionais do modelo

1. O MDF assume-se como um material homogéneo e isotrópico a nível macroscópico, (desprezando-se os efeitos de interface), mas com um comportamento de mistura dieléctrica a nível microscópico (elemento de volume);
2. a madeira age como um material dieléctrico linear, electroneutro e não-magnético sob o efeito do campo electromagnético (Torgovnikov, 1993); como os painéis de madeira são compostos em mais de 80% da massa total por fibras de madeira, é então razoável assumir que têm um comportamento dieléctrico linear, electroneutro e não-magnético;
3. as ondas electromagnéticas incidem normalmente à superfície do colchão devido à geometria do aplicador (placas paralelas e planas e com as mesmas dimensões do colchão) e propagam-se apenas na direcção vertical, isto é, perpendicularmente à disposição das fibras de madeira e às ligações de resina porque se supõe que a maioria das fibras estão dispostas horizontalmente no plano do colchão (Carvalho e Costa, 1998);
4. a reflexão das ondas electromagnéticas é desprezável.

Apresenta-se a seguir a equação de balanço energético modificada, o modelo electromagnético e a previsão das propriedades electromagnéticas do MDF.

4.2.2 Balanço energético

O balanço energético a um elemento de volume de colchão de MDF sob a acção de um campo electromagnético é

$$\frac{\partial(\rho_c c_{pc} T)}{\partial t} + \dot{m} \Delta H_{ad} + \left(-r_p\right) \frac{y_r}{1+y_r} \rho_c \Delta H_r - \phi = -\frac{\partial \varphi_{Tx}}{\partial x} - \frac{\partial \varphi_{Ty}}{\partial y} - \frac{\partial \varphi_{Tz}}{\partial z} \quad (4.4.1)$$

onde ϕ é a potência absorvida por unidade de volume do colchão, sendo os fluxos térmicos, φ_T , calculados tal como apresentado no capítulo II:

$$\phi_{Ti} = c_{pg} \rho_g v_{gi} T - k_{Ti} \frac{\partial T}{\partial i} \quad \text{onde } i=x, y \text{ e } z \quad (4.4.2)$$

As propriedades físicas, de transporte e as propriedades de equilíbrio foram estimadas usando as várias correlações apresentadas no capítulo II e no Apêndice A deste trabalho.

Quando o termo de potência absorvida está presente na equação de balanço energético, é necessário incluir a resolução das equações de Maxwell nos cálculos. Para se determinar a distribuição do campo electromagnético dentro do material é necessário desenvolver um modelo electromagnético.

4.2.3 Modelo Electromagnético

Tendo em conta as várias hipóteses simplificativas apresentadas para o MDF, estas equações reduzem-se à equação 4.3.20, que é a resolução apresentada por Ayappa et al. (1991) para a propagação de ondas planas num meio não magnético e electroneutro. Assim, no caso do colchão de MDF:

$$\frac{d^2 \mathbf{E}}{dz^2} + \hat{k}_c^2 \mathbf{E} = 0 \quad (4.4.3)$$

onde $\hat{k}_c^2$ é o quadrado da constante de propagação das ondas eléctricas no colchão de MDF.

Pretende-se derivar uma expressão não específica para as HF mas que possa ser aplicada com uma certa aproximação às MW, ou seja, para outras frequências. Admite-se que o aquecimento pelas ondas eléctricas vai ser simétrico no eixo dos zzs, o que equivale a dizer que a intensidade do campo eléctrico é máxima junto às superfícies e irá ser atenuada na direcção do centro no qual não haverá diferenças no valor da intensidade. E, tal como se viu, a atenuação será dependente da frequência e das propriedades dieléctricas do material. Assim, as condições fronteira aqui consideradas são:

$$\mathbf{E} \left(z = \frac{L_z}{2} \right) = \mathbf{E}_0$$

$$\frac{dE}{dz}(z=0)=0 \quad (4.4.4)$$

onde a intensidade do campo eléctrico incidente é medida na superfície do colchão.

Este tipo de equação tem uma solução analítica que resulta numa equação algébrica para a variação do campo electromagnético ao longo da espessura do colchão:

$$E = \frac{E_o}{\left(e^{-\alpha \frac{L_z}{2}} e^{i\beta \frac{L_z}{2}} + e^{\alpha \frac{L_z}{2}} e^{-i\beta \frac{L_z}{2}} \right)} \left(e^{-\alpha z} e^{i\beta z} + e^{\alpha z} e^{-i\beta z} \right), \quad (4.4.5)$$

Sabe-se que o módulo da soma de números complexos é menor ou igual à soma dos módulos desses complexos (Kreyszig, 1988):

$$|\text{Complexo 1} + \text{Complexo 2} + \dots + \text{Complexo N}| \leq |\text{Complexo 1}| + |\text{Complexo 2}| + \dots + |\text{Complexo N}| \quad (4.4.6)$$

Admite-se, então que o módulo do campo eléctrico complexo é dado pela seguinte equação,

$$|E|_{\text{real}} \leq |E| = \frac{E_o \left(e^{-\alpha z} + e^{\alpha z} \right) \left(e^{-\alpha \frac{L_z}{2}} + e^{\alpha \frac{L_z}{2}} \right)}{\left(e^{-\alpha L_z} + e^{\alpha L_z} \right) + 2 \left(\cos^2 \left(\beta \frac{L_z}{2} \right) - \sin^2 \left(\beta \frac{L_z}{2} \right) \right)} \quad (4.4.7)$$

onde a constante de atenuação, α , e a variação de fase, β , da onda para o MDF são calculadas pelas equações 4.3.23 e 4.2.24 respectivamente. A desigualdade anterior permite calcular valores de intensidade do campo eléctrico dentro do material maiores ou iguais aos reais.

Na figura 4.4.2 (b), apresenta-se esquematicamente a situação de propagação do campo eléctrico no MDF.

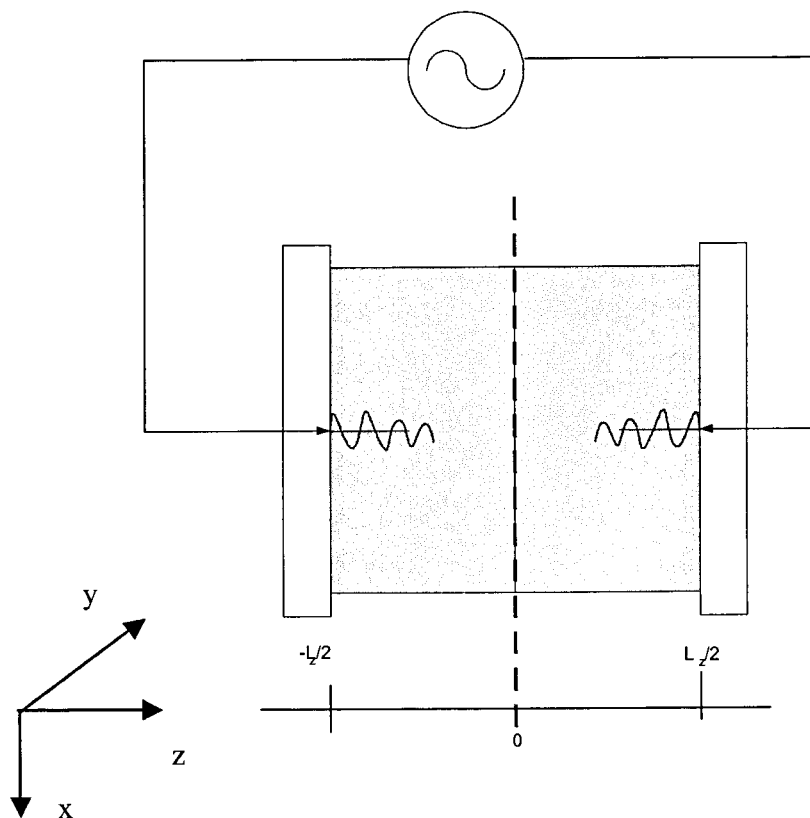


Figura 4.4.2 (b) – Representação esquemática da propagação do campo eléctrico no interior do MDF durante o aquecimento HF.

Então pelas equações anteriores, pode dizer-se que a propagação da energia electromagnética no interior do material é atenuada em função da frequência da radiação e das propriedades dieléctricas do MDF que são função da humidade, temperatura e densidade do colchão.

Se se estiver em presença de um material muito espesso e muito absorvedor de energia electromagnética, pela equação (4.4.7) prevê-se que a atenuação vá ser muito elevada e a intensidade do campo eléctrico no centro do material poderá tender para ou ser igual a zero.

4.2.4 Previsão dos parâmetros dieléctricos do MDF: modelo microdieléctrico

Com o objectivo de estimar as propriedades dieléctricas do compósito, propõe-se um modelo microdieléctrico baseado essencialmente na composição do colchão, onde cada

elemento de volume é constituído por 3 constantes dieléctricas. Estas constantes dieléctricas foram obtidas ou previstas usando dados da literatura. Começa-se por considerar o elemento de volume de colchão constituído por dois elementos: o gás nos poros e o sólido (fibras de madeira e resina).

A madeira e os compósitos derivados da madeira exibem para certos níveis de campo electromagnético um comportamento dieléctrico linear (Torgovnikov, 1993). Então o comportamento dieléctrico destes materiais pode ser representado pela combinação de respostas lineares dos seus componentes e a resposta dieléctrica total é a soma da dos componentes individuais (Tostensson, 1999). Portanto, uma associação em paralelo dos dois componentes representa o modelo dieléctrico linear para o gás e o sólido.

Na figura 4.4.3 (a) são mostrados um elemento de volume de controlo e o análogo eléctrico que o representa. Cada elemento de volume de controlo é constituído por 2 elementos dieléctricos: o ar nos poros e o sólido, podendo ser este representado por dois condensadores em paralelo num modelo análogo eléctrico.

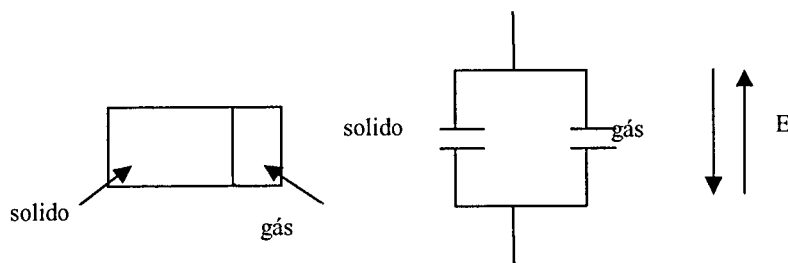


Figura 4.4.3 (a) – Esquema de um elemento de volume de controlo do colchão e o modelo análogo eléctrico que o representa.

Então,

$$\epsilon'_c = v_s \epsilon'_s + v_g \epsilon'_g \quad (4.4.8)$$

$$e \quad \text{tg} \delta_c = v_s \text{tg} \delta_s + v_g \text{tg} \delta_g \quad (4.4.9)$$

sendo ϵ'_s a constante dieléctrica do sólido, $\epsilon'_g = \epsilon_{eo}$, a constante dieléctrica do gás ($\cong$ ar), $\text{tg}\delta_s$, a tangente de perdas do sólido, $\text{tg}\delta_g = 0$, a tangente de perdas do gás, v_s , a fracção volúmica de sólido no colchão e v_g a fracção volúmica do gás.

O sólido é considerado como uma mistura dieléctrica de fibras de madeira húmidas (com um teor de humidade abaixo do ponto de saturação das fibras) e resina UF. Assumiu-se que a resina está perfeitamente distribuída pelas fibras. E mais uma vez, se considerou estes dois componentes como dieléctricos lineares e o sólido representado por dois condensadores em paralelo num modelo análogo eléctrico. Na figura 4.4.3 (b) mostra-se um elemento de volume de sólido e o análogo eléctrico que o representa.

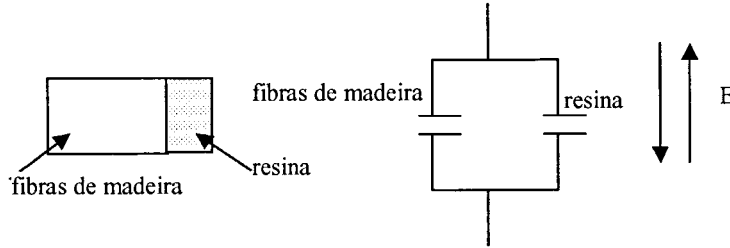


Figura 4.4.3 (b) – Esquema de um elemento de volume de sólido e o modelo análogo eléctrico que o representa.

Então,

$$\epsilon'_s = v_f \epsilon'_f + v_r \epsilon'_r, \quad (4.4.10)$$

$$\text{e} \quad \text{tg}\delta_s = v_f \text{tg}\delta_f + v_r \text{tg}\delta_r \quad (4.4.11)$$

sendo ϵ'_f , a constante dieléctrica da fibra de madeira húmida, ϵ'_r , a constante dieléctrica da resina, $\text{tg}\delta_f$, a tangente de perdas das fibras de madeira, $\text{tg}\delta_r$, a tangente de perdas da resina, v_r a fracção volúmica de resina no sólido e v_f a fracção volúmica de fibra no sólido.

Constante dieléctrica e tangente de perdas da fibra de madeira húmida

Usando os dados dos parâmetros dielétricos experimentais obtidos por Torgovnikov (1993) para madeira de uma espécie resinosa (a espécie de madeira mais usada no MDF) para diferentes densidades, temperaturas e humidades, ajustaram-se correlações matemáticas para descrever a dependência destes parâmetros com a humidade e temperatura para uma dada densidade da madeira. A expressão obtida para a constante dielétrica para a madeira com densidade 0,5 é a seguinte:

$$\varepsilon'_f = \varepsilon_{\infty} \times 1,79750 \times e^{(0,46000T^* + 5,34757H)} \quad (4.4.12)$$

$$\text{tg}\delta_f = 0,00994 \times e^{(1,86040T^* + 16,59918H)} \quad (4.4.13)$$

com $T^* = \frac{T - T_{\min}}{T_{\max} - T_{\min}}$, onde T vem em °C, $T_{\min}$ a temperatura mínima para os dados tabelados (20°C), $T_{\max}$ a temperatura máxima considerada (150 °C) e H é o teor de humidade das fibras.

Constante dielétrica e tangente de perdas da resina ureia formaldeído (UF)

Os dados utilizados para cálculo da constante dielétrica da resina UF, são os encontrados na literatura (CTBA, 1990).

Constante dielétrica relativa,

resina líquida: $20 \leq k' \leq 60$;

resina endurecida: $k' = 3$. (4.4.14)

Tangente de perdas,

resina líquida: $0,3 \leq \text{tg}\delta \leq 5$;

resina endurecida: $\text{tg}\delta = 0,02$. (4.4.15)

4.2.5 Equações do modelo adimensionalizadas

Na adimensionalização das variáveis electromagnéticas, as variáveis intensidade do campo eléctrico, condutividade equivalente e potência absorvida foram divididas pelos seus valores nas condições consideradas de referência ou de normalização. Assim a intensidade do campo eléctrico foi dividida pelo seu valor à superfície do colchão, E_o , a condutividade equivalente pelo seu valor a uma temperatura igual à dos eléctrodos e um teor de humidade de 30%, $\sigma_{eqo} = \omega \epsilon''_{T=23,5;H=0,3}$, e a potência absorvida foi adimensionalizada pela potência absorvida por um material exposto a uma intensidade de campo eléctrico igual ao da superfície e com uma condutividade equivalente de normalização, $\phi_o = \frac{1}{2} \sigma_{eqo} |E_o|^2$. Assim,

$$E^* = \frac{E}{E_o}; \quad \phi^* = \frac{\phi}{\phi_o}; \quad \sigma_{eq}^* = \frac{\sigma_{eq}}{\sigma_{eqo}} \quad (4.4.16)$$

As outras variáveis do modelo foram adimensionalizadas como no capítulo II.

Neste modelo vai aparecer um novo grupo adimensional, a que chamamos grupo electromagnético,

$$\dot{M}_E = \frac{E_o^2 \sigma_{eqo} \tau}{\rho_{co} c_{pco} (T_o - T_a)} \quad (4.4.17)$$

Balanço Energético

$$\begin{aligned} \frac{\partial T^*}{\partial \theta} = & -\dot{M}_{T\Delta H_{ad}} \frac{\dot{m}^*}{c_{pc}^* \rho_c^*} \Delta H_{ad}^* - \frac{\left[(-r_p) \frac{y_r}{1+y_r} \Delta H_r \tau \right]}{c_{pco}^* (T_o - T_a)} + \phi^* \frac{\dot{M}_E}{c_{pc}^* \rho_c^*} + Z^* \frac{\left(\frac{\partial L_z^*}{\partial \theta} \right)}{L_z^*} \frac{\partial T^*}{\partial Z^*} \\ & - \frac{Fo_z}{c_{pc}^* \rho_c^*} \left[R_x^2 \frac{\partial \phi_{Tx}^*}{\partial X^*} + R_y^2 \frac{\partial \phi_{Ty}^*}{\partial Y^*} + \frac{1}{L_z^*} \frac{\partial \phi_{Tz}^*}{\partial Z^*} \right] - \left(T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a} \right) \left(\frac{\partial p_c^*}{\partial \theta} - Z^* \frac{\left(\frac{\partial L_z^*}{\partial \theta} \right)}{L_z^*} \frac{\partial p_c^*}{\partial Z^*} \right) \end{aligned} \quad (4.4.18)$$

Termo fonte

$$\phi^* = \frac{1}{2} \sigma_{eq}^* |E^*|^2 \quad (4.4.19)$$

Propagação da onda electromagnética

Dividindo α por α_0 e β por β_0 , ou seja, a constante de atenuação e a constante de variação de fase da onda para $k'=1$ e $\text{tg}\delta=0$, adimensionalizou-se a equação da propagação da onda electromagnética. Formam-se dois novos números adimensionais, $N_\alpha = \frac{\alpha_0 L_{zo}}{2}$ e $N_\beta = \frac{\beta_0 L_{zo}}{2}$.

$$|E^*| = \frac{\left(e^{-N_\alpha \alpha^* L_z^*} + e^{N_\alpha \alpha^* L_z^*} \right) \left(e^{-N_\alpha \alpha^* L_z^*} + e^{N_\alpha \alpha^* L_z^*} \right)}{\left(e^{-2N_\alpha \alpha^* L_z^*} + e^{2N_\alpha \alpha^* L_z^*} \right) + 2 \left(\cos^2(N_\beta \beta^* L_z^*) - \sin^2(N_\beta \beta^* L_z^*) \right)} \quad (4.4.20)$$

4.2.6 Resolução numérica

Tal como no capítulo II, desta abordagem resulta um problema em estado não-estacionário de parâmetros distribuídos que foi resolvido pelo método das linhas.

O **termo de fonte** avaliado em cada ponto é dado pela seguinte expressão,

$$\phi_{i,j,k}^* = \frac{1}{2} \sigma_{eq,i,j,k}^* |E_{i,j,k}^*|^2 \quad (4.4.21)$$

e a intensidade do campo eléctrico pela seguinte expressão,

$$|E_{i,j,k}^*| = \frac{\left(e^{-N_\alpha \alpha_{i,j,k}^* L_z^*} + e^{N_\alpha \alpha_{i,j,k}^* L_z^*} \right) \left(e^{-N_\alpha \alpha_{i,j,k}^* L_z^*} + e^{N_\alpha \alpha_{i,j,k}^* L_z^*} \right)}{\left(e^{-2N_\alpha \alpha_{i,j,k}^* L_z^*} + e^{2N_\alpha \alpha_{i,j,k}^* L_z^*} \right) + 2 \left(\cos^2(N_\beta \beta_{i,j,k}^* L_z^*) - \sin^2(N_\beta \beta_{i,j,k}^* L_z^*) \right)} \quad (4.4.22)$$

4.3 Simulação do aquecimento HF e MW

4.3.1 Um caso de aquecimento

O modelo 3D desenvolvido foi utilizado para prever a evolução da distribuição espacial das variáveis referentes à transferência de massa e calor (temperatura, pressão do gás, pressão do vapor de água e teor de humidade) e das variáveis referentes ao comportamento electromagnético (factor de perdas dieléctricas, constante de atenuação, intensidade do campo eléctrico, potência absorvida) ao longo do tempo, numa máquina com aquecimento por radiação alta-frequência ou micro-ondas.

A apresentação dos resultados vai começar pela simulação de um caso de aquecimento alta-frequência do MDF sem prensagem que é o caso mais simples de simulação, pois não há variação de espessura nem força aplicada. Depois, estudar-se-á a influência do co-aquecimento a alta-frequência na operação de prensagem de um painel de MDF. Em seguida, analisar-se-á o efeito dos parâmetros dieléctricos dos componentes do MDF, resina UF e fibras de madeira, nas variáveis do sistema. Finalmente será feita a análise do efeito de algumas das condições operatórias e características do painel no aquecimento. Os resultados apresentados, neste ponto, serão discutidos apenas em termos qualitativos.

A tabela 4.4.2 mostra as condições operatórias e as características do painel submetido ao aquecimento alta-frequência. Em tabela (tabela E.1) no Apêndice E são dados os valores das propriedades de referência usadas e de cada um dos grupos e números adimensionais.

Na figura 4.4.4 está representada a evolução da temperatura (a), teor de humidade (b), pressão do vapor de água (c) e da pressão do gás (d) ao longo do ciclo de aquecimento, no plano central do colchão para várias posições ao longo da espessura. As curvas estão numeradas de 1 até 10, sendo o 1, o ponto adjacente ao centro do colchão e o 10, o ponto adjacente à superfície.

Nesta figura, pode observar-se que o aquecimento do painel é uniforme em todo o volume desde o início do processo. A temperatura aumenta em todas as posições verticais do painel de MDF logo desde o início da operação, ao contrário do que se observa num processo

de aquecimento por condução de calor desde a superfície, onde se verifica um atraso no aumento da temperatura nas camadas mais próximas do centro. No entanto, observa-se no gráfico das temperaturas que as camadas mais superficiais do painel começam a sofrer uma desaceleração da subida de temperatura.

Tabela 4.4.2 – Condições operatórias e propriedades do painel usadas nas simulações

Tempo do ciclo de aquecimento	$\tau = 100 \text{ s}$
Tensão nos eléctrodos	$V_o = 3,6 \text{ kV}$
Temperatura dos pratos da prensa	$T_p = 23,5^\circ \text{ C}$
Temperatura ambiente	$T_a = 20^\circ \text{ C}$
Pressão ambiente	$P_a = 101,325 \text{ kPa}$
Teor de humidade inicial	$H_i = 0,11$
Massa específica do colchão	$\rho_{co} = 250 \text{ kg.m}^{-3}$
Espessura	$L_{zo} = 43,4 \text{ mm}$
Comprimento	$L_x = 4 \text{ m}$
Largura	$L_y = 2,45 \text{ m}$
Teor de resina	$y_r = 0,11$
Parâmetros dieléctricos da resina	$k' = 20$; $\text{tg}\delta = 0,5$

Relativamente à evolução do teor de humidade verifica-se que, como o aquecimento é volumétrico, este vai diminuir logo desde o início da operação em todo o volume. Verifica-se, no entanto que, tal como para a temperatura, há uma desaceleração nesta diminuição para as camadas superficiais. Estes fenómenos são também observados na evolução da pressão do vapor de água, que começa por subir uniformemente ao longo de toda a espessura, para abrandar junto à superfície. Este abrandamento no vapor gerado à superfície não está relacionado com a diminuição do teor de humidade, como acontece no caso de um aquecimento por pratos aquecidos em que as camadas superficiais do painel ficam secas bastante antes das camadas internas. A explicação para a ocorrência destes fenómenos de

abrandamento é o contacto das camadas superficiais do painel com uma superfície fria (eléctrodos) a qual lhes vai retirar calor.

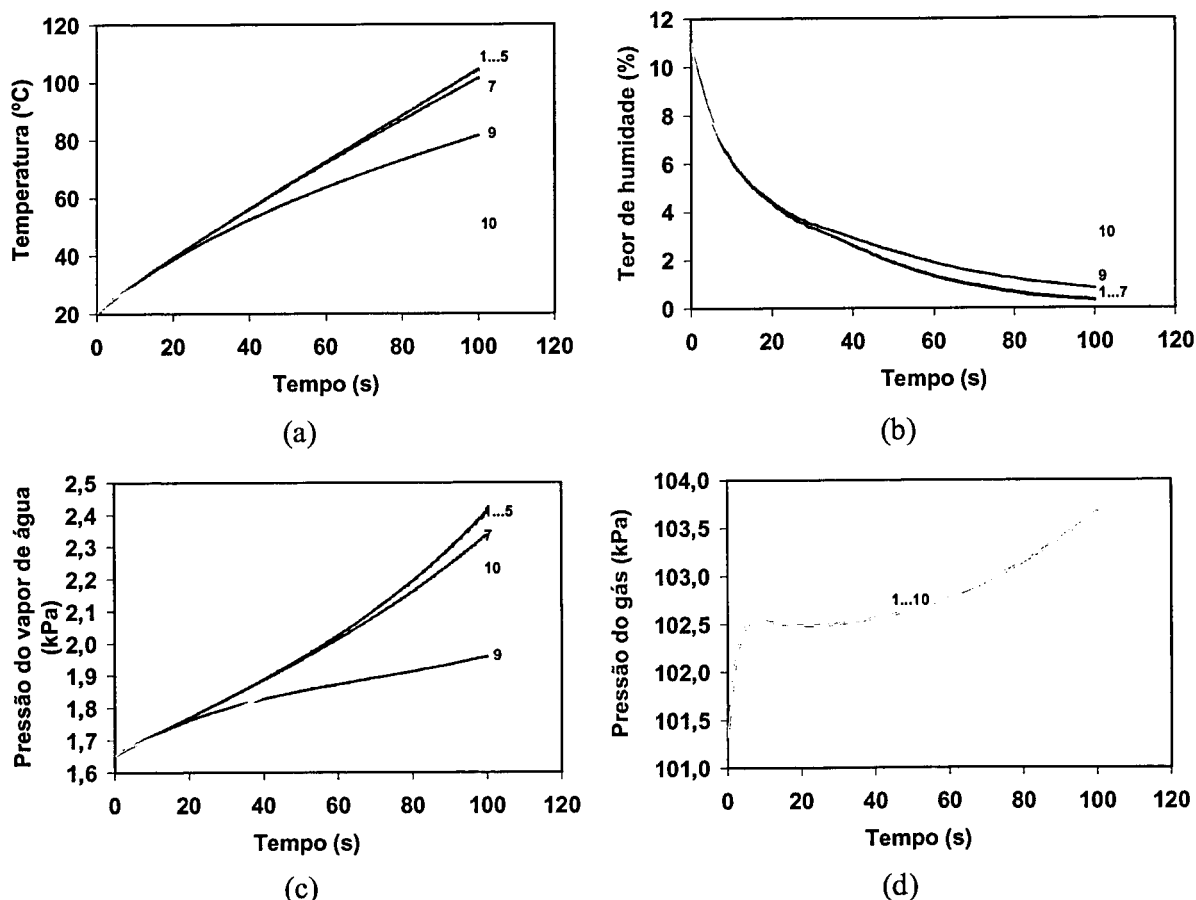


Figura 4.4.4 – Evolução da temperatura (a), teor de humidade (b), pressão do vapor de água (c) e pressão do gás (d), no plano central da placa, ao longo do tempo de aquecimento, para diferentes pontos da espessura da placa (1 –adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

No caso da pressão do gás, podemos observar que esta aumenta de 1,2 kPa no início, devido à vaporização que ocorre em todo o volume, depois mantém-se constante durante alguns segundos para voltar a subir suavemente até ao final do ciclo de aquecimento. Podemos também observar pelos gráficos da pressão do vapor de água e do gás, que a variação da pressão deste é provocada quase exclusivamente pela variação na pressão do vapor de água, ao contrário do que acontece na operação de prensagem, onde há redução do volume de poros

implicando variação das características de transporte de massa do painel e do espaço disponível para a fase gasosa.

A figura 4.4.5 mostra os perfis verticais de temperatura, teor de humidade, pressão do vapor de água e pressão do gás, para vários tempos decorridos desde o início da operação de aquecimento, variando de 0 a 100 s, tempo considerado para o ciclo de aquecimento.

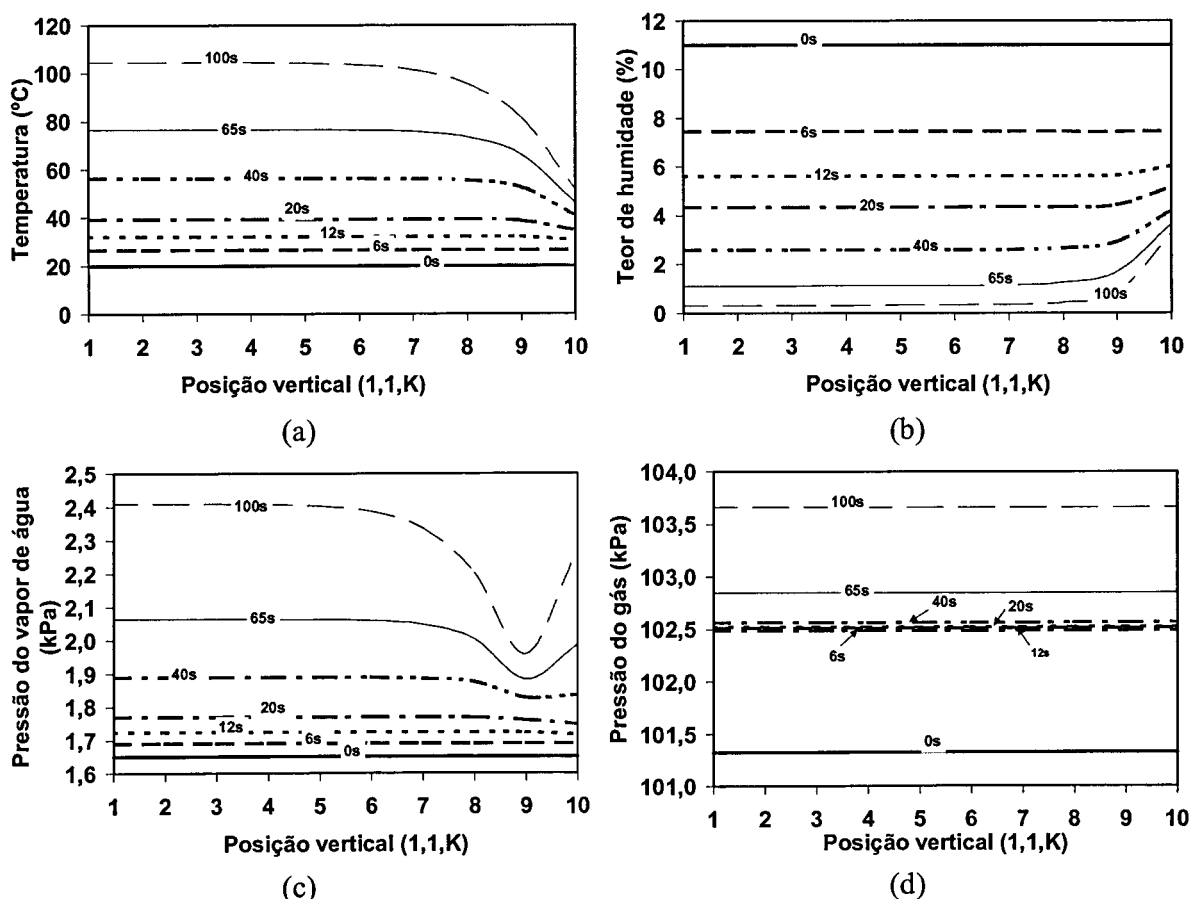


Figura 4.4.5 – Perfis verticais de temperatura (a), teor de humidade (b), pressão do vapor de água (c) e pressão do gás (d), no plano central da placa para diferentes instantes de tempo. Na vertical (1 - adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

Na figura 4.4.6, estão representados os perfis horizontais de temperatura, teor de humidade, pressão do vapor de água e pressão do gás, para quatro instantes de tempo da operação de aquecimento.

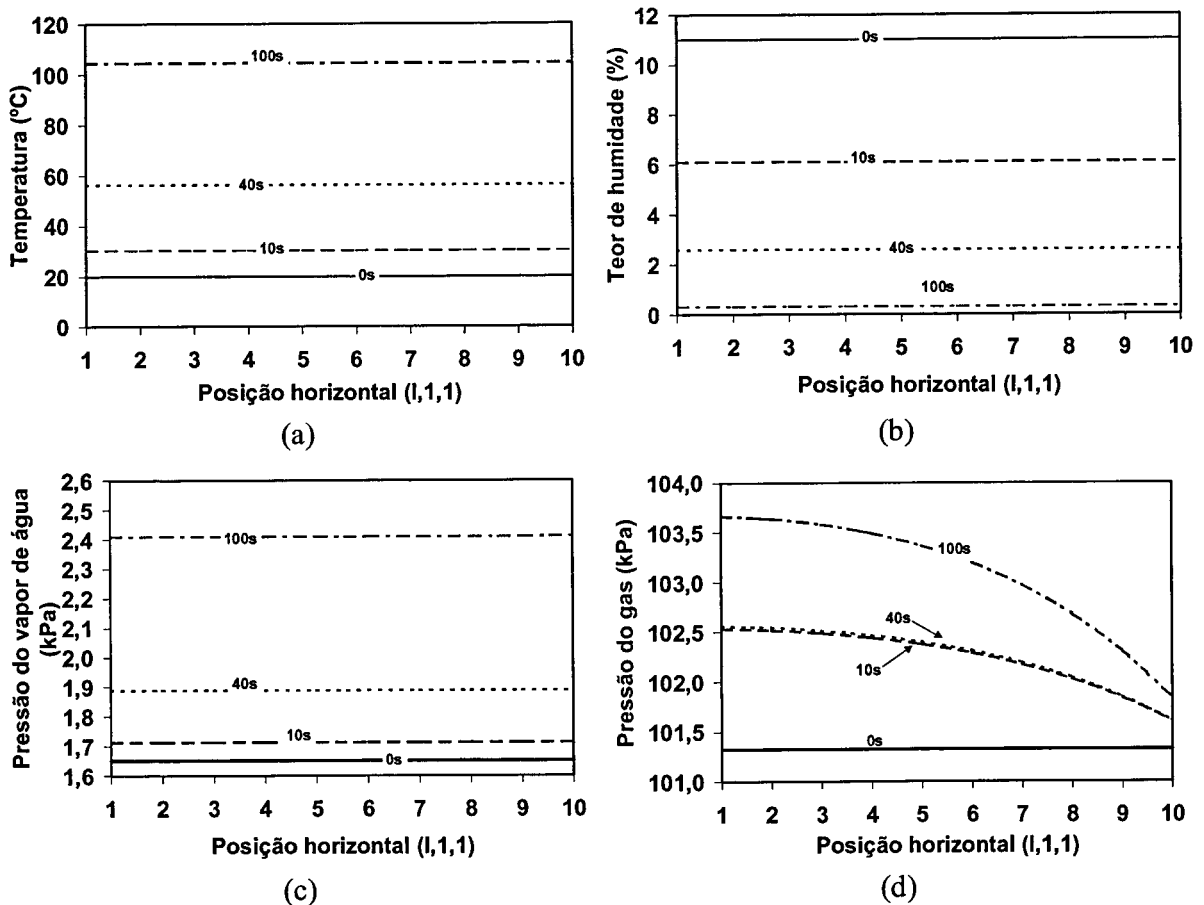


Figura 4.4.6 – Perfis horizontais de temperatura (a), teor de humidade (b), pressão do vapor de água (c) e pressão do gás (d) no plano central da placa para diferentes instantes de tempo. Na horizontal (1 - adjacente ao centro; 10 – adjacente ao bordo).

Pela observação dos perfis verticais de temperatura pode concluir-se que há alguma transferência de calor por condução na direcção vertical devido aos gradientes de temperatura e que esta transferência será do interior do colchão para a superfície ao contrário do que acontece num aquecimento por condução de calor desde a superfície do painel. Também, se pode concluir que neste tipo de aquecimento não há gradiente de temperaturas na vertical para as posições mais internas. Relativamente ao perfil horizontal de temperatura verifica-se que não há nenhum gradiente de temperaturas tal como acontece num aquecimento por condução de calor desde a superfície do painel.

Tal como pode ser observado, prevê-se um perfil vertical de humidades e temperaturas no final do processo de aquecimento. Isto pode ser explicado pelo facto dos eléctrodos não possuírem um sistema de aquecimento; assim o calor gerado durante o processo mover-se-á rapidamente para os pratos frios. Por isso, normalmente as unidades de aquecimento HF são usadas em conjunto com sistemas com aquecimento dos pratos (eléctrodos) (Maloney, 1989). O aquecimento dos pratos evita também que a água (na forma de vapor) se desloque para as superfícies frias onde poderá condensar, causando corrosão dos eléctrodos e avariando a máquina pelo aparecimento de faíscas. Mais à frente, neste capítulo, apresenta-se um estudo do efeito da temperatura dos eléctrodos no processo de aquecimento. No entanto, parece ser de grande interesse fazer estudos experimentais com o objectivo de determinar para quais temperaturas e humidades na superfície do painel, a máquina de aquecimento se desregula ou avaria.

Um ponto importante para estudo no controlo do processo é a prevenção da formação de pontos quentes e a degradação térmica que pode ocorrer dentro do painel. Alguns autores (Antti, 1995; Antti and Perré, 1999; Oloyede and Groombridge, 2000; Antti et al., 2000) referem os efeitos negativos que podem estar associados ao aquecimento por radiação EM na qualidade final do produto, se o processo não for bem controlado.

Os perfis do teor de humidade verticais e horizontais para o aquecimento alta-frequência, seguem os perfis de temperatura, sendo por isso, os verticais muito diferentes dos de um processo de aquecimento por condução de calor desde a superfície. O aquecimento por radiação alta-frequência contribui para uma distribuição mais uniforme da temperatura e teor de humidade ao longo da espessura do colchão.

No entanto, para este tipo de aquecimento tal como para o aquecimento por transferência de calor desde a superfície, a transferência de massa por gradiente de pressão total é mais importante na direcção horizontal que na vertical, pois na direcção vertical a pressão do gás é praticamente constante em toda a extensão do plano central da placa.

Na figura 4.4.7 estão patentes os resultados para a evolução do factor de perdas dieléctricas relativo (k_c'') do MDF, e a sua interacção com o campo electromagnético aplicado,

pela apresentação da evolução da constante de atenuação, α , da intensidade do campo electromagnético adimensional, E^* , e da potência absorvida adimensional, ϕ^* , para diferentes posições no plano vertical, ao longo da operação de aquecimento.

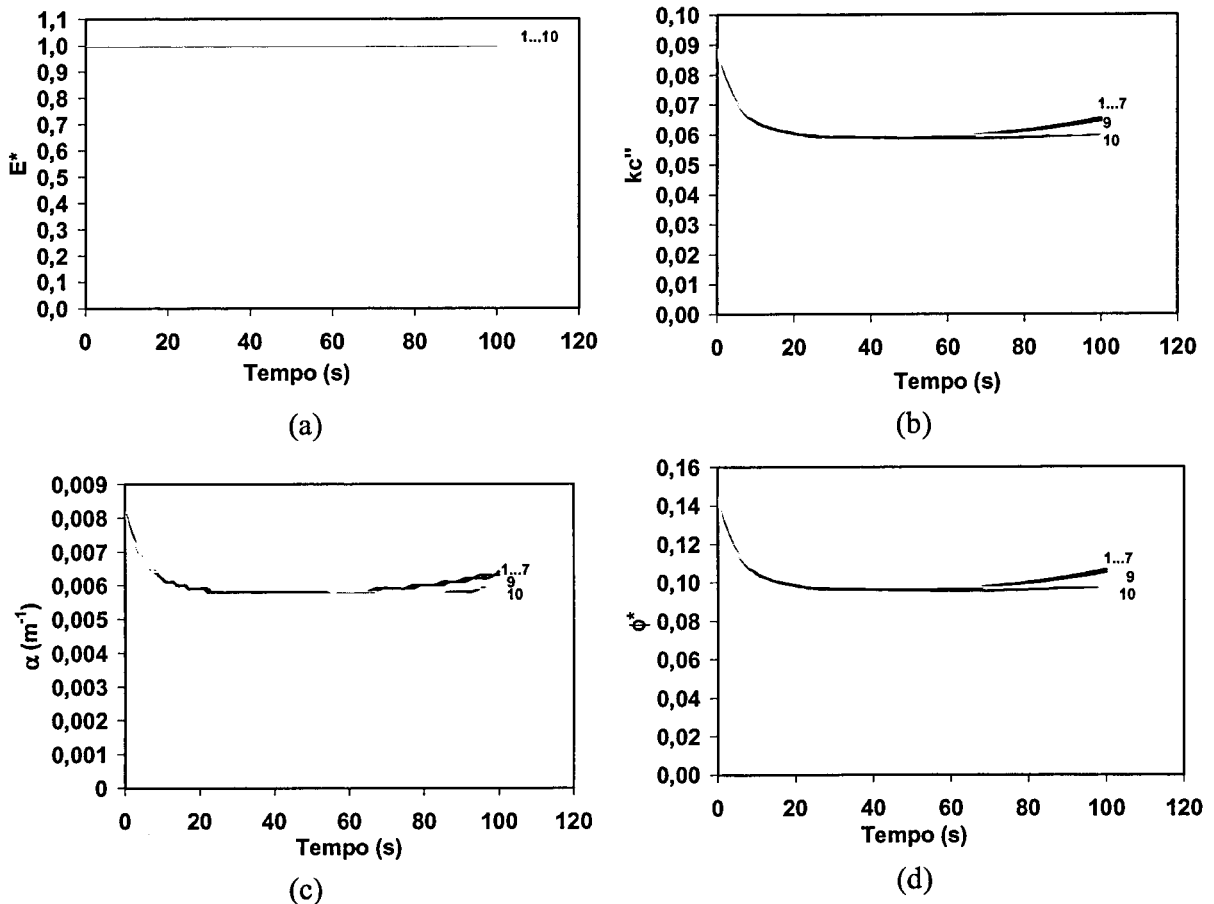


Figura 4.4.7 – Evolução da intensidade do campo electromagnético (a) e da potência absorvida adimensionalizados (d), da constante de atenuação (c) e do factor de perdas dieléctricas (b), no plano central da placa, ao longo do ciclo de prensagem, para diferentes posições verticais (1 – adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

Pode verificar-se que a intensidade do campo electromagnético não é atenuada na sua passagem através do colchão, pois os valores para a posição 1-adjacente ao centro e para a posição 10-adjacente à superfície não são diferentes. Pode, então, afirmar-se que o colchão é bastante transparente a esta radiação, como se pode confirmar pelo valor da constante atenuação e pelo factor de perdas dieléctricas relativo. A constante de atenuação é o inverso da

constante de penetração e pelos valores obtidos, o atravessamento do colchão ao longo da sua espessura é fácil. A constante de atenuação tem uma evolução qualitativa igual à do factor de perdas do colchão, pois esta é uma função deste parâmetro. Os valores do factor de perdas dão uma indicação da capacidade de um material absorver energia electromagnética. Os valores obtidos para o MDF variam entre 0,09 e 0,06, sendo estes na ordem de 6,0 para um adesivo, e de 60,0 para a água à temperatura ambiente (Torgovnikov, 1993). Conclui-se, então que, o MDF tem uma capacidade bastante menor de absorver energia electromagnética que a água ou uma resina.

A potência absorvida neste modelo foi adimensionalizada pela potência absorvida pelo colchão do MDF se este tivesse um teor de humidade de 30% e uma temperatura igual à temperatura dos eléctrodos ($k''=0,156$) e, por conseguinte, os valores apresentados na figura são relativos a esta potência. Observa-se pelo gráfico da potência absorvida que o MDF nestas condições absorve apenas 14% da energia que seria absorvida por um material com um factor de perdas relativo de 0,156.

A potência absorvida é função da intensidade do campo electromagnético, da frequência do campo e do factor de perdas dieléctricas do material. Os parâmetros dieléctricos das fibras de madeira e consequentemente os do MDF, são dependentes da temperatura e da humidade (ver equações 4.4.12 e 4.4.13), sendo o teor de humidade a variável com maior influência. Observa-se no gráfico de evolução do factor de perdas relativo do colchão que este vai diminuindo em todas as posições verticais ao longo do ciclo de aquecimento, até ao momento em que se verifica um ligeiro aumento do factor de perdas das camadas centrais. Este aumento no final do processo deverá ocorrer porque a temperatura aumentou muito nas camadas centrais e o teor de humidade baixou muito deixando de influenciar a evolução das características dieléctricas do painel.

Conclui-se a partir dos resultados apresentados que no evoluir do aquecimento, o modelo prevê que colchão vai sendo cada vez mais transparente à radiação electromagnética (menos húmido) até ao momento em que fica muito quente (temperatura acima dos 75°C), na fase final do ciclo de aquecimento, prevendo um aumento da capacidade de absorver energia

electromagnética. Portanto, é necessário controlar o fornecimento da quantidade de energia electromagnética, porque se for excessiva pode-se degradar o material por sobreaquecimento. Daí ser necessário um estudo de simulação para analisar qual o tempo de aquecimento óptimo para um dado conjunto de condições e características do painel.

4.3.2 Efeito do co-aquecimento na prensagem do MDF

A previsão da evolução e distribuição espacial das variáveis: temperatura, pressão do gás, pressão do vapor de água, teor de humidade, tensão de compressão e densidade ao longo do tempo, numa prensa com co-aquecimento micro-ondas ou alta-frequência pode ser obtida com o modelo 3D desenvolvido. O caso de co-aquecimento durante a prensagem é mais complexo que o pré-aquecimento, pois vai haver variação da espessura e aplicação de uma força. Por isso, haverá formação de um perfil vertical de densidades e desenvolvimento de tensões no sistema com as consequentes implicações no desenrolar das condições internas do painel.

Com o objectivo de avaliar o efeito do co-aquecimento com radiação electromagnética durante a operação de prensagem do MDF, na evolução das variáveis internas, realizaram-se duas simulações, uma com co-aquecimento e outra sem co-aquecimento. As condições operatórias e características do painel são as apresentadas na tabela 4.4.2 variando apenas a temperatura nos pratos (eléctrodos) que passou a ser de 150°C e a tensão nos eléctrodos que passou a ser 0 e 1,88 kV.

A figura 4.4.8 mostra o efeito de co-aquecer ou não com uma radiação alta-frequência na evolução da temperatura, teor de humidade, pressão do vapor e pressão do gás. Conclui-se que o aquecimento da camada central começa logo no início da operação de prensagem, quando se usa o co-aquecimento alta-frequência. Consequentemente a humidade no centro do painel passa a vapor mais cedo no decorrer do processo, obtendo-se por isso, valores de pressão do vapor de água e pressão do gás mais elevados.

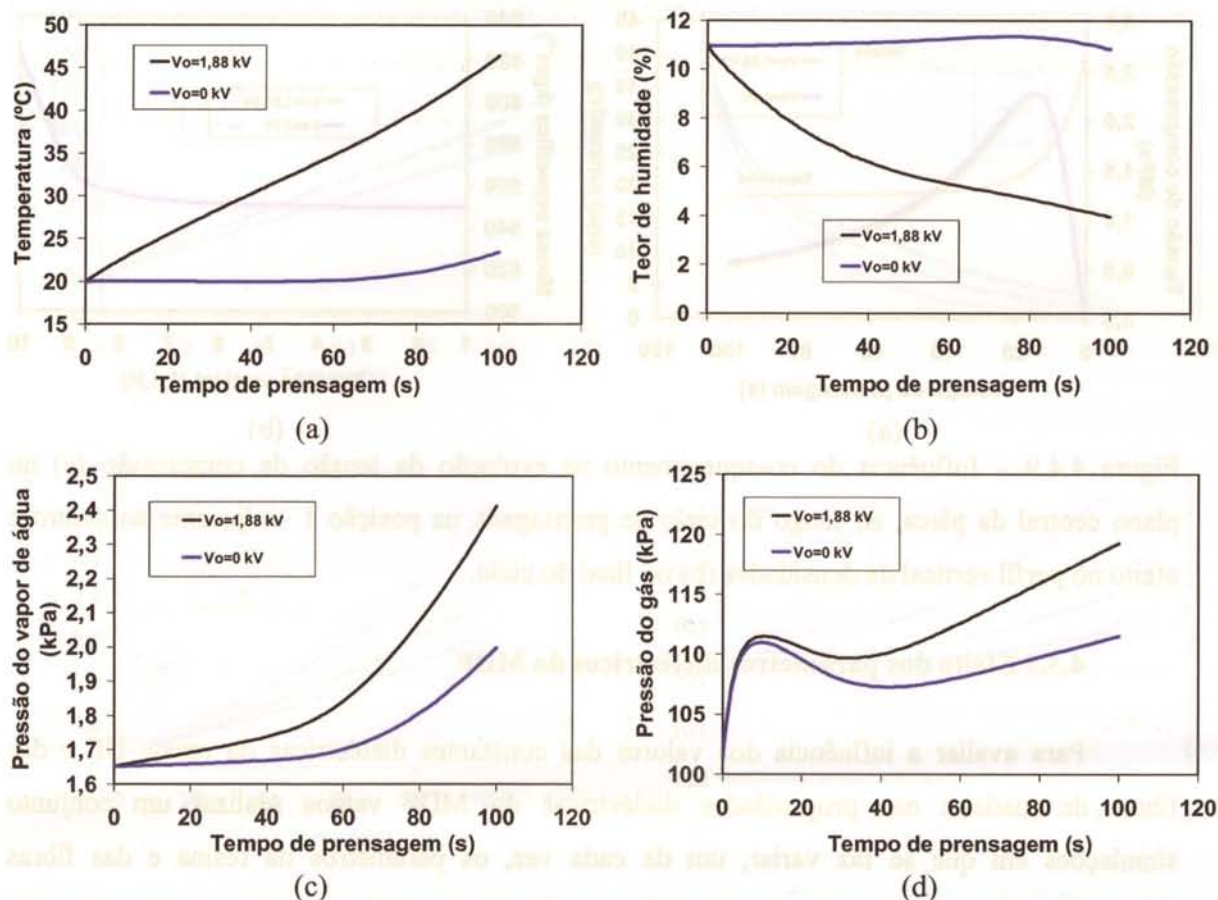


Figura 4.4.8 – Influência do co-aquecimento na evolução da temperatura (a), do teor de humidade (b), da pressão do vapor de água (c) e da pressão do gás (d) no plano central da placa, ao longo do tempo de aquecimento.

Relativamente ao efeito de co-aquecer o painel durante a operação de prensagem do MDF no desenvolvimento da tensão de compressão e no perfil vertical de densidades no final do ciclo, podem ser visualizados na figura 4.4.9 os resultados das simulações. Conclui-se que, para as condições operatórias consideradas, o efeito de co-aquecer é pouco notório nestas variáveis. Woodson e Stevens (1974) observaram que co-aquecendo um painel de MDF se obtém um perfil de densidades no final do ciclo de prensagem mais atenuado, o que não se verifica neste caso, pois os 100 s, não são suficientes para curar o painel sem co-aquecimento.

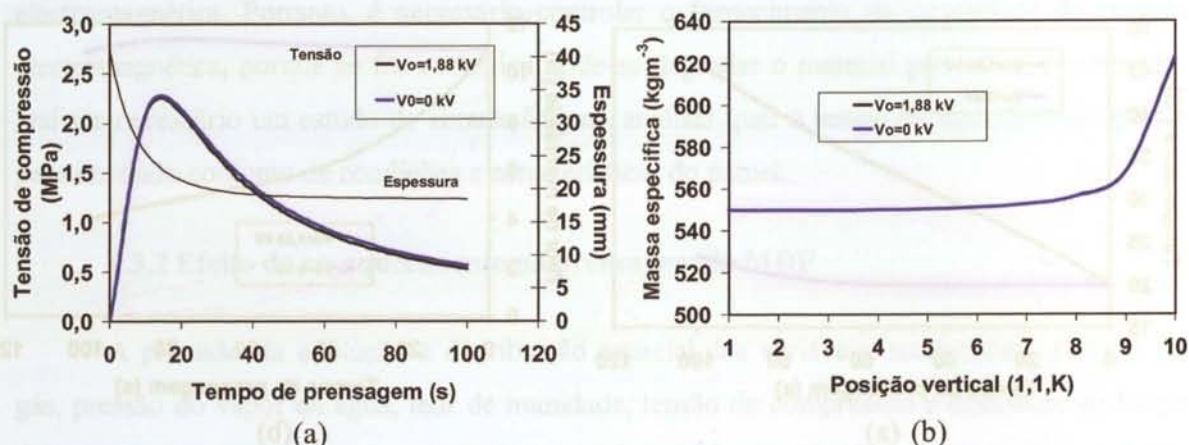


Figura 4.4.9 – Influência do co-aquecimento na evolução da tensão de compressão (a) no plano central da placa, ao longo do ciclo de prensagem, na posição 1 –adjacente ao centro e efeito no perfil vertical de densidades (b) no final do ciclo.

4.3.3 Efeito dos parâmetros dielétricos do MDF

Para avaliar a influência dos valores das constantes dielétricas da resina UF e das fibras de madeira nas propriedades dielétricas do MDF vamos realizar um conjunto de simulações em que se faz variar, um de cada vez, os parâmetros da resina e das fibras mantendo todos os outros inalterados. Esta análise torna-se importante, uma vez que as correlações ou valores usados na previsão destes parâmetros ao longo do ciclo de aquecimento por radiação alta-frequência é empírica, tendo por base valores tabelados ou no caso da resina apenas as indicações de uma gama.

Resina

Com o objectivo de estudar o efeito da constante dielétrica relativa da resina UF na evolução das condições internas do painel durante o aquecimento, fizeram-se três simulações, com valores da constante dielétrica relativa da resina de 10, 20 e 40 mantendo todas as outras condições operatórias constantes.

A figura 4.4.10 mostra-nos o efeito de variar a constante dielétrica relativa na evolução da temperatura, teor de humidade, pressão do vapor de água e pressão total, no centro do painel, ao longo de todo o processo.

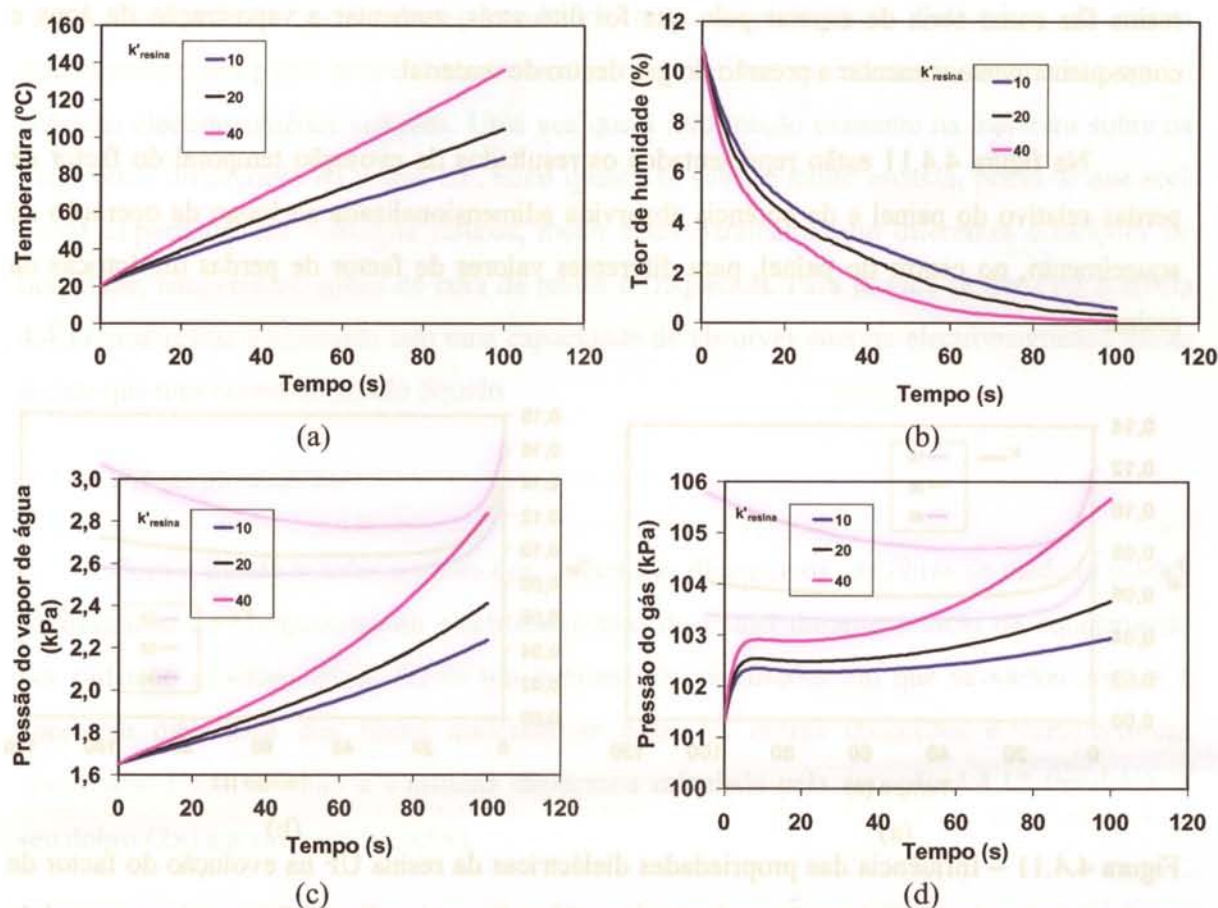


Figura 4.4.10 – Influência das propriedades dieléctricas da resina UF na evolução da temperatura (a), teor de humidade (b), pressão do vapor de água (c) e da pressão do gás (d), no plano central da placa, ao longo do tempo de aquecimento, na posição adjacente ao centro.

Pode constatar-se pela evolução da temperatura e da pressão do gás que o valor dos parâmetros dieléctricos da resina considerados influenciam a capacidade do colchão absorver energia electromagnética e por conseguinte aquecer e atingir a humidade pretendida. Valores de constante dieléctrica mais altos implicam, neste caso, factores de perdas dieléctricas mais altos e por isso, um aquecimento mais rápido, com possibilidade de menor degradação do produto final pois há menores gradientes de temperatura entre a superfície e o centro.

Relativamente à evolução da pressão do vapor de água e da pressão total, no centro da placa, ao longo do ciclo de aquecimento, verifica-se que o aumento da constante dieléctrica da

resina faz como seria de esperar pelo que foi dito atrás, aumentar a vaporização da água e consequentemente aumentar a pressão do gás dentro do material.

Na figura 4.4.11 estão representados os resultados da evolução temporal do factor de perdas relativo do painel e da potência absorvida adimensionalizada ao longo da operação de aquecimento, no centro do painel, para diferentes valores de factor de perdas dieléctricas da resina.

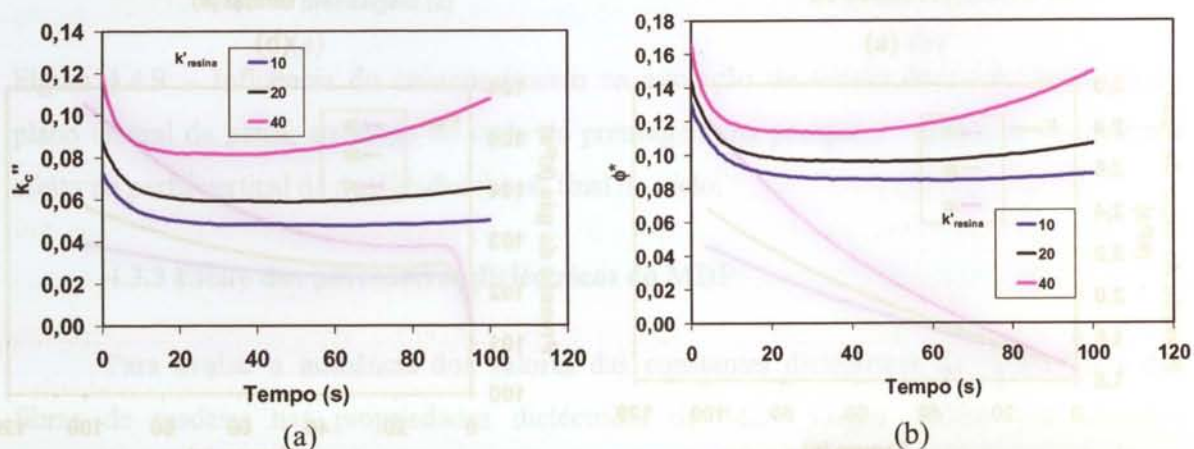


Figura 4.4.11 – Influência das propriedades dieléctricas da resina UF na evolução do factor de perdas relativo do MDF (a) e da potência absorvida adimensionalizada (b), no plano central da placa, ao longo do ciclo de aquecimento, na posição 1 –adjacente ao centro.

A observação da figura permite concluir que os parâmetros dieléctricos da resina têm uma influência considerável nos parâmetros dieléctricos do painel, e por consequência na sua interacção com o campo electromagnético. Apesar da fracção volúmica da resina ser pequena, esta interage preferencialmente com a radiação, pois tem um maior factor de perdas dieléctricas. Verifica-se que se a constante dieléctrica da resina passar de 10 para 20 o factor de perdas relativa do colchão de MDF passa de 0,0735 para 0,0889, ou seja, aumenta em 34% a capacidade do colchão absorver energia electromagnética. Este aumento da capacidade de absorver energia electromagnética é também observado no gráfico de evolução da potência absorvida.

Conclui-se a partir destes resultados que os parâmetros dieléctricos da resina desempenham um papel importante, em termos quantitativos, na interacção do colchão com a radiação electromagnética aplicada. Uma vez que a informação existente na literatura sobre os parâmetros dieléctricos da resina UF, tanto quanto se sabe, é muito escassa, pensa-se que será muito importante, em trabalhos futuros, medir estes parâmetros em diferentes condições de humidade, temperatura, graus de cura da resina e frequência. Para já sabe-se que (ver a tabela 4.4.1) uma resina endurecida tem uma capacidade de absorver energia electromagnética muito menor que uma resina no estado líquido.

Fibras de madeira

Com o fim de estudar o efeito dos parâmetros dieléctricos das fibras de madeira usados na descrição do comportamento electromagnético do painel durante o ciclo de aquecimento por radiação alta-frequência, fez-se um conjunto de simulações em que se variou apenas a constante dieléctrica das fibras mantendo-se todas as outras condições e características constantes. Usou-se então a constante dieléctrica calculada pela equação 4.4.12 (modelo), o seu dobro ($2\times$) e a sua metade ($0,5\times$).

Na figura 4.4.12, pode ser visualizado o efeito da constante dieléctrica das fibras de madeira na evolução da temperatura, teor de humidade, pressão do vapor de água e pressão do gás no centro ao longo do ciclo de aquecimento. Pode concluir-se pela observação desta figura que quanto maior a constante dieléctrica ou factor de perdas das fibras de madeiras mais rápido é o aquecimento do painel.

Em relação à evolução do teor de humidade, como o aquecimento é mais rápido para um factor de perdas mais elevado, maior é a vaporização da humidade das fibras. Verifica-se portanto um maior aumento da pressão do vapor de água e da pressão total ao longo do ciclo de aquecimento do colchão do MDF quando se aumenta a constante dieléctrica das fibras de madeira.

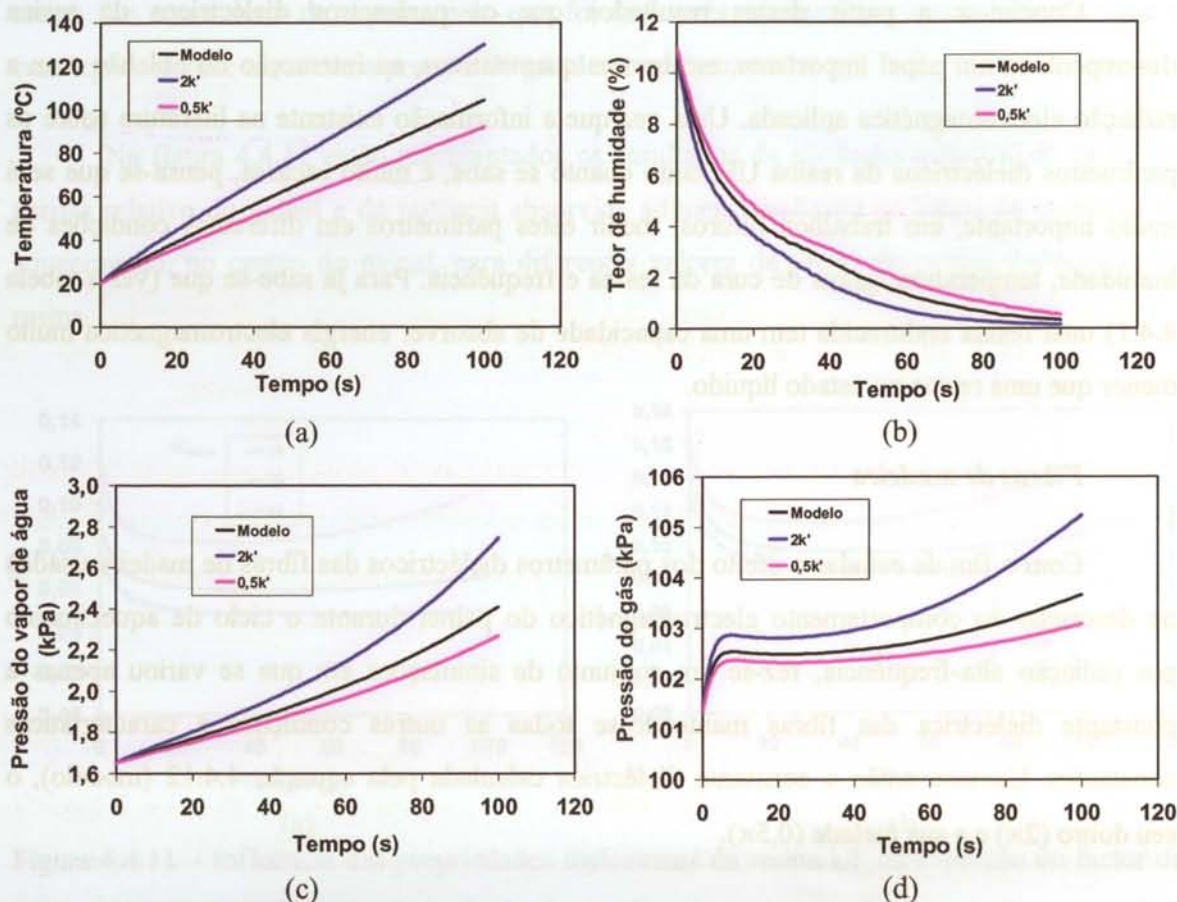


Figura 4.4.12 – Influência das propriedades dieléctricas das fibras de madeira na evolução da temperatura (a), teor de humidade (b), da pressão do vapor de água (c) e da pressão do gás (d), no plano central da placa, ao longo do tempo de aquecimento, para o ponto adjacente ao centro.

Na figura 4.4.13, é apresentado o efeito da constante dieléctrica na evolução do factor de perdas relativo do MDF e da potência absorvida adimensionalizada, no centro da placa ao longo do processo de aquecimento. Observa-se pelo gráfico do factor de perdas relativo do MDF que duplicando a constante dieléctrica das fibras, o factor de perdas do MDF no início do processo varia de 0,088 para 0,1213, ou seja, prevê-se um aumento de 38% na capacidade do painel absorver energia electromagnética. Em relação à potência absorvida adimensionalizada no centro do painel verifica-se que duplicando o factor de perdas esta passa, no início, de 0,1446 para 0,1308, ou seja, há uma diminuição de cerca de 11%.

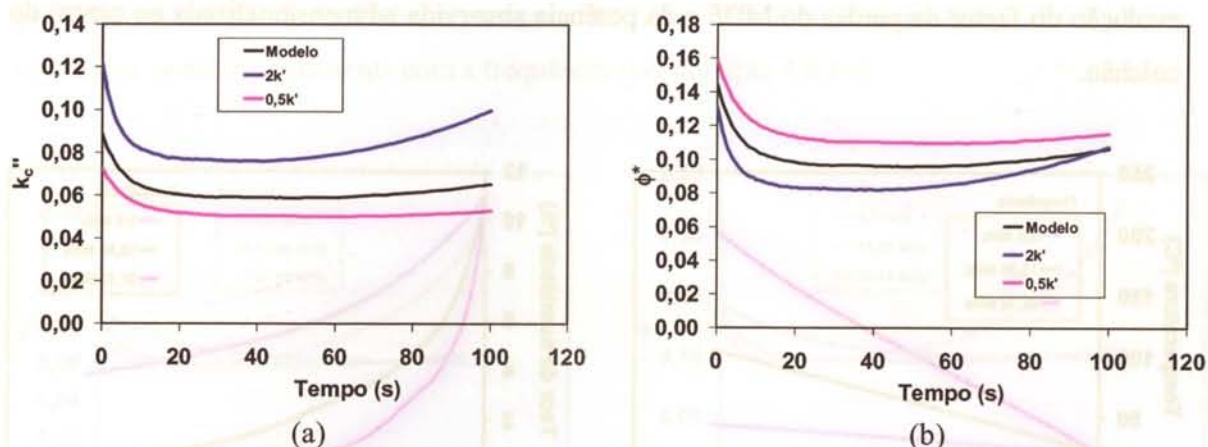


Figura 4.4.13 – Influência das propriedades dielétricas das fibras de madeira na evolução do factor de perdas relativo do MDF (a) e da potência absorvida adimensionalizada (b), no plano central da placa, ao longo do ciclo de aquecimento, na posição 1 –adjacente ao centro.

4.3.4 Efeito da frequência

Para se estudar o efeito da frequência da radiação electromagnética, simulou-se o aquecimento para três frequências. Os valores de frequência usados foram 3,5 MHz, 13,56 MHz (Modelo) e 27,12 MHz que são os valores permitidos na Europa, para uso industrial, pela convenção ISM.

Na figura 4.4.14 estão patentes os resultados para a evolução da temperatura, teor de humidade, pressão do vapor de água e pressão do gás, no centro da placa, ao longo do ciclo de aquecimento para as três frequências de radiação electromagnética consideradas.

Pode observar-se que aumentando a frequência da radiação aumenta-se a velocidade de aquecimento do painel e consequentemente o teor de humidade decresce mais rapidamente para frequências mais elevadas. Em relação à evolução da pressão do vapor de água e da pressão total, verifica-se que aumentando a frequência se aumentam os níveis de pressão do vapor de água e da pressão de gás.

Para avaliar o efeito da frequência na evolução dos características dielétricas do MDF ao longo do ciclo de aquecimento, apresentam-se na figura 4.4.15 os resultados de previsão de

evolução do factor de perdas do MDF e da potência absorvida adimensionalizada no centro do colchão.

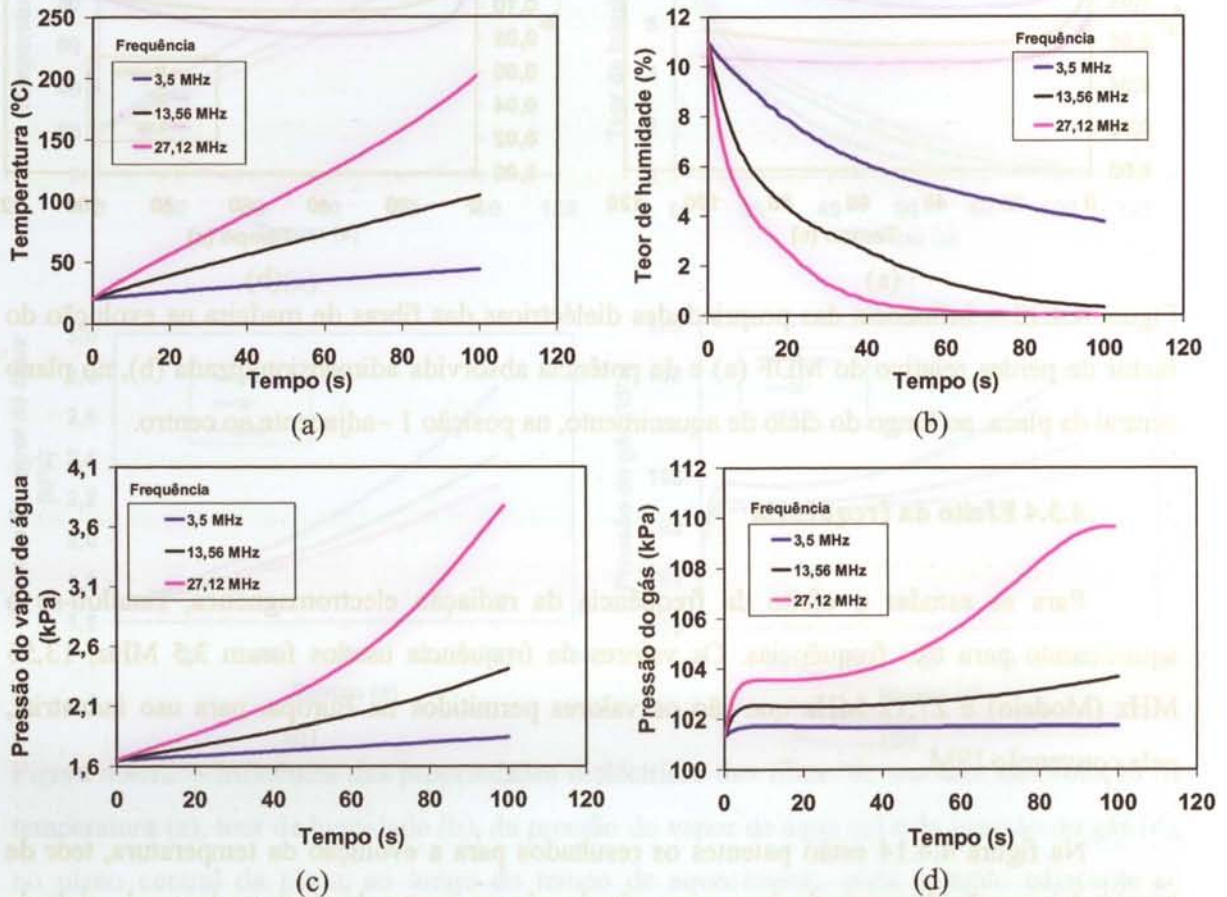


Figura 4.4.14 – Influência da frequência da radiação na evolução da temperatura (a), teor de humidade (b), da pressão do vapor de água (c) e da pressão do gás (d) no plano central da placa, ao longo do tempo de aquecimento.

Observa-se no gráfico do factor de perdas relativo do MDF que aumentando a frequência se aumenta a velocidade de decrescimento deste parâmetro, devido à diminuição do teor de humidade. Mas, quando a temperatura dentro do painel atinge um nível em que se torna mais importante na variação dos parâmetros dieléctricos das fibras de madeira (ver equações 4.4.12 e 4.4.13) que o teor de humidade, o factor de perdas dieléctricas relativo do MDF começa a aumentar. Quanto à evolução da potência absorvida adimensionalizada verifica-se mais uma vez que esta segue a tendência do factor de perdas relativo do colchão. A

potência absorvida do colchão aumenta com a frequência pois a potência absorvida de referência, neste caso, aumenta com a frequência (ver equação 4.4.16).

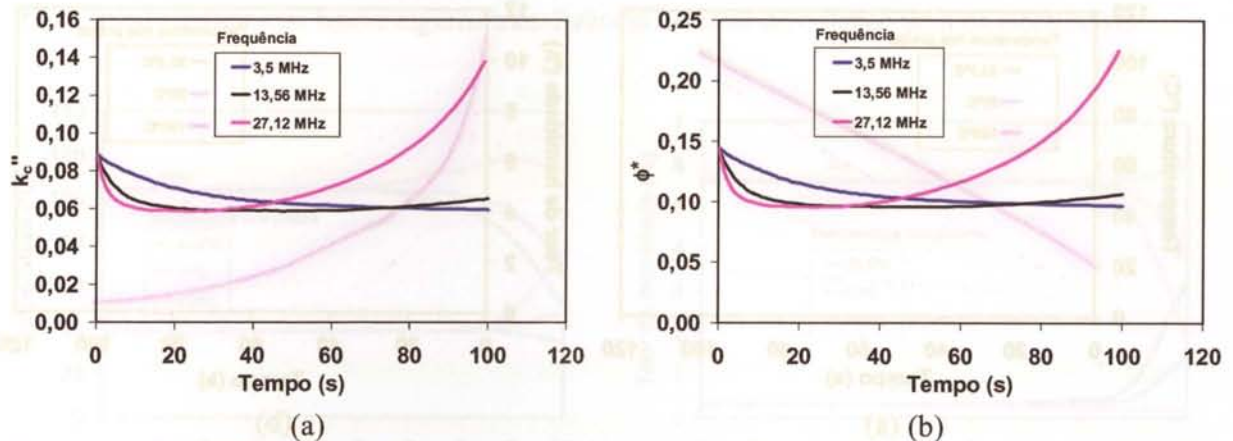


Figura 4.4.15 – Influência da frequência da radiação na evolução do factor de perdas relativo do MDF (a) e da potência absorvida adimensionalizada (b) no plano central da placa, ao longo do tempo de aquecimento.

4.3.5 Efeito da temperatura nos pratos (eléctrodos)

Para avaliar o efeito da temperatura dos eléctrodos na evolução das condições internas, simulou-se o aquecimento com três temperaturas. Os valores de temperaturas usados foram 23,5°C (Modelo), 50°C e 100°C.

Na figura 4.4.16 estão patentes os resultados para a evolução de temperatura, teor de humidade, pressão do vapor de água e pressão do gás, no centro da placa, ao longo do ciclo de aquecimento para as três temperaturas dos pratos consideradas.

Observa-se que a variação da temperatura dos pratos não influencia a evolução da temperatura, teor de humidade e pressão do vapor de água no centro do painel ao longo do ciclo de aquecimento. Verifica-se, no entanto, uma variação na pressão total que aumenta com a temperatura dos pratos.

Para melhor se compreender o efeito da temperatura dos pratos na evolução das condições internas do painel, mostra-se na figura 4.4.17, os perfis verticais de temperatura e

teor de humidade, no plano central do painel, para dois instantes de tempo do ciclo de aquecimento.

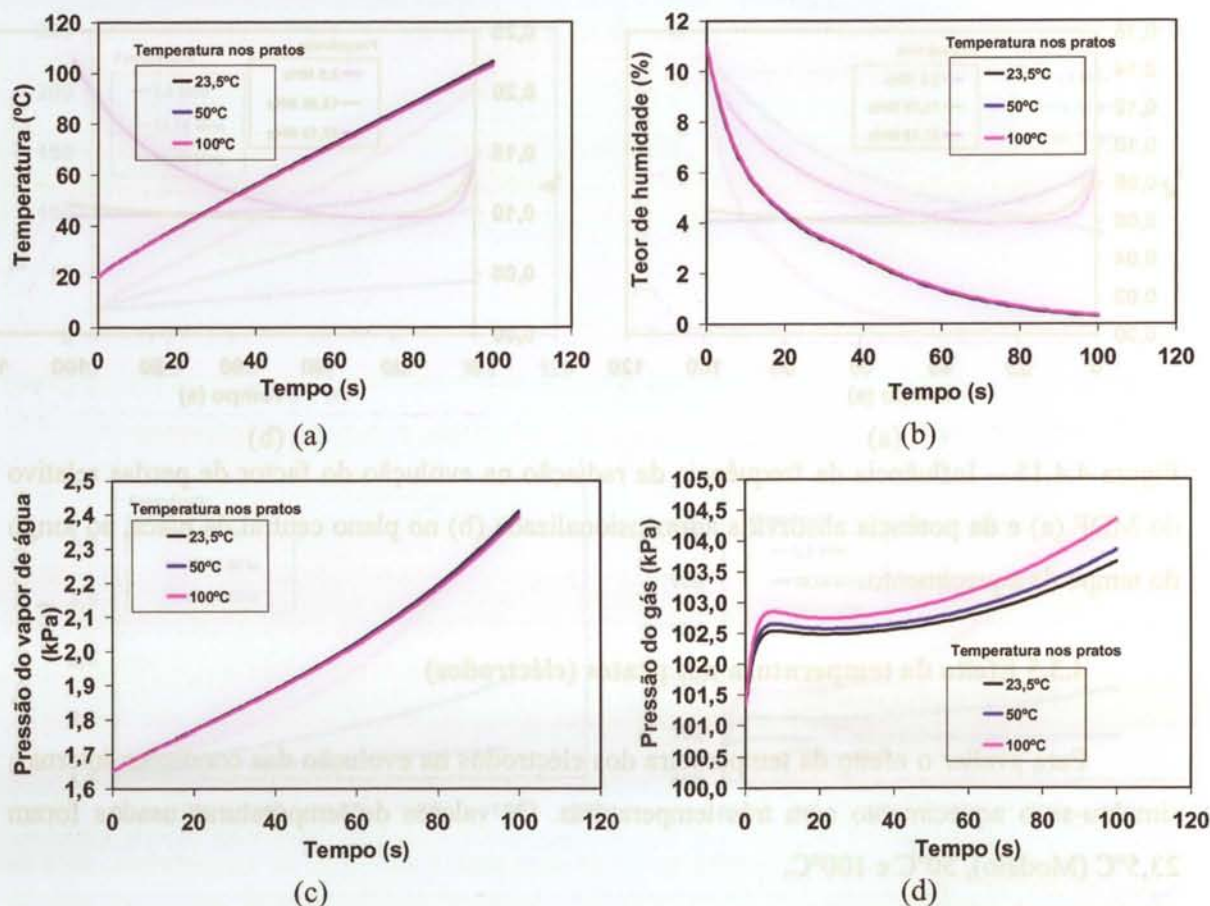


Figura 4.4.16 – Influência da temperatura nos pratos ou eléctrodos na evolução da temperatura (a), teor de humidade (b), pressão do vapor de água (c) e pressão do gás (d) no plano central da placa, ao longo do tempo de aquecimento.

Relativamente ao perfil de temperatura, verifica-se existir um gradiente de temperaturas do centro para a superfície do painel que é positivo, aos 20 s, para a temperatura dos pratos (T_p) de 23,5°C e negativo para 50°C e 100°C. Aos 100 s do ciclo de aquecimento, o gradiente é positivo do centro para a superfície para $T_p=23,5^\circ\text{C}$ e 50°C e negativo para 100°C. Conclui-se então que, há transferência de calor por condução aos 20 s, do centro para a superfície quando $T_p=23,5^\circ\text{C}$ e em direcção oposta para $T_p=50^\circ\text{C}$ e 100°C. Decorridos os 100s do início do aquecimento, a transferência de calor por condução continua a ser do centro para

a superfície para $T_p=23,5^\circ\text{C}$ e passa a ser nesta direcção para $T_p=50^\circ\text{C}$. Para $T_p=100^\circ\text{C}$ o sentido da transferência de calor por condução mantém-se das camadas superficiais para o centro, verificando-se no entanto, que a temperatura na superfície do painel é nesta altura de 113°C o que indicia que houve alguma transferência de calor do colchão para os eléctrodos.

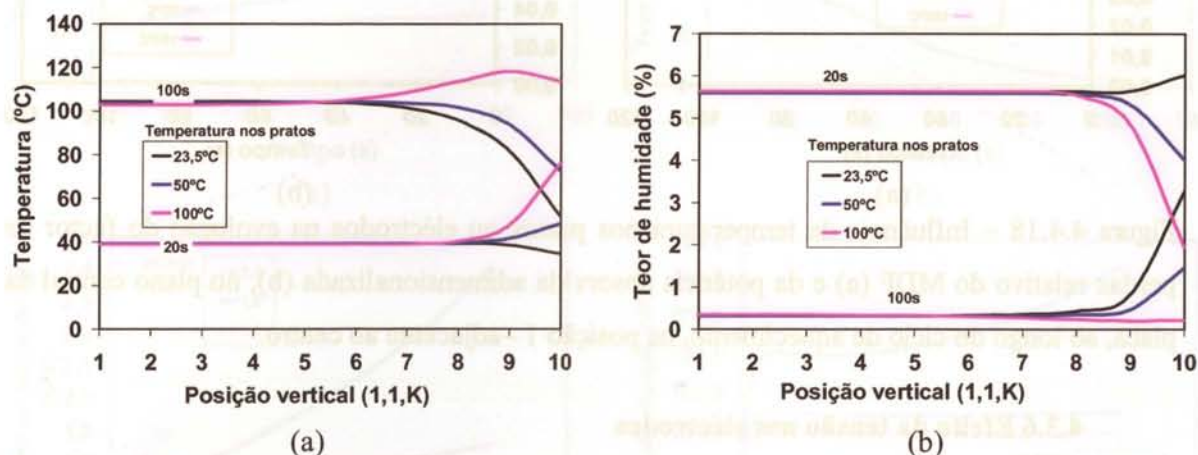


Figura 4.4.17 – Perfis verticais de temperatura (a) e teor de humidade (b) no plano central da placa para dois instantes de tempo. Na vertical (1 - adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

A figura 4.4.18, apresenta o efeito da temperatura dos eléctrodos na evolução do factor de perdas relativo do MDF e da potência absorvida adimensionalizada, no centro da placa ao longo do processo de aquecimento.

Conclui-se pela observação da figura que a temperatura dos eléctrodos não influencia a evolução do factor de perdas relativo do MDF no centro da placa. No entanto, regista-se uma pequena diminuição da potência absorvida adimensionalizada quando se aumenta a temperatura nos eléctrodos.

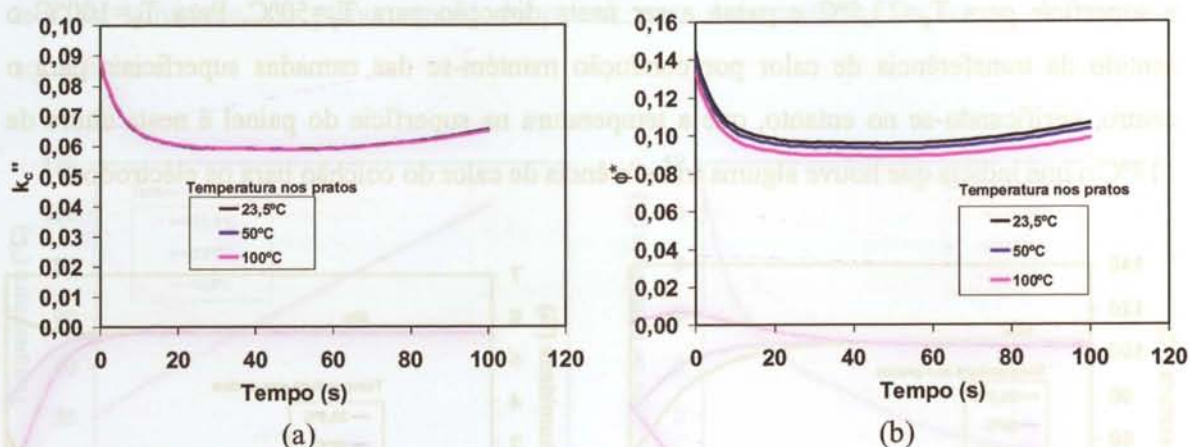


Figura 4.4.18 – Influência da temperatura nos pratos ou electrodos na evolução do factor de perdas relativo do MDF (a) e da potência absorvida adimensionalizada (b), no plano central da placa, ao longo do ciclo de aquecimento, na posição 1 –adjacente ao centro.

4.3.6 Efeito da tensão nos electrodos

A figura 4.5.19, mostra os valores de temperatura, teor de humidade, pressão do vapor de água e pressão do gás, no centro do painel, durante o aquecimento HF para uma dada gama de valores da tensão nos electrodos. Usaram-se as tensões nos electrodos de 0,9, 1,8 e 3,6 kV (a usada até agora) nas simulações. Estas tensões são aproximadamente metade do valor, o valor (1,88) e aproximadamente o dobro da tensão máxima da máquina HF existente no CTBA.

É visível que o aumento de tensão resulta numa maior velocidade de aquecimento, pois uma maior tensão nos electrodos significa uma intensidade de campo eléctrico incidente maior, logo mais energia disponível para ser absorvida pelo colchão.

A influência deste parâmetro operativo na evolução do factor de perdas é o resultado do seu efeito na evolução da temperatura e consequentemente no teor de humidade da placa como pode ser observado na figura 4.4.20. O factor de perdas relativo do MDF diminui com a temperatura e humidade, sendo o teor de humidade a variável com maior influência (ver correlações 4.4.12 e 4.4.13). Portanto, como o teor de humidade decresce o factor de perdas também decresce.

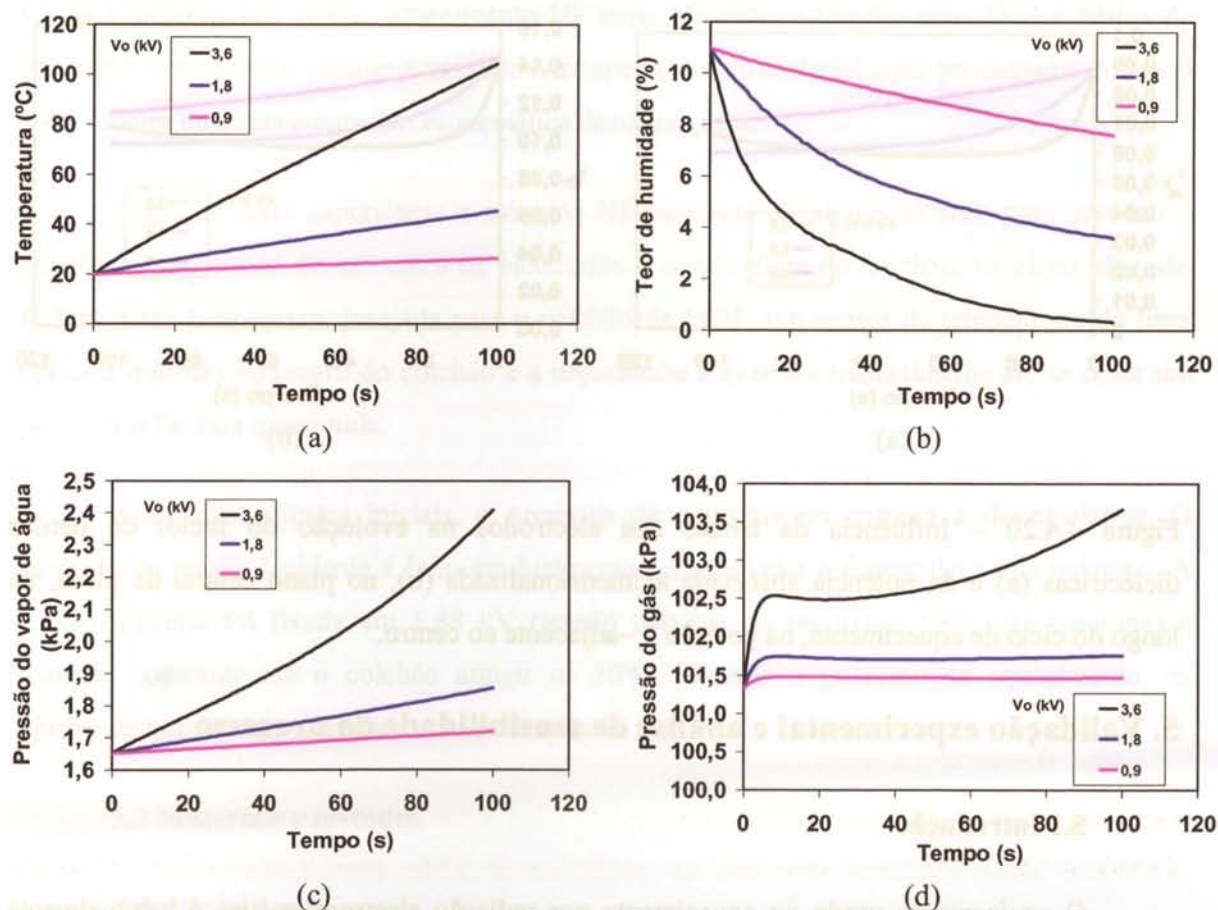


Figura 4.4.19 – Influência da tensão nos eléctrodos na evolução da temperatura (a), teor de humidade (b), pressão do vapor de água (c) e pressão do gás (d) no plano central da placa, ao longo do tempo de aquecimento.

Relativamente à potência absorvida adimensionalizada verifica-se que esta segue a tendência do factor de perdas do MDF, no entanto a potência absorvida pelo material aumenta com o aumento da tensão nos eléctrodos pois a potência absorvida de referência, neste caso, é proporcional ao quadrado da diferença de tensão nos eléctrodos.

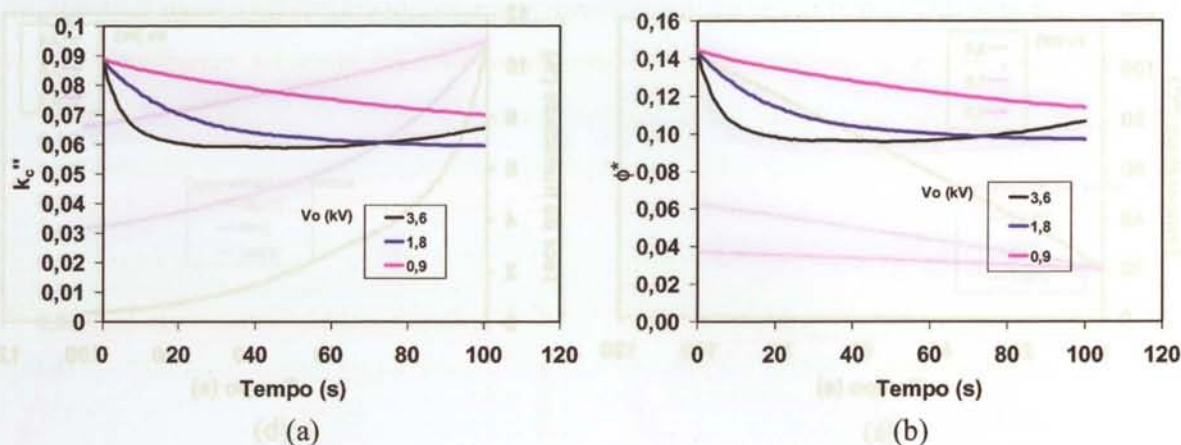


Figura 4.4.20 – Influência da tensão nos eléctrodos na evolução do factor de perdas dieléctricas (a) e da potência absorvida adimensionalizada (b), no plano central da placa, ao longo do ciclo de aquecimento, na posição 1 –adjacente ao centro.

5. Validação experimental e análise de sensibilidade do processo

5.1 Introdução

O equipamento usado no aquecimento por radiação electromagnética é habitualmente composto pelo gerador, guia-de-ondas e o condensador (aplicador + material a aquecer). O aplicador é uma parte importante do sistema e a sua configuração depende das dimensões do objecto ou material a aquecer, o que determina a escolha de radiação HF ou MW (Roussy e Pearce, 1995). A escolha da frequência é também afectada pela potência total a ser aplicada. Se a potência necessária for baixa (1-20 kW), as microondas são boas. Para aplicações com necessidade de valores de potência mais elevados (> 200 kW), é aconselhável o uso de sistemas HF. Consequentemente para o aquecimento do MDF a radiação HF é a mais adequada.

As experiências de aquecimento de colchões de MDF foram realizadas numa máquina HF (SAIREM HF) com um aplicador composto por duas placas planas paralelas. Esta máquina tem um gerador com tecnologia “50 ohms” desenvolvido pela EDF. Esta nova tecnologia, mais frequentemente chamada gerador de HF com regulação automática, tem

várias vantagens tais como: aquecimento HF mais eficiente, operação mais fácil e custos de produção mais baixos, porque o gerador é independente do material a ser processado. A figura 4.4.2 mostra uma representação esquemática desta máquina.

Antes de cada experiência a máquina HF necessita de alguns ajustes: para prevenir a existência de “bolsas de ar” entre os eléctrodos e a superfície do colchão, os eléctrodos são fechados até à espessura desejada para o colchão de MDF, um sensor de temperatura de fibra óptica é inserido no centro do colchão e a impedância é ajustada manualmente até se obter um potência reflectida quase nula.

Após estes ajustes iniciais, o processo de aquecimento começa a desenrolar-se. O aumento da tensão incidente é feito gradualmente para prevenir a desregulação da máquina. A tensão máxima foi fixada em 1,88 kV (tensão máxima de segurança para esta máquina) e mantida constante até o colchão atingir os 50°C. Durante o processo de aquecimento, os ajustes de impedância são feitos automaticamente.

5.2 Materiais e métodos

Amostras

As fibras de madeira foram pulverizadas de resina UF e depois conservadas num *big-bag* de plástico. Esta mistura tem um teor de humidade de 11% e um teor de resina de 16%. As fibras “húmidas” foram distribuídas aleatoriamente dentro de uma forma para formar os colchões. Fizeram-se colchões com três espessuras diferentes, identificados de Mat50, Mat70 e Mat80 (ver tabela 4.5.1 para os detalhes). A massa específica inicial era de 100 kg.m^{-3} .

Condições Experimentais

Os colchões foram aquecidos até que o centro atinja os 50°C usando uma tensão nos eléctrodos constante e igual a 1,88 kV e uma frequência HF de 13,56 MHz. Durante as experiências, o tempo, a potência incidente (kW), a tensão dos eléctrodos (kV) e a temperatura (°C) no centro do painel foram registados usando uma placa de aquisição. A tabela 4.5.1 apresenta as condições experimentais usadas onde apenas a espessura do material foi variada.

Tabela 4.5.1 – Características das amostras usadas e condições de aquecimento.

	Mat50	Mat70	Mat80
Tensão (kV)	1,88	1,87	1,88
Frequência (MHz)	13,56	13,56	13,56
Massa específica inicial do painel (kg.m^{-3})	100	100	100
Teor de humidade inicial (%)	11	11	11
Teor de resina (%)	16	16	16
Espessura do painel (mm)	50	70	80
Comprimento do painel (mm)	1700	1700	1700
Largura do painel (mm)	750	750	750

5.3 Resultados experimentais

A Figura 4.5.1 mostra os resultados experimentais, média de três réplicas, para o Mat50 e Mat80 e de duas réplicas para o Mat70. Os erros experimentais máximos foram 3,45°C e 0,327 kV, com um grau de confiança de 95%, para a temperatura e tensão respectivamente.

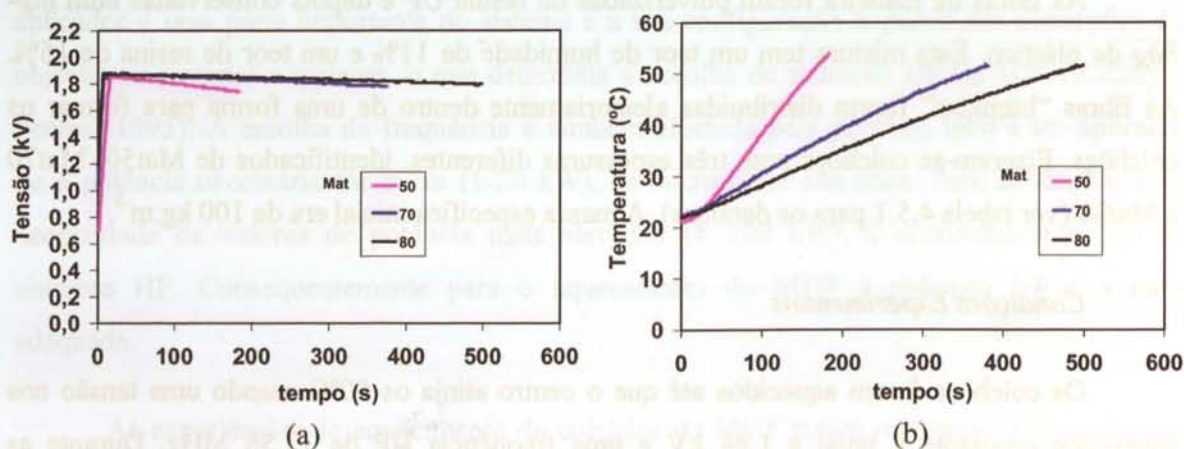


Figura 4.5.1 – Evolução da tensão nos eléctrodos (a) e da temperatura (b) no centro do painel ao longo do ciclo de aquecimento.

Comparando os resultados, observa-se que o tempo de aquecimento aumenta com a espessura (ver Figura 4.5.1b e Tabela 4.5.2), para a mesma tensão aplicada (ver Figura 4.5.1a). Isto é explicado pela diminuição da intensidade do campo eléctrico aplicado quando a espessura aumenta, pois a intensidade do campo eléctrico é igual à razão entre a tensão nos eléctrodos e a sua distância. Em cada experiência a potência incidente manteve-se constante.

Tabela 4.5.2 – Potência incidente e tempo necessário para aquecer até 50°C o centro do painel para as três amostras consideradas.

Amostra	Espessura, L_z (mm)	Potência Incidente, ϕ_i (kW)	Tempo até atingir 50°C (s)
Mat50	50	10,7	160
Mat70	70	4,8	340
Mat80	80	3,7	462

A partir dos resultados experimentais pode obter-se a seguinte relação,

$$t[s] = 9914,3 \times L_z[m] - 340,29 \quad (4.5.1)$$

Também se conhece pela relação 4.4.31 apresentada por Thostensson (1999), que a relação entre a potência e o campo eléctrico incidentes e deste com a espessura têm a seguinte forma,

$$\phi_i = F(E_o^2) \quad \text{e} \quad E_o = \frac{\text{Tensão}}{L_z} \quad (4.5.2)$$

Neste caso, um ajuste de ϕ_i em função de $\frac{1}{L_z^2}$ permite obter a seguinte relação:

$$\phi_i[W] = 25,823 \times \frac{1}{L_z^2[m]} \quad (4.5.3)$$

Com estas correlações, é possível prever para outras espessuras de colchão com as mesmas propriedades e a mesma tensão aplicada, a potência incidente e o tempo necessário para atingir os 50°C no centro do painel. Por exemplo, para um colchão de 60 mm de espessura prevê-se serem necessários uma potência incidente de 7,17 kW e um tempo para atingir 50°C no centro de 254 s.

Também algumas correlações empíricas baseadas em dados experimentais foram anteriormente apresentadas por Pound (1973) e CTBA (1998). Estas correlações permitem calcular o tempo e a potência necessários para a colagem de produtos de madeira com aquecimento HF em paralelo e perpendicular às juntas de cola.

5.4 Comparação dos resultados experimentais com os previstos pelo modelo

Usou-se o modelo teórico para prever a evolução das variáveis relativas à transferência de massa e calor (temperatura e teor de humidade), bem como as variáveis relativas ao comportamento electromagnético (factor de perdas e potência absorvida). Primeiro começa-se por apresentar a comparação entre os resultados previstos e os experimentais. Nas simulações, usaram-se as condições operatórias e propriedades dos painéis de MDF apresentadas na Tabela 4.5.3, que são iguais às experimentais. As propriedades de referência e os números e grupos adimensionais referentes a estas condições estão no Apêndice E na tabela E.2.

Na figura 4.5.2, estão representados os resultados do modelo e os experimentais para as três espessuras. Os parâmetros dieléctricos da resina UF usados foram: 20 para a constante dieléctrica relativa e 0,5 para a tangente de perdas. Os pontos experimentais e as previsões do modelo estão sobrepostos para a espessura de 80 mm. Tal como pode ser observado, o modelo HF proposto prevê de modo aceitável a evolução da temperatura no centro de um painel de MDF durante o aquecimento.

Tabela 4.5.3 – Condições operatórias e propriedades dos painéis de MDF

Tempo de aquecimento	$\tau=200$ s
Temperatura dos eléctrodos	$T_p=23,5$ °C
Temperatura ambiente	$T_a=20$ °C
Pressão ambiente	$P_a=101,325$ kPa
Massa específica do colchão	$\rho_{co}=100$ kg.m ⁻³
Teor de Humidade	$H_i=0,11$
Teor de Resina	$y_{rx}=0,16$
Espessura do painel	$L_{zo}=50, 70$ e 80 mm
Comprimento do painel	$L_x=1700$ mm
Largura do painel	$L_y=750$ mm

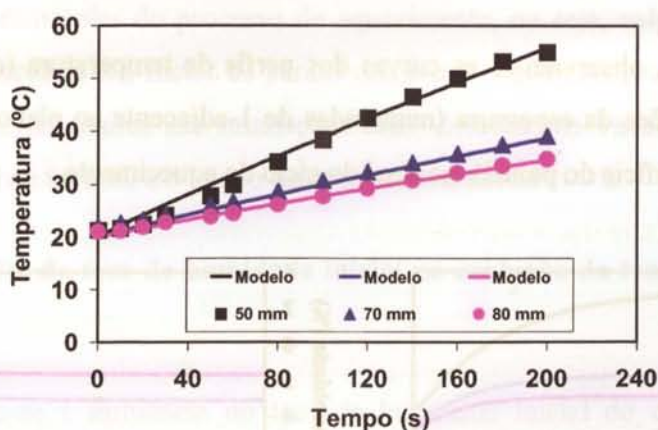


Figura 4.5.2 – Comparação dos resultados de evolução da temperatura no centro do painel teóricos e experimentais para os três painéis em estudo.

A figura 4.5.3 mostra os resultados de previsão da evolução do teor de humidade (a) e factor de perdas dieléctricas relativo, no centro do painel, ao longo deste processo de aquecimento para as três espessuras do painel consideradas. Observa-se que o teor de humidade decresce ao longo do ciclo de aquecimento, sendo a sua descida mais rápida para o painel menos espesso como seria de esperar.

Relativamente à evolução do factor de perdas dieléctricas verifica-se que este acompanha a tendência do teor de humidade. Este varia desde 0,0317 até 0,024 para o painel com 50 mm de espessura.

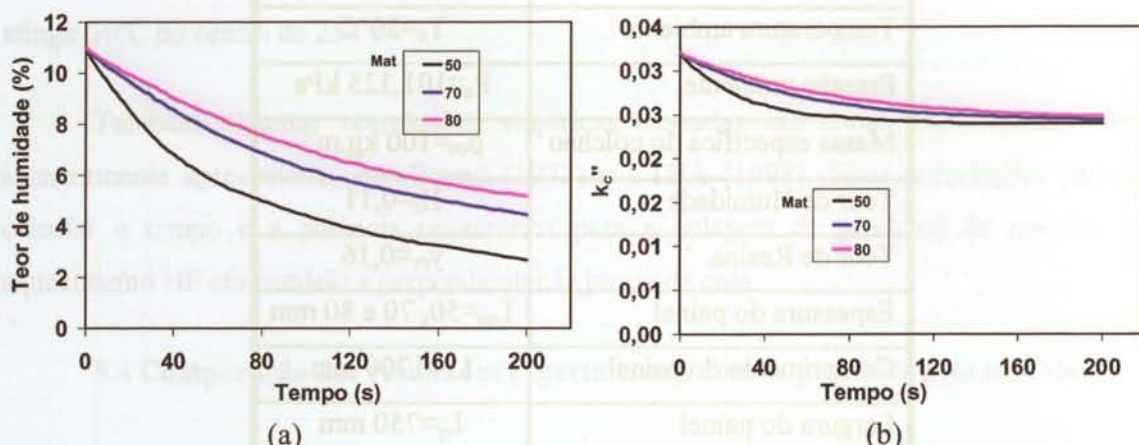


Figura 4.5.3 – Previsão da evolução do teor de humidade (a) e do factor de perdas (b) ao longo do processo de aquecimento para as três espessuras.

Na figura 4.5.4, observam-se as curvas dos perfis de temperatura (a) e humidade (b) através de várias posições da espessura (numeradas de 1-adjacente ao plano central do painel até 10-adjacente à superfície do painel), no final do ciclo de aquecimento.

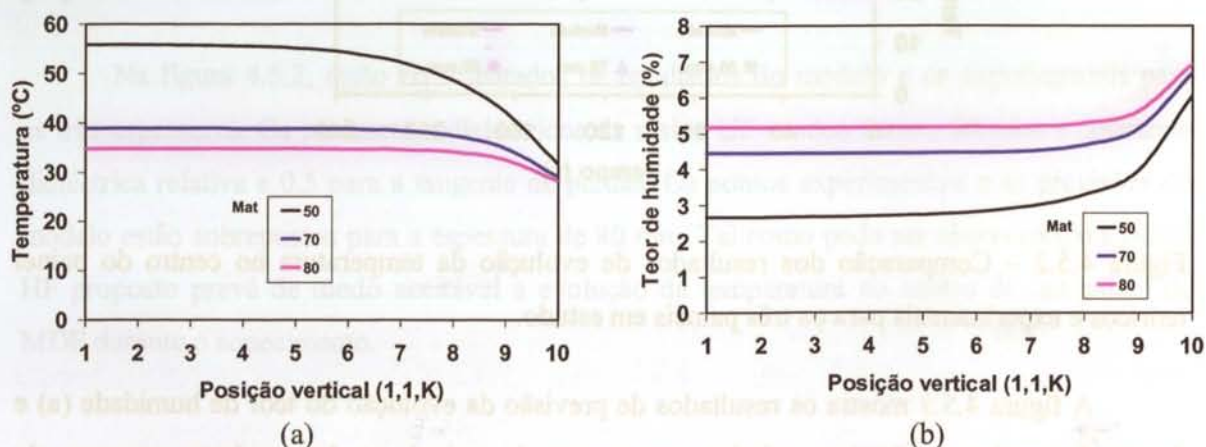


Figura 4.5.4 – Perfis verticais para a temperatura (a) e teor de humidade (b), no plano central da placa para diferentes instantes de tempo. Na vertical (1 - adjacente ao centro; 10 - adjacente à superfície).

Tal como seria de prever e porque os eléctrodos não são aquecidos, observa-se um perfil vertical de humidades e temperaturas no final deste processo de aquecimento, sendo mais acentuado para o painel com 50 mm, porque é o que atinge temperaturas mais elevadas no centro.

5.5 Análise de sensibilidade do processo

O modelo permite aumentar a compreensão da interacção entre uma radiação electromagnética e um colchão de MDF. O conhecimento deste comportamento permitirá o aumento da eficiência e da rentabilidade do aquecimento HF. Este conhecimento poderá ser usado pelos engenheiros responsáveis pelo projecto do equipamento e optimização do processo.

Então neste trabalho, realizou-se um estudo da sensibilidade do aquecimento HF do MDF. Para isso, variou-se algumas das características do colchão com o objectivo de analisar o seu efeito no desenrolar do processo de aquecimento, ou seja, nalgumas variáveis internas tais como a temperatura e o factor de perdas relativo do MDF. As propriedades do painel e as condições operatórias usadas nas simulações estão descritas na Tabela 4.5.3. A espessura do colchão usada foi de 80 mm, e o tempo de aquecimento foi de 100 s.

5.5.1 Efeito do teor de humidade inicial na evolução da temperatura no centro da placa

Investigou-se a influência do teor de humidade inicial do colchão na evolução da temperaturas no centro da placa durante o aquecimento HF. Na figura 4.5.5 (a), está representado este efeito. Observa-se que teores de humidade do painel maiores provocam um aquecimento mais rápido porque o factor de perdas do MDF (b) é também maior. O factor de perdas dieléctricas do MDF aumenta com o teor de humidade na gama de temperaturas e humidade consideradas. Então, este parâmetro aumenta a constante dieléctrica e o factor de perdas iniciais do MDF e portanto, a sua capacidade para armazenar e absorver energia de alta-frequência.

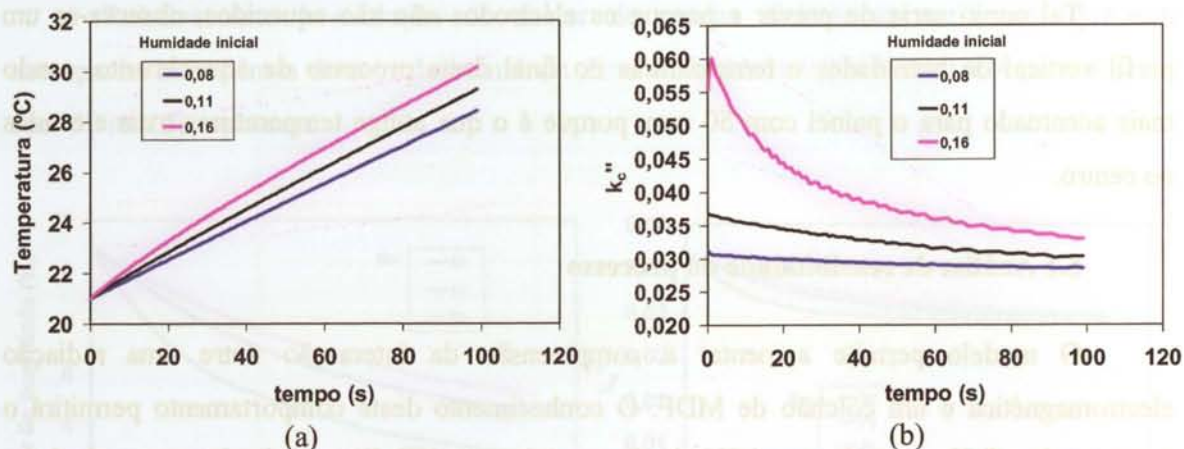


Figure 4.5.5 – Evolução da temperatura (a) e do factor de perdas do MDF (b) no centro da placa durante o aquecimento HF para a gama de teores de humidade considerados.

5.5.2 Efeito do teor de resina na evolução da temperatura no centro da placa

Analisou-se também o efeito do teor de resina na velocidade de aquecimento HF no centro da placa. Na figura 4.5.6 são apresentados os resultados que indicam a importância da contribuição quantitativa do teor de resina no aumento da temperatura. O efeito está relacionado com as diferenças no factor de perdas dieléctricas do MDF, pois enquanto que a resina UF tem um factor de perdas de aproximadamente 10 o das fibras de madeira é de aproximadamente 0,3. Portanto, uma variação no teor de resina tem uma grande influência nos níveis de energia HF absorvidos.

A comparação das figuras 4.5.5 e 4.5.6 sugere que a variação do teor de humidade tem um efeito mais pronunciado que o teor de resina no factor de perdas do MDF. Adicionalmente, é observável que o efeito do teor de resina se mantém ao longo de todo o período de aquecimento enquanto que o impacto do teor de humidade é mais importante no início do ciclo. Também, enquanto que as diferenças de temperatura no centro do colchão são pequenas, no final do ciclo de aquecimento, para os vários teores de humidade considerados, os teores de resina parecem originar maiores diferenças.

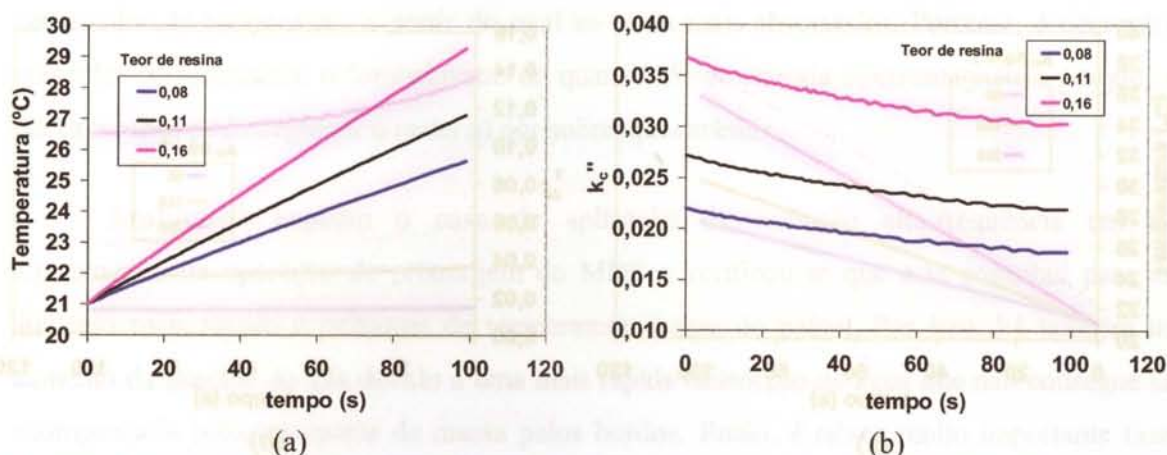


Figura 4.5.6 – Evolução da temperatura (a) e do factor de perdas do MDF (b) no centro da placa durante o aquecimento HF para a gama de teores de resina UF considerados.

5.5.3 Efeito da massa específica do colchão na evolução da temperatura no centro do placa

A massa específica do colchão parece também ser um factor importante a considerar no projecto e optimização do processo de aquecimento. Na figura 4.5.7, pode observar-se a influência da massa específica do colchão na velocidade de aquecimento. Um colchão mais denso significa uma maior quantidade de fibras de madeira e resina por unidade de volume e, portanto, mais elementos dieléctricos com capacidade de absorver energia. O ar nos poros é um bom isolante ($k''=0$) e, por isso, não contribui para a absorção de energia electromagnética no colchão.

A densidade do painel parece ter um efeito na velocidade de aquecimento maior que o teor de humidade e resina aqui analisados e habitualmente encontrados na indústria.

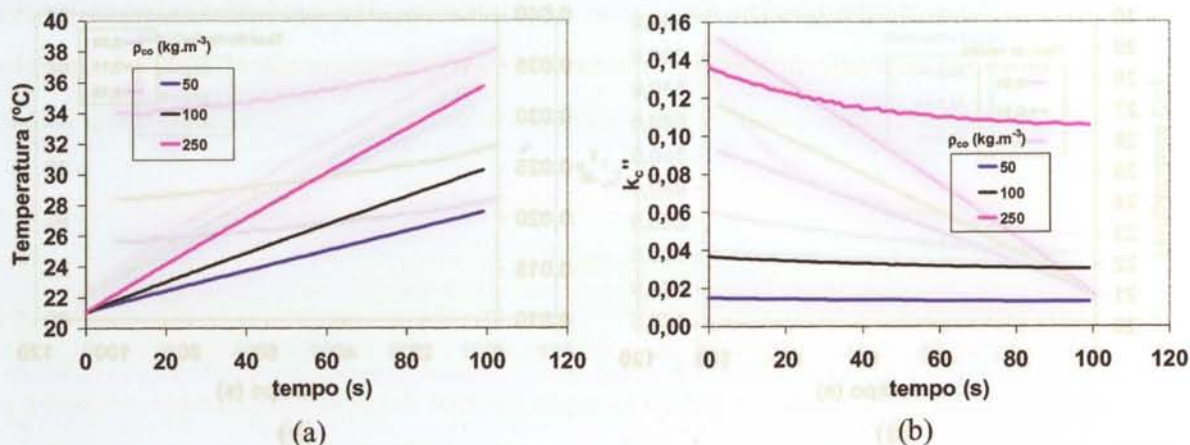


Figura 4.5.7 – Evolução da temperatura (a) e do factor de perdas do MDF (b) no centro da placa durante o aquecimento HF para a gama de massa específica do painel considerada.

6. Conclusões

O modelo desenvolvido foi usado para inicialmente prever a evolução das variáveis de transferência de massa e calor e de comportamento dieléctrico para o aquecimento de um painel de MDF durante uma situação de pré-aquecimento, em que o painel não é comprimido e, por isso, sem haver variação de espessura ou aplicação de força de compressão.

Pelos resultados apresentados concluiu-se que o aquecimento de um painel de MDF com radiação alta-frequência é mais uniforme em todo o volume logo desde o início do processo, ao contrário do que o que se observa num processo de aquecimento por condução de calor desde a superfície, onde se verifica um atraso no aumento da temperatura das camadas mais próximas do centro. Observou-se um perfil vertical de temperaturas e humidades no final do processo de aquecimento devido aos eléctrodos não possuírem um sistema de aquecimento, pois o calor gerado durante o processo move-se para os pratos frios. Portanto, este aquecimento por radiação electromagnética é ainda mais uniforme se os eléctrodos tiverem um sistema de aquecimento o que é normalmente feito nas unidades industriais de aquecimento HF.

Constata-se que com o evoluir do aquecimento, o colchão vai sendo cada vez mais transparente à radiação electromagnética, ou seja, deixa-se atravessar mais facilmente até um

certo valor de temperatura a partir do qual se torna mais absorvedor. Portanto, é necessário controlar correctamente o fornecimento da quantidade de energia electromagnética porque, se for excessiva, pode degradar o material por sobreaquecimento.

Analizou-se também o caso de aplicação da radiação alta-frequência em co-aquecimento na operação de prensagem do MDF e verificou-se que esta contribui para um aumento mais rápido e uniforme de temperatura dentro do painel. Por isso, há também um aumento da pressão do gás devido a uma mais rápida dessorção da água que não consegue ser acompanhada pelo transporte de massa pelos bordos. Então, é talvez muito importante fazer um aquecimento electromagnético apenas durante um curto período de tempo, para que não haja perigo de explosão do colchão, devido às grandes pressões internas que podem ser geradas.

Os parâmetros dieléctricos da resina e das fibras de madeira desempenham um papel importante na interacção do colchão com a radiação electromagnética aplicada. Uma vez que a informação existente sobre os parâmetros dieléctricos da resina UF é muito escassa, na literatura aberta, pensa-se que será muito importante medir, em trabalhos futuros estes parâmetros em diferentes condições de humidade, temperatura, graus de cura da resina e frequência. Para já sabe-se que uma resina endurecida tem uma capacidade de absorver energia electromagnética muito menor que uma resina no estado líquido.

Relativamente ao efeito da frequência da radiação e da tensão nos eléctrodos, constatou-se que o aumento destas provoca um aumento da velocidade de aquecimento do painel e consequentemente o teor de humidade decresce mais rapidamente ao longo do processo. O aumento da frequência e da tensão nos eléctrodos contribui para o aumento da energia disponível para ser absorvida. Para as frequências utilizadas não ocorre atenuação da onda electromagnética dentro do painel de MDF.

A validação parcial deste modelo foi realizada através da comparação dos resultados de previsão com os experimentalmente obtidos para o MDF, numa máquina de pré-aquecimento HF.

Pelos resultados experimentais apresentados, concluiu-se que o tempo de aquecimento aumenta com a espessura do painel. Encontrou-se uma relação entre o tempo necessário para aquecer o centro do painel até aos 50°C e a sua espessura para o conjunto de características do colchão de MDF em estudo. Foi possível também obter uma correlação entre a potência incidente e a espessura para estas condições de aquecimento e propriedades do colchão.

O modelo electromagnético parece representar bem o aquecimento do painel de MDF numa situação de pré-aquecimento.

O estudo de sensibilidade realizado a algumas das características do colchão do MDF, indica que o aumento no teor de humidade, do teor de resina e da massa específica do painel resultam num aumento da velocidade de aquecimento do painel de MDF. Observou-se também que o efeito do teor de resina, embora não considerando o avanço da reacção, se mantém durante todo o ciclo de aquecimento enquanto que o efeito do teor de humidade é mais pronunciado no início do processo. Nas gamas de teor de humidade, teor de resina e massa específica analisadas parece que o efeito da massa específica na velocidade de aquecimento é mais pronunciado.

NOMENCLATURA

B	Vector densidade de fluxo magnético, Tesla
c_p	Calor específico, $J.kg^{-1}.K^{-1}$
c	velocidade da luz, $m.s^{-1}$
D	Vector fluxo eléctrico, $C.m^{-2}$
d_p	Distância de penetração, m
E	Vector campo eléctrico, $V.m^{-1}$
f	Frequência da radiação, Hz
H	Teor de humidade do painel (massa de água/massa de colchão seco)
H	Vector campo magnético, $A.m^{-1}$
J	Vector densidade de corrente, $A.m^{-2}$
k_T	Condutividade térmica, $W.m^{-1}.K^{-1}$
$\hat{k}$	Constante de propagação da onda, m^{-1}
k'	Constante dieléctrica relativa
k''	Factor de perdas dieléctricas relativo
L	Comprimento do painel, m
$\dot{m}$	Quantidade de água que muda de fase, por unidade de tempo e volume, $kg.m^{-3}.s^{-1}$
P	Pressão, Pa

$\mathbf{P}(\mathbf{t})$	Vector de Poynting, W.m^{-2}
$\mathbf{r}$	Vector posição, m
$(-r_p)$	Velocidade da reacção de polimerização, s^{-1}
$\mathbf{S}(\omega)$	Vector de Poynting complexo, W.m^{-2}
T	Temperatura, K
v	Velocidade, m.s^{-1}
V_0	Tensão nos eléctrodos, V
Z^s	Distância à superfície, m
y_r	Teor de resina (massa de resina/massa de fibra seca)
x	Variável espacial (distância ao longo da coordenada “x”), m
y	Variável espacial (distância ao longo da coordenada “y”), m
z	Variável espacial (distância ao longo da coordenada “z”), m

Símbolos Gregos

α	Constante de atenuação, m^{-1}
β	Constante de fase, m^{-1}
ε_p	Porosidade do painel (volume de poros/volume de painel)
ε_e	Permitividade eléctrica, F.m^{-1}
ε^*	Permitividade eléctrica complexa, F.m^{-1}

ϵ'	Constante dieléctrica, F.m ⁻¹
ϵ''	Factor de perdas dieléctricas, F.m ⁻¹
λ	Comprimento de onda, m ⁻¹
ζ	resistividade eléctrica, Ω .m ⁻¹
φ_r	Fluxo de calor, J.m ⁻² .s ⁻¹
φ	Fluxo de massa, kg.m ⁻² .s ⁻¹
σ_e	Condutividade eléctrica, S.m ⁻¹
σ_{eq}	Condutividade eléctrica equivalente, S.m ⁻¹
v	Fracção volúmica
ρ	Massa específica, kg.m ⁻³
ρ_e	Densidade de cargas eléctricas, C.m ⁻³
μ_e	Permeabilidade magnética, W.A ⁻¹ .m ⁻¹
$\text{tg}\delta$	tangente de perdas dieléctricas
ϕ	Potência absorvida por unidade de volume de painel, W.m ⁻³
ϕ_i	Potência incidente, W
ω	Frequência angular, radianos.s ⁻¹
ΔH_{ad}	Calor de sorção, J.kg ⁻¹

ΔH_r Calor de reacção, J.kg⁻¹

Índices

a ambiente

ar ar

ad adsorvido

c compósito ou colchão

i incidente ou inicial

f fibras de madeira

e eléctrico

v vapor de água

g gás

s sólido

o no vazio ou superfície (propriedades dieléctricas) ou de referência

p eléctrodos ou pratos

r resina ou reacção da resina

x ao longo do comprimento do painel (a partir do centro do painel)

y ao longo da largura do painel (a partir do centro do painel)

z ao longo da espessura do painel (a partir do centro do painel)

Índices sobrescritos

- * Variável normalizada
- c Complexo conjugado

BIBLIOGRAFIA

Alvarez-Novoa, C., "Thin MDF production line Tafisa Valladolid (Spain)", in Proceedings of International Particleboard/Composite Materials Symposium, 24th, Washington State University, Pullman, Wash., 143-163 (1990)

Anindita C., B. Tanmay, K.G.Ayappa, "Analysis of Microwave Sintering of Ceramics", *AIChE J.*, 44 (10), 2302-2311 (1998)

Annet, D. A., "Modern-day radio frequency (dielectric) heating in the composite board manufacturing industry", in Proceedings of International Particleboard/Composite Materials Symposium, 26th, Washington State University, Pullman, Wash., 273-274 (1992)

Antti A. L., P. Perré, "A microwave applicator for on line wood drying: temperature and moisture distribution in wood", *Wood Sci. & Technol.*, 33, 123-138 (1999)

Antti A. L., H. Zhao, I. Turner, "An Investigation of the Heating of Wood in an Industrial Microwaves Applicator: Theory and Praticce", *Drying Technology*, 18 (8), 1665-1676 (2000)

Antti, A. L., "Microwave Drying of Pine and Spruce", *Holz als Roh- und Werstoff*, 53, 333-338 (1995)

Ayappa K. G., H. T. Davis, G. Grapiste, E. A. Davis, J. Gordon, "Microwave Heating: An Evaluation of Power Formulations", *Chem. Eng. Sci.*, 46, 1005-1016 (1991)

Carvalho L. M., C. A. Costa, "Modeling and Simulation of the Hot-Pressing Process in the Production of Medium Density Fiberboard (MDF)", *Chem. Eng. Commun.*, 170, 1-21 (1998)

Col B., J. A. Hansen, K. W. Peterson, "Economic and Technical Considerations in a Two-opening MDF, RF Press", in Proceedings International Particleboard/Composite Materials Symposium, 16th, Washington State University, Pullman, Wash., 219-243 (1982)

Collin, R.E., "Foundations for microwave Engineering", McGraw-Hill Book, New York, (1966)

Constant T., C. Moyne e P. Perré, “Drying with Internal Heat Generation: Theoretical Aspects and Application to Microwave Heating”, *AIChE J*, 42, 359-368 (1996).

Chryst J.R., D.W. Rudman, “Considerations in conversion of a particleboard plant to medium density fiberboard”, in *Proceedings International Particleboard/Composite Materials Symposium*, 14th, Washington State University, Pullman, Wash., 223-236 (1979)

CTBA Stage 824 a, “Haute Fréquence et Microondes dans le Collage du Bois”, CTBA, Paris (1990)

CTBA, EDF, ATOFINDLEY, “Une nouvelle approche du collage du bois par Haute Fréquence”, (1998)

Debard, C., “Technologie des applicateurs HF utilisés en thermo-assemblage”, cours de Connaissance du Thermo-Assemblage par Haute-Fréquence, Institut Textile de France, Lyon, Septembre (1990)

Deruaz, J., “Ondes électromagnétiques HF: notions fondamentales, interaction avec la matière”, cours de Connaissance du Thermo-Assemblage par Haute-Fréquence, Institut Textile de France, Lyon, Septembre (1990)

Fahey D. J., “High Frequency pressing of phenolic-bonded hardboards”, *For. Prod. J.*, 26, 32-33 (1976)

Jackson, J.D., “Classical Electrodynamics”, Hardcover, (1975)

Jacomino J. M., J. F. Rochas, “Les ondes électromagnétiques. Interaction avec la matière et technologie d’application”, Cours de Formation, SAIREM, (1999)

Kreysig E., “Advanced Engineering Mathematics”, Sixth Edition, John Wiley & Sons Ltd, USA (1988)

Maloney T. M., “Modern Particleboard & Dry-Process Fiberboard Manufacturing”, Miller Freeman Publications, California, USA, (1989)

Mathiasson A., D.G. Kubát, “Lignin as binder in particle boards using high frequency heating”, *Holz als Roh- und Werstoff*, 52, 9-18 (1994)

Ni H., A.K. Datta, K.E. Torrance, “Moisture Transport in intensive Microwave Heating of Biomaterials: a multiphase porous media model”, *Int. J. Heat and Mass Transfer*, 42, 1501-1512 (1999)

Oloyede A., P. Groombridge, “The influence of microwave heating on the mechanical properties of wood”, *J. of Materials Processing and Technology*, 100, 67-73 (2000)

Pangrle B. J., K. G. Ayappa, H. T. Davis, E.A. Davis, J. Gordon, “Microwave Thawing of Cylinders”, *AIChE J.*, 37 (12), 1789-1800 (1991)

Perré P., I. W. Turner, “Microwave Drying of Softwood in an Oversized Waveguide: Theory and Experiment. *AIChE J.*, 43, 2579-2595 (1997)

Pound J., “Radio Frequency Heating in the Timber Industry”, William Clowes&Sons Limited, England (1973)

Roussy G., J. A. Pearce, “Foundations and Industrial Applications of Microwaves and Radio Frequency Fields: Physical and Chemical Processes”, John Wiley & Sons Ltd, England (1995)

Saillard, R., “Les applications de la Haute-Fréquence dans l’industrie du bois”, cours de Connaissance du Thermo-Assemblage par Haute-Fréquence, Institut Textile de France, Lyon, Septembre (1990)

Sernek M., J. Resnik, F. A. Kamke, Penetration of liquid urea-formaldehyde adhesive into beech wood. *Wood & Fiber Sci.*, 31, 41-48 (1999)

Stuchly, S.S, M.A. Stuchly, “Microwave Drying: Potential and Limitations”, *Advances in Drying* vol. 2, Mudjumar A.S., 53-71 (1980)

- Tanmay B. and K.G. Ayappa, "Influence of Internal Convection during Microwave Thawing of Cylinders", *AIChE J.*, 47 (4), 835-850, (2001)
- Thostenson E. T., T.-W. Chou, "Microwave Processing: Fundamentals and Applications", *Composites: Part A*, 30, 1055-1071 (1999)
- Torgovnikov G. I., "Dielectric Properties of Wood and Wood-Based Materials", Springer-Verlag, Germany (1993)
- Wei C. K., H.T. Davis, E.A. Davis, J. Gordon, "Heat and Mass Transfer in Water-Laden Sandstone: Microwave Heating", *AIChE J.*, 31 (3), 842-848 (1985)
- Woodson G. E. and R. R. Stevens, "High-Frequency and Hot-Platen Curing of Medium-Density Fiberboards", *Forest Prod. J.*, 27, 46-50 (1977)
- Wu Z., T. Furuno, B. Zhang, "Temperature Properties of Curved Laminated Veneer Lumber during Hot Pressing with Radio Frequency Heating", *Mokuzau Gakkaishi*, 43 (10), 847-854 (1997)
- Zielonka P., E. Gierlik, "Temperature distribution during conventional and microwave wood heating", *Holz als Roh- und Werstoff*, 57, 247-249 (1999)

Capítulo V

Modelização da Operação de Prensagem e Cura do MDF em Contínuo

1. Introdução

A consolidação do colchão de MDF é feita através de um processo de prensagem a quente e vários tipos de prensas podem ser usados: prensas descontínuas ou contínuas, com injeção de vapor, com aquecimento alta-frequência ou microondas. A importância da tecnologia de prensagem em contínuo de aglomerados de madeira cresceu muito nestas duas últimas décadas e a existência de modelos teóricos para descrever este processo será uma ajuda importante para a sua compreensão e implementação. Como já foi referido no capítulo II, na operação de prensagem a quente do colchão de fibras/resina estão envolvidos vários mecanismos de transporte de massa e calor, mudança de fase, densificação, desenvolvimento de tensões e a cura da resina. Na operação de prensagem em contínuo a descrição destes fenómenos corresponde a modelizar um meio poroso e heterogéneo em movimento. Assim, neste capítulo apresenta-se o modelo que foi elaborado para a operação de prensagem em contínuo do MDF. Este modelo foi desenvolvido considerando um referencial fixo na prensa (referencial Euleriano), depois transformado para um referencial móvel (isto é, fixo no colchão de MDF) com maior interesse para o estudo do processo. Será também feita uma análise de sensibilidade do modelo a algumas das variáveis operatórias e finalmente a comparação dos resultados de simulação com os existentes na literatura.

2. Estado da Arte

Há aproximadamente meio século, com o aparecimento das primeiras unidades de produção industrial de derivados de madeira foram desenvolvidos modelos para tentar descrever o processo de prensagem a quente destes compósitos. Os primeiros que apareceram eram descrições empíricas ou analíticas relativamente simples de aspectos isolados do processo, e eram usados na previsão de variáveis importantes da prensagem, tal como, a evolução da temperatura no centro do colchão. O rápido avanço tecnológico dos meios computacionais permitiu o aparecimento de novos modelos analíticos mais completos. Assim apareceram modelos bi - e tridimensionais que permitiam o cálculo em simultâneo, da evolução de diferentes variáveis do processo (temperatura, humidade, etc.). Estes tornaram-se então, ferramentas importantes no estudo e compreensão da relação complexa entre as

diversas variáveis de processo. Conhecendo o processo podem ser realizadas melhorias na qualidade do produto final, tal como uma optimização da operação com vista à redução de custos bem como o aumento da produtividade.

No capítulo II foi apresentado um modelo teórico para a descrição da operação de prensagem do MDF. Este modelo, tal como muitos outros já apresentados simulam a prensa descontínua (Humphrey, 1982; Harless et al., 1987; Bolton e Humphrey, 1988; Hata et al., 1990; Kamke e Wolcott, 1991, Carvalho e Costa, 1998; Carvalho et al., 2001b). No entanto, a importância económica e quantitativa do processo de prensagem em contínuo tem crescido muito ao longo destas duas últimas décadas. Não só a produtividade deste novo processo de prensagem é maior que a do processo em descontínuo, mas também existem outras vantagens que influenciam a qualidade do painel assim produzido (Ahreweiler, 1982; Soiné, 1987; Sturgeon e Lau, 1989; Long, 1989, Steffen et al., 1999). Algumas dessas vantagens são: redução da pré-cura da resina, que ocorre durante o fecho da prensa descontínua enquanto os pratos não encostam ao painel; a prensa é rapidamente ajustável para espessuras e tamanhos pretendidos para o produto final com perdas de tempo e material mínimas, com as consequentes economias de energia e matérias-primas e possibilita a produção de painéis com espessuras até 50 mm. Além destas vantagens, a prensa em contínuo também permite a redução de custos devido a consumos de resina mais baixos tendo em conta a facilidade de um melhor controlo do perfil de densidades, permitindo melhorar a qualidade do painel qualquer que seja a sua densidade. Na prensa em descontínuo, a capacidade volumétrica de produção diminui inevitavelmente com o fabrico de painéis finos por causa do tempo relativo de carga e descarga da prensa. Na prensa em contínuo atinge-se uma produção máxima com painéis finos (Sturgeon e Lau, 1989).

No caso da prensagem em contínuo, tanto quanto se sabe até agora apenas, Thoemen e Humphrey (1999) apresentaram um modelo para este processo. Este modelo ignora o contributo da reacção de polimerização. O comportamento mecânico do painel durante a operação é descrito por um modelo de Burger modificado apresentado por Steffen (1996), que não apresenta valores para os parâmetros deste modelo.

A modelização de meios porosos em movimento é uma das áreas de estudo da mecânica dos fluidos. Na pesquisa, sobre este tema encontraram-se alguns trabalhos que se resumem de seguida. Normalmente um dos problemas associado a este tipo de meios é a escolha do referencial para estabelecimento das equações de conservação de massa, energia e quantidade de movimento. Normalmente o referencial escolhido para derivar as equações de conservação é o Euleriano ou seja, as equações são deduzidas relativamente a um referencial fixo. Uma outra área que, também usa este referencial na dedução das equações de conservação é a modelização da prensagem do papel (Vincent et al., 1988; Roux e Vincent, 1991; Bloch, 1992).

Vincent et al. (1988) e Roux e Vincent (1991) apresentaram um modelo bidimensional para a prensagem em contínuo do papel, sendo as duas dimensões consideradas a direcção da máquina e a espessura do papel. A derivação das equações do modelo é feita usando um abordagem euleriana, resultando num sistema de equações às derivadas parciais não - lineares. A solução numérica adoptada foi a discretização espacial com diferenças finitas resultando num sistema de equações algébricas não - lineares, que foi resolvido através de um método iterativo.

Bloch (1992) apresentou um modelo para a prensagem do papel em húmido, a quente e com impulso térmico. Também as equações deste modelo foram derivadas num referencial euleriano. Em todos estes modelos as equações obtidas são elípticas, sendo necessário fixar condições fronteira para todo o domínio espacial.

Alguns autores incluíram também os fenómeno de retracção ou expansão do volume nos seus modelos de secagem de materiais (Viollaz and Suarez, 1984, Rovedo et al., 1995) tornando-os mais complexos e de difícil resolução numérica pois é necessário considerar as equações de balanço de massa e calor, a deformação do volume e as tensões geradas. Nos seus modelos estes autores consideraram um referencial fixo no sólido (representação Lagrangiana), numa determinada camada, usando o volume de sólido seco por unidade de área transversal como variável. Devido à existência de deslocamento de uma das fronteiras limite do sistema, é aplicada uma transformação na derivada das variáveis do processo nesta

direcção. Esta transformação foi introduzida por Landau (1950), para fixar os limites de integração.

Esta transformação foi usada no capítulo II deste trabalho, e foi introduzida por Carvalho (1999) no modelo global da operação de prensagem em descontínuo do MDF, para fixar o limite de integração na direcção da espessura. Durante a operação de prensagem do MDF ocorre a deformação do painel em espessura por compressão devido a forças externas aplicadas. Para todos os modelos referidos o deslocamento da fronteira é unidireccional e em todos estes modelos de fronteiras móveis o referencial está fixo (referencial Lagrangiano) no volume do material.

Recentemente, Silva (2000) apresentou um modelo geral que descreve a conservação da quantidade de movimento e a transferência de massa e calor para problemas de fronteiras móveis em meios porosos. As equações foram desenvolvidas supondo uma sobreposição instantânea de um volume móvel com uma velocidade v_s (referencial Lagrangiano) com um volume fixo com velocidade v (referencial Euleriano). Segundo este autor é necessário, neste tipo de problemas, adicionar uma equação, chamada lei de conservação do espaço, para além das equações de conservação de massa e calor e de quantidade de movimento. Apresentou também uma equação geral para problemas de fronteiras móveis considerando uma descrição euleriana. Esta equação pode ser usada em qualquer caso de fronteiras móveis (descongelamento, evaporação, deformação, etc.) uma vez que v_s é a velocidade do elemento de superfície de uma região fechada com volume V . Portanto, esta pode ser a velocidade de uma frente de evaporação ou descongelamento ou a velocidade da uma fase sólida no caso da deformação.

Na operação de prensagem em contínuo a descrição dos vários fenómenos envolvidos corresponde a modelizar um meio poroso e heterogéneo em movimento. Como se pode verificar pela bibliografia disponível, os trabalhos de modelização de meios porosos e deformáveis em movimento, em particular, os aglomerados de fibras de madeira durante o seu processo de fabrico numa prensa em contínuo, são escassos. Por isso, neste trabalho, desenvolveu-se um modelo físico que descreve o processo de prensagem do MDF numa prensa em contínuo. É feita uma abordagem global do processo, ou seja, são considerados os

fenómenos interligados de transferência de massa e calor, reacção química e comportamento mecânico. As equações de balanço material, energético e da conservação da quantidade de movimento são derivadas em referencial euleriano. Apesar da operação prensagem em contínuo poder ser considerada globalmente como um processo em estado estacionário, os balanços locais e globais apresentados são em estado não estacionário, o que permite a sua utilização em sistemas de controlo.

3. A operação de prensagem em contínuo do MDF

3.1 Descrição Geral

O colchão de fibras de madeira e resina passa na prensa entre dois tapetes rolantes. Para que ocorra a densificação do colchão e a cura da resina na prensa é necessário fornecer calor e aplicar uma força ao colchão em movimento. Na figura 5.3.1, é apresentado um esquema simplificado de uma secção da prensa em contínuo, onde é possível visualizar os diferentes componentes deste sistema prensa – colchão.

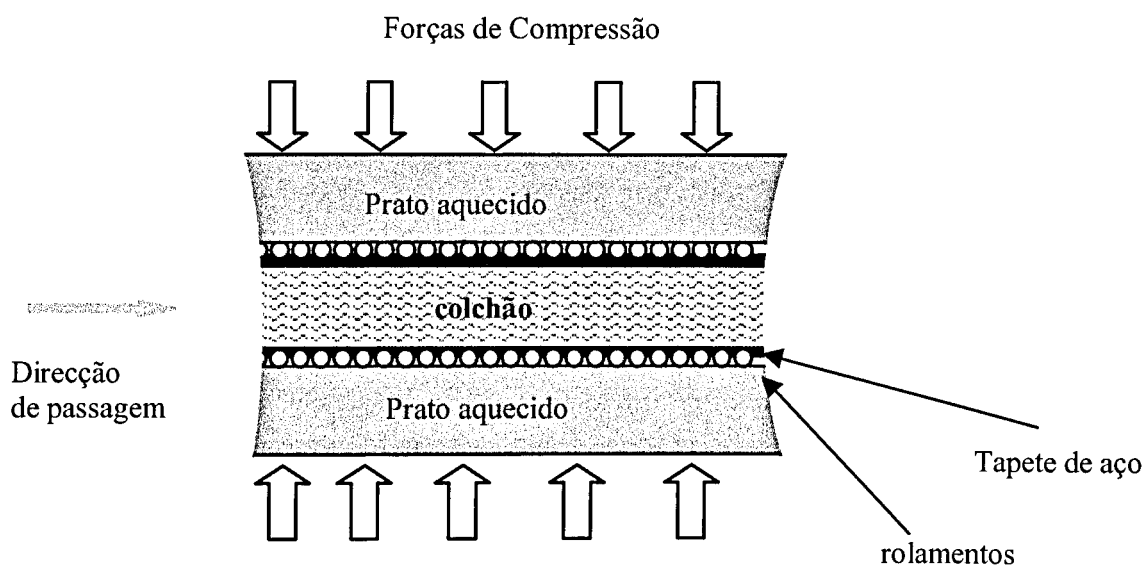


Figura 5.3.1 – Pequena secção da zona central de uma prensa contínua típica (adaptado de Thoemen e Humphrey, 1999).

Tal como na prensa em descontínuo as forças de compressão são exercidas por acção dos pratos. Os rolamentos que estão entre os tapetes de aço e os pratos quentes, constituem uma resistência importante à transferência de calor para o colchão.

A prensa em contínuo é composta por várias estruturas independentes ao longo do seu comprimento. A figura 5.3.2, mostra uma disposição típica das várias estruturas da prensa ao longo do seu comprimento. A força aplicada e a posição (distância entre “pratos”) em cada estrutura são controladas tendo em atenção a posição das estruturas vizinhas. Assim, é possível obter-se um perfil desejado para a espessura e para a tensão de compressão aplicada ao longo do comprimento da prensa. Em algumas prensas, é também possível variar a espessura, a temperatura dos pratos e a força aplicada ao longo da largura do colchão.

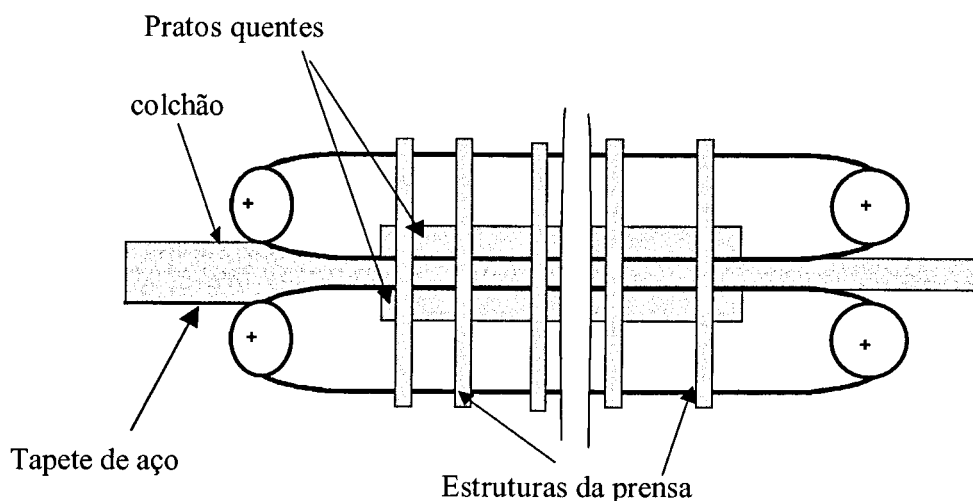


Figura 5.3.2 – Esquema de uma disposição típica das estruturas da prensa contínua (adaptado de Thoemen e Humphrey, 1999).

Do ponto de vista de operação, a prensa em contínuo apresenta diferenças importantes relativamente à prensa descontínua tais como: a possibilidade de variar a temperatura, a posição dos pratos e os níveis de força aplicada quer na direcção de passagem quer na direcção transversal.

Uma zona desta prensa que é determinante no decorrer do processo de prensagem dos painéis é a secção de entrada. Os detalhes técnicos, a geometria e as estratégias de controlo nesta secção, dependem do fabricante. Uma secção de entrada típica está representada na figura 5.3.3. Uma grande parte da densificação do colchão ocorre nesta zona da prensa criando um escoamento significativo da mistura gasosa na direcção oposta à do deslocamento do colchão. A forma desta secção pode ser ajustável dado tratar-se de uma estrutura independente (Sturgeon e Lau, 1989). Variando esta forma pode-se manipular o escoamento do gás dentro do painel, bem como a sequência de densificação, resultando diferentes perfis de densidades (Humphrey e Thoemen, 1999).

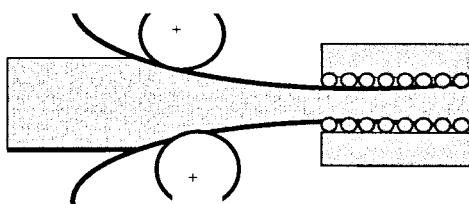


Figura 5.3.3 – Exemplo de secção de entrada numa prensa contínua (adaptado de Ahrweiler, 1982).

Em cada uma das estruturas que compõem os pratos, a temperatura é monitorizada e controlada e habitualmente, decresce na direcção da saída segundo o esquema apresentado na figura 5.3.4. Uma vez que o tapete rolante e os rolamentos se deslocam ao longo da prensa estes irão transportar calor horizontalmente na direcção da passagem, bem como aquecer o colchão à entrada, antes deste chegar à zona dos pratos quentes. Este transporte horizontal de calor torna mais difícil a tarefa de controlar a temperatura no tapete rolante em contacto com o colchão.

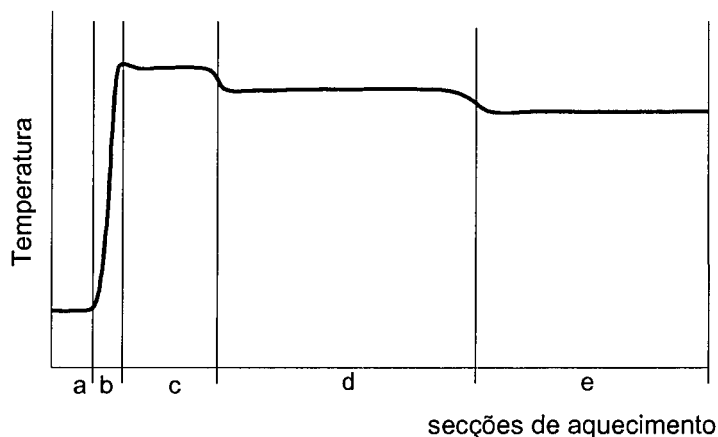


Figura 5.3.4 – Exemplo de um programa de temperaturas numa prensa em contínuo (adaptado de Long, 1989).

4. Modelização da prensagem em contínuo do MDF

4.1 Introdução

Na prensagem em contínuo de um colchão de MDF, a modelização dos fenómenos de transferência de massa, calor e quantidade de movimento corresponde a caracterizar um meio poroso e heterogéneo em movimento. Um meio poroso é constituído por uma matriz (fase sólida + porosidade intrínseca) e um espaço poroso interligado (fase gasosa). Este meio representa-se pela sobreposição, no tempo e espaço, de dois meios contínuos, o primeiro representando a estrutura sólida e o segundo a fase gasosa, tal como ilustrado na figura 5.4.1.

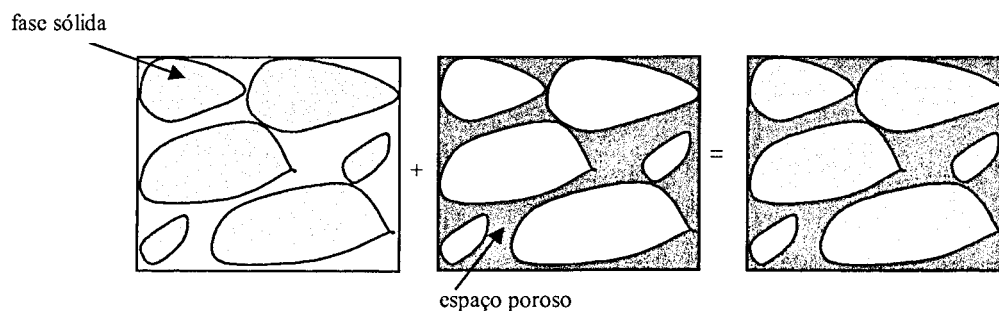


Figura 5.4.1 – O meio poroso visto como a sobreposição de dois meios contínuos: uma fase sólida e um espaço poroso no mesmo ponto geométrico (adaptado de Coussy (1995)).

Para observar e analisar quantitativamente os fenómenos físicos de um meio heterogéneo a nível microscópico, como meio contínuo, é necessário adoptar uma escala macroscópica (Coussy, 1995). A modelização da prensagem em contínuo do MDF assenta em equações da mecânica dos meios contínuos e o aspecto tridimensional de um colchão de MDF impõe uma modelização a três dimensões. Neste tipo de meio, em movimento, é necessário caracterizar em cada instante, a posição dos diferentes elementos de volume de colchão. Mas, no estado actual da metrologia, as medições efectuem-se mais frequentemente em pontos fixos (Sacadura, 1993) do que em pontos móveis. Por isso, vamos considerar um referencial Euleriano, ou sistema aberto, na derivação das equações de conservação.

4.2 Desenvolvimento do modelo

O esquema do colchão na prensa em contínuo está representado na figura 5.4.2. As superfícies do colchão são as fronteiras superior e inferior. A fronteira inferior é análoga à superior, por isso considera-se simetria na direcção da espessura. Esta superfície vai ter a forma do tapete rolante, isto é, a sua variação de forma segue as variações impostas no tapete rolante. Estas variações são especificadas (controlo de posição), estando relacionadas com a deformação do colchão ao longo da prensa. Ambas as superfícies do colchão em contacto com o tapete rolante são fechadas à transferência de massa. As faces do colchão, tal como as superfícies antes e depois da prensa, são abertas à transferência de massa e calor com o ar ambiente.

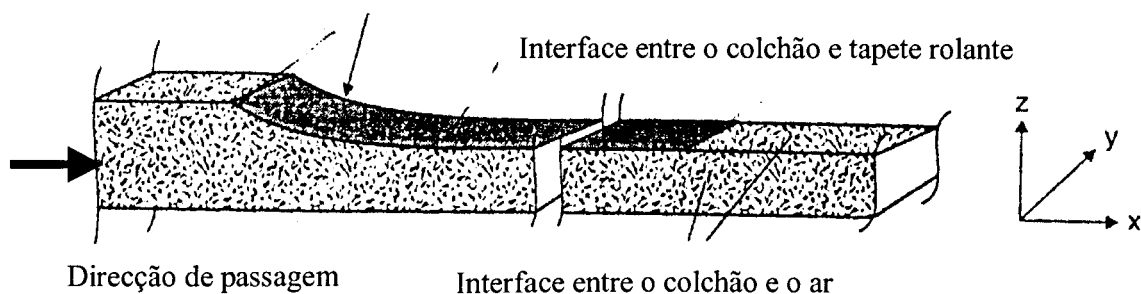


Figura 5.4.2 – Esquema das fronteiras do modelo (Thoemen e Humphrey, 1999).

Uma outra condição fronteira é a temperatura nas superfícies do colchão em contacto com o tapete rolante. Esta vai variar ao longo da prensa e não se sabe exactamente qual é esta temperatura, apenas se pode saber qual o programa de temperaturas imposto nos pratos aquecidos. No entanto, considera-se não haver nenhuma resistência à transferência de calor entre o tapete e o colchão. Nas superfícies à entrada e saída da prensa, e nas faces laterais do colchão, quase todo o calor transferido é devido à saída de vapor de água e ar. Despreza-se, então, o calor transferido por condução nestas fronteiras.

4.2.1 Aproximações e hipóteses simplificativas

Tal como vamos verificar muitas das hipóteses simplificativas aqui apresentadas são as consideradas no desenvolvimento do modelo para a operação de prensagem em descontínuo. No entanto, de uma maneira resumida apresentam-se algumas das hipóteses consideradas neste modelo tridimensional, outras serão apresentadas durante a apresentação das equações de balanço material, energia e quantidade de movimento:

- O modelo é tridimensional, considerando-se apenas simetria na direcção da espessura (z) e na direcção da largura (y);
- o meio é constituído por duas fases em equilíbrio termodinâmico: fase sólida (fibras de madeira e resina e água na fase adsorvida) e a fase gasosa (vapor de água e ar). Despreza-se qualquer resistência à transferência de massa e calor entre a fase gasosa e a fase sólida adjacente e a massa de água na fase adsorvida é desprezável relativamente a massa de sólido (fibras + resina);
- a água ligada (na fase adsorvida) nas fibras está sempre em equilíbrio com o vapor existente nos poros e a relação é descrita por uma isotérmica de sorção à temperatura local;
- o calor que entra provém exclusivamente dos pratos quentes da prensa e da reacção exotérmica de cura da resina UF. O calor de compressão é desprezado;
- a água produzida pelas reacções de condensação da resina é tida em conta;

- a mistura gasosa obedece à lei dos gases ideais;
- as propriedades físicas em determinada posição do colchão dependem da temperatura, do teor de humidade e da pressão do vapor nessa posição; as propriedades de transporte dependem das propriedades físicas que variam ao longo da prensa;
- os mecanismos de transferência de massa e calor são:
 - (a) o calor é transportado por condução devido ao gradiente de temperaturas e por convecção devido ao fluxo de gás; a condução segue a Lei de Fourier;
 - (b) a fase gasosa (ar+vapor) é transferida por convecção; cada um dos componente individuais é transportado por difusão e por convecção no todo, e seguem a Lei de Fick e de Darcy respectivamente; a força directriz do escoamento da fase gasosa é o gradiente de pressão total, enquanto que a força directriz do transporte difusivo é o gradiente de pressão parcial;
 - (c) a migração da água na fase adsorvida ocorre por difusão molecular devido ao gradiente de potencial químico das moléculas de água na fase adsorvida;
 - (d) ocorre a mudança de fase da água na fase adsorvida para a fase de vapor e vice-versa;
- apesar de poder haver vitrificação ou plastificação da madeira nas superfícies encostadas aos pratos, não se considera uma resistência adicional à transferência de massa e calor.
- o colchão é modelizado para três dimensões embora se considere que o colchão se deforma apenas na direcção da espessura como resultado da pressão de compressão aplicada, desprezando-se as deformações laterais;
- optou-se por fazer uma perturbação na espessura do colchão, uma vez que durante a prensagem em contínuo é feito um controlo de posição, ou seja, aplica-se uma pressão máxima até se atingir a posição desejada;

- admite-se que o colchão apresenta um comportamento viscoelástico linear durante todo o ciclo de prensagem.
- as propriedades mecânicas (módulos de elasticidade e viscosidade do colchão) em determinada posição do colchão dependem da temperatura, do teor de humidade e da densidade do colchão. Não se considerou a contribuição do avanço da cura da reacção, porque o endurecimento da resina conduz a uma pequena diminuição da componente viscosa, o que se traduz numa pequena variação da resposta do sistema (Carvalho, 1999).

4.2.2 Equações de conservação

No modelo são consideradas as seguintes variáveis dependentes: a massa específica do colchão, a temperatura, a pressão do gás (ar + vapor de água), a massa específica do vapor de água e o teor de humidade e o seguinte sistema de equações: 4 equações de conservação de massa (uma para o colchão, uma para a mistura gasosa, uma para o vapor de água e outra para a água) e uma equação de balanço energético. Tal como no modelo de prensagem em descontínuo as equações que descrevem a consolidação unidimensional são: uma para calcular a componente elástica global a partir dos módulos de elasticidade de cada elemento (ou volume de controlo) e outra para calcular a componente viscosa global a partir das componentes viscosas de cada elemento (ou volume de controlo), uma equação que relaciona a distância vertical e a deformação em cada elemento (ou volume de controlo) e finalmente a equação do modelo mecânico considerado (Burger Modificado (MBM)) para calcular a tensão de compressão global. A deformação de cada elemento é calculada considerando também o modelo mecânico MBM. Globalmente, cada coluna de Nz camadas é constituída por Nz unidades Burger Modificado em série.

Balanço material ao colchão de MDF

$$\frac{\partial \rho_c}{\partial t} + \frac{\partial \varphi_{cx}}{\partial x} + \frac{\partial \varphi_{cy}}{\partial y} + \frac{\partial \varphi_{cz}}{\partial z} = 0 \quad (5.4.1)$$

onde φ_c o fluxo mássico de colchão. Relativamente ao referencial fixo este fluxo de massa é,

$$\varphi_{ci} = v_{ci}\rho_c \quad \text{onde } i=x,y \text{ e } z \quad (5.4.2)$$

sendo, v_{ci} a velocidade do colchão nas várias direcções i .

Substituindo na equação 5.4.1,

$$\frac{\partial \rho_c}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} [v_{cx}\rho_c] + \frac{\partial}{\partial y} [v_{cy}\rho_c] + \frac{\partial}{\partial z} [v_{cz}\rho_c] = 0 \quad (5.4.3)$$

$$\frac{\partial \rho_c}{\partial t} + \rho_c \left[\frac{\partial v_{cx}}{\partial x} + \frac{\partial v_{cy}}{\partial y} + \frac{\partial v_{cz}}{\partial z} \right] + \left[v_{cx} \frac{\partial \rho_c}{\partial x} + v_{cy} \frac{\partial \rho_c}{\partial y} + v_{cz} \frac{\partial \rho_c}{\partial z} \right] = 0 \quad (5.4.4)$$

Hipótese 1:

No caso da prensagem do MDF considera-se que o colchão se desloca na direcção x a velocidade constante logo,

$$\frac{\partial \rho_c}{\partial t} + \rho_c \left[\frac{\partial v_{cy}}{\partial y} + \frac{\partial v_{cz}}{\partial z} \right] + \left[v_{cx} \frac{\partial \rho_c}{\partial x} + v_{cy} \frac{\partial \rho_c}{\partial y} + v_{cz} \frac{\partial \rho_c}{\partial z} \right] = 0 \quad (5.4.5)$$

Hipótese 2:

Normalmente, considera-se que o centro do colchão ((0,0,0) do referencial) não se desloca nas direcções y e z , assim, v_{cy} e v_{cz} são iguais a zero, logo a expressão geral do balanço material é agora,

$$\frac{\partial \rho_c}{\partial t} + v_{cx} \frac{\partial \rho_c}{\partial x} = 0 \quad (5.4.6)$$

Balanço material ao vapor de água

$$\frac{\partial (\epsilon_p \rho_v)}{\partial t} + \frac{\partial \varphi_{vx}}{\partial x} + \frac{\partial \varphi_{vy}}{\partial y} + \frac{\partial \varphi_{vz}}{\partial z} - \dot{m} = 0 \quad (5.4.7)$$

sendo ϕ_v o fluxo total do vapor de água.

Numa mistura, o fluxo total de vapor de água é igual a (Incorpera e Witt, 1990),

$$\phi_{vi} \equiv \rho_v v_{vi} \quad \text{onde } i=x,y \text{ e } z \quad (5.4.8)$$

onde v_v é a velocidade total do vapor de água.

Na mistura gasosa binária em escoamento convectivo-difusivo (fase gasosa = ar + vapor de água), o fluxo mássico de vapor de água relativo à velocidade média-mássica da mistura gasosa é,

$$\phi_{vi}^{rg} \equiv \rho_v (v_{vi} - v_{gi}) \quad \text{onde } i=x,y \text{ e } z \quad (5.4.9)$$

onde v_{gi} é a velocidade média-mássica da fase gasosa.

Assim, o fluxo mássico total do vapor de água nesta mistura é dado pela expressão:

$$\phi_{vi} = \phi_{vi}^{rg} + \rho_v v_{gi} \quad \text{onde } i=x,y \text{ e } z \quad (5.4.10)$$

sendo o fluxo mássico relativo do vapor de água o correspondente ao fluxo difusivo que é traduzido pela lei de Fick,

$$\phi_{vi}^{rg} = -D_{\text{eff}} \frac{\partial \rho_v}{\partial i} \quad \text{onde } i=x,y \text{ e } z \quad (5.4.11)$$

A velocidade média-mássica da mistura gasosa pode ser expressa em função da sua velocidade relativa, v_{gi}^r e da velocidade média-mássica do colchão, v_{ci} , donde :

$$\phi_{vi}^{rg} \equiv \rho_v (v_{vi} - v_{gi}) = \rho_v (v_{vi} - v_{gi}^r - \varepsilon_p v_{ci}) \quad \text{onde } i=x,y \text{ e } z \quad (5.4.12)$$

A velocidade relativa da fase gasosa é calculada pela equação de Darcy:

$$v_{gi}^r = -\frac{K_{gi}}{\mu_{ig}} \text{grad} P_g \quad \text{onde } i=x,y \text{ e } z \quad (5.4.13)$$

Substituindo a equação 5.4.12 na equação 5.4.10 vem,

$$\varphi_{vi} = \varphi_{vi}^{rg} + \rho_v v_{gi} = \varphi_{vi}^{rg} + \rho_v v_{gi}^r + \rho_v \varepsilon_p v_{ci} \quad (5.4.14)$$

$$\text{e sendo, } \varphi_{vi}^r = \varphi_{vi}^{rg} + \rho_v v_{gi}^r \quad (5.4.15)$$

resulta,

$$\varphi_{vi} = \varphi_{vi}^r + \rho_v \varepsilon_p v_{ci} \quad (5.4.16)$$

Manipulando a equação geral de balanço ao vapor de água (eq. 5.4.7) vem,

$$\frac{\partial(\rho_v \varepsilon_p)}{\partial t} + \frac{\partial \varphi_{vx}^r}{\partial x} + \frac{\partial \varphi_{vy}^r}{\partial y} + \frac{\partial \varphi_{vz}^r}{\partial z} - \dot{m} + \varepsilon_p v_{cx} \frac{\partial \rho_v}{\partial x} + v_{cx} \rho_v \frac{\partial \varepsilon_p}{\partial x} = 0 \quad (5.4.17)$$

onde os fluxos relativos em cada direcção são calculados pelas seguintes expressões,

$$\varphi_{vi}^r = \rho_v v_{gi}^r - D_{eff} \frac{\partial \rho_v}{\partial i} \quad \text{onde } i=x,y \text{ e } z \quad (5.4.18)$$

Balanço material à água (água na fase adsorvida+vapor de água)

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_c H + \varepsilon_p \rho_v) = -\frac{\partial(\varphi_{adx} + \varphi_{vx})}{\partial x} - \frac{\partial(\varphi_{ady} + \varphi_{vy})}{\partial y} - \frac{\partial(\varphi_{adz} + \varphi_{vz})}{\partial z} + (-r'_p) \frac{y_r}{1+y_r} \rho_c \quad (5.4.19)$$

onde φ_{ad} é o fluxo total da água na fase adsorvida calculado por,

$$\varphi_{adi} = \varphi_{adi}^r + v_{ci} \rho_c H \quad \text{onde } i=z,y \text{ e } z \quad (5.4.20)$$

sendo φ_{ad}^r o fluxo relativo de água na fase adsorvida.

Substituindo na equação (5.4.19),

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho_c H + \varepsilon_p \rho_v) = & -\frac{\partial(\varphi_{\text{adx}}^r + \varphi_v^r)}{\partial x} - \frac{\partial(\varphi_{\text{ady}}^r + \varphi_{vy}^r)}{\partial y} - \frac{\partial(\varphi_{\text{adz}}^r + \varphi_{vz}^r)}{\partial z} + \left(-r_p'\right) \frac{y_r}{1+y_r} \rho_c \\ & - v_{cx} \frac{\partial(\rho_c H)}{\partial x} - \varepsilon_p v_{cx} \frac{\partial \rho_v}{\partial x} - v_{cx} \rho_v \frac{\partial \varepsilon_p}{\partial x} \end{aligned} \quad (5.4.21)$$

A água na fase adsorvida nas fibras está em equilíbrio com o vapor de água existente nos poros, sendo este equilíbrio descrito pelas isotérmicas de sorção.

O fluxo relativo de água na fase adsorvida é calculado pela seguinte expressão (Stanish et al., 1986):

$$\varphi_{\text{adi}}^r = D_{\text{adi}} (1 - \varepsilon_p) \frac{\partial \mu_{\text{ad}}}{\partial i} \quad \text{onde } i=x, y \text{ e } z \quad (5.4.22)$$

Balanço material à fase gasosa (vapor de água + ar)

Assim a equação de conservação de massa da fase gasosa fica (variáveis eulerianas),

$$\frac{\partial(\varepsilon \rho_g)}{\partial t} + \frac{\partial \varphi_{gx}}{\partial x} + \frac{\partial \varphi_{gy}}{\partial y} + \frac{\partial \varphi_{gz}}{\partial z} - \dot{m} = 0 \quad (5.4.23)$$

onde, φ_g é o fluxo mássico total da fase gasosa,

$$\varphi_{gi} = \varphi_{vi} + \varphi_{ari} = \rho_g v_{gi} \quad \text{onde } i=x, y \text{ e } z \quad (5.4.24)$$

tal como para o vapor de água o fluxo mássico de ar, φ_{ar} tem duas contribuições: a difusiva e a do transporte na mistura gasosa.

Como se trata de uma mistura gasosa binária ideal (Incorpera e Witt, 1990): $\rho_g = \rho_v + \rho_{ar}$.

A velocidade do gás relativamente ao referencial fixo fora do colchão (para o conjunto fase gasosa + colchão em movimento) é:

$$v_{gi} = (\varepsilon_p v_{ci} + v_{gi}^r) \quad (\text{Bloch, 1992}) \quad (5.4.25)$$

Manipulando a equação geral de balanço vem,

$$\varepsilon_p \frac{\partial \rho_g}{\partial t} + \frac{\partial \varphi_{gx}^r}{\partial x} + \frac{\partial \varphi_{gy}^r}{\partial y} + \frac{\partial \varphi_{gz}^r}{\partial z} - \dot{m} + \rho_g \frac{\partial \varepsilon_p}{\partial t} + v_{cx} \rho_g \frac{\partial \varepsilon_p}{\partial x} + \varepsilon_p v_{cx} \frac{\partial \rho_g}{\partial x} = 0 \quad (5.4.26)$$

onde φ_g^r é o fluxo relativo da fase gasosa, calculado em cada direcção pelas seguintes expressões,

$$\varphi_{gi}^r = -\rho_g v_{gi}^r, \quad i=x, y \text{ e } z \quad (5.4.27)$$

Balanço Energético

Os principais mecanismos de transporte de calor numa prensagem a quente são a condução e a convecção.

$$\frac{\partial(\rho_c c_{pc} T)}{\partial t} + \dot{m} \Delta H_{ad} + (-r_p) \frac{y_r}{1+y_r} \rho_c \Delta H_r + \frac{\partial \varphi_{Tx}}{\partial x} + \frac{\partial \varphi_{Ty}}{\partial y} + \frac{\partial \varphi_{Tz}}{\partial z} = 0 \quad (5.4.28)$$

onde φ_T é o fluxo total de calor relativo ao referencial fixo. Este fluxo é o resultado das contribuições convectiva e condutiva,

$$\varphi_{Ti} = \rho_g c_{pg} v_{gi}^r T - k_{Ti} \nabla T + \rho_c c_{pc} v_{ci} T \quad (5.4.29)$$

onde a velocidade relativa do gás é calculada pela equação (5.4.13).

Os fluxos de calor são:

$$\begin{aligned} \varphi_{Tx} &= c_{pc} \rho_c v_{cx} T + c_{pg} \rho_g v_{gx}^r T - k_{Tx} \frac{\partial T}{\partial x} = c_{pc} \rho_c v_{cx} T + \varphi_{Tx}^r \\ \varphi_{Ti} &= c_{pg} \rho_g v_{gi}^r T - k_{Ti} \frac{\partial T}{\partial i} = \varphi_{Ti}^r \quad \text{onde } i=y \text{ e } z \end{aligned} \quad (5.4.30)$$

Componente mecânica

Modelo Burger Modificado (MBM)

O modelo de Burger Modificado para um referencial euleriano mantém a mesma forma uma vez que é usada a equação integrada. A tensão global desenvolvida é calculada pela equação (2.3.16) e a deformação de cada elemento de volume do colchão pela equação (2.3.17).

4.2.3 Condições iniciais e fronteira

Condições iniciais

$$\begin{aligned} \rho_c(0, x, y, z) &= \rho_{co}; & T(0, x, y, z) &= T_i; & H(0, x, y, z) &= H_i; \\ P_g(0, x, y, z) &= P_a; & \rho_v(0, x, y, z) &= \rho_v(T = T_i; H = H_i; P_g = P_a); \end{aligned} \quad (5.4.31)$$

onde T_i é a temperatura do colchão à entrada da prensa.

Condições fronteira:

$x=0$

$$\begin{aligned} \rho_c(t, 0, y, z) &= \rho_{co}; & \rho_v(t, 0, y, z) &= \rho_v(T = T_i; H = H_i; P_g = P_a); \\ H(t, 0, y, z) &= H_i; & P_g(t, 0, y, z) &= P_a; & T(t, 0, y, z) &= T_i \end{aligned} \quad (5.4.32)$$

$x=L_x$ (considera-se o comprimento da placa igual ao comprimento da prensa)

$$\begin{aligned} \frac{2}{L_z} \int_0^{L_z/2} \rho_c(t, L_x, y, z) dz &= \bar{\rho}_{c\text{final}}; & \rho_v(t, L_x, y, z) &= \rho_v(T = \bar{T}_{\text{final}}; H = \bar{H}_{\text{final}}; P_g = \bar{P}_{g\text{final}}); \\ \frac{2}{L_z} \int_0^{L_z/2} H(t, L_x, y, z) dz &= \bar{H}_{\text{final}}; & \frac{2}{L_z} \int_0^{L_z/2} P_g(t, L_x, y, z) dz &= \bar{P}_{g\text{final}}; \end{aligned}$$

$$\frac{2}{L_z} \int_0^{L_z/2} T(t, L_x, y, z) dz = \bar{T}_{\text{final}} \quad (5.4.33)$$

onde $\bar{\rho}_{\text{cfinal}}$, $\bar{H}_{\text{final}}$, $\bar{T}_{\text{final}}$ e $\bar{P}_{\text{gfinal}}$ são os valores médios, na espessura, da massa específica do colchão, da humidade, da temperatura e da pressão do gás respectivamente, à saída da prensa. Optou-se por estabelecer desta forma esta condição fronteira, porque o que, se pretende para o painel, à saída da prensa, é um perfil vertical de massa específica com um determinado valor médio. Por conseguinte, para as restantes variáveis também se definiu um perfil vertical à volta de um valor médio.

$$y=0$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial H}{\partial y}(t, x, 0, z) &= 0; & \frac{\partial \rho_v}{\partial y}(t, x, 0, z) &= 0; \\ \frac{\partial P_g}{\partial y}(t, x, 0, z) &= 0; & \frac{\partial T}{\partial y}(t, x, 0, z) &= 0 \end{aligned} \quad (5.4.34)$$

$$y=L_y/2$$

$$\begin{aligned} H(t, x, \frac{L_y}{2}, z) &= H_i; & \rho_v(t, x, \frac{L_y}{2}, z) &= \rho_v(H = H_i; T = T_a; P_g = P_a); \\ P_g(t, x, \frac{L_y}{2}, z) &= P_{ga}; & T(t, x, \frac{L_y}{2}, z) &= T_a \end{aligned} \quad (5.4.35)$$

$$z=0$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho_v}{\partial z}(t, x, y, 0) &= 0; & \frac{\partial H}{\partial z}(t, x, y, 0) &= 0; \\ \frac{\partial P_g}{\partial z}(t, x, y, 0) &= 0; & \frac{\partial T}{\partial z}(t, x, y, 0) &= 0 \end{aligned} \quad (5.4.36)$$

$$z=L_z(x,t)/2$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho_v}{\partial z}(t, x, y, \frac{L_z(x, t)}{2}) &= 0; & \frac{\partial H}{\partial z}(t, x, y, \frac{L_z(x, t)}{2}) &= 0; \\ \frac{\partial P_g}{\partial z}(t, x, y, \frac{L_z(x, t)}{2}) &= 0; & T(t, x, y, \frac{L_z(x, t)}{2}) &= T_p(x, t) \end{aligned} \quad (5.4.37)$$

onde $T_p(x, t)$ e $L_z(x, t)$ são respectivamente os programas de temperaturas nos pratos aquecidos e de espessura (variáveis ao longo do comprimento da prensa e com o tempo).

4.2.4 Propriedades físicas e de transporte, relações termodinâmicas e propriedades mecânicas

As propriedades físicas e de transporte, as relações termodinâmicas e propriedades mecânicas são calculadas através das correlações já apresentadas no capítulo II e no Apêndice A.

4.2.5 Transformação das equações do referencial Euleriano (x,y,z,t) (fixo) para o Lagrangiano (x',y',z',t') (móvel)

O sistema de equações tridimensional deduzido em referencial euleriano (prensa) para a transferência de massa e calor, reacção de polimerização e comportamento mecânico é um sistema de equações de derivadas parciais parabólicas. Estas equações podem descrever, por exemplo, a evolução das condições internas no colchão durante o arranque da prensa ou após uma variação das temperaturas nos pratos, ou ainda após uma variação no “esquema de compactação” à entrada da prensa. Mas a operação de prensagem em contínuo em pleno regime, ou seja, aquele que nos interessa abordar nesta fase é um sistema em estado estacionário. Em qualquer ponto da prensa, as condições no interior do colchão mantêm-se constantes ao longo do tempo. Neste caso, o conjunto de equações anterior reduz-se a um sistema de equações de derivadas parciais elípticas que após discretização no espaço se transformará num sistema de equações algébricas não lineares. A resolução deste tipo de sistemas é usualmente uma tarefa bastante complicada.

Nestas circunstâncias, modelo de estado estacionário, é possível operar uma mudança de referencial, obtendo-se um sistema pseudo-parabólico, que pode ser resolvido usando o método das linhas. Então, usando o colchão em movimento como referencial, na discretização espacial considerar-se-á uma porção de colchão (segmento) com um determinado comprimento ($L_{x'}$). A simulação começará quando o segmento de colchão entra na prensa e terminará quando este sair.

A transformação de referenciais origina um conjunto de alterações que a seguir são apresentadas. Na figura 5.4.3 está representada a alteração de eixos que vai ocorrer. Um referencial fixo (no início da prensa) através do qual passa um colchão com uma velocidade v_{cx} vai ser transformado num referencial móvel que será fixo num elemento de volume de colchão em movimento à velocidade v_{cx} .

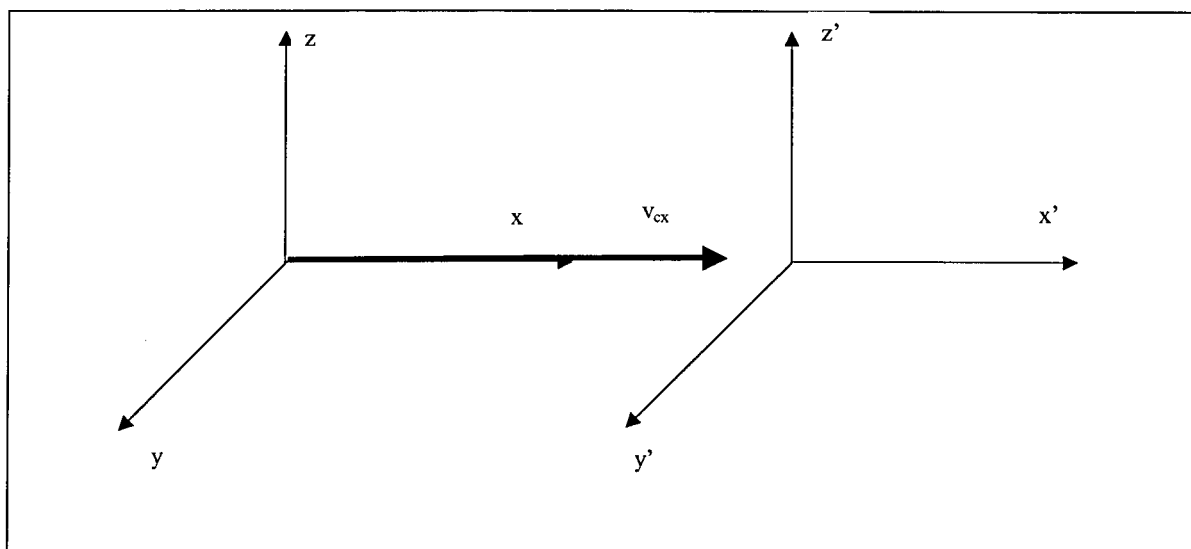


Figura 5.4.3 – Representação da transformação de eixos nos dois sistemas (Bloch, 1995). Referencial fixo (x, y, z, t) e referencial móvel (x', y', z', t').

A transformação de eixos nos dois sistemas é feita da seguinte forma (Bloch, 1995):

$$x' = x - v_{cx} \cdot t' \quad (5.4.38a)$$

$$z' = z - v_{cz} \cdot t' = z, \text{ porque a origem do eixo dos } z\text{'s é invariante} \quad (5.4.38b)$$

$$y' = y - v_{cy}.t' = y, \text{ porque a origem do eixo dos } yy' \text{ é invariante} \quad (5.4.38c)$$

Para qualquer variável ψ , obtém-se por derivação (Currie, 1974):

$$d\psi = \frac{\partial\psi}{\partial x} dx + \frac{\partial\psi}{\partial y} dy + \frac{\partial\psi}{\partial z} dz + \frac{\partial\psi}{\partial t} dt = \frac{\partial\psi}{\partial x'} dx' + \frac{\partial\psi}{\partial y'} dy' + \frac{\partial\psi}{\partial z'} dz' + \frac{\partial\psi}{\partial t'} dt' \quad (5.4.39)$$

sendo,

$$dy' = dy \quad e \quad dz' = dz \quad e \quad dx' = dx - v_{cx} dt' \quad (5.4.40)$$

substituindo na equação 5.4.39,

$$\frac{\partial\psi}{\partial x} [dx' + v_{cx} dt'] + \frac{\partial\psi}{\partial y} dy' + \frac{\partial\psi}{\partial z} dz' + \frac{\partial\psi}{\partial t} dt = \frac{\partial\psi}{\partial x'} dx' + \frac{\partial\psi}{\partial y'} dy' + \frac{\partial\psi}{\partial z'} dz' + \frac{\partial\psi}{\partial t'} dt'$$

$$\frac{\partial\psi}{\partial x} dx' + v_{cx} \frac{\partial\psi}{\partial x} dt' + \frac{\partial\psi}{\partial y} dy' + \frac{\partial\psi}{\partial z} dz' + \frac{\partial\psi}{\partial t} dt = \frac{\partial\psi}{\partial x'} dx' + \frac{\partial\psi}{\partial y'} dy' + \frac{\partial\psi}{\partial z'} dz' + \frac{\partial\psi}{\partial t'} dt'$$

Por identificação na equação anterior obtém-se,

$$\frac{\partial\psi}{\partial t'} = v_{cx} \frac{\partial\psi}{\partial x} \quad (5.4.43)$$

$$\frac{\partial\psi}{\partial t} = 0 \quad (5.4.44)$$

$$\frac{\partial\psi}{\partial x'} = \frac{\partial\psi}{\partial x} \quad e \quad \frac{\partial^2\psi}{\partial x'^2} = \frac{\partial^2\psi}{\partial x^2} \quad (5.4.45)$$

$$\frac{\partial\psi}{\partial z'} = \frac{\partial\psi}{\partial z} \quad e \quad \frac{\partial^2\psi}{\partial z'^2} = \frac{\partial^2\psi}{\partial z^2} \quad (5.4.46)$$

$$\frac{\partial\psi}{\partial y'} = \frac{\partial\psi}{\partial y} \quad e \quad \frac{\partial^2\psi}{\partial y'^2} = \frac{\partial^2\psi}{\partial y^2} \quad (5.4.47)$$

Com a transformação de referencial transformam-se também as condições fronteira e as de $x'=0$ e $x'=L_{x'}$ tornam-se “livres” para t' , sendo apenas conhecidas para $t'=0$. Por isso, como estratégia de resolução numérica considerou-se que, nos extremos do colchão na direcção do eixo dos xx' s, as condições na fronteira são iguais às do segmento de colchão que vai à frente para $x'=L_{x'}$ e iguais às do segmento de colchão que vem atrás para $x'=0$. Como as variáveis apresentam gradientes nulos nesta direcção é então razoável assumir que, nos extremos, as derivadas da temperatura, teor de humidade, pressão do gás, massa específica do vapor e massa específica do colchão são nulas. Se os perfis não fossem horizontais estariam a introduzir-se grandes erros de aproximação e seria necessário extrapolar as condições fronteira a partir dos valores no interior do painel.

4.2.6 Modelo adimensionalizado em referencial Lagrangiano

Tal como se fez nos capítulos II e IV é efectuada a adimensionalização das equações. As diversas variáveis, propriedades físicas e de transporte e os parâmetros do modelo foram adimensionalizados da mesma forma. A diferença encontra-se na variável espacial x' (coordenada ao longo do eixo dos $x'x'$ s) que será normalizada pelo comprimento do segmento de colchão ($L_{x'}$) e por isso, $R_{x'} = \frac{L_{z'0}}{2L_{x'}}$. De igual modo, a variável espacial z' (coordenada ao longo do eixo dos $z'z'$ s) que é variável no tempo, vai ser normalizada considerando a transformação de Landau (1950).

Comportamento viscoelástico do colchão de MDF

Tensão Global Desenvolvida e Deformação de Cada Elemento de Volume

A equação de cálculo da tensão global desenvolvida adimensionalizada é a equação 2.4.29 e a de cálculo da deformação de cada elemento de volume do colchão pela equação 2.4.30.

Balanço material ao colchão

$$\frac{\partial \rho_c^*}{\partial \theta'} = \frac{Z''}{L_{z'}^*} \left(\frac{\partial L_{z'}^*}{\partial \theta'} \right) \frac{\partial \rho_c^*}{\partial Z''} \quad (5.4.49)$$

$$\text{Condições iniciais } (\theta'=0): \rho_c^* = 1, \quad L_{z'}^* = 1 \quad (5.4.50)$$

$$\text{Condição fronteira: } \left. \frac{\partial \rho_c^*}{\partial Z'^*} \right|_{Z'^*=0} = 0 \quad (5.4.51)$$

Quando a equação (5.4.49) é discretizada espacialmente aparece o termo da derivada “temporal” de Z'^* _{ij,k}, calculada pela equação (2.4.5).

Balanço Energético

$$\begin{aligned} \frac{\partial T^*}{\partial \theta'} = & -\dot{M}_{T\Delta\Delta_{ad}} \frac{\dot{m}^*}{c_{pc}^* \rho_c^*} \Delta H_{ad}^* - \frac{Fo_z}{c_{pc}^* \rho_c^*} \left[R_{x'}^2 \frac{\partial \phi_{Tx'}^*}{\partial X'^*} + R_{y'}^2 \frac{\partial \phi_{Ty'}^*}{\partial Y'^*} + \frac{\partial \phi_{Tz'}^*}{L_{z'}^* \partial Z'^*} \right] - \frac{\left[(-r_p) \frac{y_r}{1+y_r} \Delta H_r \tau \right]}{c_{pco}^* (T_o - T_a)} \\ & + Z'^* \left(\frac{\partial L_{z'}^*}{\partial \theta} \right) \frac{\partial T^*}{L_{z'}^* \partial Z'^*} - \frac{\left(T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a} \right)}{\rho_c^*} \left(\frac{\partial \rho_c^*}{\partial \theta} - Z'^* \frac{\partial L_{z'}^*}{L_{z'}^* \partial Z'^*} \frac{\partial \rho_c^*}{\partial Z'^*} \right) \end{aligned} \quad (5.4.52)$$

Fluxos relativos de calor:

$$\begin{aligned} \phi_{Ti}^* &= -k_{Ti} \frac{\partial T^*}{\partial X'^*} + \frac{Pe_{z'}}{R_i} \rho_g^* v_{gi}^* c_{pg}^* \left(T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a} \right) \quad \text{onde } i=x' \text{ e } y' \\ \phi_{Tz'}^* &= -k_{Tz'}^* \frac{\partial T^*}{L_{z'}^* \partial Z'^*} + Pe_{z'} v_{gz'}^* \rho_g^* c_{pg}^* \left(T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a} \right) \end{aligned} \quad (5.4.53)$$

$$\text{Condições iniciais } (\theta'=0): \quad T^*(X'^*, Y'^*, Z'^*, 0) = T_i^*$$

Condições fronteira:

$$\left. \frac{\partial T^*}{\partial X'^*} \right|_{X'^*=0} = 0 \quad \left. \frac{\partial T^*}{\partial X'^*} \right|_{X'^*=1} = 0$$

$$\left. \frac{\partial T^*}{\partial Y'^*} \right|_{Y'^*=0} = 0 \quad T^*(X'^*, 1, Z'^*, \theta') = 0$$

$$\left. \frac{\partial T^*}{\partial Z'^*} \right|_{Z'^*=0} = 0 \quad T(X'^*, Y'^*, 1, \theta') = T_p^*(\theta') \quad (5.4.54)$$

Balanço material à água

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho_v^*}{\partial \theta'} = & - \frac{\dot{M}_{AD} Fo_{mz'} \left(R_{x'}^2 \frac{\partial \varphi_{vx'}^{r*}}{\partial X'^*} + R_{y'}^2 \frac{\partial \varphi_{vy'}^{r*}}{\partial Y'^*} + \frac{\partial \varphi_{vz'}^{r*}}{L_{z'}^* \partial Z'^*} \right) - Fo_{mdz'} \left(R_{x'}^2 \frac{\partial \varphi_{adx'}^{r*}}{\partial X'^*} + R_{y'}^2 \frac{\partial \varphi_{ady'}^{r*}}{\partial Y'^*} + \frac{\partial \varphi_{adz'}^{r*}}{L_{z'}^* \partial Z'^*} \right)}{\left(\rho_c^* \left(\frac{\partial H}{\partial HR} \right)_T \frac{1}{\rho_{sat}^*} \dot{M}_V + \varepsilon_p^* \dot{M}_{AD} \right) \left(\rho_c^* \left(\frac{\partial H}{\partial HR} \right)_T \frac{1}{\rho_{sat}^*} \dot{M}_V + \varepsilon_p^* \dot{M}_{AD} \right)} + Z'^* \frac{\left(\frac{\partial L_{z'}^*}{\partial \theta'} \right)}{L_{z'}^*} \frac{\partial \rho_v^*}{\partial Z'^*} \\ & + \frac{\left[(-r_p') \frac{y_r}{1+y_r} \tau \right] \frac{\rho_c^*}{\dot{M}_{AD}}}{\left(\rho_c^* \left(\frac{\partial H}{\partial HR} \right)_T \frac{1}{\rho_{sat}^*} \dot{M}_V + \varepsilon_p^* \dot{M}_{AD} \right)} - \frac{H \left(\frac{\partial \rho_c^*}{\partial \theta} - Z^* \frac{\left(\frac{\partial L_z^*}{\partial \theta} \right)}{L_z^*} \frac{\partial \rho_c^*}{\partial Z^*} \right) + \rho_v^* \dot{M}_{AD} \left(\frac{\partial \varepsilon_p^*}{\partial \theta} - Z^* \frac{\left(\frac{\partial L_z^*}{\partial \theta} \right)}{L_z^*} \frac{\partial \varepsilon_p^*}{\partial Z^*} \right)}{\left(\rho_c^* \left(\frac{\partial H}{\partial HR} \right)_T \frac{1}{\rho_{sat}^*} \dot{M}_V + \varepsilon_p^* \dot{M}_{AD} \right) \left(\rho_c^* \left(\frac{\partial H}{\partial HR} \right)_T \frac{1}{\rho_{sat}^*} \dot{M}_V + \varepsilon_p^* \dot{M}_{AD} \right)} \end{aligned} \quad (5.4.55)$$

Fluxos relativos de vapor de água:

$$\varphi_{vi}^{r*} = \frac{P_v^*}{\left(T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a} \right)} \frac{Pe_m}{R_i} v_{gi}^{r*} - D_{effi}^* \frac{\partial \left(\frac{P_v^*}{T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a}} \right)}{\partial i^*} \quad \text{onde } i=x' \text{ e } y'$$

$$\varphi_{vz'}^{r*} = \frac{P_v^*}{\left(T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a} \right)} Pe_m v_{gz'}^{r*} - D_{effz'}^* \frac{\partial \left(\frac{P_v^*}{T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a}} \right)}{L_{z'}^* \partial Z'^*} \quad (5.4.56)$$

Fluxos relativos de água na fase adsorvida:

$$\begin{aligned}\phi_{adi}^* &= -\dot{D}_{AD} D_{ad}^{T*} \frac{\partial T^*}{\partial i^*} + D_{ad}^{P*} \frac{\partial P_v^*}{\partial i^*} \quad \text{onde } i=x' \text{ e } y' \\ \phi_{adz'}^* &= -\dot{D}_{AD} D_{ad}^{T*} \frac{\partial T^*}{\partial Z^*} + D_{ad}^{P*} \frac{\partial P_v^*}{L_z^* \partial Z^*}\end{aligned} \quad (5.4.57)$$

Equação que traduz a quantidade de água que muda de fase por unidade de volume e tempo

$$\dot{m}^* = F o_{mz} \left(R_{x'}^2 \frac{\partial \phi_{vx'}^*}{\partial X^{**}} + R_{y'}^2 \frac{\partial \phi_{vy'}^*}{\partial Y^{**}} + \frac{\partial \phi_{vz'}^*}{L_{z'}^* \partial Z^{**}} \right) + \varepsilon_p \left[\frac{\partial \rho_v^*}{\partial \theta^*} - Z'^* \frac{\left(\frac{\partial L_{z'}^*}{\partial \theta^*} \right)}{L_{z'}^*} \frac{\partial \rho_v^*}{\partial Z'^*} \right] + \rho_v^* \left(\frac{\partial \varepsilon_p^*}{\partial \theta} - Z^* \frac{\left(\frac{\partial L_z^*}{\partial \theta} \right)}{L_z^*} \frac{\partial \varepsilon_p^*}{\partial Z^*} \right) \quad (5.4.58)$$

Condições iniciais ($\theta^=0$):*

$$P_v^*(X'', Y'', Z'', 0) = P_v^*(H = H_i; T^* = T_i^*; P_g^* = 1)$$

Condições fronteira:

$$\begin{aligned}\left. \frac{\partial P_v^*}{\partial X^{**}} \right|_{X^{**}=0} &= 0 & \left. \frac{\partial P_v^*}{\partial X^{**}} \right|_{X^{**}=1} &= 0 \\ \left. \frac{\partial P_v^*}{\partial Y^{**}} \right|_{Y^{**}=0} &= 0 & P_v^*(X'', 1, Z'', \theta) &= P_v^*(H = H_i; T^* = 0; P_g^* = 1) \\ \left. \frac{\partial P_v^*}{\partial Z^{**}} \right|_{Z^{**}=0} &= 0 & \left. \frac{\partial P_v^*}{\partial Z^{**}} \right|_{Z^{**}=1} &= 0\end{aligned} \quad (5.4.59)$$

Balço material à fase gasosa

$$\begin{aligned}
\frac{\partial P_g^*}{\partial \theta'} = & Z'^* \frac{\left(\frac{\partial L_{z'}^*}{\partial \theta'} \right)}{L_{z'}^*} \frac{\partial P_g^*}{\partial Z'^*} - \frac{N_{pz'}}{\varepsilon_p^*} \left(R_{x'}^2 \frac{\partial \varphi_{gx}^{r*}}{\partial X'^*} + R_{y'}^2 \frac{\partial \varphi_{gy}^{r*}}{\partial Y'^*} + \frac{\partial \varphi_{gz'}^{r*}}{L_{z'}^* \partial Z'^*} \right) \left(T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a} \right) \\
& + \dot{m}^* \frac{\dot{M}_G}{\varepsilon_p^*} \left(T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a} \right) - \frac{P_g^*}{\varepsilon_p^*} \left(\frac{\partial \varepsilon_p^*}{\partial \theta'} - Z'^* \frac{\left(\frac{\partial L_{z'}^*}{\partial \theta'} \right)}{L_{z'}^*} \frac{\partial \varepsilon_p^*}{\partial Z'^*} \right) + \frac{P_g^*}{\left(T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a} \right)} \left(\frac{\partial T^*}{\partial \theta'} - Z'^* \frac{\left(\frac{\partial L_{z'}^*}{\partial \theta'} \right)}{L_{z'}^*} \frac{\partial T^*}{\partial Z'^*} \right)
\end{aligned} \quad (5.4.60)$$

Fluxos relativos de gás:

$$\begin{aligned}
\varphi_{gi}^{r*} = & - \frac{P_g^*}{\left(T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a} \right)} \frac{K_{gi}^*}{\mu_{gi}^*} \frac{\partial P_g^*}{\partial i^*} \quad \text{onde } i=x' \text{ e } y' \\
\varphi_{gz'}^{r*} = & - \frac{P_g^*}{T^* + \frac{T_a}{T_o - T_a}} \frac{K_{gz'}^*}{\mu_{gz'}^*} \frac{\partial P_g^*}{L_{z'}^* \partial Z'^*}
\end{aligned} \quad (5.4.61)$$

Condições iniciais: $P_g^*(X'^*, Y'^*, Z'^*, 0) = \frac{P_{ga}}{P_{go}}$

Condições fronteira:

$$\begin{aligned}
\left. \frac{\partial P_g^*}{\partial X'^*} \right|_{X'^*=0} &= 0 & \left. \frac{\partial P_g^*}{\partial X'^*} \right|_{X'^*=1} &= 0 \\
\left. \frac{\partial P_g^*}{\partial Y'^*} \right|_{Y'^*=0} &= 0 & P_g^*(X'^*, 1, Z'^*, \theta') &= \frac{P_{ga}}{P_{go}}
\end{aligned}$$

$$\left. \frac{\partial P_g^*}{\partial Z'^*} \right|_{Z'^*=0} = 0 \qquad \left. \frac{\partial P_g^*}{\partial Z'^*} \right|_{Z'^*=0} = 0 \qquad (5.4.62)$$

4.2.7 Resolução numérica

Na abordagem utilizada na resolução deste problema numérico foi utilizada a mesma estratégia de discretização adoptada no capítulo II. O método de discretização espacial utilizado é o das diferenças finitas para discretização das variáveis no espaço e o sistema de EDO's resultante foi resolvido usando um integrador para equações “rígidas”, baseado no método de Gear (Hindmarsh, 1983).

Portanto, usando o colchão em movimento como sistema de referência, uma grelha tridimensional foi colocada num segmento de colchão. A discretização espacial seguiu a abordagem dos volumes ou domínios de controlo. A discretização das variáveis foi feita nas três dimensões (directão vertical (da espessura), directão transversal (largura) e directão longitudinal (comprimento)). A grelha de discretização é composta por 10 pontos na directão vertical (eixo dos zz 's) e na directão do comprimento (eixo dos xx 's) e apenas 4 na directão da largura (eixo dos yy 's). Após algumas simulações verificou-se que, com o uso de 10 pontos de discretização, na directão da largura, a diminuição do erro de truncatura não é compensado pelo substancial aumento do tempo de cálculo relativamente ao uso de apenas 4 pontos.

De relembrar que, a simulação começa quando o segmento de colchão entra na prensa e termina quando o colchão sai da prensa. O cálculo das derivadas “temporais” das 5 equações de derivadas parciais, para cada ponto da grelha, é feito sequencialmente. Primeiro calcula-se a tensão de compressão total, depois a derivada da posição vertical z' . Finalmente, são calculadas as derivadas “temporais” da temperatura, da massa específica do vapor de água e da pressão da fase gasosa.

5. Simulação da operação de prensagem em contínuo do MDF

5.1 Resultados para as condições típicas de prensagem

O modelo 3D desenvolvido foi usado para prever a evolução espacial dentro da porção de painel em estudo, das variáveis de transferência de massa e calor e relativas ao comportamento mecânico ao longo da prensa.

Em primeiro lugar são apresentados os resultados da simulação de um caso típico de prensagem em contínuo. Depois irá fazer-se um estudo de sensibilidade das condições internas da placa à variação da temperatura e da humidade do colchão, à variação da temperatura máxima aplicada no tapete rolante e à velocidade de passagem.

De seguida será feita a comparação dos resultados de previsão do modelo com os medidos em painéis industriais e encontrados na literatura. Finalmente, analisar-se-á o efeito da existência de uma zona de arrefecimento, na prensa, nas variáveis de transferência de massa e calor e de comportamento mecânico. As previsões do modelo serão comparadas com os resultados de medições industriais relatadas por Roll et al. (2001).

As condições operatórias e as características do colchão usadas nestas simulações estão apresentadas na tabela 5.5.1.

A temperatura no tapete rolante é uma condição fronteira do modelo. Uma vez, que o tapete rolante e os rolamentos se deslocam ao longo da prensa estes irão “transportar” calor horizontalmente na direcção da passagem, bem como começar a aquecer o colchão antes de este atingir os pratos quentes. Este “arrastamento” horizontal de calor torna mais difícil a tarefa de determinar quais as temperaturas no tapete rolante a partir dos valores conhecidos de temperaturas nos pratos. Nem o programa de temperaturas impostas nos pratos aquecidos nem os valores medidos próximo da superfície representam os valores exactos das temperatura no tapete rolante. Assim, na ausência destes valores utilizou-se como perfil típico de temperaturas no tapete rolante ao longo da prensa o apresentado na figura 5.5.1. Esta figura mostra também o esquema de compactação do colchão ao longo da prensa considerado nas simulações. O

esquema de compactação é traduzido na variação da espessura do colchão ao longo da sua passagem através da prensa.

Tabela 5.5.1 – Condições operatórias e propriedades típicas do painel à entrada da prensa utilizadas nas simulações

Condições operatórias	Características do colchão à entrada
Velocidade de passagem: $v_{cx}=0,129$ m/s	Temperatura: $T_i=35,8^\circ$ C
Comprimento da prensa: 28 m	Pressão do gás: $P_a=101,325$ kPa
Temperatura máxima no tapete rolante: $T_{p_{max}}=195^\circ$ C	Teor de humidade: $H_i=0,11$
Temperatura ambiente: $T_a=25^\circ$ C	Massa específica do colchão: $\rho_{co}=300$ kgm ⁻³
Pressão ambiente: $P_a=101,325$ kPa	Espessura: $L_{z'o}=43,4$ mm
	Comprimento do colchão: $L_x=4$ m
	Largura: $L_y=2,45$ m
	Teor de resina: $y_{rx}=0,11$

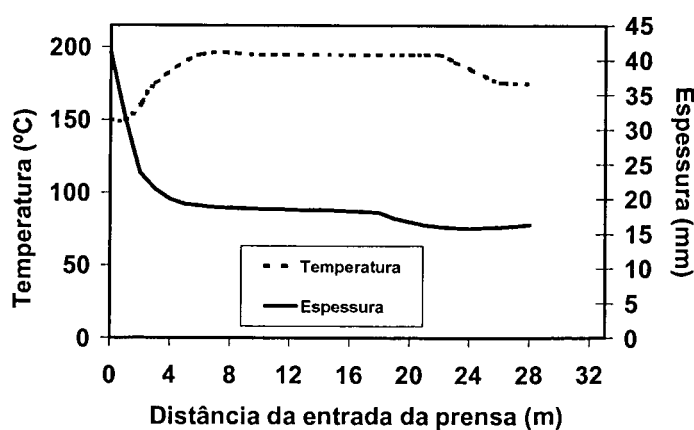


Figura 5.5.1 – Programa de temperaturas e esquema de compactação do colchão ao longo da prensa.

Na tabela 5.5.2, são dados os valores das propriedades de referência usadas e de cada um dos grupos e números adimensionais.

Tabela 5.5.2 – Propriedades de transporte e físicas de referência e os Números e Grupos adimensionais formados para as condições de referência consideradas.

Propriedades de referência		Números e Grupos Adimensionais	
Condutividade do colchão	$k_{To}=0,0914 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$	Fo_z	0,06991
Calor específico do gás	$c_{pgo}=1000 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$	Pe_z	$1,773 \times 10^{-7}$
Viscosidade do gás	$\mu_{go}=3,331 \times 10^{-5} \text{ Pa.s}$	Fo_{mz}	5,934
Permeabilidade	$K_{go}=2,236 \times 10^{-11} \text{ m}^2$	Pe_{mz}	$2,658 \times 10^{-6}$
Calor específico do painel	$c_{pco}=2017 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$	N_{pz}	$39,53 \times 10^3$
Difusividade efectiva	$D_{effo}=1,021 \times 10^{-5} \text{ m}^2.\text{s}^{-1}$	Fo_{mdz}	$3,463 \times 10^{-3}$
“Difusividade” ads	$D_{ado}=3,3 \times 10^{-13} \text{ kg.s.m}^{-3}$	$\dot{M}_{T\Delta Had}$	0,136
Velocidade do gás	$v_{go}=9,978 \times 10^{-10} \text{ m.s}^{-1}$	$\dot{M}_v$	0,0294
Temperatura	$T_o=468,15 \text{ K}$	$\dot{M}_{AD}$	$0,1244 \times 10^{-2}$
Pressão do vapor de água	$P_{vo}=101,325 \text{ kPa}$	$\dot{D}_{AD}$	0,05736
Massa específica do vapor de água	$\rho_{vo}=0,469 \text{ kg.m}^{-3}$	$\dot{M}_G$	0,227
Pressão do gás	$P_{go}=101,325 \text{ kPa}$	Ho	40
Massa específica do gás	$\rho_{go}=0,783 \text{ kg.m}^{-3}$	Vi	21,705
Pressão de saturação	$P_{sato}=1481,84, \text{ kPa}$	Ho_{ed}	0,013
Massa específica do vapor de água nas condições de saturação	$\rho_{sato}=6,87 \text{ kg.m}^{-3}$	Vi_{vd}	0,014
Calor de dessorção	$\Delta H_{ado}=3,75 \times 10^7 \text{ J.kg}^{-1}.\text{s}^{-1}$	Ho_3	8
Derivada da isotérmica de sorção	$\left(\frac{\partial H}{\partial H_R} \right)_o = 0,431$		
Tensão	$\sigma_{To}=1,01325 \text{ MPa}$		
Módulo de elasticidade do colchão	$ME_{co}=40 \text{ MPa}$		
Viscosidade do colchão	$\eta_{co}=400 \text{ MPa.s}$		
Módulo de elasticidade retardado do colchão	$ME_{edo}=0,013 \text{ MPa}$		
Viscosidade retardada do colchão	$\eta_{vdo}=200 \text{ MPa.s}$		
Terceiro módulo de elasticidade do colchão	$ME_3=8 \text{ MPa}$		
Porosidade	$\varepsilon_{po}=0,796$		
Espessura de cada camada	$\Delta z_o=2,17 \text{ mm}$		

O esquema da placa discretizada com a localização de algumas das posições dos centros de volume de controlo, que serão usadas na apresentação dos resultados, está apresentado na figura 5.5.2. De relembrar que as posições nos extremos da placa, 1 e 10, em cada direcção não correspondem respectivamente ao seu centro e superfície mas sim às posições adjacentes a estes.

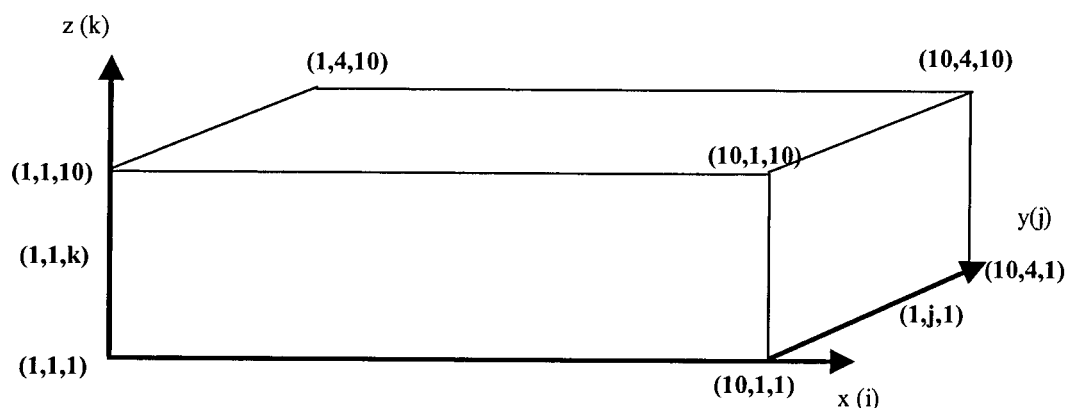


Figura 5.5.2 - Esquema de um quarto de colchão com a indicação da localização de algumas posições dos centros dos volumes de controlo (i,j,k) .

O plano central do colchão na direcção do seu comprimento corresponde a $(5,j,k)$. De relembrar que i é o centro do volume de controlo na direcção do comprimento, sendo $i=5$ a posição adjacente ao centro da placa nesta direcção e $i=1$ e $i=10$ os planos adjacentes ao bordo do painel em contacto com colchão com uma história posterior e anterior respectivamente. Nas direcções y e z serão $j=1$ e $k=1$ os planos centrais da porção de painel na direcção da largura e da espessura respectivamente e $j=4$ e $k=10$, respectivamente, os planos adjacentes ao bordo e à superfície.

Na figura 5.5.3 estão representadas as evoluções da temperatura, teor de humidade, pressão do gás e pressão do vapor de água em função da distância da entrada na prensa, no centro do colchão para várias posições ao longo da espessura numeradas de 1 até 10. Nesta figura pode observar-se o efeito do programa de temperaturas do tapete rolante e o perfil de compactação ao longo da prensa, nas variáveis de transferência de massa e calor. No caso do perfil de temperatura, é visível o efeito das variações de temperatura no tapete rolante ao longo

da prensa, sobretudo nas camadas superficiais, e nas camadas mais próximas do centro é observável um atraso no aumento da temperatura. Este atraso na subida da temperatura vai afectar o teor de humidade, que decresce mais lentamente do que nas camadas superficiais. Pode também concluir-se pela observação do gráfico da temperatura que para a velocidade de passagem, considerada a temperatura no tapete rolante, deverá ser mais alta, pois a temperatura no centro do colchão à saída da prensa ainda está muito longe dos 100°C desejáveis para a cura da resina.

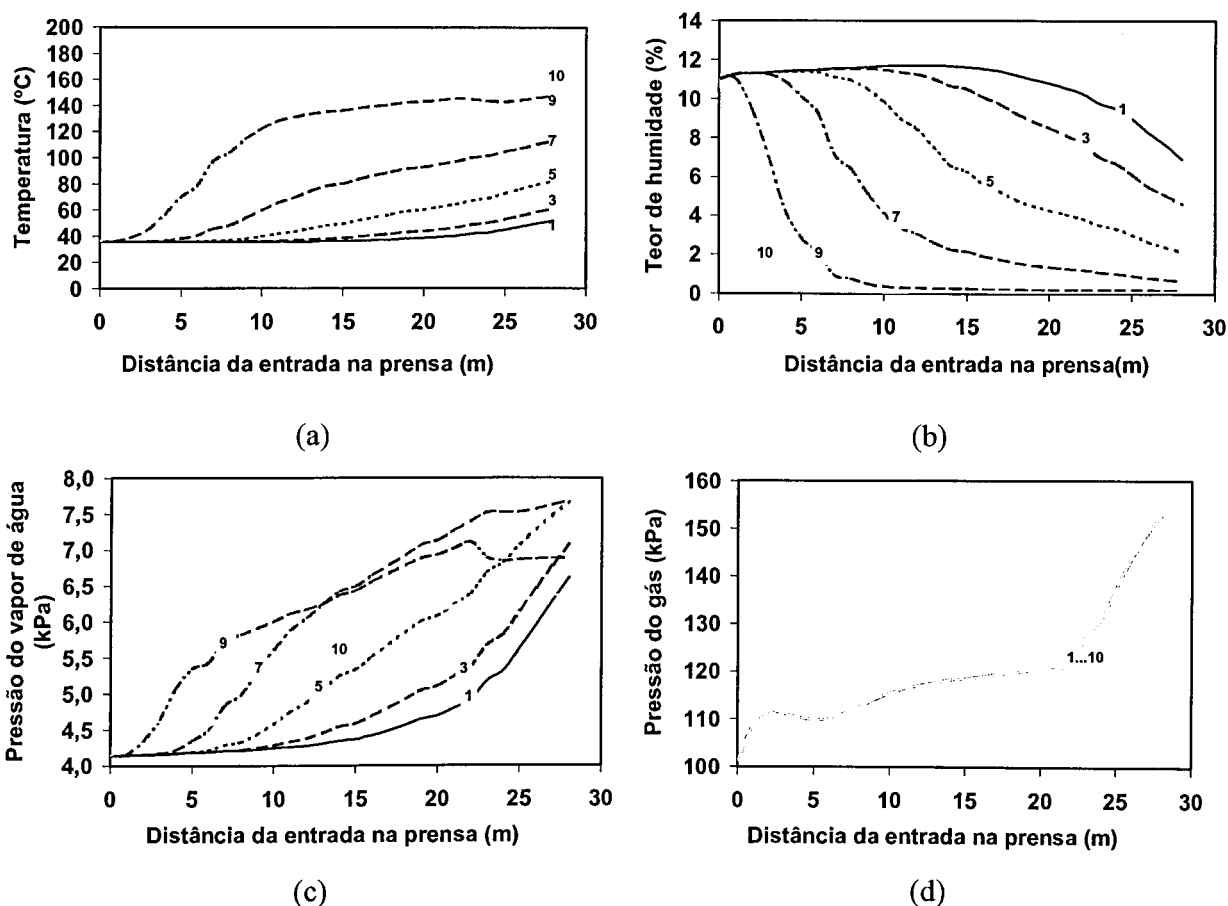


Figura 5.5.3 – Evolução da temperatura (a), teor de humidade (b), pressão do vapor de água (c) e da pressão do gás (d), no plano central da placa, ao longo da prensa, para diferentes pontos da espessura da placa (1 –adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

Relativamente à evolução da pressão do gás, a influência da variação da espessura do colchão é notória. A porosidade do colchão vai diminuir devido à compactação, implicando

um aumento da pressão do gás no início da prensa, pois o espaço disponível para o gás é menor. A pressão do gás apresenta então duas zonas de aumento da pressão, uma à entrada e uma outra maior aos 22 m, quando se faz o segundo aperto no colchão. É também visível, uma ligeira diminuição entre o primeiro e o segundo apertos do colchão, atribuída à rápida saída do gás pelos bordos. Conclui-se que a pressão do gás varia devido aos contributos da variação da espessura do colchão, da variação da pressão do vapor de água e da temperatura.

A variação da pressão do vapor de água é semelhante à variação que ocorre numa prensa descontínua ao longo do ciclo de prensagem. Os valores atingidos são relativamente baixos, mas verifica-se que esta aumenta ao longo da prensa nas camadas centrais e que começa a diminuir nas camadas superficiais à saída da prensa. O painel seca mais rápido à superfície e isso reflecte-se na evolução da pressão do vapor de água.

Conclui-se que em termos qualitativos os resultados de previsão da temperatura e da pressão do gás são bastante aproximados dos resultados apresentados na literatura (Steffen et al., 1999; Thoemen e Humphrey, 1999, 2001), no entanto, quantitativamente os valores da pressão de gás obtidos, são bastante inferiores.

Na figura 5.5.4 são apresentados os perfis verticais da temperatura, teor de humidade, pressão do vapor e da pressão do gás, para várias distâncias da entrada na prensa.

A figura 5.5.5 mostra os perfis de temperatura, teor de humidade, pressão do vapor e da pressão do gás, na direcção da largura para várias distâncias desde a entrada na prensa.

Comparando as figuras 5.5.4 e 5.5.5, conclui-se que os gradientes de temperatura, teor de humidade e pressão do vapor de água são mais importantes na direcção vertical que na horizontal e os gradientes de pressão do gás são maiores na direcção horizontal. Por isso, a transferência de massa por gradiente de pressão total é mais significativa na direcção horizontal, e a transferência de calor por gradiente de temperatura na direcção vertical.

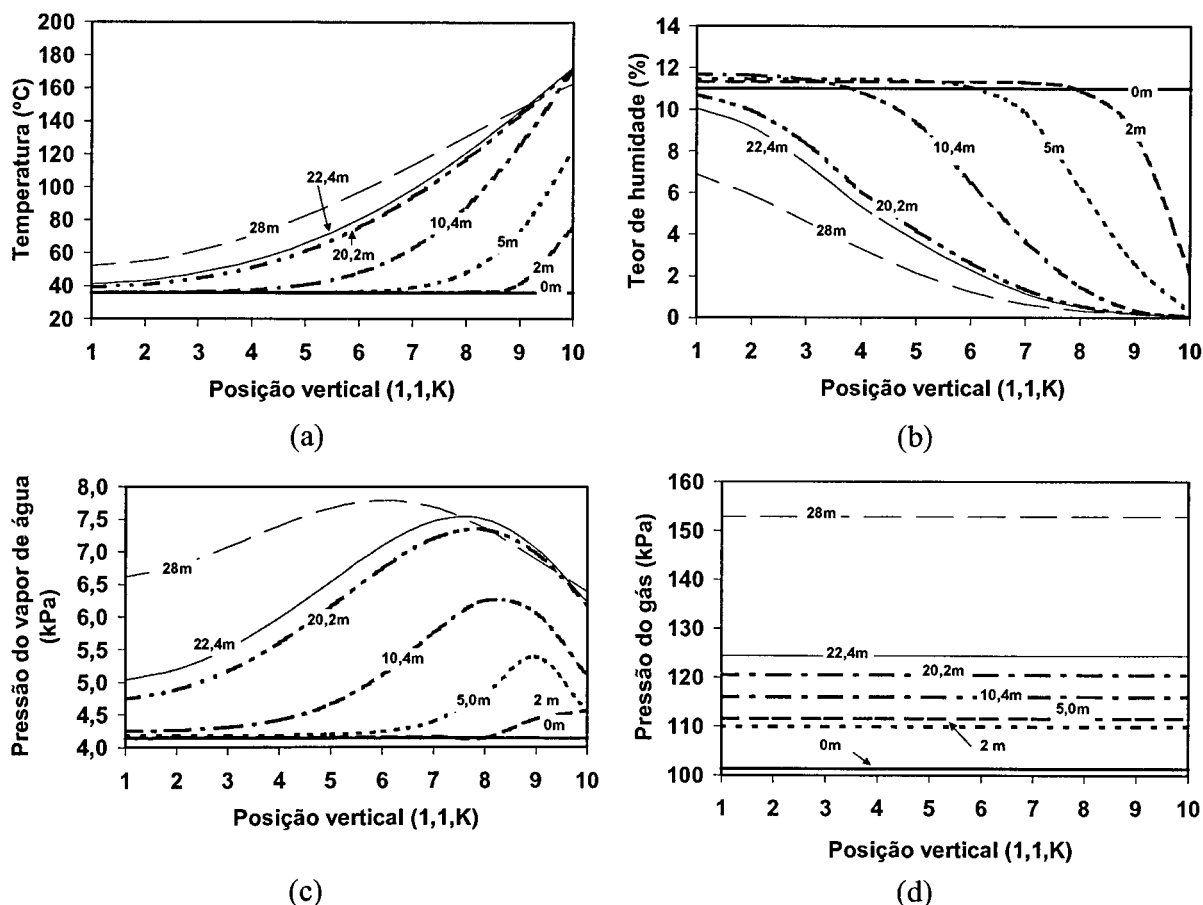


Figura 5.5.4 - Perfis verticais de temperatura (a), teor de humidade (b), pressão do vapor de água (c) e pressão do gás (d), no plano central da placa, para diferentes posições desde a entrada na prensa. Na vertical (1 - adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

Na figura 5.5.6 estão patentes os perfis horizontais de temperatura, teor de humidade, pressão do vapor de água e pressão do gás previstos pelo modelo na direcção do comprimento do painel. Pode observar-se que estes perfis se mantêm horizontais ao longo da passagem do colchão na prensa. Conclui-se então que não ocorre transferência de massa devido a gradientes de humidade, pressão do vapor de água ou pressão do gás e de calor devido a gradientes de temperatura nesta direcção.

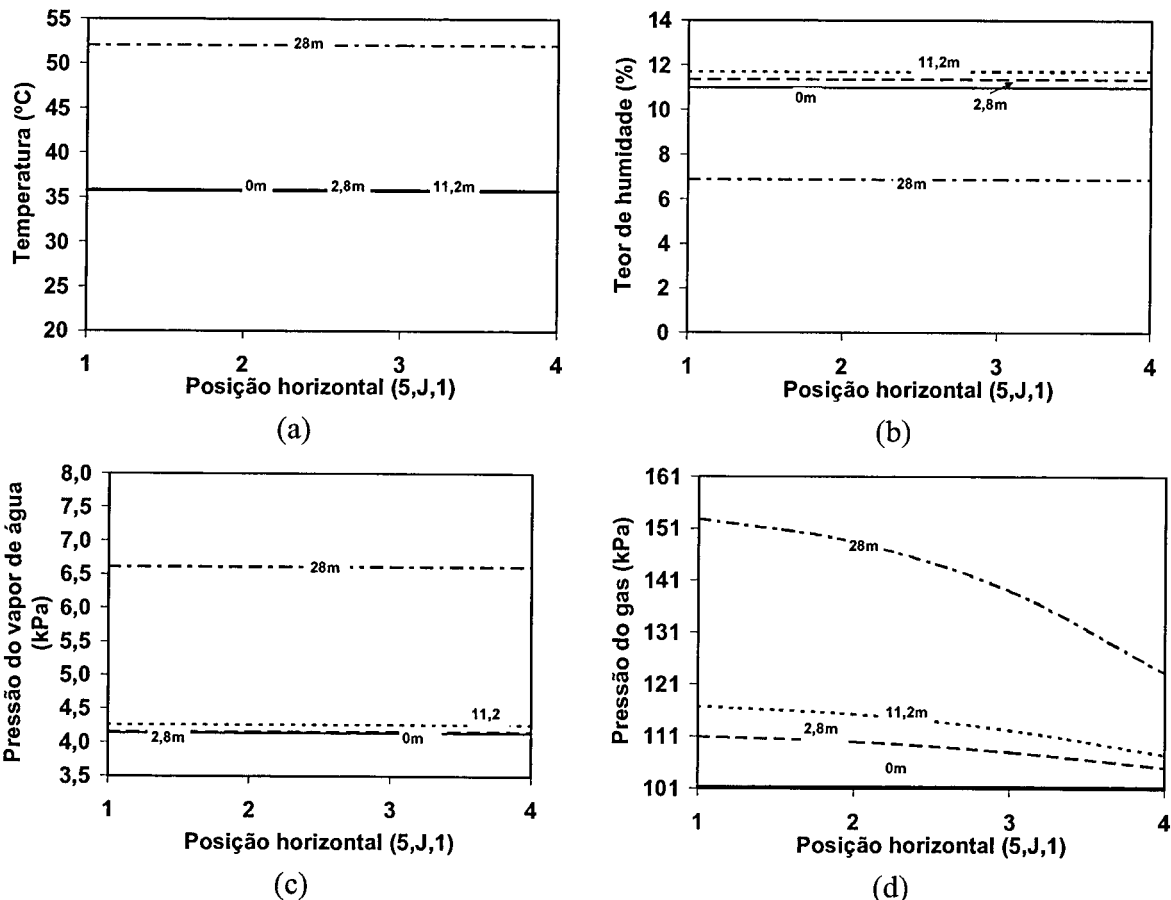


Figura 5.5.5 - Perfis horizontais, na direcção da largura do painel, para a temperatura (a), teor de humidade (b), pressão do vapor de água (c) e pressão do gás (d), no plano central da placa, para diferentes posições desde a entrada na prensa. Na horizontal (1 - adjacente ao centro; 4 - adjacente ao bordo).

Em relação aos resultados obtidos pelo modelo para as variáveis referentes ao comportamento mecânico (tensão de compressão, módulo de elasticidade e viscosidade médios verticais e massa específica do painel), estes são mostrados na figura 5.5.7. Estes resultados são qualitativamente concordantes com os obtidos por Thoemen e Humphrey (1999).

A resposta em tensão de compressão é muito rápida à entrada da prensa, sendo o seu máximo (2,79 MPa) atingido decorridos 3 m da passagem na prensa, quando o colchão atinge o primeiro patamar de espessura. Depois, perto da saída da prensa, aos 22 m, o colchão é de

novo apertado para a sua espessura final, desenvolvendo-se novamente um pico na resposta da tensão. As curvas de evolução da massa específica do colchão, do módulo de elasticidade e a viscosidade do colchão, ao longo da prensa, mostram bem a existência do segundo aperto na prensa. E nas curvas da massa específica é ainda possível observar uma pequena diminuição à saída da prensa que poderá ser devida a uma pequena expansão do colchão pois a espessura aumenta um pouco.

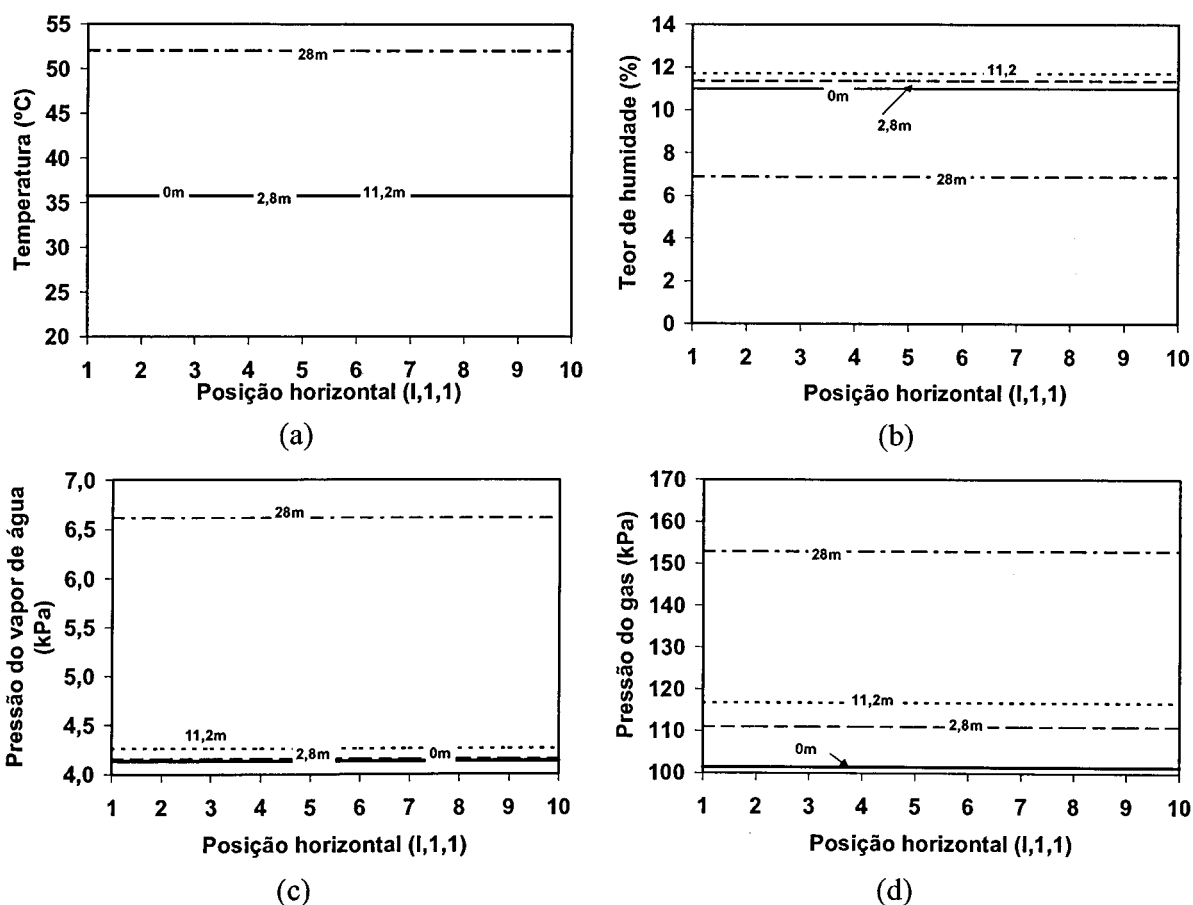


Figura 5.5.6 - Perfis horizontais, na direcção do comprimento do colchão, de temperatura (a), teor de humidade (b), pressão do vapor de água (c) e pressão do gás (d), no plano central da placa, para diferentes posições desde a entrada na prensa. Na horizontal (1 –adjacente ao bordo do colchão com história mais atrasada; 10 – adjacente ao bordo do colchão com história mais avançada).

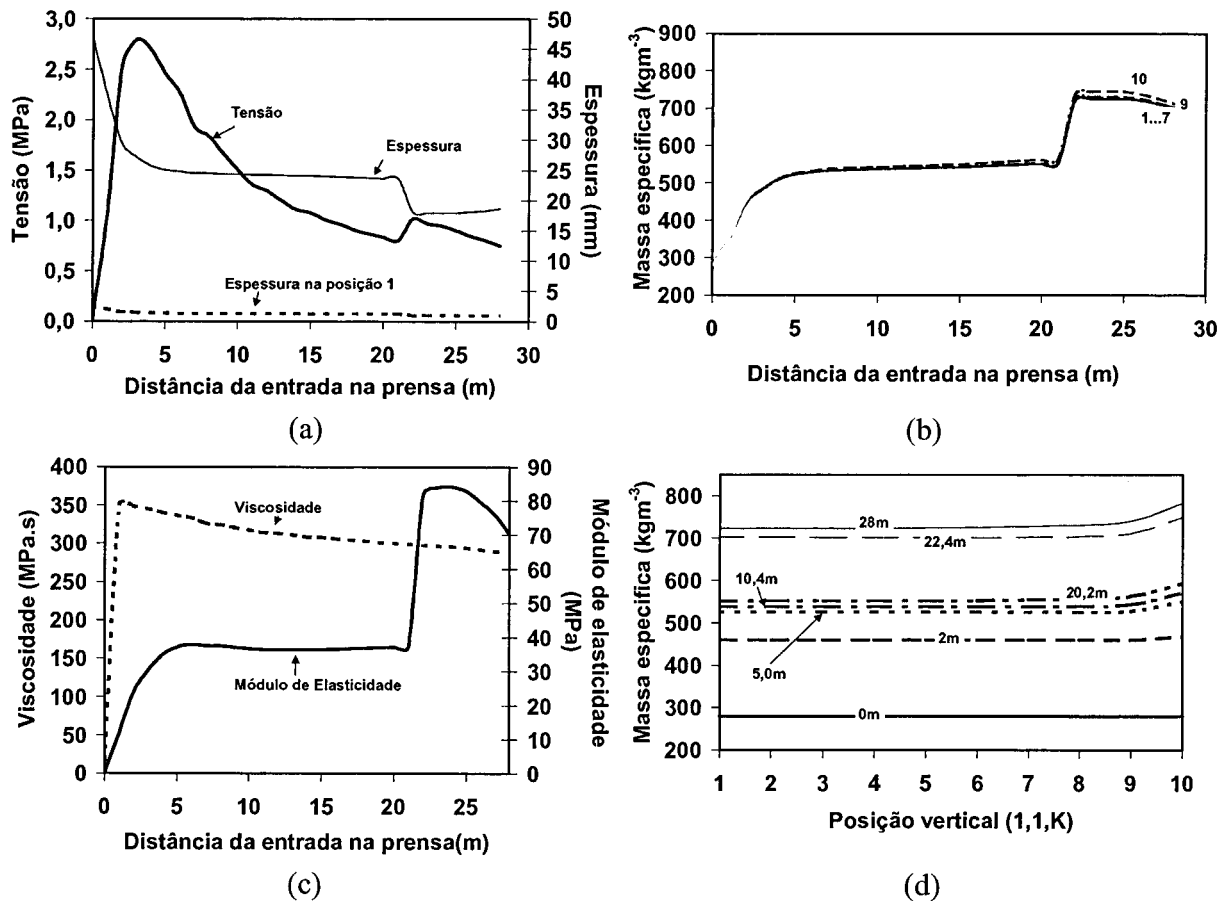


Figura 5.5.7 – Evolução da tensão de compressão e da espessura (a), da massa específica do colchão (b), do módulo de elasticidade e viscosidade médios verticais (c), no plano central da placa, ao longo do comprimento da prensa para diferentes posições verticais (1 –adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície) e a evolução dos perfis verticais da massa específica (d), no plano central da placa para diferentes posições do comprimento da prensa.

Observa-se também no gráfico da evolução do módulo de elasticidade médio que este tem um grande aumento no segundo aperto o que poderá ter-se verificado em resposta ao segundo grande aumento da densidade do painel e às condições de pressão do gás, humidade e temperatura que se encontram nesta altura dentro do painel. Verifica-se que a viscosidade não é afectada por este segundo aperto, pois esta é essencialmente afectada pela temperatura do material e pelo avanço da reacção de polimerização que não sofrem grandes alterações devido a este segundo aperto.

5.2 Análise da influência de algumas propriedades do colchão e condições operatórias

Durante a prensagem a quente, as interdependências entre as condições iniciais, fronteira e internas do material (p.e., a temperatura no centro do painel) e as propriedades físicas e de transporte (p.e., a condutividade térmica) são bastante complexas. A variação de qualquer condição do processo afecta directamente, em maior ou menor escala, todo o processo. Isto torna quase impossível de prever com precisão as consequências de pequenas alterações no processo sem o suporte de um simulador ou com a realização de ensaios experimentais.

Assim, neste ponto do trabalho, vai analisar-se a influência da variação de algumas condições típicas de prensagem e propriedades do colchão à entrada da prensa, na evolução das variáveis de transferência de massa e calor e de comportamento mecânico e numa característica final do produto (perfil vertical de massa específica). As condições operatórias usadas são as mostradas na tabela 5.5.1 e o programa de temperaturas e de fecho da prensa um pouco diferentes dos da figura 5.5.1. Nestas simulações considerou-se a temperatura nos rolos constante ao longo da prensa e igual à máxima da figura ($T_{pmax}=195^{\circ}\text{C}$) e o esquema de fecho agora considerado não tem o segundo aperto aos 22 m.

5.2.1 Efeito da temperatura do colchão à entrada da prensa na evolução das condições internas

Na figura 5.5.8 apresentam-se os resultados obtidos para a temperatura, teor de humidade, pressão do vapor e pressão do gás no centro e à superfície do colchão, ao longo da prensa, quando se faz variar a temperatura de entrada do colchão. As 3 curvas com valores mais baixos correspondem à posição central do painel, sendo as outras 3 para a superfície. Tal como seria de esperar a temperatura no centro do painel, à saída da prensa, é mais elevada quanto maior for a temperatura na entrada. Quando a temperatura na entrada é 70°C , atinge-se $91,5^{\circ}\text{C}$ no centro do painel à saída da prensa, enquanto que para a temperatura na entrada de $35,8^{\circ}\text{C}$ se atinge apenas $52,0^{\circ}\text{C}$.

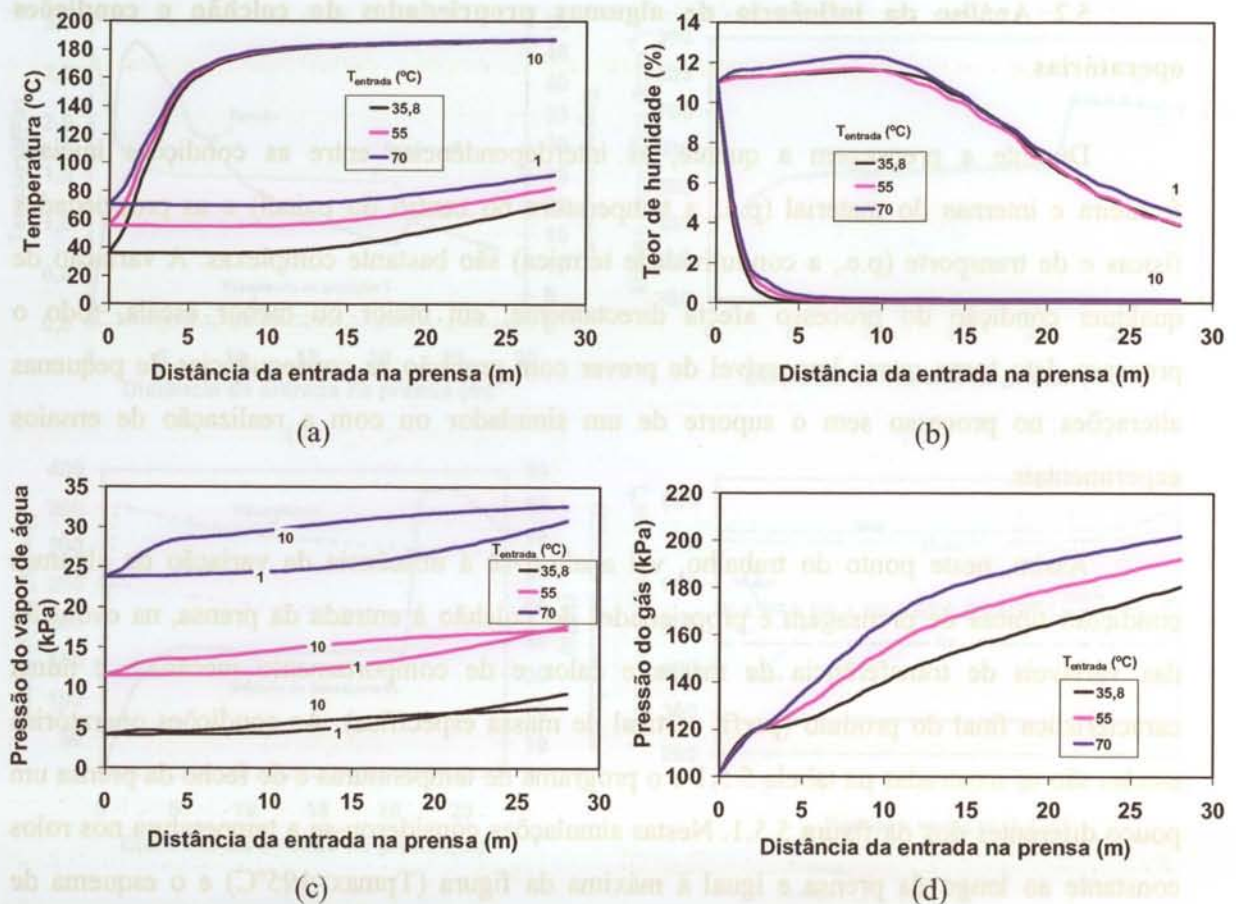


Figura 5.5.8 – Influência da temperatura do colchão à entrada da prensa na evolução da temperatura (a), teor de humidade (b), pressão do vapor de água (c) e pressão do gás (d) no plano central da placa, ao longo da prensa, para 2 pontos na espessura da placa (1 –adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

Observa-se pela evolução do teor de humidade que a placa no centro, à saída da prensa, está ligeiramente mais húmida quando entra com 70°C. Estes valores podem ser justificados pelo facto de, a esta temperatura, a pressão de vapor de água ser mais elevada (ver gráfico da pressão do vapor de água) ao longo da prensa. Os gradientes verticais de pressão de vapor de água também são mais elevados, de que resulta um maior deslocamento de água da superfície para o centro. Este movimento de água entre a superfície e o centro do colchão atrasa o seu escape na forma de vapor pelos bordos ficando retida dentro do painel contribuindo para o aumento da pressão do gás. Conclui-se portanto que um painel à mesma

humidade à entrada da prensa, mas com uma temperatura mais elevada, tem um potencial maior de gerar vapor de água e portanto desenvolver valores de pressão total mais altos.

Na figura 5.5.9 estão patentes os resultados obtidos para a tensão de compressão desenvolvida e perfil vertical de massa específica à saída da prensa, quando se faz variar a temperatura do colchão à entrada.

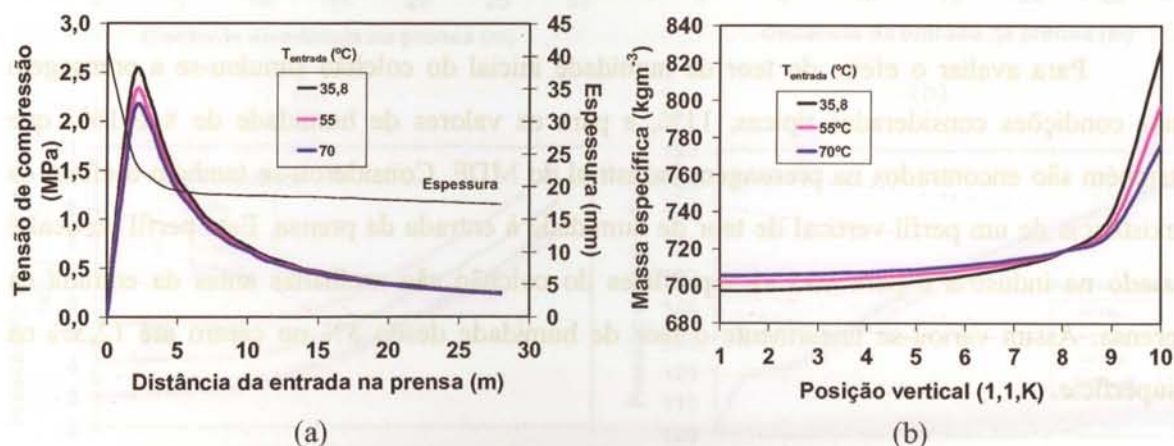


Figura 5.5.9 - Influência da temperatura à entrada na evolução da tensão de compressão no plano central da placa (a), ao longo do comprimento da prensa e no perfil vertical de massa específica (b) à saída da prensa (1 –adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

Quando o centro do colchão é pré-aquecido e consequentemente amolecido, é necessária uma tensão de compressão máxima mais baixa para se obter a espessura desejada. Enquanto que a tensão necessária para as condições de prensagem típicas (35,8°C) é de 2,52 MPa, só são necessários 2,3 MPa e 2,15 MPa para 55°C e 70°C respectivamente.

Como se pode observar na figura 5.5.9, a temperatura do colchão na entrada tem um certo impacto no perfil vertical de massas específicas. O material é amolecido pela elevação de temperatura inicial no centro, o que faz com que o centro da placa fique mais denso, mais cedo ao longo da prensa (Thoemen e Humphrey, 1999). Assim, o perfil vertical de massa específica é mais atenuado para temperaturas na entrada mais elevadas pois a diferença entre os valores no centro e nos bordos é menor.

A elevação da temperatura antes do colchão entrar na prensa pode ser feita, por exemplo, recorrendo ao aquecimento por alta – frequência, o que poderá vir a resultar numa prensa com uma velocidade de passagem maior, ou numa prensa com um comprimento menor.

5.2.2 Efeito do teor de humidade do colchão à entrada da prensa na evolução das condições internas

Para avaliar o efeito do teor de humidade inicial do colchão simulou-se a prensagem nas condições consideradas típicas, 11%, e para os valores de humidade de 8 e 16% que também são encontrados na prensagem industrial do MDF. Considerou-se também o efeito da existência de um perfil vertical de teor de humidade à entrada da prensa. Este perfil vertical é usado na indústria e para isso as superfícies do colchão são molhadas antes da entrada na prensa. Assim variou-se linearmente o teor de humidade desde 8% no centro até 12,5% na superfície.

Na figura 5.5.10 são apresentados os resultados obtidos para o efeito da variação do teor de humidade do colchão à entrada da prensa na evolução da temperatura, teor de humidade, pressão do vapor de água e pressão do gás ao longo da prensa.

Para os níveis de humidade considerados, não se verificaram alterações significativas na evolução da temperatura do sistema. Os dados experimentais existentes na literatura, para aglomerados de partículas, apontam para um aumento ligeiro da velocidade de subida de temperatura (Humphrey e Bolton, 1989b; Bolton et al., 1989a). Kamke e Casey (1988 a e b) prensaram placas de aglomerado de partículas, numa prensa descontínua laboratorial, com teores de humidades de 6 e 15% e encontraram algumas diferenças para a temperatura no centro do colchão. No colchão mais húmido a velocidade da subida de temperatura no centro é maior.

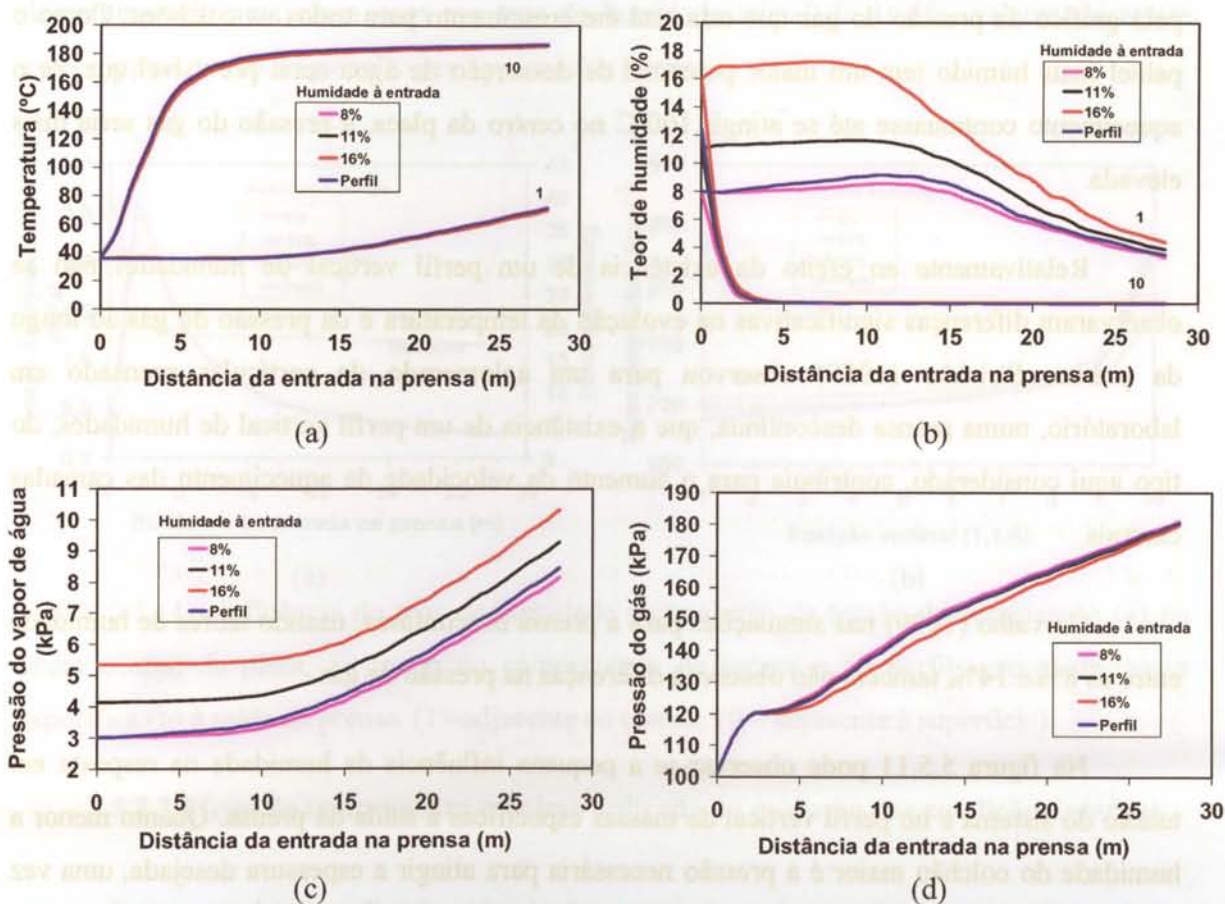


Figura 5.5.10 – Influência da humidade do colchão à entrada na prensa na evolução da temperatura (a), teor de humidade (b), para 2 pontos da espessura da placa (1 –adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície), no plano central da placa e na pressão do vapor de água (c) e na pressão do gás (d) no centro da placa, ao longo da prensa.

O comportamento esperado para a pressão do gás não é este, pois como foi observado experimentalmente para aglomerados de partículas, aumentando o teor de humidade, teremos uma pressão de gás mais elevada devido à dessorção de mais água (Kamke e Casey, 1988; Bolton et al., 1989a). Observa-se aqui que a pressão do vapor de água é realmente maior para painéis mais húmidos à entrada, mas o aumento da pressão do vapor de água ao longo da prensa é praticamente igual para todas as humidades consideradas. É também de referir que as condições internas aqui encontradas são muito diferentes das observadas por aqueles autores. O painel mais húmido à entrada na prensa tem à saída uma temperatura no centro de apenas 71°C o que significa que a pressão do gás poderia continuar a aumentar e pode observar-se

pelo gráfico da pressão do gás que esta está em crescimento para todos os colchões. Como o painel mais húmido tem um maior potencial de dessorção de água seria previsível que, se o aquecimento continuasse até se atingir 100°C no centro da placa, a pressão do gás seria mais elevada.

Relativamente ao efeito da existência de um perfil vertical de humidades não se observaram diferenças significativas na evolução da temperatura e da pressão do gás ao longo da prensa. Strickler (1959) observou para um aglomerado de partículas prensado em laboratório, numa prensa descontínua, que a existência de um perfil vertical de humidades, do tipo aqui considerado, contribuía para o aumento da velocidade de aquecimento das camadas centrais.

Carvalho (1999) nas simulações para a prensa descontínua, usando teores de humidade entre os 8% e 14%, também não observou diferenças na pressão de gás.

Na figura 5.5.11 pode observar-se a pequena influência da humidade na resposta em tensão do sistema e no perfil vertical de massas específicas à saída da prensa. Quanto menor a humidade do colchão maior é a pressão necessária para atingir a espessura desejada, uma vez que um aumento do teor de humidade implica uma maior compressibilidade do sistema e uma maior possibilidade de haver plastificação das fibras. Estes resultados estão de acordo com os obtidos por Bolton et al. (1989b) em testes laboratoriais com aglomerado de partículas.

Em relação aos perfis verticais de massa específica, verifica-se que o mais atenuado é o do colchão com um teor de humidade à entrada de 16% e o menos atenuado o do colchão que entrou com um perfil vertical de teores de humidade. Com o aumento do teor de humidade no centro do colchão a rigidez diminui aumentando a densificação e, por isso, os perfis de massa específica poderão ser mais atenuados.

No entanto, Maloney (1989) refere que teores de humidade mais elevados acentuam as diferenças de densidade entre o centro e as superfícies no final da prensagem.

Nas simulações de estudo do efeito do teor de humidade no perfil vertical de massa específica, no final do ciclo de prensagem, Carvalho (1999) obteve para a prensagem em

descontínuo de uma placa com um teor de humidade inicial de 16,5%, valores de massa específica no centro do painel superiores aos dos bordos.

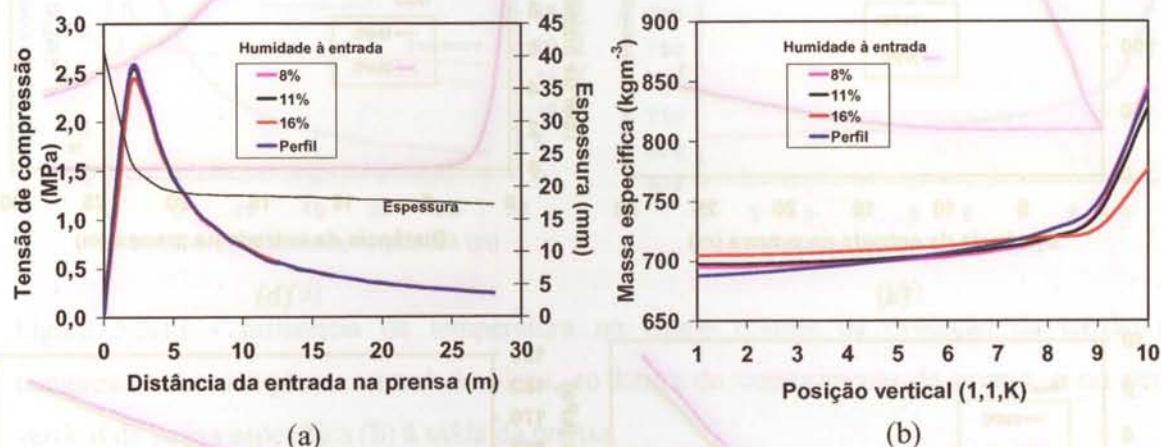


Figura 5.5.11 - Influência do teor de humidade na evolução da tensão de compressão (a) no plano central da placa, ao longo do comprimento da prensa e no perfil vertical de massa específica (b) à saída da prensa. (1 – adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

5.2.3 Efeito da temperatura máxima aplicada na evolução das condições internas

Foram também realizadas simulações para duas temperaturas no tapete rolante, habitualmente encontradas em prensagens industriais, com o objectivo de observar a resposta do sistema a esta variação. Na figura 5.5.12 apresentam-se os resultados obtidos para 2 posições verticais (1 – centro, 10 – superfície), na plano central da placa, fazendo variar a temperatura do tapete (T_p). De relembrar que nestas simulações não se considerou um perfil de temperaturas no tapete rolante ao longo da prensa. Os valores considerados foram 195 e 205 °C, mantendo todas as outras condições operatórias constantes.

Como se pode observar nesta figura, aumentando a temperatura máxima da prensa, aumenta-se a velocidade de subida de temperatura e também os seus valores no patamar junto à superfície. As diferenças de temperatura são mais nítidas à superfície, o que pode ser devido ao facto da condução de calor ser o mecanismo mais importante. O gradiente de temperatura nesta zona irá contribuir para a transferência de calor.

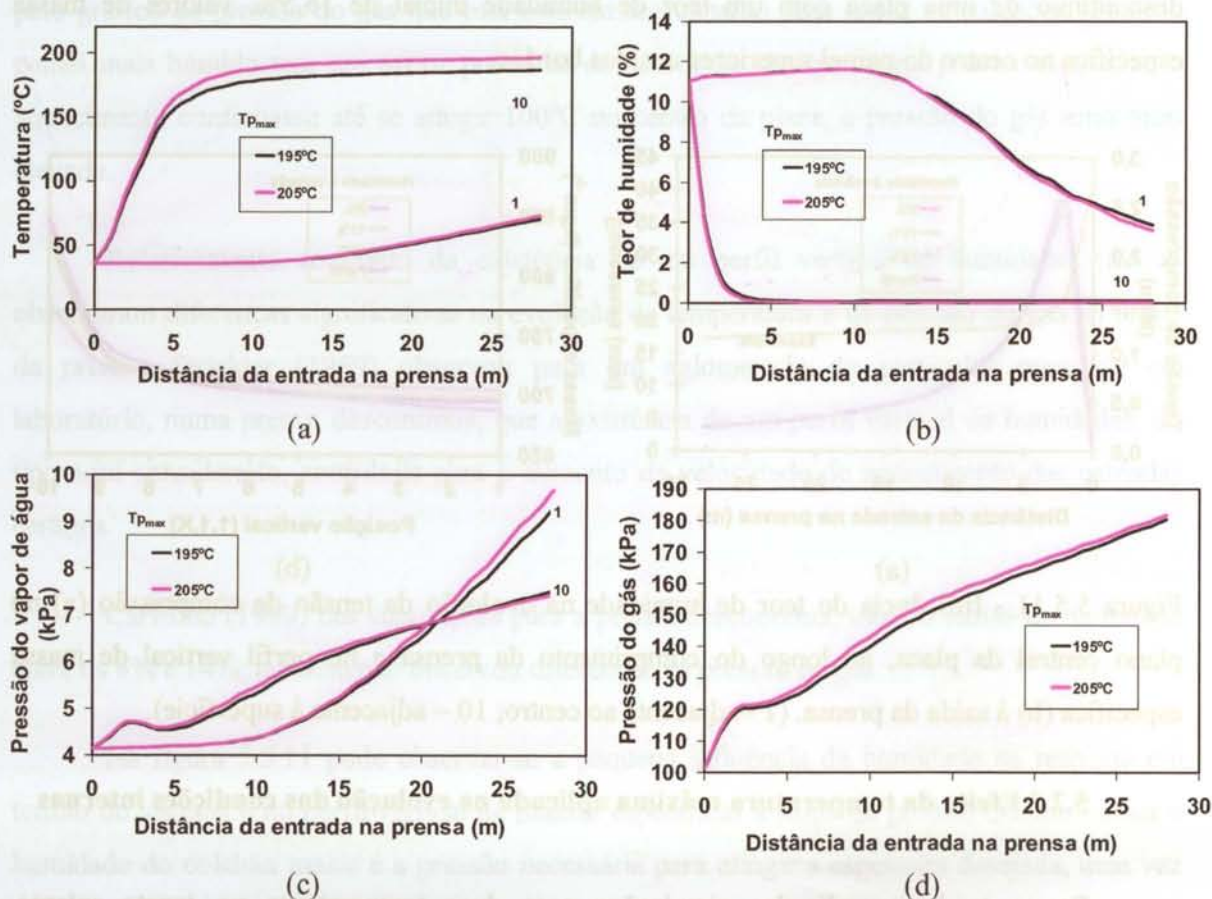


Figura 5.5.12 – Influência da temperatura no tapete rolante na evolução da temperatura (a), teor de humidade (b), pressão de vapor de água (c) e pressão do gás (d) no plano central da placa, ao longo da prensa, para 2 pontos na espessura da placa (1 –adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

A pressão do gás aumenta com o aumento da temperatura nos rolos, pois embora a quantidade de água a dessorver seja a mesma, o vapor de água é produzido mais rapidamente do que é perdido pelos bordos do colchão, para o mesmo gradiente de pressão.

Na figura 5.5.13 pode ser observada a influência da temperatura máxima de prensagem, na resposta em tensão de compressão e no perfil vertical de massas específicas ao longo e à saída da prensa, respectivamente. Na gama de temperaturas usadas, a variação da temperatura máxima não provoca alterações na resposta em tensão ao longo da prensa e no perfil vertical de massas específicas à saída da prensa.

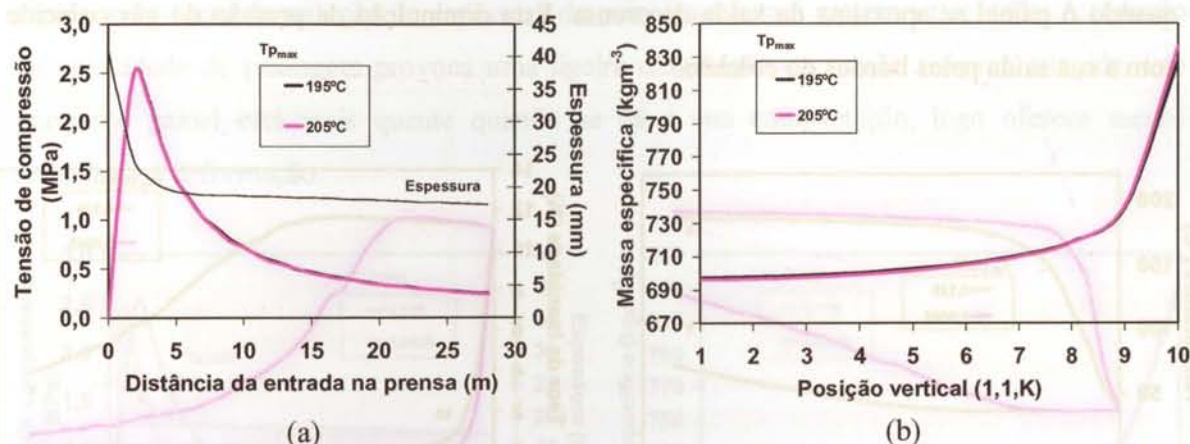


Figura 5.5.13 - Influência da temperatura no tapete rolante na evolução da tensão de compressão (a), no plano central da placa, ao longo do comprimento da prensa, e no perfil vertical de massa específica (b) à saída da prensa.

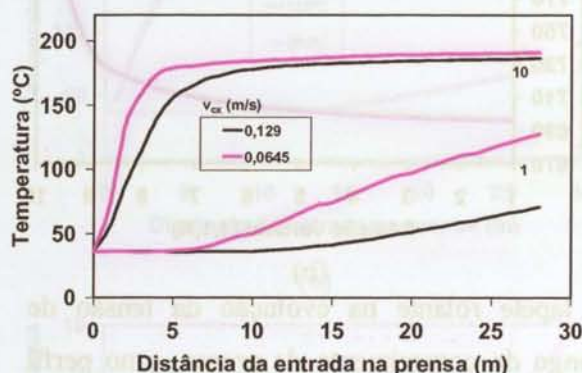
5.2.4 Efeito da velocidade de passagem na evolução das condições internas

Para avaliar o efeito da velocidade de passagem na evolução das condições internas do painel ao longo da prensa fez-se variar a velocidade de passagem do colchão na prensa mantendo todas as outras condições constantes. Utilizou-se a velocidade de passagem típica apresentada na tabela 5.5.1 e uma outra igual a metade deste valor 0,0645. De notar que se manteve também a velocidade de compactação, ou seja, a velocidade de redução da espessura.

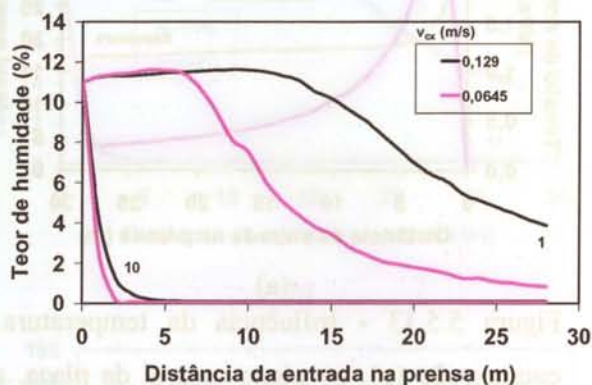
A figura 5.5.14 mostra os resultados das simulações fazendo variar a velocidade de passagem. O efeito de variar a velocidade de passagem do colchão na prensa provoca um maior aquecimento deste desde a entrada até à saída. Conclui-se que, reduzindo a velocidade de passagem para metade, a temperatura no centro da placa, à saída da prensa, passa de 70 °C para 127 °C. Em consequência deste aumento no aquecimento da placa verifica-se uma secagem mais rápida, isto é, teores de humidade mais baixos à saída da prensa. São também atingidos valores de pressão do vapor de água e pressão do gás mais elevados quando a velocidade de passagem do painel é menor.

Relativamente à pressão do gás é de notar que esta atinge o seu valor máximo de 188,6 kPa quando o centro do painel atinge temperaturas à volta dos 100 °C, diminuindo em seguida

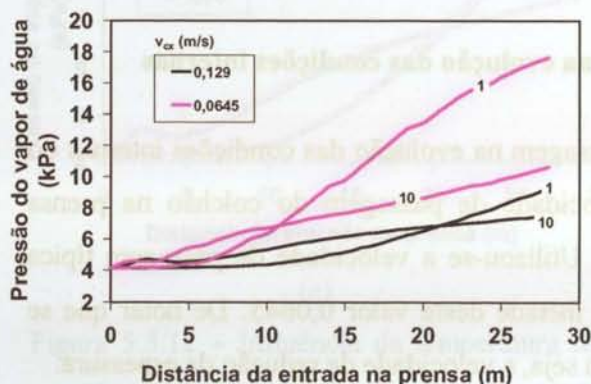
quando o painel se aproxima da saída da prensa. Esta diminuição da pressão do gás coincide com a sua saída pelos bordos do colchão.



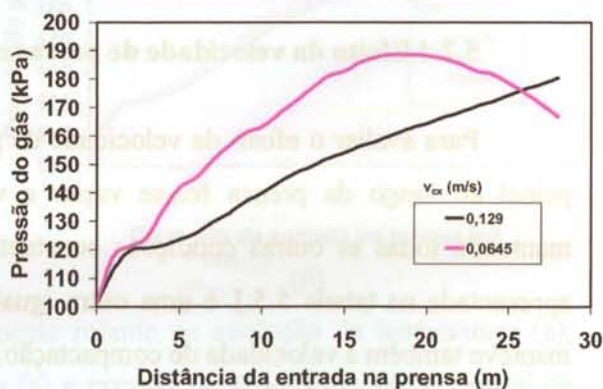
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 5.5.14 – Influência da velocidade de passagem na evolução da temperatura (a), do teor de humidade (b), pressão do vapor de água (c) e na pressão do gás (d) no plano central da placa, ao longo da prensa, para 2 pontos na espessura da placa (1 –adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

Na figura 5.5.15 pode ser observada a influência da velocidade de passagem do colchão na prensa, na resposta em tensão de compressão e no perfil vertical de massa específica ao longo e à saída da prensa, respectivamente.

Observa-se que a curva de tensão desenvolvida para a velocidade de passagem mais baixa ocorre mais perto da entrada da prensa que no caso da velocidade de passagem mais

rápida, pelo facto da redução de espessura do painel ser feita à mesma velocidade. A redução da velocidade de passagem provoca uma ligeira diminuição da tensão máxima atingida, isto porque o painel está mais quente quando se dá a sua compactação, logo oferece menos resistência à deformação.

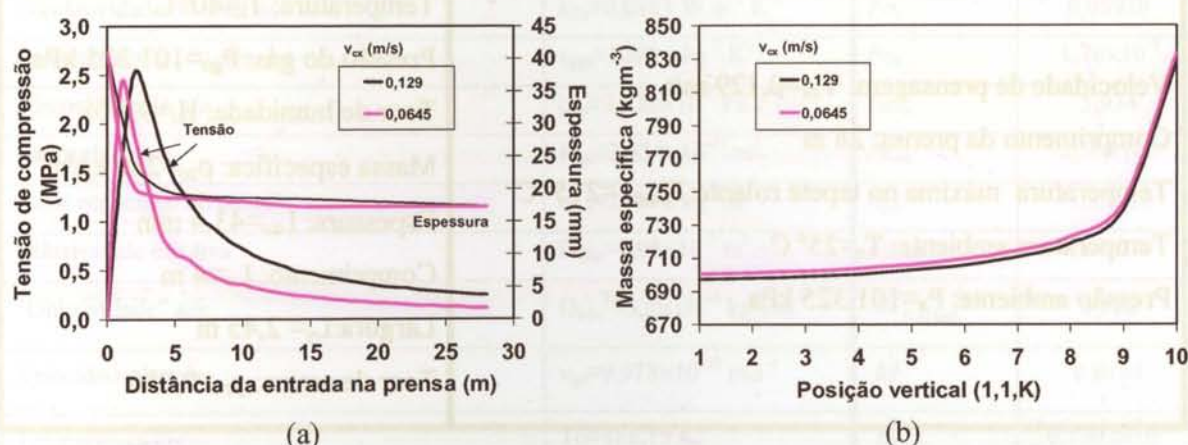


Figura 5.5.15 - Influência da velocidade de passagem na evolução da tensão de compressão (a), no plano central da placa, ao longo do comprimento da prensa, e no perfil vertical de massa específica (b) à saída da prensa.

Em relação ao perfil vertical de massa específica, pode verificar-se que o colchão que passa mais devagar na prensa tem valores de massa específica ligeiramente superiores ao que passa mais rápido.

5.3 Comparação dos resultados do modelo com dados da literatura

Não foi possível avaliar a qualidade do modelo desenvolvido de uma forma quantitativa, dado a escassez de dados experimentais e a falta de informação sobre algumas das condições em que estes foram obtidos (por exemplo, qual o teor de resina do painel). Procedeu-se em alternativa, a uma comparação entre as previsões do modelo desenvolvido e os resultados de medições industriais (Steffen et al., 1999) e de previsão (Thoemen e Humphrey, 1999), encontrados na literatura, não tanto numa base quantitativa, mas qualitativa. As condições operatórias e características do colchão usadas nestas simulações estão apresentadas na tabela 5.5.3.

Tabela 5.5.3 – Condições operatórias e propriedades do colchão à entrada da prensa

Condições operatórias	Características do colchão à entrada
Velocidade de prensagem: $V_{cx}=0,129$ m/s Comprimento da prensa: 28 m Temperatura máxima no tapete rolante: $T_{pmax}=215^{\circ}$ C Temperatura ambiente: $T_a=25^{\circ}$ C Pressão ambiente: $P_a=101,325$ kPa	Temperatura: $T_i=40^{\circ}$ C Pressão do gás: $P_{go}=101,325$ kPa Teor de humidade: $H_i=9,8$ % Massa específica: $\rho_{co}=280$ kg/m ³ Espessura: $L_{zo}=43,4$ mm Comprimento: $L_x=4$ m Largura: $L_y=2,45$ m Teor de resina: $y_{rx}=0,085$

Na tabela 5.5.4, são apresentados os valores das propriedades de referência usadas e de cada um dos grupos e números adimensionais.

Na figura 5.5.16 apresenta-se a o programa de espessuras imposto nas simulações e a evolução da compactação do colchão considerada por Thoemen e Humphrey (1999). A variação da espessura na entrada da prensa é feita de uma forma menos abrupta na simulação do modelo aqui apresentada. De referir também que na prensa industrial, a secção de entrada é ligeiramente diferente da considerada nas simulações Considerou-se também que a compactação é feita tanto pelo tapete de baixo como pelo de cima, enquanto que na descrição da secção de entrada da prensa industrial feita por Thoemen e Humphrey (1999), o colchão é apenas deformado pelo tapete rolante de cima.

Tabela 5.5.4 – Propriedades de transporte e físicas de referência e os números e grupos adimensionais formados para as condições de referência consideradas.

Propriedades de referência		Números e Grupos Adimensionais	
Condutividade do colchão	$k_{To}=0,0883 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$	Fo_z	0,06918
Calor específico do gás	$c_{pgo}=1000 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$	Pe_z	$1,76 \times 10^{-7}$
Viscosidade do gás	$\mu_{go}=3,526 \times 10^{-5} \text{ Pa.s}$	Fo_{mz}	5,934
Permeabilidade	$K_{go}=2,554 \times 10^{-11} \text{ m}^2$	Pe_{mz}	$2,56 \times 10^{-6}$
Calor específico do painel	$c_{pco}=2109 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$	N_{pz}	$41,86 \times 10^3$
Difusividade efectiva	$D_{effo}=1,04 \times 10^{-5} \text{ m}^2.\text{s}^{-1}$	Fo_{mdz}	$3,84 \times 10^{-3}$
“Difusividade” ads	$D_{ado}^T=3,3 \times 10^{-13} \text{ kg.s.m}^{-3}$	$\dot{M}_{T \Delta H ad}$	0,122
Velocidade do gás	$v_{go}=9,978 \times 10^{-10} \text{ m.s}^{-1}$	$\dot{M}_v$	0,0191
Temperatura	$To=488,15 \text{ K}$	$\dot{M}_{AD}$	$0,1302 \times 10^{-2}$
Pressão do vapor de água	$P_{vo}=101,325 \text{ kPa}$	$\dot{D}_{AD}$	0,0578
Massa específica do vapor de água	$\rho_{vo}=0,449 \text{ kg.m}^{-3}$	$\dot{M}_G$	0,2433
Pressão do gás	$P_{go}=101,325 \text{ kPa}$	Ho	40
Massa específica do gás	$\rho_{go}=0,719 \text{ kg.m}^{-3}$	Vi	21,705
Pressão de saturação	$P_{sato}=2285,88 \text{ Pa}$	Ho_{ed}	40
Massa específica do vapor de água nas condições de saturação	$\rho_{sato}=10,14 \text{ kg.m}^{-3}$	Vi_{vd}	21,705
Calor de dessorção	$\Delta H_{ado}=3,75 \times 10^7 \text{ J.kg}^{-1}.\text{s}^{-1}$	Ho_3	40
Derivada da isotérmica de sorção	$\left(\frac{\partial H}{\partial H_R} \right)_o = 0,431$		
Tensão	$\sigma_{To}=1,01325 \text{ MPa}$		
Módulo de elasticidade do colchão	$ME_{co}=40 \text{ MPa}$		
Viscosidade do colchão	$\eta_{co}=400 \text{ MPa.s}$		
Módulo de elasticidade retardado do colchão	$ME_{cdo}=40 \text{ MPa}$		
Viscosidade retardada do colchão	$\eta_{vdo}=400 \text{ MPa.s}$		
Terceiro módulo de elasticidade do colchão	$ME_3=40 \text{ MPa}$		
Porosidade	$\varepsilon_{po}=0,8114$		
Espessura de cada camada	$\Delta z_o=2,17 \text{ mm}$		

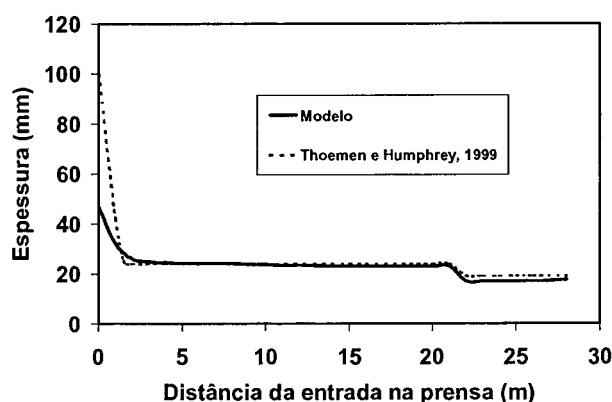


Figura 5.5.16 – Programa de espessuras imposto nas simulações e evolução da compactação do colchão numa prensa industrial usada nas simulações de Thoemen e Humphrey (1999).

A figura 5.5.17 mostra a evolução espacial, prevista pelo modelo, da temperatura e da pressão do gás no plano central de uma placa industrial comparada com os resultados das medições industriais apresentadas por Steffen et al. (1999). As medições de temperatura foram feitas por termopares colocados à superfície e a meia espessura (centro) de painéis industriais. As medições da pressão do gás foram feitas no centro do colchão.

Como se pode observar no gráfico das temperaturas os resultados de simulação e os medidos à superfície aproximam-se bastante. No entanto, no centro do painel os valores previstos são bastante inferiores aos medidos.

Relativamente aos valores de pressão do gás previstos estes estão também bastante abaixo dos medidos. Observa-se um aumento rápido da pressão total perto da entrada na prensa tal como na prensa industrial, embora não na mesma ordem de grandeza, depois esta mantém-se inalterada até um novo aumento quando o colchão começa a atingir os 100°C no centro. Sendo o segundo aumento de pressão de gás maior na prensa industrial pois a temperatura é mais elevada. Observa-se também que nas medições de pressão do gás o valor à saída da prensa é próximo da pressão atmosférica o que leva a crer que este valor foi registado quando o painel já está fora da prensa.

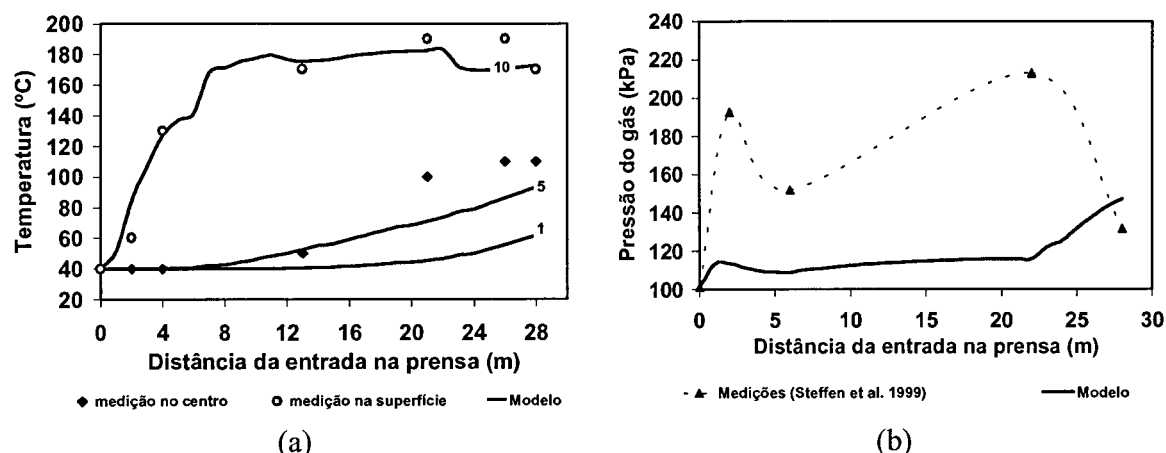


Figura 5.5.17 – Comparação das medições numa placa industrial de MDF com as previsões do modelo para a variação de temperatura (a) para três posições na direcção vertical, numeradas de 1 (adjacente ao plano central da placa) até 10 (adjacente à superfície da placa) e a pressão do gás (b) no plano central da placa, ao longo da prensa.

Vários factores podem estar na origem destas diferenças nomeadamente o valor de algumas propriedades físicas, que foram calculadas a partir de correlações obtidas para madeira maciça ou aglomerados de partículas. É o caso da condutividade térmica que foi estimada usando uma correlação empírica obtida para um aglomerado de partículas (Carvalho e Costa, 1998). Fez-se, por isso, uma análise de sensibilidade da previsão de temperatura pelo modelo, à condutividade térmica do colchão, apresentadas na figura 5.5.18.

Verificou-se que multiplicando por 2 a condutividade térmica, o aquecimento é muito mais rápido e que se aproxima mais do experimental, sobretudo no centro da placa.

A figura 5.5.19 mostra os resultados relativos à pressão total do gás no centro do colchão ao longo da prensa. Observa-se que, tal como seria de esperar, a pressão do gás aumenta com o aumento da condutividade térmica. Aumentando a condutividade térmica o painel aquece mais rapidamente, dessorve-se uma maior quantidade de vapor de água, verificando-se portanto um maior aumento da pressão do gás. A pressão do gás começa a aumentar rapidamente quando se dá o segundo aperto da placa, o que deixa adivinhar que nesta fase o colchão sofre uma grande redução de volume de poros e há calor disponível para dessorver a água que está nas fibras o que não acontece no primeiro aperto do painel. São os

resultados de previsão para a condutividade do colchão duplicada que mais se aproximam dos valores medidos numa prensa industrial.

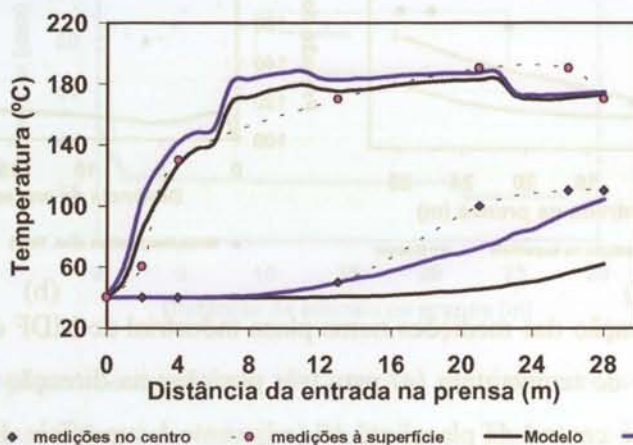


Figura 5.5.18 – Comparação dos resultados de temperatura previstos pelo modelo, ao longo da prensa, com os medidos numa placa industrial de MDF quando se faz variar a condutividade do colchão.

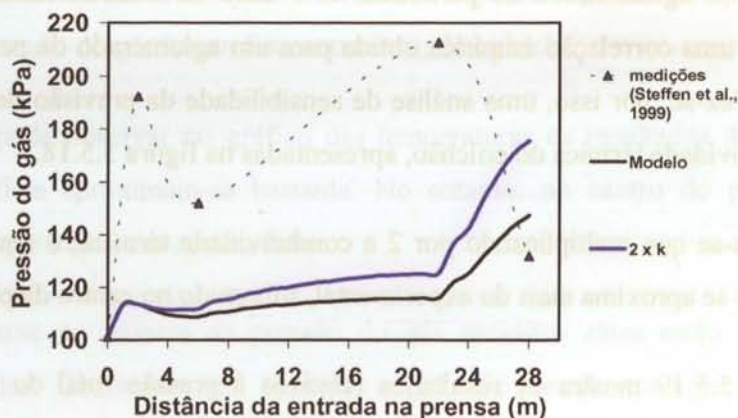


Figura 5.5.19 – Comparação dos resultados da evolução da pressão do gás, ao longo da prensa, no plano central da placa, medidos numa prensa industrial de fabrico MDF com os previstos pelo modelo e variando a condutividade térmica do colchão.

Finalmente, foi estudado o desempenho do modelo na previsão das propriedades físico-mecânicas do produto final. Na figura 5.5.20 pode-se analisar qualitativamente a forma

da resposta do modelo a uma perturbação em espessura. Verifica-se que a resposta do modelo tem uma forma semelhante à prevista por Thoemen e Humphrey (1999) embora a tensão máxima desenvolvida e a velocidade de relaxação de tensões sejam bastante menores no modelo.

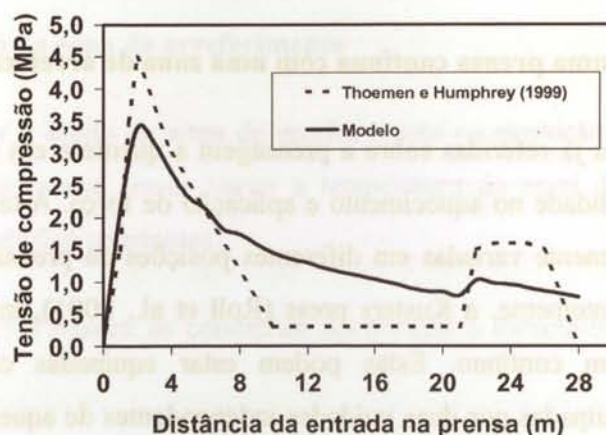


Figura 5.5.20 – Comparação dos valores da resposta em tensão de compressão previstos na literatura (Thoemen e Humphrey, 1999) com os do modelo.

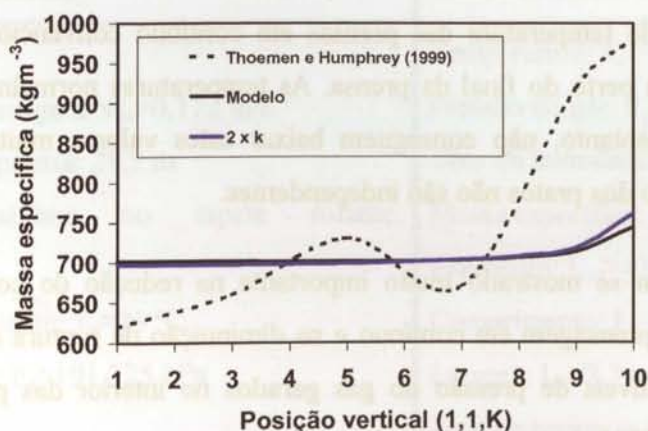


Figura 5.5.21 – Comparação dos resultados previstos pelo modelo com os previstos na literatura, para o perfil vertical de densidades à saída da prensa, considerando a variação da condutividade térmica.

Na figura 5.5.21 pode observar-se o perfil vertical de massa específica à saída da prensa previsto pelo modelo e o apresentado por Thoemen e Humphrey (1999). Pode concluir-se que os valores obtidos são relativamente concordantes com os apresentados na literatura em termos qualitativos. O perfil previsto pelo modelo é mais uniforme que o obtido por estes autores.

5.4 Simulação de uma prensa contínua com uma zona de arrefecimento

Uma das vantagens já referidas sobre a prensagem a quente e em contínuo de painéis de madeira é a sua flexibilidade no aquecimento e aplicação de força. A temperatura e a força aplicadas podem ser facilmente variadas em diferentes posições da prensa quando o colchão está a passar. Muito recentemente, a Kusters press (Roll et al., 2001), introduziu uma outra inovação nas prensas em contínuo. Estas podem estar equipadas com uma zona de arrefecimento, ou seja, equipadas por duas unidades independentes de aquecimento dos pratos, mas incorporadas na mesma estrutura da prensa tendo em comum o mesmo tapete rolante mas rolamentos independentes. Esta zona está localizada nos últimos 30% do comprimento da prensa e pode arrefecer o painel a temperaturas abaixo dos 100°C.

Os programas de temperatura das prensas em contínuo convencionais já usam uma redução da temperatura perto do final da prensa. As temperaturas normalmente usadas são à volta dos 180°C. No entanto, não conseguem baixar estes valores muito mais porque os sistemas de aquecimento dos pratos não são independentes.

Esta técnica tem-se mostrado muito importante na redução do consumo de energia durante a operação de prensagem em contínuo e na diminuição da ruptura dos painéis à saída da prensa, porque os níveis de pressão do gás gerados no interior das placas são também reduzidos (Roll et al., 2001).

Portanto, com o objectivo de analisar o efeito da existência de uma zona de arrefecimento na prensa, nas variáveis de transferência de massa e calor e de comportamento mecânico, realizaram-se duas simulações com as mesmas condições operatórias e

características do colchão, mas variando o programa de temperaturas no tapete rolante mais concretamente na temperatura dos últimos 30% do comprimento da prensa.

Finalmente os resultados do modelo foram comparados com os existentes na literatura para uma zona de arrefecimento a 80°C.

5.4.1 Efeito da zona de arrefecimento

Para avaliar o efeito da zona de arrefecimento na evolução das condições internas do painel ao longo da prensa fez-se variar a temperatura da zona de arrefecimento mantendo todas as outras condições constantes.

A tabela 5.5.5 mostra as condições operatórias e características do painel usadas nas simulações.

Tabela 5.5.5 – Condições operatórias e propriedades típicas do colchão à entrada da prensa utilizadas nas simulações

Condições operatórias	Características do colchão à entrada
Velocidade de passagem: $v_{cx}=0,172$ m/s	Temperatura: $T_i=43^\circ$ C
Comprimento da prensa: 28,7 m	Pressão do gás: $P_{go}=101,325$ kPa
Temperatura máxima no tapete rolante:	Teor de humidade: $H_i=11$ %
$T_{pmax}=205$ °C	Massa específica: $\rho_{co}=280$ kg/m ³
Temperatura ambiente: $T_a=25$ °C	Espessura: $L_{zo}=43,4$ mm
Pressão ambiente: $P_a=101,325$ kPa	Comprimento: $L_x=4$ m
	Largura: $L_y=2,7$ m
	Teor de resina: $y_{rx}=0,11$

O programa de temperaturas no tapete rolante e o esquema de variação da espessura, ao longo da prensa, usados nas duas simulações estão representados na figura 5.5.22. As temperaturas consideradas nos últimos 3 m da prensa foram de 180°C e 80°C, tendo a

temperatura nos rolos começado a baixar a partir dos 19,6 m (entrada na zona de arrefecimento).

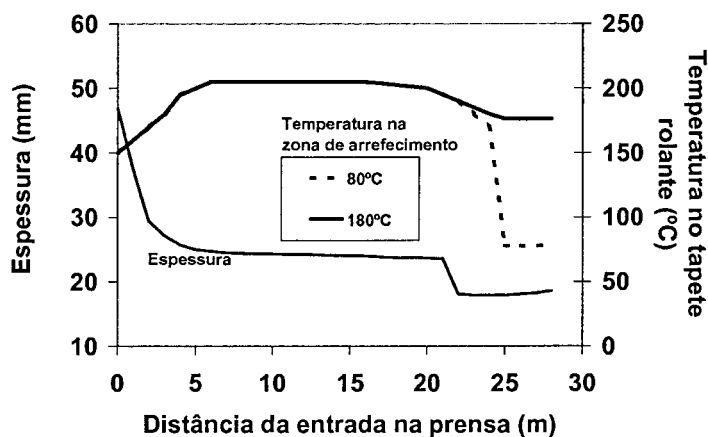


Figura 5.5.22 – Programas de temperaturas no tapete rolante e esquema de compactação do colchão ao longo da prensa considerados.

Na tabela 5.5.6, são apresentados os valores das propriedades de referência usadas e de cada um dos grupos e números adimensionais.

A figura 5.5.23 mostra o efeito de variar a temperatura da zona de arrefecimento na evolução da temperatura, teor de humidade, pressão do vapor de água e pressão do gás, no painel, ao longo da prensa.

Observa-se no gráfico da evolução da temperatura que a redução da temperatura na zona de arrefecimento resulta numa redução da temperatura na superfície do painel, não sendo, no entanto, observável qualquer efeito na temperatura do centro.

Tabela 5.5.6 – Propriedades de transporte e físicas de referência e os números e grupos adimensionais formados para as condições de referência consideradas.

Propriedades de referência		Números e Grupos Adimensionais	
Condutividade do colchão	$k_{To}=0,0875 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$	Fo_z	0,05389
Calor específico do gás	$c_{pgo}=1000 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$	Pe_z	$2,359 \times 10^{-7}$
Viscosidade do gás	$\mu_{go}=3,428 \times 10^{-5} \text{ Pa.s}$	Fo_{mz}	4,562
Permeabilidade	$K_{go}=2,554 \times 10^{-11} \text{ m}^2$	Pe_{mz}	$3,342 \times 10^{-6}$
Calor específico do painel	$c_{pco}=2062 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$	N_{pz}	$33,16 \times 10^3$
Difusividade efectiva	$D_{effo}=1,038 \times 10^{-5} \text{ m}^2.\text{s}^{-1}$	Fo_{mdz}	$2,819 \times 10^{-3}$
“Difusividade” ads	$D_{ado}=3,3 \times 10^{-13} \text{ kg.s.m}^{-3}$	$M_{T\Delta H_{ads}}$	0,134
Velocidade do gás	$v_{go}=1,298 \times 10^{-9} \text{ m.s}^{-1}$	M_v	0,0236
Temperatura	$To=478,15 \text{ K}$	M_{AD}	$0,1327 \times 10^{-2}$
Pressão do vapor de água	$P_{vo}=101,325 \text{ kPa}$	D_{AD}	0,05757
Massa específica do vapor de água	$\rho_{vo}=0,459 \text{ kg.m}^{-3}$	M_G	0,2353
Pressão do gás	$P_{go}=101,325 \text{ kPa}$	Ho	40
Massa específica do gás	$\rho_{go}=0,734 \text{ kg.m}^{-3}$	Vi	16,686
Pressão de saturação	$P_{sato}=1850,654 \text{ kPa}$	Ho_{ed}	40
Massa específica do vapor de água nas condições de saturação	$\rho_{sato}=8,379 \text{ kg.m}^{-3}$	Vi_{vd}	16,686
Calor de dessorção	$\Delta H_{ado}=3,75 \times 10^7 \text{ J.kg}^{-1}.\text{s}^{-1}$	Ho_3	40
Derivada da isotérmica de sorção	$\left(\frac{\partial H}{\partial H_R} \right)_o = 0,431$		
Tensão	$\sigma_{To}=1,01325 \text{ MPa}$		
Módulo de elasticidade do colchão	$ME_{co}=40 \text{ MPa}$		
Viscosidade do colchão	$\eta_{co}=400 \text{ MPa.s}$		
Módulo de elasticidade retardado do colchão	$ME_{edo}=40 \text{ MPa}$		
Viscosidade retardada do colchão	$\eta_{vdo}=400 \text{ MPa.s}$		
Terceiro módulo de elasticidade do colchão	$ME_3=40 \text{ MPa}$		
Porosidade	$\epsilon_{po}=0,809$		
Espessura de cada camada	$\Delta z_o=2,17 \text{ mm}$		

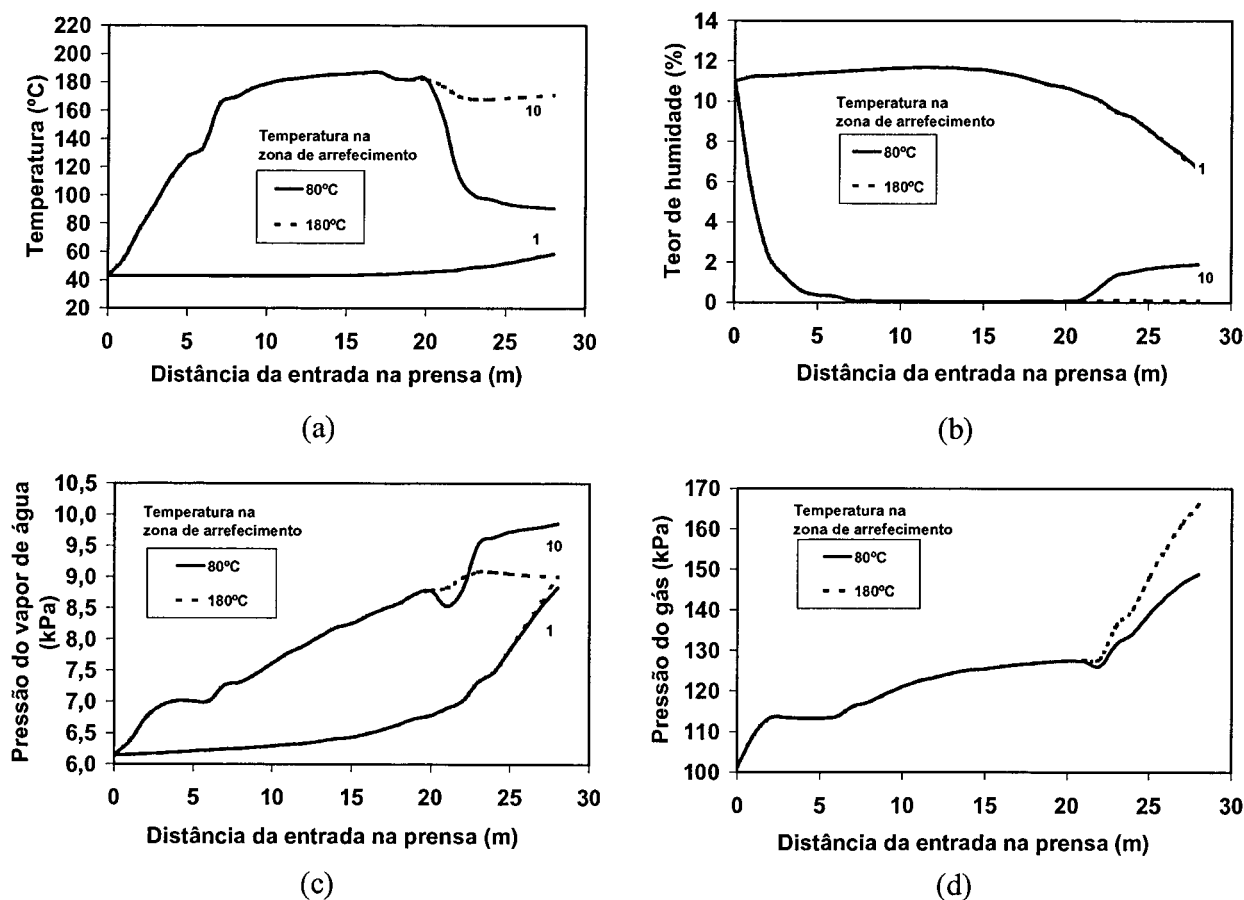


Figura 5.5.23 – Influência da temperatura na zona de arrefecimento na evolução da temperatura (a), teor de humidade (b), pressão do vapor de água (c) e pressão do gás (d) no plano central da placa, ao longo da prensa, para 2 pontos na espessura da placa (1 –adjacente ao centro; 10 – adjacente à superfície).

Relativamente ao efeito na evolução do teor de humidade, verifica-se que este aumenta à superfície quando se reduz a temperatura na zona de arrefecimento, não se observando, no entanto, alterações nos valores da camada central. O aumento do teor de humidade nas camadas superficiais fica certamente a dever-se a um fenómeno de adsorção do vapor de água nas fibras de madeira como resultado do brusco arrefecimento que se observa. Esta conclusão é também confirmada pela observação da evolução da pressão do vapor de água nas camadas superficiais. A pressão do vapor de água reduz-se bruscamente para depois voltar a aumentar, quer devido ao transporte do vapor de água das camadas mais centrais, nas quais se observa

um ligeiro decréscimo, quer devido à maior quantidade de água a dessorver que aqui existe. O facto do vapor de água ser adsorvido pelo painel, nesta altura da prensagem, nas camadas superficiais significa que se impediu a sua saída pelos bordos do painel.

Em relação à evolução da pressão do gás verifica-se que, tal como observou Roll et al. (2001), há uma diminuição dos valores atingidos à saída da prensa, quando existe a zona de arrefecimento na prensa. A pressão do gás, no painel, é reduzida de 166kPa para 149kPa junto à saída da prensa.

Na figura 5.5.24 pode ser observada a influência da temperatura na zona de arrefecimento da prensa, na resposta em tensão de compressão ao longo da prensa e no perfil vertical de massa específica à saída da prensa.

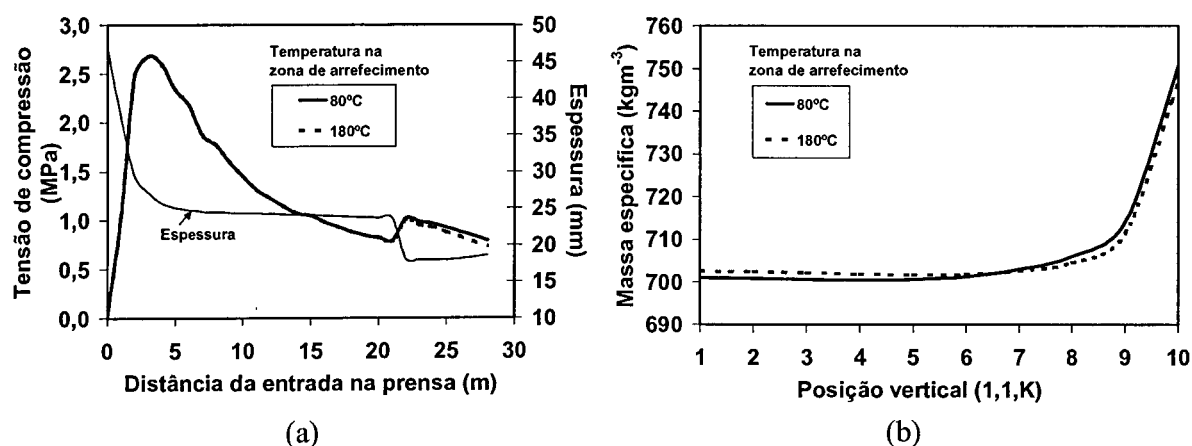


Figura 5.5.24 - Influência da zona de arrefecimento na evolução da tensão de compressão (a), no plano central da placa, ao longo do comprimento da prensa, e no perfil vertical de massa específica (b) à saída da prensa.

Observa-se no gráfico da resposta em tensão de compressão do sistema que a temperatura na zona de arrefecimento tem uma pequena influência durante o segundo aperto do colchão. Quando a temperatura da zona de arrefecimento é mais baixa, a relaxação das tensões desenvolvidas pelo painel é mais lenta.

Relativamente ao perfil vertical de densidades à saída da prensa, verifica-se que este é ligeiramente mais atenuado quando a temperatura da zona de arrefecimento é mais alta. Isto deve-se ao facto de este painel densificar mais durante o segundo aperto, pois está mais quente ou seja, menos resistente a compactação.

Conclui-se então, que uma prensa, equipada com uma zona de arrefecimento com temperaturas abaixo dos 100°C, produz painéis com pressões de gás, no interior, à saída da prensa mais baixas. Produz também painéis que à saída da prensa têm superfícies menos quentes e mais húmidas.

5.4.2 Comparação dos resultados previstos com os de Roll et al. (2001)

Roll et al. (2001) apresentaram um conjunto de medições de temperatura em vários pontos da espessura de placas de MDF industriais, para os casos de temperaturas de 180°C e 80°C na zona de arrefecimento da prensa. As condições operatórias e características do colchão à entrada na prensa são as apresentadas na tabela 5.5.5, não se sabendo no entanto alguns dos parâmetros do processo tais como, os teores de resina e humidade do colchão à entrada da prensa e o esquema de compactação ao longo da prensa. Os programas de temperaturas considerados no tapete rolante e o esquema de compactação ao longo da prensa são os da figura 5.5.19.

A figura 5.5.25 mostra os resultados obtidos por estes investigadores, em 2 pontos da espessura do painel (15% da espessura - junto à superfície e 45% da espessura - junto ao centro), para as duas situações estudadas. Observa-se na figura, que mesmo antes da zona de arrefecimento se registam diferenças na evolução das temperaturas nestes dois pontos de medida. De notar que a medição indicada a 15%- da espessura (junto à superfície) foi na realidade medida a 17% da espessura para o caso da temperatura da zona de arrefecimento ser igual a 80°C. Esta diferença até poderia justificar as diferenças observadas nas curvas de temperatura junto à superfície, mas não justifica as diferenças registadas no centro do painel. Esta observação só vem confirmar o que se observou durante a prensagem laboratorial de painéis de MDF que é muito difícil ter reproductibilidade de resultados, pois cada painel tem uma estrutura aleatória distinta e muito difícil de reproduzir. É no entanto observável, que por

volta dos 20 m de distância da entrada na prensa, a temperatura à superfície do painel estabiliza quando se usa uma temperatura mais baixa na zona de arrefecimento e continua a subir quando a temperatura na zona de arrefecimento é mais alta.

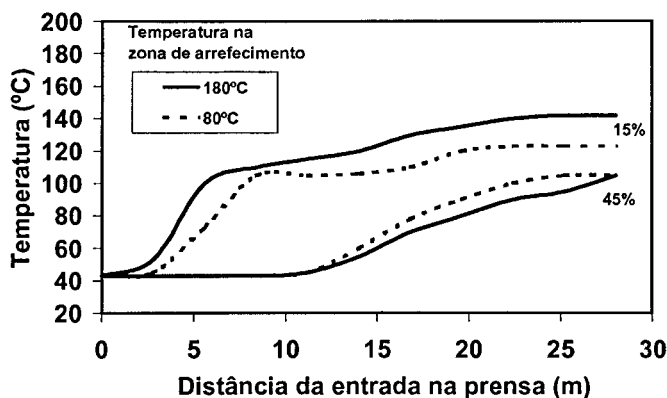


Figura 5.5.25 – Registo das medições de temperatura (Roll et al. (2001)), ao longo da prensa, em duas posições verticais (15% da espessura - junto à superfície e 45% da espessura - junto ao centro) para duas temperaturas diferentes usadas na zona de arrefecimento (80 e 180°C).

Na figura 5.5.26, estão patentes os resultados de temperatura previstos pelo modelo, em duas posições verticais do painel numeradas de 3 e 9, ao longo da sua passagem na prensa para o caso da zona de arrefecimento ter uma temperatura de 180°C. A figura mostra também as temperaturas medidas por Roll et al. (2001) em dois pontos da espessura (os quadrados a 15% da espessura - junto à superfície e os triângulos a 45% da espessura - junto ao centro). A posição 15% da espessura do painel corresponde à posição 9 do modelo e a posição 45% da espessura corresponde ao ponto 3 do modelo. De relembrar também que não se sabe quais os teores de humidade e de resina do colchão, à entrada da prensa, que foram usados na obtenção dos resultados industriais.

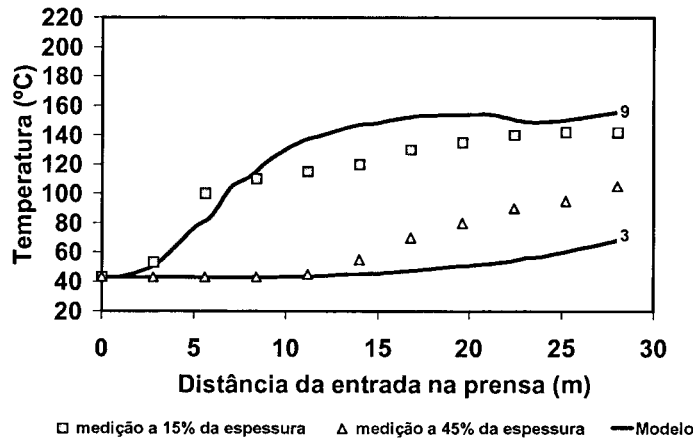


Figura 5.5.26 – Comparação dos resultados medidos numa placa industrial de MDF (zona de arrefecimento com temperatura de 180°C) e os previstos pelo modelo para a variação de temperatura, ao longo da prensa, no plano central da placa, para as posições 3 e 9 na direcção vertical.

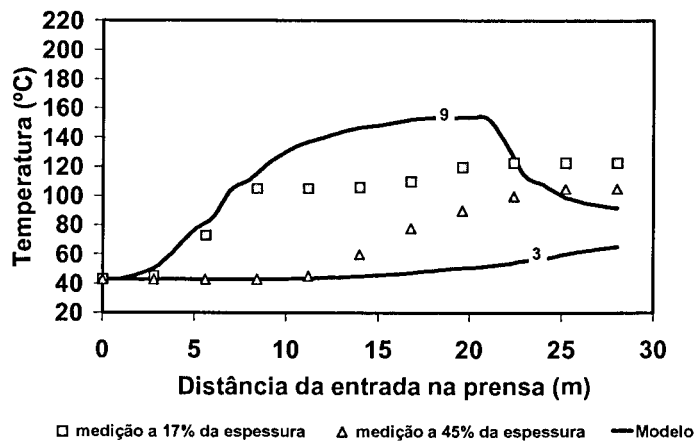


Figura 5.5.27 – Comparação dos resultados medidos numa placa industrial de MDF (zona de arrefecimento com temperatura de 80°C) e os previstos pelo modelo para a variação de temperatura, ao longo da prensa, no plano central da placa, para duas posições na direcção vertical, numeradas de 3 (adjacente ao plano central da placa) e 9 (adjacente à superfície da placa).

De igual modo a figura 5.5.27, mostra os resultados para a temperatura previstos pelo modelo, em duas posições verticais do painel, numeradas 3 e 9, ao longo da sua passagem na

prensa para o caso da zona de arrefecimento ter uma temperatura de 80°C. Observa-se que o modelo prevê uma redução mais brusca das temperaturas à superfície do que as medidas. As temperaturas registadas à superfície são mais atenuadas do que as previstas pelo modelo. Isto poderia ser explicado pelas diferenças de humidade dos painéis. O painel industrial estaria mais húmido nas camadas superficiais que o simulado.

Seria então interessante, desenvolver um trabalho de validação deste modelo com medições industriais e conhecendo-se todas as condições operatórias e características da painel, porque, como já foi dito atrás, a implementação de uma zona de arrefecimento potencia a redução de custos energéticos e de produção.

Roll et al. (2001) referem ainda que neste processo inovador se conseguem obter painéis mais estáveis dimensionalmente e com uma resistência interna (IB) 5 a 10% mais elevada. Outro aspecto importante que é também referido por estes autores é a redução para mais de metade das emissões de compostos orgânicos voláteis para a atmosfera durante a processo de prensagem devido à menor libertação de gás pelo painel à saída da prensa. Verificaram também que os níveis de emissão de formaldeído nos painéis acabados se mantêm igual, ou mesmo com tendência a diminuir, à dos painéis produzidos sem zona de arrefecimento.

6. Conclusões

O modelo tridimensional desenvolvido foi usado para prever a evolução ao longo prensa das variáveis de transferência de massa e calor e relativas ao comportamento mecânico. Concluiu-se que, em termos qualitativos, os resultados de previsão da temperatura, pressão do gás, tensão desenvolvida e perfil vertical de massa específica se aproximam dos resultados apresentados na literatura

Do estudo do efeito da variação da temperatura do colchão, à entrada na prensa, conclui-se que um painel com uma temperatura mais elevada tem um potencial maior de gerar vapor de água e portanto desenvolver valores de pressão total mais altos. Verificou-se também que, quando o colchão entra mais quente e consequentemente mais amolecido, a tensão de compressão máxima necessária é mais baixa e o perfil de massa específica à saída da prensa é mais atenuado.

A elevação da temperatura antes do colchão entrar na prensa pode ser feita, por exemplo, recorrendo ao aquecimento por alta – frequência, o que poderá vir a resultar numa prensa com uma velocidade de passagem maior, ou uma prensa com um comprimento menor.

Analizou-se também, o efeito do aumento do teor de humidade no centro do colchão à entrada da prensa. Verificou-se que com este aumento do teor de humidade a rigidez do colchão diminui e, por isso, densifica mais. Por conseguinte, o perfil vertical de massa específica à saída da prensa é mais atenuado para os painéis que entram mais húmidos.

Estudou-se também o efeito da variação da temperatura máxima no tapete rolante. Para as temperaturas usadas não se observou nenhuma alteração significativa na evolução das variáveis relativas à transferência de massa e calor e comportamento mecânico ao longo da prensa.

O efeito de diminuir a velocidade de passagem do painel na prensa é um maior aquecimento do painel desde a entrada até à saída. Em consequência deste aumento do aquecimento do painel verifica-se um aumento da secagem, isto é, os teores de humidade são

mais baixos à saída da prensa. São também atingidos valores de pressão do vapor de água e pressão do gás mais elevados quando a velocidade de passagem do painel é menor. A redução da velocidade de passagem provoca também uma ligeira diminuição da tensão máxima atingida. Em relação ao perfil vertical de massa específica verificou-se que o painel mais denso à saída é o que passou mais devagar na prensa.

Os resultados do modelo foram comparados com os medidos e as previsões encontradas na literatura e referentes à prensagem industrial em contínuo do MDF. Os resultados de simulação obtidos pelo modelo e os da literatura são bastante diferentes em termos quantitativos para os valores de temperatura e pressão do gás. Verificou-se que multiplicando por 2 a condutividade térmica do colchão, o aquecimento aproxima-se mais do medido num painel industrial. O aumento da condutividade térmica do colchão também aumenta os valores de pressão total do gás previstos. Comparando o perfil vertical de massa específica à saída da prensa com o da literatura, verifica-se haver alguma concordância na forma mas bastantes diferenças em termos quantitativos.

Finalmente, analisou-se o efeito da existência de uma zona de arrefecimento na prensa em contínuo, nas variáveis relativas à transferência de massa, calor e comportamento mecânico. Verificou-se então, que uma prensa equipada com uma zona de arrefecimento com temperaturas abaixo dos 100°C, produz painéis com perfis verticais de massa específica ligeiramente mais uniformes e com pressões de gás no interior do painel à saída da prensa mais baixas.

Os resultados de previsão foram comparados com os existentes na bibliografia e concluiu-se que as previsões de temperatura do modelo em vários pontos da espessura seguem qualitativamente as observadas numa placa industrial.

NOMENCLATURA

c_p	Calor específico, $J.kg^{-1}.K^{-1}$
D_{eff}	Difusividade efectiva, $m^2.s^{-1}$
D_{ad}	“Difusividade” da água na fase adsorvida, $kg.s.m^{-3}$
F_o	Número de Fourier
F_{om}	Número de Fourier mássico
F_{omd}	Grupo adimensional
H	Teor de humidade do aglomerado (massa de água/massa de colchão seco)
H_i	Teor de humidade inicial
H_o	Grupo adimensional elástico
k_T	Condutividade térmica, $W.m^{-1}.K^{-1}$
K_g	Permeabilidade do colchão, m^2
L_x	Comprimento da placa, m
L_y	Largura da placa, m
L_z	Espessura da placa, m
$\dot{m}$	Quantidade de água que muda de fase, por unidade de tempo e volume, $kg.m^{-3}.s^{-1}$
M	Massa molecular, $kg.mol^{-1}$
$\dot{M}_v$	Grupo adimensional

$\dot{M}_g$ Grupo adimensional

$\dot{M}_{\Delta H_{ad}}$ Grupo adimensional

ME Módulo de elasticidade, Pa

$\langle ME \rangle$ Módulo de elasticidade global, Pa

N Número de volumes de controlo

N_p Permeabilidade relativa

P_g Pressão total do gás, Pa

Pe Número de Peclet energético

Pe_m Número de Peclet mássico

P_v Pressão parcial do vapor de água, Pa

P_{ar} Pressão parcial do ar, Pa

$(-r_p)$ Velocidade da reacção de polimerização, s^{-1}

R Constante universal dos gases ideais, $kJ.kg mol^{-1}.K^{-1}$

t Tempo, s

T Temperatura, K

v_g Velocidade do gás, $m.s^{-1}$

v_c Velocidade do colchão ou velocidade de passagem na prensa, $m.s^{-1}$

Vi Número adimensional viscoelástico

V	Volume
w_v	fracção mássica do vapor de água (massa de vapor de água/massa de gás)
y_r	Teor de resina (massa de resina/massa de fibra seca)
x	Variável espacial (distância ao longo da coordenada “x”), m
y	Variável espacial (distância ao longo da coordenada “y”), m
z	Variável espacial (distância ao longo da coordenada “z”), m

Letras Gregas

ε_p	Porosidade do painel (volume de poros/volume do painel)
γ	Deformação
η	Componente viscosa, Pa.s
$\langle \eta \rangle$	Componente viscosa global, Pa.s
μ_g	Viscosidade do gás, Pa.s
μ_{ad}	Potencial químico, J.kg ⁻¹
ρ	Massa específica, kg.m ⁻³
σ	Tensão, Pa
φ_T	Fluxo de calor, J.m ⁻² .s ⁻¹
φ	Fluxo de massa, kg.m ⁻² .s ⁻¹
τ	Tempo total do ciclo de prensagem, s

θ Variável tempo adimensionalizada

ΔH_{ads} Calor de sorção, J.kg^{-1}

ΔH_r Calor de reacção, J.kg^{-1}

Índices

a ambiente

ar ar

c compósito

ed elástico-retardado (componente mecânica)

e elástico (componente mecânica)

g gás

o de referência ou inicial

p pratos

r resina

s sólido

sat nas condições de saturação

T total (componente mecânica)

T térmico (componente transferência de massa e calor)

v vapor (componente de transferência de massa e calor)

- v viscoso (componente mecânica)
- vd viscoso-retardado (componente mecânica)
- x ao longo do comprimento do painel (a partir do início do painel)
- y ao longo da largura do painel (a partir do centro do painel)
- z ao longo da espessura do painel (a partir do centro do painel)

Sobrescritos

- * variável normalizada
- ' relativo ao referencial móvel (Lagrangiano)
- r relativo

Abreviaturas

- 3D Tridimensional
- MDF Aglomerado de fibras de média densidade
- MBM Modelo de Burger Modificado

BIBLIOGRAFIA

Ahrweiler, K., "The Continuous Kusters Press System", Proceedings International Particleboard/Composite Materials Symposium, 16th, Washington State University, Pullman, Wash., 201-218 (1982)

Bloch, J.F., "Transferts de masse et de chaleur dans les milieux poreux déformables non saturés: application au pressage du papier", Thèse présentée à L'Institut National Polytechnique de Grenoble, (1992)

Bolton, A.J., P.E. Humphrey, ""The Hot-Pressing of Dry-formed Wood-based Composites. Part I: A Review of the Literature, Identifying the Primary Physical Processes and the Nature of their Interaction", *Holzforschung*, 42 (6), 403-406 (1988)

Bolton, A.J., Humphrey, P.E., Kavvouras, P.K., "The Hot-Pressing of Dry-formed Wood-based Composites. Part III: Predicted Vapour Pressure and Temperature Variation with Time, Compared with Experimental Data for Laboratory Boards", *Holzforschung*, 43 (4), 265-274 (1989a)

Bolton, A.J., Humphrey, P.E., Kavvouras, P.K., "The Hot-Pressing of Dry-formed Wood-based Composites. Part VI: The importance of Stresses in the Pressed Mattress and their Relevance to the Minimization of Pressing time, and the variability of Board Properties", *Holzforschung*, 46 (6), 406-410 (1989b)

Carvalho, L.M.H., "Estudo da Operação de Prensagem do Aglomerado de Fibras de Média Densidade (MDF): Prensa Descontínua de Pratos Quentes", Tese de Doutoramento em Engenharia Química apresentada à Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (1999)

Carvalho, L.M.H., C.A.V. Costa, "Modeling and Simulation of the Hot-pressing Process in the Production of Medium Density Fiberboard (MDF)", *Chem. Eng. Comm.*, 170, 1-21 (1998)

Carvalho, L.M.H., M.R.N. Costa, C.A.V. Costa, "Modeling rheology in the hot-pressing of MDF: Comparison of mechanical models", *Wood and Fiber Sci.*, 33 (3), 395-411 (2001a)

Carvalho, L.M.H., M.R.N. Costa, C.A.V. Costa, "Development of a global model for the hot-pressing of medium density fiberboard (MDF)", *submetido ao Wood Sci. and Technol.* (2001b)

Coussy O., "Mechanics of Porous Continua", John Wiley & Sons, Inc., England (1995)

Currie, I.G., "Fundamental Mechanics of Fluids", McGraw-Hill Book Company, Inc., USA, (1974)

Harless, T., F. Wagner, P. Short, D. Seale, P. Mitchell, D. Ladd, " A model to predict the density profile of particleboard", *Wood and Fiber Sci.*, 19(1), 81-92 (1987)

Hata, T., S. Kawai, H. Sasaki, "Computer simulation of temperature behaviour in particle mat during hotpressing and steam injection pressing", *Wood Sci. and Technol.*, 24, 65 (1990)

Hindmarsh, A.C., "ODEPACK, a systematized collection of ODE solvers in scientific computing", R.S. Stepleman et al. (eds), North Holland, 55-64 (1983)

Humphrey, P., A. Bolton, "The hot-pressing of dry-formed wood based composites-Part II: Simulation Model for heat and moisture transfer, and typical results", *Holzforshung*, 43 (3), 199-206 (1989a)

Humphrey, P., A. Bolton, "The hot-pressing of dry-formed wood based composites-Part V: The effect of board size: comparability of laboratory and industrial pressing", *Holzforshung*, 43 (6), 401-405 (1989b)

Humphrey, P.E., "Physical aspects of wood particleboard manufacture", Ph.D. Thesis, University of Wales, U.K. (1982)

Incorpera, F.P., D.P. Witt, "Fundamentals of heat and mass transfer", Third Edition, John Wiley & Sons, New York (1990)

Kamke, F.A., L.J. Casey, "Gas pressure and temperature in the mat during flakeboard manufacture", *Forest Prod. J.*, 38(3), 41-43 (1988a)

Kamke, F.A., L.J. Casey, "Fundamentals of flakeboard manufacture: internal-mat conditions", *Forest Prod. J.*, 38 (6), 38 (1988b)

Kamke, F.A., Wolcott, M.P., "Fundamentals of flakeboard manufacture: Wood-moisture relationship", *Wood Sci. and Technol.*, 25, 57-71 (1991)

Landau, H.G., R.W. Lewis, "Heat conduction in a melting solid", *Q. Appl. Math.*, 8, 81-94 (1950)

Long, P.J., "Continuous Pressing of Medium Density Fiberboard at Fibron Industries", *Proceedings International Particleboard/Composite Materials Symposium*, 23th, Washington State University, Pullman, Wash., 187-199 (1989)

Maloney T., "Modern Particleboard & Dry Process Fiberboard Manufacturing", Miller Freeman Publications, California, August (1989)

Roll, H., M. Barbu, P. Beck, D. Hoepner, U. Kaiser, K. Lerach, "Continuous hot press with cooling section for MDF", in *Proceedings of Fifth European Panel Products Symposium*, Llandudno, North Wales, Reino Unido (2001)

Roux, J.C., J.P. Vincent, "A proposed model analysis of wet pressing", *Tappi Journal*, Fevereiro, 189-196 (1991)

Rovedo C.O., C. Suarez, Viollaz P.E., "Drying simulation of a solid slab with three dimensional shrinkage", *Drying Technology*, 13 (1&2), 371-393, (1995)

Sacadura, J.F., "Initiation aux transfers thermiques", Tec & Doc, Paris (1980)

Silva, M.A., "A general model for moving boundary problems –application to drying of porous media", *Drying Technology*, 18 (3), 601-624 (2000)

Soiné, H., "Continuous Pressing Process for the Particleboard Production – Manufacture of MDF in a Continuous Press in New Zealand", *Holz als Roh-und Werkstoff*, 45, 399 404 (1987)

Stanish, M.A., G.A. Schajer, F. Kayihan, “A mathematical model of drying for hygroscopic porous media”, *AIChE J.*, 32 (8), 1301 (1986)

Steffen A., “Development and Status of Optimisation and Modelling of the Hot-pressing of Wood-based Panels”, *Holz als Roh –und Werkstoff*, 54, 321-332 (1996)

Steffen A., G. Haas, A. Rapp, P. Humphrey, H. Thoemen, “Temperature and gas pressure in MDF-mats during industrial continuous hot-pressing”, *Holz als Roh-und Werkstoff*, 57, 154-155 (1999)

Strickler M. D., “Effect of Press Cycle and Moisture Content on Properties of Douglas-fir Flakeboard”, *Forest Prod. J.*, 9 (7), 203-215 (1959)

Sturgeon, M.G., M.L. Lau, “Continuous Pressing of Medium Density Fiberboard at Nelson Pine Industries New Zealand”, in *Proceedings International Particleboard/Composite Materials Symposium*, 23th, Washington State University, Pullman, Wash., 179-185 (1989)

Thoemen H., P.E Humphrey, “The Continuous Pressing Process For Wood-Based Panels: An Analytical Simulation Model”, in *Proceedings of Third European Panel Products Symposium*, Llandudno, North Wales, Reino Unido (1999)

Thoemen H., P.E Humphrey, “Hot Pressing of Wood-Based Composites: Selected Aspects of the Physics Investigated by Means of Simulation”, in *Proceedings of Fifth European Panel Products Symposium*, Llandudno, North Wales, Reino Unido (2001)

Vincent J.P., B. Lebeau, J.C Roux, “A simulation tool for the press section of the PM”, *PTI*, Agosto, 236-241 (1988)

Viollaz P.E., C. Suarez, “An equation for diffusion in shrinking or swelling bodies”, *J. of Polymer Sci.*, 122, 875-879 (1984)

Capítulo VI

Conclusões e Recomendações de Trabalho Futuro

Conclusões e Recomendações de Trabalho Futuro

O modelo 3D apresentado no capítulo II prevê a evolução das variáveis relativas à transferência de massa e calor e ao comportamento mecânico do MDF ao longo do ciclo de prensagem. A complexidade deste modelo reside principalmente na interação entre os vários fenómenos envolvidos e no facto das propriedades serem dependentes do tempo e da posição na placa. O desempenho do modelo foi analisado para as condições típicas de prensagem industrial do MDF. Os resultados de previsão do modelo assemelham-se qualitativamente aos apresentados na literatura.

Estudou-se neste capítulo a influência do modelo macromecânico na evolução das condições internas e verificou-se que este não influencia a previsão das variáveis relativas à transferência de massa e calor, influenciando no entanto, a previsão da evolução da tensão de compressão ao longo do ciclo de prensagem e o perfil vertical de massa específica do colchão no final dum ciclo. Observou-se, que para os parâmetros mecânicos considerados, o MB é o que produz uma resposta em tensão mais elevada e o MBM a mais baixa. O MM prevê uma relaxação de tensões para valores muito próximo de zero no final do ciclo de prensagem e os modelos MB e MBM prevêem a relaxação de tensões para um mesmo valor. O perfil vertical de massas específicas do colchão mais atenuado é previsto pelos modelos MB e MBM.

Verificou-se também que as correlações de cálculo das isotérmicas de sorção influenciam a previsão dos valores do teor de humidade e pressão do vapor de água ao longo do ciclo de prensagem. Observou-se que com a equação de Hailwood-Horrobin ($n=2$) a placa fica mais seca no final do ciclo de prensagem, isto é, com um teor de humidade mais baixo. As previsões usando splines e a equação Hailwood-Horrobin ($n=1$) são bastante semelhantes.

Relativamente à consideração de um fluxo difusivo de água na fase adsorvida, observou-se que a variação da pressão do vapor de água é menos significativa à superfície do colchão quando se considera o fluxo mas mais intensa quando o centro começa a aquecer. Observou-se também que quando o fluxo de água na fase adsorvida é tido em conta se prevê um painel menos seco e com uma pressão de gás menor à saída da prensa. Em relação às previsões de temperatura no centro do painel o efeito de se considerar ou não um fluxo de

água na fase adsorvida é muito pequeno. Esta consideração ou não do fluxo de água adsorvida não tem qualquer efeito nas variáveis relativas ao comportamento mecânico.

Em relação à contribuição do termo de acumulação do vapor de água na previsão das condições internas da placa ao longo do ciclo de prensagem, observou-se que quando o termo de acumulação de vapor de água é tido em conta, resultam previsões de um teor de humidade maior no final do ciclo de prensagem e valores de pressão do vapor de água mais elevados ao longo do ciclo de prensagem. Para a pressão do gás prevêem-se duas evoluções bastante distintas. Quando o termo de acumulação é tido em conta, observa-se que a pressão do gás aumenta ao longo de ciclo de prensagem à medida que o colchão vai aquecendo e, por isso, secando e não aumentando apenas no início como acontece no outro caso. O termo de acumulação do vapor de água não produz também qualquer efeito nas variáveis relativas ao comportamento mecânico.

O modelo aqui apresentado é o modelo proposto por Carvalho (1999) modificado pela passagem de bidimensional a tridimensional, introdução do transporte de água na fase adsorvida e consideração do termo de acumulação de vapor de água. Usaram-se também correlações diferentes para o cálculo da difusividade efectiva do vapor de água no colchão e da permeabilidade. Verificou-se que as modificações realizadas introduzem alterações na previsão das variáveis de transferência de massa e calor. O modelo proposto prevê uma secagem mais lenta da placa ao longo do ciclo de prensagem e valores de pressão do vapor de água mais elevados. Relativamente à previsão da pressão do gás estes modelos apresentam respostas bem distintas. Com o modelo proposto a pressão do gás prevista aumenta ao longo do ciclo de prensagem e não apenas no início da operação como prevê o modelo proposto por Carvalho (1999). Estas modificações no modelo não produzem alterações nas previsões da tensão desenvolvida ao longo do ciclo de prensagem e no perfil vertical de massa específica do colchão no final do ciclo.

Outro dos objectivos era a comparação das previsões teóricas com os resultados obtidos numa prensa piloto/laboratorial que para isso foi construída e nela realizado um programa de ensaios experimentais. Comparando os resultados de previsão com os experimentais observou-se que o modelo tem alguma dificuldade na descrição da evolução da

temperatura e teor de humidade no centro do painel, ao longo do ciclo de prensagem. Verificou-se também que o modelo macromecânico de Maxwell não consegue descrever correctamente o comportamento mecânico do colchão durante a operação de prensagem e por isso, foi proposto o modelo de Burger modificado. Pelas comparações efectuadas com os resultados experimentais este consegue descrever quantitativamente melhor o comportamento do colchão.

Conclui-se então que é necessário fazer alguns ajustes ao modelo nomeadamente nas equações de cálculo das propriedades físicas e termodinâmicas do colchão de MDF. Para tal será necessário a realização de ensaios experimentais complementares com a monitorização da temperatura em várias posições da espessura, assim como da pressão de gás no centro do colchão durante o ciclo de prensagem. Seria também importante minimizar o mais possível as diferenças estruturais decorrentes da formação dos colchões que foi feita manualmente.

Será de grande interesse para trabalhos futuros realizar mais ensaios experimentais no sentido de medir o teor de humidade, em várias posições verticais e em vários instantes de tempo no decorrer do ciclo de prensagem. Também para análise do efeito da migração da humidade no painel na evolução das condições internas seria interessante realizar alguns ensaios experimentais nos quais se colocariam “barreiras” à passagem da água em várias camadas do painel. Estas barreiras poderiam ser por exemplo em Teflon.

Um outro ponto que seria também interessante estudar seria a prensagem de um painel completamente seco (humidade inicial igual a zero) em vácuo, impossível de realizar com as actuais condições existentes no laboratório, para assim se analisar o fenómeno de transferência de calor isoladamente. Finalmente outro dos aspectos que parece ser de grande importância nesta dinâmica de transferência de calor e massa é a correlação usada no cálculo das isotérmicas de adsorção e dessorção da água no MDF. Para tal será necessário determiná-las experimentalmente a várias temperaturas, abaixo e acima dos 100°C e analisar o efeito da resina, antes e após polimerização.

Como o fabrico de painéis de MDF na indústria é regido por um conjunto de especificações de qualidade, fez-se também um estudo das características físicas e mecânicas

dos painéis fabricados ao longo deste trabalho e analisando a sua qualidade, bem como relacionando parâmetros mecânicos com as condições de fabrico. Deste estudo podemos concluir que os perfis de densidade ao longo da espessura dos painéis apresentam a forma característica, com um centro menos denso do que a superfície. Verificou-se também que, de acordo com a tabela de especificações da Euro MDF Board os valores de resistência interna e de módulo de elasticidade estão, no geral, não muito afastados dos valores mínimos recomendados, enquanto que os valores de resistência à flexão estão muito abaixo do mínimo recomendado. Podemos ainda verificar que a resistência interna e o módulo de elasticidade apresentam uma tendência de aumento com a densidade média do painel.

Com o objectivo de se estudar a aplicação da radiação alta-frequência ou microondas no pré-aquecimento ou co-aquecimento do colchão de MDF durante a operação de prensagem numa prensa descontínua de pratos quentes, fez-se uma extensão e validação parcial do modelo anterior. Para isso, foi adicionado um termo de fonte ao balanço energético e usaram-se as equações electromagnéticas de Maxwell para calcular a distribuição do campo electromagnético no interior do colchão. Para cada ponto do colchão foram calculados os seus parâmetros dieléctricos, variáveis com a humidade e temperatura. Estes parâmetros são os responsáveis pela intensidade com que uma onda electromagnética atinge e é absorvida num dado local do painel. Realizaram-se um conjunto de simulações para se estudar o efeito da aplicação da radiação electromagnética no aquecimento de um painel de MDF antes e durante a operação de prensagem.

Verificou-se que a aplicação desta radiação contribui para um mais rápido aumento da temperatura assim como a sua distribuição quase uniforme, devido ao aquecimento simultâneo de todo o interior do colchão. Este aquecimento volumétrico provoca uma mais rápida dessorção da água o que contribui para uma rápida diminuição do teor de humidade no interior do painel e este aumento de dessorção não consegue ser acompanhada pela transferência de massa pelos bordos, daí haver um maior aumento da pressão do gás do que num aquecimento convencional. Por esta razão será importante fazer um co-aquecimento apenas durante um curto período de tempo, para que não haja perigo de explosão do colchão na prensa, devido às grandes pressões internas.

Relativamente a este tipo de aquecimento, verificou-se que o valor dos parâmetros dieléctricos da resina são muito importantes, sendo por isso, a sua determinação experimental, para as condições de prensagem, um passo importante para a simulação da operação de prensagem combinada com radiação alta-frequência e microondas. Seria também interessante num trabalho futuro fazer um estudo experimental do efeito do pré ou co-aquecimento com radiação electromagnética nas características de qualidade dos painéis.

Com o objectivo de se estudar a operação de prensagem em contínuo do MDF foi desenvolvido um modelo tridimensional. Foram simuladas as condições típicas na indústria. Os parâmetros (propriedades físicas, de transporte e mecânicas) foram calculadas com as leis teóricas e experimentais já usadas no modelo desenvolvido para a prensa descontínua. Neste capítulo, foi também estudado o efeito de fazer variar a temperatura de entrada do colchão na prensa. Concluiu-se que, quando o centro do colchão é pré aquecido e consequentemente amolecido, é necessário uma tensão de compressão máxima mais baixa para se obter a espessura desejada e o perfil de densidade à saída da prensa é mais atenuado, pois a diferença entre os valores do centro e dos bordos é menor. A elevação da temperatura antes do colchão entrar na prensa pode ser feita, por exemplo, recorrendo ao aquecimento por alta – frequência, o que poderá vir a resultar numa prensa com uma velocidade de passagem maior, ou uma prensa com um comprimento menor.

Analizando o efeito da velocidade de passagem do colchão na prensa nas condições internas do painel ao longo da prensa, verificou-se que esta pode ser determinante, para determinadas características de painel e condições operatórias, na consolidação do painel. Se o painel passar rapidamente poderá não curar no centro.

Finalmente, para este modelo foi feita uma tentativa de validação, comparando os resultados previstos com os recolhidos na literatura, referentes à prensagem industrial em contínuo do MDF. Os resultados de simulação obtidos pelo modelo e os encontrados na literatura são quantitativamente diferentes para os valores de temperatura e pressão do gás. Vários factores podem estar na origem destas diferenças nomeadamente o valor de algumas propriedades físicas, que foram calculadas a partir de correlações obtidas para madeira maciça ou aglomerados de partículas Comparando o perfil vertical de densidades à saída da prensa, com o da literatura verifica-se haver alguma concordância no que diz respeito à forma.

Estudou-se também o efeito da introdução de uma zona de arrefecimento, na prensa, na evolução das condições internas do painel. Verificou-se que, tal como observado na indústria o modelo prevê uma redução da pressão do gás gerada no interior do painel próximo da saída da prensa. Também se observou que uma prensa equipada com uma zona de arrefecimento com temperaturas abaixo dos 100°C, produz painéis com perfis verticais de densidade ligeiramente mais uniformes. Seria então interessante, desenvolver um trabalho de validação deste modelo com medições industriais e com um conhecimento de todas as condições operatórias e características da painel, porque como já foi dito atrás, a implementação de uma zona de arrefecimento potencia a redução de custos energéticos e de produção. É referido ainda que neste processo inovador se conseguem obter painéis mais estáveis dimensionalmente e com uma resistência interna mais elevada. Outro aspecto importante que é referido por estes autores é a redução para mais de metade das emissões de compostos orgânicos voláteis para a atmosfera durante a processo de prensagem.

Um outro estudo importante a realizar, no futuro, para este modelo será analisar o efeito de injectarmos vapor no interior do colchão no início da prensa. Esta injeção de vapor aquecerá o centro do painel e, em consequência, o seu teor de humidade também será aumentado.

Apêndices

Apêndice A - Correlações para o cálculo das propriedades do MDF físicas, de transporte e termodinâmicas (Carvalho, 1999)

Propriedades físicas e de transporte

Calor específico do aglomerado

$$c_{pc} = 4180 \times \frac{0,268 + 0,0011(T - 273,15) + H}{1 + H} \quad (A.1)$$

onde c_p vem expresso em $J.kg^{-1}.K^{-1}$ e T em K.

Condutividade térmica do aglomerado

$$k_{Tz} = (0,01172 + 0,0001319p_c)F_m F_t \quad (A.2)$$

$$F_m = 0,000103H + 1,00000$$

$$F_t = 0,001077T + 0,97$$

onde F_m e F_t são os termos de correcção da humidade e da temperatura, respectivamente e k_{Tz} vem expresso em $W.m^{-1}.K^{-1}$. Assumiu-se uma condutividade na direcção do eixo dos xxs e yy igual a 1,5 da condutividade dada pela equação anterior.

Viscosidade do gás

$$\mu_g = 1,12 \times 10^{-5} \left(\frac{T}{(T - 273,15) + 3211,0} \right)^{1,5} \quad (A.3)$$

com μ_g em Pa.s e T em K.

Porosidade do aglomerado

$$\epsilon_p = 1 - \frac{\rho_c}{\rho_s} \quad (A.4)$$

onde ρ_s é calculada por,

$$\rho_s = \frac{1 + y_r}{\frac{1}{\rho_f} + \frac{y_r}{\rho_r}} \quad (A.5)$$

sendo ρ_f a massa específica da resina e ρ_r a massa específica da fibra.

Propriedades termodinâmicas

Calor de sorção

$$\Delta H_{ad} = 1,176 \times 10^6 \exp(-0,15H) + 2,511 \times 10^6 - 2,48 \times 10^3 (T - 273,15) \quad (A.6)$$

com ΔH_{ad} expresso em $J.kg^{-1}$, T em K e H em %.

Pressão de saturação

$$\log P_{sat} = 10,745 - \frac{2141,0}{T} \quad (A.7)$$

onde P_{sat} vem expresso Pa e T em K.

Modelos de sorção da água na madeira

Equação de Hailwood-Horrobin $n=1$

$$H = \frac{0,018}{W} \left(\frac{K_1 K_2 H_R}{1 - K_1 K_2 H_R} + \frac{K_2 H_R}{1 - K_2 H_R} \right) \quad (A.8)$$

onde H é o teor de humidade de equilíbrio e H_R , a humidade relativa da fase gasosa. Os coeficientes da equação são dependentes da temperatura e são calculados pelas seguintes expressões:

$$W = 0,223 + 0,0007T + 0,000019T^2$$

$$K_1 = 0,706 + 0,0017T - 0,000006T^2$$

$$K_2 = 4,73 + 0,048T - 0,0005T^2 \quad (T \text{ em } ^\circ\text{C})$$

Equação de Hailwood-Horrobin n=2

$$H = \frac{18}{W} \left(\frac{K_3 H_R}{1 - K_3 H_R} + \frac{K_1 K_3 H_R + 2 K_1 K_2 K_3^2 H_R^2}{1 + K_1 K_3 H_R + K_1 K_2 H_R^2} \right) \quad (\text{A.8})$$

$$W = 349 + 1,29T + 0,0135T^2$$

$$K_1 = 6,18 + 0,00507T - 0,0003T^2$$

$$K_2 = 2,39 + 0,0256T - 0,000303T^2$$

$$K_3 = 0,805 + 0,000736T - 0,00000273T^2 \quad (T \text{ em } ^\circ\text{C})$$

Dados de equilíbrio de Kauman (Carvalho, 1999)

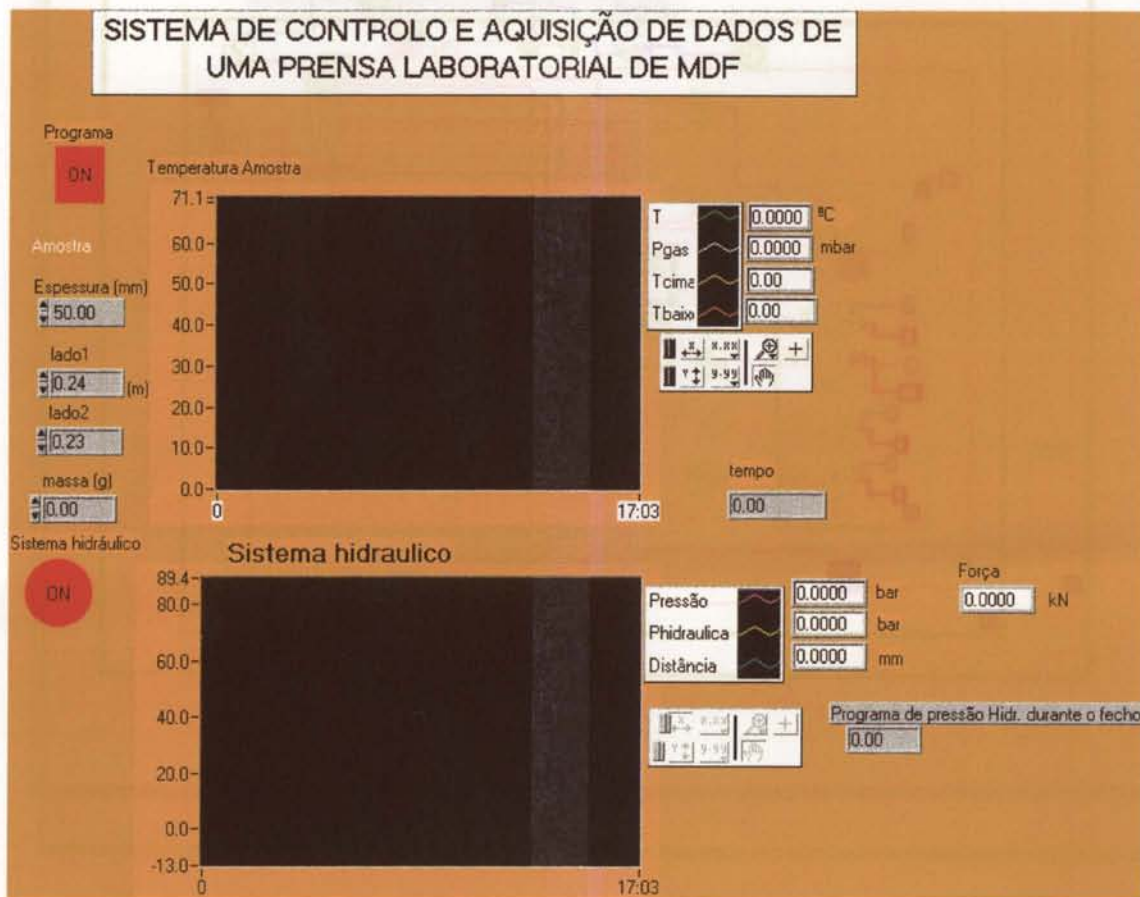
Tabela A.1 – Dados de equilíbrio da água na madeira obtidos a partir de Kauman (1956)

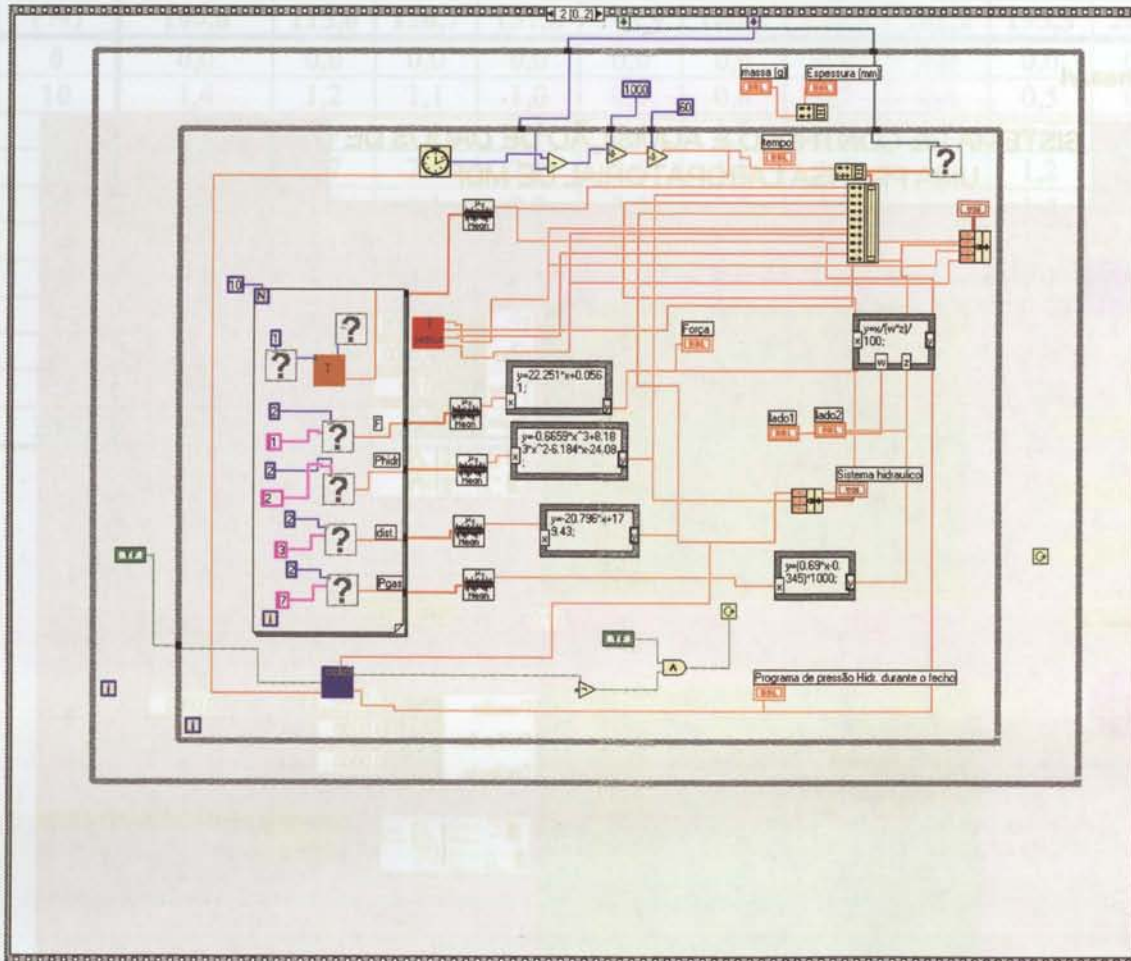
H _R (%)	Temperatura (°C)								
	18,3	21,1	26,7	37,8	48,9	60,0	71,1	82,2	93,4
0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
10	3,3	3,2	3,1	3,0	2,7	2,4	2,1	1,8	1,5
20	4,4	4,3	4,2	4,1	3,7	3,4	3,1	2,6	2,3
30	5,6	5,5	5,4	5,3	4,9	4,5	4,1	3,6	3,3
40	7,2	7,1	7,0	6,7	6,2	5,7	5,2	4,6	4,3
50	9,2	9,1	8,9	8,6	8,0	7,4	6,6	6,0	5,4
60	11,1	11,0	10,9	10,5	9,8	9,1	8,3	7,5	6,7
70	13,8	13,6	13,3	12,7	11,8	11,1	10,3	9,5	8,6
80	17,5	17,3	16,9	16,0	15,2	14,3	13,3	12,3	11,2
90	22,6	22,3	21,8	20,8	19,8	18,7	17,4	16,2	14,8
100	29,1	28,8	28,2	27,0	25,7	24,4	23,1	21,8	20,0

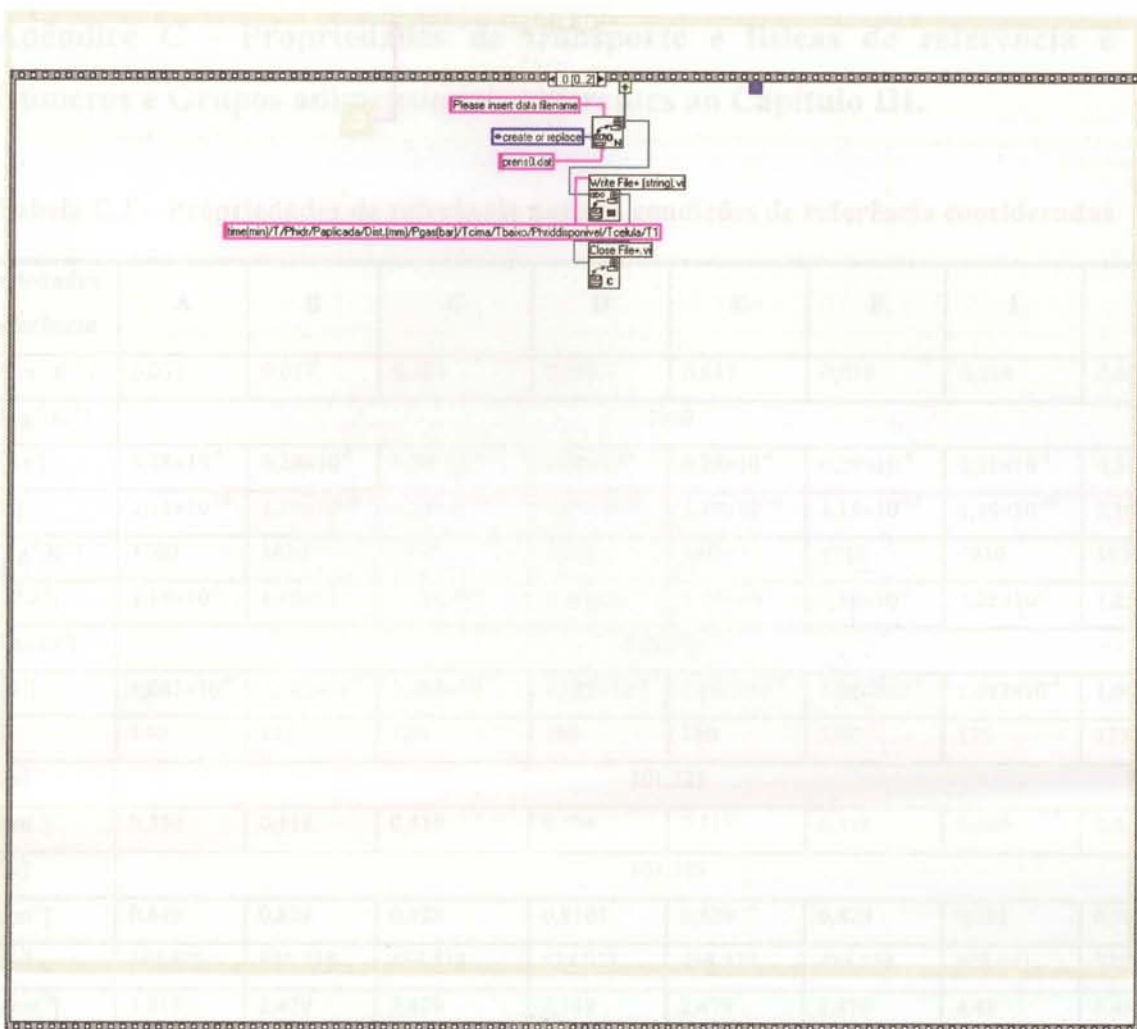
H _R (%)	Temperatura (°C)									
	100,0	115,6	126,7	137,8	148,9	160,0	171,1	182,2	193,3	204,4
0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
10	1,4	1,2	1,1	1,0	0,9	0,8	0,7	0,6	0,5	0,5
20	2,2	1,9	1,7	1,5	1,4	1,3	1,2	1,0	0,9	0,8
30	3,1	2,7	2,4	2,1	2,0	1,8	1,6	1,4	1,2	1,1
40	3,9	3,5	3,1	2,7	2,5	2,2	1,9	1,6	1,4	1,3
50	5,0	4,4	3,8	3,4	3,0	2,6	2,3	1,9	1,7	1,5
60	6,2	5,3	4,6	4,1	3,5	3,2	2,7	2,3	2,0	1,8
70	7,9	6,5	5,6	4,8	4,1	3,7	3,2	2,7	2,4	2,3
80	10,2	8,3	7,0	5,8	4,8	4,2	3,8	3,3	2,9	2,7
90	13,6	11,4	9,5	7,7	6,2	5,3	4,5	3,9	3,5	3,3
100	18,8	16,2	13,9	11,2	8,6	6,7	5,5	4,8	4,2	3,9

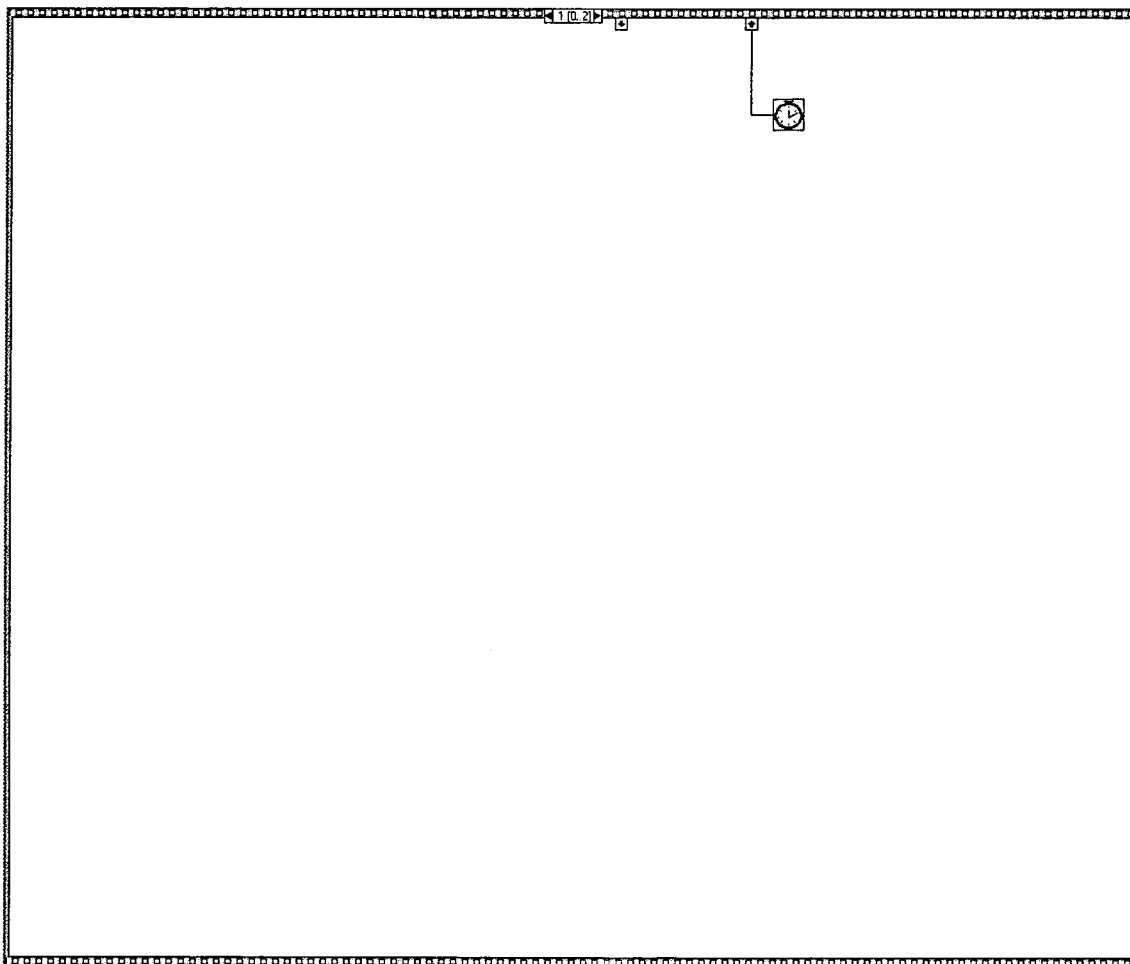
Apêndice B - Programa de controlo do esquema de fecho da prensa e pressão hidráulica aplicada

prensa.vi









Apêndice C - Propriedades de transporte e físicas de referência e os Números e Grupos adimensionais referentes ao Capítulo III.

Tabela C.1 – Propriedades de referência para as condições de referência consideradas

Propriedades de referência	A	B	C	D	E	F	I	J
k_{T_o} [W.m ⁻¹ .K ⁻¹]	0,037	0,037	0,038	0,038	0,037	0,038	0,038	0,038
c_{pgo} [J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	1000							
μ_{go} [Pa.s]	0,28×10 ⁻⁴	0,29×10 ⁻⁴	0,29×10 ⁻⁴	0,30×10 ⁻⁴	0,29×10 ⁻⁴	0,29×10 ⁻⁴	0,31×10 ⁻⁴	0,31×10 ⁻⁴
K_{go} [m ²]	1,16×10 ⁻¹⁰	1,16×10 ⁻¹⁰	1,13×10 ⁻¹⁰	1,16×10 ⁻¹⁰	1,19×10 ⁻¹⁰	1,15×10 ⁻¹⁰	1,16×10 ⁻¹⁰	1,16×10 ⁻¹⁰
c_{poo} [J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	1760	1810	1810	1860	1810	1710	1930	1930
D_{effo} [m ² .s ⁻¹]	1,18×10 ⁻⁵	1,18×10 ⁻⁵	1,18×10 ⁻⁵	1,18×10 ⁻⁵	1,18×10 ⁻⁵	1,18×10 ⁻⁵	1,25×10 ⁻⁵	1,25×10 ⁻⁵
D_{ado} [kg.s.m ⁻³]	3.3×10 ⁻¹³							
v_{go} [m.s ⁻¹]	1,083×10 ⁻⁹	1,082×10 ⁻⁹	1,083×10 ⁻⁹	1,083×10 ⁻⁹	1,083×10 ⁻⁹	1,083×10 ⁻⁹	1,083×10 ⁻⁹	1,083×10 ⁻⁹
T_o [°C]	140	150	150	160	150	150	175	175
P_{vo} [kPa]	101,325							
ρ_{vo} [kg.m ⁻³]	0,530	0,518	0,518	0,506	0,518	0,518	0,489	0,489
P_{go} [kPa]	101,325							
ρ_{go} [kg.m ⁻³]	0,849	0,829	0,829	0,8103	0,829	0,829	0,783	0,783
P_{sato} [kPa]	365,479	484,538	484,538	634,073	484,538	484,538	928,071	928,071
ρ_{sato} [kg.m ⁻³]	1,915	2,479	2,479	3,169	2,479	2,479	4,48	4,48
ΔH_{ado} [J.kg ⁻¹ .s ⁻¹]	3,748×10 ⁷							
$\left(\frac{\partial H}{\partial H_R} \right)$	0,449						0,429	0,429
σ_{T_o} [MPa]	1,01325							
ME_{co} [MPa]	40	40	40	40	40	40	40	40
η_{co} [MPa.s]	400	400	400	400	400	400	400	400
ϵ_{po}	0,947	0,947	0,945	0,947	0,949	0,947	0,947	0,947
Δz_o [mm]	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5

Tabela C.2 - Números e Grupos adimensionais formados para as condições de referência consideradas.

Números e Grupos Adimensionais	A	B	C	D	E	F	I	J
Fo_z	0,078	0,077	0,075	0,075	0,075	0,076	0,082	0,082
Pe_z	$0,80 \times 10^{-6}$	$0,78 \times 10^{-6}$	$0,76 \times 10^{-6}$	$0,75 \times 10^{-6}$	$0,82 \times 10^{-6}$	$0,78 \times 10^{-6}$	$0,64 \times 10^{-6}$	$0,64 \times 10^{-6}$
Fo_{mz}	5,308						5,629	5,629
Pe_{mz}	$3,14 \times 10^{-6}$	$3,14 \times 10^{-6}$	$3,15 \times 10^{-6}$	$3,14 \times 10^{-6}$	$3,24 \times 10^{-6}$	$3,16 \times 10^{-6}$	$2,66 \times 10^{-6}$	$2,66 \times 10^{-6}$
N_{pz}	$1,20 \times 10^5$	$1,23 \times 10^5$	$1,20 \times 10^5$	$1,20 \times 10^5$	$1,20 \times 10^5$	$1,20 \times 10^5$	$1,3 \times 10^5$	$1,3 \times 10^5$
Fo_{mdz}	$3,012 \times 10^{-3}$	$3,264 \times 10^{-3}$	$3,264 \times 10^{-3}$	$3,52 \times 10^{-3}$	$3,264 \times 10^{-3}$	$3,264 \times 10^{-3}$	$2,053 \times 10^{-3}$	$2,052 \times 10^{-3}$
$\dot{M}_V$	0,1244	0,09387	0,09387	0,07173	0,0939	0,0939	0,0462	0,0462
$\dot{M}_{AD}$	$0,651 \times 10^{-2}$	$0,636 \times 10^{-2}$	$0,610 \times 10^{-2}$	$0,621 \times 10^{-2}$	$0,662 \times 10^{-2}$	$0,629 \times 10^{-2}$	$0,597 \times 10^{-2}$	$0,596 \times 10^{-2}$
$\dot{D}_{AD}$	0,0423	0,0425	0,0425	0,0427	0,0425	0,0425	0,0748	0,0748
$\dot{M}_G$	0,1815	0,1920	0,1920	0,202	0,192	0,192	0,2022	0,2022
$\dot{M}_{T \Delta Had}$	1,154	1,013	0,972	0,896	0,2859	1,002	0,3261	0,7997
Ho	40	40	40	40	40	40	40	40
Vi	30	30	30	30	30	30	30	30

Apêndice D – Propriedades específicas do MDF – B1(ST) (Fonte: SIAF, 2000)

Propriedades específicas	Espessura (mm)		2,5	3 a 4	5 a 6	7 a 9	10 a 12	13 a 19	20 a 30
Resistência Interna (N/mm ²)		Média Mínimo	1,15 0,90	1,15 0,90	1,10 0,90	0,85 0,65	0,85 0,65	0,80 0,60	0,80 0,60
Resistência à flexão (N/mm ²)		Máximo	30	30	30	30	30	28	25
Módulo de Elasticidade, (N/mm ²)		Mínimo	Não aplicável		2700	2700	2500	2200	2100
Teor de Humidade, (%)		Gama	4 -11						
Variação de Densidade, (%)	Na mesma placa	Gama	±7						

Propriedades Adicionais	Espessura (mm)		2,5	3 a 4	5 a 6	7 a 9	10 a 12	13 a 19	20 a 30
Densidade (kg/m³)		Gama	860±30	840±30	820±30	780±30	770±30	750±30	730±30
	25 mm 700 kg/m³; 28 e 30 mm 680 kg/m³								
Perfil de Densidade	Face/Média	Mínimo	130 –140						
	Núcleo/Média	Máximo	85						
Qualidade de superfície adequada à lacagem e revestimento a papel.									

Produtos relacionados

T1 (MOLD) Propriedades idênticas às de B1, excepto a densidade de 650±30 kg/m ³ , e com qualidade de superfície adequada a molduras
W1 Propriedades idênticas às de B1 excepto qualidade de superfície adequada ao revestimento a folha de madeira

Apêndice E – Propriedades de transporte e físicas de referência e os Números e Grupos adimensionais formados para as condições de referência consideradas nas simulações do capítulo IV

Tabela E.1 – Referente às condições da tabela 4.4.2.

Propriedades de referência		Números e Grupos Adimensionais	
Condutividade do colchão	$k_{To}=0,0673 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$	Fo_z	0,0467
Calor específico do gás	$c_{pgo}=1000 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$	Pe_z	$8,25 \times 10^{-7}$
Viscosidade do gás	$\mu_{go}=1,679 \times 10^{-5} \text{ Pa.s}$	Fo_{mz}	2,654
Permeabilidade	$K_{go}=3,121 \times 10^{-11} \text{ m}^2$	Pe_{mz}	$5,466 \times 10^{-6}$
Calor específico do painel,	$c_{pco}=1228 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$	N_{pz}	$45,91 \times 10^3$
Difusividade efectiva	$D_{effo}=1,034 \times 10^{-5} \text{ m}^2.\text{s}^{-1}$	Fo_{mdz}	$4,355 \times 10^{-5}$
“Difusividade” na fase adsorvida	$D_{ado}=3,3 \times 10^{-13} \text{ kg.s.m}^{-3}$	$\dot{M}_v$	13,49
Velocidade do gás	$v_{go}=2,1657 \times 10^{-9} \text{ m.s}^{-1}$	$\dot{M}_{AD}$	$0,2456 \times 10^{-2}$
Temperatura	$T_o=296,75 \text{ K}$	$\dot{D}_{AD}$	$0,3985 \times 10^{-2}$
Pressão do vapor de água	$P_{vo}=101,325 \text{ kPa}$	$\dot{M}_G$	$0,7374 \times 10^{-2}$
Massa específica do vapor de água	$\rho_{vo}=0,739 \text{ kg.m}^{-3}$	$\dot{M}_{T \Delta H_{ad}}$	21,408
Pressão do gás	$P_{go}=101,325 \text{ kPa}$	$\dot{M}_E$	605
Massa específica do gás	$\rho_{go}=1,183 \text{ kg.m}^{-3}$	Ho	40
Pressão de saturação	$P_{sato}=3,370 \text{ kPa}$	Vi	10
Massa específica do vapor de água nas condições de saturação	$\rho_{sato}=0,0246 \text{ kg.m}^{-3}$	$Ho_{ed} \text{ e } Ho_3$	0,013 e 8
Calor de dessorção	$\Delta H_{ado}=3,748 \times 10^7 \text{ J.kg}^{-1}.\text{s}^{-1}$	Vi_{vd}	0,0065
Derivada da isotérmica de sorção	$\left(\frac{\partial H}{\partial H_R} \right)_o 0,449$		
Tensão,	$\sigma_{To}=1,01325 \text{ MPa}$		
ME_e , ME_{ed} e ME_3 em MPa	40, 0,013 e 8		
η_e e η_{vd} em MPa.s	400 e 200		
Porosidade	$\epsilon_{po}=0,83$		
Espessura de cada camada	$\Delta z_o=4,0 \text{ mm}$		
Condutividade equivalente	$\sigma_{ego}=9,422 \times 10^{-4} \text{ S.m}^{-1}$		
Intensidade do campo eléctrico	$E_o=83,1 \times 10^3 \text{ Vm}^{-1}$		
Potência absorvida	$\phi_o=65,0 \times 10^5 \text{ Wm}^{-3}$		

Tabela E.2 – Referente às condições da tabela 4.4.3.

Propriedades de referência		Números e Grupos Adimensionais	
Condutividade do colchão	$k_{To}=0,0374 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$	For_z	0,03815
Calor específico do gás	$c_{pgo}=1000 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$	Pe_z	$2,525 \times 10^{-6}$
Viscosidade do gás	$\mu_{go}=1,679 \times 10^{-5} \text{ Pa.s}$	For_{mz}	1,556
Permeabilidade	$K_{go}=9,366 \times 10^{-11} \text{ m}^2$	Pe_{mz}	$7,413 \times 10^{-6}$
Calor específico do painel	$c_{pco}=1228 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$	N_{pz}	$72,01 \times 10^3$
Difusividade efectiva	$D_{effo}=1,159 \times 10^{-5} \text{ m}^2.\text{s}^{-1}$	For_{mdz}	$8,709 \times 10^{-5}$
“Difusividade” da fase adsorvida	$D_{ado}=3,3 \times 10^{-13} \text{ kg.s.m}^{-3}$	$\dot{M}_v$	13,49
Velocidade do gás	$v_{go}=2,0 \times 10^{-9} \text{ m.s}^{-1}$	$\dot{M}_{AD}$	$0,6886 \times 10^{-2}$
Temperatura	$T_o=296,75 \text{ K}$	$\dot{D}_{AD}$	$0,3985 \times 10^{-1}$
Pressão do vapor de água	$P_{vo}=101,325 \text{ kPa}$	$\dot{M}_G$	$0,7374 \times 10^{-2}$
Massa específica do vapor de água	$\rho_{vo}=0,739 \text{ kg.m}^{-3}$	$\dot{M}_{T \Delta Had}$	60,04
Pressão do gás	$P_{go}=101,325 \text{ kPa}$	$\dot{M}_E$	55
Massa específica do gás	$\rho_{go}=1,183 \text{ kg.m}^{-3}$	Ho	40
Pressão de saturação	$P_{sato}=3,370 \text{ kPa}$	Vi	40
Massa específica do vapor de água nas condições de saturação	$\rho_{sato}=0,0246 \text{ kg.m}^{-3}$	Ho_{ede} Ho_3	0,013 e 8
Calor de dessorção	$\Delta H_{ado}=3,748 \times 10^7 \text{ J.kg}^{-1}.\text{s}^{-1}$	Vi_{vd}	0,013
Derivada da isotérmica de sorção	$(\partial H / \partial H_R)_o=0,449$		
Tensão	1,01325 MPa		
Módulo de elasticidade do colchão	$ME_e=40 \text{ MPa}$		
Módulo de elasticidade do colchão retardado	$ME_{ed}=0,013$		
Terceiro módulo de elasticidade do colchão	$ME_3=8$		
Viscosidade do colchão	$\eta_e=400 \text{ MPa.s}$		
Viscosidade do colchão retardada	$\eta_{vd}=200 \text{ MPa.s}$		
Porosidade	$\epsilon_{po}=0,83$		
Espessura de cada camada	$\Delta z_o=2,17 \text{ mm}$		
Condutividade equivalente	$\sigma_{eq}=2,172 \times 10^{-4} \text{ S.m}^{-1}$		
Intensidade do campo eléctrico	$E_o=23,5 \times 10^3 \text{ V.m}^{-1}$		
Potência absorvida	$\phi_o=11,0 \times 10^3 \text{ W.m}^{-3}$		



FACULDADE DE ENGENHARIA
UNIVERSIDADE DO PORTO

BIBLIOTECA



0000064488