

**AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE LIGAÇÕES COM
PARAFUSOS AUTO-ATARRAXANTES EM VIGAS DE MLC**

Renata de Souza Duarte

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS

**"AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE LIGAÇÕES COM
PARAFUSOS AUTO-ATARRAXANTES EM VIGAS DE MLC"**

Renata de Souza Duarte

Dissertação apresentada ao Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "Mestre em Engenharia de Estruturas".

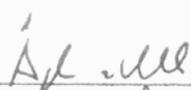
Comissão Examinadora:



Prof. Dr. Edgar Vladimiro Mantilla Carrasco
DEES-UFMG - (Orientador)



Prof. Dr. Eduardo Chahud
DEES-UFMG



Prof.ª. Dra. Ângela do Valle
ECV-UFSC

Belo Horizonte, 28 de maio de 2004

AGRADECIMENTOS

Meus sinceros agradecimentos:

A Deus;

Aos meus familiares, pelo apoio;

Ao professor Edgar pela orientação e incentivo;

Aos amigos que não mediram esforços e muito contribuíram neste trabalho: Sandra, Ricardo, Ana Lúcia, Carla e Mantovani;

Aos funcionários do LAEES, por todo auxílio;

À Manuelle, pelo trabalho com parafusos auto-atarraxantes desenvolvido em paralelo à esta dissertação;

A todos os professores que contribuíram para a realização deste trabalho;

Aos funcionários do DEES por toda cooperação;

À ESMAD – Tecnologia em madeira laminada colada, pela fabricação das vigas. Em especial ao engenheiro Júnior pelo apoio;

À Ciser – Parafusos e Porcas, pela doação de todos os parafusos utilizados;

À Borden Química, pela doação do adesivo utilizado na fabricação das vigas de MLC;

E a todos os que direta ou indiretamente me incentivaram, com a sua amizade, seu exemplo de luta, sua competência, sua disponibilidade e me fazem confiar na prosperidade deste país.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	i
LISTA DE TABELAS	vii
RESUMO	ix
ABSTRACT	x
1. INTRODUÇÃO	1
2. A MADEIRA LAMINADA COLADA - MLC	3
2.1. A espessura das lâminas.....	4
2.2. O adesivo	5
2.3. Direção das lâminas nas peças de MLC	5
2.4. Emendas das lâminas	8
2.4.1. Emendas longitudinais.....	9
2.4.2. Emendas transversais.....	10
2.5. Classificação das lâminas	11
2.6. Processo de fabricação	12
2.7. Teor de umidade	14
2.8. Temperatura.....	18
2.9. Reforços nas peças de MLC	19
3. LIGAÇÕES	20
3.1. Tipos de ligações	21
3.2. Comportamento das ligações.....	23
3.3. Elementos ligações	25
3.3.1. Os Pinos.....	25
3.3.1.1. Pregos	25
3.3.1.2. Parafusos.....	28
3.3.1.2.1. Parafusos comuns	28
3.3.1.2.2. Parafusos auto-atarraxantes	29
3.3.2. Os conectores.....	32
3.4. Os arranjos de ligações	33
3.4.1. Ligações com múltiplos planos de cisalhamento	34
3.4.2. Ligações com pinos especiais inseridos sem pré-furação	35
3.4.3. Ligações mecânicas com adesivos	36
3.4.4. Ligações reforçadas	38
3.4.5. Ligações com parafusos auto-atarraxantes.....	40

4. DIMENSIONAMENTO DAS LIGAÇÕES	44
4.1. Ligações mecânicas solicitadas à carga lateral com pinos	44
4.1.1. O modelo de escoamento europeu - EYM.....	48
4.2. Ligações mecânicas com pinos solicitadas à carga axial	51
4.2.1. Fatores que influenciam na resistência à carga axial.....	53
4.2.1.1. Propriedades da madeira.....	54
4.2.1.2. Características dos pinos	54
4.2.1.3. Velocidade de aplicação da carga de arrancamento	55
4.2.1.4. Alterações nos componentes da ligação	55
4.2.1.5. Direção das fibras da madeira em relação ao eixo do pino	55
4.2.1.6. Diâmetros de pré-furação utilizados.....	56
4.2.1.7. Espaçamentos entre pinos e distâncias às bordas e extremidades da peça... 57	
4.3. Resistência à carga combinada: carga lateral e carga axial.....	57
4.4. Normas para o dimensionamento das ligações em estruturas de madeira.....	59
4.4.1. Normas Americanas	59
4.4.2. Norma européia	60
4.4.3. Norma brasileira	60
5. FATORES QUE INFLUENCIAM NA RESISTÊNCIA LATERAL DE LIGAÇÕES	65
5.1. Fatores considerados pelo EYM.....	65
5.1.1. Características da madeira	66
5.1.1.1. Densidade da madeira.....	66
5.1.1.2. Teor de umidade	66
5.1.1.3. Direção das fibras em relação à carga aplicada	67
5.1.1.4. Resistência ao embutimento	67
5.1.2. Características dos pinos	75
5.1.2.1. Resistência à flexão do pino	75
5.1.2.2. Diâmetro do pino	79
5.1.2.3. Comprimento de penetração do pino.....	79
5.1.2.4. Esbeltez do pino	80
5.1.2.5. Geometria e característica das ligações	81
5.1.2.6. Número de pinos na ligação	86
5.1.2.7. Espaçamento entre as peças da ligação (gap distance = g)	88
5.1.2.8. Propriedades da peça lateral	88
5.2. Fatores não considerados pelo EYM.....	92
5.2.1. Desconsideração da ruptura por cisalhamento ou tração nos pinos	93
5.2.2. Consideração de um ajuste perfeito entre o pino e as peças da ligação	93
5.2.3. Não consideração da fixação da extremidade do pino	95
5.2.4. Ausência de atrito entre as peças e na interface pino madeira	96
5.2.5. Consideração de falhas na madeira na determinação da resistência da ligação	98
5.2.6. Impossibilidade de se prever os deslocamentos e a rigidez na ligação	98
5.2.7. Limitação do modelo apenas à região elástica linear	99
6. METODOLOGIAS PARA ENSAIOS DE LIGAÇÕES.....	100
6.1. Ensaio de embutimento.....	100
6.2. Tempo de condicionamento dos corpos-de-prova após a inserção dos pinos ..	101

6.3. Pré-carga no ensaio de ligações.....	101
6.4. Efeito da duração da carga no comportamento das ligações com pinos	102
6.5. Ensaio para avaliar um arranjo de ligação mecânica.....	103
6.5.1. Fabricação e condicionamento dos corpos-de-prova.....	103
6.5.2. Aplicação do carregamento	104
6.5.3. Apresentação dos resultados.....	104
6.5.4. Determinação das propriedades da ligação	105
6.6. Ensaio de corpos-de-prova de ligações.....	105
6.7. Ensaio para a determinação da resistência a carga axial	106
7. ESCOLHA DA LIGAÇÃO - OBJETIVOS ESPECÍFICOS	107
8. MATERIAIS E MÉTODOS	111
8.1. Materiais	111
8.1.1. Madeira.....	111
8.1.2. Vigas de MLC	111
8.1.3. Elementos de ligação	111
8.2. Métodos	112
8.2.1. Fabricação da viga de MLC.....	112
8.2.2. Execução da ligação	113
8.2.3. Metodologia experimental.....	116
8.2.3.1. Ensaio de caracterização da madeira	117
8.2.3.1.1. Ensaio não-destrutivo nas tábuas	117
8.2.3.1.2. Ensaio destrutivo em corpos-de-prova	122
8.2.3.2. Ensaio de flexão estática nas vigas de MLC.....	127
8.2.3.2.1. Aplicação do carregamento	128
8.2.3.2.2. Aparelhos utilizados	129
8.2.3.2.3. Conexão e configuração dos canais de entrada do ADS-2000.....	132
8.2.3.2.4. Calibração dos aparelhos	134
8.2.3.2.5. Arranjos e instrumentação dos ensaios de flexão estática.....	135
9. AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL E RESULTADOS	141
9.1. Resultados dos ensaios de caracterização da madeira:.....	141
9.1.1. dos não-destrutivos nas tábuas	141
9.1.2. dos ensaios destrutivos nos corpos-de-prova	141
9.2. Resultados dos ensaios de flexão estática	143
9.2.1. Aplicação do carregamento	144
9.2.2. Determinação dos módulos de elasticidade experimentais	146
9.2.3. Dimensionamento da ligação em situação de ruptura	147
9.2.3.1. Dimensionamento ao esforço horizontal em situação de ruptura.....	148
9.2.3.2. Dimensionamento ao esforço cortante em situação de ruptura	150
9.2.3.3. Dimensionamento e detalhamento da chapa metálica.....	151
9.2.4. Resultados dos ensaios nas vigas de MLC sem ligação	152
9.2.5. Resultados dos ensaios de flexão estática na viga de MLC com os furos.....	153
9.2.6. Resultados dos ensaios não-destrutivos de flexão estática na viga com a ligação	154
9.2.7. Resultados do ensaio destrutivo de flexão estática na viga.....	159

10. TRATAMENTO DOS DADOS E DISCUSSÕES	161
10.1. Definição de uma metodologia para a fabricação das vigas de MLC	161
10.1.1. Densidade da madeira.....	162
10.1.2. Teor de umidade da madeira	165
10.1.3. Módulo de elasticidade e à resistência à compressão paralela	167
10.1.4. Metodologia para a fabricação de peças MLC	172
10.2. Resistência da linha de cola.....	173
10.3. Ensaio de flexão	174
10.3.1. Flexão na viga de MLC sem ligação	174
10.3.2. Flexão estática na viga de MLC com os furos.....	175
10.3.3. Flexão estática na viga de MLC com ligação.....	176
10.3.3.1. Estudo do número de parafusos auto-atarraxantes	176
10.3.3.2. Linha neutra na seção da ligação.....	178
10.3.3.3. Rigidez dos parafusos auto-atarraxantes ao esforço cortante.....	182
10.3.3.4. Rigidez rotacional da ligação	184
10.3.3.5. Linha elástica.....	188
10.3.4. Ensaio destrutivo de flexão estática.....	191
11. CONCLUSÃO.....	192
REFERÊNCIAS	196
ANEXO A – ESTUDO DOS DETALHES DE LIGAÇÕES	204
APÊNDICE A – ENSAIOS PRELIMILARES COM O ULTRA-SOM.....	223
APÊNDICE B – RESULTADOS DOS ENSAIOS NÃO-DESTRUTIVOS.....	228

LISTA DE FIGURAS

1 – Vigas de madeira laminada colada multidirecional	7
2 – Emendas em peça de MLC com lâminas dispostas horizontalmente	8
3 – Emendas transversais em peças de MLC	10
4 – Disposição das lâminas nas vigas de MLC	13
5 – Direções dos anéis de crescimento numa seção transversal de MLC	15
6 – Fissuras numa peça de MLC	15
7 – Região crítica numa viga bi-apoiada com carga vertical distribuída	16
8 – Seção de MLC em situação de incêndio	18
9 – Seções reforçadas de vigas de MLC	19
10 – Berços ligados por contato (Canal em Oyonnax).....	22
11 – Ligação colada entre as vigas de sustentação e as placas de piso	23
12 – Ligação mecânica entre as barras de madeira	23
13 – Tipos de pregos	26
14 – Direções resistentes e não-resistentes de pregos inclinados	27
15 – Pregos com a cabeça embutida na madeira	27
16 - Tipos de parafusos	28
17 – Tipos de parafusos auto-atarraxantes de madeira	30
18 – Parafuso auto-atarraxante de cabeça sextavada	31
19 – Parafuso auto-atarraxante tipo torx (tapping screws).....	32
20 – Conectores.....	32
21 – Placas de metal com dentes estampados e placas pregadas	33
22 – Ligação tipo BSB	35
23 – Elemento de ligação tipo tubo.....	37
24 – Reforço de chapa de aço em ligação com pino	39
25 –Ligações com chapas de aço e parafusos auto-atarraxantes.....	40
26 – Solicitações nos parafusos.....	41
27 – Exemplos de utilização dos parafusos auto-atarraxantes tipo torx	43
28 – Comportamento rígido-plástico na madeira e no pino	46
29 – Modos de ruptura das ligações.....	49
30 – Condições gerais de carregamento no pino.....	50

31 – Resistência teórica lateral da ligação	61
32 – Distribuição dos esforços na madeira	62
33 – Solicitações básicas na ligação.....	63
34 –Corpos-de-prova após ensaio de embutimento.	74
35 – Tipos de ruptura de ligações.	85
36 – Resistência adicional da ligação devido ao atrito entre as peças.	98
37 – Ensaio de embutimento.	100
38 – Aplicação de carga	104
39 – Sentido da carga lateral em ligações mecânicas com pinos.....	106
40 – Arranjo da ligação solicitada à carga axial	106
41 – Arranjo de ligação a ser estudado.	109
42 – Elementos de ligação utilizados	112
43 – Corte na viga	113
44 – Furo guia para a execução das ranhuras.....	114
45 – Ranhuras para a introdução do anel de cisalhamento	114
46 – Introdução do anel de cisalhamento e encaixe das peças.....	115
47 – Execução dos furos e inserção dos parafusos	115
48 – Pré-furação para a inserção dos parafusos auto-atarraxantes.....	116
49 - Balança Marte LC50.....	118
50 – Pilodyn	118
51 – Pontos onde foi cravada a haste do Pilodyn ao longo da tábua	119
52 – Aquameter M-70	119
53 – Aparelhos de ultra-som	120
54 – Posicionamento dos transdutores do Sylvatest na tábua	120
55 – Posicionamento dos transdutores de 150 kHz do James.....	121
56 – Ultra-som fabricado pela James com transdutores de 500 kHz	121
57 – Aparelhos para ensaios de densidade e umidade	122
58 – Máquina universal com capacidade de 300 kN.....	123
59 – Corpo-de-prova para ensaio de compressão paralela às fibras	123
60 – Diagrama de carregamento	124
61 – Arranjo para ensaio de compressão paralela às fibras.....	124
62 – Corpo-de-prova para ensaio cisalhamento	125

63 – Suporte para ensaio de cisalhamento	125
64 – Corpos-de-prova para ensaio de cisalhamento na lâmina de cola.....	126
65 – Arranjo para ensaio de tração normal às fibras	126
66 – Arranjo de ligação a ser estudado	127
67 – Diagrama de carregamento para os ensaios de flexão estática.....	128
68 – Pórtico e bomba elétrica.....	129
69 – Células de carga	129
70 – Transdutor de deslocamento	130
71 – Outros transdutores de deslocamento.....	130
72 – Extensômetro e extensômetro na barra rosqueada	131
73 – Sistema de Aquisição de Dado ADS-2000	132
74 – Conector de entrada de sinais no ADS-2000	132
75 – Conexão de sensor em ponte completa	133
76 – Conexão de sensor em $\frac{1}{4}$ de ponte	134
77 – Arranjo para ensaio de flexão estática nas vigas de MLC	135
78 – Ensaio de flexão estática nas vigas de MLC	136
79 – Ensaio de flexão estática nas vigas de MLC com os furos	136
80 – Arranjo para ensaios de flexão estática na viga com ligação.....	137
81 – Ensaio de flexão estática nas vigas de MLC com ligação	138
82 – Ensaios de ruptura da viga com ligação	139
83 – Arranjo para ensaio de ruptura.....	139
84 – Ensaio de flexão estática nas vigas de MLC com ligação	140
85 – Esquema das linhas de cola na viga V5	143
86 – Esquema do carregamento na viga.....	145
87 – Diagrama de carregamento para ensaios de flexão estática	145
88 – Parâmetros utilizados nas equações da linha elástica	147
89 – Esforços na seção central da viga V5.....	148
90 – Anel de cisalhamento	151
91 – Detalhamento das chapas metálicas	151
92 – Carga aplicada em função do deslocamento vertical da viga V3-L1	152
93 – Retas de regressão linear entre $10\%F_{rup}$ e $50\%F_{rup}$ na viga V3-L1	152
94 – Representação das direções dos deslocamentos residuais máximos.....	155

95 – Carga aplicada em função dos deslocamentos verticais no DT-1 da viga V5-L2 com 60 parafusos auto-atarraxantes.....	157
96 – Carga aplicada em função dos deslocamentos relativos	158
97 – Carga aplicada em função do deslocamento horizontal da seção central da viga V5 com 60 parafusos auto-atarraxantes	158
98 – Carga aplicada em função da deformação nas barras rosqueadas.....	159
99 – Carga aplicada em função dos deslocamentos verticais.....	160
100 – Relação entre a densidade aparente e a densidade aparente de campo	162
101 – Densidade aparente de campo em função do comprimento médio de penetração do Pilodyn	164
102 – Variação do teor de umidade nas tábuas	165
103 – Corpo-de-prova da 1ª linha de cola após ensaio de cisalhamento.....	174
104 – Ruptura na linha de cola após ensaio de tração normal.....	174
105 – Linha elástica da viga V3 com carga de 36 kN	175
106 – Recuperação da rigidez viga em função do número de parafusos auto-atarraxantes	177
107 – Deslocamentos angulares na seção da ligação	178
108 – Deslocamentos na seção da ligação na viga V5-L2 com 60 parafusos auto-atarraxantes.....	179
109 – Variação na linha neutra da viga V5-L2 com 60 parafusos auto-atarraxantes.....	180
110 – Profundidade da linha neutra em função do número de parafusos.....	181
111 – Distribuição de deformações e equilíbrio de forças	182
112 – Momento em função do deslocamento angular relativo no ensaio da viga V5-L2 com 60 parafusos.....	185
113 – Trecho considerado na determinação da rigidez rotacional no ensaio da viga V5-L2 com 60 parafusos	185
114 – Deslocamentos na seção da ligação.....	187
115 – Relação entre a rigidez experimental e teórica em função do número de parafusos.....	188
116 – Linhas elásticas experimentais e teórica para a viga V5-L2	189
117 – Ruptura na viga com 60 parafusos auto-atarraxantes.....	191
118 – Detalhes da ruptura.....	191
A1 – Chanfro na extremidade de viga reta.....	205
A2 – Chanfro numa peça inclinada.	205

A3 – Chanfro na face tracionada da viga.	206
A4 – Ligação aparentemente concentrada.....	206
A5 – Esquema interno da ligação	207
A6 – Cargas aplicadas perpendicularmente às fibras numa viga bi-apoiada.	207
A7 – Ligação entre vigas de madeira.	208
A8 – Detalhe do apoio da extremidade de uma viga com contenção lateral.....	209
A9 – Variações nos detalhes de ligação entre vigas de madeira	210
A10 – Ligação entre vigas de madeira com a utilização de berço e parafusos	210
A11 – Ligação com berço e parafusos na face superior da viga que apóia.....	210
A12 – Detalhe de ligação com berço e pregos na face superior da viga que apóia.....	211
A13 – Ligação entre vigas de madeira com chapas embutidas.....	211
A14 – Ligações entre vigas de madeira com berço metálico ou chapas laterais.....	212
A15 – Variação na posição das chapas laterais soldadas no berço.	212
A16 – Ligações utilizando berço metálico, chapas soldadas e tirante independente.....	213
A17 – Ligações utilizando berço metálico e tirante soldado.....	214
A18 – Ligações entre vigas e pilares utilizando o perfil metálico U.....	214
A19 – Ligações entre vigas e pilar utilizando perfil U e chapa lateral independente.....	215
A20 – Ligações entre vigas e pilar utilizando chapas em forma de T.....	216
A21 – Detalhes de berços sem drenagem.....	217
A22 – Drenagem do berço de arcos.....	217
A23 – Extremidade de pilar com e sem proteção.....	218
A24 – Extremidades em contato com concreto.....	218
A25 – Espaço para a ventilação de viga apoiada em alvenaria ou concreto	219
A26 – Detalhes para chapa de extremidade em peças de madeira expostas	219
A27 – Proteção das extremidades de vigas e pilares expostos.....	220
A28 – Nós de treliça não coincidente.....	221
A29 – Problema na utilização de placa única de ligação num nó de treliça.....	221
A30 – Vigas apoiadas em berços.....	221
A31 – Detalhe para aumentar a segurança em situação de incêndio.....	222
Ap-A1 – Posicionamento dos transdutores	223

Ap-A2 – Esquema do posicionamento dos transdutores nas leituras indiretas	225
Ap-A3 – Posição dos transdutores nas leituras diretas.....	225

LISTA DE TABELAS

1 – Processo de ruptura das ligações.....	24
2 – Resistência axial de parafusos auto-atarraxantes	53
3 – Diâmetro de pré-furação nas ligações com parafusos auto-atarraxantes de cabeça sextavada e rosca soberba (lag screw)	57
4 – Comparação entre as equações da NBR-7190 (1997) e EUROCODE 5 (1994)	64
5 – Parâmetros que influenciam na resistência lateral da ligação.....	65
6 – Resistência ao embutimento a partir da densidade da madeira e do diâmetro do pino	69
7 – Resistência ao embutimento a partir da resistência à compressão da madeira.....	70
8 – Resistência ao embutimento em função do teor de umidade da madeira	72
9 – Momento plastificação do pino	76
10 – Recomendações para os diâmetros utilizados na pré-furação	82
11 – Ruptura das ligações.....	86
12 – Determinação de propriedades das ligações.....	105
13 – Propriedades dos aparelhos para conexão no ADS-2000.....	133
14 – Resultados dos ensaios destrutivos.....	142
15 – Resultados dos ensaios destrutivos na linha de cola.....	143
16 – Resumo dos ensaios de flexão estática.....	144
17 – Coeficientes angulares e valores do módulo de elasticidade experimental das vigas	153
18 – Coeficientes angulares e valores do módulo de elasticidade experimental da viga V3.....	154
19 – Deslocamentos residuais nos aparelhos.....	155
20 – Posicionamentos dos parafusos nas chapas para os ensaios da ligação	156
21 – Coeficientes angulares e valores do módulo de elasticidade experimental da viga com ligação	157
22 – Resultados dos ensaios destrutivos com 60 parafusos na ligação	160
23 – Densidades e comprimentos de penetração da haste do Pilodyn ao longo das tábuas	163
24 – Relações entre densidade e comprimento de penetração do Pilodyn	164
25 – Valores dos teores de umidade nas tábuas.....	166

26 – Resistência à compressão, módulo de elasticidade e velocidades de propagação do pulso ultra-sônico	168
27 – Módulo de elasticidade das tábuas e rigidez das vigas.....	170
28 – Comparação entre os valores da rigidez das vigas	171
29 – Comparação entre as resistências na linha de cola.....	173
30 – Variação no módulo de elasticidade da viga V3 com e sem furos	175
31 – Variações na rigidez em função do número de parafusos	176
32 – Maiores relações entre os momentos fletores.....	179
33 – Variação na profundidade da linha neutra da viga V5-L2 com 60 parafusos.....	181
34 – Profundidade da linha neutra.....	181
35 – Rigidez linear experimental.....	184
36 – Rigidez rotacional da ligação	187
37 – Comparação entre valores de módulo de elasticidade.....	190
Ap-A1 – Resultados dos ensaios com o James	226

RESUMO

Neste trabalho, é apresentado um estudo experimental de ligações rígidas entre vigas de madeira laminada colada (MLC) utilizando-se parafusos auto-atarraxantes e chapas metálicas, solicitadas a momento fletor e esforço cortante. Foram usadas vigas de MLC de *Eucalyptus grandis*, devido às comprovadas vantagens desse material em relação à madeira maciça. Visando definir novas técnicas para a fabricação de peças de MLC, foram realizados e avaliados ensaios não-destrutivos para a determinação do módulo de elasticidade das tábuas. A partir da velocidade média de propagação de ondas ultrassônicas, da densidade e do teor de umidade da tábua, foi possível encontrar uma equação consistente para a determinação do seu módulo de elasticidade e da sua resistência à compressão paralela às fibras. Com os valores dos módulos de elasticidade das tábuas, foi possível dispô-las seletivamente na seção das vigas. O método definido para a fabricação de peças de MLC permitirá um aumento na qualidade, um melhor aproveitamento e uma diminuição nas variações das propriedades da madeira. Tudo isso, com um custo de implementação relativamente baixo. O parafuso auto-atarraxante e o arranjo de ligação, escolhidos para o estudo experimental, foram baseados em extensa revisão bibliográfica, de forma a contribuir para uma evolução nas práticas utilizadas no país. Fez-se uma avaliação experimental da influência do número de parafusos na rigidez à flexão da viga através de ensaios de flexão estática com diferentes números de parafusos. Mediante os resultados experimentais, foi possível definir o número de parafusos necessários para recuperação da rigidez à flexão da viga. Quando é utilizado um número maior de parafusos, a rigidez à flexão supera a da viga sem ligação. Dessa forma, a ligação funciona também como reforço da viga. A rigidez rotacional da ligação foi determinada a partir dos resultados experimentais. Isso possibilitou a classificação da ligação como rígida ou semi-rígida em função do número de parafusos utilizados. Os resultados experimentais comprovaram a eficiência e o elevado potencial de utilização, tanto da metodologia definida para a fabricação das vigas de MLC, quanto do arranjo de ligação com parafusos auto-atarraxantes.

Palavras-chave: madeira laminada colada, ensaios não-destrutivos, ligação rígida, parafuso auto-atarraxante

ABSTRACT

In this work an experimental study of moment splices between glulam beams using lag screws and metallic plates, for transmitting bending moment and shear force, was presented. Glulam beams made of *Eucalyptus grandis* (Brazilian species) were used for the real advantages of this material when compared to solid sawn lumber. In order to define new techniques for the glulam manufacturing, non-destructive tests were performed and evaluated to determine the elasticity modulus of the planks. With the average speed of the ultrasonic waves, the density and the moisture content of the plank it was possible to find a consistent equation to determine its modulus of elasticity and compression strength parallel to grain. Found the plank modulus of elasticity it was possible to set up the planks in the glulam beams. The method defined to manufacture glulam beams will make it possible to better the wood's quality and usage, and also to decrease the variability in the wood properties. And all this with a small implementation cost. The lag screws and the connection arrangement chosen for the experimental study were supported by an extensive bibliographic review in order to improve and make possible an evolution in the Brazilian practices. An experimental study on the influence of the number of lag screws in the beam stiffness through flexural tests with different quantities of lag screws in the connection was performed. Based on the experimental results, it was possible to define the necessary number of lag screws to recover the flexural beam stiffness. When the number of lag screws is more than necessary, the flexural stiffness is higher than the original beam stiffness. Thus, the connection is working also reinforcing the beam. The rotational stiffness was determined by the experimental results. This allowed defining the connection as rigid or semi-rigid according to the number of lag screws. The experimental results ensure the efficiency and the great potential of utilization of both the defined methodology for manufacturing of glulam beams and the connection arrangement using lag screws.

Key words: glulam, non-destructive tests, rigid connection, lag screw

1

INTRODUÇÃO

Em todas as estruturas pré-fabricadas, as ligações são de fundamental importância. Elas viabilizam o transporte das peças, permitem a união das mesmas e são responsáveis pela continuidade e pelo comportamento global das construções. É também nas ligações que ocorre a maioria dos problemas e falhas estruturais. Em vista disso, as pesquisas e os estudos experimentais nessa área são de fundamental importância para a melhoria no desempenho e aumento na confiabilidade das estruturas pré-fabricadas.

Nas estruturas de madeira, o estudo das ligações é amplo e complexo. Exige um conhecimento integrado da madeira, dos elementos de ligação disponíveis no mercado, das formas possíveis de dispor esses elementos, do potencial da mão-de-obra e das máquinas, além dos métodos de dimensionamento.

Na escolha do arranjo de ligação, é de fundamental importância levar em consideração as características da madeira. Os esforços devem ser transmitidos nas direções mais resistentes desse material e cuidado especial deve ser dado aos seus movimentos naturais, ocasionados por alterações do seu teor de umidade, que não devem ser restringidos.

O conhecimento dos elementos de ligação disponíveis no mercado, de seu custo e das suas formas de instalação permite ao projetista a escolha da ligação mais adequada, barata e facilmente executável. As variadas disposições dos elementos de ligação nas peças de madeira permitem a execução de diferentes arranjos. Os arranjos são otimizados com pesquisas e estudos experimentais e isto pode ocasionar melhorias nos elementos de ligação.

De acordo com o arranjo utilizado, os elementos de ligação podem ser solicitados a esforço axial, esforço cortante ou a uma combinação de ambos. Os elementos de ligação devem ser dimensionados ao esforço atuante. Para o dimensionamento das ligações ao esforço cortante, são discutidos dois modelos: o apresentado na norma brasileira, e o apresentado em várias normas internacionais – desenvolvido a partir da teoria de Johansen. Para o entendimento do comportamento das ligações, é fundamental o conhecimento de algumas definições e conceitos apresentados ao longo do trabalho.

Neste estudo foram utilizadas vigas de madeira laminada colada (MLC), por ser um material comprovadamente eficiente, muito utilizado no mundo e apresentar vantagens em relação à madeira maciça. As técnicas empregadas na fabricação das vigas de MLC possibilitam um aumento das propriedades mecânicas das peças e melhoram o aproveitamento da madeira. No Brasil, a MLC é ainda pouco empregada, e, normalmente, pouca tecnologia é utilizada em sua fabricação. Portanto, estudo experimental, como o que será apresentado, é de fundamental importância e pode contribuir para a viabilização da fabricação otimizada de peças MLC, diminuição do custo e maior utilização desse produto.

O objetivo principal deste trabalho é o estudo experimental de uma ligação rígida entre peças de MLC, com grande potencial de ser utilizada na prática. A escolha dessa ligação levou em consideração exemplos bem sucedidos, encontrados na bibliografia internacional, e a viabilidade de sua execução, considerando o atual cenário brasileiro.

Desenvolveu-se uma metodologia para a composição de peças de MLC, através da determinação do módulo de elasticidade longitudinal de cada tábuas por ensaios não-destrutivos. Fez-se uma avaliação experimental da ligação, em escala natural, solicitada por flexão simples e variando-se o número de parafusos utilizados. Para cada quantidade de parafusos utilizados, foi calculada uma rigidez rotacional experimental para a ligação e, através deste parâmetro, a ligação pôde ser classificada como rígida ou semi-rígida.

2

A MADEIRA LAMINADA COLADA – MLC

A MLC é um produto fabricado a partir da colagem de duas ou mais lâminas de madeira serrada com a direção das fibras paralela ao eixo da peça. As lâminas utilizadas devem ser secadas em condições controladas de temperatura e umidade relativa do ar, com o objetivo de reduzir os defeitos devido à secagem. Pode-se utilizar qualquer espécie de madeira, desde que o adesivo seja compatível e propicie uma adesão adequada e segura das lâminas.

A MLC é um material de construção bastante utilizado no mundo e com garantia de qualidade assegurada, apesar de ser relativamente novo. Sua patente data de 1906 pelo alemão Otto Hetzer. Segundo Glued Laminated Timber Association [199-], a estrutura de MLC mais antiga, ainda existente no mundo, data de 1860 e funciona hoje como um salão para festas de casamento em Southampton, Inglaterra.

As estruturas de MLC possuem todas as vantagens das estruturas convencionais de madeira, acrescentando a elas vantagens extras. A madeira é um material de elevada resistência com baixo peso específico; boa trabalhabilidade; grande durabilidade, quando utilizada com critério; boa e previsível resistência ao fogo; é resistente ao ataque de agentes químicos e de poluentes presentes no meio ambiente (HANRAHAN, 1958); além de suas vantagens ambientais, como cita American Forest and Paper Association, Technical Report 12 – AF&PA, TR 12 (1999, s.p.):

Um único material de construção primário vem de uma fonte renovável; limpa o ar e a água, oferecendo habitat, beleza visual e recreação conforme cresce, aproveita-se quase 100% dos seus recursos como produtos; é o que requer menor energia para sua produção; se comparada com qualquer de suas

alternativas, gera a menor emissão de ar e água; e é totalmente reciclável e 100% biodegradável: madeira.¹

Como a MLC é fabricada a partir de lâminas de pequena espessura, sua secagem é facilitada e seus defeitos naturais, como os nós e furos provocados por insetos, podem ser mais facilmente descobertos, eliminados ou dispersados nas peças. Outra grande vantagem da MLC em relação à madeira maciça é a possibilidade de fabricação de peças com formas e dimensões variadas.

A obtenção de peças curvas, através do encurvamento das lâminas durante o processo de fabricação é fácil e possibilita a criação de formas arquitetônicas diversas. O raio de curvatura está associado à espessura das lâminas e à densidade da madeira. Segundo o American Institute of Timber Construction – AITC (1994), o raio de curvatura deve estar limitado entre 100 e 125 vezes a espessura da lâmina.

2.1. A espessura das lâminas

Para a escolha da espessura das lâminas utilizadas nas peças de MLC, devem ser considerados três fatores. O primeiro fator é a resistência, pois a utilização de lâminas de pequena espessura proporciona maior dispersão dos defeitos da madeira na peça, e estes passam a ter uma influência muito menor na sua resistência. O segundo fator é o econômico, este é influenciado pela quantidade de adesivo utilizado e pelo tempo gasto com a mão-de-obra e com as máquinas na fabricação das peças. Quanto menor a espessura das lâminas, maior a quantidade de adesivo necessário, maior o tempo gasto com a mão-de-obra e com as máquinas, portanto menos econômica é a peça. O terceiro fator é a secagem das lâminas, quanto mais finas elas forem, mais fácil é a secagem e menores são os defeitos de secagem (fissuras e empenamentos). A espessura mais adequada é aquela que encontrar o equilíbrio dos três fatores discutidos.

¹ “Only one primary building material comes from a renewable resource; cleans the air and water, providing habitat, scenic beauty and recreation as it grows, utilizes nearly 100% of its resource for products; is the lowest of all in energy requirements for its manufacturing; creates fewer air and water emission than any of its alternatives; and is totally reusable and 100% biodegradable: wood.” (AF&PA, TR 12, 1999, s.p., tradução nossa).

Na prática, as espessuras utilizadas variam de 1,0 cm a 5,0 cm, sendo mais comum a utilização de espessuras em torno de 3,0 cm. Para assegurar uma boa colagem e a boa qualidade do produto final, é fundamental que a espessura das lâminas seja constante ao longo de todo o comprimento. Segundo Carrasco (2002), a variação na espessura das lâminas nunca deve ser superior a 0,5 mm.

2.2. O adesivo

Uma limitação à utilização da MLC é o adesivo, pois ele é o grande responsável pela resistência e custo das peças. Segundo Sandoz (1998) os primeiros adesivos utilizados foram as colas naturais fabricadas a partir da caseína do leite, de osso ou colas de peixe. Nos anos 40, foram introduzidas no mercado as resinas sintéticas derivadas da química orgânica, como formaldeídos e o resorcinol, adesivos à prova d'água. Nos anos 70, aparecem os adesivos a base de poliuretano. Na indústria nacional, atualmente são utilizados os adesivos à base de resinas resorcinol e poliuretano.

2.3. Posicionamento das lâminas nas peças de MLC

Numa peça de MLC, as lâminas podem ser dispostas horizontalmente ou verticalmente. Nas peças fletidas, é comum que as lâminas estejam dispostas com a linha de cola perpendicular a carga aplicada, estas peças são chamadas de peças laminadas horizontalmente. Este tipo de configuração permite uma seção mais econômica e resistente através da disposição seletiva das lâminas em função dos esforços atuantes e das suas propriedades resistentes. A distribuição seletiva possibilita melhor aproveitamento da madeira, além da utilização de tábuas com defeitos ou baixa resistência. Pode-se, também, utilizar lâminas de diferentes espécies de madeira numa mesma seção, sem prejuízo para a peça de MLC. É bom lembrar que a disposição seletiva das lâminas traz a obrigação da classificação de todas as lâminas utilizadas.

É importante o conhecimento da distribuição das tensões nas seções transversais das peças. Em vigas submetidas à flexão, a distribuição das tensões longitudinais varia, de acordo com a posição na seção transversal, sendo maiores nas bordas e diminuindo à medida que se aproxima da linha neutra. Uma outra consideração a ser feita é a

característica da madeira de ter ruptura sempre frágil à tração, ao contrário da ruptura a compressão que normalmente é dúctil (ALMEIDA, 1990).

A indústria brasileira de MLC pouco utiliza a disposição seletiva das lâminas, devido ao aumento do custo com os aparelhos e com mão-de-obra, para a classificação de todas elas. A norma brasileira NBR 7190 (1997) recomenda apenas a classificação de um número representativo de lâminas por lote de madeira a ser empregado. Outra limitação à disposição seletiva das lâminas pelas indústrias brasileiras é o método de cálculo das estruturas de MLC segundo a norma NBR 7190 (1997) que considera a resistência da MLC igual à resistência da madeira utilizada nas lâminas. Esta consideração elimina a necessidade do conhecimento da resistência da peça, é muito conservadora e limita a utilização desse material. Uma mudança de mentalidade é necessária para que as peças de MLC possam ser mais econômicas e confiáveis. O processo de classificação e disposição seletiva das lâminas é vantajoso como demonstra a experiência americana e a européia.

As peças fletidas, com a carga aplicada paralelamente à lâmina de cola são chamadas peças laminadas verticalmente. Esta configuração não permite a disposição seletiva das lâminas, pois uma mesma lâmina é utilizada em regiões com solicitações variadas, de pequena a grande intensidade. Normalmente as peças fletidas com a disposição vertical das lâminas são menos eficientes e menos econômicas que as peças com disposição horizontal.

Segundo o The Engineered Wood Association e Engineered Wood System - APA EWS (1996) quando as peças de MLC forem solicitadas à flexão, com cargas perpendiculares a linha de cola e também cargas axiais, devem-se utilizar lâminas com as mesmas características em toda a seção transversal da peça, pois o esforço axial é constante em toda a seção transversal.

Quando as vigas são de grandes comprimentos e precisam de emendas longitudinais, as emendas nas lâminas dispostas horizontalmente são menos confiáveis que as emendas nas lâminas dispostas verticalmente. Segundo Bez e Szücs (2002), as emendas

longitudinais nas lâminas dispostas verticalmente distribuem a responsabilidade igualmente entre as diversas lâminas posicionadas na seção ao invés de apenas uma lâmina ser responsável por grande parte do esforço, como acontece na disposição horizontal das lâminas.

Sandoz (1998), analisando os resultados de ensaios de vigas de MLC dispostas horizontalmente através do método não destrutivo (ultra-som) e do método destrutivo até a ruptura, percebeu uma fraca correlação entre a velocidade da onda e o módulo de resistência. Segundo o autor, esse fato se deve a um enfraquecimento da peça devido à emenda. Assim, vigas com lâminas de elevado módulo de elasticidade podem dar origem a peças de MLC com baixos módulos de resistência.

Com o objetivo de desenvolver peças mais confiáveis e resistentes Sandoz (1998) sugere a disposição alterada das lâminas na seção transversal das vigas de MLC, ou as vigas de MLC multidirecional, conforme FIG. 1.

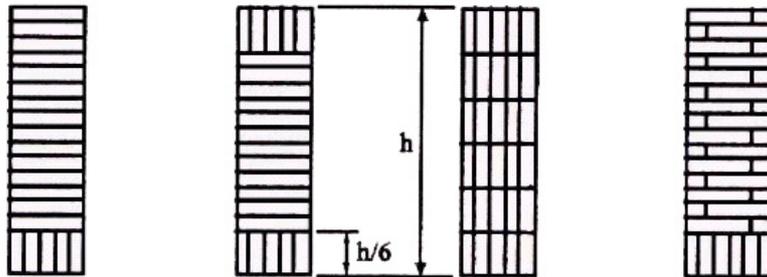


FIGURA 1 – Vigas de madeira laminada colada multidirecional
Fonte: SANDOZ, 1998, p. 554.

A utilização de MLC multidirecional não elimina a possibilidade da disposição seletiva das lâminas. A utilização de lâminas mais resistentes nas regiões mais solicitadas possibilitará um aumento na resistência da peça como um todo. As lâminas menos resistentes podem ser usadas nas regiões com baixa solicitação, região central, sem prejudicar a resistência da peça. A disposição multidirecional das lâminas de MLC fornece peças mais resistentes, confiáveis e seguras (BEZ e SZÜCS, 2002)

2.4. Emendas das lâminas

Componentes comuns nas peças de MLC são as emendas das lâminas. A utilização de emendas transversais e longitudinais na peças de MLC permite as variações nas dimensões das peças, mesmo com o uso de lâminas conseguidas a partir de árvores de pequenos diâmetros (FIG. 2).

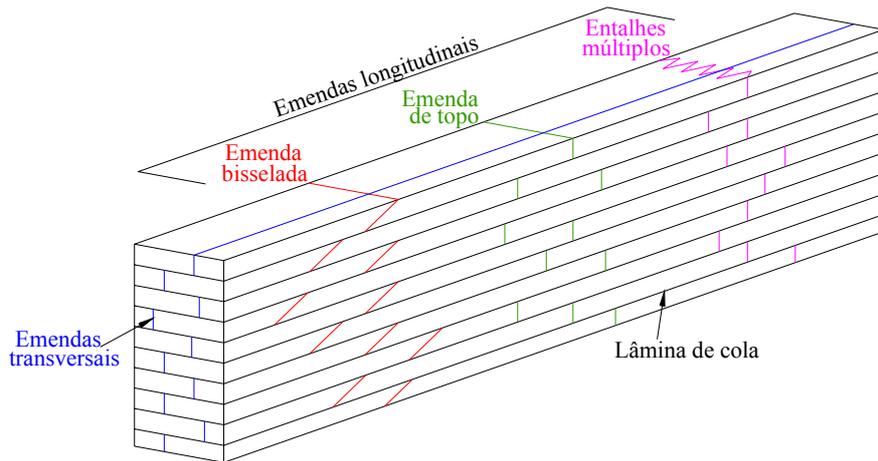


FIGURA 2 – Emendas em peça de MLC com lâminas dispostas horizontalmente

As dimensões da seção transversal e do comprimento são limitadas apenas pela capacidade das fábricas, pelas dificuldades de transporte e por fatores econômicos. Segundo o Forest Products Laboratory - Wood Handbook (1999) as dimensões de peças retas de MLC nos EUA podem chegar facilmente a 43 m de comprimento e 2 m de altura.

Segundo Carrasco (1989), a eficiência das emendas depende de sua geometria, de seu projeto de corte, montagem, cura do adesivo, pressão de colagem, temperatura, umidade e densidade da madeira, presença de madeira juvenil e inclinação das fibras localizadas na emenda. Por representar uma descontinuidade, as emendas podem ser fatores limitantes da resistência das peças de MLC.

As emendas são componentes de grande influência no desempenho das peças de MLC (SANDOZ, 1998). Segundo o Wood Handbook (1999), um desafio na produção de peças de MLC é assegurar um elevado desempenho das lâminas emendadas. Um processo muito usado por fabricantes americanos, para as emendas nas regiões mais

solicitadas, é a prova-de-carga. Neste ensaio, são aplicados esforços de tração ou de flexão nas lâminas emendadas, de acordo com a resistência desejada e as emendas com baixa resistência são identificadas e eliminadas. Um cuidado especial é tomado para que este ensaio não cause danos às lâminas que serão utilizadas.

2.4.1. Emendas longitudinais

As emendas longitudinais mais comuns entre lâminas de madeira são emendas biseladas, emendas de topo e entalhes múltiplos (FIG. 2). A norma brasileira NBR 7190 (1997) prevê a utilização desse três tipos de emendas e determina as reduções que devem ser feitas na resistência das peças de MLC conforme o tipo de emendas utilizadas.

Nas *emendas biseladas* a carga é transferida por tensões de cisalhamento ao longo da superfície biselada e colada. Apresentam bom comportamento à fadiga, dificuldades de execução e de alinhamento quando o bisel possui grande comprimento, podendo causar variações na resistência. É um tipo de emenda onerosa, devido à perda de material, e sua eficiência varia com a inclinação do bisel. Segundo Carrasco (1989), com inclinações de 1:20 a eficiência é aproximadamente 95%, com inclinações de 1:10 a eficiência é aproximadamente 85% e, com inclinação de 1:5, aproximadamente 70%.

As *emenda de topo* são as de mais fácil execução, menor desperdício de material e menor resistência. Segundo o Wood Handbook (1999) as emendas de topo não transmitem esforços de tração e só transmitem esforços de compressão após deformações consideráveis ou quando existem chapas de metal bem ajustadas nas extremidades da madeira. Ainda segundo o Wood Handbook (1999), as emendas de topo causam uma concentração de tensões de cisalhamento e tensões longitudinais, são ineficientes e não são permitidas na fabricação de MLC nos EUA.

Os *entalhes múltiplos (finger joint)* apresentam um comportamento intermediário entre as emendas biseladas e as de topo. Transferem carga por tensões de cisalhamento ao longo da superfície biselada e pelo adesivo na parte de contato de topo. A forma e inclinação dos dentes devem ser adequadas para a transferência de carga, garantindo

uma boa eficiência da peça. O comprimento da emenda e o consumo de material podem ser diminuídos com a utilização de emendas dentadas ao invés de emendas biseladas. As emendas dentadas são mais adequadas à produção industrial e possibilitam a eliminação de defeitos nas áreas das emendas. Devido à abrupta mudança na seção há maiores concentrações de tensões do que nas emendas biseladas. Segundo o Wood Handbook (1999) as emendas dentadas, quando fabricadas adequadamente, têm o potencial de alcançar no mínimo 75% da resistência da madeira contínua.

2.4.2. Emendas transversais

Como o objetivo de aumentar a largura de peças de MLC com lâminas dispostas horizontalmente ou aumentar a altura de peças com lâminas dispostas verticalmente, são utilizadas as emendas transversais, ver FIG 3.

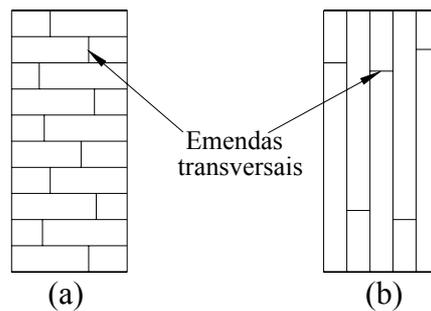


FIGURA 3 – Emendas transversais em peças de MLC
(a) lâminas dispostas horizontalmente (b) lâminas dispostas verticalmente.

Segundo o Wood Handbook (1999), quando peças de MLC com emendas transversais estão submetidas a esforços de tração, compressão ou nas peças com lâminas dispostas horizontalmente sujeitas à flexão, desde que as emendas não estejam localizadas na mesma posição em lâminas adjacentes, elas têm pequena influência na resistência das peças e podem ser realizadas mesmo sem adesivo. Ainda segundo Wood Handbook (1999), as emendas transversais devem ser sempre coladas ao longo de todo o comprimento da peça, nas seguintes situações:

- quando as peças estão submetidas a esforços de torção ou de cisalhamento, para que se desenvolva a máxima resistência;
- quando uma boa aparência da peça é desejada;

- para aumentar a durabilidade, já que a penetração de umidade é menor nas peças com emendas transversais coladas do que nas peças com emendas transversais sem cola e o aumento da umidade da madeira pode provocar sua deterioração.

2.5. Classificação das lâminas

Devido as grandes variações das propriedades da madeira, para uma utilização racional e otimizada é fundamental a determinação de propriedades realistas e representativas da madeira utilizada. Na fabricação da MLC, é recomendável a classificação das lâminas de acordo com suas propriedades. Esta classificação facilita a disposição das lâminas nas peças e a determinação das propriedades da peça final de MLC. Existem, basicamente, dois tipos diferentes de ensaios para a determinação das propriedades físicas e mecânicas de um material:

- ensaios destrutivos: são os ensaios tradicionalmente empregados na determinação das propriedades da madeira. Ocorre ruptura dos corpos-de-prova, o que impede a sua utilização após o ensaio. Estes ensaios fornecem as propriedades reais da madeira nos pontos onde foram extraídos os corpos-de-prova;
- ensaios não-destrutivos (NDT ou ENDS): são ensaios onde os corpos-de-prova não são danificados. Como exemplos, tem-se a avaliação visual da madeira, a avaliação por ondas acústicas, a radiografia, dentre outros.

Existem vantagens e desvantagens nas aplicações de cada um dos ensaios citados anteriormente. De forma geral, os ensaios não-destrutivos apresentam vantagens como baixo custo, facilidade e rapidez na execução, possibilidade da avaliação das características da madeira na linha de produção e conseqüente aumento na qualidade dos produtos finais. A principal desvantagem deste método é uma imprecisão nos resultados, que pode ocorrer devido às limitações ou à má utilização dos equipamentos e, ainda, aos possíveis erros nas equações que relacionam os dados de ensaios com as reais propriedades da madeira. Para uma avaliação dos métodos não-destrutivos, pesquisas experimentais, com as diversas espécies de madeira, são indispensáveis.

2.6. Processo de fabricação

Segundo Sandoz (1998), nos anos 80, na Europa, houve uma grande evolução no processo de fabricação da MLC, o que gerou redução no tempo de fabricação, no custo e um aumento na qualidade dos produtos finais. Ainda segundo o autor, o motivo para esta evolução foi o aumento na concorrência entre a madeira e outros materiais de construção, como o aço. Além disso, em 1986, as normas européias passaram a considerar o método dos estados limites para o dimensionamento de todas as estruturas, isto exigiu uma melhor determinação das características resistentes dos materiais. Em consequência, houve mudanças na norma para a classificação da madeira.

Os métodos para a classificação por ensaios não destrutivos passaram a ser aceitos e asseguram elevada qualidade na classificação da madeira. Com o objetivo de otimizar o posicionamento das lâminas nas peças de MLC, foram especificadas classes de resistência (SANDOZ, 1998). Quando as lâminas são classificadas e posicionadas de acordo com a norma, as características resistentes das peças de MLC são assumidas iguais aos valores tabelados, que são sempre superiores às características médias das lâminas utilizadas.

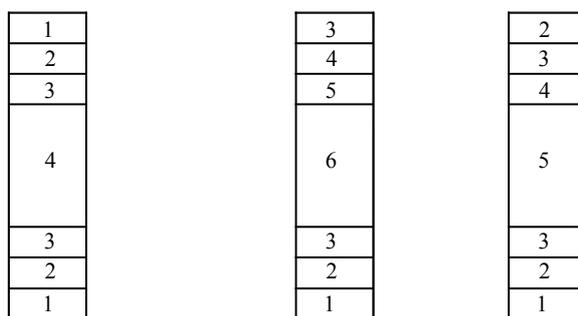
O bom desempenho das peças de MLC está relacionado com o método de classificação utilizado nas lâminas. Na Europa, os ensaios para a determinação do módulo de elasticidade e da densidade da madeira, para a verificação da existência de nós (externos e internos) e para a determinação da geometria das peças são realizados através de métodos não destrutivos. Um método de ensaio não destrutivo para a determinação do módulo de elasticidade da madeira muito desenvolvido nos últimos anos, com assegurada precisão e de fácil utilização é o ultra-som. Existe uma relação entre a velocidade de propagação de um pulso ultra-sônico na madeira, seu módulo de elasticidade, densidade, teor de umidade e temperatura e esta relação pode ser conseguida através de correlações estatísticas (SANDOZ, 1998).

Segundo o Wood Handbook (1999), nos EUA existem normas para a classificação das lâminas baseadas no processo de classificação visual e na determinação do módulo de elasticidade. Existem também normas para a fabricação das peças de MLC que

descrevem as combinações necessárias das lâminas nas seções transversais e fornecem tabelas com os valores das propriedades destas peças. Uma classificação especial é exigida para as lâminas posicionadas nas regiões mais tracionadas. Segundo APA EWS (2001), o resultados de vários ensaios de vigas em escala natural, nos últimos 30 anos, mostram que a lâmina colocada na região mais tracionada controla a resistência à flexão de toda a peça.

Segundo APA EWS (2002), nos EUA há duas possibilidades para o posicionamento das lâminas horizontalmente dispostas nas seções transversais das peças de MLC. Uma disposição simétrica, com as lâminas simetricamente distribuídas em relação ao eixo posicionado na metade da altura da peça, sendo as lâminas mais resistentes colocadas nas extremidades. As vigas de MLC com esta disposição são chamadas vigas balanceadas e podem ser usadas em vãos contínuos onde há inversão do momento ou em balanços sem a preocupação do correto posicionamento da peça.

Uma outra disposição possível é a colocação das lâminas mais resistentes na borda tracionada. Isto implica em uma marcação na peça, que indique qual a posição correta em que ela deve ser usada. Estas vigas são chamadas desbalanceadas e são usadas em vãos simples. Para uma melhor visualização dessas duas disposições, elas estão representadas na FIG. 4, onde a ordem numérica crescente indica uma ordem decrescente de resistência das lâminas.



Viga balanceada

Vigas desbalanceadas

FIGURA 4 – Disposição das lâminas nas vigas de MLC

Fonte: Elaboração própria a partir de APA EWS, 2002, p. 42.

2.7. Teor de umidade

Para cada espécie de madeira existe um teor de umidade de equilíbrio em função da temperatura e umidade relativa do ar. Quando o teor de umidade numa peça de madeira é diferente desse, há perda ou ganho de umidade até que a peça se equilibre com as condições ambientais. A secagem de uma peça de madeira é desigual, as células mais externas perdem água mais rapidamente que as células internas. Perdendo água, as células externas tentam retrair, mas elas são impedidas pelas células internas que apresentam maior teor de umidade. Quanto mais rápida é a secagem da madeira, maior é a retração diferencial entre as fibras externas e internas e maior é a tensão de retração. Estas tensões são perpendiculares às fibras da madeira e podem causar fissuras nas peças. A quantidade e tamanho destas fissuras são função das propriedades do meio ambiente e da peça, como tamanho, espécie, área exposta, teor de umidade inicial e condições de secagem das peças. Algumas espécies apresentam mais fissuras que outras, porque perdem ou ganham umidade mais rapidamente (AITC, 1994).

Nas peças de MLC, as mudanças dimensionais e as fissurações que acontecem devido às mudanças no teor de umidade da madeira são minimizadas em comparação à madeira maciça. Isto é resultado do processo de fabricação, que utiliza lâminas de pequena espessura, facilmente secadas até um teor de umidade de 14%, sem o desenvolvimento de fissuras nas bordas. O teor de umidade ótimo para as lâminas é aquele que possibilita à peça final de MLC um teor de umidade próximo do teor de umidade de equilíbrio esperado em serviço, pois isto reduzirá as fissuras.

Segundo Wood Handbook (1999), a norma americana permite a utilização de lâminas com teor de umidade máximo de 16% e uma variação no teor de umidade das lâminas de no máximo 5%, com o objetivo de minimizar as variações dimensionais e fissuras após a fabricação das peças de MLC.

Quanto à direção dos anéis de crescimento nas peças de MLC, não há um controle, pois o desdobro das toras e o posicionamento das lâminas nas peças são realizados sem preocupação com este fator. Segundo AITC (1994), há uma tendência natural de que a maioria das lâminas apresente a direção tangencial aos anéis de crescimento paralela à

sua maior dimensão. Como o comportamento das peças de MLC é uma combinação do comportamento das lâminas, a retração na direção perpendicular à maior dimensão da lâmina é parecida com a retração na direção radial aos anéis de crescimento.

As diferenças na orientação das fibras (ver FIG. 5) e no teor de umidade das lâminas podem ocasionar taxas de retração diferenciais nas peças de MLC. Estas taxas de retração diferenciais tendem a concentrar tensões nas linhas de cola ou próximas a ela, o que resulta em fissuras.

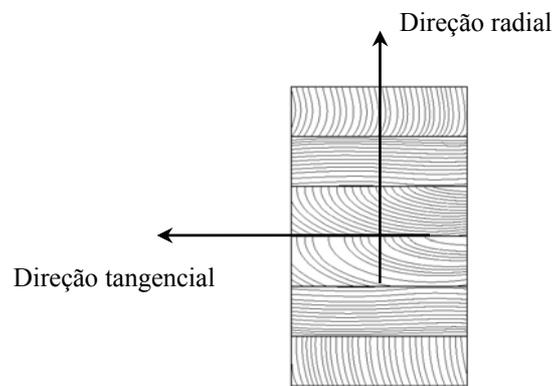


FIGURA 5 – Direções dos anéis de crescimento numa seção transversal de MLC.
Fonte: Elaboração própria a partir de AITC, 1994.

Segundo AITC - Technical Note 11 (1987), as fissuras nas peças de MLC são separações ao longo das fibras que ocorrem perpendiculares aos anéis de crescimento devido a tensões desenvolvidas durante a redução no teor de umidade da madeira, ver FIG. 6.

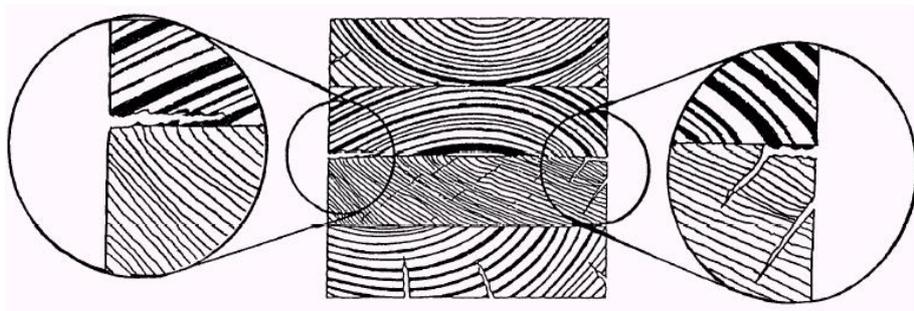


FIGURA 6 – Fissuras numa peça de MLC
Fonte: AITC - Technical Note 11, 1987, p. 3.

É importante diferenciar as fissuras das delaminações que ocorrem quando a colagem não é adequada. Segundo AITC - Technical Note 11 (1987), a diferença básica está na superfície da separação. Quando há delaminação, a superfície é lisa e possivelmente da cor do adesivo, coberta por uma película desse.

Segundo AITC - Technical Note 11 (1987), as fissuras nas peças de MLC ocorrem principalmente na primeira linha de cola, adjacente à lâmina externa, que seca mais rapidamente devido à grande superfície exposta ao ar. Esta condição é agravada quando as peças estão solicitadas e as lâminas externas deformam, gerando tensões de tração perpendiculares às fibras ao longo ou próximo da primeira linha de cola (AITC - Technical Note 11, 1987).

Em geral, o efeito das fissuras na resistência das peças de MLC é pequeno, mas deve ser analisado, principalmente com relação ao esforço cortante. Segundo AITC (1994) quando as peças de MLC são solicitadas à flexão e fabricadas com as lâminas de cola dispostas perpendicularmente ao esforço aplicado, que é a situação mais comum na prática, as fissuras devido à secagem da madeira, não têm efeito importante na resistência ao cisalhamento. Isto porque estas fissuras se concentraram ao longo da largura das lâminas. Quando as lâminas de cola forem dispostas paralelamente ao esforço aplicado, em peças fletidas de MLC, a resistência ao cisalhamento pode ser significativamente afetada por fissuras devido à secagem da madeira, principalmente quando estas fissuras forem profundas e se localizarem nas regiões mais solicitadas ao cisalhamento, região crítica mostrada na FIG. 7 (AITC, 1994, AITC - Technical Note 11, 1997).

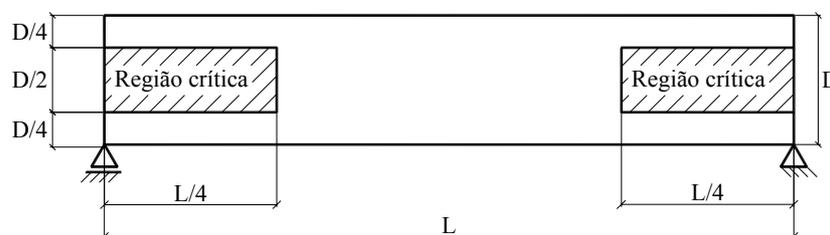


FIGURA 7 – Região crítica numa viga bi-apoiada com carga vertical distribuída
Fonte: Elaboração própria a partir de AITC - Technical Note 11, p. 2.

O AITC - Technical Note 18 (2001) define valores limites para as dimensões das fissuras, acima dos quais deve ser aplicado um coeficiente para a redução da resistência ao cisalhamento da peça (C_{cv}). As dimensões limites variam com a posição das fissuras na peça, sendo mais rígidas quando as fissuras se localizam nas regiões mais solicitadas.

Em peças comprimidas, as fissuras não têm importância estrutural a menos que elas se transformem em rachaduras e aumentem a esbeltez das peças. Neste caso, a capacidade de carga deve ser reduzida para a nova situação (AITC - Technical Note 18, 2001).

Segundo o AITC (1994), para controlar as fissuras numa peça de MLC, é importante que o teor de umidade inicial das lâminas, durante o transporte, o armazenamento e nas condições iniciais de serviço das peças não mude bruscamente. No transporte e armazenamento, as peças devem estar protegidas da exposição direta ao meio ambiente, não deve haver contato com o solo, as peças devem ser embaladas e as embalagens devem ser mantidas intactas, com um furo na parte inferior que permita a drenagem de qualquer líquido.

Depois da montagem das construções, deve-se tomar cuidado para que a madeira alcance o teor de umidade de equilíbrio gradualmente, o que significa evitar variações bruscas na temperatura e no teor de umidade do meio ambiente. Quando a madeira é usada em construções fechadas, as fissuras acontecem, normalmente, no primeiro ciclo completo de variações do meio. Entretanto, mudanças no uso da estrutura podem ocasionar um aumento na quantidade de fissuras das peças.

Quando houver necessidade de se esconder as fissuras, deve-se tomar cuidado com o produto utilizado. Produtos rígidos podem aumentar as fissuras e descolar no primeiro ciclo de variação do teor de umidade. Um produto flexível pode não ser compatível como o acabamento final desejável para a madeira, pois pode retrair ou dilatar com as mudanças diárias no teor de umidade (AITC - Technical Note 11, 1997).

2.8. Temperatura

As variações de temperatura têm um efeito importante nas propriedades resistentes da madeira. A resistência da madeira diminui com o aumento da temperatura. Quando as peças estão sujeitas a elevadas temperaturas, por um período prolongado ou repetitivo de tempo e principalmente se a alta temperatura é associada a altos teores de umidade, suas propriedades resistentes devem ser reduzidas (AITC, 1994).

Segundo o AITC (1994), as peças de MLC são normalmente secadas com temperaturas inferiores a 65° C, portanto não ocorre redução nas suas propriedades resistentes devido à secagem. Os adesivos normalmente utilizados não são afetados significativamente pelas altas temperaturas que queimam a madeira.

Segundo APA EWS (1986) a madeira pega fogo quando exposta à temperatura por volta de 250° C, mas ela começa a carbonizar quando exposta a temperaturas de aproximadamente 150° C. A camada carbonizada da madeira na seção transversal da peça (ver FIG. 8), funciona como isolante para a madeira posicionada no interior, essa é capaz de resistir a temperaturas mais elevadas, mantendo suas propriedades mecânicas sem alterações, por um período prolongado.

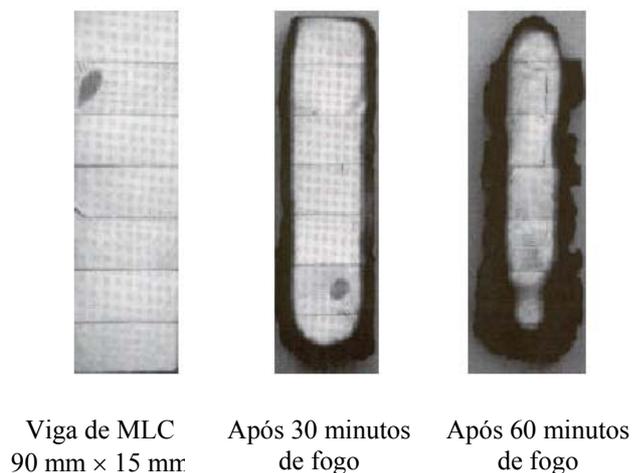


FIGURA 8 – Seção de MLC em situação de incêndio
Fonte: Glued Laminated Timber Association [199-]

2.9. Reforços nas peças de MLC

Outra grande vantagem das peças de MLC é a facilidade de fabricação de peças com reforços nas regiões mais solicitadas. Segundo Bez e Szücs (2002), os reforços nas estruturas de MLC resultam num aumento da resistência, da rigidez e da ductilidade das peças, reduz a variabilidade das propriedades mecânicas e o risco de falhas, permitindo a adoção de coeficientes de segurança menores no dimensionamento, e conseqüentemente a redução do volume e do peso próprio das estruturas. O reforço pode ser conseguido através da fabricação de peças de seção composta de MLC e LVL² ou pela colagem de tecido de fibras de vidro, ver FIG. 9.



FIGURA 9 – Seções reforçadas de vigas de MLC
Fonte: AF&PA - Engineered Wood Products, 2001, p. 46 e 47

Santos, Szücs e Díaz (2002) fazem uma avaliação experimental do reforço de vigas de MLC com fibra de vidro e adesivo epóxi na região do apoio de vigas. Os resultados obtidos comprovam a eficiência deste método devido à facilidade de aplicação e ao aumento da resistência das peças.

² LVL (Laminated Veneer Lumber) é um compósito estrutural de madeira formado a partir da colagem de lâminas finas de madeira (vener) posicionadas de forma que a direção de suas fibras esteja orientada na direção longitudinal da peça.

3

LIGAÇÕES

Apesar da grande versatilidade das estruturas de MLC, possibilitando usar maiores variações nas dimensões das peças, existem dificuldades no processo de fabricação e no transporte e aumento de custos que impedem a utilização de peças contínuas, sem ligações. As ligações são um mal necessário às estruturas e como cita Flach e Frenette (2000):

A ação de construir é primordialmente a adição e a ligação de elementos separados (...). Ligações, nós e junções são acidentes nas estruturas: eles enfraquecem as seções, reduzem a resistência ao fogo, e custam dinheiro. Entretanto, eles são necessários para recriar a continuidade das estruturas ...³

Cuidado especial deve ser dado à escolha, ao projeto e à fabricação das ligações, para minimizar os efeitos prejudiciais que elas possam ter nas estruturas. Segundo Smith e Foliente (2002, p. 48): “Ligações são freqüentemente os componentes mais críticos de qualquer estrutura de engenharia e podem governar a resistência global, funcionalidade, durabilidade e a resistência ao fogo.”⁴

O detalhamento adequado das ligações é de fundamental importância para o bom desempenho das estruturas de madeira. Um bom detalhamento das ligações deve levar em consideração as possíveis variações nos teores de umidade da madeira, a situação de

³ “The act of construction is primarily addition and the connection of separate elements (...). Connections, joints and junctions are accidents in the structure: they weaken the sections, reduce the fire resistance, and cost money. However, they are necessary to recreate the continuity of structures ...” (FLACH e FRENETTE, 2000, tradução nossa).

⁴ “Joints are often the most critical components of any engineered structure and can govern the overall strength, serviceability, durability, and fire resistance.” (SMITH e FOLIENTE, 2002, p. 48, tradução nossa).

incêndio, garantir fácil acesso para a manutenção, além da transmissão eficiente da carga. Visando garantir um detalhamento seguro, durável e resistente, para as ligações em estruturas de madeira, APA EWS - Glulam Connection Detail (1999), AF&PA - The Wood Connection Session (2002) e AITC (1994) recomendam a utilização de alguns princípios básicos e discutem vários exemplos que são apresentados no ANEXO A.

Por ser a madeira um material anisotrópico, é muito importante, que as ligações sejam projetadas simultaneamente à concepção das estruturas, buscando sempre que possível transmitir os esforços entre os elementos nas suas direções mais resistentes deste material. Quando as ligações são concebidas de forma a transmitir os esforços nas direções em que a madeira apresenta maior resistência, como cisalhamento perpendicular e compressão paralela às fibras, elas também apresentam maior resistência e, portanto, são mais seguras (RAMSKILL, 2002).

As ligações não resistem igualmente a qualquer direção de esforços, cabe ao projetista a escolha do elemento e do arranjo de ligação mais adequado em cada estrutura. O conhecimento dos tipos de ligação, de seus comportamentos, dos elementos e arranjos de ligações existentes, proporciona uma escolha mais consistente, segura e econômica da ligação.

3.1. Tipos de ligações

Existem basicamente três tipos de ligações entre elementos estruturais de madeira: ligações por contato, ligações coladas e ligações mecânicas. Pode-se também utilizar uma combinação destas ligações com o objetivo de aumentar sua resistência e ductilidade.

- a) As ***ligações por contato*** são formadas apenas pelo contato entre as peças de madeira. São as ligações mais simples que existem e não garantem a continuidade das estruturas. Um exemplo de ligações por contato é o entalhe (ver FIG. 10). Para que as ligações por contato garantam a continuidade das estruturas, é necessária a utilização conjunta de outro tipo de ligação.



FIGURA 10 – Berços ligados por contato (Canal em Oyonnax)
Fonte: FLACH e FRENETTE, 2000.

- b) As *ligações coladas* são fabricadas a partir da união entre peças de madeira pela ação de um adesivo colocado entre elas. Essas ligações apresentam vantagens como elevada resistência e rigidez. Entretanto, sua eficiência está intimamente ligada ao adesivo e ao processo de fabricação. Um outro problema das ligações coladas é a ruptura normalmente frágil. Para aumentar a ductilidade dessas ligações, elas podem ser fabricadas em conjunto com um material dúctil, por exemplo, pinos metálicos.

Segundo Smith e Foliente (2002), as ligações coladas entre estruturas de madeiras não são permitidas em diversas normas, devido às preocupações com o controle de qualidade da ligação no campo. A norma alemã é uma exceção, pois permite a utilização de ligações estruturais coladas do tipo “large finger joints”⁵ entre peças de madeira laminada colada.

Segundo AF&PA - Engineered Wood Products (2001), as ligações entre as vigas de sustentação dos pisos e as placas de piso são, normalmente, realizadas com pinos metálicos (ligação mecânica) em conjunto com um adesivo não muito rígido (elastômero), ver FIG. 11. A vantagem dessa ligação é um aumento da rigidez do piso e a eliminação de rangidos devido à ação do adesivo.

⁵ Grandes entalhes múltiplos



FIGURA 11 – Ligação colada entre as vigas de sustentação e as placas de piso
Fonte: AF&PA - Engineered Wood Products, 2001, p. 176.

- c) As *ligações mecânicas* são aquelas onde há penetração do elemento de ligação nas peças de madeira (ver FIG. 12).



FIGURA 12 – Ligação mecânica entre as barras de madeira
Fonte: FLACH e FRENETTE, 2000.

3.2. Comportamento das ligações

O estudo sobre o comportamento das ligações é importante pois permite identificar seus problemas e apontar as soluções. Desta forma é possível melhorar a capacidade de carga, a rigidez e a ductilidade das ligações. Como resultado destes estudos, tem-se uma evolução ou mesmo a criação de novos arranjos e/ou elementos de ligações.

Haller (1998), observando o comportamento das ligações mecânicas entre peças de madeira utilizando pinos e solicitadas a carregamentos monotônicos, descreve esse comportamento dividindo-o em quatro fases conforme mostrado na TAB. 1. A partir da

identificação dos problemas existentes em cada fases, o autor propôs mudanças nas ligações com o objetivo de corrigir estas falhas.

TABELA 1
Processo de ruptura das ligações

Fase	Fenômeno observado
1	Deslocamentos sem transferência de carga devido aos erros de fabricação.
2	Fase elástica. Comportamento elástico linear da madeira e do pino.
3	Fase plástica. Deslocamentos irreversíveis devido ao escoamento do pino ou fissuras na madeira.
4	Ruptura completa da ligação.

Fonte: Elaboração própria a partir de HALLER, 1998.

Segundo Haller (1998), como a madeira é normalmente um material frágil, as ligações tendem a apresentar este mesmo comportamento se a ruptura acontecer na madeira. A única forma de aumentar a ductilidade das ligações em estruturas de madeira é a utilização de elementos de ligação mecânica que permitam a formação de rótulas plásticas antes da ruptura.

Smith e Foliente (2002), preocupados com a ductilidade das estruturas de madeira, afirmaram que quando as ligações são muito resistentes e rígidas, a ruptura tende a acontecer de forma brusca e não desejada nas peças de madeira. Por isso, as ligações não devem ser escolhidas e projetadas visando apenas a transmissão dos esforços solicitantes com elevada resistência e rigidez, mas também como responsáveis pela ductilidade das estruturas.

A ductilidade das ligações é caracterizada pelo comportamento da curva tensão-deformação. Segundo Mischler, Prion e Lam (2000) um comportamento dúctil para as ligações só é possível quando a ruptura ocorre depois de elevadas deformações plásticas dos elementos de ligação. De acordo com Zahan (1992), nas ligações dúcteis a carga de ruptura pode ser até 40% maior que a carga no estado limite com deslocamento residual de 5% do diâmetro do pino⁶, enquanto que, nas ligações frágeis, a carga de ruptura é

⁶ Estado limite com deslocamentos residuais de 5% do diâmetro do pino: é um estado limite definido pelo ponto da curva carga-deslocamento correspondente a interseção de uma reta auxiliar, traçada paralelamente a reta que representa o comportamento linear da curva e afastada dessa por distância de 5% do diâmetro do pino utilizado na ligação.

aproximadamente igual à carga no estado limite com deslocamento residual de 5% do diâmetro do pino.

Segundo Foliente e Leicester (1996), no mínimo dez modos diferentes de ruptura das ligações já foram identificados nos ensaios realizados em laboratórios. A ruptura mais comum ocorre devido às fissuras na madeira, podendo ocorrer também ruptura no metal por tração, flexão, cisalhamento ou flambagem, e na madeira devido à tração ou compressão perpendicular às fibras.

3.3. Elementos de ligações

Os elementos usados nas ligações mecânicas são divididos em dois grupos, os elementos tipo pinos e os conectores. Uma descrição destes elementos será apresentada a seguir.

3.3.1. Os Pinos

Segundo Patton-Mallory, Pellicane e Smith (1997) os pinos são de fácil instalação, podem ser utilizados em vários arranjos de ligações e são insensíveis a muitas variações nas condições ambientais. Eles são, normalmente, resistentes a cargas laterais (de cisalhamento) e/ou a cargas axiais (na direção de seu eixo). Os pinos mais utilizados são os pregos e os parafusos.

3.3.1.1. Pregos

Os pregos são os pinos mais comuns e podem ser encontrados no mercado em várias formas, tipos e tamanhos, conforme FIG. 13. Eles podem ser fabricados com uma, duas cabeças e até mesmo sem cabeça. A haste dos pregos pode ser de seção circular (prego comum), seção quadrada (prego de marinho) ou trabalhada mecanicamente dando origem a hastes aneladas (prego anelar) ou helicoidais (prego ardox). Eles podem ser revestidos com o objetivo de aumentar sua resistência à oxidação ou à carga axial. Diferentes combinações entre o tipo da cabeça, da haste e a superfície dos pregos podem ser encontradas.



FIGURA 13 – Tipos de pregos

- (a) Prego comum com cabeça (b) Prego comum sem cabeça
 (c) Prego com duas cabeças (d) Prego ardox (e) Prego anelar
 Fonte: Site da Belgomineira⁷

Segundo Wood Handbook (1999), os pregos podem resistir à carga lateral, à carga axial ou uma combinação das duas. Nas ligações pregadas, a influência da resistência à carga axial na resistência à carga lateral pode ser desconsiderada, desde que grandes deslocamentos não sejam tolerados na ligação.

Quando os pregos possuem as hastes trabalhadas mecanicamente (pregos anelares e ardox), há um aumento na superfície de contato entre o prego e a madeira, sem que haja um aumento no peso do prego. A resistência à carga axial desses pregos é sempre maior que a dos pregos comuns de mesmo diâmetro. Em geral, os pregos anelares suportam maiores cargas axiais estáticas e os pregos ardox suportam maiores cargas axiais dinâmicas que os demais pregos (WOOD HANDBOOK, 1999).

Os pregos podem ser cravados em direções variadas, desde que o esforço aplicado seja compatível com o tipo de instalação. Quando os pregos são cravados com uma inclinação em relação às fibras, eles não resistem igualmente às cargas aplicadas em todas as direções (ver FIG. 14), por isto não são indicados quando o carregamento pode inverter sua direção (AF&PA - The Wood Connection Session, 2002).

⁷ <http://www.belgomineira.com.br/produtos/imp/prego.pdf>

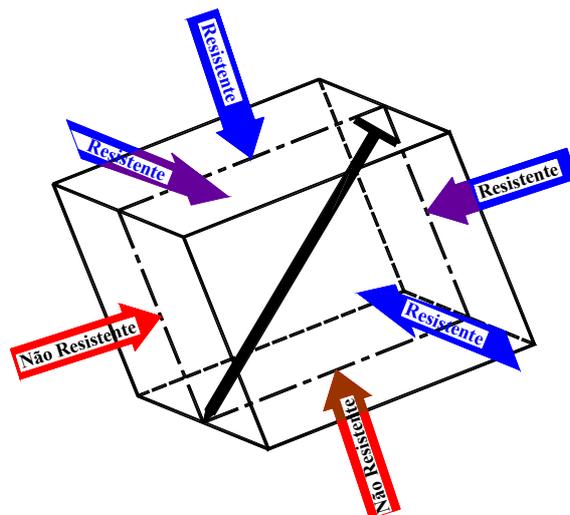


FIGURA 14 – Direções resistentes e não-resistentes de pregos inclinados
 Fonte: AF&PA - The Wood Connection Session, 2002, p. 78.

A utilização de pregos inclinados, com as cargas aplicadas nas direções resistentes, mostradas na figura anterior, aumenta a resistência das ligações se comparada às ligações com pregos retos, principalmente se as peças estão sujeitas a variações de umidade. No entanto, em algumas ligações, a perda na profundidade de penetração devido à inclinação de cravação do prego pode anular esse aumento de resistência (WOOD HANDBOOK, 1999).

Os pregos podem ser cravados com a cabeça embutida na madeira (ver FIG. 15), mas esta configuração reduz a eficiência da ligação e o comprimento de penetração deve ser considerado a partir de sua cabeça.

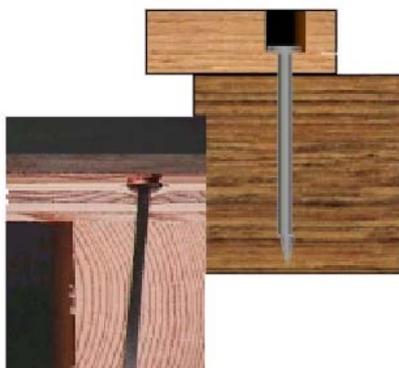


FIGURA 15 – Pregos com a cabeça embutida na madeira
 Fonte: AF&PA - The Wood Connection Session, 2002, p. 79.

3.3.1.2. Parafusos

Os parafusos são os pinos mais utilizados quando as ligações transferem cargas laterais de média a alta intensidade. Existem, basicamente, dois tipos de parafusos, os parafusos comuns e os parafusos auto-atarraxantes. A principal diferença entre eles é que os parafusos comuns atravessam toda a peça de madeira, recebendo uma porca na sua extremidade, enquanto que os parafusos auto-atarraxantes apresentam uma ponta na extremidade oposta à sua cabeça que não atravessa completamente as peças da ligação, por isto não são utilizados com porcas. De maneira geral, os parafusos comuns têm capacidade superior aos parafusos auto-atarraxantes de mesmo diâmetro e por isto são utilizados em ligações que transferem cargas elevadas. Entretanto, existem situações em que os parafusos auto-atarraxantes são mais indicados, conforme será visto.

3.3.1.2.1. Parafusos comuns

Os parafusos comuns são, normalmente, denominados apenas parafusos. São várias as configurações existentes para a cabeça dos parafusos, as mais comuns são: cabeça sextavada, quadrada, oval e chata (FIG. 16). Segundo Soltis (1997), os parafusos de cabeças sextavadas ou quadradas são usados quando estas estão em contato com madeira ou com aço. Os parafusos de cabeça oval e reta possuem diâmetros da cabeça maiores e são usados com a cabeça em contato com a madeira. Os parafusos de cabeça oval também podem ser encontrados com uma fenda e projeções na cabeça que facilitam a sua instalação e aperto (SOLTIS, 1997).

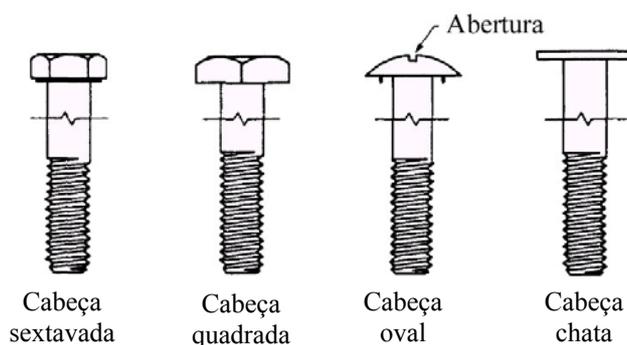


FIGURA 16 - Tipos de parafusos
Fonte: SOLTIS, 1997, p. 128.⁸

⁸ <http://www.fpl.fs.fed.us/documnts/PDF1997/solti97b.pdf>

3.3.1.2.2. Parafusos auto-atarraxantes

Os parafusos auto-atarraxantes, como a maioria dos pinos, são resistentes à carga axial e à carga lateral. Os parafusos auto-atarraxantes são vantajosos nas ligações onde o comprimento necessário do parafuso é muito grande ou quando o acesso a um lado da ligação é restrito. Eles também são menos agressivos às peças de madeira pois são inseridos de apenas um lado da ligação, ficando a ponta sempre embutida na peça.

Os parafusos auto-atarraxantes são muito utilizados em vários países da Europa, nos EUA e Japão. No Brasil, a utilização de tal parafuso é praticamente nula e a ligação com estes pinos não é abordada pela norma brasileira de projeto de estruturas de madeiras.

Ramskill (2002), analisando a situação americana, apresenta algumas vantagens dos parafusos auto-atarraxantes se comparados aos parafusos comuns, que justificam sua extensa utilização:

- normalmente são mais baratos que os parafusos comuns;
- apresentam menores efeitos prejudiciais que os parafusos comuns, quando as peças ligadas estão sujeitas à variação de umidade;
- as peças de madeira apresentam áreas efetivas maiores, quando parafusos auto-atarraxantes são utilizados, uma vez que os diâmetros de pré-furação são sempre menores que os utilizados para os parafusos comuns.

Segundo Ramskill (2002), os primeiros pesquisadores a ensaiarem ligações com parafusos auto-atarraxantes foram Newlin e Gahagan (1938) e muitas das conclusões desses autores ainda são válidas. Newlin e Gahagan (1938) *apud* Ramskill (2002) citam duas diferenças básicas entre os parafusos auto-atarraxantes e os parafusos comuns:

- nos parafusos auto-atarraxantes as roscas fornecem a resistência à carga axial e nos parafusos comuns, esta função é transferida para as porcas;
- os parafusos auto-atarraxantes não possuem diâmetro constante ao longo da sua haste como os parafusos.

Ainda segundo Ramskill (2002), em ligações solicitadas a esforços axiais, quando são utilizados parafusos comuns, o comprimento dos pinos não é importante, pois é a porca que resiste à carga axial. Entretanto, quando são utilizados parafusos auto-atarraxantes, um comprimento mínimo dentro da peça é necessário para que a resistência à carga axial seja superior ao esforço aplicado.

Os parafusos auto-atarraxantes podem ser divididos em três grupos: parafusos auto-atarraxantes para madeira (wood screw); parafusos auto-atarraxantes de cabeça sextavada e rosca soberba (lag screw); parafusos “tapping screws” chamados por Correia (2002) de parafusos auto-atarraxantes tipo torx.

a) Os *parafusos auto-atarraxantes para madeira (wood screw)* são fabricados com diâmetros pequenos, segundo o Wood Handbook (1999), variando de 2,84 mm a 9,45 mm. No Brasil estes parafusos são encontrados com diâmetros variando de 2,2 mm a 6,1 mm. Eles podem ser encontrados com variadas formas da cabeça, sendo as mais comuns, cabeça chata, oval e redonda (FIG. 17). Eles devem ser inseridos na madeira somente por movimentos de torção e com pré-furação de diâmetro adequado. Podem ser fabricados de aço, bronze, outros metais ou ligas e ter acabamentos específicos de níquel, cromo ou cádmio (WOOD HANDBOOK, 1999).

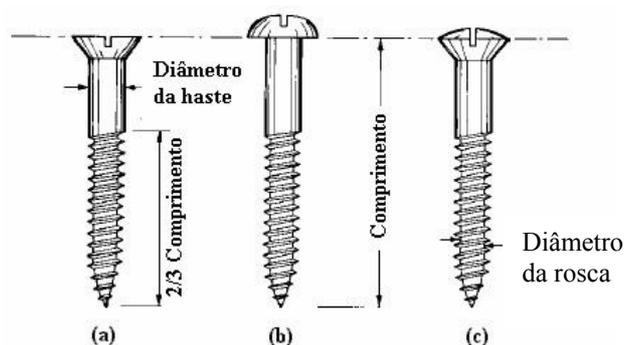


FIGURA 17 – Tipos de parafusos auto-atarraxantes para madeira
 (a) Cabeça chata (b) Cabeça redonda (c) Cabeça oval.
 Fonte: WOOD HANDBOOK, 1999, p. 7-9.

As especificações do Wood Handbook (1999) para os parafusos auto-atarraxantes de madeira estabelecem que o diâmetro da rosca é, normalmente, correspondente a 2/3 do diâmetro da haste e, segundo AF&PA (1996), o comprimento da parte rosqueada deve ser no mínimo de 2/3 do comprimento do parafuso.

A escolha do tipo de cabeça mais adequada nos parafusos auto-atarraxantes de madeira é função do acabamento desejado para a superfície. Por exemplo, quando uma superfície lisa é desejada, os parafusos usados devem ter a cabeça chata.

- b) O *parafuso auto-atarraxante de cabeça sextavada e rosca soberba (lag screw)*, possui uma cabeça hexagonal e é inserido na madeira com chave inglesa (FIG. 18). Segundo o Wood Handbook (1999), esses parafusos são encontrados, nos EUA, com diâmetros variando de 4,8 mm a 25,4 mm. No Brasil, estes parafusos auto-atarraxantes são encontrados com diâmetro da haste variando de 4,8 mm a 12,7 mm e são fabricados com aço SAE 1010 ou 1020 (com $f_y \approx 240$ MPa e $f_u \approx 480$ MPa) ou aço inox (com $f_y \approx 450$ MPa e $f_u \approx 700$ MPa).



FIGURA 18 – Parafuso auto-atarraxante de cabeça sextavada
Fonte: Site da Ciser⁹

- c) Os *parafusos auto-atarraxantes do tipo torx (tapping screws)* são parafusos auto-atarraxantes fabricados com hastes esbeltas, de pequenos diâmetros, grandes e variados comprimentos para cada diâmetro. Segundo Blass e Bejtka (2001), as dimensões máximas encontradas para estes parafusos são diâmetro de 12 mm e comprimento de 600 mm. O aço utilizado na fabricação desses pinos é de elevada resistência ao escoamento e à ruptura. Eles podem ser encontrados parcialmente ou totalmente rosqueados, ver FIG. 19.

⁹ <http://www.ciser.com.br>

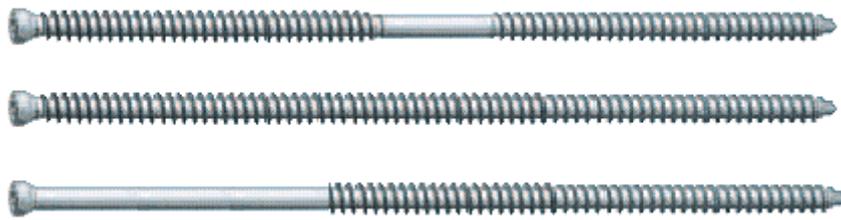


FIGURA 19 – Parafuso auto-atarraxante tipo torx (tapping screws)
 Fonte: Elaboração própria a partir do site da SFS-Stadler AG¹⁰

Os parafusos auto-atarraxantes tipo torx não são fabricados ou encontrados no Brasil. Correia (2002) realizou ensaios de arrancamento de ligações com esses parafusos inseridos em madeira brasileira, mas os parafusos utilizados foram importados.

Esses parafusos são, normalmente, inseridos na madeira sem pré-furação e são utilizados resistindo a esforços axiais. Eles são muito utilizados e estudados em vários países e os estudos têm demonstrado a elevada eficiência das ligações que o utilizam. Novos arranjos da ligação estão em desenvolvimento e estudo, visando aproveitar a elevada resistência ao arrancamento desses pinos, (ver item 3.4.).

3.3.2. Os conectores

Os conectores (também chamados elementos de superfície) transmitem carga lateral entre as peças por cisalhamento na madeira. Alguns exemplos de conectores são os anéis de cisalhamento (FIG. 20 a), as placas de cisalhamento (FIG. 20 b) e as chapas de metal com dentes estampados ou chapas pregadas (FIG. 21).



FIGURA 20 – Conectores
 (a) Anel de cisalhamento (b) Placas de cisalhamento.
 Fonte: AF&PA – The Wood Connection Session, 2002, p. 114 e 112.

¹⁰ http://www.sfsintec.biz/chsfsd01/web/sfsint_d.nsf/vwFraSet/SystemWT_Holzbau

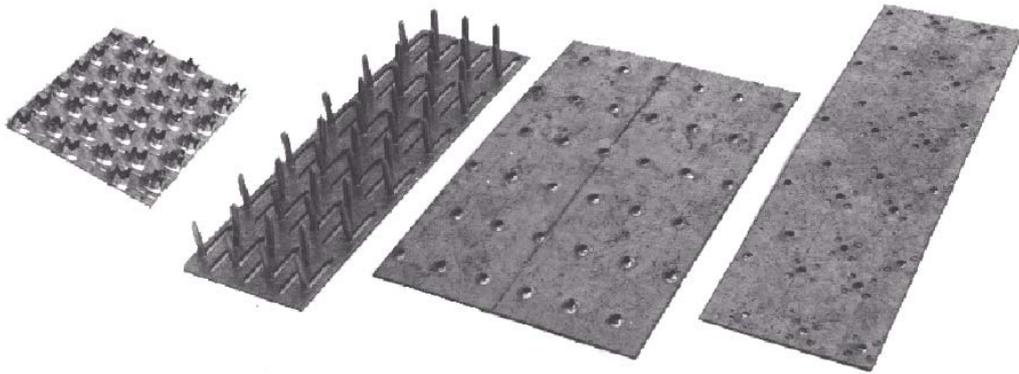


FIGURA 21 – Chapas de metal com dentes estampados e chapas pregadas
Fonte: WOOD HANDBOOK, 1999, p. 7-26.

Segundo Patton-Mallory, Pellicane e Smith (1997), há uma diminuição da utilização dos conectores devido às dificuldades na fabricação de ligações com estes elementos.

3.4. Os arranjos de ligações

De acordo com a bibliografia consultada, em várias partes do mundo, como nos EUA, Canadá, países da Europa, Austrália e Japão, os arranjos de ligações entre peças de madeira têm evoluído bastante nos últimos anos. Novos elementos de ligação estão disponíveis no mercado e novos arranjos de ligação têm sido ensaiados. As técnicas e máquinas usadas na fabricação das ligações também evoluíram e permitem a fabricação de ligações com grande precisão e certa facilidade.

A evolução dos arranjos de ligações tem sido conseguida a partir dos estudos experimentais. Para Smith e Foliente (2002), um exemplo disto é a ligação mecânica entre peças de madeira transmitindo esforços de momento fletor. Segundo os autores, existe um pré-conceito a respeito destas ligações e sua utilização é limitada por várias normas, pois são consideradas de difícil fabricação e não apresentam um comportamento elástico e linear sendo, por isto, evitadas. Na última década, entretanto, vários estudos experimentais foram realizados com ligações mecânicas em escala natural transmitindo momento fletor. Os resultados destes ensaios têm mostrado o grande potencial desta ligação e contribuído para a sua divulgação.

De acordo com Flach e Frenette (2000), uma mudança clara nas ligações em estruturas de madeira observada, nos últimos anos, é a substituição das ligações aparentes por

ligações mais discretas, utilizando chapas inseridas na madeira. Este arranjo de ligação, além de melhorar a aparência das estruturas, fornece maior proteção para as chapas de aço, com um aumento na resistência ao fogo de toda a estrutura, pois a madeira funciona como isolante térmico para o aço no início do incêndio.

Segundo Mischler, Prion e Lam (2000), o arranjo de ligação mais indicado para as estruturas de madeira são ligações compactas, com chapas de aço leves e pequenas, desde que garantidos os espaçamentos mínimos entre os elementos de ligação.

No Brasil, na contramão do resto do mundo, as estruturas de madeira ainda são pouco utilizadas, por isto pouco ou nenhum progresso se vê nos arranjos de ligações utilizados na prática. Os elementos de ligação disponíveis no mercado não acompanham a evolução do mercado externo e a fabricação das ligações é feita por equipamentos antigos e, muitas vezes, por mão-de-obra desqualificada.

Serão apresentados alguns exemplos de ligações, entre peças de grandes seções transversais, geralmente de MLC, muito utilizados no mundo e de comprovada eficiência.

3.4.1. Ligações com múltiplos planos de cisalhamento

Mischler, Prion e Lam (2000) e Mischler (2001) apresentam um arranjo de ligação com múltiplos planos de cisalhamento e pinos metálicos de pequeno diâmetro. Segundo os autores, esta ligação é uma das mais eficientes para ligar estruturas de madeira com grandes seções transversais. Os múltiplos planos de cisalhamento são conseguidos pela inserção de chapas de aço nas peças de madeira. Um exemplo deste tipo de ligação é chamado BSB (“Blumer-System-Binder”) e é mostrado na FIG. 22.

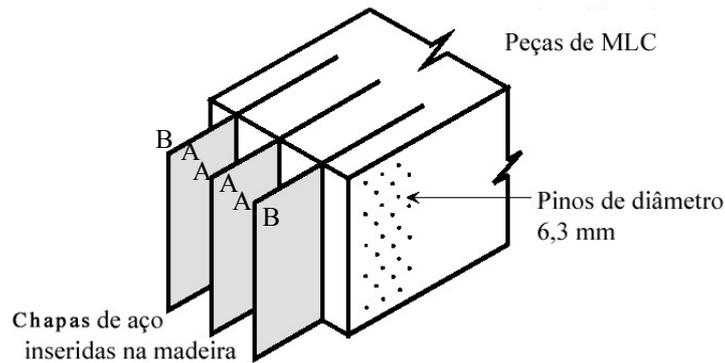


FIGURA 22 – Ligação tipo BSB
Fonte: MISCHLER, PRION e LAM, 2000.

Segundo Mischler (2001), na ligação mostrada na figura anterior, dois diferentes planos de corte devem ser identificados, os planos internos (A) e os planos externos (B). Nos planos externos, o pino age como uma viga em balanço (apenas um apoio). Já nos planos internos, o pino age como uma viga sobre dois apoios. Esta diferença no apoio do pino influencia na resistência da ligação por plano de cisalhamento e, segundo o autor, é aproximadamente 41% maior nos planos internos.

3.4.2. Ligações com pinos especiais inseridos sem pré-furação

Uma ligação que possui um ajuste perfeito entre o pino e a madeira é conseguida através da utilização de pinos de elevada resistência e pequenos diâmetros, que são inseridos com máquinas especiais, sem pré-furação na madeira e na(s) chapa(s) de aço. Esse tipo de fabricação permite uma ligação verdadeiramente rígida entre a placa e o pino (BAINDRIDGE *et al.*, 2000).

Dois exemplos da utilização deste tipo de arranjo de ligação são apresentados por Mischler (2001) e Baindrige *et al.* (2000). Mischler (2001) utilizou um pino especial, fabricado pela empresa suíça SFS-Stadler AG, com diâmetros de 5 mm e 7 mm que podem ser inseridos sem pré-furação, atravessando a madeira e no máximo três chapas de aço com espessura de 5 mm, na fabricação de ligações do tipo BSB mostrada FIG. 22. Os resultados dos ensaios realizados por Mischler (2001) revelaram uma elevada capacidade de carga, comportamento dúctil, eliminação dos deslocamentos iniciais sem transmissão de carga e elevada rigidez para este arranjo de ligação.

Baindridge *et al.* (2000) ensaiaram ligações com pinos solicitados em dois planos de corte e inseridos na madeira com uma máquina especial, sem pré-furação. O objetivo dos autores foi testar a capacidade de carga deste tipo de ligação para ser utilizada na solidarização de peças mistas de madeira e aço. Os autores também avaliam a utilização das equações do EUROCODE 5 (1994) para a determinação da capacidade de carga dessas ligações. Algumas simplificações foram admitidas, como a adoção de uma espessura representativa igual à espessura média entre as duas peças de madeira e de um momento resistente ao escoamento adaptado à elevada resistência ao escoamento do pino utilizado (1700 N/mm^2). Os resultados experimentais encontrados para a resistência lateral dessas ligações revelaram sua elevada eficiência e se mostraram próximos dos resultados teóricos obtidos.

3.4.3. Ligações mecânicas com adesivos

As ligações com pinos metálicos apresentam limitações que podem ser justificativas para a utilização de outros tipos de ligação como, por exemplo, as ligações coladas. Dentre os principais problemas das ligações com pinos metálicos, como citado por Schreyer *et al.* (2001), tem-se a redução da área da seção transversal das peças, as dificuldades de fabricação e os possíveis erros e folgas na fabricação que reduzem a rigidez inicial das ligações e causam uma distribuição irregular de esforços entre os pinos, reduzindo a capacidade de carga da ligação.

As ligações coladas também apresentam desvantagens que limitam sua utilização. Segundo Schreyer *et al.* (2001) as principais restrições das ligações coladas são a baixa ductilidade e elevada sensibilidade às mudanças nas condições ambientais.

Schreyer *et al.* (2001) propõem ainda a utilização de um novo arranjo de ligação para peças de madeira de grandes dimensões. Esse novo arranjo é formado por um tubo de aço embutido e colado nas peças de madeira com uma resina e que pode ser solicitado à carga axial ou lateral (FIG. 23).

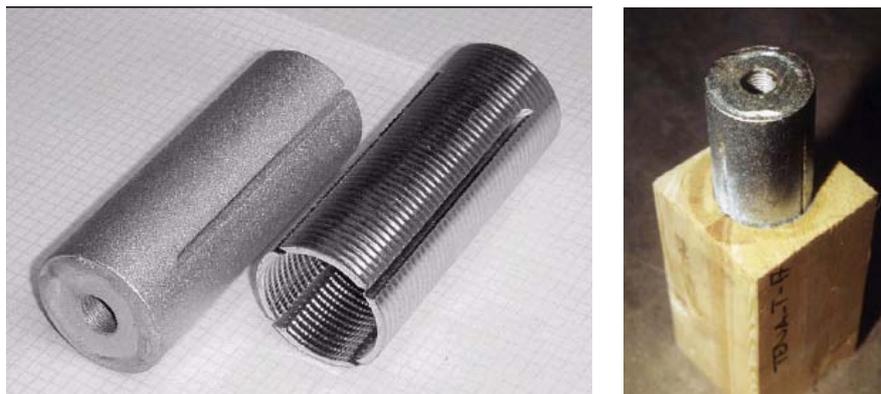


FIGURA 23 – Elemento de ligação tipo tubo
 Fonte: SCHREYER *et al.*, 2001, p. 889 e 890.

Os cortes longitudinais dos tubos permitem movimentos laterais e uma distribuição mais uniforme da resina dentro do anel, quando o pino é inserido, e reduzem a tensão residual devido à deformação da madeira. Para a fixação do tubo é utilizada a pré-furação com uma máquina especial. A forma tubular do elemento de ligação permite elevada área de contato com pequenos comprimentos.

Os resultados experimentais encontrados por Schreyer *et al.* (2001) permitiram constatar a elevada eficiência desta nova ligação, tanto à carga lateral quanto à carga axial, e confirmaram os dois principais problemas das ligações coladas: baixa ductilidade e elevada sensibilidade às alterações ambientais. A identificação desses problemas conduziu à procura de soluções. Para resolver o problema da ruptura brusca nos ensaios de tração, os autores propuseram a utilização de uma chapa de aço mais fina na extremidade do pino, o que permitirá uma ruptura mais dúctil por escoamento da chapa antes da ruptura brusca por tração ao longo da superfície da cola. Para resolver o problema da elevada sensibilidade a alterações no teor de umidade, os autores propuseram mudanças na superfície do tubo, de uma superfície inicialmente tratada por abrasão de areia (ver FIG. 23, primeiro tubo) para uma superfície com ranhuras (ver FIG. 23, segundo tubo), o que permitiu o aumento do atrito entre o tubo e a madeira.

Um resultado muito interessante conseguido por Schreyer *et al.* (2001) foi nos ensaios realizados em corpos-de-prova com e sem a utilização da resina e solicitados à carga lateral. Os resultados mostraram que houve uma diminuição relativamente baixa (cerca de 20%) da carga resistente lateral da ligação nos corpos-de-prova sem a resina se

comparados com a carga lateral nos corpos-de-prova com resina. Já os deslocamentos foram relativamente maiores nos ensaios dos corpos-de-prova sem resina devido à redução na rigidez dessas ligações. Com estes resultados, pode-se concluir que a resistência axial de uma ligação influencia na sua resistência lateral. Em um mesmo arranjo de ligação, quanto maior a resistência axial, maior é a resistência à carga lateral e a rigidez da ligação.

Uma prática comum, nos países europeus, e citada por Schreyer *et al.* (2001), Mischeler, Prion e Lam (2000), Haller (1998), Davis e Claisse (2001) é a injeção de resinas nas ligações com pinos. Como resultado desta prática, há um aumento na capacidade das ligações devido a uma distribuição mais regular da carga, pois a cola preenche o espaço vazio entre a madeira e o pino. A injeção de resina também permite uma redistribuição das tensões na madeira, depois da flexão dos pinos, devido às tensões de atrito que surgem na interface dos materiais (DAVIS e CLAISSE, 2001, p. 158).

Davis e Claisse (2001) fizeram uma avaliação experimental de ligações com pinos e resinas injetada em quatro diferentes produtos de madeira (madeira maciça, MLC, LVL e PSL¹¹). Eles perceberam que o aumento na capacidade das ligações devido à injeção de resina é dependente do produto de madeira utilizado. Por exemplo, quando se utiliza PSL há presença de falhas internas por onde a resina escorre, não preenchendo os espaços vazios entre a madeira e o pino. Assim, ela não cumpre sua função. Os autores, também concluíram que as dificuldades de fabricação e conseqüentes aumentos nos custos dessas ligações limitam sua utilização.

3.4.4. Ligações reforçadas

O reforço é utilizado nas ligações em estruturas de madeira com o objetivo principal de evitar as fissuras. Na bibliografia consultada, percebe-se que são várias as formas existentes para reforçar as ligações, alguns exemplos são: a colagem de fibras de carbono, de vidro ou de painéis de madeira, a utilização de placas com dentes

¹¹ PSL (Parallel Strand Lumber) é um painel estrutural de madeira formado a partir da colagem de tiras finas de madeira (strand), orientadas no sentido longitudinal da peça e utilizando adesivos à prova d'água, geralmente fenol-resorcinol formaldeídos.

estampados ou placas pregadas e até mesmo a inserção de pinos perpendiculares ao eixo do pino principal. Blass *et al.* (2000, s.p.) descrevem as vantagens de se utilizar o reforço nas ligações em estruturas de madeira,

Se a resistência ao embutimento do reforço é maior que a da peça de madeira, o reforço não aumenta apenas a capacidade de carga devido à prevenção de fissuras, mas adicionalmente pelo fornecimento de um aumento da resistência ao embutimento perto da ligação onde a tensão de embutimento alcança seu máximo primeiro.¹²

Blass *et al.* (2000) verificaram experimentalmente a utilização de chapas com dentes estampados reforçando as ligações com pinos. As placas são inseridas na madeira antes dos pinos para diminuir as fissuras devido à sua inserção. Os autores também propuseram um modelo para a determinação da resistência teórica destas ligações baseado na teoria de Johansen, considerando o pino, a chapa com dentes estampados e a madeira como materiais rígidos plásticos.

Analisando os resultados obtidos, Blass *et al.* (2000) concluíram que uma ligação mais eficiente foi conseguida usando uma chapa onde a região em volta dos pinos não apresenta furos e que a eficiência da ligação não depende da direção dos dentes (FIG. 24). O reforço feito com a chapa de dentes estampados permitiu um aumento na capacidade das ligações de até 250%, aumentou também a ductilidade e diminuiu as fissuras nas peças de madeira (BLASS *et al.*, 2000).

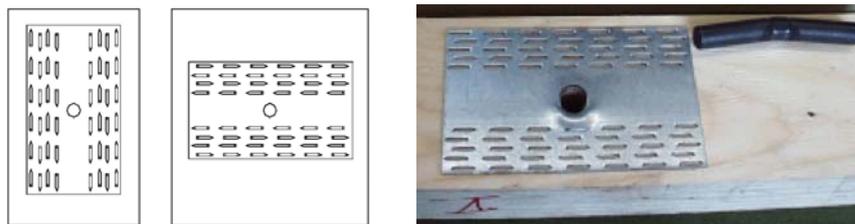


FIGURA 24 – Reforço de chapa de aço em ligação com pino
Fonte: BLASS *et al* (2000)

¹² “If the embedding strength of the reinforcement is large than that of the timber member, the reinforcement not only increase the load-carrying capacity by preventing splitting, but additionally by providing a high embedding strength close to the member joints where embedding stress reach their maximum first.” (BLASS *et al.*, 2000, s.p., tradução nossa).

Blass e Schmid (2001) avaliaram experimentalmente a utilização de parafusos auto-atarraxantes tipo torx de elevada resistência à tração ($f_{uk} = 1000$ MPa), totalmente rosqueado, de pequeno diâmetro (7,5 mm) e inseridos na peça lateral perpendicularmente as fibras e ao eixo do pino principal, como reforço nas ligações entre peças de madeira. Segundo os autores, este reforço é similar àquele com barras de aço nas estruturas de concreto. Tem a vantagem de ser de fácil fabricação, praticamente invisível, e reforçar a madeira na sua direção menos resistente (perpendicular às fibras). Os resultados dos ensaios das ligações com o reforço de parafuso auto-atarraxante e solicitadas à carga lateral revelaram um aumento na capacidade de carga de aproximadamente 10%, além de um aumento na ductilidade (BLASS e SCHMID, 2001).

3.4.5. Ligações com parafusos auto-atarraxantes

Segundo Komatsu (2000), a forma mais comum de ligar peças de MLC de grandes dimensões transmitindo momento fletor, cortante e normal, no Japão, é através de chapas laterais de aço com parafusos auto-atarraxantes e uma peça de madeira embutida para a transmissão do esforço de cisalhamento, conforme FIG. 25.

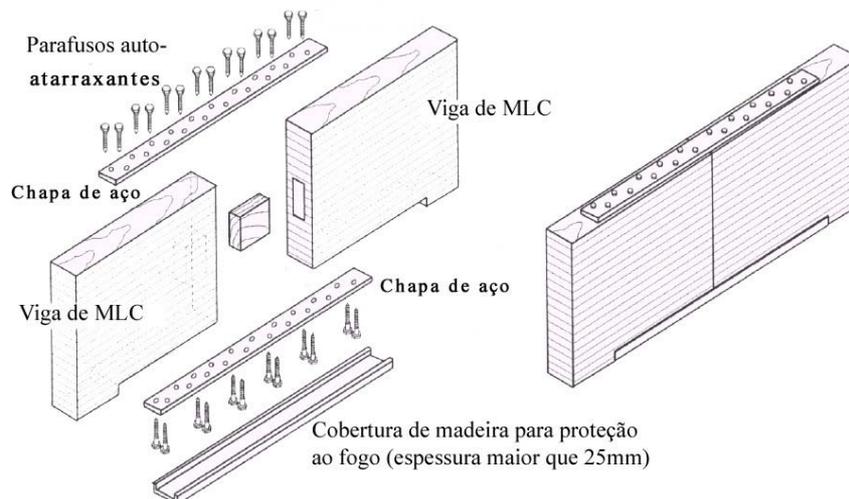


FIGURA 25 –Ligações com chapas de aço e parafusos auto-atarraxantes
Fonte: KOMATSU, 2000.

Komatsu (2000) desenvolveu equações para a determinação da resistência e da rigidez das ligações com o arranjo mostrado na FIG. 25, solicitadas a momento fletor e a força

normal, considerando o esforço de compressão sendo transmitido pelo contato entre as peças de madeira e pela chapa de aço comprimida, e o esforço de tração sendo transmitido pela chapa na borda tracionada. No cálculo dos deslocamentos das vigas, o autor considerou as deformações devido ao momento fletor, à força cortante e aos deslocamentos não lineares dos elementos de ligação na borda tracionada (a partir do momento em que a força de tração, devido ao momento fletor, passa a superar a força de compressão aplicada).

Gehri (2001) propõe a utilização de um parafuso auto-atarraxante (tapping screw), para ligar peças de treliças de madeira. Segundo o autor, o arranjo de ligação mais adequado para estes pinos é aquele que permite apenas esforços axiais. As principais vantagens desses arranjos de ligação entre peças de madeira são: grande rigidez, elevada estabilidade dimensional (mesmo com grandes variações no teor de umidade) e grande resistência ao fogo, já que o pino fica envolvido pela madeira.

Gehri (2001) faz um estudo experimental de ligações entre treliças de madeira, em escala natural, ligadas através de parafusos auto-atarraxantes tipo torx (tapping screws), inseridos na madeira de forma a estarem solicitados apenas à carga axial (FIG. 26). Os ensaios confirmam a praticidade e a elevada resistência do arranjo de ligação proposto.

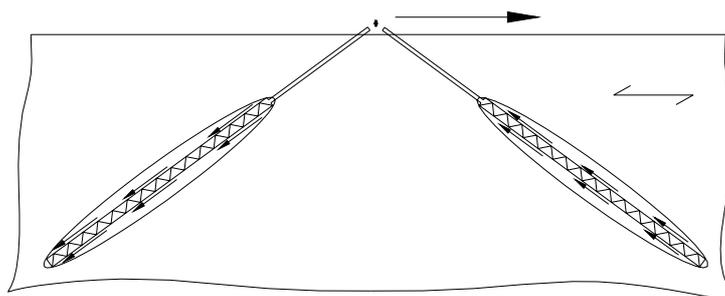


FIGURA 26 – Solicitações nos parafusos
Fonte: GEHRI, 2001, p. 174.

Os modos de ruptura verificados nessas ligações, segundo Gehri (2001), são: arrancamento da parte rosqueada do parafuso auto-atarraxante da madeira, tração dos parafusos auto-atarraxantes e ruptura de um bloco de madeira com um grupo de parafusos auto-atarraxantes. Como o ângulo de inclinação entre as fibras da madeira e o

eixo do parafuso pode variar, para o cálculo da capacidade destas ligações é necessário determinar a influência da direção das fibras da madeira na resistência à carga axial.

Blass e Bejtka (2001) também interessados em aproveitar a elevada resistência à carga axial dos parafusos auto-atarraxantes tipo torx (tapping screws), propõem um arranjo para ligações entre peças de madeira, quando solicitadas a um carregamento lateral (paralelo à interface das peças), buscando evitar a flexão dos parafusos. Para isto, os parafusos são inseridos com uma certa inclinação entre seu eixo e a interface das peças. Este arranjo possibilita que os parafusos trabalhem à carga axial e a interface das peças de madeira à compressão.

Os estudos experimentais de Blass e Bejtka (2001) levaram em consideração uma inclinação entre o eixo dos parafusos e a interface das peças de madeira variando de 45° a 90° e a influência do atrito entre as peças na resistência das ligações. Os resultados destes ensaios revelaram que a máxima resistência da ligação foi conseguida com um ângulo de 60° entre o eixo do parafuso e a interface das peças, e foi 53% maior que a resistência da ligação com o parafuso inclinado de 90°. Para ângulos menores que 60°, a resistência da ligação diminuiu devido à diminuição do comprimento de penetração do pino na peça de madeira. Quanto à rigidez da ligação, os autores perceberam que, quanto menor o ângulo, maior a rigidez conseguida, sendo a rigidez máxima para o ângulo de 45° (aproximadamente 12 vezes maior que a rigidez da ligação com inclinação de 90° para o parafuso).

Os ensaios de ligações, com e sem uma folha plástica para a eliminação do efeito do atrito entre as peças, revelaram que quando o atrito é considerado ele aumenta a resistência da ligação e este aumento varia com o ângulo entre o eixo do parafuso e a interface das peças.

Os parafusos auto-atarraxantes tipo torx (tapping screws) têm sido internacionalmente utilizados em diversas aplicações, tanto como reforço de estruturas de madeira em regiões com furos ou chanfros ou para ligar peças com diversos arranjos e

configurações (ver FIG. 27). Estas ligações são, em geral, de elevada resistência, discretas e de fácil fabricação, desde que ferramentas apropriadas estejam disponíveis.

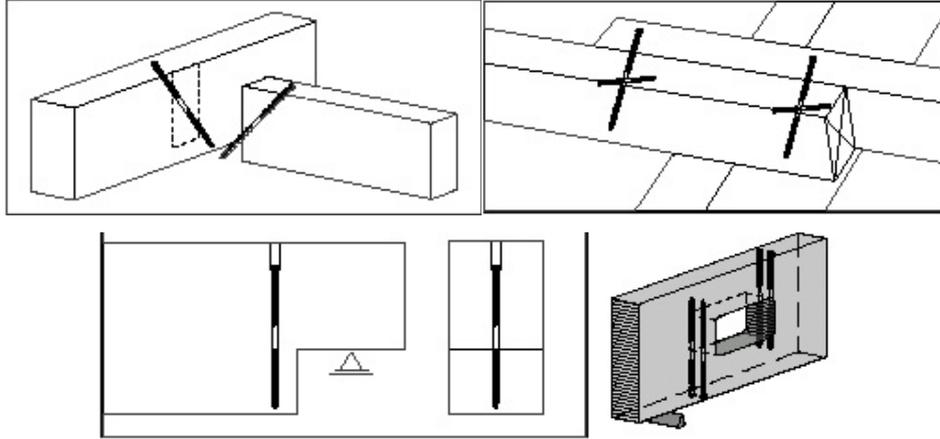


FIGURA 27 – Exemplos de utilização dos parafusos auto-atarraxantes tipo torx
Fonte: Site da empresa suíça SFS¹³

¹³ http://www.sfsintec.biz/chsfsd01/web/sfsint_d.nsf/vwFraSet/Downloads_holzbau

4

DIMENSIONAMENTO DAS LIGAÇÕES

As equações apresentadas para o dimensionamento das ligações são, normalmente, determinadas a partir de estudos teóricos, levando em consideração calibrações experimentais, numa tentativa de encontrar boa concordância entre os resultados teóricos/experimentais.

Existe uma tendência atual de dimensionamento das ligações, em estruturas de madeira, através do método dos estados limites e utilizando a teoria de Johansen. Na norma européia para estruturas de madeira e na norma brasileira, o método dos estados limites já é considerado há vários anos. Nos EUA ainda é utilizado tanto o método dos estados limites quanto o método das tensões admissíveis.

O dimensionamento das ligações é, normalmente, realizado de acordo com o carregamento aplicado e com o tipo de elemento de ligação utilizado. As ligações devem ser verificadas a todo esforço atuante, que podem ser: cargas laterais (de cisalhamento), axiais ou uma combinação entre elas. Nos itens seguintes serão apresentados conceitos e parâmetros importantes para a compreensão do dimensionamento das ligações em estruturas de madeira. Também será apresentada uma visão geral do dimensionamento segundo as normas americanas, européia e brasileira.

4.1. Ligações mecânicas com pinos solicitadas à carga lateral

Os modelos para a determinação da resistência e o estudo do comportamento das ligações solicitadas a cargas laterais nas peças de madeira com pinos vêm sofrendo mudanças desde que começaram a serem estudados. Patton-Mallory, Pellicane e Smith

(1997) fazem um histórico dos métodos de dimensionamento dessas ligações, que é resumido seguir.

Na *década de 20* foram realizados os primeiros estudos que analisaram as tensões na interface pino/madeira. Nesses estudos, o pino foi considerado rígido e a madeira como placa isotrópica, elástica, linear e infinita. O atrito na interface entre os materiais foi desconsiderado e o ajuste foi considerado perfeito, sem espaços vazios entre a madeira e o pino.

Na *década de 30*, segundo Soltis, Hubbard e Wilkinson (1986), iniciaram-se as pesquisas experimentais de Trayer que deram origem ao método de dimensionamento utilizado pelas normas americanas até 1991. Segundo esses autores, as ligações ensaiadas por Trayer foram fabricadas utilizando parafusos com diâmetros variando de 6,4 mm a 25,4 mm, feitos com aço de duas diferentes resistências ao escoamento (310 MPa e 861 MPa) e poucas espécies de madeiras (de baixa e alta densidade). Inicialmente as ligações foram fabricadas com chapas laterais de aço e apenas um parafuso. Posteriormente, foram realizados ensaios com chapas laterais de madeira de diferentes espessuras e até 4 parafusos.

Nas *décadas de 40 e 50*, desenvolveram-se os modelos que consideram o pino como uma viga apoiada numa fundação, com propriedades elásticas, perfeitamente plásticas ou perfeitamente elasto-plásticas.

Em 1941, Johansen faz a primeira publicação da sua teoria considerando um comportamento rígido plástico para a madeira (fundação) e para o pino (viga). Segundo Aune e Patton-Mallory (1986), o comportamento rígido plástico assumido neste modelo é mais adequado para o pino que para a madeira, mas estudos revelam que esta aproximação é adequada para os dois materiais (ver FIG. 28). Em 1949, Johansen publica uma versão resumida da sua teoria em língua inglesa (AUNE e PATTON-MALLORY, 1986). No modelo proposto por Johansen, a madeira é solicitada à ações de embutimento e o pino à ações de flexão (MISCHLER, 2001). A distribuição das

tensões de embutimento na madeira é assumida uniforme (GIRHAMMAR e ANDERSON, 1988).

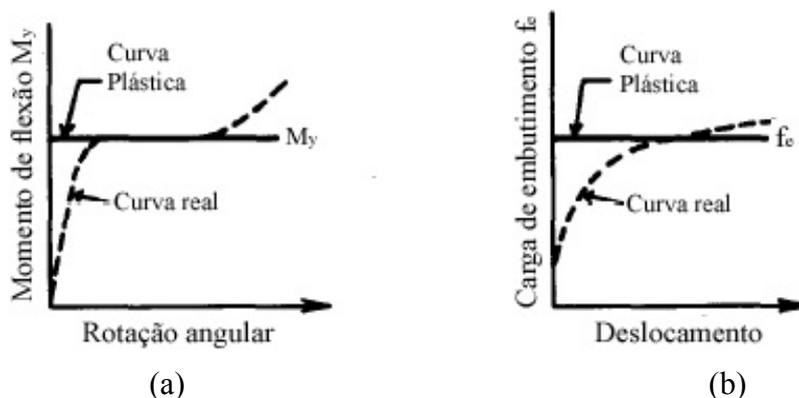


FIGURA 28 – Comportamento rígido-plástico na madeira e no pino
 (a) escoamento do prego (b) Embutimento na madeira
 Fonte: AUNE e PATTON-MALLORY, 1986, p. 2.

Kuenzi, em 1951, criou um modelo considerando o pino como viga apoiada em fundação sem transmissão de cisalhamento. Neste modelo, o deslocamento do pino é resistido por uma pressão na madeira de baixo para cima ou de cima para baixo (WILKINSON, 1971 e 1972).

Möller, também em 1951, considera o pino como uma viga elástica apoiada em uma fundação sólida e elástica de madeira (WILKINSON, 1971 e 1972). Segundo Aune e Patton-Mallory (1986), Möller foi o primeiro cientista a aplicar a teoria de Johansen em ligações pregadas, simétricas e assimétricas com duas peças de madeira e ligações simétricas com três peças de madeira, além de considerar madeiras com diferentes resistências de embutimento. Desta forma, Möller teve grande contribuição na divulgação da teoria de Johansen.

A principal falha dos modelos que consideram o pino como uma viga apoiada em fundação elástica é a admissão de um comportamento linear para a curva carga-deslocamento, o que não acontece, nem para pequenas aplicações de cargas (PATTON-MALLORY, PELLICANE e SMITH, 1997).

Na **década de 70**, houve uma evolução nos modelos iniciais da década de 20. A análise das tensões na interface pino/madeira passou a considerar a madeira como uma placa ortotrópica finita.

Em 1973, Larsen expandiu o modelo apresentado por Johansen para que ele considerasse as possíveis diferenças nas propriedades das peças de madeira usadas na ligação (PATTON-MALLORY, PELLICANE e SMITH, 1997).

Na **década de 80**, as pesquisas foram direcionadas para o desenvolvimento de modelos de elementos finitos 2D. Através desses modelos alguns parâmetros puderam ser considerados na análise das tensões como o espaço vazio e o atrito na interface pino/madeira e as variações nas áreas de contato com a mudança no carregamento do pino. Os pinos foram considerados rígidos e o comportamento da madeira variava conforme o modelo. Algumas considerações para a madeira foram material elástico, ortotrópico ou anisotrópico, além de um comportamento linear ou não-linear.

Na **década de 90**, os modelos tridimensionais para a análise das ligações começam a ser desenvolvidos. Foram feitas as primeiras considerações da distribuição de tensões não uniformes ao longo da espessura das peças.

Soltis e Wilkinson (1997) comparam resultados experimentais de ligações com pinos, obtidos por diversos autores, solicitadas a esforços laterais inclinados com diferentes ângulos em relação às fibras da madeira e valores teóricos obtidos a partir da teoria de Johansen. Eles concluíram que as equações baseadas nessa teoria se aproximam mais dos resultados experimentais quando as fibras da madeira estavam paralelas aos esforços aplicados.

Em 1999, com o objetivo de desenvolver equações mais claras, exatas e gerais para a determinação da carga lateral resistente nas ligações com todo tipo de pinos metálicos entre peças de madeira, madeira e aço, madeira e concreto ou alvenaria, foi escrito nos EUA o *General Dowel Equations for Calculating Lateral Connection Values - Technical Report 12 (AF&PA, 1999)* ou AF&PA, TR 12 (1999). Nesta nota técnica, a

resistência lateral das ligações com pinos pode ser calculada no estado limite proporcional, no estado limite último ou no estado limite com deslocamentos residuais de 5% do diâmetro do pino, desde que a resistência ao de embutimento e a resistência de flexão do pino, que são parâmetros de entrada nas equações, sejam determinadas no mesmo estado limite. Nessas equações, já está incluído um possível espaçamento entre as peças da ligação e um fator que considera a inclinação da carga aplicada em relação à direção das fibras da madeira.

4.1.1. O modelo de escoamento europeu - EYM

O modelo desenvolvido inicialmente por Johansen, é atualmente a base para o dimensionamento das ligações com pinos solicitadas a cargas laterais em várias normas internacionais de estruturas de madeira, como as americanas NDS – National Design Specification (1991, 1997, 2001), LRFD – Load and Resistance Factor Design (1996), a europeia EUROCODE 5 (1994) e a canadense CSA – Canadian Standards Association (1994) (SMITH e FOLIENSTE, 2002). Esse modelo é mundialmente conhecido por “teoria do escoamento” (“Yield Theory” - YM) ou “modelo do escoamento europeu” (“European Yield Model” - EYM). Patton-Mallory, Pellicane e Smith (1997, p. 1058) explicam porquê:

Este modelo é, freqüentemente, referido como “teoria do escoamento” ou “modelo do escoamento” porque descreve como o escoamento do elemento de ligação contribui para a resistência da ligação com pinos entre peças de madeira.¹⁴

O “modelo do escoamento europeu - EYM” é utilizado para estimar a resistência lateral de uma ligação com um pino, com um ou dois planos de corte. O estado limite da ligação pode ser alcançado devido ao embutimento do pino na madeira ou pela flexão do pino com a formação de uma ou mais rótulas plásticas (SOLTIS, HUBBARD e WILKINSON, 1986). Estas suposições fornecem seis modos de rupturas para ligações com um plano de cisalhamento e quatro modos de ruptura para as ligações com dois planos de cisalhamento, conforme FIG. 29.

¹⁴ “This model is often referred to as the ‘yield theory’ or ‘yield model’ because it describes how fastener yielding contributes to bolted wood connection strength.” (PATTON-MALLORY, PELLICANE e SMITH, 1997, p. 1058, tradução nossa).

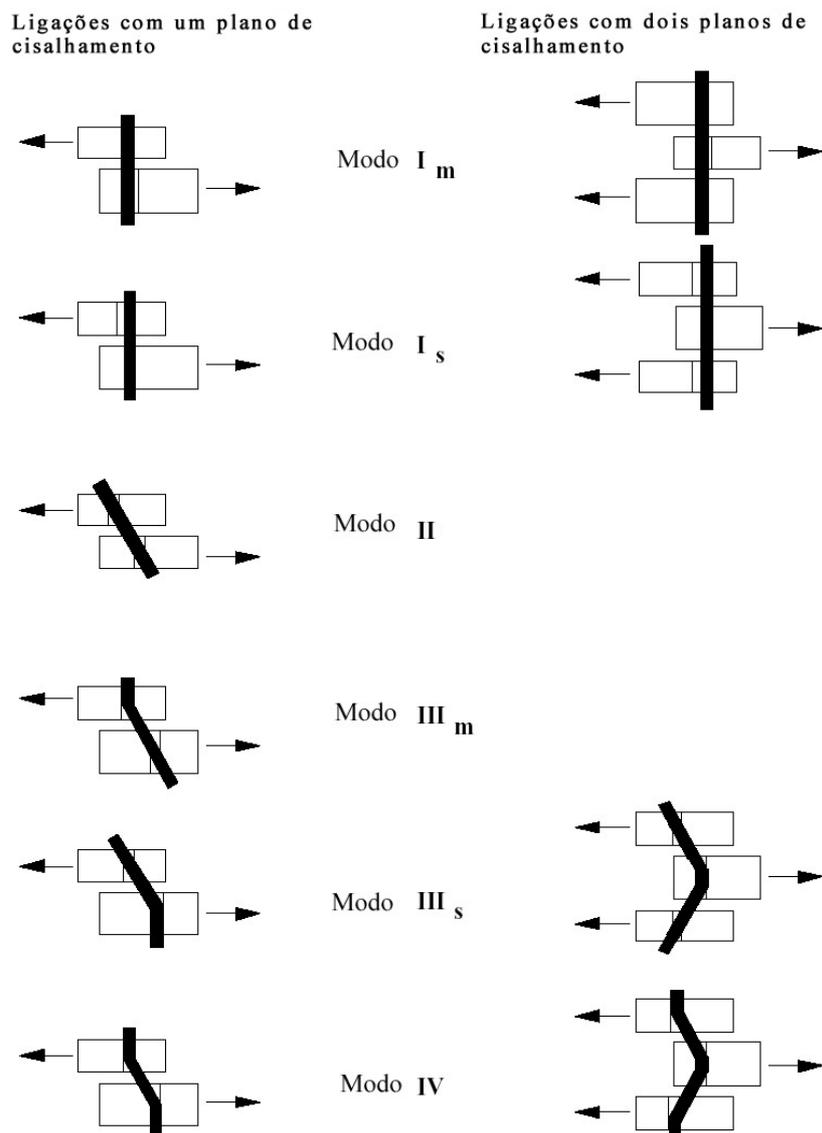


FIGURA 29 – Modos de ruptura das ligações
Fonte: TR 12, 1999, p. 5.

Os **modos de ruptura I_m e I_s** representam o embutimento do pino na peça principal (índice m) e lateral(is) respectivamente (índice(s) s). O **modo de ruptura II** representa a rotação do pino sem flexão e o embutimento do pino em ambas as peças. O **modo de ruptura III_m** representa o embutimento do pino na peça principal e a flexão do pino na(s) peça(s) lateral(is). O **modo de ruptura III_s** representa o embutimento do pino na(s) peça(s) lateral(is) e a flexão do pino na peça principal. O **modo de ruptura IV** representa a flexão do pino nas peças principal e lateral(is).

A cada modo de ruptura, está relacionada uma equação para a determinação da resistência lateral da ligação. O modo que resultar na menor resistência é considerado como determinante da resistência lateral teórica da ligação.

Para a dedução das equações relacionadas aos modos de ruptura no EYM, toda a carga atuante na ligação foi considerada com distribuição uniforme e perpendicular ao eixo do pino. Como os pinos são considerados rígidos plásticos, eles ou segmentos deles só podem ter movimentos (translação ou rotação) de corpo rígido (PATTON-MALLORY, PELLICANE e SMITH, 1997).

As equações, obtidas a partir do EYM, para a determinação da resistência lateral de ligações com pinos, podem ser deduzidas a partir do equilíbrio estático das forças ou através do método dos trabalhos virtuais. Parsons (2001) deduziu todas as equações com base no EYM, utilizando o equilíbrio estático e também o princípio dos trabalhos virtuais, a partir das três condições gerais de carregamento no pino, mostradas na FIG 30.

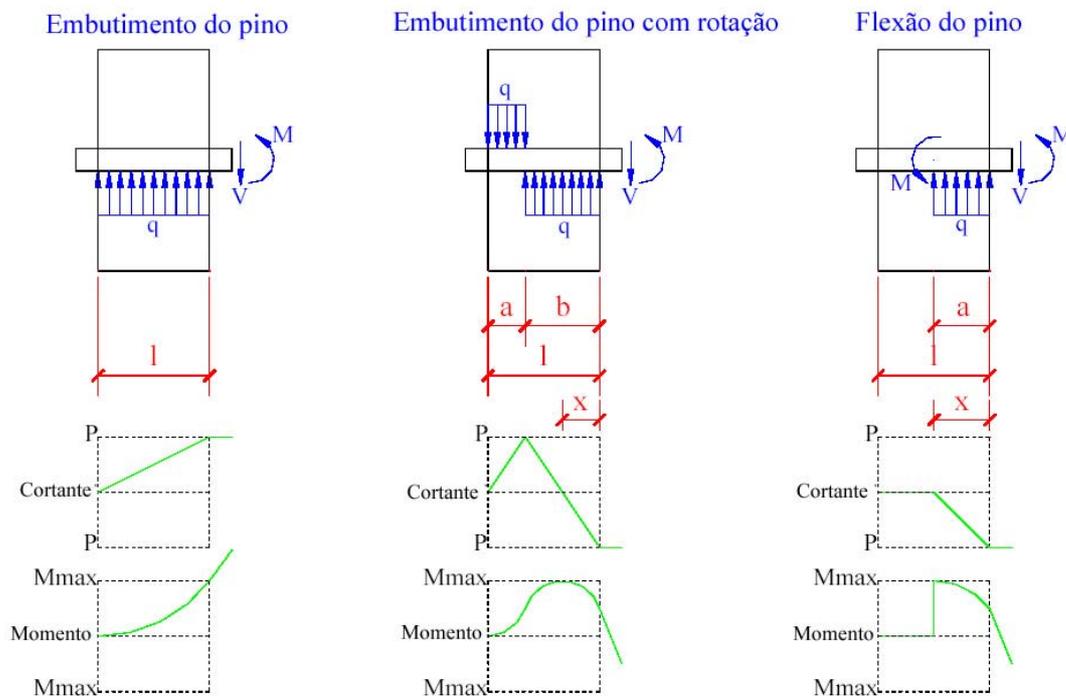


FIGURA 30 – Condições gerais de carregamento no pino
Fonte: PARSONS, 2001, p. 73.

O formato das diversas normas internacionais que utilizam o EYM para o dimensionamento das ligações com pinos, solicitadas à carga lateral, pode ser baseado no método das tensões admissíveis ou no método dos estados limites. Como a teoria e as simplificações utilizadas são as mesmas, as equações são muito parecidas.

O dimensionamento das ligações baseado no EYM apresenta vantagens mas também apresenta algumas limitações. Segundo Ramskill (2002), a principal vantagem do EYM é a sua praticidade e o formato explicativo das equações, o que permite ao projetista maior sensibilidade no dimensionamento. As desvantagens deste método estão ligadas, principalmente, às diversas simplificações adotadas e serão discutidas no próximo capítulo.

Segundo Smith e Foliente (2002), quando se utilizam equações baseada no EYM, a resistência da ligação é, normalmente, determinada no estado limite com deformações residuais de 5% do diâmetro do pino. Desta forma, as propriedades dos materiais que entram nas equações (resistência ao embutimento e momento resistente do pino) também devem ser determinadas nesse mesmo estado limite. Assim, espera-se que as resistências das ligações determinadas pelo EYM sejam maiores que as determinadas a partir do estado limite de escoamento (SOLTIS e WILKINSON, 1997).

A resistência e a rigidez de uma ligação mecânica com pinos, solicitada por um carregamento lateral em estruturas de madeira, é influenciada por vários fatores, entre eles estão as propriedades da madeira e do pino, e a geometria das ligações. Muitos estudos têm sido realizados com o objetivo de identificar e avaliar a influência desses fatores na resistência lateral das ligações. No capítulo 5, serão apresentados e discutidos muitos desses fatores.

4.2. Ligações mecânicas com pinos solicitadas à carga axial

Uma ligação com pinos estará sujeita a cargas axiais em duas situações: quando a carga aplicada possuir uma componente na direção do eixo do pino ou, quando solicitada apenas à carga lateral, ocorre flexão do pino que passa ser solicitado também axialmente.

Segundo a norma ASTM D 1761 (1988), a resistência axial de ligações com pinos em peças de madeira é a medida da capacidade de manter unidas peças adjacentes através dos pinos quando solicitados à carga axial. A capacidade da madeira de segurar os pinos, quando sujeitos à carga axial, é definida como a resistência ao arrancamento.

Os parafusos comuns resistem ao esforço axial pela ação das porcas que comprimem a madeira. Nos pinos lisos sem porcas, como os pregos, a resistência axial se desenvolve através de uma força de atrito entre a haste do pino e as fibras da madeira. Nos parafusos auto-atarraxantes, além da carga axial ser resistida pela força de atrito entre a haste do pino e a madeira, ela também é resistida pelas fibras da madeira alojadas entre as roscas do pino (RAMMER, WINISTORFER e BENDER, 2001).

A ruptura de uma ligação com pinos solicitada a esforços axiais pode acontecer por arrancamento do pino, embutimento da cabeça do pino ou da porca na madeira, por escoamento do pino ou ruptura da madeira em torno do pino. Numa ligação em estruturas de madeira com parafusos auto-atarraxantes e cargas axiais, quando a carga aplicada supera a força de atrito entre a madeira e a haste do pino, o colapso pode ocorrer por tração no parafuso ou por ruptura das fibras da madeira alojadas entre as roscas do pino. As fibras da madeira podem romper por: cisalhamento, compressão, embutimento ou uma combinação destes modos (RAMSKILL, 2001, p. 14).

Para evitar a ruptura por tração dos pinos, uma solução é alterar as suas propriedades, ou seja, utilizar diâmetros maiores e/ou material mais resistente, ou ainda, diminuir o comprimento de penetração do pino na madeira. Segundo o Wood Handbook (1999), os comprimentos de penetração limites para que ocorra a ruptura por tração de parafusos auto-atarraxantes variam de 10 a 12 vezes o diâmetro do pino, quando a madeira é pouco densa, e aproximadamente 7 vezes o diâmetro do pino, quando a madeira é densa. Para evitar a ruptura por embutimento da cabeça do pino, devem ser utilizadas arruelas adequadas ou peças laterais mais resistentes e/ou mais espessas.

Em várias normas, as fórmulas para a determinação da resistência ao arrancamento de pinos sem porcas de peças de madeira são baseadas na densidade, na espécie e no teor

de umidade da peça de madeira; no diâmetro do pino e no seu comprimento de penetração. Estas fórmulas são válidas quando são atendidas as recomendações para o diâmetro de pré-furação e variam de acordo com a direção das fibras de madeira em relação ao eixo do pino. Segundo Ramskill (2002), vários autores propuseram a resistência ao cisalhamento da madeira como um parâmetro representativo da resistência ao arrancamento das ligações ao invés da densidade da madeira.

Na TAB. 2 são apresentadas algumas fórmulas para a determinação da resistência à carga axial de parafusos auto-atarraxantes (lag screw), quando inseridos com inclinação de 90° em relação às fibras.

TABELA 2
Resistência axial de parafusos auto-atarraxantes

Norma	Fórmula
EUROCODE 5 (1994), p. 85	$R_d = f_{3,d}(l_{ef} - d)$ R_d = resistência ao arrancamento (N); $f_{3,d}$ = parâmetro de arrancamento de cálculo = $(1,5 + 0,6d)\rho_k^{1/2}$ e ρ_k = densidade característica (kg/m ³); d = diâmetro da haste do pino (mm); l_{ef} = comprimento da rosca inserida na peça (mm).
LRFD (1996)	$Z_w = 92,6D^{3/4}G^{3/2}p$ Z_w = resistência ao arrancamento (N); D = diâmetro da haste do pino (mm); G = gravidade específica da madeira ¹⁵ ; p = comprimento da rosca inserida na peça (mm).
Wood Handbook (1999)	$p = 125,4G^{3/2}D^{3/4}L$ p = resistência ao arrancamento (N); G = gravidade específica baseada no peso seco e volume a 12% de umidade; D = diâmetro da haste do pino (mm); L = comprimento da rosca inserido na peça (mm).

Fonte: Elaboração própria a partir de EUROCODE 5 (1994), LRFD (1996) e WOOD HANDBOOK (1999)

4.2.1. Fatores que influenciam na resistência à carga axial

Os fatores que influenciam na resistência à carga axial de parafusos auto-atarraxantes inseridos em peças de madeira são as propriedades da madeira; o tamanho, a forma e a

¹⁵ A gravidade específica é a relação entre a massa de um amostra de madeira seca, em gramas, e a massa de água que ocupa um volume equivalente ao volume da madeira em determinada umidade. Sendo a densidade da água, em condições normais de temperatura e pressão 1 g/cm³, o volume em cm³ é equivalente a massa de água em gramas. A gravidade específica pode ser entendida como uma densidade desde que se considerem os mesmos teores de umidade.

superfície dos pinos; a velocidade de aplicação da carga axial; as alterações nas propriedades da madeira ou do pino durante o período compreendido entre a fabricação da ligação e o seu ensaio; a direção das fibras da madeira em relação ao eixo do pino; os diâmetros de pré-furação utilizados; os espaçamentos adotados entre os pinos e os erros de fabricação (ASTM D1761, 1988; RAMMER, BANDER e POLLOCK, 1998; RAMMER, WINISTORFER e BENDER, 2001).

4.2.1.1. Propriedades da madeira

Segundo Forest Products Laboratory (1965), pinos inseridos em madeiras de grande densidade oferecem maior resistência ao arrancamento que os pinos inseridos em madeiras pouco densas. Esta característica, entretanto, não limita a utilização de madeiras pouco densas, com elevados esforços axiais, pois as madeiras pouco densas fissuram menos, o que possibilita a utilização de pinos maiores e/ou a utilização de um número maior de pinos.

Correia *et al.* (2002) apresenta um estudo experimental da resistência ao arrancamento de parafusos auto-atarraxantes tipo torx (tapping screw) inseridos em três espécies de madeira brasileira (*Pinus taeda*, *Eucalipto grandis* e *Cupiúba*). Através dos resultados experimentais, os autores perceberam a ocorrência de grande variação na resistência ao arrancamento devido às variações na densidade da madeira, quanto maior a densidade maior a resistência ao arrancamento.

4.2.1.2. Características dos pinos

Segundo McLain (1997) *apud* Ramskill (2002), a resistência à carga axial de parafusos auto-atarraxantes inseridos na madeira não é influenciada pelo comprimento de sua ponta. Ainda segundo Ramskill (2002), ensaios realizados por Eckelman (1975), com parafusos auto-atarraxantes, revelam uma diminuição na resistência axial por unidade de comprimento do pino, quando se considera o comprimento da ponta do parafuso nos ensaios com cargas axiais. De acordo com as normas NDS (1991) e EUROCODE 5 (1994), o comprimento da ponta dos pinos não deve ser incluído no comprimento efetivo para a determinação da resistência axial. O comprimento da haste lisa também

não é considerado no comprimento de penetração do pino para a determinação teórica da resistência axial pela equação do EUROCODE 5 (1994).

4.2.1.3. Velocidade de aplicação da carga de arrancamento

A norma ASTM D 1761 (1988) recomenda que os ensaios de arrancamento sejam realizados com uma velocidade uniforme de 2,54 mm/min \pm 25%. Quando outra velocidade é utilizada nos ensaios, ela deve ser informada bem como a razão de sua utilização.

4.2.1.4. Alterações nos componentes da ligação

Segundo Rammer, Winistorfer e Bender (2001) existe um período, a partir da inserção de pino na madeira, durante o qual há uma diminuição da resistência axial devido a relaxação das fibras mais frágeis ao redor do pino, ocasionando a perda do contato entre a superfície do pino e as fibras da madeira. Este fenômeno é mais comum nos pinos de hastes lisas que nos pinos de hastes rosqueadas onde este efeito pode nem existir (RAMSKILL, 2002).

Quando a madeira sofre variação no seu teor de umidade, a resistência axial da ligação diminui e esta diminuição é dependente da superfície do pino. Pinos rosqueados sofrem menor variação da resistência axial devido às variações no teor de umidade da madeira. Gehri (2001), através de estudos experimentais, revela que a resistência axial de pinos inseridos em peças de madeira aumenta com a diminuição da umidade e da temperatura da madeira.

Segundo Forest Products Laboratory (1965), resultados de ensaios revelam que quando o pino enferruja, devido à variação de umidade na madeira, a resistência axial da ligação é irregular, podendo diminuir ou aumentar.

4.2.1.5. Direção das fibras da madeira em relação ao eixo do pino

Segundo Wood Handbook (1999), a resistência axial de um parafuso auto-atarraxante inserido paralelamente às fibras da madeira é aproximadamente $\frac{3}{4}$ da resistência axial de um pino similar inserido na mesma peça de madeira, mas com inclinação de 90° em

relação às fibras. O LRFD (1996) reduz a resistência axial de ligações com parafusos auto-atarraxantes, em 25%, quando esses são inseridos paralelamente às fibras da madeira.

Segundo Gehri (2001), quando se utilizam parafusos auto-atarraxantes solicitados à carga axial, o ângulo entre o eixo do pino e as fibras da madeira interfere na ductilidade da ligação. Quando o pino é inserido paralelamente às fibras da madeira a ruptura da ligação é brusca, para ângulos de 45° e 90° a resposta da ligação é muito mais dúctil. Gehri (2001) ressalta que a utilização de uma curva de interação para a resistência paralela e perpendicular às fibras é fisicamente incorreta, uma vez que ocorrem diferentes modos de ruptura, mas concorda com a equação conservativa dada pelo EUROCODE 5 (1999, p. 71):

$$f_{v\alpha,k} = \frac{f_{v90,k}}{\sin^2 \alpha + \frac{4}{3} \cdot \cos^2 \alpha} \quad (1)$$

sendo $f_{v\alpha,k}$ a resistência característica axial de um parafuso inclinado de um ângulo (α) em relação à fibras da madeira.

Segundo Forest Products Laboratory (1965), a influência da inclinação do pino em relação às fibras na resistência axial de uma ligação com peças de madeira densas é menor que em ligações com peças de madeiras pouco densas.

4.2.1.6. Diâmetros de pré-furação utilizados

Em ligações com parafusos auto-atarraxantes solicitados à carga axial, deve-se sempre utilizar uma pré-furação que é função da densidade da madeira e da superfície do pino. Segundo o Wood Handbook (1999), o diâmetro de pré-furação, que deve ser utilizado nas ligações com parafusos auto-atarraxantes (lag screw), varia de acordo como a densidade da madeira, ver TAB. 3. Quando se utiliza os parafusos auto-atarraxantes para madeira (wood screw), os diâmetro de pré-furação recomendados no Wood Handbook são menores que os apresentados na tabela seguinte, sendo de 75 % do diâmetro da rosca do parafusos auto-atarraxante quando eles forem inseridos em

madeiras pouco densas e 90% do diâmetro da rosca do parafuso quando estes forem inseridos em madeiras densas.

TABELA 3
Diâmetro de pré-furação nas ligações com parafusos auto-atarraxantes de cabeça sextavada e rosca soberba (lag screw)

Parte da haste	Diâmetro de pré-furação	Densidade da madeira
Parte sem rosca	Mesmo diâmetro da haste	Todas
Parte rosqueda	40% a 70% ⁽¹⁾ do diâmetro da haste	Baixa
	60% a 75% ⁽¹⁾ do diâmetro da haste	Média
	65% a 85% ⁽¹⁾ do diâmetro da haste	Alta

⁽¹⁾ Os maiores valores de pré-furação devem ser utilizados com os maiores diâmetros de parafusos.

Fonte: Elaboração própria a partir do WOOD HANDBOOK (1999).

Quando o pino utilizado for prego, segundo o Wood Handbook (1999), o diâmetro de pré-furação deve ser de aproximadamente 90% do diâmetro da haste para que se desenvolva a máxima resistência axial.

Para facilitar a inserção dos parafusos auto-atarraxantes na madeira, pode-se utilizar um lubrificante, por exemplo, parafina (ASTM D 1761, 1988; WOOD HANDBOOK, 1999).

4.2.1.7. Espaçamentos entre pinos e distâncias às bordas e extremidades da peça

Segundo ASTM D 1761 (1988), os espaçamentos entre os pinos e as distâncias às bordas e extremidades da peça podem causar fissuras na madeira que reduzem a resistência ao arrancamento da ligação, por isto, espaçamentos e distâncias mínimas devem ser obedecidos.

4.3. Resistência à carga combinada: carga lateral e carga axial

Quando uma ligação está submetida a carregamentos aplicados em duas direções: axial e lateral, essa deve ser verificada para resistir, separadamente, aos dois esforços e a uma interação entre eles.

McLain e Carroll (1990) avaliaram experimentalmente o comportamento de ligações entre peças principais de MLC, chapas laterais de aço e três diferentes parafusos auto-atarraxantes. A carga foi aplicada com inclinações de 0° , $22,5^\circ$, 45° e 90° em relação à superfície da peça lateral. Os resultados dos ensaios revelam que as deformações axiais são pequenas para ângulos de inclinação de 0° e $22,5^\circ$ e vão aumentando à medida que o ângulo de aplicação da carga aumenta. Deformações laterais são observadas para todos os ângulos de inclinação da carga exceto para 90° .

Baseando nos dados experimentais, McLain e Carroll (1990) sugerem que para ângulo de inclinação entre a direção da carga e a superfície da peça lateral de 0 a 45° , a verificação de ligação seja realizada considerando apenas os esforços laterais e para ângulos de $67,5^\circ$ a 90° a verificação de projeto seja realizada apenas para o esforço axial. Quando os ângulos de inclinação da carga estiverem entre 45° e $67,5^\circ$, deve-se considerar a carga lateral, a axial e a interação entre elas.

Os autores também compararam as respostas das equações de interação entre a carga lateral e axial apresentada na norma AITC (1994) e no EUROCODE 5 (1994) com os resultados experimentais. A norma AITC (1994) utiliza a fórmula de Hankinson para interpolar a resistência da ligação entre as resistências à carga lateral e a carga axial. Segundo McLain e Carroll (1990), a fórmula do EUROCODE 5 (1994) é derivada dos resultados experimentais realizados por Ehlbeck em 1985. Essas duas equações apresentaram um comportamento muito parecido e são muito conservativas, principalmente para ângulos de $67,5^\circ$, aonde a diferença entre os resultados experimentais e teóricos chegaram a 200% (MacLain, Carrol, 1990).

Segundo Ramskill (2002), resultados de ensaios de ligações com parafusos auto-atarraxantes revelam que, mesmo sendo a ligação solicitada apenas a esforços laterais, há uma interação entre a carga lateral e a carga axial, quando se considera o estado limite com deformações residuais de 5% do diâmetro do pino e que essa interação deve ser levada em consideração no projeto das ligações.

A opinião de Ramskill (2002, p. 21) a respeito da interação entre as cargas lateral e axial é a seguinte:

A importância de uma equação de interação entre as cargas lateral e axial de uma ligação tem sido mostrada por representar apropriadamente o comportamento da ligação. Mesmo nos casos onde o carregamento é aparentemente só lateral, existe efeito da resistência axial, o qual, essencialmente, gera uma ação combinada na ligação. Este efeito deveria ser escrito nas futuras revisões da NDS e outros modelos de normas.¹⁶

4.4. Normas para o dimensionamento das ligações em estruturas de madeira

4.4.1. Normas Americanas

Segundo Smith e Foliente (2002), a norma Load and Resistance Factor Design – LRFD (1996) que realiza o dimensionamento das estruturas segundo o método dos estados limites é ainda pouco utilizada nos EUA. A norma americana mais recente para o dimensionamento das estruturas de madeira é a NDS (2001) e utiliza o método das tensões admissíveis.

Segundo Showalter, Manbeck e Pollock (1998), muitos estudos têm sido realizados, nos EUA, com o objetivo de comparar o dimensionamento das estruturas de madeira pelos métodos das tensões admissíveis e dos estados limites. Em muitos casos, um dimensionamento mais econômico e eficiente é conseguido com o método dos estados limites. Segundo esses autores, isto se deve ao maior conhecimento, hoje em dia, das cargas atuantes nas estruturas.

O dimensionamento de ligações com pinos metálicos, nas estruturas de madeira, solicitadas à cargas laterais e baseado no EYM foi introduzido pelas normas americanas a partir de 1991, substituindo o dimensionamento a partir dos dados experimentais de Trayer. Por maior que seja o número de ensaios e os arranjos das ligações considerados, um dimensionamento baseado apenas em ajustes de resultados experimentais é incompleto e nunca abrangerá todas as possibilidades práticas dos arranjos das ligações.

¹⁶ “The importance of an interaction equation between combined lateral and withdrawal loading of a connection has been shown to properly model connection behavior. Even in cases when loading is apparently only lateral, withdrawal resistance effects occur, which essentially cause the connection to be subjected to combined loading. This effect should be addressed in future editions of the NDS and other model codes.” (RAMSKILL, 2002, p. 21, tradução nossa).

Soltis *et al.* (1986) fizeram um estudo experimental com 390 corpos-de-prova de ligações com apenas um parafuso, três diferentes diâmetros e carregadas paralelamente e perpendicularmente às fibras da madeira, buscando comparar a capacidade das ligações a partir dos dados experimentais, com os valores teóricos calculados a partir do EYM e do modelo de Trayer. Os resultados experimentais revelaram uma boa aproximação entre os resultados encontrados a partir do dimensionamento pelos métodos teóricos de Trayer e pelo EYM. Uma outra observação dos autores é que o dimensionamento baseado no EYM forneceu uma base teórica para o método de Trayer, previu a resistência das ligações razoavelmente bem, além de fornecer maior compreensão dos parâmetros que interferem na resistência da ligação.

4.4.2. Norma européia

O dimensionamento das ligações com pinos, nas estruturas de madeira, solicitadas à carga lateral no EUROCODE 5 (1994), é baseado no EYM. Os parâmetros de entrada nas equações para a determinação da resistência lateral das ligações: resistência da madeira ao embutimento e resistência do pino (momento de escoamento). São considerados com a utilização de coeficientes parciais de segurança. Segundo Smith e Foliente (2002), esta prática não é consistente, pois fornece coeficientes de segurança para a ligação variando de acordo com modo de ruptura dominante. Ainda segundo os mesmos autores, o aspecto mais inovador do EUROCODE 5 (1994) é a consideração de uma interação entre a duração da carga e o teor de umidade da madeira em serviço, para a determinação do coeficiente de segurança.

Segundo Smith e Foliente (2002), o EUROCODE 5 (1994) fornece uma formulação para o cálculo dos deslocamentos nodais em função das condições de serviço e duração do carregamento nas ligações. Isto revela uma preocupação para a verificação do estado limite de serviço.

4.4.3. Norma brasileira

A norma brasileira NBR 7190 (1997) somente considera ligações entre peças de madeira solicitadas a cargas laterais.

Veloso *et al.* (2002) explicam a origem das equações da NBR-7190 (1997) para a determinação da resistência lateral de ligações mecânicas com pinos entre peças de madeira. Segundo os autores, as equações da NBR-7190 (1997) representam um comportamento intermediário entre as equações encontradas por Almeida (1990) no segundo estado limite, considerando a plastificação total do pino por flexão (1ª hipótese) ou a plastificação completa da madeira por embutimento (2ª hipótese). O gráfico da FIG. 31 exemplifica a resistência de uma ligação com pregos ($d=4\text{mm}$ e $f_y=600\text{ MPa}$) entre peças de madeira com a mesma resistência ao embutimento ($f_c=40\text{ MPa}$) em função do parâmetro $\beta = t/d$ (relação entre a espessura da peça de madeira e o diâmetro do pino).

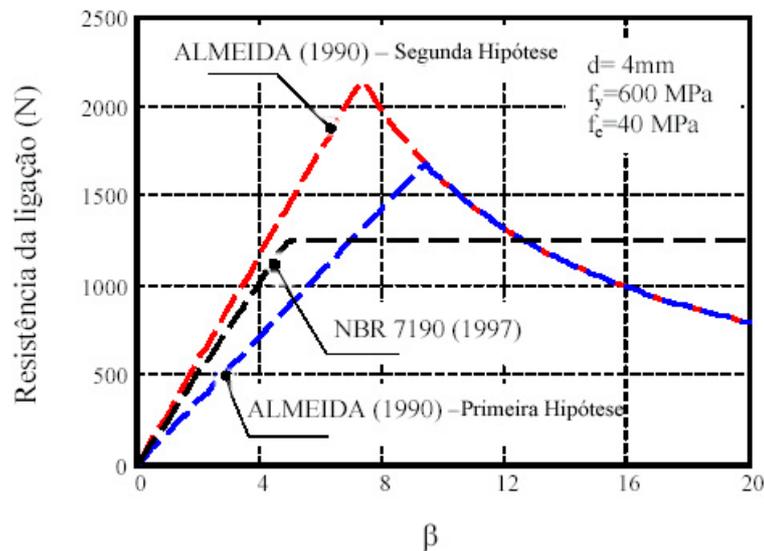


FIGURA 31 – Resistência teórica lateral da ligação
Fonte: VELOSO *et al.*, 2002.

Almeida (1990) deduziu as equações para a determinação da resistência lateral das ligações a partir de equações de equilíbrio, considerando algumas simplificações e o carregamento atuante em dois estados limites, definidos através de ensaios de curta duração:

- **primeiro estado limite**: estado limite de elasticidade (fim do regime elástico). Para facilitar na determinação experimental da carga de primeiro limite, esta foi admitida como sendo a carga de início do deslizamento controlado, ou seja, o valor da carga

correspondente ao aparecimento de um deslizamento de 0,02 mm entre as peças da ligação sob carga constante. Segundo Almeida (1990), esta hipótese foi comprovada experimentalmente através de ensaios cíclicos repetitivos em um corpo-de-prova carregado com uma carga máxima de 80% do valor da carga de início do deslizamento controlado. Após 100 ciclos, o carregamento foi retirado e não houve deformação residual aparente.

- **segundo estado limite:** estado limite de plasticidade (plastificação da madeira por embutimento ou do pino por flexão). Para facilitar a determinação experimental da carga de segundo limite, esta foi admitida como a carga de início de fenômeno de deslizamento progressivo não controlado, ou seja, o valor da carga correspondente a um deslizamento de 0,10 mm entre as peças da ligação sob carga constante (ALMEIDA, 1990).

As distribuições de carregamento na madeira adotadas por Almeida (1987) estão mostradas na FIG.32.

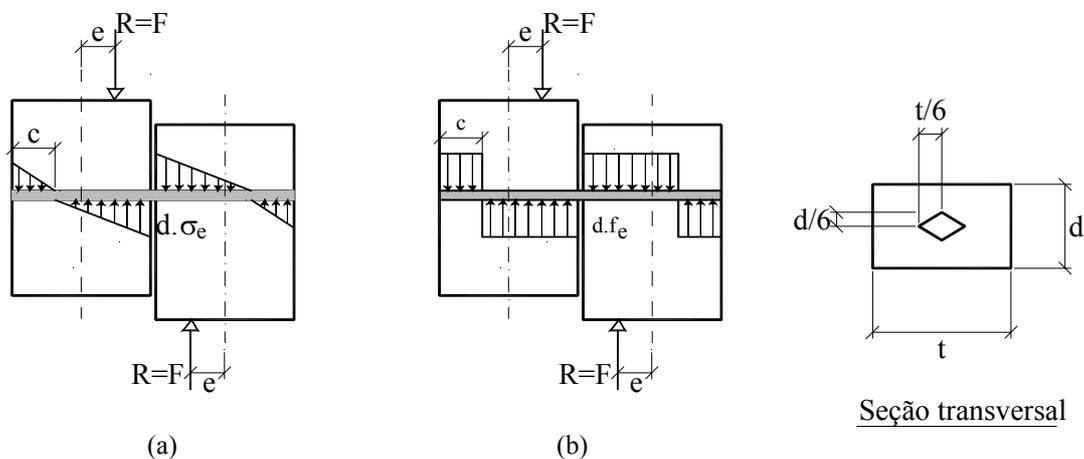


FIGURA 32 – Distribuição dos esforços na madeira
 (a) 1º e 2º limite (1ª hipótese) (b) 2º limite (1ª hipótese)
 Fonte: VELOSO *et al.*, 2002.

Segundo Almeida (1990), as principais simplificações adotadas para a determinação da resistência lateral das ligações, foram:

- desconsideração de esforços axiais atuantes no pino e da força de atrito entre as peças da ligação;
- no cálculo da resistência das ligações foi sempre considerada a situação de corte simples. Para a consideração das ligações com corte duplo, foi adotada a hipótese de funcionamento independente entre as interfaces resistentes;
- simetria dos esforços na peça central, sendo $M=0$ e $M_{L1}=M_{L2}$ (FIG. 33), esta simplificação é justificada, pelo autor, devido à geometria das ligações, normalmente, encontradas na prática com a mesma espessura para as peças laterais;

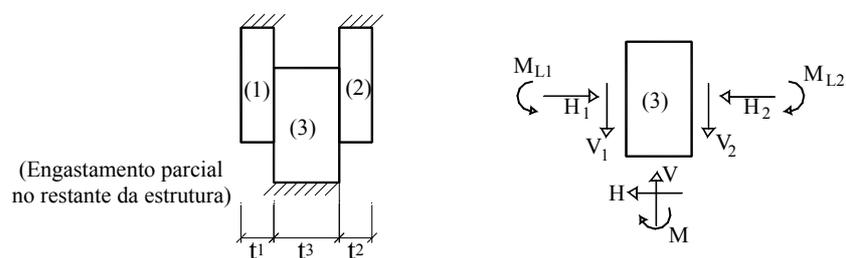


FIGURA 33 – Solicitações básicas na ligação.
Fonte: Adaptada a partir de ALMEIDA, 1990, p. 143

- como os resultados indicaram que a curvatura dos pinos foi nula na interface das peças, admitiu-se que, na transmissão dos esforços, a força de cisalhamento atuava neste ponto;
- a resistência lateral foi determinada considerando uma mesma espessura e mesma resistência ao embutimento para as peças que compõem a ligação;
- o momento externo M_L é equilibrado pelo momento resistente ($R.e$), ver FIG. 32;
- a excentricidade da resultante dos esforços internos (e) foi função da hiperstaticidade interna do sistema e calibrada experimentalmente, $e = t/2,3$. Este valor atendeu à condição de estar contido fora do núcleo central no intervalo $t/6 \leq e \leq t/2$ validando a hipótese básica de equilíbrio;
- a posição da linha neutra (c) foi determinada a partir da equação de equilíbrio formulada na direção da força atuante. O valor de c foi função da excentricidade e , para o valor da excentricidade determinado experimentalmente, $c = 0,31t$.

Um estudo comparativo entre as equações, da NBR-7190 (1997) e do EUROCODE 5 (1994), para a determinação teórica da carga resistente lateral nas ligações entre peças de madeira e elementos de ligação tipo pinos solicitados à carga lateral foi feito por Veloso *et al.* (2002). Esses autores deduziram as equações do EUROCODE 5 (1994) considerando as mesmas simplificações adotadas por Almeida (1990), os resultados podem ser vistos na TAB. 4. As equações das duas normas são muito parecidas mas, apesar da aparência, estas equações podem fornecer resultados muito diferentes para a resistência lateral das ligações, pois a determinação dos parâmetros de entrada nas equações é bem diferente. A determinação das resistências ao embutimento e ao escoamento (f_e e f_y) pelo EUROCODE 5 (1994) é feita considerando o estado limite com deslocamentos residuais de 5% do diâmetro do pino.

Quanto maiores as diferenças entre as espessuras e as resistências ao embutimento entre as peças da ligação, maiores as diferenças entre as equações do EUROCODE 5 (1994) e da NBR-7190 (1997).

TABELA 4
Comparação entre as equações da NBR-7190 (1997) e EUROCODE 5 (1994)

Modos de ruptura	Resistência lateral das ligações	
	Equações NBR-7190 (1997)	Equações EUROCODE 5 (1994)
Embutimento da madeira	$R = 0,40 f_e dt$	$R = 0,414 f_e dt$
Flexão do Pino	$R = \sqrt{1,5 M_y f_e d}$	$R = \sqrt{2 M_y f_e d}$

Fonte: Elaboração própria baseada em VELOSO *et al.* (2002) e NBR-7190 (1997)

5

FATORES QUE INFLUENCIAM NA RESISTÊNCIA LATERAL DE LIGAÇÕES COM PINOS

A resistência e a rigidez de uma ligação mecânica com pinos, solicitada por um carregamento lateral (de cisalhamento) em estruturas de madeira, são influenciadas por vários fatores, entre eles estão as propriedades da madeira, do pino e a geometria das ligações. Com o objetivo de facilitar a identificação dos fatores que influenciam a resistência lateral das ligações com pinos e relacioná-los com o EYM, os principais fatores serão apresentados neste capítulo divididos em dois grupos: os fatores que influenciam a resistência lateral de ligações e são direta ou indiretamente abordados pelo EYM e os fatores que não são levados em consideração no EYM.

5.1. Fatores considerados pelo EYM.

Os fatores que influenciam na resistência lateral das ligações e são abordados direta ou indiretamente pelo EYM podem ser divididos conforme mostra a TAB. 5.

TABELA 5
Parâmetros que influenciam na resistência lateral da ligação

Característica da madeira	Característica dos pinos	Geometria e característica da ligação
<ul style="list-style-type: none">- Densidade;- Teor de umidade;- Direção das fibras da madeira em relação à carga aplicada;- Resistência ao embutimento.	<ul style="list-style-type: none">- Resistência à flexão do pino;- Diâmetro, comprimento e esbeltez do pino.	<ul style="list-style-type: none">- Diâmetro de pré-furação;- Espaçamento entre os pinos;- Distâncias entre pinos e as bordas e as extremidades;- Espaçamento entre as peças da ligação;- Propriedades da peça lateral.

5.1.1. Características da madeira

Numa ligação entre peças de madeira é de se esperar que as características da madeira influenciem na resistência da ligação. O EYM adota como parâmetro representativo da madeira a sua resistência ao embutimento. A densidade, o teor de umidade e a direção das fibras da madeira em relação à carga aplicada são considerados indiretamente na determinação da resistência lateral das ligações, através da resistência ao embutimento.

5.1.1.1. Densidade da madeira

Segundo o Wood Handbook (1999), quanto mais densa é a madeira, maior é a sua resistência ao embutimento, entretanto, as espécies menos densas são, geralmente, mais resistentes à fissuração. Maiores resistências à fissuração possibilitam a cravação de um número maior de pinos e a utilização de pinos com diâmetros e comprimentos maiores, aumentando a resistência da ligação. Desta forma, pode-se utilizar madeiras menos densas mesmo com elevadas cargas na ligação. Uma outra tendência das ligações relacionada à densidade da madeira é observada por Newlin e Gahagan (1938) *apud* Ramskill (2002): quanto mais densa é a madeira, menor é a curvatura de flexão do pino. A curvatura de flexão do pino influencia no seu momento de plastificação, conforme será visto no item 5.1.2.1.

5.1.1.2. Teor de umidade

Quanto ao teor de umidade, uma característica bem conhecida da madeira é o aumento das suas propriedades mecânicas com uma diminuição do seu teor de umidade a partir de um valor limite. Segundo Rammer (2001, p. 1):

É, geralmente, aceito que as propriedades do material acima do ponto de saturação das fibras (FSP) não se alteram. Abaixo do ponto de saturação das fibras (FSP), a água é removida da parede da célula da madeira, causando alterações nas propriedades mecânicas. Há muito, sabe-se que o valor do ponto de saturação da fibra e o teor de umidade no qual as alterações nas propriedades mecânicas são observadas, são diferentes. O teor de umidade (MC) no qual são observadas alterações nas propriedades mecânicas, é chamado teor de umidade de interseção (M_p)¹⁷

¹⁷ “It is generally assumed that material properties above the FSP do not change. Below the FSP, water is removed from the wood cell wall causing the mechanical properties to change. It has long been known that the FSP value and the MC level at which mechanical properties are observed to change are different. The MC level where mechanical properties are observed to change is called the intersection MC, M_p .” (RAMMER, 2001, p. 1, tradução nossa).

As variações das propriedades mecânicas da madeira com as variações no seu teor de umidade não são sempre iguais, cada propriedade mecânica aumenta com a diminuição no teor de umidade de forma peculiar.

5.1.1.3. Direção das fibras em relação à carga aplicada

Em vários estudos para a determinação da influência da direção das fibras na resistência ao embutimento, apenas as direções paralelas e perpendiculares são analisadas. O efeito da direção das fibras na resistência de embutimento depende do tipo de pino utilizado. Segundo Aune e Patton-Mallory (1986) quando se utiliza prego, o efeito da direção das fibras na resistência ao embutimento é pequeno e pode ser desprezado, o que não acontece para os pinos de maiores diâmetros.

Winistorfer (1995) *apud* Ramskill (2002) concluiu, após vários ensaios, que quando o carregamento é aplicado paralelamente ou perpendicularmente às fibras da madeira, não há diferenças significativas na resistência ao embutimento, se o pino é posicionado na direção tangencial ou radial.

Harada (2000) fez um estudo experimental da resistência ao embutimento paralelo e perpendicular às fibras da madeira, segundo o modelo americano (ver metodologia de ensaio no capítulo 6) e posicionando o pino na seção transversal nas direções radial e tangencial. Segundo o autor, os resultados experimentais revelam que não houve diferença nas resistências ao embutimento, tanto na direção paralela quanto na direção perpendicular às fibras, quando se considera a direção radial e a tangencial.

5.1.1.4. Resistência ao embutimento

A resistência ao embutimento ou tensão de embutimento (f_e) é definida como uma propriedade da madeira de resistir a uma compressão localizada (esmagamento) em torno do pino, devido a aplicação de uma carga perpendicular ao seu eixo (RAMMER e WINISTORFER, 2001). A resistência ao embutimento é determinada a partir de uma tensão, calculada pela relação entre a carga, que pode estar em qualquer um dos estados limites, e a projeção da área de contato entre o pino e a madeira (produto do diâmetro do pino pela largura de contato entre o pino e a peça de madeira).

Os parâmetros que influenciam na resistência ao embutimento são a densidade e o teor de umidade da madeira, a direção das fibras da madeira em relação à carga aplicada, as propriedades do pino como o diâmetro e a superfície da sua haste, além da metodologia utilizada no ensaio.

A resistência ao embutimento pode ser determinada pelo ensaio de compressão do pino na madeira ou estimada através de equações numéricas deduzidas a partir de resultados experimentais. Os ensaios e as fórmulas para a determinação da resistência ao embutimento variam conforme a norma utilizada (as diferenças experimentais são apresentadas no capítulo 6).

As equações numéricas para a determinação da resistência ao embutimento são, geralmente, escritas em função do diâmetro do pino; da resistência à compressão, da densidade e do teor de umidade da madeira.

Segundo Rammer e Winistorfer (2001) nas normas americanas AITC (1994) e LRFD (1996) e no Wood Handbook (1999), as equações para a determinação da resistência ao embutimento foram escritas em função da densidade da madeira, do diâmetro do pino e baseadas no estudo experimental realizado por Wilkinson (1991). Nesse estudo foram ensaiados dois grupos de pinos (pregos e parafusos), peças de madeira com o teor de umidade entre 10% e 12%, mas sem levar em consideração a influência do teor de umidade na resistência ao embutimento. Os parâmetros analisados pelo autor foram: a densidade da madeira, o diâmetro dos pinos e a direção de aplicação da carga em relação à direção das fibras da madeira (paralela ou perpendicular). O estado limite considerado foi o estado limite com deslocamentos residuais de 5% do diâmetro do pino.

Nas ligações com parafusos, Wilkinson (1991) percebeu que a influência do diâmetro na resistência ao embutimento paralelo às fibras ($f_{e//}$), principalmente para os diâmetros mais usados nos EUA (de 13 mm a 25 mm), foi pequena e por isto desconsiderada. A influência do diâmetro do parafuso na resistência ao embutimento perpendicular às fibras ($f_{e\perp}$) foi significativa. O autor percebeu também que, a resistência ao

embutimento medida perpendicularmente às fibras da madeira diminui com o aumento do diâmetro do parafuso.

Na TAB. 6 estão apresentadas algumas equações para a determinação da resistência ao embutimento quando são utilizados pregos ou parafusos.

TABELA 6
Resistência ao embutimento a partir da densidade da madeira e do diâmetro do pino

Ano	Autor	Equação	Observação
1988	Simith <i>et al</i>	$f_e = 0,048\rho(d/6)^{-0,036}$ (1) $f_e = 0,071\rho(d/6)^{-0,28}$ (2) f_e = resistência ao embutimento de pregos em N/mm ² ; d = diâmetro do prego (mm) ρ = densidade da madeira (kg/m ³) com massa e volume a 13% de umidade.	Equação (1) determinada para madeira com densidade entre 0,4 e 0,5 kg/m ³ , d = 2,65; 3,35; 4,00; 5,00 mm Equação (2) para madeiras tropicais de densidade entre 0,75 e 1,00 kg/m ³ , d = 3,55 e 6 mm
1991	Wilkinson	<i>Parafusos:</i> $f_{e//} = 77,25G$ (N/mm ²) $f_{e\perp} = 212G^{1,45}D^{-0,5}$ D = diâmetro do parafuso em cm. G = gravidade específica da madeira determinada a partir do peso e do volume seco.	Equações encontradas a partir de resultados experimentais com o teor de umidade da madeira variando entre 10% e 12%. Relação adotada pela NDS (1991), Wood Handbook (1999) e aceita para teor de umidade da madeira variando entre 15% e 19%.
		<i>Pregos:</i> $f_e = 114,5G^{1,84}$ (N/mm ²) G = gravidade específica da madeira determinada com o peso e o volume secos	

Fonte: Elaboração própria a partir de RAMMER (2001).

Nas ligações com pregos, segundo Wilkinson (1991), não houve grandes diferenças entre a resistência ao embutimento em função da direção de aplicação da carga. A correlação encontrada para a equação que descreve a resistência ao embutimento paralelo e perpendicular às fibras em função do diâmetro dos pregos foi pequena, indicando que a influência do diâmetro na resistência ao embutimento não é importante.

Seguindo uma tendência de pesquisas anteriores, o autor adotou uma equação única para a determinação da resistência ao embutimento paralelo e perpendicular às fibras nas ligações com pregos, dependendo apenas da densidade da madeira (gravidade específica baseada no peso e no volume seco da madeira).

No estudo de Wilkinson (1991) uma diferença entre os ensaios utilizando pregos e os ensaios utilizando parafusos foi o diâmetro de pré-furação usado. Nas ligações com pregos, o diâmetro de pré-furação foi de 50% do diâmetro do prego e nas ligações com parafusos o diâmetro de pré-furação foi de 1,6 mm maior que o diâmetro do parafuso. As equações de Wilkinson (1991) fornecem valores diferentes para a resistência ao embutimento de um mesmo arranjo de ligação quando esta é fabricada com parafuso ou prego de mesmo diâmetro.

Como a resistência ao embutimento é uma medida da resistência da madeira a uma compressão localizada, é de se esperar que a relação entre a resistência ao embutimento e a resistência à compressão da madeira tenha boa correlação. Rammer e Winistorfer (2001) apresentaram algumas relações, entre a resistência ao embutimento e a resistência à compressão da madeira que são apresentadas na TAB. 7.

TABELA 7
Resistência ao embutimento a partir da resistência à compressão da madeira

Ano	Autor	Equação	Observação
1932	Trayer	$f_e \approx 0,64f_c$ f_e = resistência ao embutimento paralelo às fibras; f_c = resistência à compressão paralela às fibras.	Equação válida para relações entre o comprimento (L) e o diâmetro do pino (D) menor que 2, teor de umidade na madeira variando entre 10% e 14% e estado limite de proporcionalidade.
1965	Kuipers e Vermeijden	$f_e = 0,6f_c + 6$ f_e = resistência ao embutimento em N/mm ² ; f_c em N/mm ²	Equação encontrada para madeira europeia de baixa densidade com teor de umidade de 12% e prego de diâmetro de 6,7 mm.
1973	Larsen e Sorensen	$f_e \approx 0,7f_c$ f_e = resistência ao embutimento	Equação encontrada para madeira europeia de baixa densidade e diâmetro do pino maior que 6,1 mm.
1997	NBR 7190	$f_{e } = f_c$; $f_{e\perp} = f_{c\perp} \cdot \alpha_e$ $f_{c\perp}$ resistência à compressão na direção perpendicular às fibras; α_e é função do diâmetro do pino.	Não há recomendações a respeito da faixa de teor de umidade em que esta equação é válida.
2001	Rammer e Winistorfer	Em função da resistência a compressão última: $f_e = 0,438f_c + 11,897$ f_e e f_c em N/mm ² e na direção paralela às fibras.	Equações encontradas a partir de ensaios com um tipo de madeira americana, cinco diferentes teores de umidade (4%, 6%, 12%, 27% e 100%) e um pino com diâmetro de 12,7 mm

Fonte: Elaboração própria a partir de RAMMER e WINISTORFER (2001) e NBR 7190 (1997)

Segundo Rammer e Winistorfer (2001), a equação apresentada por eles e que relaciona a resistência ao embutimento e a resistência à compressão da madeira é a mais abrangente de todas as equações mostradas na TAB. 7, pois ela foi escrita a partir de um número maior de ensaios. Uma outra constatação dos autores foi que com o aumento no teor de umidade da madeira, a relação entre a resistência de embutimento e a resistência à compressão última aumenta, sendo de aproximadamente 60% para teores de umidade abaixo de 12% e aproximadamente 90% para teores de umidade acima de 19%. Levando em consideração esta conclusão de Rammer e Winistorfer (2001), pode-se dizer que, a relação entre a resistência ao embutimento e a resistência à compressão da madeira apresentada na NBR 7190 (1997) (conforme TAB. 7) é mais precisa para teores de umidade da madeira acima de 19%.

Rammer e Winistorfer (2001), preocupados com a influência do teor de umidade na resistência ao embutimento, apresentaram algumas relações existentes entre estas variáveis (TAB. 8) e definiram uma equação numérica para descrever esta relação. Os ensaios realizados por esses autores foram baseados na norma americana ASTM D5764 de 1995 e divididos em dois grupos de amostras, sendo a resistência ao embutimento determinada no estado limite com deslocamentos residuais de 5% do diâmetro do pino. O grupo 1 possuía corpos-de-prova de uma madeira americana (“South-Pine”), cinco diferentes teores de umidade (4%, 6%, 12%, 27% e 100%) e um pino com diâmetro de 12,7 mm. Para cada teor de umidade, foram ensaiados aproximadamente 40 corpos-de-prova. No grupo 2, foram ensaiados 3 espécies diferentes de madeira com dois diferentes teores de umidade (6% e 20%) e pinos com diâmetro de 3,33 mm.

O grupo 1 foi utilizado para a determinação da influência do teor de umidade na resistência ao embutimento, devido à maior variação do teor de umidade das amostras e o grupo 2 para a verificação do comportamento das equações encontradas.

Plotando o gráfico da resistência ao embutimento pelo teor de umidade na madeira, para os ensaios do grupo 1, os autores puderam perceber a existência de duas tendências, uma para a região com baixos teores de umidade e outra para os corpos-de-prova saturados. O teor de umidade a partir do qual as propriedades da madeira não variam (M_p) foi obtido através da interseção entre a curva de ajuste para as propriedades da

madeira seca e a curva de ajuste para as propriedades para a madeira saturada, sendo o valor encontrado de 25,3%.

Segundo Rammer e Winistorfer (2001), uma análise estatística e visual dos seus resultados experimentais, para as três espécies de madeira e os dois diâmetros de pino, revelou que a relação entre a resistência ao embutimento e o teor de umidade é independente tanto da espécie de madeira quanto do diâmetro do pino.

Rammer e Winistorfer (2001) ainda fizeram comparações entre as equações apresentadas na TAB. 8 e perceberam que os resultados são parecidos. De maneira geral, a resistência ao embutimento reduz com o aumento do teor de umidade da madeira até um valor limite, por volta de 20%, a partir do qual a resistência ao embutimento permanece inalterada.

TABELA 8
Resistência ao embutimento em função do teor de umidade da madeira

Ano	Autor	Equação	Observação
1949	Fahlbusch	$f_{em} = \frac{26f_{e12}}{m + 14}$ f_{em} = resistência ao embutimento com teor de umidade de 12% em N/mm ² m = teor de umidade em % f_m = resistência ao embutimento com m % de umidade.	Equação obtida a partir de resultados experimentais com diâmetro do pino de 12 mm, teor de umidade da madeira variando entre 5% e 30% e três espécies de madeira americana.
1991	Koponen	$f_e = 46,7 - 1,35m$ $m < 22,5\%$ $f_e = 16,5$ $m > 22,5\%$ f_e = resistência ao embutimento em N/mm ² ; m = teor de umidade em %.	Equações determinadas para parafusos com diâmetros entre 12 e 20 mm e para apenas uma espécie de madeira e teores de umidade entre 9% e saturada. O valor limite de $m = 22,5\%$ pode variar dependendo da madeira.
2001	Rammer e Winistorfer	Em função do teor de umidade: $f_e = 49,59 - 1,186m$ $m < 25,3\%$ $f_e = 20$ $m > 25,3\%$ f_e = resistência ao embutimento em N/mm ² ; m = teor de umidade em %.	Equações encontradas a partir de ensaios com um tipo de madeira americana, cinco diferentes teores de umidade (4%, 6%, 12%, 27% e 100%) e um pino com diâmetro de 12,7 mm.

Fonte: Elaboração própria a partir de RAMMER e WINISTORFER (2001) e RAMMER (2001)

Um outro ponto discutido por Rammer e Winistorfer (2001) foi o dimensionamento das ligações adotado pelas normas americanas NDS e LRFD que utilizam um coeficiente de

ajuste para a determinação da resistência da ligação em função do teor de umidade previsto para a madeira em serviço. As equações para a determinação da resistência das ligações a partir do EYM são dependentes da resistência ao escoamento do pino, da resistência ao embutimento da madeira e da geometria das ligações. Estas propriedades influenciam no modo de ruptura desenvolvido em cada ligação. Dos parâmetros que influenciam na resistência das ligações, apenas a resistência ao embutimento da madeira é influenciada por variações no teor de umidade das peças. Aplicar o coeficiente de ajuste do teor de umidade na resistência da ligação pode ser uma boa aproximação quando a ruptura da ligação é influenciada pela resistência de embutimento (modo I e II), mas não é aconselhável quando a ruptura depende também da resistência à flexão do pino (modos III e IV) (RAMMER e WINISTORFER, 2001).

Segundo Rammer e Winistorfer (2001), quando se utiliza o coeficiente de ajuste do teor de umidade, tabelado nas normas americanas, a resistência da ligação fica muito conservativa. O efeito do teor de umidade não é constante para as diversas relações entre o comprimento do pino apoiado na madeira e o diâmetro do pino (t_m/D) e o fator de ajuste do teor de umidade deveria ser aplicado apenas na resistência ao embutimento da madeira.

Ainda segundo os mesmos autores, o EUROCODE 5 estabelece que coeficientes de segurança parciais devem ser aplicados na determinação da resistência ao embutimento e de flexão do pino. O coeficiente parcial (k_{mod}) aplicado para a determinação da resistência ao embutimento leva em consideração a influência do teor de umidade e da duração do carregamento em situação de serviço. Apesar desta prática gerar coeficientes de segurança diferentes para as ligações de acordo com o modo de ruptura, ela é mais consistente, pois, o teor de umidade influencia apenas a resistência de embutimento.

Rammer (2001) fez um estudo abrangente para a determinação da resistência ao embutimento de pregos em peças de madeira. Neste estudo, ele avalia a influência do teor de umidade e da densidade da madeira, da orientação das fibras em relação à carga aplicada e do diâmetro do prego. Rammer (2001) utilizou em seus estudos quatro espécies de madeira americana, com seis diferentes teores de umidade, quatro diâmetros

de pregos e carregamento aplicado paralela e perpendicularmente às fibras da madeira. Avaliando os resultados, o autor percebeu que:

- os valores da resistência e da rigidez encontrados nos corpos-de-prova carregados paralelamente às fibras, em geral, foram maiores se comparadas com corpos-de-prova similares carregados perpendicularmente às fibras;
- uma análise estatística dos resultados experimentais não revelou um efeito significativo do diâmetro dos pregos na resistência ao embutimento, mas uma média dos valores mostrou que a resistência ao embutimento diminuiu com o aumento no diâmetro do prego;
- em geral, a partir de um determinado teor de umidade, a resistência ao embutimento aumenta com a diminuição do teor de umidade da madeira. O valor limite do teor de umidade a partir do qual não houve alteração na resistência ao embutimento variou de acordo com a espécie de madeira;
- a densidade da madeira se relacionou positivamente com a resistência e a rigidez ao embutimento.

Segundo Rammer (2001) os modos de rupturas observados após, o ensaio de embutimento, foram esmagamento da madeira próxima ao pino por compressão, conforme FIG. 34 (a) e (c), ou o desenvolvimento de fissuras na madeira de acordo com a FIG. 34 (b) e (d). Ainda segundo o autor, para três das quatro espécies de madeiras ensaiadas, com a diminuição do teor de umidade houve um aumento no modo de ruptura devido ao aparecimento de fissuras na madeira.

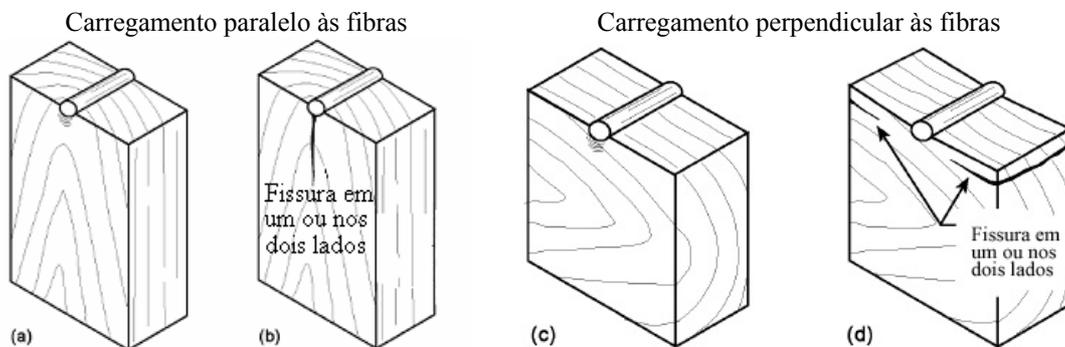


FIGURA 34 –Corpos-de-prova após ensaio de embutimento.

Fonte: RAMMER, 2001, p. 13.

5.1.2. Características dos pinos

As características dos pinos que influenciam na resistência das ligações solicitadas a cargas laterais serão discutidas a seguir.

5.1.2.1. Resistência à flexão do pino

No modelo original de Johansen, a resistência à flexão do pino era calculada no regime elástico, o aumento da resistência à flexão devido a plastificação do pino era ignorado (BLASS, BIENHAUS e KRÄMER, 2000). O EUROCODE 5 (1994) adota como parâmetro de caracterização do pino o seu momento de plastificação. Segundo Valle *et al.* (2000), o momento de plastificação de um pino é determinado a partir de flexão simples com a plastificação total da sua seção transversal, que fica toda solicitada a tensões iguais às tensões de escoamento do material.

A norma europeia utilizada para a determinação experimental do momento de plastificação dos pinos é a EN 409. Segundo esta norma, o momento de plastificação (M_y) é alcançado quando o pino rompe ou quando o ângulo de deformação do pino for de 45°, prevalecendo o que acontecer primeiro.

O momento de plastificação pode ser determinado a partir da resistência ao escoamento do aço utilizado na fabricação do pino. O EUROCODE 5 (1994) possui duas equações para a determinação do momento de plastificação dos pinos, uma para aços comuns e outra para aços com resistência ao escoamento maior ou igual a 600 N/mm².

Para aços comuns, a equação teórica dada no EUROCODE 5 (1994) para a determinação do momento de plastificação do pino é derivada da teoria de flexão inelástica em materiais elasto-plásticos perfeitos (VALLE *et al.*, 2000), ver TAB. 9.

TABELA 9
Momento plastificação do pino

Equação do momento de plastificação (M_y)	Observação
$M_{y,k} = f_{y,k} \cdot \frac{d^3}{6}$ <p>$M_{y,k}$ é o momento de plastificação característico; $f_{y,k}$ é a resistência característica ao escoamento do aço do pino à flexão; d = diâmetro do pino</p>	Equação da teoria da flexão inelástica para o cálculo do momento de plastificação em materiais elasto-plásticos perfeitos
$M_{y,k} = 0,8 \cdot f_{u,k} \cdot \frac{d^3}{6}$ <p>$f_{u,k}$ é a resistência característica à tração do aço do pino; d é o diâmetro do pino</p>	Equação adotada pelo EUROCODE 5 (1994) para o cálculo do momento de plastificação do pino com seção circular de aço.

Fonte: Elaboração própria a partir de VALLE *et al.* 2000

Segundo Ehlbeck e Larsen (1985), o EUROCODE 5 (1994), com a intenção de aumentar a resistência ao escoamento do aço devido ao efeito de encruamento, permite a utilização de uma equação para o momento de plastificação considerando uma resistência à tração média:

$$M_{y,k} = \frac{(f_{u,k} + f_{y,k})}{2} \cdot \frac{d^3}{6} \quad (2)$$

sendo $M_{y,k}$ o momento de plastificação característico; $f_{u,k}$ a resistência característica à tração do aço do pino; $f_{y,k}$ a resistência característica ao escoamento do aço do pino à flexão; d o diâmetro do pino.

Segundo Valle *et al.* (2000), comparando a EQ. 2 com a equação da teoria da flexão inelástica para o cálculo do momento de plastificação em materiais elasto-plásticos perfeitos, foi possível perceber que a tensão de escoamento é 60% da tensão de tração do aço.

Para uma melhor compreensão da relação entre a resistência ao escoamento e a resistência à tração do aço dos pinos, na equação do EUROCODE 5 (1994) para a determinação do momento de plastificação do pino, Blass, Bienhaus e Krämer (2000) recorrem a Scheer, Peil e Nölle (1988) que apresentam resultados experimentais obtidos através da flexão de pinos de pequenos diâmetros. Esses autores revelam que a relação

encontrada para a resistência característica ao escoamento e a resistência à tração do aço foi de 67% ($f_{y,k}=0,67f_{u,k}$) e a tensão de escoamento correspondeu a um ângulo de deformação do pino de apenas 10°.

Blass, Bienhaus e Krämer (2000) traçaram um gráfico do ângulo de deformação do pino em função da relação entre um momento correspondente a um ângulo qualquer e o momento correspondente a um ângulo de deformação de 45°, que é o momento de plastificação do pino (M_y). Através desse gráfico, Blass, Bienhaus e Krämer (2000) perceberam que o momento de plastificação do pino é 19% maior que o momento correspondente para um ângulo de deformação de 10°. Assim, a resistência à tração do aço correspondente a um ângulo de deformação do pino 45° ($f_{y,k}$) é:

$$f_{y,k} = 0,67 \cdot 1,19 \cdot f_{u,k} = 0,80 f_{u,k} \quad (3)$$

Segundo Blass, Bienhaus e Krämer (2000), para um ângulo de deformação abaixo de 45°, apenas as bordas da seção transversal do pino apresentaram deformações plásticas e a capacidade de flexão do pino é somente parcialmente utilizada.

Blass, Bienhaus e Krämer (2000) descreveram uma falha no dimensionamento das ligações segundo a EYM. A resistência última das ligações determinada experimentalmente, tanto pela norma europeia, EN 26891, quanto pela americana, ASTM D 1761, é alcançada quando a ligação rompe ou ocorre um deslocamento relativo entre as peças de 15 mm, na direção de aplicação da carga. Segundo os autores, pesquisas experimentais anteriores revelam que, quando há ruptura da ligação devido ao excesso de deslocamento entre as peças, o ângulo de deformação medido é muito menor que 45°. Desta forma:

A rótula plástica não é, portanto, na maioria dos casos, totalmente desenvolvida e, conseqüentemente, o momento total de plastificação do pino não é alcançado.¹⁸ (BLASS, BIENHAUS e KRÄMER, 2000, p. 10).

¹⁸ “The plastic hinge, however, is in most cases not fully developed and consequently the full plastic fastener bending moment is not reached.” (BLASS, BIENHAUS e KRÄMER, 2000, p. 10, tradução nossa).

Sendo o ângulo de deformação do pino menor que 45° sem que ocorra a sua ruptura, o momento de flexão é menor que o adotado nas equações teóricas desenvolvidas a partir da EYM e a resistência da ligação acaba sendo superestimada.

Blass, Bienhaus e Krämer (2000) desenvolvem uma equação para a determinação do momento de plastificação em função da resistência à tração característica do pino e de seu diâmetro e que considera implicitamente a diminuição do ângulo de flexão com o aumento do diâmetro do pino.

$$M_{y,k}=0,27 \cdot f_{u,k} \cdot d^{2,6} \text{ (N.mm)} \quad (4)$$

Quando os pinos são fabricados com seção transversal circular e aços com resistência ao escoamento maiores ou iguais a 600 N/mm², os autores não verificaram a necessidade de alterar a equação do EUROCODE 5 (1994):

$$M_{y,k} = 180 \cdot d^{2,6} \quad (5)$$

Baindridge *et al.* (2001) utilizaram um pino com resistência ao escoamento de 1700 N/mm², a determinação do momento de plastificação destes pinos deve ser feita por ensaios de flexão. Uma simplificação adotada pelos autores, antes de serem realizados os ensaios, foi a utilização da EQ. 5 majorada por um coeficiente que é a relação entre a resistência ao escoamento do pino utilizado e a resistência ao escoamento de 600 N/mm² (1700/600= 2,83).

A equação do EUROCODE 5 para determinar a resistência das ligações com pinos esbeltos é função do quadrado do momento resistente à flexão dos pinos. Mischeler, Prion e Lam (2000) ensaiaram ligações com pinos esbeltos (de mesma esbeltez) e fabricados com aços de duas diferentes resistências à tração (dois diferentes momentos resistentes). Os resultados experimentais obtidos revelaram que, um aumento no momento resistente à flexão do pino gera um aumento das tensões na madeira e a ligação, com mais de um pino, tende a romper por fendilhamento antes que a capacidade dos pinos seja atingida. Assim os autores concluíram que é inútil aumentar a

resistência do pino além de certo valor, que é função da resistência ao fendilhamento da madeira.

5.1.2.2. Diâmetro do pino

Segundo Mischeler, Prion e Lam (2000), as ligações com pinos de pequeno diâmetro são freqüentemente fabricadas com um grande número de pinos, estas ligações só podem alcançar um alto desempenho se não houver diminuição significativa da capacidade de carga com o número de pinos na ligação. A capacidade da ligação com múltiplos pinos será abordada no item 5.1.2.6.

5.1.2.3. Comprimento de penetração do pino

Segundo Ehlbeck e Larsen (1985), o comprimento de penetração dos pinos sem porcas (parafusos auto-atarraxantes e pregos) nas peças de madeira deve ter um valor mínimo, para assegurar uma suficiente adesão entre essas. O valor do comprimento de penetração mínimo varia de acordo com a superfície do pino e com a densidade da madeira.

O comprimento de penetração dos parafusos auto-atarraxantes nas peças de madeira influencia a resistência lateral das ligações (MAcLAIN, 1992). Devido ao esforço axial que se desenvolve nas ligações carregadas lateralmente, o comprimento dos parafusos auto-atarraxantes na peça principal de madeira deve ser suficiente para que ele resista a este esforço (RAMSKILL, 2002, p. 12). Nas normas americanas e na norma européia, é permitido utilizar comprimentos de penetração do pino menores que o considerado adequado, desde que a resistência lateral das ligações seja minorada e o comprimento não seja inferior ao mínimo permitido.

O EUROCODE 5 (1994) recomenda um comprimento de penetração mínimo do pino na peça principal de madeira seja igual a oito vezes o diâmetro para os pregos com haste lisa, seis vezes o diâmetro para os pregos com haste anular ou helicoidal e quatro vezes o diâmetro para os parafusos auto-atarraxantes.

Newlin e Gahagan (1938) *apud* MacLain (1992) verificaram através dos resultados experimentais a influência do comprimento de penetração dos pinos na resistência lateral da ligação. Os autores estabelecem que o comprimento de penetração do parafuso auto-atarraxante na madeira, para que se desenvolva a máxima resistência na ligação, varia com a densidade da madeira e com a relação entre a espessura da chapa lateral e o diâmetro dos parafusos auto-atarraxante. Quanto maiores a densidade da madeira e a relação entre a espessura da chapa lateral e o diâmetro dos parafusos auto-atarraxantes, maior deve ser o comprimento de penetração do parafuso auto-atarraxante na madeira. Uma outra conclusão foi que o comprimento de penetração dos parafusos auto-atarraxantes na peça de madeira, não influencia a carga no estado limite proporcional, desde que um comprimento mínimo de cinco vezes o diâmetro seja garantido.

Segundo Blass, Ehlbeck e Rouger (1999) *apud* Ramskill (2002), nas ligações com pinos e chapas laterais de aço, quanto mais espessa é a chapa, maior deve ser o comprimento de penetração do pino na peça principal para uma resposta mais rígida da ligação.

A flexão dos parafusos auto-atarraxantes nas ligações carregadas lateralmente podem ocorrer na parte com ou sem rosca da sua haste. Quando o comprimento da haste não rosqueada do parafuso auto-atarraxante é suficiente na peça central de madeira, a flexão ocorre na haste não rosqueada, caso contrário, a flexão ocorre na haste rosqueada do parafuso auto-atarraxante. Quando se utiliza parafuso auto-atarraxante todo rosqueado, esta variação não existe (RAMSKILL, 2001).

5.1.2.4. Esbeltez do pino

Segundo Mischeler, Prion e Lam (2000), a esbeltez do pino é um importante fator que influencia na resistência lateral das ligações. Os autores adotaram como esbeltez efetiva do pino a relação entre o comprimento do pino na peça de madeira e o seu diâmetro ($\lambda_{ef} = t/d$). Os autores também consideram uma esbeltez limite, que é calculada a partir das equações derivadas do EYM e corresponde a relação entre o comprimento do pino na peça de madeira e o seu diâmetro ($\lambda_y = t/d$), a partir do qual o modo de ruptura da ligação deixa de ser por embutimento e passa a ser por flexão do pino. Assim, quando a

esbeltez efetiva do pino é pequena, menor que o limite, a ruptura da ligação é por embutimento do pino na madeira. Quando a esbeltez efetiva do pino é maior que a esbeltez limite, a ruptura da ligação é devido à flexão do pino.

Segundo Smith e Foliente (2002), quando o pino é esbelto e relativamente flexível, a capacidade da ligação é linearmente proporcional ao número de pinos, ou seja, a distribuição da carga na ligação é uniformemente distribuída entre os pinos. A norma LRFD (1996) não reduz a resistência lateral de ligações fabricadas com pregos em função do número de pregos utilizado.

5.1.2.5. Geometria e característica das ligações

A geometria e algumas características das ligações que influenciam na resistência lateral não são diretamente consideradas pelas equações derivadas do EYM. Contudo, para que a resistência encontrada a partir das equações derivadas EYM seja válida, as normas que utilizam este método de dimensionamento, estabelecem limites que devem ser obedecidos.

Uma das principais preocupações percebidas, nas normas, é com relação à fissuração da madeira, pois as equações derivadas do EYM não levam em consideração esta fissuração. Para evitar fissuras na madeira, existem valores mínimos estabelecidos para os diâmetros de pré-furação e para os espaçamentos utilizados na ligação.

Segundo Ramskill (2002) foram realizadas poucas pesquisas experimentais para a verificação da influência da geometria da ligação na resistência das ligações com parafusos auto-atarraxantes. As especificações das normas americanas são baseadas nestas poucas pesquisas e em pesquisas realizadas em ligações com parafusos comuns. Entretanto, as diferenças entre os parafusos e os parafusos auto-atarraxantes, levaram Ramskill (2002) a chamar atenção para a necessidade de um tratamento diferenciado entre os dois tipos de pinos.

A utilização de *diâmetros de pré-furação* insuficientes causa fissuras na madeira em torno dos pinos, o que diminui a resistência lateral das ligações. Os diâmetros de pré-

furação mínimos variam com o tipo do pino utilizado, seu diâmetro e com a densidade da madeira.

Nas ligações com parafusos auto-atarraxantes de pequenos diâmetros, principalmente em madeiras pouco densas, os resultados dos ensaios realizados por Newlin e Gahagam (1938) *apud* Ramskill (2002) indicam que há pouca influência do diâmetro de pré-furação na carga resistente lateral da ligação.

Na tabela seguinte são comparados os diâmetros de pré-furação recomendados pelas normas americana, européia e brasileira, para que se desenvolvam as máximas resistências laterais nas ligações.

TABELA 10
Recomendações para os diâmetros utilizados na pré-furação

Pino	Diâmetro de pré-furação (D_{pf})		
	EUROCODE 5 (1994)	LRFD (1996)	NBR 7190 (1997)
Pregos	$D_{pf} \leq 0,80.D$ Obs.: A pré-furação é obrigatória se densidade característica $\geq 500 \text{ Kg/m}^3$. D=diâmetro do prego	Depende da gravidade específica da madeira (G): $G > 0,6 \rightarrow D_{pf} = 0,90.D$ $G \leq 0,6 \rightarrow D_{pf} = 0,75.D$	Depende da madeira: Coníferas $\rightarrow D_{pf} = 0,85.D$ Dicotiledôneas $\rightarrow D_{pf} = 0,98.D$
Parafusos	$D_{pf} \leq (D + 1,0)\text{mm}$ D=diâmetro do parafuso	Depende do diâmetro do parafuso (D): $D < 12,7\text{mm} \rightarrow D_{pf} = (D + 0,8)\text{mm}$ $D \geq 12,7\text{mm} \rightarrow D_{pf} = (D + 1,6)\text{mm}$	$D_{pf} = (D + 0,5)\text{mm}$
Parafusos auto-atarraxantes	Se $D > 5 \text{ mm}$: Haste sem rosca: $D_{pf} = D$ Haste com rosca: $D_{pf} = 0,70.D$ D=diâmetro da haste sem rosca	As recomendações para a parte rosqueada da haste dependem da gravidade específica da madeira: $G > 0,6 \rightarrow D_{pf} = 0,65D \text{ a } 0,85D$ $0,5 < G \leq 0,6 \rightarrow D_{pf} = 0,6.D \text{ a } 0,85D$ $G \leq 0,5 \rightarrow D_{pf} = 0,4D \text{ a } 0,70D$ D=diâmetro da haste sem rosca	Sem recomendação

Fonte: Elaboração própria a partir do EUROCODE 5 (1994), LRFD (1996) e NBR 7190 (1997)

Segundo Ehlbeck e Larsen (1985), *as distâncias entre pinos e entre pinos e as bordas e as extremidades da peça* têm um efeito importante na resistência ao embutimento. Quando estas distâncias são impróprias, podem ocorrer fissuras na madeira, uma ruptura frágil da ligação ou outro modo de ruptura não levado em consideração pelo EYM. Os espaçamentos mínimos estabelecidos nas normas variam com a direção do carregamento aplicado em relação às fibras da madeira, o material utilizado na peça

lateral (aço, madeira maciça, compensado), o tipo de pino e o diâmetro de pré-furação (EHLBECK, LARSEN, 1985).

Mischler, Prion e Lam (2000) revelam que quando os espaçamentos entre os pinos e entre os pinos e a extremidade das peças de madeira são muito pequenos, a ligação rompe por fendilhamento na madeira antes que a capacidade da ligação seja alcançada. Os autores avaliaram experimentalmente a influência de diferentes espaçamentos (entre os pinos e entre os pinos e às bordas) na resistência das ligações com pinos de diferentes esbeltezes. Os resultados revelaram que, a influência dos espaçamentos é maior nas ligações com pinos mais rígidos e quanto menor o espaçamento, maior é a redução na capacidade de carga das ligações.

O espaçamento entre os elementos de ligação é a distância entre seus eixos, na direção da reta que os une. Existem limitações para os espaçamentos tanto nas direções paralelas quanto perpendiculares às fibras da madeira. Segundo Madsen (2000) *apud* Ramskill (2002), o espaçamento entre os pinos é o fator geométrico que mais influencia na resistência lateral da ligação.

O EUROCODE 5 (1994) permite uma diminuição no espaçamento, exigido para as ligações com pregos, por um fator de 0,7, quando se utiliza chapa lateral de aço. Segundo a norma LRFD (1996), um cuidado especial deve ser dado às ligações com parafusos entre peças de madeira utilizando chapas laterais de aço, pois quando a madeira retrai, as chapas de aço permanecem na mesma posição, restringindo os parafusos que passam a solicitar a madeira. Isso pode causar fissuras perpendiculares às fibras, que enfraquecem a ligação. Buscando evitar esse problema, a norma LRFD (1996) fornece um limite para o espaçamento entre os parafusos mais externos da ligação, na direção perpendicular às fibras da madeira em 12,7 cm, a não ser que chapas laterais separadas sejam utilizadas. Para melhor visualização da influência do espaçamento, na direção perpendicular às fibras, no funcionamento da ligação, ver ANEXO A.

A distância à borda das peças é a medida entre a extremidade lateral da peça e o eixo do elemento de ligação mais próximo na direção perpendicular à aplicação da carga. Segundo Patton-Mallory e Smith (1997), a distância dos pinos às bordas das peças influenciam na resistência das ligações e quando a distância do parafuso à borda não é suficiente, a ligação rompe na seção efetiva.

Patton-Mallory, Pellicane e Smith (1997) apresentam alguns estudos sobre a influência da distância à borda das peças na resistência das ligações, fornecendo as distâncias necessárias, segundo os seguintes autores:

- para Chiang e Rowlands (1991), a distância necessária às bordas da peça é igual ao produto de 1,5 pelo diâmetro do pino ($1,5d$). Distâncias maiores que esta não teriam influência na ruptura da ligação;
- para Wilkinson e Rowlands (1981), as distâncias às bordas da peça estão relacionadas com a direção da tensão atuante. Considerando as tensões radiais, seria necessária uma distância à borda da peça igual ao produto de 1,5 pelo diâmetro do pino ($1,5d$) e considerando as tensões tangenciais a distância necessária aumentaria para duas vezes o diâmetro ($2d$). Distâncias maiores que estas não teriam influência na ruptura da ligação.

A distância à extremidade é medida entre o eixo do elemento de ligação e a extremidade da peça, na direção paralela à carga aplicada. A distância à extremidade da peça, ideal para que não ocorra perda na resistência da ligação, é influenciada por vários fatores, como as características da madeira e do pino.

Segundo Patton-Mallory, Pellicane e Smith (1997), vários estudos experimentais e numéricos, que buscam analisar a influência da distância entre os parafusos e a extremidade das peças vêm sendo realizados. As consequências da diminuição dessa distância, apresentadas pelos autores, são:

- redução da rigidez global na extremidade da peça, causando um aumento na área de contato entre o pino e a madeira e reduzindo as tensões radiais nesta região;

- aumento no módulo e mudança na localização da tensão de cisalhamento máxima;
- aumento no módulo das tensões de tração perpendiculares às fibras na extremidade da peça.

Johansen recomendou uma distância à extremidade da peça mínima de sete vezes o diâmetro, exceto para parafusos comuns onde a distância mínima seria de dez vezes, para uma correta aplicação de seu modelo (PATTON-MALLORY PELLICANE e SMITH, 1997).

Segundo Madsen (2000) *apud* Ramskill (2002), nas ligações com parafusos, distâncias às extremidades das peças menores que $5d$, influenciam significativamente na capacidade de carga da ligação. Quando a distância à extremidade da peça é menor que $5d$, elevadas tensões perpendiculares às fibras se desenvolvem nestas extremidades podendo causar fissuras ou mesmo a ruptura frágil da ligação.

Masuda (1998) realizou um estudo experimental com diversos corpos-de-prova de ligações com um pino de diâmetro do 2 mm, peças de madeira canadense (Spruce-Pine-Fir) de espessura igual a 3,3 cm e variadas distâncias dos pinos às extremidades das peças, com o objetivo de verificar a influência desta variável no tipo de ruptura da ligação. Segundo Masuda (1998), as dimensões escolhidas para a ligação permitiram ruptura sempre na madeira e o espaçamento entre o pino e a extremidade da peça foi o fator determinante do tipo de ruptura. Foram três os tipos de ruptura observados pelo autor e estes estão mostrados na FIG. 35 e explicados na TAB. 11.

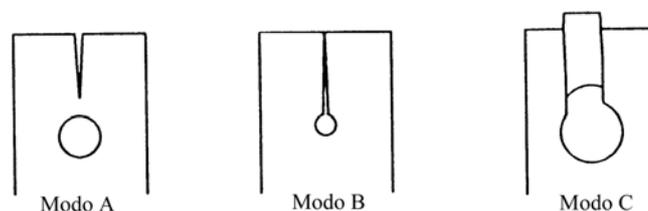


FIGURA 35 – Tipos de ruptura de ligações.
Fonte: MASUDA, 1998, p. 322.

TABELA 11
Ruptura das ligações

Modo de Ruptura	Descrição da ruptura	Distâncias à extremidade das peças.
A	Tração perpendicular às fibras da madeira se desenvolvendo da extremidade para o interior da peça	Até 1,5 vezes o diâmetro do pino.
B	Tração perpendicular às fibras da madeira se desenvolvendo da região de contato entre pino e a madeira para a extremidade da peça.	Variando de 1,5 a 2,5 vezes o diâmetro do pino.
C	Cisalhamento	Distâncias maiores que 2 vezes o diâmetro do pino.

Fonte: Elaboração própria a partir de MASUDA (1998).

Segundo Patton-Mallory, Pellicane e Smith (1997), uma distância dos parafusos à extremidade da peça de quatro vezes o diâmetro se mostrou a mínima necessária para causar a ruptura na madeira por esmagamento ao invés de ruptura por cisalhamento ou tração perpendicular às fibras.

5.1.2.6. Número de pinos na ligação

A determinação da resistência lateral de uma ligação com pinos pelo EYM é feita a partir de um único pino. Esta resistência lateral unitária é multiplicada pelo número de pinos e por um fator que considera a redução na resistência da ligação em função do número de pinos utilizados.

Segundo Smith e Foliente (2002), quando se utiliza apenas um pino na ligação, ela tem um comportamento mais dúctil, se comparada a ligações com mais de um pino, e a carga última é alcançada após deslocamentos inelásticos.

Segundo Anderson (2001), os primeiros estudos a respeito da distribuição irregular da carga numa ligação com mais de um elemento de ligação, alinhados na direção de aplicação da carga, datam de 1968 por Cramer e Lantos. Os estudos desses pesquisadores assumiram uma distribuição uniforme da tensão normal na seção transversal e uma relação linear entre a carga e o deslocamento.

Segundo Zahan (1991), quando se utilizam múltiplos elementos de ligação, alinhados na mesma direção da carga aplicada, os elementos externos são bem mais solicitados que

os elementos internos. Ainda segundo esse autor, as variáveis que mais influenciam na distribuição irregular da carga entre os elementos da ligação são: o módulo de elasticidade das peças, áreas das seções transversais, a relação carga-deslocamento, o número de elementos de ligação, o espaçamento e os erros de fabricação.

Zahan (1991), a partir dos estudos experimentais de Lantos (1969) e considerando todas as variáveis relevantes, desenvolve uma equação para a redução da resistência das ligações devido à utilização de mais de um elemento de ligação alinhado na direção da carga aplicada. Esta equação foi adotada pelas normas americanas LRFD (1996) e AITC (1994) que consideram a influência do número de pinos na resistência da ligação por um coeficiente chamado fator de grupo (C_g).

Quanto maior o número de pinos e a razão entre o comprimento de penetração e o diâmetro do pino, maior a possibilidade de ocorrer fissuração nas peças de madeira, o que diminui a resistência da ligação. Essa diminuição na resistência da ligação é resultado da distribuição não uniforme da carga entre os pinos (BLASS, SCHIMID, 2001).

Mischeler, Prion e Lam (2000) ensaiando corpos-de-prova de ligação com até 7 pinos esbeltos alinhados, concluem que não houve redução na resistência da ligação, devido ao aumento do número de pinos por linha. Segundo Smith e Foliente (2002), quando se utilizam pinos relativamente flexíveis, não há necessidade de reduzir a capacidade da ligação com o aumento do número de pinos.

Thommas e Malhorta (1995) verificam através de resultados experimentais e de um modelo teórico baseado no método dos elementos finitos, a influência do número de pregos na resistência lateral de uma ligação. Segundo os autores, a diminuição na resistência lateral das ligações, considerando o estado limite proporcional e a capacidade última da ligação, é muito pequena quando comparada com a redução das ligações parafusadas. Nas ligações com até três pregos na mesma linha, os autores, não perceberam nenhuma diminuição na resistência lateral, nas ligações com mais de três pregos na mesma linha, a redução foi de aproximadamente 7%. Estas conclusões

viabilizam a fabricação de ligações, transmitindo elevados esforços, entre peças de madeira e elementos de ligação de pequenos diâmetros.

5.1.2.7. Espaçamento entre as peças da ligação (gap distance = g)

As equações para a determinação da resistência lateral das ligações a partir do EYM podem ser deduzidas considerando um espaçamento entre as peças ligadas. Aune e Patton-Mallory (1986-a) foram os primeiros autores a proporem a inclusão deste parâmetro nas equações derivadas a partir do EYM. A intenção dos autores foi de levar em consideração situações práticas onde existem peças de isolamento entre as peças da ligação, com pequena resistência ao embutimento e que podem ser consideradas como espaços vazios, no dimensionamento da ligação. Os autores deduziram equações com base no EYM, considerando o espaço vazio entre as peças, e perceberam que a resistência da ligação diminui com o aumento desse espaço e que esta influência deve ser sempre levada em consideração.

Nos EUA, trabalhos recentes comprovam uma tendência em se considerar nas equações deduzidas a partir do EYM os espaços vazios entre as peças da ligação. Dois exemplos são a AF&PA, TR 12 (1999) que foi adotada como um anexo na edição de 2001 da NDS, e a dissertação de Parsons (2001) com a dedução das equações do EYM considerando os espaços vazios entre as peças.

5.1.2.8. Propriedades da peça lateral

Segundo Rammer e Winistorfer (2001), as equações derivadas do EYM são também válidas para arranjos de ligação com chapas laterais de aço. Isto é levado em consideração através dos parâmetros espessura e resistência ao embutimento das peças laterais.

O EUROCODE 5 (1994) disponibiliza equações para a determinação da resistência lateral das ligações com um ou dois planos de cisalhamento e chapas laterais de madeira ou de aço. Segundo Ehlbeck e Larsen (1985), quando as ligações são fabricadas com chapas laterais de aço, as equações deduzidas para chapas laterais de madeira são válidas, adotando-se basicamente duas simplificações:

- quando a chapa de aço é fina, adota-se a relação entre as resistências de embutimento nas chapas da ligação igual a 1 ($\beta = f_{eh,2,k} / f_{eh,1,k} = 1$), ou seja, considera-se as chapas com a mesma resistência ao embutimento e com a mesma espessura ($t_1 = t_2$) da peça de madeira;
- quando a chapa de aço é espessa e garante bom ajuste do pino, a relação entre as resistências de embutimento nas duas chapas é infinita ($\beta = f_{eh,2,k} / f_{eh,1,k} = \infty$).

Segundo o Wood Handbook (1999), nas ligações solicitadas paralelamente às fibras da madeira, quando as chapas laterais usadas são de aço, a resistência da ligação no estado limite proporcional aumenta aproximadamente 25%, se comparada à resistência de ligação com chapas laterais de madeira. As deformações, no estado limite proporcional, de ligações com chapas laterais de aço são bem menores que as deformações nas ligações com chapas de madeira. Quando se comparam as cargas laterais, em ligações com chapas laterais de aço e de madeira, correspondentes às mesmas deformações, as cargas nas ligações com chapas laterais de aço são aproximadamente 75% maiores. Para carregamentos aplicados perpendicularmente às fibras, não há alteração na carga lateral das ligações quando se utilizam chapas laterais de aço ou madeira (WOOD HANDBOOK, 1999).

Aune e Patton-Mallory (1986-a) derivaram as equações a partir do EYM para chapas laterais de aço e de madeira e concluíram em muitos casos, que ao se utilizar chapas laterais de aço, a resistência da ligação teórica, supera aquela com chapas laterais de madeira e este aumento é parcialmente devido à adição de rótulas plásticas na flexão do pino, que surgem pela fixação de sua cabeça.

Wilkinson (1992) fez uma comparação, a partir de resultados experimentais de outros autores, entre ligações com peças de madeira e chapas laterais de aço solicitadas a esforços paralelos e perpendiculares às fibras da madeira com valores teóricos determinados a partir das equações do EYM. Como não havia dados que representassem a resistência ao embutimento na peça de aço, o valor adotado foi a resistência ao escoamento do aço utilizado na chapa acrescido de 35%. O aumento na resistência de escoamento foi justificado por ser uma prática adotada na norma AITC de 1970 e que

representa o aumento na resistência devido à concentração de tensões na chapa. A comparação entre os resultados teóricos e experimentais obtidos por Wilkinson (1992) revelam que as equações derivadas a partir do EYM, prevêm com boa aproximação a resistência lateral das ligações em estruturas de madeira com chapas laterais de aço.

Aune e Patton-Mallory (1986-a), comparando a resistência teórica de ligações entre peças de madeira, como um plano de cisalhamento, e chapa de aço que garantiam a fixação da extremidade do pino, perceberam que houve um aumento de 41% na resistência da ligação para um aumento de apenas 17% no comprimento de penetração do pino na peça de madeira.

Buscando analisar a influência da utilização de peças mais resistentes ao embutimento, na resistência lateral de ligação entre peças de madeira, Aune e Patton-Malloy (1986-a) analisaram ligações com um plano de cisalhamento e com ruptura definida pelos modos II e IV. De acordo com os resultados obtidos, os autores perceberam que, para o modo de ruptura IV, a resistência da ligação aumenta pouco com o aumento na resistência de embutimento da peça de madeira. Já a espessura necessária, diminui bastante, para que uma ligação com peças de maior resistência ao embutimento alcance a mesma resistência lateral de uma ligação como peças de menor resistência. Para as ligações onde o modo de ruptura dominante foi o II e como a resistência lateral da ligação é função direta da resistência ao embutimento, um aumento da resistência ao embutimento acarreta grande aumento na resistência lateral da ligação. Mudanças na espessura das peças apresentaram pouca influência na resistência dessas ligações.

Uma recomendação de Wilkinson (1992) é de se evitar que a parte rosqueada dos parafusos apóie nas chapas laterais de aço, pois isto implica em diminuição da resistência da ligação.

A espessura da chapa lateral afeta a resistência da ligação, e pode alterar o seu modo de ruptura, pois é responsável pela condição de restrição da cabeça do pino. Aune e Patton-Mallory (1986-a) determinaram as espessuras limites das peças de madeira para que se desenvolva cada um dos modos de ruptura considerados pelo EYM. Através destas

fórmulas, é possível escolher as espessuras das peças da ligação de forma a obter a maior resistência com máxima economia.

Segundo Smith e Foliente (2002), a resistência de uma ligação determinada a partir do EYM aumenta com o aumento da espessura das peças na ligação até que o modo de ruptura IV aconteça. Observando os modos de ruptura das ligações dados no EUROCODE 5 (1994) percebe-se que quando se utiliza chapa lateral de aço fina (espessura menor que a metade do diâmetro do pino) há formação de uma rótula plástica por plano de cisalhamento e quando a chapa é espessa (espessura maior que o diâmetro do pino) há formação de duas rótulas plásticas por plano de cisalhamento. Quando a espessura da chapa é intermediária aos valores apresentados, o EUROCODE 5 (1994) recomenda que a resistência da ligação seja interpolada entre os dois modos de ruptura apresentados.

Para que a condição de fixação da cabeça do pino e o desenvolvimento de duas rótulas plásticas por plano de cisalhamento sejam conseguidos, além da espessura da chapa lateral, é indispensável a utilização de diâmetros de pré-furação adequados. Segundo Ramskill (2002), quando se utilizam chapas laterais espessas e pequenos diâmetros de pré-furação, a cabeça do pino fica fixa e a resistência lateral da ligação é maior se comparada à resistência da ligação quando não há a fixação da cabeça do pino. Quando são utilizados grandes diâmetros de pré-furação, há maior mobilidade dos pinos, o que não garante a fixação da sua cabeça, assim não há a formação de uma rótula plástica próxima a ela e a resistência lateral da ligação diminui.

Os resultados experimentais obtidos por Mischler, Prion e Lam (2000) revelaram que quando se utiliza uma chapa de aço de pequena espessura e um grande número de pinos na ligação, a carga na chapa lateral é elevada e ela pode fletir. Quando a chapa lateral flete ocorre uma diminuição na resistência da ligação, pois esta flexão aumenta o comprimento destravado dos pinos.

Observando resultados experimentais, MacLain (1992) concluiu que quando a cabeça do pino não é bem fixada na chapa de aço, devido à utilização de grandes diâmetros de

pré-furação, o modo de ruptura desenvolvido nos ensaios pode ser diferente do modo determinado teoricamente. Nestas condições as ligações apresentam grandes deformações, que não são consideradas no modelo teórico do EYM, e o modo de ruptura III pode se desenvolver na prática, enquanto o modo IV é encontrado teoricamente. Apenas para cargas elevadas o modo de ruptura IV se desenvolve nessas ligações.

5.2. Fatores não considerados pelo EYM

Existem fatores que influenciam na resistência lateral das ligações e não são considerados pelo EYM, logo eles representam as limitações desse modelo. Os principais fatores citados na bibliografia consultada são:

- desconsideração da ruptura da ligação por cisalhamento ou por tração nos pinos (GIRHAMMAR e ANDERSON, 1988, PATTON-MALLORY, PELLICANE e SMITH, 1997);
- consideração de um ajuste perfeito entre o pino e as peças da ligação (GIRHAMMAR e ANDERSON, 1988);
- não consideração da fixação da extremidade do pino no desenvolvimento das equações para determinação da resistência lateral da ligação (GIRHAMMAR e ANDERSON, 1988, PATTON-MALLORY, PELLICANE e SMITH, 1997);
- ausência de atrito entre as peças e na interface pino madeira (GIRHAMMAR e ANDERSON, 1988);
- impossibilidade de determinar a resistência da ligação levando em consideração falhas na madeira como fissura por cisalhamento ou por tração (MISCHLER, PRION e LAM, 2000);
- impossibilidade de se prever os deslocamentos e a rigidez da ligação (PATTON-MALLORY, PELLICANE e SMITH, 1997);
- limitação do modelo apenas à região elástica linear e validade da teoria dos pequenos deslocamentos;
- desconsideração da deformação devido ao cisalhamento;
- consideração da homogeneidade da madeira ao longo da espessura das peças;
- ausência de rotação na ligação durante a aplicação da carga;

- consideração não adequada das variedades da madeira e os defeitos provenientes do processo de fabricação da ligação.

Algumas dessas limitações serão discutidas a seguir.

5.2.1. Desconsideração da ruptura por cisalhamento ou tração nos pinos

Quando se utilizam as equações baseadas no EYM, para determinar a resistência lateral das ligações, não se considera a ruptura devido ao cisalhamento ou tração nos pinos. Estes modos de ruptura podem acontecer sem que o projetista perceba.

Segundo Ramskill (2002), quando a resistência ao arrancamento da ligação e a componente axial ao longo do eixo do pino são muito elevadas, o pino pode romper por tração antes que ocorra a ruptura prevista pelas equações do EYM.

5.2.2. Consideração de um ajuste perfeito entre o pino e as peças da ligação

Uma consideração do EYM é um perfeito ajuste do pino nas peças da ligação, entretanto, as folgas na fabricação das ligações com pinos são normais. Utiliza-se um diâmetro para a pré-furação maior que o diâmetro do parafuso, buscando facilitar a instalação e permitir a correção de pequenos desalinhamentos entre os furos de peças vizinhas. As principais razões para não se obter um ajuste perfeito entre os pinos e as peças da ligação são: utilização de máquinas impróprias e de mão-de-obra inexperiente.

Segundo Patton-Mallory, Pellicane e Smith (1997), um dos primeiros estudos que avaliaram o efeito do espaço vazio na interface pino madeira foi Wilkinson e Rowlands em 1981. Nesse estudo, a ligação foi modelada considerando o espaço vazio e utilizando elementos finitos em estado plano de tensões (2D), considerando o pino rígido e a madeira um material ortotrópico, elástico e linear. As principais conclusões encontradas por estes autores foram:

- quanto maiores as propriedades mecânicas da madeira, menores as áreas de contato entre o pino e a madeira;

- o espaço vazio entre a madeira e o pino afeta mais as tensões de cisalhamento e radiais ao longo do contorno do furo que as mudanças no módulo de elasticidade das peças;
- o aumento do espaço vazio entre o pino e a madeira reduz a área de contato e aumenta as tensões radiais;
- o ângulo que define a região de contato entre o pino e a madeira (parâmetro utilizado por diferentes autores para representar o contato entre a madeira e o pino) é inversamente proporcional ao espaço vazio entre eles. Quanto maior o espaço vazio, menor o ângulo de contato.

As conclusões anteriores são limitadas, o modelo utilizado não representava o comportamento não-linear da madeira e as tensões analisadas ao longo da superfície de contato apresentaram grandes diferenças quando comparadas às tensões determinadas a partir de um modelo não-linear (PATTON-MALLORY, PELLICANE e SMITH, 1997).

Quando os modelos de elementos finitos 2D passaram a considerar o comportamento não-linear da madeira, os pesquisadores puderam chegar a conclusões mais confiáveis. Eles perceberam que considerando a não linearidade, há um aumento na área de contato entre o pino e a madeira, uma redução nas tensões radiais e nas tensões de cisalhamento ao redor do furo. Essa redução de tensões foi entendida como resultado de um aumento na ductilidade da madeira, conseguida através da consideração do comportamento não-linear na direção das fibras (PATTON-MALLORY, PELLICANE e SMITH, 1997).

Todos os modelos de elementos finitos 2D que não consideram um ajuste perfeito entre os elementos da ligação e, foram apresentados por Patton-Mallory, Pellicane e Smith (1997), concluem que o ângulo de contato entre o pino e a madeira é fortemente afetado pelas variações no espaço vazio entre eles e pela anisotropia da madeira, variando com a direção de aplicação da carga.

Mischeler, Prion e Lam (2000) avaliaram experimentalmente a influência dos erros de fabricação na resistência lateral de ligações com uma peça de madeira, chapas laterais de aço e pinos. A avaliação da influência dos erros de fabricação foi conseguida devido à utilização de uma máquina especial com elevada precisão (CNC-machine). Ligação

com seis pinos e duas diferentes relações entre a espessura da chapa de madeira e espessura da chapa de aço, foram ensaiadas com um erro de fabricação de 0,5 mm nas direções horizontais e verticais. Os resultados experimentais mostram que a influência dos erros de fabricação na resistência das ligações é dependente da esbeltez do pino. Quanto mais esbelto é o pino, maiores os deslocamentos e a ductilidade das ligações, o que permite uma redistribuição dos esforços entre os pinos; assim a carga última da ligação é aproximadamente a soma das cargas últimas em cada pino. Quanto o pino é muito rígido (menor esbeltez), a deformação na ligação é pequena, não havendo uma redistribuição dos esforços entre os pinos; sendo a carga última bem menor que a soma das cargas últimas em cada pino.

Ainda segundo Mischeler, Prion e Lam (2000), dependendo da ductilidade das ligações, elas são mais ou menos sensíveis aos erros de fabricação. Ligações dúcteis são conseguidas com pinos de elevada esbeltez, fabricados com aço de resistência não muito elevada e bem espaçados. Essas ligações conseguem balancear a irregularidade na distribuição da carga entre os pinos devido aos erros na fabricação. Reduzindo os erros de fabricação, a distribuição de cargas nos pinos é mais regular e uma ligação eficiente pode ser conseguida com menores espaçamentos entre os pinos.

5.2.3. Não consideração da fixação da extremidade do pino

De acordo com a AF&PA, TR 12 (1999), a fixação da extremidade do pino é uma restrição à sua rotação durante a aplicação da carga lateral. Os modos de ruptura causados pelo embutimento e pela flexão do pino (modos II, III_m e III_s para um plano de cisalhamento e III_s para dois planos de cisalhamento) são influenciados pela fixação da extremidade do pino.

Com essa fixação, há o aparecimento de um momento resistente que força o pino a escoar de maneira diferente, o que pode mudar o modo de ruptura da ligação, aumentando sua resistência. Em outras palavras, quando a fixação da extremidade do pino é conseguida, há uma mudança na distribuição dos momentos, o que pode ocasionar uma mudança do modo de ruptura III (uma rótula plástica) para o modo IV (duas rótulas plásticas) (RAMSKILL, 2002).

A fixação da extremidade do pino é influenciada por vários fatores, tais como a intensidade da carga aplicada; tipo, instalação e diâmetro do pino; material da peça lateral e variações dimensionais das peças de madeira; características da cabeça do pino ou das arruelas presentes na ligação. Para que ela se desenvolva é necessário que as porcas ou cabeças dos pinos estejam em contato com as peças da ligação. No desenvolvimento das equações do EYM, a fixação da extremidade do pino é ignorada e a justificativa para esta simplificação conservadora é a eliminação da necessidade de contínua manutenção da ligação (AF&PA, TR 12, 1999).

Segundo Ramskill (2002) poucas pesquisas têm sido realizadas para verificar a influência da fixação da extremidade do pino na resistência da ligação.

5.2.4. Ausência de atrito entre as peças e na interface pino madeira

Segundo Ramskill (2002), o atrito pode se desenvolver de duas maneiras numa ligação, na interface do pino/madeira ou entre as peças ligadas. A intensidade do atrito na ligação depende das condições da pré-furação, do tipo de pino utilizado, das dimensões e condições das peças na ligação, da retração e relaxação na(s) peça(s) de madeira em serviço.

Segundo Wilkinson (1972) e AF&PA, TR 12 (1999), o atrito é, normalmente, desconsiderado no dimensionamento das estruturas de madeira, devido às dificuldades em se prever sua intensidade e de suas possíveis variações durante a vida útil da estrutura. Outra dificuldade para a consideração do atrito nos modelos de dimensionamento, segundo Patton-Mallory, Pellicane e Smith (1997) é o fato dele não ser conservativo. Assim, para que ele seja levado em consideração, os modelos devem levar em conta o histórico de carregamento.

Alguns estudos apresentados por Patton-Mallory, Pellicane e Smith (1997) mostram que o efeito do atrito na ligação desaparece à medida que se afasta da região de contato entre o pino e a madeira, não se sabendo ao certo qual é a distância exata. Com a consideração do atrito, há também uma alteração na distribuição de tensões

(tangenciais, de cisalhamento e radiais) ao longo da superfície de contato e um aumento no ângulo que define a região de contato entre o pino e a madeira.

O aumento na resistência das ligações devido ao atrito, não é considerado nas normas americanas. O EUROCODE 5 (1994) considera um aumento de 10% na resistência das ligações onde o modo de ruptura acontece por flexão do pino (modos III e IV), com o objetivo de levar em conta o aumento na resistência da ligação devido ao atrito entre as peças da ligação (VELOSO *et al.* 2001). Segundo Ramskill (2002, p. 19):

As normas de projeto de hoje não consideram a eventual resistência ao arrancamento durante a aplicação da carga lateral, portanto, a inclusão da resistência ao arrancamento nas normas é essencial para a adequação do modelo de comportamento dos parafusos auto-atarraxantes.¹⁹

Patton-Mallory, Pellicane e Smith (1997) explicam que as tensões de atrito na interface pino/madeira impedem o livre deslocamento da madeira ao longo da superfície do parafuso com o embutimento do parafuso na madeira quando a ligação deforma. Em uma ligação onde o atrito não é considerado toda a carga seria normal à superfície do furo e haveria uma distribuição mais uniforme das pressões, o que resulta em resistências conservativas para a ligação.

Segundo Ramskil (2002), numa ligação solicitada à carga lateral, a componente resistente da carga axial na direção paralela à carga aplicada aumenta em até 10% a resistência lateral da ligação.

Segundo Veloso *et al.* (2002), a força de atrito entre as peças da ligação é produzida pela força normal no pino, FIG. 36.

¹⁹ “Today’s design standards do not account for incidental withdrawal resistance during application of lateral load; hence, inclusion of withdrawal resistance into the code is essential to adequately model lag screws’ behavior.” (RAMSKILL, 2002, p. 19, tradução nossa).

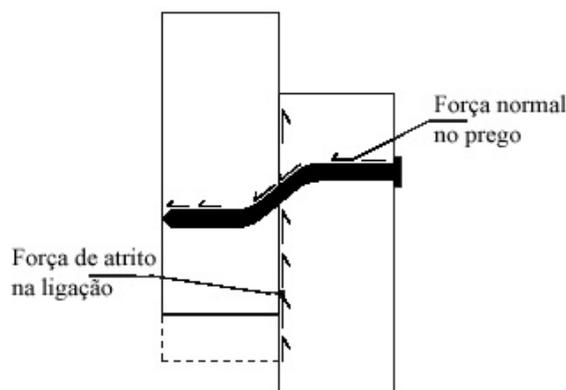


FIGURA 36 - Resistência adicional da ligação devido ao atrito entre as peças.
Fonte: VELOSO *et al.*, 2002.

Segundo Ramskill (2002), a força de atrito entre as peças numa ligação é relativamente pequena, no estado limite considerado nas normas que utilizam o EYM, e por isto pode ser desconsiderada sem grandes alterações na resistência das ligações.

5.2.5. Consideração de falhas na madeira na determinação da resistência da ligação

Segundo Mischler, Prion e Lam (2000), as equações baseadas no EYM não levam em consideração qualquer ruptura na madeira na determinação da resistência lateral das ligações. Para assegurar que não haja ruptura precoce na madeira antes que a ligação rompa, são feitas algumas exigências de espaçamentos entre pinos e entre pinos e as bordas extremidades das peças de madeira (conforme já visto).

Segundo Blass e Schmid (2001), a consideração de ausência de fissuras na madeira é uma condição freqüentemente violada, pois as fissuras na madeira são comuns, mesmo com cargas menores que as previstas pelo EYM. Uma solução para esta limitação poderia ser conseguida através da teoria da mecânica da fratura (RAMSKILL, 2002).

5.2.6. Impossibilidade de se prever os deslocamentos e a rigidez na ligação

Wilkinson (1971) já almejava um método teórico e de fácil utilização para determinar a tensão e a deformação na ligação, eliminando a necessidade dos ensaios, entretanto, este método ainda não existe. Não há uma formulação para a determinação dos deslocamentos a partir do EYM, pois o comportamento da madeira e do pino é

considerado rígido plástico, desta madeira, não é possível dizer se o comportamento da ligação é dúctil ou frágil.

Um estado limite que precisa ser verificado é o das deformações (estado limite de serviço), o EURCOCODE 5 (1994) fornece orientações para a determinação das deformações nas estruturas a partir das condições de serviço e duração da carga.

Aune e Patton-Mallory (1986-a), com o objetivo de determinarem os deslocamentos das ligações utilizando o EYM, passaram a considerar a relação entre a curva carga de embutimento-deslocamento por uma função da raiz quarta. Os autores deduziram, através do método dos trabalhos virtuais as equações para a determinação da carga e dos deslocamentos, para uma ligação com dois planos de cisalhamento e chapa central de aço. Comparando a carga lateral das ligações encontradas pelos autores com aquela considerando o comportamento rígido plástico para a madeira, a diferença foi de apenas 6%.

5.2.7. Limitação do modelo apenas à região elástica linear

O comportamento da ligação é normalmente não linear, mesmo para pequena aplicação de carga, assim, a consideração da linearidade limita a análise e pode levar a resultados enganoso (PATTON-MALLORY, PELLICANE e SMITH, 1997).

6

METODOLOGIAS PARA ENSAIOS DE LIGAÇÕES

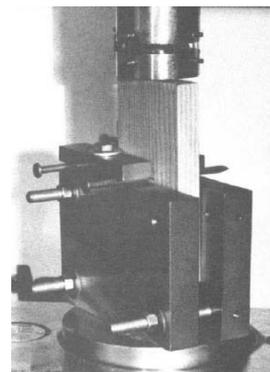
Observando as práticas usadas nos ensaios de ligações realizados por diversos autores, serão destacadas as mais peculiares.

6.1. Ensaio de embutimento

Para a determinação experimental da resistência ao embutimento, existem basicamente dois modelos de ensaio. O modelo americano adotado pela norma ASTM que aplica a carga ao longo de todo o comprimento do pino em contato com a madeira, através de uma placa rígida, o que evita a flexão do pino (FIG. 37 a). O modelo europeu que é adotado pelo EUROCODE e também pela norma brasileira, consta de um pino totalmente envolvido pela madeira com carregamento aplicado em dois pontos, os quais não estão apoiados na madeira (FIG. 37 b), pode haver flexão do pino durante o ensaio.



(a)



(b)

FIGURA 37 – Ensaio de embutimento

(a) modelo americano. Fonte: RAMER, 2001, p. 5.

(b) modelo europeu. Fonte: AUNE e PATTON-MALLORY, 1986-b, p. 6.

Pole e Hilson (1995) *apud* Rammer (2001) compararam resultados de ensaios realizados de acordo com os dois modelos citados anteriormente, para carregamentos paralelos e perpendiculares às fibras da madeira. Os autores concluíram que quando o carregamento foi aplicado paralelamente às fibras da madeira os resultados dos ensaios, utilizando os dois modelos, foram próximos e quando o carregamento foi aplicado perpendicularmente às fibras, os resultados foram bem diferentes. A resistência ao embutimento foi bem menor nos corpos-de-prova com carga aplicada perpendicularmente às fibras da madeira, e ensaiados de acordo com o modelo americano, quando comparada com corpos-de-prova similares ensaiados de acordo com o modelo europeu.

6.2. Tempo de condicionamento dos corpos-de-prova após a inserção dos pinos

Ramskill (2002) realizou ensaios em corpos-de-prova de MLC e chapas laterais de aço, ligados com parafusos auto-atarraxantes e solicitados à carga lateral. As ligações foram fabricadas após a madeira alcançar o teor de umidade de equilíbrio em um ambiente com temperatura de 22° C e umidade relativa do ar de 65% (segundo especificação da ASTM). Após a instalação dos parafusos auto-atarraxantes, os corpos-de-prova também foram condicionados, nas mesmas condições ambientais, por um período de 14 dias, para que as fibras em torno do pino pudessem relaxar.

Girhammar e Anderson (1988) fizeram ensaios de ligação entre corpos-de-prova de madeira maciça e pregos, solicitados lateralmente. Após a fabricação dos corpos-de-prova, eles foram condicionados por um período de cinco semanas (35 dias) antes da realização dos ensaios.

6.3. Pré-carga no ensaio de ligações

McLain e Carroll (1990) ensaiaram ligações com peças principais de madeira, chapas laterais de aço, parafusos auto-atarraxantes (lag screw) e solicitadas a cargas com inclinações de 0°, 22,5°, 45° e 90° em relação à superfície da peça lateral. Para acabar com a frouxidão na ligação, foi dada uma pré-carga de aproximadamente 450 N em todas as ligações.

6.4. Efeito da duração da carga no comportamento das ligações com pinos

O efeito da duração de cargas nas estruturas de madeira é, tradicionalmente, descrito pela curva de Madison. A influência da taxa de aplicação da carga no comportamento da ligação é de grande interesse nos ensaios e no dimensionamento de ligações solicitadas à carga dinâmica. Girhammar e Anderson (1988) fazem uma avaliação da influência da taxa de aplicação de carga na resistência lateral da ligação, nas direções paralela e perpendicular à direção das fibras. Os ensaios foram realizados com seis diferentes taxas de aplicação de carga, que foi medida através da taxa de deslocamento por período de tempo.

As conclusões obtidas foram que a resistência última da ligação aumenta e os deslocamentos diminuem com o aumento da taxa de aplicação da carga, se comparadas com a taxa considerada para carregamento estático, tanto nos corpos-de-prova com carregamento paralelo quanto nos corpos-de-prova com carregamento perpendicular às fibras. Quanto à rigidez elástica, não se observou variação com a taxa de carregamento, apenas a rigidez para os corpos-de-prova com carregamento perpendicular às fibras se mostrou menor que a rigidez nos corpos-de-prova com carregamento paralelo às fibras.

Os autores também perceberam que a resistência da madeira ao embutimento paralelo às fibras é mais sensível ao aumento da taxa de carregamento. Quando o modo de ruptura da ligação é por embutimento na madeira, a influência da taxa de carregamento é maior do que quando o modo de ruptura é por flexão do pino. Assim, o aumento na capacidade da ligação devido ao aumento na taxa de aplicação de carga é máximo quando a ligação está solicitada paralelamente às fibras e o modo de ruptura é por embutimento na madeira.

O efeito da duração da aplicação da carga é considerado em várias normas através de um coeficiente baseado em dados experimentais. A norma europeia considera um coeficiente de aplicação de carga que é função das condições do teor de umidade de serviço. A norma australiana é baseada na curva de Madison (SMITH e FOLIENSTE, 2002, p. 50).

6.5. Ensaio para avaliar um arranjo de ligação mecânica em escala natural

Segundo Smith e Foliente (2002), uma falha que há em todas as normas de ensaios de estruturas de madeira é a falta de padronização dos métodos de ensaio para arranjos de ligações mecânicas com o objetivo de estabelecer suas propriedades e avaliar o seu desempenho, levando em consideração um pequeno número de ensaios. Ainda segundo os mesmos autores, a única referência encontrada para a padronização desses métodos de ensaios é dada em um projeto de norma australiana STANDARDS AUSTRALIA/NEW ZELAND - AS BBBB (1997). Segundo Foliente e Leicester (1996, s.p.), os principais objetivos desse projeto de norma são:

- (1) consideração de uma real configuração nodal em serviço; (2) consideração de cargas de serviço realistas ...; (3) métodos consistentes para a obtenção da resistência característica e outras propriedades de cálculo. (4) métodos consistentes para a aplicação dos fatores de carga.²⁰

O projeto de norma STANDARDS AUSTRALIA/NEW ZELAND - AS BBBB (1997), fornece os métodos de ensaio e métodos para avaliação do desempenho e determinação das propriedades de cálculo de arranjos de ligações mecânicas em estruturas de madeira, submetidos à cargas estáticas, ciclônicas de vento ou de terremotos. As principais recomendações deste projeto de norma, para os arranjos de ligações submetidos à carga estática, serão apresentadas a seguir.

6.5.1. Fabricação e condicionamento dos corpos-de-prova

As peças de madeira devem ser selecionadas de forma que defeitos como nós, fibras retorcidas, etc, não interfiram na resistência do arranjo de ligação. A fabricação da ligação a ser ensaiada deve ser equivalente à fabricação da ligação na prática.

Depois de fabricada a ligação, ela deve ser condicionada em um ambiente com temperatura e umidade relativa do ar controladas, de forma que a madeira alcance a temperatura e o teor de umidade previstos em serviço.

²⁰ “(1) consideration of actual in-service joint configuration; (2) consideration of realistic in-service loads...; (3) consistent method of obtaining characteristic strength and design properties; and (4) consistent method of application of load factors.” (FOLIENTE e LEICESTER, 1996, tradução nossa).

6.5.2. Aplicação do carregamento

A carga deve ser aplicada em regime monotônico com um pré-carregamento. A velocidade de aplicação da carga deve estar entre $0,2Q_{est}/minuto$ e $2Q_{est}/minuto$ ou outra taxa que represente a situação real. O gráfico que representa o carregamento aplicado no ensaio é mostrado na FIG. 38.

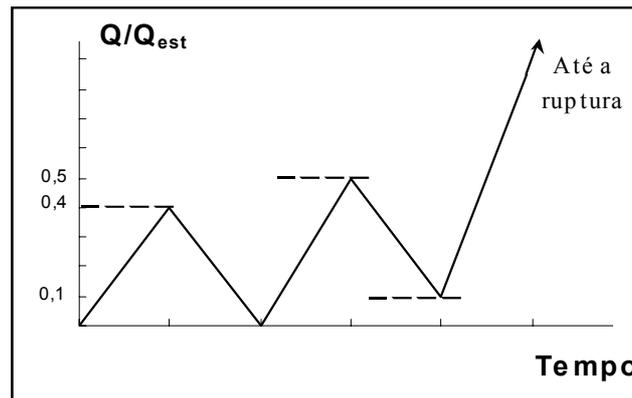


FIGURA 38 – Aplicação de carga

Fonte: STANDARDS AUSTRALIA/NEW ZELAND - AS BBBB, 1997, p. 9.

Se a carga última tiver uma variação maior que 20% da carga estimada (Q_{est}), o valor da carga estimada deve ser corrigido para os demais ensaios e o valor da rigidez para o ensaio já realizado deve ser determinado com base na nova carga estimada.

6.5.3. Apresentação dos resultados

Em cada ensaio deve ser determinada a curva carga-deformação com medições contínuas da carga e da deformação, ou quando não for possível, deve-se medir a carga e a deformação a cada incremento de $0,1Q_{est}$ na carga. O valor da carga estimada última ou seu valor corrigido e a deformação limite máxima devem ser apresentados. Através da curva carga-deformação pode ser determinado a carga última (Q_u), a deformação última (δ_u), a rigidez inicial (k_0), deformação inicial (δ_0) e a rigidez em serviço (k_s).

A carga última (Q_u) é a máxima carga alcançada no ensaio. A deformação última é a deformação correspondente à carga última. A rigidez inicial é a inclinação da reta traçada entre os pontos correspondentes a $0,1Q_{est}$ e $0,4Q_{est}$ no primeiro ciclo de carga. A deformação inicial é a deformação correspondente à interseção da reta determinante da

rigidez inicial com o eixo das deformações. A rigidez de serviço (k_s) é a inclinação da reta traçada entre os pontos correspondentes a $0,1Q_{est}$ e $0,4Q_{est}$ na curva estabilizada, após os dois ciclos de carga.

6.5.4. Determinação das propriedades da ligação

Foliente e Leicester (1996) fornecem equações para a determinação dos valores característicos da rigidez e da resistência das ligações com 75% de confiança. Essas equações são apresentadas na Tabela 12.

TABELA 12
Determinação de propriedades das ligações

Propriedade	Equação
Rigidez Característica (M_k)	$M_k = \left[1 - \left(\frac{0,7V}{\sqrt{N}} \right) \right] M_{mean}$ <p>M_{mean} a rigidez média determinada pelos ensaios; V o coeficiente de variação da rigidez; N o número de corpos-de-prova ensaiados.</p>
Resistência Característica (R_k)	<p>Sendo $N < 10$:</p> $R_k = R_{min} (N / 27)^{V_e}$ <p>R_{min} o valor mínimo da carga última considerando todos os corpos-de-prova ensaiados; V_e estimativa do coeficiente de variação da carga última.</p>
	<p>Sendo $N \geq 10$:</p> $R_k = \left[1 - \left(\frac{2,7V}{\sqrt{N}} \right) \right] R_{0,05}$ <p>$R_{0,05}$ é o percentil 5% dos valores da carga; V o coeficiente de variação da carga última calculado.</p>
Resistência nominal ($R_{k,nom}$)	$R_{k,nom} = \frac{1}{\phi} (0,85 - 0,95V) R_k$ <p>ϕ é o fator de segurança para o tipo de elemento de ligação utilizado</p>
Capacidade de carga para tensões de serviço (R_{bws})	$R_{bws} = \frac{1}{1,35k_d} (0,85 - 0,95V) R_k$ <p>k_d é o fator de duração da carga para 50 anos.</p>

Fonte: Elaboração própria a partir de FOLIENSTE e LEICESTER (1996)

6.6. Ensaios de corpos-de-prova de ligações

Segundo Wilkinson (1992), nos ensaios corpos-de-prova de ligações com a carga lateral (de cisalhamento aplicada paralelamente às fibras da madeira) não houve variação significativa na resistência da ligação devido a uma mudança na direção da carga (tração ou compressão, conforme FIG. 39). Houve apenas um aumento das

deformações, com as cargas máximas, quando a carga lateral aplicada foi de compressão.

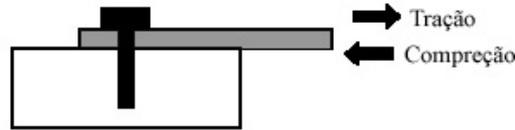


FIGURA 39 – Sentido da carga lateral em ligações mecânicas com pinos.

6.7. Ensaio para a determinação da resistência à carga axial

Segundo Gehri (2001), o resultado dos ensaios de arrancamento de parafusos auto-atarraxantes depende do arranjo utilizado, devido ao equilíbrio local das forças. Quando a ligação está sujeita a esforços de tração no parafuso e na peça de madeira (situação mais comum na prática) a resistência é aproximadamente 80% da resistência quando a ligação está solicitada a esforços de tração nos parafusos e compressão na madeira (ver FIG. 40).

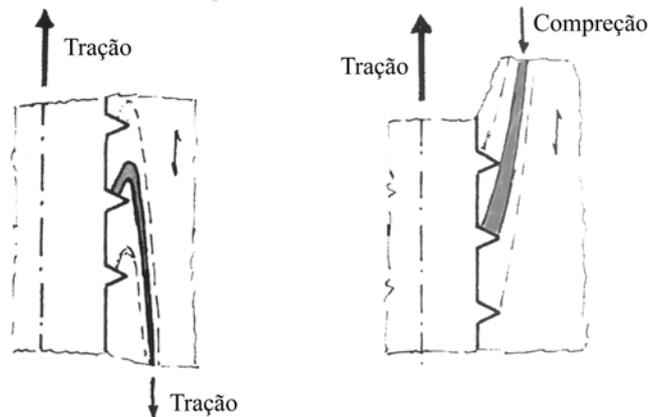


FIGURA 40 – Arranjo da ligação solicitada à carga axial
Fonte: GEHRI, 2001, p. 178.

7

ESCOLHA DA LIGAÇÃO - OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Um melhor desempenho nas estruturas de MLC é conseguido através da utilização de técnicas adequadas para a fabricação das peças e da elaboração de projetos consistentes. Deve-se dar especial atenção ao detalhamento e ao dimensionamento das ligações, por serem pontos de fundamental importância nas estruturas.

A MLC é um produto com inúmeras vantagens e, quando fabricada com controle de qualidade adequado, permite um melhor desempenho das peças, maior economia e confiabilidade no valor das resistências utilizadas nos projetos. Para a fabricação otimizada de peças de MLC, é necessário o conhecimento das características de todas as tábuas utilizadas. A determinação das propriedades destas tábuas aumenta o custo de fabricação. Entretanto, isto pode ser compensado pelo aumento da competitividade do produto.

Na escolha do elemento de ligação, bem como do arranjo mais adequado, devem-se levar em consideração: as técnicas disponíveis para a fabricação, os elementos existentes no mercado, o custo, a segurança e a resistência da ligação. O conhecimento dos tipos de ligação, dos elementos e dos arranjos possíveis de serem executados facilita uma escolha consistente da ligação mais adequada para cada estrutura. Pesquisas experimentais podem comprovar a eficiência e a viabilidade da utilização de novos arranjos de ligações. A partir dos arranjos apresentados anteriormente, escolheu-se o que melhor se adaptaria à situação brasileira e que apresentasse potencial de utilização prática. As conclusões obtidas estão sintetizadas a seguir:

- as ligações com múltiplos planos de cisalhamento apresentam vantagens como: elevada resistência, discrição e maior proteção para os elementos de ligação. Para maior eficiência desta ligação, é importante que os erros de fabricação sejam mínimos; e isto só pode ser conseguido com máquinas especiais e mão-de-obra especializada – o que limita a sua utilização no Brasil;
- as ligações com pinos especiais, inseridos sem pré-furação, têm sido muito estudadas e apresentam resultados satisfatórios. Os fatores que limitam a sua utilização são a necessidade de pinos especiais, de máquinas tecnologicamente avançadas e de mão-de-obra especializada;
- as ligações mecânicas com elementos metálicos e adesivos parecem, à primeira vista, uma combinação perfeita entre a ductilidade dos elementos de ligação metálicos e a elevada rigidez dos adesivos. As dificuldades de fabricação e os custos elevados dos adesivos são fatores que limitam sua utilização;
- as ligações com parafusos auto-atarraxantes são muito utilizadas em países desenvolvidos com comprovada eficiência e vantagens. Apesar da dificuldade de se encontrar parafusos auto-atarraxantes de grande dimensão (diâmetro e comprimento) e elevada resistência, alguns modelos podem ser encontrados no mercado. Há, também, a possibilidade de fabricação de modelos mais adequados às estruturas de madeira.

Os parafusos auto-atarraxantes possuem grande potencial para serem utilizados no Brasil. No entanto, um estudo completo dessas ligações precisa ser realizado. A escassez de pesquisa nacional com estes elementos foi outro fator a influenciar na sua escolha para a execução da ligação a ser estudada. Como esses elementos são resistentes tanto à carga lateral quanto à carga axial, quando fixados na madeira, é importante conhecer seu comportamento quando solicitado a estes dois esforços. Vários parâmetros para a fabricação da ligação precisam ser estabelecidos, como: diâmetros de pré-furação; distância entre os elementos; distância entre os elementos e as extremidades das peças, e a influência do número de parafusos na resistência das ligações.

O arranjo de ligação com parafusos auto-atarraxantes apresentado por Komatsu (2000) possui a grande vantagem de possibilitar a transmissão de esforços cortantes e de

momento fletor. O momento fletor é transmitido através de um binário de forças paralelas ao eixo da viga. Já o esforço cortante, através de um conector de cisalhamento. Outra vantagem deste arranjo é a facilidade de execução, sem a necessidade de utilização de máquinas sofisticadas ou mão-de-obra especializada. Este foi o arranjo escolhido para o estudo experimental, cujo esquema é mostrado na FIG. 41, pois se enquadra no atual cenário brasileiro, apresenta grande potencial de utilização e de atualização das ligações em estruturas de madeira.

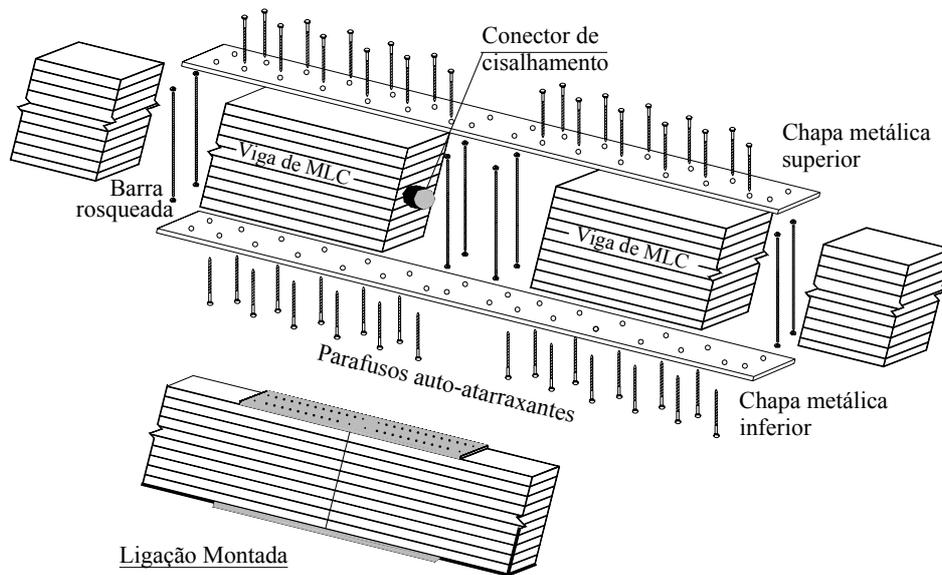


FIGURA 41 – Arranjo de ligação a ser estudado.
Fonte: Adaptado a partir de Komatsu (2000)

Conforme pode ser observado pela figura anterior, duas alterações foram feitas no arranjo apresentado por Komatsu (2000, FIG. 25, p. 40):

- o conector de cisalhamento utilizado foi um anel metálico, devido à maior facilidade de inserção desse elemento nas peças de madeira;
- algumas barras rosqueadas foram inseridas com o objetivo de possibilitar uma união entre as chapas, de forma a trabalharem juntas, quando solicitadas a esforços verticais. Essas barras foram inseridas em furos com diâmetros maiores que o seu, evitando assim, que elas resistam ao esforço cortante, desde que os deslocamentos sejam pequenos.

Definido o arranjo de ligação utilizado no estudo, seguem aqui os objetivos específicos:

- avaliar métodos não-destrutivos para a determinação de propriedades físicas e mecânicas das tábuas, a partir de resultados de ensaios destrutivos;
- definir uma metodologia para a fabricação otimizada de peças de MLC com disposição seletiva das lâminas, em função de seu módulo de elasticidade;
- verificar, experimentalmente, a variação na rigidez à flexão da viga ocasionada pela redução da área da seção transversal. Redução esta, causada pelos furos necessários à inserção dos elementos de ligação;
- avaliar, experimentalmente, a ligação quando solicitada a esforços de flexão simples;
- avaliar a influência do número de parafusos auto-atarraxantes, na rigidez à flexão da viga;
- determinar, experimentalmente, a rigidez linear e a rigidez rotacional da ligação;
- analisar os valores da rigidez rotacional da ligação, obtidos a partir da formulação apresentada por Komatsu (2000);
- avaliar a importância da utilização das barras rosqueadas;
- identificar o modo de ruptura da ligação.

8

MATERIAIS E MÉTODOS

8.1. Materiais

8.1.1. Madeira

Foram utilizadas 45 tábuas de *Eucalyptus grandis* provenientes da região sul do estado da Bahia. Possuíam dimensões iniciais em torno de $(8,5 \times 3,5 \times 490,0) \text{ cm}^3$; tinham sido previamente secadas em estufa, e estavam depositadas num galpão com temperatura em torno de 20° C e umidade relativa do ar em torno de 65%. Com o objetivo de determinar as propriedades de cada tábua, elas tiveram seu comprimento reduzido de 80,0 cm, para a extração de corpos-de-prova (CPs) utilizados nos ensaios destrutivos. Após a extração dos CPs, aplainamento e desengrosso, as lâminas apresentaram dimensões nominais de $(8,0 \times 2,6 \times 410,0) \text{ cm}^3$.

8.1.2. Vigas de MLC

A partir das 45 lâminas de *Eucalyptus grandis*, foram fabricadas cinco vigas de MLC, cada uma com nove lâminas. Uma viga possuía seção transversal de $8,0 \text{ cm} \times 24,4 \text{ cm}$ e as demais $8,0 \text{ cm} \times 23,2 \text{ cm}$. O comprimento de todas elas foi de 410,0 cm. Na colagem das lâminas, empregou-se o adesivo Cascophen RS 216, fabricado pela Borden Química Ltda.

8.1.3. Elementos de ligação

Utilizaram-se três diferentes elementos de ligação:

- parafusos auto-atarraxantes de rosca soberba, fabricados com aço inox pela empresa brasileira Ciser. Segundo dados do fabricante a resistência ao escoamento é de 450 N/mm^2 e a resistência à ruptura é de 700 N/mm^2 . Quanto às dimensões dos parafusos, estão especificadas na FIG. 42-a;
- anel de cisalhamento, cortado a partir de um tubo de aço galvanizado cujas dimensões são mostradas na FIG. 42-b;
- barras rosqueadas (ver FIG. 42-c) e duas chapas metálicas fabricadas de aço de baixo carbono (SAE 1010) com resistência ao escoamento de 210 N/mm^2 ; resistência à ruptura de 380 N/mm^2 e com módulo de elasticidade de 205.000 N/mm^2 .

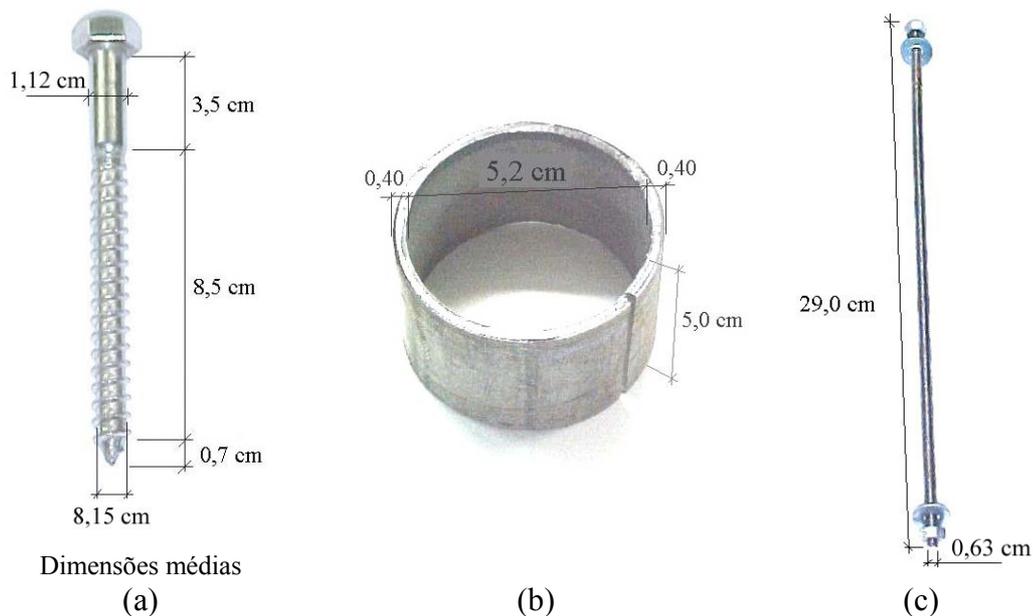


FIGURA 42 – Elementos de ligação utilizados

(a) Parafuso auto-atarraxante (b) Anel de cisalhamento (c) Barra rosqueada

8.2. Métodos

8.2.1. Fabricação da viga de MLC

Com o objetivo de fabricar cinco vigas com propriedades semelhantes e com máxima eficiência (maior resistência e rigidez) as lâminas foram posicionadas, de forma que as de menor módulo de elasticidade longitudinal se concentrassem nas regiões centrais da viga. Os módulos de elasticidade longitudinais das lâminas foram considerados iguais aos valores encontrados nos ensaios destrutivos, de compressão paralela às fibras,

realizados de acordo com a metodologia da NBR 7190 (1997) em CP extraído de cada tábuas. Foram, também, avaliados métodos não-destrutivos para a determinação do módulo de elasticidade das tábuas, com o objetivo de elaborar uma metodologia viável de ser utilizada, na prática, para a fabricação de peças de MLC.

Com os valores dos módulos de elasticidade da cada tábuas e, utilizando a metodologia apresentada por Ethington e generalizada por Carrasco (1999) para a determinação do módulo de elasticidade homogeneizado de vigas de MLC, foi feita a distribuição das lâminas nas cinco vigas. Pôde-se, então, elaborar mapas para a fabricação das vigas com o correto posicionamento das lâminas. Utilizando os referidos mapas, a ESMAD – Tecnologia e Madeira Laminada Colada²¹ fabricou as vigas. As 45 tábuas foram passadas na plaina, no desengrosso e, em seguida, distribuídas conforme o mapa de posicionamento das lâminas. Fez-se a montagem a seco (posicionando corretamente as lâminas), a colagem, a prensagem e, finalmente, a cura do adesivo. O tempo de cura foi de oito dias, sendo as dez horas iniciais destinadas à prensagem da viga.

8.2.2. Execução da ligação

O trabalho de execução da ligação foi feito de forma artesanal, com equipamentos simples e observando-se a seguinte seqüência:

- a) divisão da viga em duas partes iguais, mediante um corte vertical feito, inicialmente por um traçador e, em seguida, acertado em uma serra elétrica de bancada (FIG. 43);



FIGURA 43 – Corte na viga

²¹ Fábrica de MLC situada na região metropolitana de Belo Horizonte.

Obs.: Notar que, por este processo, não é possível garantir o contato total entre as partes da viga;

- b) furo no centro da seção transversal de cada parte da viga, através de uma furadeira elétrica horizontal de bancada (ver FIG. 44). Tal furo serviu de guia na execução das ranhuras para a introdução do anel de cisalhamento;



FIGURA 44 – Furo guia para a execução das ranhuras

- c) execução das ranhuras com profundidade suficiente para o encaixe da metade do comprimento do anel em cada uma das partes da viga. Foi utilizada a mesma furadeira elétrica horizontal com uma broca especialmente fabricada para este fim (ver FIG. 45);

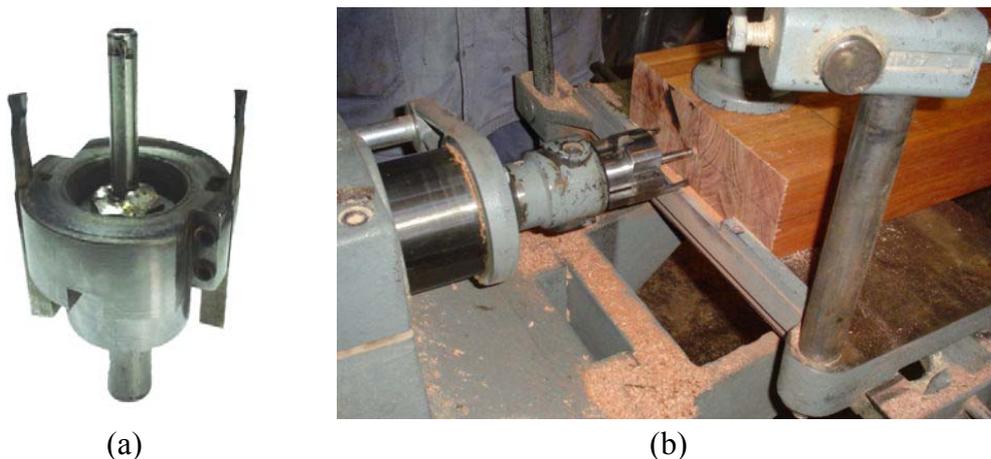


FIGURA 45 – Ranhuras para a introdução do anel de cisalhamento
(a) Broca utilizada (b) Execução

- d) posicionamento do anel de cisalhamento (ver FIG. 46) e marcação dos furos na viga para o posicionamento dos parafusos, tendo como gabarito as chapas furadas. O dimensionamento da ligação, bem como o detalhamento das chapas de aço, serão vistos no capítulo seguinte;

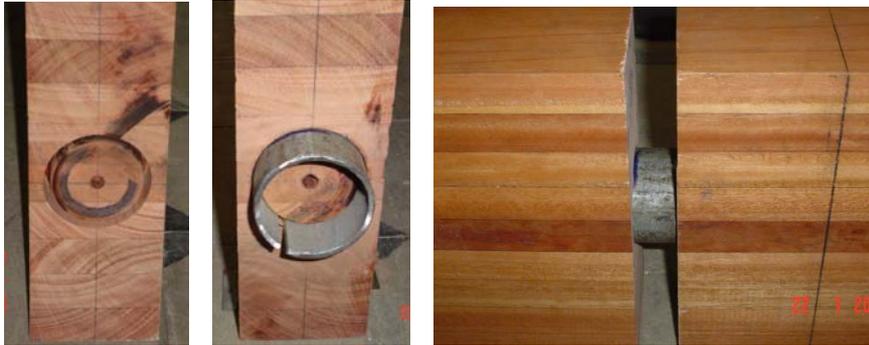


FIGURA 46 – Introdução do anel de cisalhamento e encaixe das peças

- e) execução dos furos, através de uma furadeira vertical de bancada, e inserção de todos os parafusos auto-atarraxantes e barras rosqueadas (ver FIG. 47). Para a fixação da viga na bancada, a fim de evitar vibrações excessivas, foi utilizado um grampo feito com peças de madeira e barras rosqueadas;



FIGURA 47 – Execução dos furos e inserção dos parafusos

Os furos na viga, para a inserção dos parafusos auto-atarraxantes, foram feitos com brocas de dois diâmetros diferentes: 8,0 mm e 10,0 mm (ver FIG. 48). Primeiro foi feito um furo com a broca de diâmetro de 8,0 mm e comprimento de 10,5 cm, ou seja, o comprimento do parafuso auto-atarraxante menos o da sua ponta e menos a

espessura da chapa de aço. Este furo foi alargado com a broca de diâmetro de 10 mm e por um comprimento igual a 2,0 cm, que é o comprimento da haste não rosqueada menos a espessura da chapa de aço.

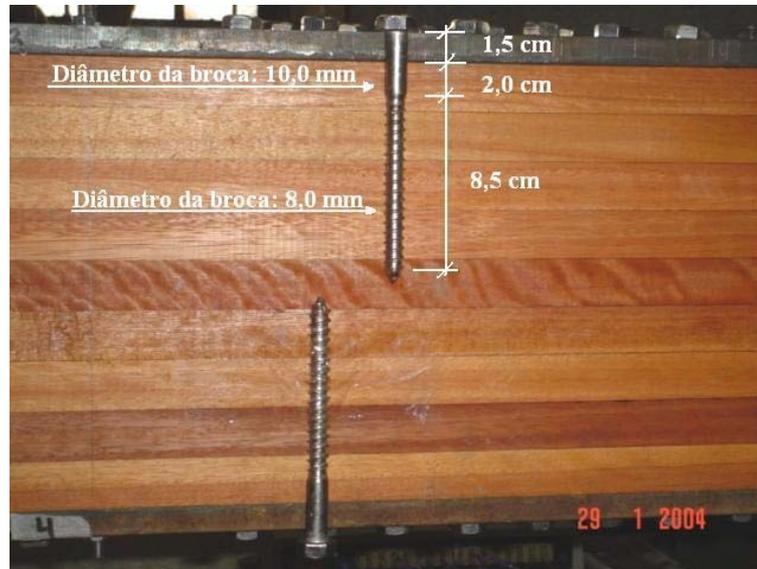


FIGURA 48 – Pré-furação para a inserção dos parafusos auto-atarraxantes

Os parafusos auto-atarraxantes foram inseridos com uma chave de catraca e, para facilitar a inserção, foram revestidos com parafina.

Para a inserção das barras rosqueadas, os furos na viga foram feitos com brocas de diâmetro de 10,0 mm, visando deixá-las livres para o movimento longitudinal, trabalhando apenas no sentido vertical.

8.2.3. Metodologia experimental

A parte experimental deste trabalho está dividida em duas etapas. Na primeira se encontram todos os ensaios realizados para a caracterização da madeira. Na segunda estão todos os ensaios para a determinação das propriedades das vigas com e sem a ligação.

Os ensaios realizados durante a fabricação da viga de MLC tiveram o objetivo de caracterizar as lâminas da madeira e, a partir desta caracterização, fabricar vigas com propriedades semelhantes e com o melhor desempenho possível. Uma preocupação

sempre presente foi a utilização de procedimentos simples e de possível realização na prática, já que apenas a classificação visual das tábuas é utilizada para a fabricação de peças de MLC na ESMAD – Tecnologia e Madeira Laminada Colada. Foram testados métodos não-destrutivos para a determinação de algumas propriedades das tábuas, tais como: teor de umidade, densidade e módulo de elasticidade.

Com o objetivo de determinar experimentalmente a rigidez das vigas, foram realizados ensaios de flexão estática. A rigidez e a resistência da viga com a ligação foram também avaliadas através de ensaios de flexão estática.

8.2.3.1. Ensaios de caracterização da madeira

Os ensaios iniciais não-destrutivos de caracterização das tábuas foram realizados no galpão da ESMAD – Tecnologia e Madeira Laminada Colada. Já os ensaios destrutivos de corpos-de-prova extraídos das tábuas foram realizados no Laboratório de Análise Experimental do Departamento de Estruturas da Escola de Engenharia de UFMG – LAEES.

8.2.3.1.1. Ensaios não-destrutivos nas tábuas

Os ensaios não-destrutivos realizados nas tábuas serão descritos a seguir.

a) Classificação visual e identificação das tábuas

O primeiro ensaio realizado foi a classificação visual das tábuas. A partir de um lote de 1,0 m³ de tábuas de *Eucalyptus grandis*, foram selecionadas 45, isentas de defeitos visualmente perceptíveis, tais como: rachaduras, nós e fibras retorcidas. Selecionadas as tábuas, passou-se à identificação das mesmas, utilizando números seqüenciais.

b) Determinação da densidade aparente de campo

A densidade aparente de campo foi determinada a partir da relação entre a massa e o volume de cada tábua. A massa foi medida utilizando-se uma balança fabricada pela Marte Balanças e Aparelhos de Precisão Ltda, modelo LC50, capacidade de 50 kg e precisão de 0,01 kg (FIG. 49).



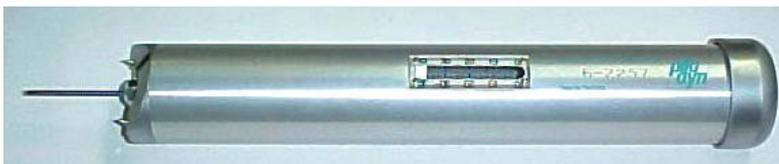
FIGURA 49 - Balança Marte LC50

Para cada tábua, as medidas de comprimento, largura e espessura foram tomadas como média de, pelo menos, dois valores e com precisão de 0,1 cm.

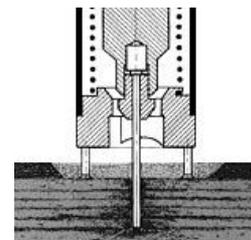
Após a pesagem e medição das tábuas, elas foram cortadas em uma serra elétrica de bancada, de forma a se extrair a madeira a ser utilizada nos ensaios destrutivos. Cuidado especial, nesta etapa, foi dado à identificação correta tanto das tábuas quanto dos pedaços de madeira. Nas tábuas com comprimento de 410,0 cm foram realizados os ensaios não-destrutivos.

c) Determinação da densidade aparente através de ensaio não-destrutivo com o Pilodyn

Um ensaio não-destrutivo de fácil realização e de resultados satisfatórios, conforme a bibliografia consultada para a determinação da densidade da madeira, é realizado com o aparelho Pilodyn fabricado pela Proceq SA. Consiste ele na cravação de uma haste de metal na madeira e, ainda, na leitura do comprimento de penetração, através de uma escala acoplada ao aparelho (FIG. 50).



(a)



(b)

FIGURA 50 – Pilodyn
(a) Aparelho (b) Cravação da haste na madeira.

Em cada tábua foram realizadas cinco medidas do comprimento de penetração da haste do Pilodyn, conforme mostra FIG. 51.

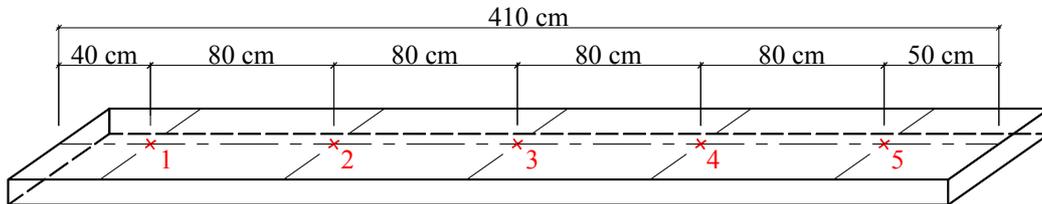


FIGURA 51 – Pontos onde foi cravada a haste do Pilodyn ao longo da tábua

d) Determinação da umidade das tábuas

Para a medição do teor de umidade ao longo das tábuas, foi utilizado o aparelho de contato Aquameter M-70, fabricado pela James Instruments Inc. (ver FIG. 52). Este aparelho possui sensibilidade, garantida pelo fabricante, de 0,1% e determina o teor de umidade da madeira através de sensores eletromagnéticos.



FIGURA 52 – Aquameter M-70

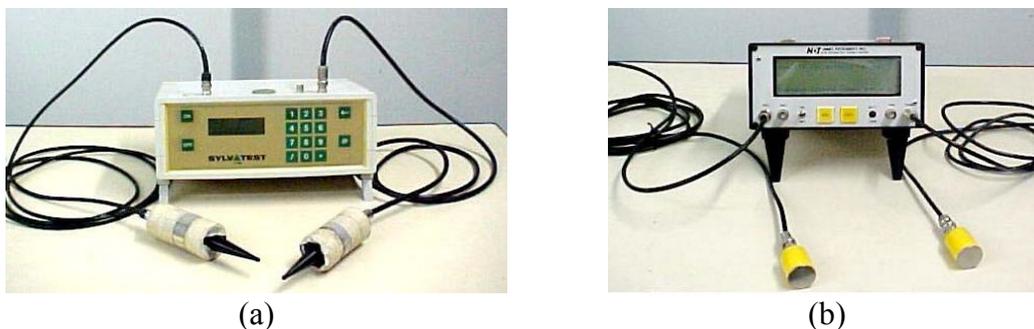
O teor de umidade da madeira foi medido em cinco pontos ao longo de cada tábua, na mesma região onde foi cravada a haste do Pilodyn. O aparelho foi previamente calibrado em CPs da mesma espécie de madeira.

e) Medição do tempo de propagação de ondas ultra-sônicas nas tábuas

Conforme visto na revisão bibliográfica, uma maneira bastante utilizada para a determinação do módulo de elasticidade da madeira, por ensaios não destrutivos, é a técnica de ultra-som.

Com o objetivo de determinar o módulo de elasticidade de cada tábua, foram feitas leituras dos tempos de propagação de ondas ultra-sônicas em cada uma delas. Foram

testados dois modelos de aparelhos de ultra-som: o fabricado pela James Instrument Inc., com transdutores de 150 kHz; e o Sylvatest, com transdutor de 30 kHz (FIG. 53).



(a) Sylvatest (b) James Instrument com transdutor de 150 kHz

FIGURA 53 – Aparelhos de ultra-som

A metodologia utilizada nos ensaios de medição do tempo de propagação de ondas ultra-sônicas foi baseada em ensaios preliminares, conforme o APÊNDICE A.

Nos ensaios realizados com o Sylvatest, os transdutores foram posicionados nos topos das seções externas da viga, separados por distância de aproximadamente 410,0 cm. Duas medidas da velocidade do pulso foram feitas em cada tábua, conforme FIG. 54.

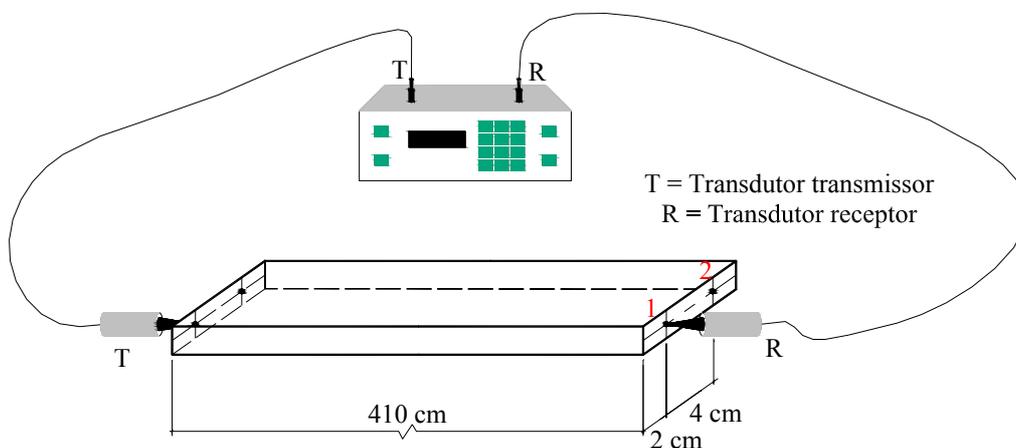


FIGURA 54 – Posicionamento dos transdutores do Sylvatest na tábua

O aparelho de ultra-som fabricado pela James Instrument Inc. com transdutores de 150 kHz foi utilizado para determinar a velocidade do pulso em cinco pontos ao longo das lâminas. Os transdutores foram posicionados separados por uma distância de 40,0 cm, tendo como centro os pontos onde foi cravada a haste do Pilodyn (ver FIG. 55).

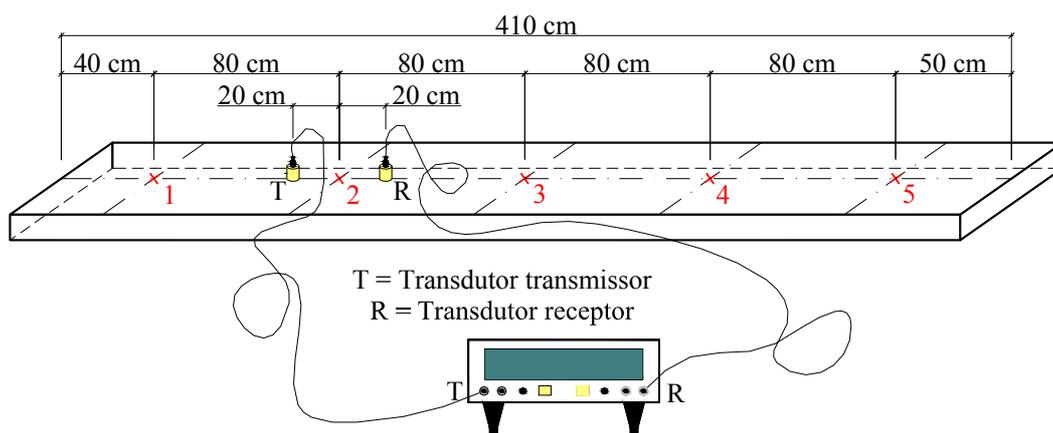


FIGURA 55 – Posicionamento dos transdutores de 150 kHz do James

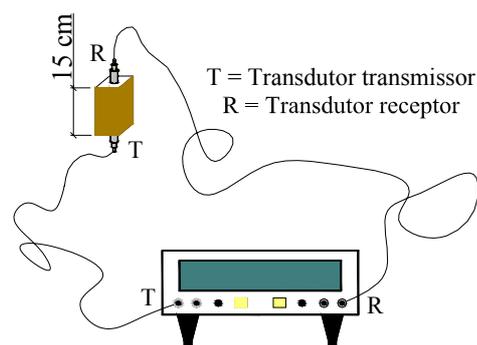
Visando eliminar a presença do ar, que não é bom condutor das ondas ultra-sônicas, foi utilizada uma pasta de silicone entre os transdutores do James e a madeira. Os transdutores do Sylvastest dispensam a utilização de silicone devido ao seu design.

f) Medição do tempo de propagação de ondas ultra-sônicas em corpos-de-prova

Em cada CP do ensaio destrutivo de compressão paralela às fibras para a determinação do módulo de elasticidade longitudinal (ver FIG. 59), foram feitas duas medidas do tempo de propagação de ondas ultra-sônicas, uma em cada parte delimitada pela lâmina de cola, utilizando o aparelho fabricado pela James Instrument Inc. e um transdutor de 500 kHz (FIG. 56).



(a)



(b)

FIGURA 56 – Ultra-som fabricado pela James com transdutores de 500 kHz
(a) Aparelho (b) Posicionamento dos transdutores no corpo-de-prova

8.2.3.1.2. Ensaio destrutivo em corpos-de-prova

Os ensaios destrutivos foram realizados a partir dos pedaços de madeira extraídos das tábuas, e seguiram as prescrições da NBR 7190 (1997). Os ensaios realizados são apresentados a seguir.

a) Densidade da madeira

De cada tábua foi retirado um CP para a determinação da densidade básica e aparente da madeira com o teor de umidade inicial do corpo-de-prova. Foi utilizada uma balança fabricada pela Marte Balanças e Aparelhos de Precisão Ltda, modelo AL500, capacidade de 500 g e precisão de 0,001 g. A estufa usada para a secagem dos CPs foi fabricada pela Nova Ética, modelo 400/1ND e precisão de $\pm 0,2^\circ \text{C}$ (ver FIG. 57). As dimensões dos CPs foram medidas com o paquímetro digital fabricado pela Mitutoyo, precisão de 0,01 mm.



(a)



(b)

FIGURA 57 – Aparelhos para ensaios de densidade e umidade
(a) Balança AL500 (b) Estufa

b) Teor de umidade da madeira

O teor de umidade foi determinado nos mesmos CPs utilizados nos ensaios para a determinação da densidade da madeira.

c) Compressão paralela às fibras da madeira

Para a determinação da resistência à compressão paralela, foram realizados ensaios em um CP extraído de cada tábua. Os CPs possuíam seção transversal nominal quadrada de lados iguais a 3,0 cm e comprimento nominal de 9,0 cm.

Esses ensaios foram realizados numa máquina universal da marca EMIC com capacidade de 300 kN (ver FIG. 58).



FIGURA 58 – Máquina universal com capacidade de 300 kN

O carregamento aplicado foi monotônico crescente com uma taxa de 10 MPa/min, conforme a prescrição da NBR 7190 (1997). A carga de ruptura encontrada foi empregada para a determinação do diagrama de carregamento utilizado nos ensaios de compressão paralela às fibras, visando a determinação do módulo de elasticidade.

d) Módulo de elasticidade à compressão paralela às fibras

O módulo de elasticidade à compressão paralela às fibras foi determinado em um CP de cada tábua com seção transversal nominal quadrada de lados iguais a 5,0 cm e comprimento nominal de 15,0 cm. Como a espessura das tábuas era menor que 5,0 cm, os CPs foram fabricados pela colagem de duas partes da mesma tábua, conforme FIG. 59.

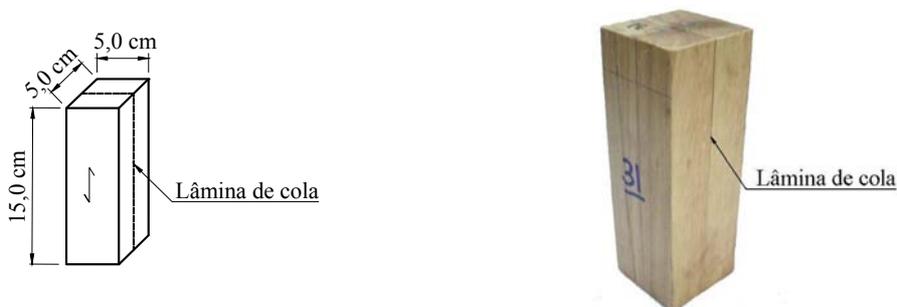


FIGURA 59 – Corpo-de-prova para ensaio de compressão paralela às fibras

Estes ensaios também foram realizados na máquina universal da marca EMIC com capacidade de 300 kN. A carga foi aplicada, conforme a prescrição da NBR 7190 (1997), com dois ciclos de carga e descarga (ver FIG. 60) e com uma taxa de carregamento igual a 10 MPa/min.

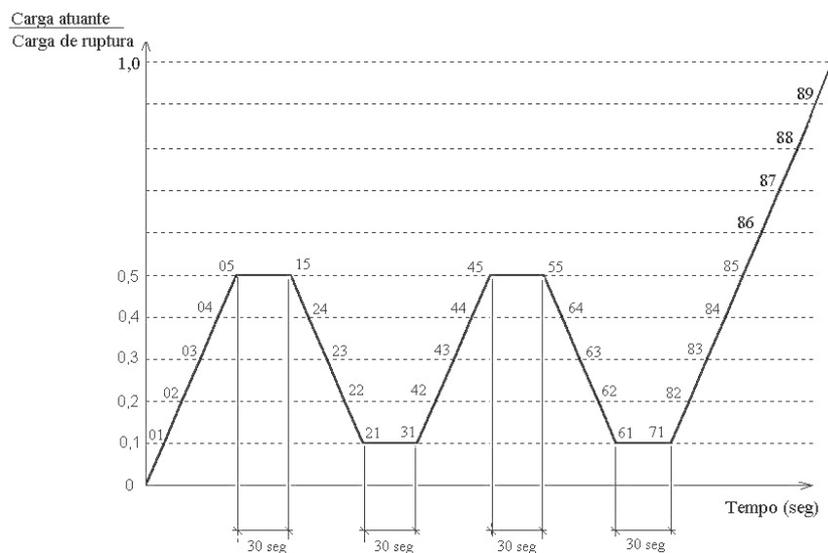


FIGURA 60 – Diagrama de carregamento
FONTE: NBR-7190, 1997, p. 79.

Os deslocamentos foram medidos através de extensômetros fixados em dois lados opostos do CP com auxílio de uma borracha, conforme FIG. 61.



FIGURA 61 – Arranjo para ensaio de compressão paralela às fibras

Os deslocamentos foram medidos até 70% da carga de ruptura prevista, quando, por medida de segurança, os extensômetros foram retirados. As deformações foram determinadas dividindo-se os deslocamentos medidos pelo comprimento padrão dos

extensômetros (100 mm). Quanto ao módulo de elasticidade, este foi admitido numericamente igual à inclinação da reta de regressão linear, no gráfico da tensão em função da deformação. O intervalo levado em consideração foi 10% e 50% da carga de ruptura ou da carga prevista, conforme o caso.

e) Cisalhamento na direção paralela às fibras

O ensaio de cisalhamento na direção paralela às fibras da madeira foi realizado em um CP com as dimensões prescritas na NBR 7190 (1997). Os CPs para o ensaio de cisalhamento foram fabricados a partir da colagem de duas partes de madeira, assim como o CP do ensaio de compressão paralela para a determinação do módulo de elasticidade (ver FIG. 62).

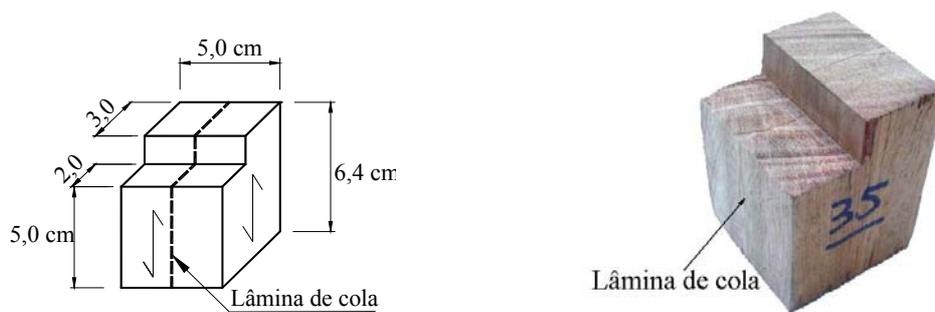


FIGURA 62 – Corpo-de-prova para ensaio cisalhamento

Tais ensaios também foram realizados numa máquina universal da marca EMIC, com capacidade de 300 kN. Os CPs foram posicionados em um suporte especialmente desenvolvido para isto (ver FIG. 63).

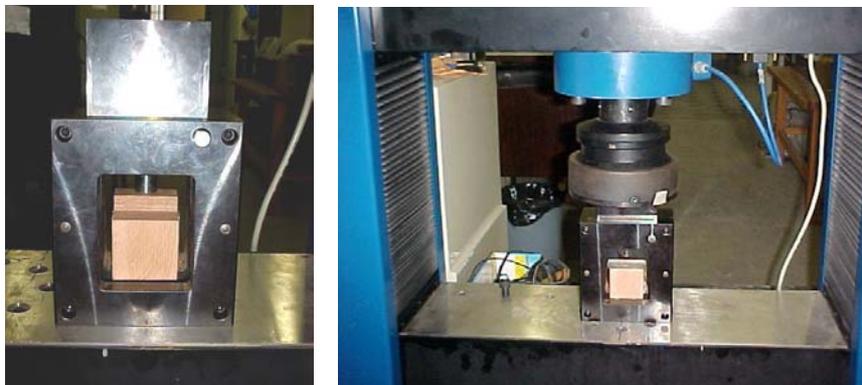


FIGURA 63 – Suporte para ensaio de cisalhamento

O carregamento aplicado foi monotônico crescente com uma taxa de 2,5 MPa/min, conforme prescrição da NBR 7190 (1997).

f) Cisalhamento na lâmina de cola na direção paralela às fibras

Com o objetivo de avaliar a adesão das lâminas, foram extraídos CPs, de uma das vigas, após sua ruptura, para a realização de ensaios de cisalhamento na linha de cola. Esses ensaios foram realizados da mesma forma que os de cisalhamento descritos no item anterior. A única exceção foi na fabricação dos CP, conforme indica FIG. 64.



FIGURA 64 – Corpos-de-prova para ensaio de cisalhamento na lâmina de cola

g) Tração normal à lâmina de cola

Também foram realizados ensaios de tração normal à lâmina de cola para a verificação da sua resistência. Os CPs foram fabricados conforme prescrições da NBR 7190 (1997) e os ensaios, realizados na mesma máquina universal, com uma célula de carga de 50 kN. Afixaram-se os CPs em duas garras, conforme FIG. 65.



FIGURA 65 – Arranjo para ensaio de tração normal às fibras

8.2.3.2. Ensaios de flexão estática nas vigas de MLC

Nas cinco vigas de MLC foram realizados ensaios não-destrutivos de flexão estática objetivando-se determinar as linhas elásticas experimentais, a partir das quais determinou-se o módulo de elasticidade experimental de cada uma das vigas.

Em uma das vigas, foram ainda realizados ensaios de flexão estática com todos os furos necessários à inserção dos elementos de ligação. O objetivo desses ensaios foi avaliar a influência dos furos no módulo de elasticidade experimental da viga.

A ligação escolhida para o estudo (FIG. 66) foi executada em uma das cinco vigas de MLC, na qual foram realizados ensaios de flexão estática variando o número de parafusos. O objetivo disso foi analisar a influência do número de parafusos na rigidez experimental dessa viga. Acrescentou-se mais um ensaio de flexão estática até a ruptura, com o fim de verificar a carga máxima atingida e o modo de ruptura dominante.

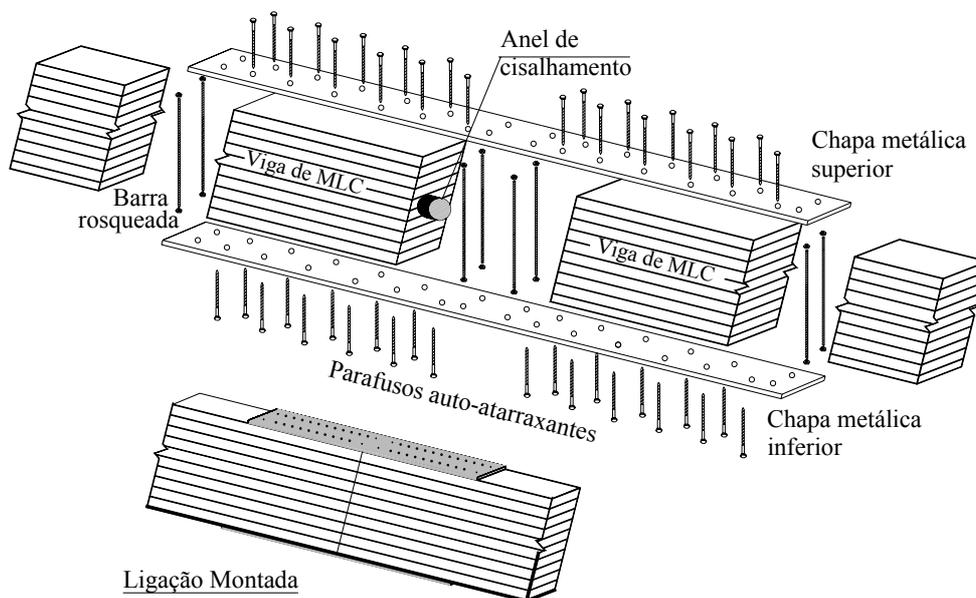


FIGURA 66 – Arranjo de ligação a ser estudado

Fonte: Adaptado a partir de Komatsu (2000)

Na falta de um procedimento normativo para a realização do ensaio de flexão em vigas de madeira em escala natural, adaptou-se um novo procedimento a partir do ensaio de flexão estática em CPs descrito na NBR 7190 (1997) somado ao ensaio de ligações entre peças de madeira, em escala natural descrito no projeto de norma australiana

(Timber – Methods for evaluation of mechanical joint systems - AS BBBB, 1997). A metodologia utilizada nos ensaios de flexão estática e a instrumentação das vigas serão descritas a seguir.

8.2.3.2.1. Aplicação do carregamento

Em todos os ensaios de flexão estática, procurou-se aplicar o mesmo carregamento, visando uma melhor comparação entre os resultados. Esse carregamento consistiu de uma força concentrada e posicionada a 60 cm da seção central (conforme FIG. 67, esquerda), por estar a ligação localizada no meio da viga e a chapa de ligação ter comprimento de 112 cm. Desta maneira, a ligação estaria solicitada a esforço cortante e momento fletor, e a carga não estaria situada sob a chapa de ligação.

A carga foi aplicada através de um cilindro hidráulico controlado por uma bomba elétrica. A vazão de óleo da bomba define a velocidade de aplicação de carga; e esta, por sua vez, pode ser controlada manualmente. Buscou-se, com o auxílio de um cronômetro, uma taxa de carregamento de 10 MPa/min na seção mais solicitada. Devido às dificuldades no controle de aplicação da carga – processo manual – aplicou-se apenas um ciclo de carga e descarga.

Para todos os ensaios de flexão estática, foi estimada uma carga máxima mediante um dimensionamento, em situação de ruptura. A partir da menor carga de ruptura estimada (F_{rup}), pôde-se determinar o diagrama de carregamento para todos os ensaios, conforme FIG. 67.

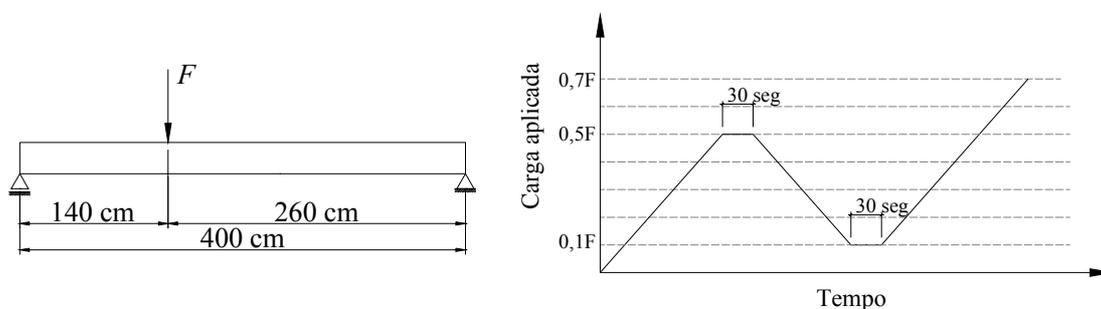


FIGURA 67 – Esquema e diagrama de carregamento para os ensaios de flexão estática

8.2.3.2.2. Aparelhos utilizados

Os ensaios de flexão estática foram realizados num pórtico de reação com capacidade de 300 kN e equipado com um cilindro hidráulico controlado por uma bomba elétrica para a aplicação do carregamento, conforme FIG. 68.



FIGURA 68 – Pórtico e bomba elétrica

Para a instrumentação da viga nos ensaios de flexão, foram utilizados os seguintes aparelhos:

- Uma célula de carga fabricada pela Sensotec, modelo 41/0573-02, capacidade de 100 kN (ver FIG. 69-a);
- Uma célula de carga fabricada pela Líder Balanças, modelo CS, capacidade de 50 kN (ver FIG. 69-b);



FIGURA 69 – Células de carga
(a) Célula de carga de 100 kN (b) Célula de carga de 50 kN

- c) Quatro transdutores de deslocamento (DTs) fabricados pela Kyowa, modelo 100A (FIG. 70-a);
- d) Dois DTs de alta precisão fabricados pela Kyowa, modelo DTH-A-50 (FIG. 70-b);
- e) Dois DTs fabricados pela TLM, modelo PI-2-50 (FIG. 70-c);

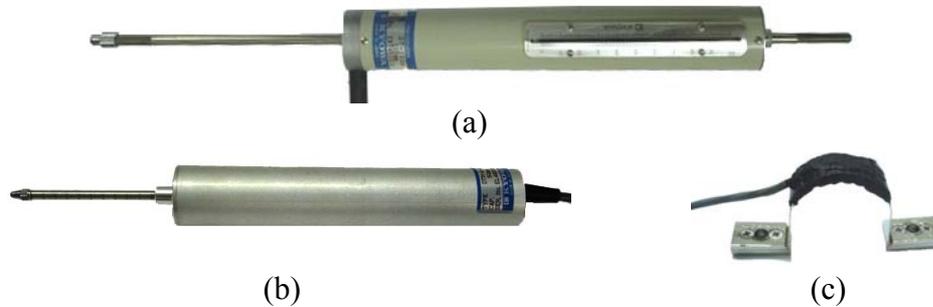


FIGURA 70 – Transdutores de deslocamento
 (a) DT-100A (b) DTH-A-50 (c) PI-2-50

- f) Um DT fabricado no LAEES, a partir de quatro extensômetros da marca Kyowa, modelo KFG-2-120-C1-11, ligados em ponte completa (FIG. 71-a);
- g) Um DT fabricado pela TLM, modelo KG-5A (FIG. 71-b);



FIGURA 71 – Outros transdutores de deslocamento
 (a) Fabricado no LAEES (b) KJ-5A

- h) Duas barras rosqueadas, cada uma instrumentada com um extensômetro fabricado pela Kyowa, modelo KFG-1.5-120-C20-11 (FIG. 72). Os extensômetros foram inseridos em um furo feito na barra rosqueada com broca de diâmetro de 3,2 mm e comprimento de aproximadamente 20,0 mm. Para a colagem dos extensômetros foi utilizado o adesivo EP-18 fabricado pela Kyowa.

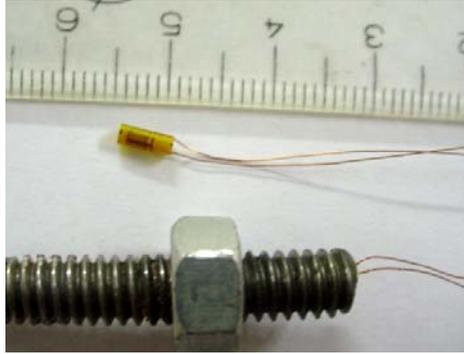


FIGURA 72 – Extensômetro e extensômetro na barra rosqueada

Todas as recomendações da Kyowa para a colagem do extensômetro foram seguidas, e serão resumidas a seguir:

- limpeza do furo na barra, utilizando uma solução à base de acetona e uma seringa;
 - secagem do furo na superfície por um período de uma hora com temperaturas em torno de 20° C;
 - fixação da barra rosqueada em uma base magnética, tendo o furo na parte superior;
 - preparação do adesivo seguida da colagem do extensômetro. Após a colocação de um pouco de adesivo, o extensômetro é inserido e o furo, totalmente preenchido com ele;
 - o adesivo foi curado por um período de 24 horas à temperaturas ambiente em torno de 20° C.
- i) Sistema de Aquisição de Dados ADS-2000 da Linux composto de um gabinete (SF2033), uma placa de rede Ethernet, um cabo de rede UTP CAT5 com pinagem cruzada e um notebook. No gabinete estão localizados o módulo controlador (AC-2122) e o módulo condicionador (AI-2160). O módulo AC-2122 possui um conector de rede (RJ45) que permite sua conexão com a placa de rede instalada no notebook através do cabo UTP CAT5 (ver FIG. 73).

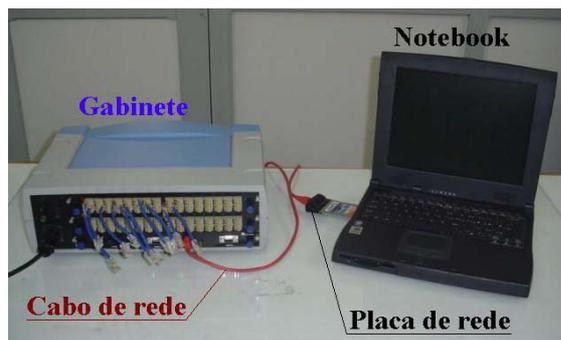


FIGURA 73 – Sistema de Aquisição de Dado ADS-2000

Todos os instrumentos apresentados foram ligados ao sistema ADS-2000. A coleta e parte do tratamento de dados foram realizados através do programa Aqdados 7.0, instalado no notebook.

O tratamento de dados no programa Aqdados 7.0 consistiu de uma filtragem passa-baixas (frequências de corte de 60 Hz) e de uma redução do número de dados coletados através de substituição de cinco valores por sua média.

8.2.3.2.3. Conexão e configuração dos canais de entrada do ADS-2000

O sistema ADS-2000 conta com 36 canais, cada qual com um conector de entrada para sinais analógicos. Em cada conector existem quatro pontos para alojamento dos fios provenientes dos sensores utilizados. Cada ponto para alojamento dos fios tem uma função específica, conforme mostra FIG. 74.

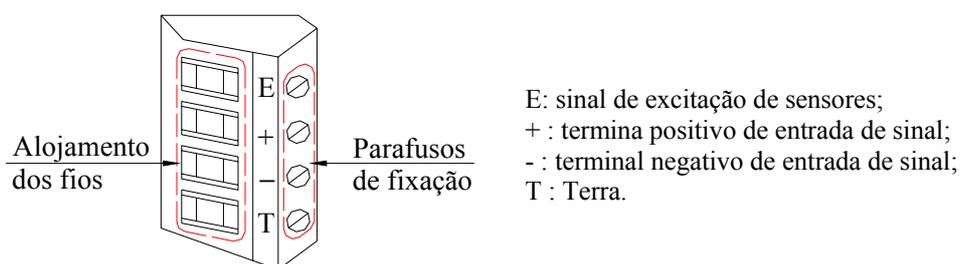


FIGURA 74 – Conector de entrada de sinais no ADS-2000

Para cada canal de entrada existe um circuito na placa AI-2160 que pode ser configurado, através de jumpers, para receber diferentes sensores. Nos ensaios de flexão, os aparelhos de medida foram sempre posicionados no mesmo canal. Portanto,

os canais foram configurados apenas uma vez. Todos os aparelhos utilizados possuíam sensores compostos por quatro extensômetros elétricos em circuito ponte completa de Wheatstone, exceto as barras rosqueadas, que possuíam apenas um extensômetro elétrico. A tabela seguinte mostra um resumo das configurações dos canais e das propriedades dos sensores de cada aparelho.

TABELA 13
Propriedades dos aparelhos para conexão no ADS-2000

Número do canal de entrada	Aparelho conectado	Configuração do sensor do aparelho	Resistência (Ω)	Voltagem de excitação (V)	Esquema da conexão
01	Célula de carga modelo 41/0573-02 (100 kN)	Ponte Completa	350	5,0	FIG. 75
02	Célula de carga modelo CS (50 kN)	Ponte Completa	350	5,0	FIG. 75
03	DT-1 (modelo 100A)	Ponte Completa	120	2,0	FIG. 75
04	DT-2 (modelo 100A)	Ponte Completa	120	2,0	FIG. 75
05	DT-3 (modelo 100A)	Ponte Completa	120	2,0	FIG. 75
06	DT-4 (modelo 100A)	Ponte Completa	120	2,0	FIG. 75
07	DT-5 (DTH-A-50)	Ponte Completa	350	5,0	FIG. 75
08	DT-6 (DTH-A-50)	Ponte Completa	350	5,0	FIG. 75
09	DT-7 (modelo PI-2-50)	Ponte Completa	350,9	2,0	FIG. 75
10	DT-8 (modelo PI-2-50)	Ponte Completa	350,9	2,0	FIG. 75
11	DT-9 (fabricado no LAEES)	Ponte Completa	120	2,0	FIG. 75
11	DT-9 (modelo KG-5A)	Ponte Completa	350	2,0	FIG. 75
12	Barra + extensômetro 1	$\frac{1}{4}$ de ponte	119,6	2,0	FIG. 76
13	Barra + extensômetro 2	$\frac{1}{4}$ de ponte	119,6	2,0	FIG. 76

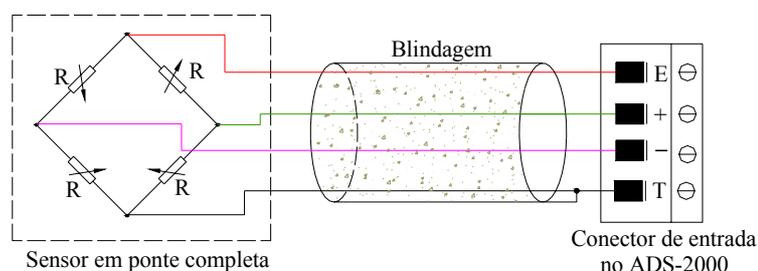


FIGURA 75 – Conexão de sensor em ponte completa

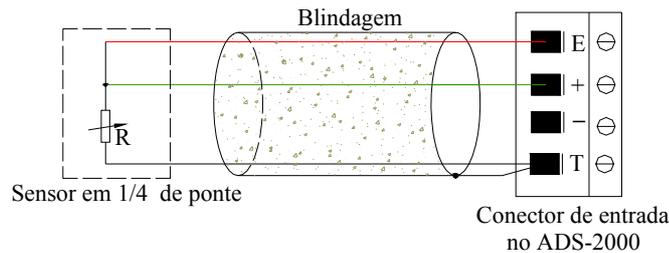


FIGURA 76 – Conexão de sensor em 1/4 de ponte

8.2.3.2.4. Calibração dos aparelhos

Para todos os sensores utilizados, exceto os extensômetros nas barras rosqueadas, foi feita no Aqdados 7.0 uma calibração de cada canal de entrada, utilizando-se uma regressão linear. Em tal método são inseridos pares de valor (tensão na entrada do canal e valor na unidade de engenharia) que, através de uma regressão linear no Aqdados 7.0, são utilizados para a determinação do fundo de escala do canal. A constante de calibração obtida nunca apresentou correlação inferior a 98%.

As células de carga foram calibradas na máquina universal fabricada pela EMIC, (modelo DL 3000, capacidade de 300 kN). Os DTs 100A e os DTH-A-50 foram calibrados a partir de suas próprias escalas. Os transdutores de deslocamento PI-2-50, KG-5A e o fabricado no LAEES foram calibrados com o auxílio de um paquímetro digital fabricado pela Mitutoyo, precisão de 0,01 mm.

Fornecido o valor de engenharia (V_{eng} , EQ. 6), a calibração dos extensômetros inseridos nas barras rosqueadas foi feita automaticamente pelo Aqdados 7.0.

$$V_{eng} = \frac{R_g}{k \cdot (R_g + R_{cal})} = 996,61 \mu\epsilon \quad (996,61 \times 10^{-6}) \quad (6)$$

sendo R_g a resistência do extensômetro ($R_g = 119,6 \Omega$), K a constante de extensômetro ($K = 1,93$) e R_{cal} a resistência da placa condicionadora ($R_{cal} = 62060 \Omega$).

O sentido positivo adotado para os DTs 1, 2, 3, 4, 5 e 6 foi o de compressão da haste. Para os demais DTs, o sentido positivo foi o de fechamento.

8.2.3.2.5. Arranjos e instrumentação dos ensaios de flexão estática

Os arranjos e as instrumentações dos ensaios realizados serão especificados a seguir.

a) Ensaio de flexão estática nas vigas de MLC

O ensaio de flexão foi realizado na viga bi-apoiada com um apoio fixo e outro móvel, contraventada lateralmente por vínculos de garfo posicionados conforme FIG. 77. O vão livre entre os apoios foi de 400,0 cm.

A força aplicada foi controlada através da célula de carga com capacidade de 100 kN posicionada sob o cilindro hidráulico, para melhor aplicação da carga, foram utilizadas uma rótula e uma chapa metálica sob a célula de carga. Já sob o apoio fixo, foi posicionada a célula de carga com capacidade de 50 kN. Medições do deslocamento vertical, com uma taxa de 60 amostras por segundo, foram realizadas em quatro pontos através dos DTs 100A. Para visualização da instrumentação da viga nos ensaios de flexão estática, ver FIG. 77 e 78.

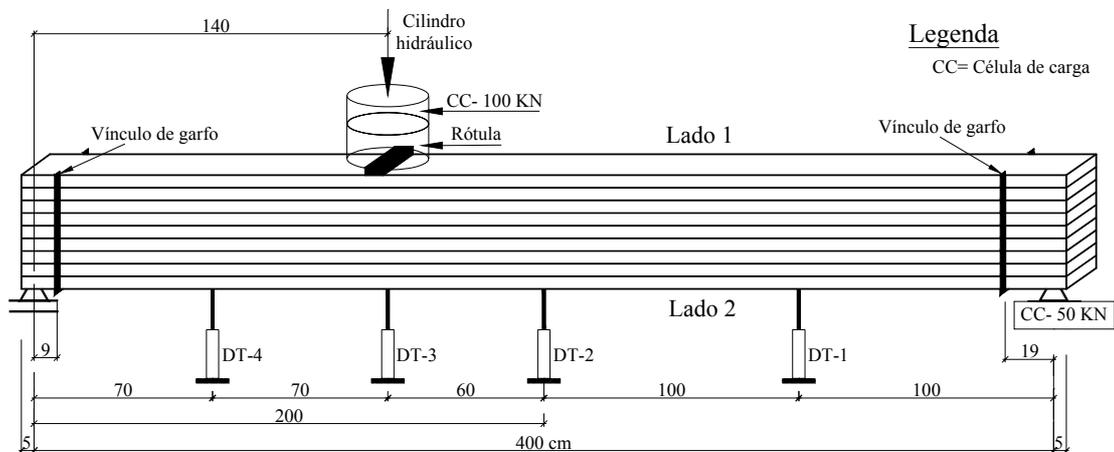


FIGURA 77 – Arranjo para ensaio de flexão estática nas vigas de MLC



FIGURA 78 – Ensaio de flexão estática nas vigas de MLC

Em cada uma das cinco vigas de MLC, foram feitos dois ensaios de flexão estática com o mesmo arranjo apresentado anteriormente. A viga foi ensaiada com a carga aplicada no lado 1 e, após este ensaio, girada de 180° em torno do seu eixo longitudinal e ensaiada novamente com a carga aplicada no lado 2.

b) Ensaios de flexão estática na viga de MLC com furos para inserção dos elementos de ligação

Em uma das cinco vigas de MLC (V3) foram feitos todos os furos necessários à introdução dos elementos de ligação, e nela realizados dois ensaios de flexão estática, conforme descrito no item anterior. Para a visualização deste ensaio, ver FIG. 79.



FIGURA 79 – Ensaio de flexão estática nas vigas de MLC com os furos

c) Ensaio de flexão estática na viga com a ligação

Executada a ligação na viga 5 (V5), foram realizados ensaios de flexão estática com variados números de parafusos. Após cada ensaio, oito parafusos auto-atarraxantes foram retirados, e um novo ensaio de flexão, realizado. A instrumentação realizada foi a descrita a seguir:

Além das células de carga e dos DTs para o monitoramento dos deslocamentos verticais já citados anteriormente, foram colocados dois DTs (modelo DTH-A-50) para controle do deslocamento horizontal relativo entre as chapas metálicas e a viga de madeira (DT5 e DT6, FIG. 72). Os deslocamentos horizontais, na seção central, foram monitorados por três DTs, dois destes do modelo PI-2-50 (DT7, DT8, FIG. 72). O terceiro DT (DT9, FIG. 72) foi inicialmente o fabricado no LAEES, devido à perda de um de seus extensômetros durante os ensaios, ele teve de ser substituído por outro (modelo KG-5A). Um esquema da instrumentação utilizada é apresentado nas FIG. 80 e 81.

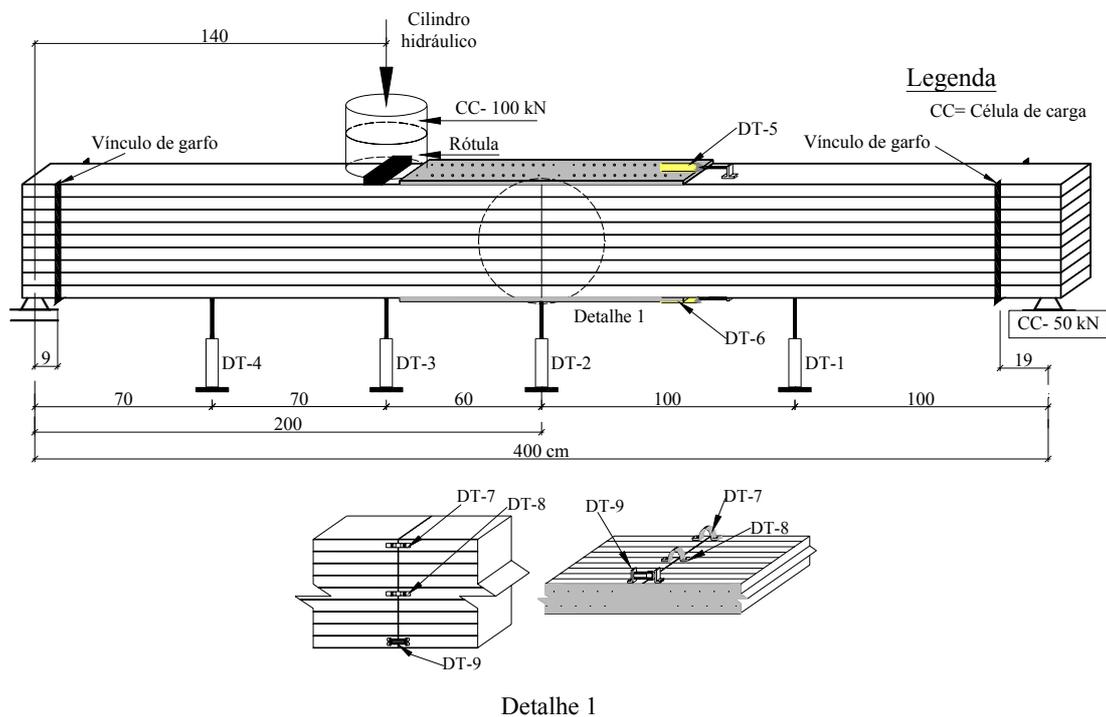


FIGURA 80 – Arranjo para ensaios de flexão estática na viga com ligação

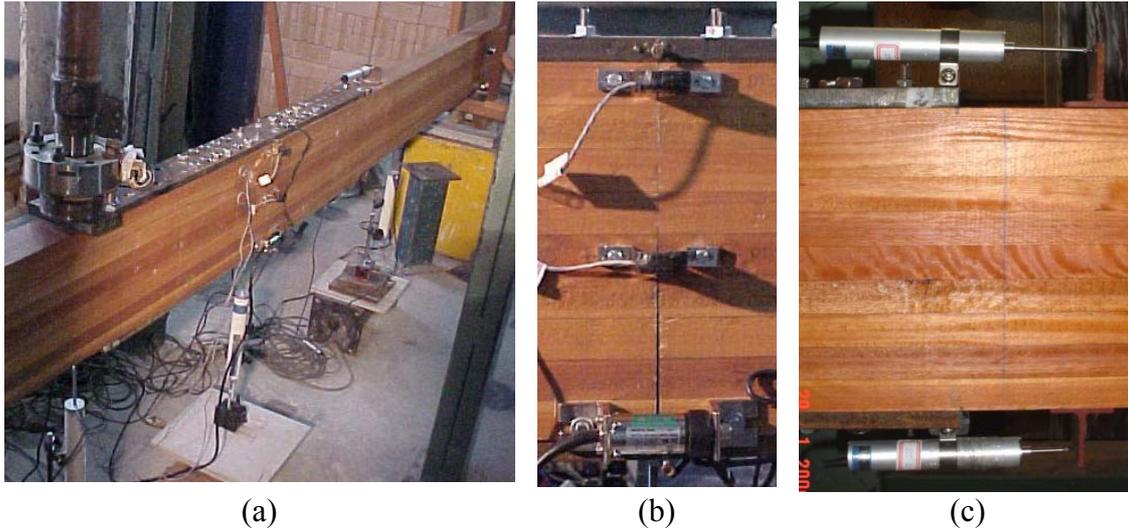


FIGURA 81 – Ensaio de flexão estática nas vigas de MLC com ligação
 (a) Visão geral (b) Detalhe dos DTs na seção da ligação (DT-6, DT-7 e DT-8)
 (c) Detalhe dos DTs horizontais (DT-5 e DT-6)

d) Ensaio destrutivo de flexão estática na viga

Em substituição à célula de carga para o controle do carregamento, foi utilizado um anel dinamométrico com capacidade de 300 kN (FIG 82-a), sob o apoio fixo, e mantida a célula de carga com capacidade de 50kN. Foram retirados os DTs para o controle do deslocamento horizontal e os medidores de abertura na seção central e, mantidos os DTs para o monitoramento dos deslocamentos verticais.

Os DTs verticais foram posicionados afastados da viga, visando evitar danos com a sua ruptura. A medição dos deslocamentos foi feita através de um fio de nylon amarrado aos DTs e fixados na viga através de pregos, e os DTs, presos a suportes metálicos independentes através de bases magnéticas. Também foi utilizada uma roldana para o direcionamento dos fios, conforme pode ser visto no esquema da FIG. 82-b.

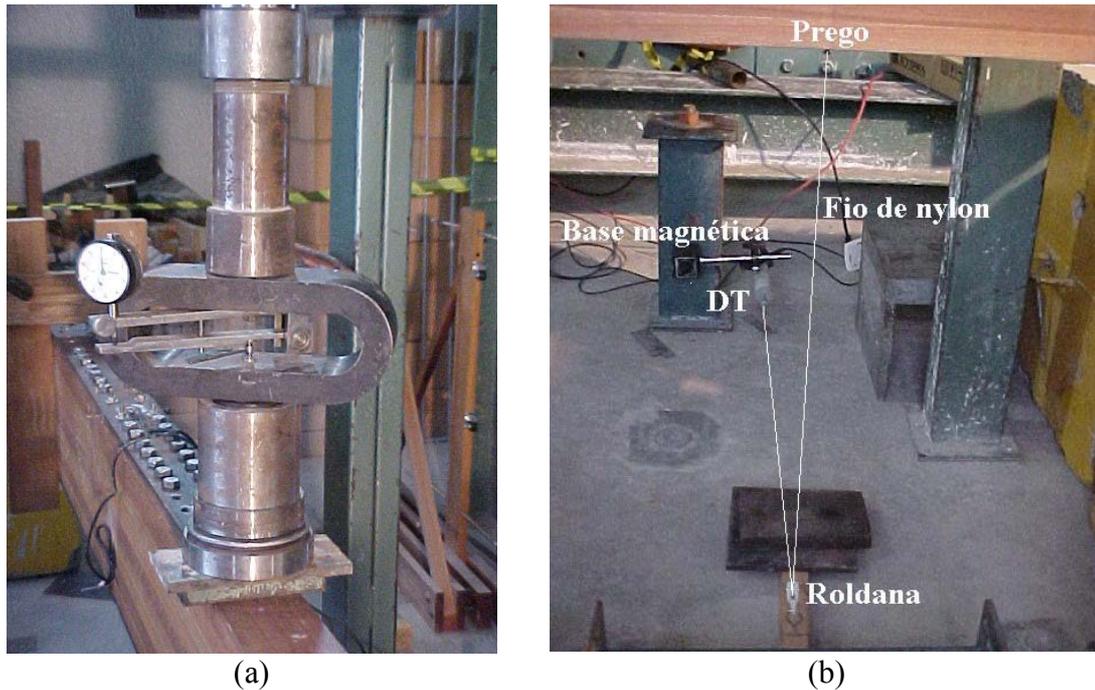


FIGURA 82 – Ensaio de ruptura da viga com ligação
(a) Anel dinamométrico (b) Arranjo para medição dos deslocamentos verticais

As condições de apoio e o vão da viga no ensaio destrutivo foram praticamente iguais aos dos ensaios não-destrutivos de flexão estática. A diferença está num terceiro vínculo de garfo introduzido. Uma melhor visualização do arranjo desse ensaio e da instrumentação utilizada pode ser feita a partir das FIG. 83 e 84.

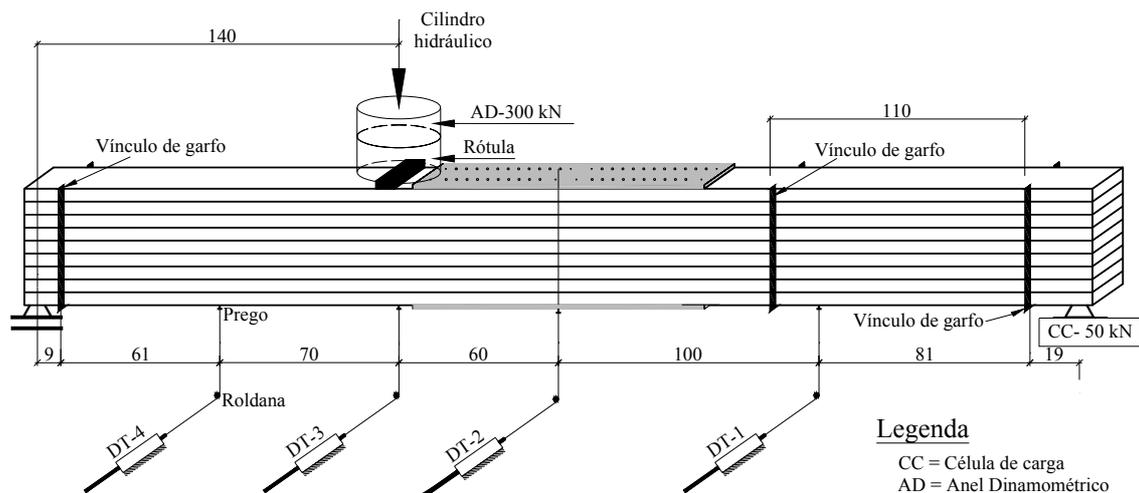


FIGURA 83 – Arranjo para ensaio de ruptura



FIGURA 84 – Ensaio de flexão estática nas vigas de MLC com ligação

O carregamento foi aplicado da mesma forma dos ensaios anteriores; entretanto, o ensaio só terminou com a ruptura da viga.

9

AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL E RESULTADOS

Nesse capítulo serão apresentados os resultados dos ensaios destrutivos realizados nos CPs e que foram admitidos como representativos das propriedades das tábuas, possibilitando a determinação do diagrama de carregamento para os ensaios de flexão assim como o dimensionamento da ligação.

São apresentados, também, os resultados dos ensaios de flexão estática nas vigas de MLC, e que permitiram a determinação da rigidez experimental em variadas situações: da viga inteira; da viga inteira e com os furos necessários à inserção do número máximo de parafusos na ligação, e da viga com variados números de parafusos auto-atarraxantes. Os valores da rigidez experimental permitiram uma avaliação dos métodos utilizados na determinação do módulo de elasticidade das tábuas.

9.1. Resultados dos ensaios de caracterização da madeira:

9.1.1. Não-destrutivos nas tábuas

Tais resultados foram registrados em uma planilha única e apresentados no APÊNDICE B.

9.1.2. Ensaios destrutivos nos corpos-de-prova

Na TAB. 14 estão os seguintes resultados: teor de umidade (U), densidade aparente ($\rho_{aparente}$), densidade básica ($\rho_{básica}$), resistência à compressão paralela às fibras (f_{c0}), módulo de elasticidade paralelo às fibras (E_{c0}).

TABELA 14
Resultados dos ensaios destrutivos

Tábua	U (%)	$\rho_{\text{aparente}} \text{ (g/cm}^3\text{)}$	$\rho_{\text{básica}} \text{ (g/cm}^3\text{)}$	$f_{c0}^{(1)} \text{ (N/mm}^2\text{)}$	$E_{c0} \text{ (N/mm}^2\text{)}$	$f_{c0}^{(2)} \text{ (N/mm}^2\text{)}$	$f_{v0} \text{ (N/mm}^2\text{)}$
1	9,01	0,983	0,779	95,72	24.910	95,72	14,33
2	8,71	0,762	0,589	84,53	17.635	62,60	12,36
3	8,61	0,917	0,706	82,54	28.816	78,32	9,71
4	8,14	0,590	0,487	60,99	15.656	65,42	11,70
5	9,05	0,817	0,652	67,36	23.209	78,79	8,54
6	10,60	1,030	0,858	74,49	16.527	72,48	13,74
7	8,91	0,838	0,679	68,87	18.517	73,53	13,12
8	8,62	0,870	0,702	72,63	17.157	73,58	12,52
9	9,40	1,041	0,823	94,15	23.685	91,83	14,07
10	9,90	1,038	0,829	88,43	19.072	78,81	16,53
11	8,25	0,833	0,662	88,08	23.250	83,62	15,10
12	8,49	0,888	0,711	94,04	30.322	87,68	15,02
13	8,99	0,842	0,677	73,14	17.775	72,89	12,88
14	8,62	0,863	0,673	76,90	23.781	76,90	11,14
15	8,88	0,991	0,802	89,31	23.905	90,96	15,44
16	9,13	1,008	0,809	84,29	21.566	87,25	13,66
17	10,49	1,007	0,782	102,67	27.443	101,46	17,87
18	9,45	0,906	0,741	89,70	21.993	90,57	13,55
19	9,31	1,007	0,829	78,30	16.106	70,18	13,66
20	9,37	1,045	0,806	100,04	22.947	94,89	15,75
21	7,10	0,848	0,699	79,10	21.530	74,85	14,37
22	8,04	0,669	0,534	68,41	15.026	66,11	12,46
23	8,04	0,875	0,680	91,88	17.282	74,68	17,94
24	7,73	0,881	0,675	93,88	19.652	80,10	13,73
25	8,43	1,017	0,836	71,93	16.034	64,93	12,44
26	7,88	0,652	0,507	49,95	16.165	65,86	10,93
27	7,67	0,958	0,784	70,41	16.804	67,94	10,45
28	8,48	0,848	0,651	90,60	27.196	91,47	14,04
29	7,61	0,810	0,627	80,31	18.578	73,52	12,64
30	8,31	1,020	0,819	62,11	13.949	58,87	15,50
31	9,14	0,927	0,718	91,76	25.142	89,11	15,37
32	11,25	1,015	0,780	90,97	24.970	85,89	19,40
33	8,35	0,960	0,766	94,94	24.910	96,37	13,74
34	10,58	0,888	0,668	83,95	22.704	76,42	12,22
35	9,23	0,748	0,596	67,28	24.441	77,43	10,93
36	7,75	0,941	0,743	79,75	20.643	70,22	12,83
37	7,28	0,773	0,594	75,82	23.781	72,81	10,51
38	11,28	0,812	0,647	73,94	18.601	71,37	14,85
39	7,95	0,764	0,593	62,87	16.182	63,43	14,47
40	9,11	0,942	0,763	56,72	21.260	80,40	15,24
41	7,79	0,716	0,551	70,78	33.364	101,19	14,03
42	8,74	0,871	0,649	93,93	22.707	80,20	15,70
43	8,88	0,869	0,673	77,76	23.886	87,15	14,60
44	7,81	0,906	0,673	59,63	16.119	67,82	11,79
45	8,12	0,858	0,691	92,04	24.553	84,33	13,56

⁽¹⁾ Resistência à compressão paralela às fibras determinada em ensaio sem ciclos de carga e utilizada somente como referência na execução do ensaio de compressão para a determinação do módulo de elasticidade.

⁽²⁾ Resistência à compressão paralela às fibras determinada no ensaio de compressão, com os ciclos de carga conforme NBR 7190 (1997), visando à determinação do módulo de elasticidade.

Na TAB. 15 se encontram os resultados dos ensaios de cisalhamento e de tração normal à linha de cola, realizados em CPs extraídos da viga V5 após a ruptura, e cujo esquema se acha representado na FIG. 85.

TABELA 15
Resultados dos ensaios destrutivos na linha de cola

Linha de cola ⁽¹⁾	Lâminas	Resistência ao cisalhamento na linha de cola (N/mm ²)	Resistência à tração normal na linha de cola (N/mm ²)
1 ^a	31/15	7,84	4,24
2 ^a	15/18	17,53	4,94
3 ^a	18/13	11,12	5,11
4 ^a	13/25	15,68	4,26
5 ^a	25/23	14,49	3,46
6 ^a	23/34	13,79	6,60
7 ^a	34/43	13,22	5,74
8 ^a	43/28	11,94	4,40

⁽¹⁾ ver FIG. 85

31	1 ^a Linha de cola
15	2 ^a Linha de cola
18	3 ^a Linha de cola
13	4 ^a Linha de cola
25	5 ^a Linha de cola
23	6 ^a Linha de cola
34	7 ^a Linha de cola
43	8 ^a Linha de cola
28	

FIGURA 85 – Esquema das linhas de cola na viga V5

9.2. Resultados dos ensaios de flexão estática

Tiveram como objetivo a determinação da rigidez experimental das vigas, em diferentes situações. Através dos resultados obtidos para a rigidez experimental e para a rigidez homogeneizada, foi possível avaliar a eficiência dos métodos destrutivos e não-destrutivos para a determinação dos módulos de elasticidade das tábuas. Foi possível, ainda, avaliar a influência dos furos e do número de parafusos na rigidez da viga.

Resumo de todos os ensaios de flexão estática realizados e sua codificação está na TAB. 16.

TABELA 16
Resumo dos ensaios de flexão estática

Descrição do ensaio de flexão estática	Viga	Lado	Abreviatura
Viga sem ligação	V1	Lado 1	V1-L1
		Lado 2	V1-L2
	V2	Lado 1	V2-L1
		Lado 2	V2-L2
	V3	Lado 1	V3-L1
		Lado 2	V3-L2
	V4	Lado 1	V4-L1
		Lado 2	V4-L2
	V5	Lado 1	V5-L1
		Lado 2	V5-L2
Viga com o número máximo de furos	V3	Lado 1	V3F-L1
		Lado 2	V3F-L2
Viga com ligação (84 parafusos auto-atarraxantes)	V5	Lado 2	V5-84p
Viga com ligação (76 parafusos auto-atarraxantes)	V5	Lado 2	V5-76p
Viga com ligação (68 parafusos auto-atarraxantes)	V5	Lado 2	V5-68p
Viga com ligação (60 parafusos auto-atarraxantes)	V5	Lado 2	V5-60p
Viga com ligação (52 parafusos auto-atarraxantes)	V5	Lado 2	V5-52p
Viga com ligação (44 parafusos auto-atarraxantes)	V5	Lado 2	V5-44p
Viga com ligação (36 parafusos auto-atarraxantes)	V5	Lado 2	V5-36p
Viga com ligação (28 parafusos auto-atarraxantes)	V5	Lado 2	V5-28p
Viga com ligação (20 parafusos auto-atarraxantes)	V5	Lado 2	V5-20p
Ensaio destrutivo da viga com ligação e 60 parafusos auto-atarraxantes	V5	Lado 2	V5R-60p

9.2.1. Aplicação do carregamento

A carga de ruptura (F_{rup}) para todas as vigas foi estimada a partir das equações da resistência dos materiais e admitindo-se as seguintes considerações:

- comportamento linear até a ruptura da viga;
- resistência à compressão paralela de cada tábuas igual ao valor obtido em ensaio de compressão realizado segundo as prescrições da NBR 7190 (1997) e com o

carregamento aplicado em dois ciclos de carga e descarga (coluna 7, TAB. 14), por ser esta mais representativa;

- foi utilizado o menor valor da resistência à compressão das cinco vigas, calculado a partir da média das quatro lâminas externas.

A tensão atuante na seção transversal mais solicitada pôde ser calculada mediante o conhecimento do ponto de aplicação da carga, das dimensões da seção transversal, do vão e dos apoios da viga, condições estas apresentadas no esquema da FIG. 86 a seguir.

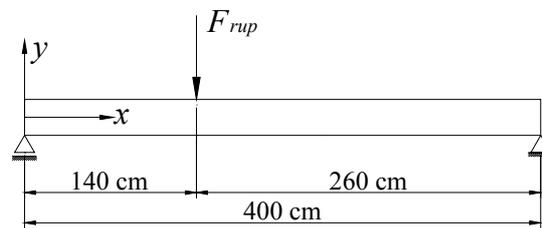


FIGURA 86 – Esquema do carregamento na viga

Assim:

$$\frac{M_{\text{máximo}}}{W} = f_{c,0} \Rightarrow F_{rup} \approx 61 \text{ kN} \quad (7)$$

A partir da carga de ruptura estimada (F_{rup}), pôde-se determinar o diagrama de carregamento para os ensaios de flexão estática (ver FIG. 87). A carga máxima aplicada nesses ensaios ($70\%F_{rup} \approx 42,7 \text{ kN}$) foi escolhida de forma a não causar deformações residuais ou quaisquer danos às vigas.

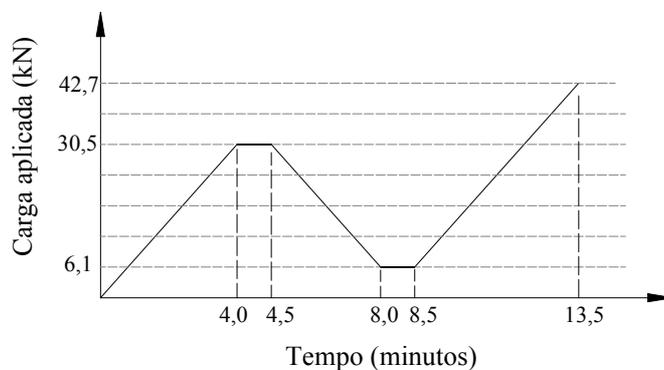


FIGURA 87 – Diagrama de carregamento para ensaios de flexão estática

9.2.2. Determinação dos módulos de elasticidade experimentais

Na determinação dos módulos de elasticidade experimentais, através dos ensaios de flexão, foram feitas as seguintes considerações:

- foi levado em conta o efeito da força cortante, uma vez que a relação entre o vão da viga e sua altura foi de 17,2. Isto porque, segundo Carrasco (1989), em vigas de MLC o efeito da cortante só deve ser desconsiderado para relações superiores a 21;
- o módulo de elasticidade transversal (G) da viga foi calculado pela relação apresentada na NBR 7190 (1997):

$$G = \frac{E}{20} \quad (8)$$

Quando o carregamento é aplicado segundo a FIG. 88 e, levando-se em consideração o efeito do momento fletor e da força cortante, a equação da resistência dos materiais para a determinação da linha elástica divide-se em duas partes:

$$\text{Para } x \leq a : f = \frac{F \cdot b \cdot x}{l} \left[\frac{(l^2 + b^2 - x^2)}{6 \cdot E \cdot I_z} + \frac{\alpha}{G \cdot A} \right] \quad (9)$$

Para $x \geq a$:

$$f = \frac{F \cdot b \cdot x}{6 \cdot l \cdot E \cdot I_z} (l^2 - b^2 - x^2) + \frac{F \cdot (x - a)^3}{6 \cdot E \cdot I_z} - \frac{\alpha \cdot F \cdot a \cdot x}{G \cdot A \cdot l} + \frac{\alpha \cdot F \cdot a}{A \cdot G} \quad (10)$$

sendo f o deslocamento vertical; F carga vertical; x o ponto onde se quer determinar a flecha; a , b e l mostrados na FIG. 88; E módulo de elasticidade longitudinal; G o módulo de elasticidade transversal; A a área e a inércia da seção transversal da viga; I_z o momento de inércia em relação a eixo z ; α coeficiente de cisalhamento para seção retangular ($\alpha=1,2$).

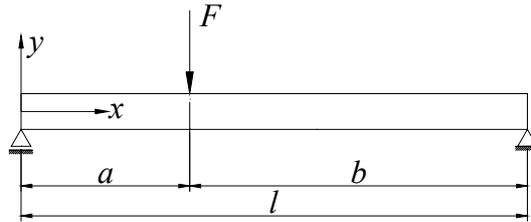


FIGURA 88 – Parâmetros utilizados nas equações da linha elástica

Escrevendo-se essas equações para o módulo de elasticidade (E) em função da relação F/f e substituindo-se o valor de do módulo de elasticidade transversal pela relação dada na EQ. 8, tem-se:

$$\text{Para } x \leq a : E = \frac{F}{f} \left[\frac{b \cdot x \cdot [A \cdot (l^2 - b^2 - x^2) + 120 \cdot I_z \cdot \alpha]}{6 \cdot I_z \cdot A \cdot l} \right] \quad (11)$$

Para $x \geq a$:

$$E = \frac{F}{f} \left[\frac{b \cdot x}{6 \cdot l \cdot I_z} (l^2 - b^2 - x^2) + \frac{(x - a)^3}{6 \cdot I_z} - \frac{20 \cdot \alpha \cdot a \cdot x}{l} + \frac{20 \cdot \alpha \cdot a}{A} \right] \quad (12)$$

Utilizando-se as equações 11 e 12, bem como as considerações anteriormente citadas e as relações F/f determinadas nos gráficos carga-deslocamento vertical, no trecho linear compreendido entre 10% e 50% da carga prevista para a ruptura da viga, determinaram-se os módulos de elasticidade experimentais para cada ensaio de flexão estática. O produto desses pela inércia da viga de madeira é a rigidez experimental dessa viga $(EI)_{exp}$.

9.2.3. Dimensionamento da ligação em situação de ruptura

O dimensionamento da ligação em estudo, foi realizado levando-se em consideração as propriedades da viga ensaiada com a ligação (viga V5). A resistência da madeira à compressão utilizada no dimensionamento foi admitida como sendo a média das quatro lâminas externas da viga V5 ($f_{c0} = 82,4 \text{ N/mm}^2$). Levando-se em conta a situação apresentada na FIG. 86, um comportamento linear até a ruptura da viga, bem como todo o esforço de compressão transmitido pela chapa comprimida, estimou-se a carga vertical máxima atuante na viga (F_{rup} , EQ. 89).

$$\frac{M_{\text{máximo}}}{W} = f_{c,0} \Rightarrow F_{rup} \approx 65 \text{ kN} \quad (13)$$

Conhecida a carga máxima aplicada na viga, pode-se calcular os esforços na seção central, onde foi executada a ligação.

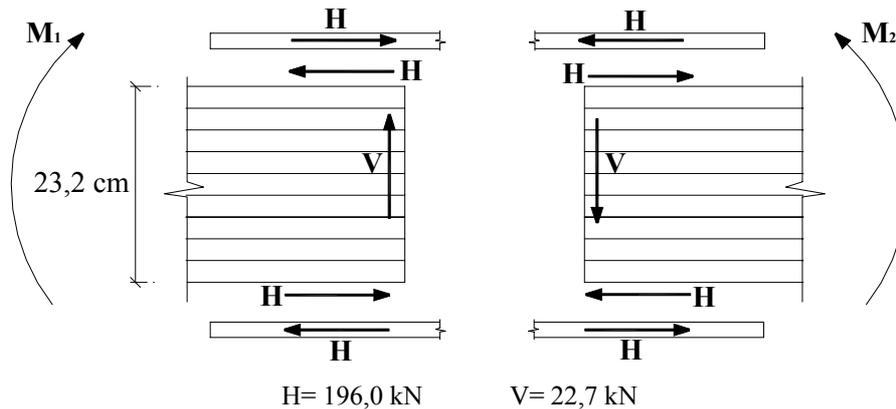


FIGURA 89 – Esforços na seção central da viga V5

9.2.3.1. Dimensionamento ao esforço horizontal em situação de ruptura

Dois métodos foram utilizados para o dimensionamento da ligação. O apresentado na NBR 7190 (1997) para ligações parafusadas e o apresentado no EUROCODE 5 (1994) para ligações com parafusos auto-atarraxantes e chapas laterais de aço. Em ambos, o dimensionamento foi realizado sem levar em consideração os coeficientes de segurança adotados nas duas normas.

Através da metodologia da NBR 7190 (1997), calculou-se o número de parafusos auto-atarraxantes necessários para a transmissão do esforço horizontal na ligação. A resistência de embutimento paralelo às fibras (f_{e0}) – parâmetro utilizado no dimensionamento – não foi determinada experimentalmente, mas calculada a partir de uma simplificação permitida pela NBR 7190 (1997) que a relaciona com a resistência de embutimento paralelo às fibras com a resistência à compressão paralela. O valor da resistência à compressão utilizada foi a menor média das quatro lâminas externas da viga V5:

$$f_{e0} = f_{c0} = 82,4 \text{ N/mm}^2 \quad (14)$$

Como $\beta = \frac{t}{d} = \frac{10,5}{1,12} = 9,38$ e $\beta_{Lim} = 1,25 \sqrt{\frac{f_y}{f_{e0}}} = 2,92$, $\beta > \beta_{Lim}$ e o estado limite

dominante foi o de flexão no pino. A resistência de cada pino é dada pela equação:

$$R_v = 0,625 \cdot \frac{d^2}{\beta_{Lim}} \cdot f_y \Rightarrow R_v \approx 12,1 \text{ kN} \quad (15)$$

sendo d o diâmetro da haste sem rosca ($d=1,12$ cm); f_y a resistência ao escoamento do aço do parafuso auto-atarraxante (450 N/mm^2).

Desta maneira, seriam necessários 68 parafusos para a transmissão de todo o esforço horizontal. Conforme a recomendação da NBR 7190 (1997), quando existirem mais de oito pinos alinhados, os suplementares devem ser considerados com apenas 2/3 da sua resistência. Neste caso, mesmo recalculando o número de parafusos, percebe-se que 68 são suficientes.

Para o dimensionamento de ligações com parafusos auto-atarraxantes e chapa lateral de aço, através das equações apresentadas no EUROCODE 5 (1994), a resistência de embutimento paralelo às fibras (f_{e0}) foi calculada pela EQ. 16 (EUROCODE 5, 1994, p. 82):

$$f_{e0} = 0,082 \cdot (1 - 0,01d) \cdot \rho_{ap} = 63,35 \text{ N/mm}^2 \quad (16)$$

sendo d o diâmetro da haste sem rosca em mm (1,12 mm) do parafusos auto-atarraxante; ρ_{ap} o menor valor da densidade aparente considerando a média das quatro lâminas externas em kg/m^3 (870 kg/m^3).

Foi calculado, também, o momento de plastificação (M_y) a partir da equação dada no EUROCODE 5 (1994, p. 83):

$$M_y = 0,8 \cdot f_u \cdot d_{ef}^3 / 6 = 95.591 \text{ N.mm} \quad (17)$$

sendo f_u a resistência à ruptura do aço do parafuso auto-atarraxante; d_{ef} 90% do diâmetro da haste sem rosca em mm (1,01 mm).

Mediante as equações simplificadas para ligações com chapas laterais de aço e considerando a chapa espessa (espessura da chapa maior que o diâmetro da haste não rosqueada do parafuso auto-atarraxante) e que os diâmetros de pré-furação na chapa de aço são próximos aos dos parafusos (diferença menor que 10% do diâmetro do pino), tem-se que:

$$R_v = \min \left\{ \begin{array}{l} 1,1 \cdot f_{e0,1} \cdot t_1 \cdot d \cdot \left[\sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_y}{f_{e0,1} \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right] \\ 1,5 \cdot \sqrt{2 \cdot M_y \cdot f_{e0,1} \cdot d} \end{array} \right. \Rightarrow R_v = 17,5 \text{ kN} \quad (18)$$

sendo o índice 1 correspondente à peça principal; t_1 o comprimento de penetração do pino na madeira, e os outros parâmetros definidos anteriormente.

O estado limite ocorrido foi por flexão do pino, e o número de parafusos necessários, para a transmissão do esforço horizontal na ligação, foi 48 (12 de cada lado da ligação).

Considerada as duas normas, a diferença entre o número de parafusos necessários na ligação, motivou um estudo experimental do número ideal desses parafusos para que a rigidez da viga fosse recuperada. Tal estudo foi realizado a partir de ensaios de flexão estática da viga sem ligação; e da viga com ligação, variando a quantidade de parafusos. O número máximo de parafusos utilizados na ligação foi 84, – 42 em cada chapa – e o número mínimo 20 – 10 em cada chapa.

9.2.3.2. Dimensionamento ao esforço cortante em situação de ruptura

O dimensionamento ao esforço cortante foi feito seguindo as prescrições da NBR 7190 (1997), utilizando a resistência média ao cisalhamento paralelo das três lâminas internas ($f_{v0} = 14,42 \text{ N/mm}^2$) e, ainda, a relação entre a resistência à compressão normal às fibras (f_{c90}) e a resistência à compressão paralela às fibras (f_{c0}) dada na mesma norma:

$$f_{c90} = 0,25 \cdot f_{c0} = 17,71 \text{ N/mm}^2 \quad (19)$$

sendo f_{c0} calculada como média das três lâminas internas ($70,83 \text{ N/mm}^2$).

A ligação com um anel das dimensões mostradas na FIG. 90, apresentou resistência superior ao esforço atuante na seção da ligação. Assim, somente um anel foi utilizado. O posicionamento do anel foi feito de forma que seu centro de gravidade coincidissem com o das duas peças utilizadas na ligação.

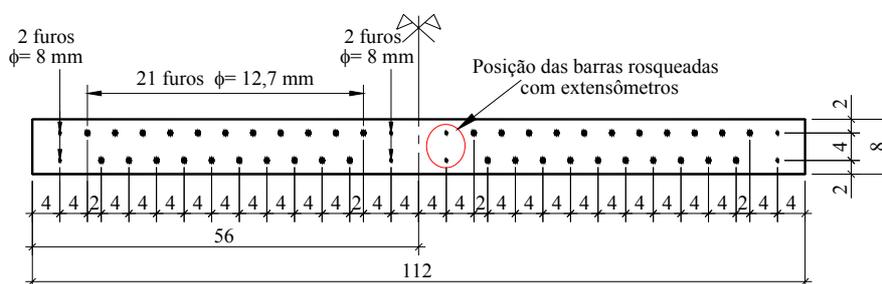


FIGURA 90 – Anel de cisalhamento

9.2.3.3. Dimensionamento e detalhamento da chapa metálica

Escolheu-se a espessura da chapa de aço – 15 mm – de forma a superar o diâmetro da haste do parafuso auto-atarraxante, para assim aumentar a resistência lateral da ligação. Procurou-se, também, atender às prescrições da NBR 8800 (1986), evitando o estado limite por escoamento da seção bruta e a ruptura da área líquida efetiva da chapa.

Os espaçamentos entre os elementos da ligação obedeceram às prescrições da NBR 7190 (1997). O comprimento da chapa de aço foi escolhido de forma a comportar o número máximo de parafusos usados nos ensaios. Segue, na FIG. 91, o detalhamento das chapas metálicas.



Dimensões em mm

FIGURA 91 – Detalhamento das chapas metálicas

Na figura anterior pode ser visto o posicionamento das barras rosqueadas (furos de 8 mm) e dos parafusos auto-atarraxantes (furos de 12,7 mm).

9.2.4. Resultados dos ensaios nas vigas de MLC sem ligação

Para cada lado das vigas ensaiado, foi possível traçar os gráficos da carga aplicada em função do deslocamento vertical, nos quatro pontos onde foram posicionados os DTs (DT-1, DT-2, DT-3 e DT-4). O comportamento desses gráficos foi basicamente o mesmo em todos os ensaios das vigas de MLC. Como ilustração, na FIG. 92 mostrou-se o gráfico obtido do ensaio da viga V3-L1.

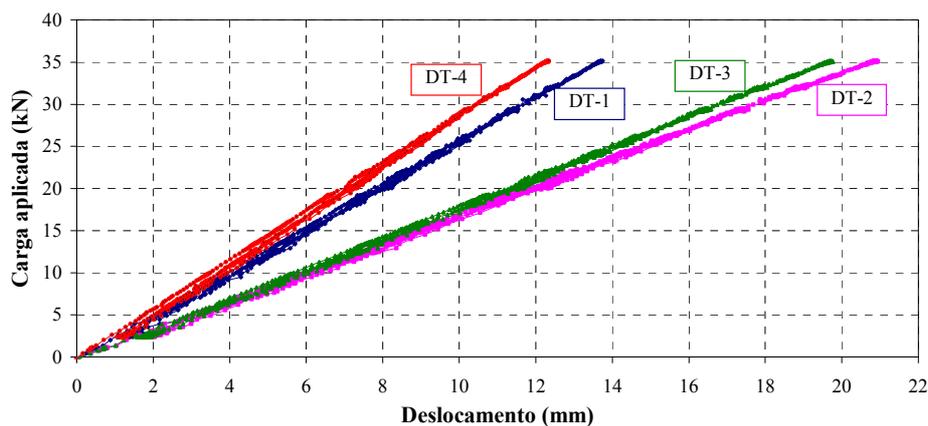


FIGURA 92 – Carga aplicada em função do deslocamento vertical da viga V3-L1

A partir das curvas carga-deslocamento vertical, foram traçadas as retas de regressão linear e determinadas suas inclinações, mediante pares de valores compreendidos entre 10% e 50% da carga de ruptura estimada na última fase de carregamento. A finalidade desse procedimento foi determinar o módulo de elasticidade experimental da viga. Na FIG. 93 estão ilustrados os resultados das regressões lineares das curvas carga-deslocamento vertical para o ensaio da viga V3-L1.

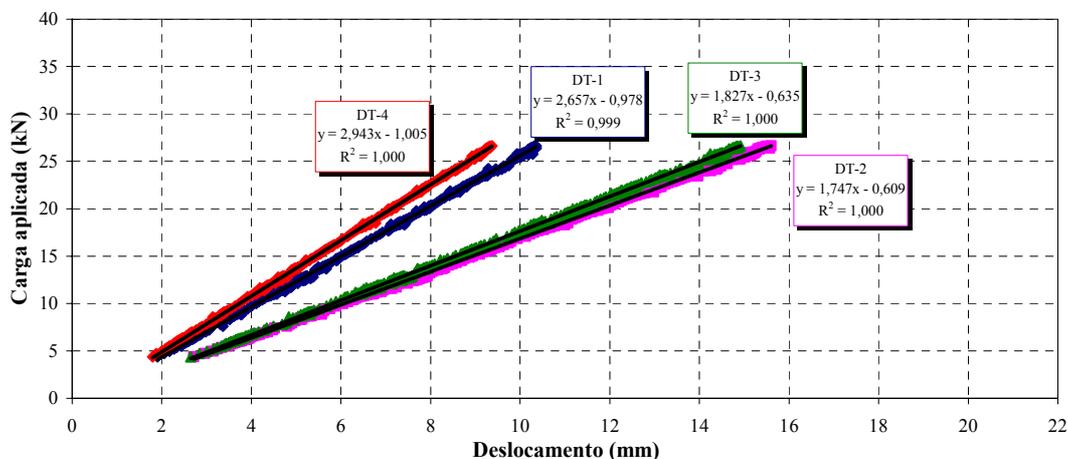


FIGURA 93 – Retas de regressão linear entre $10\%F_{rup}$ e $50\% F_{rup}$ na viga V3-L1

Os valores dos coeficientes angulares das retas de regressão linear e do módulo de elasticidade experimental (E_{exp}), calculados a partir das EQ. 11 e 12, de todas as vigas de MLC estão apresentados na TAB. 17.

TABELA 17
Coeficientes angulares e valores do módulo de elasticidade experimental das vigas

Viga	Lado	DT	Coeficiente angular (kN/MM)	E_{exp} (N/mm ²)	Viga	Lado	DT	Coeficiente angular (kN/mm)	E_{exp} (N/mm ²)	
V1	1	DT-1	2,419	23.199	V4	1	DT-1	2,228	21.365	
		DT-2	1,560	23.368			DT-2	1,422	21.295	
		DT-3	1,628	21.598			DT-3	1,492	19.786	
		DT-4	2,646	21.091			DT-4	2,417	19.264	
		Média	2,064	22.314			Média	1,890	20.427	
	2	DT-1	2,397	22.988		2	DT-1	2,221	21.301	
		DT-2	1,550	23.217			DT-2	1,424	21.319	
		DT-3	1,619	21.469			DT-3	1,487	19.722	
		DT-4	2,623	20.909			DT-4	2,419	19.282	
		Média	2,047	22.146			Média	1,888	20.406	
V2	1	DT-1	2,389	22.914	V5	1	DT-1	2,310	22.156	
		DT-2	1,546	23.149			DT-2	1,489	22.296	
		DT-3	1,614	21.407			DT-3	1,578	20.931	
		DT-4	2,611	20.808			DT-4	2,573	20.508	
		Média	2,040	22.070			Média	1,988	21.472	
	2	DT-1	2,232	21.404		2	DT-1	2,311	22.164	
		DT-2	1,448	21.686			DT-2	1,490	22.318	
		DT-3	1,513	20.071			DT-3	1,562	20.721	
		DT-4	2,448	19.512			DT-4	2,558	20.385	
		Média	1,910	20.668			Média	1,980	21.397	
V3	1	DT-1	2,657	22.014			DT-1			
		DT-2	1,747	22.632			DT-2			
		DT-3	1,827	20.829			DT-3			
		DT-4	2,943	20.164			DT-4			
		Média	2,294	21.410			Média			
	2	DT-1	2,690	22.286				DT-1		
		DT-2	1,747	22.631				DT-2		
		DT-3	1,827	20.834				DT-3		
		DT-4	2,960	20.279				DT-4		
		Média	2,306	21.508				Média		

9.2.5. Resultados dos ensaios de flexão estática na viga de MLC com os furos

Os resultados dos dois ensaios de flexão estática na viga com furos permitiram traçar os gráficos carga-deslocamento vertical nos quatro pontos onde foram posicionados os DTs. A partir desses gráficos, foram traçadas as retas de regressão linear, para os pares

de valores compreendidos entre 10% e 50% da carga de ruptura prevista, na última fase de carregamento. Determinaram-se então, as inclinações dessas retas para o cálculo do módulo de elasticidade experimental da viga. Os E_{exp} para a viga V3 com e sem furos estão apresentados na TAB. 18.

TABELA 18
Coeficientes angulares e valores do módulo de elasticidade experimental da viga V3

Viga	Lado	DT	Coeficiente angular (kN/MM)	E_{exp} (N/mm ²)	Viga	Lado	DT	Coeficiente angular (kN/mm)	E_{exp} (N/mm ²)
V3	1	DT-1	2,657	22.014	V3 com furos	1	DT-1	2,457	20.358
		DT-2	1,747	22.632			DT-2	1,574	20.388
		DT-3	1,827	20.829			DT-3	1,670	19.044
		DT-4	2,943	20.164			DT-4	2,724	18.663
		Média	2,294	21.410			Média	2,106	19.613
	2	DT-1	2,690	22.286		2	DT-1	2,497	20.687
		DT-2	1,747	22.631			DT-2	1,596	20.674
		DT-3	1,827	20.834			DT-3	1,686	19.223
		DT-4	2,960	20.279			DT-4	2,764	18.935
		Média	2,306	21.508			Média	2,136	19.880

9.2.6. Resultados dos ensaios não-destrutivos de flexão estática na viga com a ligação

Os ensaios de flexão estática na viga V5 com a ligação foram realizados com 84, 76, 68, 60, 52, 44, 36, 28 e 20 parafusos auto-atarraxantes. Aplicou-se o carregamento da forma descrita no item 9.2.1 em todos os ensaios, exceto para 36, 28 e 20 parafusos que apresentaram grandes deformações verticais. Nesses ensaios, o carregamento foi controlado pelo deslocamento vertical no DT-2, de forma a não ultrapassar o maior deslocamento medido nos ensaios anteriores (28,0 mm).

Com o objetivo de reduzir a influência das acomodações, fez-se um ensaio inicial com 84 parafusos auto-atarraxantes. Após a realização deste ensaio, e com a retirada de toda a carga, os instrumentos apresentaram deslocamentos residuais iniciais. Deslocamentos residuais foram observados em todos os aparelhos e em todos os ensaios realizados. Uma prática adotada antes da realização de cada ensaio foi zerar os instrumentos de medição. Na TAB. 19 são apresentados os deslocamentos residuais nos DTs em todos os ensaios da viga V5 com ligação.

TABELA 19
Deslocamentos residuais nos aparelhos

DT	Número de Parafusos									
	84-Acomodação	84	76	68	60	52	44	36	28	20
DT-1	3,61	0,37	0,51	0,73	0,81	1,16	0,72	2,02	0,75	1,38
$\Sigma_{RESIDUAL}$	-	3,98	4,49	5,22	6,03	7,19	7,91	9,93	10,68	12,07
DT-2	6,81	0,77	1,00	1,04	1,33	2,15	1,47	3,16	1,43	2,82
$\Sigma_{RESIDUAL}$	-	7,58	8,58	9,62	10,95	13,10	14,58	17,73	19,17	21,99
DT-3	5,40	0,72	0,87	0,95	1,11	1,72	1,21	2,61	1,11	2,13
$\Sigma_{RESIDUAL}$	-	6,13	6,99	7,95	9,05	10,77	11,98	14,59	15,70	17,83
DT-4	3,96	0,58	0,66	0,72	0,88	1,25	0,99	1,98	0,79	1,54
$\Sigma_{RESIDUAL}$	-	4,54	5,20	5,93	6,80	8,06	9,05	11,02	11,82	13,36
DT-5	0,004	-0,004	0,023	0,004	0,016	0,015	-0,009	0,083	0,000	0,023
$\Sigma_{RESIDUAL}$	-	0,000	0,023	0,028	0,044	0,058	0,050	0,133	0,133	0,156
DT-6	-0,488	-0,030	-0,054	-0,102	-0,111	-0,188	-0,203	-0,274	-0,126	-0,249
$\Sigma_{RESIDUAL}$	-	-0,517	-0,571	-0,674	-0,784	-0,972	-1,175	-1,449	-1,575	-1,824
DT-7	0,39	-0,01	-0,01	0,00	0,00	0,01	0,00	0,02	0,00	0,01
$\Sigma_{RESIDUAL}$	-	0,38	0,38	0,38	0,38	0,38	0,39	0,41	0,41	0,42
DT-8	-0,13	-0,03	-0,05	-0,05	-0,08	-0,22	-0,14	-0,38	-0,23	-0,52
$\Sigma_{RESIDUAL}$	-	-0,16	-0,21	-0,26	-0,34	-0,56	-0,71	-1,08	-1,31	-1,83
DT-9	-1,25	-0,06	-0,13	-0,15	-0,34	-0,67	-3,07	-3,36	-3,34	-3,82
$\Sigma_{RESIDUAL}$	-	-1,31	-1,44	-1,58	-1,92	-2,59	-5,66	-9,02	-12,36	-16,18

Obs.: Deslocamentos residuais em mm.

Para melhor visualização dos deslocamentos residuais nos transdutores de deslocamento, na FIG. 94 é apresentada a indeformada da viga sobreposta pela deformada com a direção dos deslocamentos residuais máximos, obtidos anteriormente.

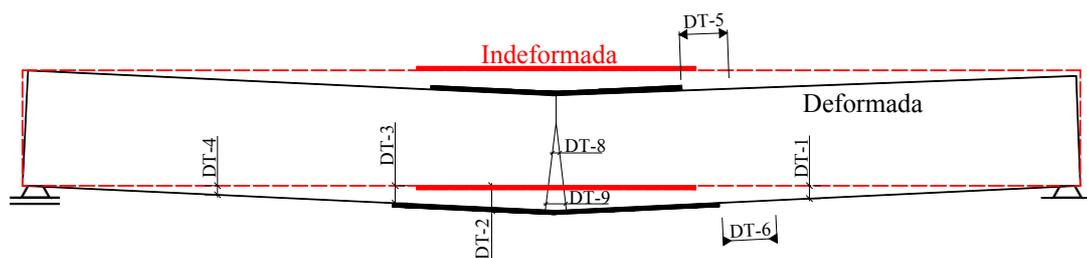


FIGURA 94 – Representação das direções dos deslocamentos residuais máximos

Após a realização do ensaio inicial com 84 parafusos auto-atarraxantes, todos os aparelhos foram zerados, e realizado um outro ensaio, também com 84 parafusos. Foram utilizados nas análises, os resultados do segundo ensaio. Seguiram-se a esses, outros ensaios, mediante a retirada de dois parafusos auto-atarraxantes de cada

extremidade das chapas (totalizando oito parafusos), de um ensaio para o outro, conforme TAB. 20.

TABELA 20
Posicionamentos dos parafusos nas chapas para os ensaios da ligação

Ensaio	Parafusos nas chapas	Ensaio	Parafusos nas chapas
V5-84p		V5-44p	
V5-76p		V5-36p	
V5-68p		V5-28p	
V5-60p		V5-20p	
V5-52p		Legenda: <ul style="list-style-type: none"> ● Barra rosqueada ● Parafuso auto-atarraxante ○ Furo vazio 	

Através dos resultados de cada ensaio, foram traçadas curvas carga-deslocamento vertical; feita uma regressão linear no trecho correspondente a 10% e 50% da carga prevista de ruptura, na última fase de carregamento; e determinados os coeficientes angulares dessas retas.

Um exemplo do comportamento da curva carga-deslocamento vertical é dado na FIG. 95 que se refere ao DT-1 do ensaio de flexão estática da viga com 60 parafusos. Pode-se observar que houve um deslocamento residual após a retirada de toda a carga.

Na TAB. 21 são mostrados os coeficientes angulares das retas de regressão linear no trecho compreendido entre 10% e 50% da carga de ruptura prevista, na última fase de carregamento e os E_{exp} . Notou-se que os deslocamentos medidos no DT-4 ficaram acima do esperado, indicando falha nas leituras desse DT. Assim, os valores dos E_{exp} calculados pelos deslocamentos medidos por esse DT, não foram considerados no cálculo do valor médio do E_{exp} .

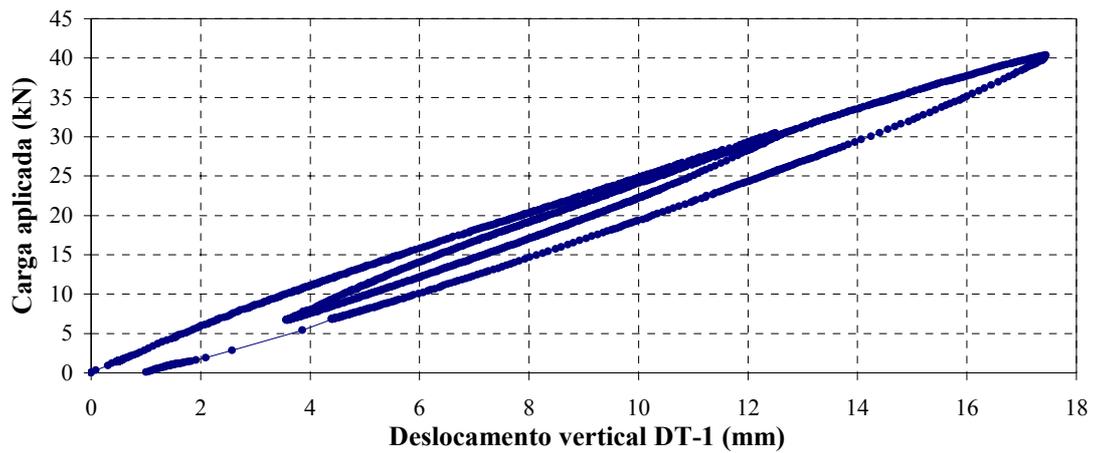


FIGURA 95 – Carga aplicada em função dos deslocamentos verticais no DT-1 da viga V5-L2 com 60 parafusos auto-atarraxantes

TABELA 21

Coefficientes angulares e valores do módulo de elasticidade experimental da viga com ligação

Nº Parafusos	DT	Coefficientes angulares (kN/mm)	E_{exp} (N/mm ²)	Nº Parafusos	DT	Coefficientes angulares (kN/mm)	E_{exp} (N/mm ²)
84	DT-1	2,686	25.756	44	DT-1	2,159	20.705
	DT-2	1,797	26.911		DT-2	1,379	20.654
	DT-3	1,757	23.298		DT-3	1,412	18.729
	DT-4	2,130	16.978		DT-4	1,773	14.135
	Média	2,080	25.322		Média	1,650	20.029
76	DT-1	2,607	25.001	36	DT-1	2,065	19.806
	DT-2	1,742	26.083		DT-2	1,321	19.789
	DT-3	1,711	22.697		DT-3	1,361	18.051
	DT-4	2,086	16.630		DT-4	1,723	13.733
	Média	2,020	24.594		Média	1,583	19.215
68	DT-1	2,491	23.892	28	DT-1	1,947	18.667
	DT-2	1,663	24.900		DT-2	1,228	18.384
	DT-3	1,628	21.590		DT-3	1,288	17.080
	DT-4	2,011	16.027		DT-4	1,639	13.064
	Média	1,927	23.461		Média	1,487	18.044
60	DT-1	2,361	22.646	20	DT-1	1,712	16.419
	DT-2	1,551	23.223		DT-2	1,061	15.895
	DT-3	1,540	20.421		DT-3	1,138	15.095
	DT-4	1,917	15.280		DT-4	1,468	11.701
	Média	1,817	22.097		Média	1,304	15.803
52	DT-1	2,217	21.256				
	DT-2	1,430	21.415				
	DT-3	1,449	19.218				
	DT-4	1,816	14.472				
	Média	1,699	20.630				

Os deslocamentos relativos entre a viga e a chapa medidos pelos DT-5 e DT-6 apresentaram um comportamento semelhante em todos os ensaios. Como ilustração desse comportamento, na FIG. 96 são mostradas as curvas da carga aplicada em função do deslocamento relativo, obtidas no ensaio de flexão estática da viga V5 com 60 parafusos auto-atarraxantes.

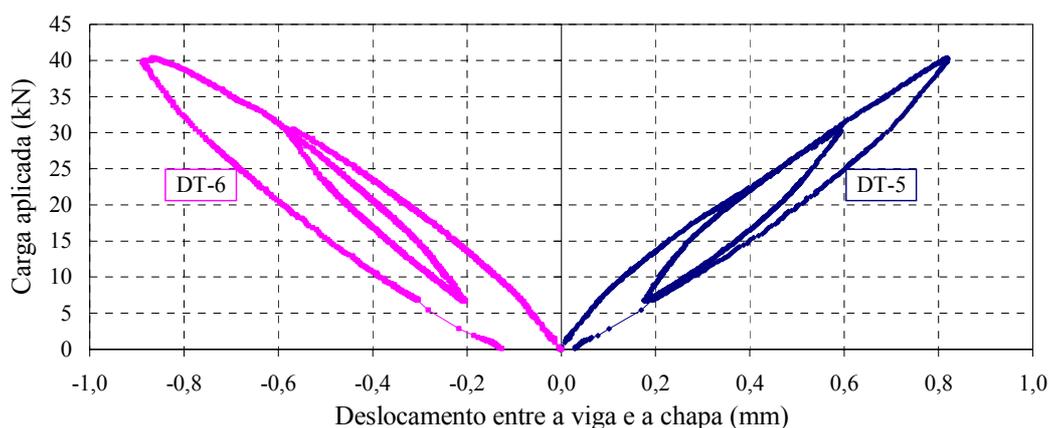


FIGURA 96 – Carga aplicada em função dos deslocamentos relativos

Os deslocamentos horizontais medidos na seção central da viga pelos DT-7, DT-8 e DT-9 apresentaram comportamento semelhante em todos os ensaios, o que pode ser observado na FIG. 97, obtida no ensaio de flexão estática da viga V5 com 60 parafusos.

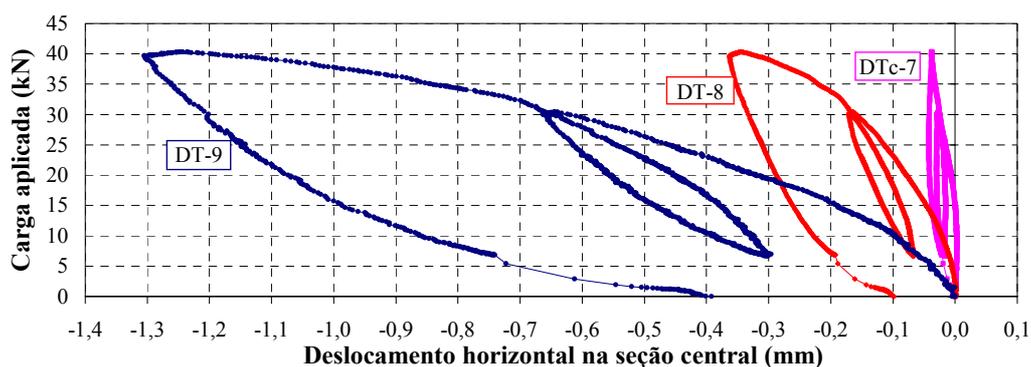


FIGURA 97– Carga aplicada em função do deslocamento horizontal da seção central da viga V5 com 60 parafusos auto-atarraxantes

As deformações nas duas barras rosqueadas, instrumentadas com extensômetro, foram muito pequenas em todos os ensaios de flexão estática, indicando cargas menores que 100 N. Um exemplo disso é dado na FIG. 98, onde são apresentados os resultados do

ensaio de flexão estática da viga V5 com 60 parafusos. Para melhor visualização, são apresentados dois gráficos: o primeiro, com o limite da escala de deformação igual ao escoamento do aço, e o segundo, com escala adequada à visualização das deformações.

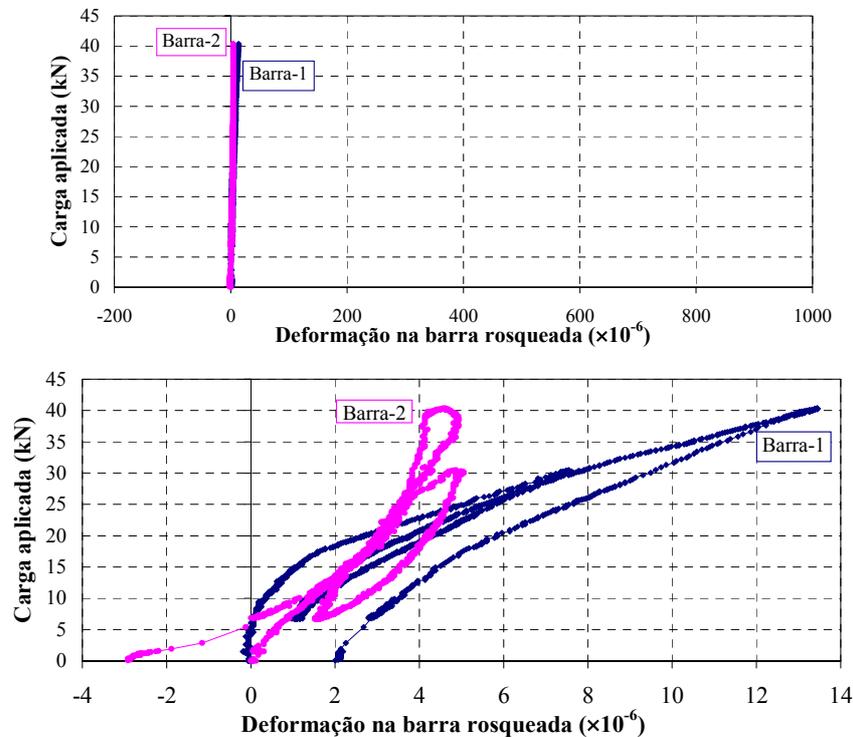


FIGURA 98– Carga aplicada em função da deformação nas barras rosqueadas

9.2.7. Resultados do ensaio destrutivo de flexão estática na viga

Determinado o número de parafusos para a recuperação da rigidez da viga sem ligação, após o último ensaio com 20 parafusos, estes foram re-inseridos até completar tal número. Foi, então, realizado um ensaio de ruptura com o objetivo de verificar a carga máxima e o modo de ruptura. Os resultados obtidos, considerando apenas a fase elástica, com cargas compreendidas entre 10% e 50% da carga prevista de ruptura, foram parecidos com os do ensaio de flexão estática com o mesmo número de parafusos mas sem a ruptura.

Na TAB. 22, são mostrados os coeficientes angulares das retas de regressão linear, da curva carga-deslocamento vertical, no trecho correspondente a 10% e 50% da carga de ruptura prevista, na última fase de carregamento, além dos E_{exp} .

TABELA 22
Resultados do ensaio destrutivo com 60 parafusos na ligação

Deslocamento	DT	COEFICIENTE ANGULAR (kN/mm)	E_{exp} (N/mm ²)
Direção vertical	DT-1	2,456	24.653
	DT-2	1,527	24.237
	DT-3	1,381	18.319
	DT-4	2,882	22.972
	Média	2,062	22.545

A FIG. 92 mostra a curva carga-deslocamento vertical obtida no ensaio destrutivo de flexão estática. Com o objetivo de facilitar a visualização dos resultados, não foi traçado nesse gráfico o trecho do ensaio correspondente ao descarregamento e ao segundo carregamento. A região de agrupamento entre os resultados do primeiro carregamento e do segundo está indicada na FIG. 99.

A força aplicada foi medida apenas pelo anel dinamométrico e, para a obtenção da curva da FIG. 99, foram utilizadas as leituras da célula de carga posicionada sob o apoio fixo e a relação encontrada experimentalmente nos ensaios anteriores:

$$F = 2,85 \cdot F_{\text{apoio fixo}} \quad (20)$$

sendo F a carga aplicada; $F_{\text{apoio fixo}}$ a reação medida pela célula de carga posicionada sob o apoio fixo.

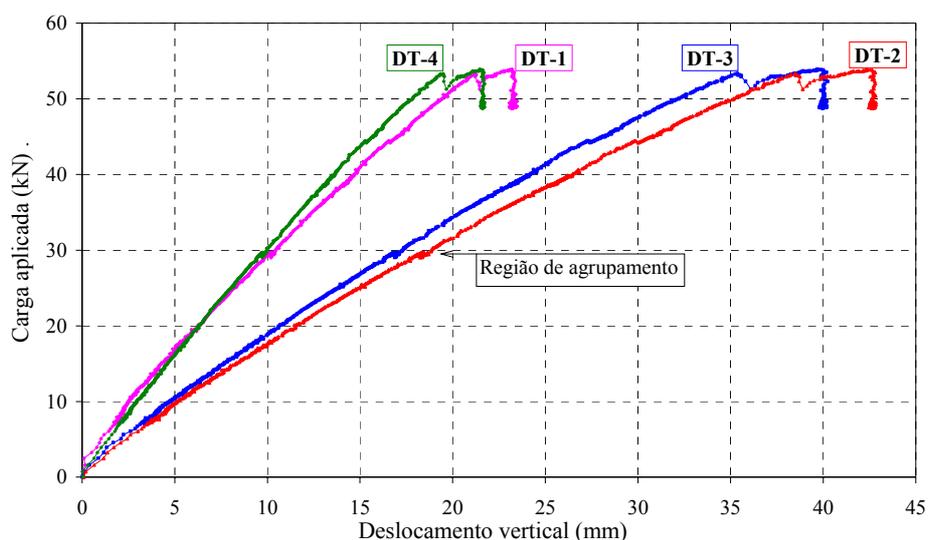


FIGURA 99 – Carga aplicada em função dos deslocamentos verticais

A carga máxima aplicada nesse ensaio foi de 53,9 kN e o deslocamento máximo medido pelo DT-2 de 42,80 mm.

10

TRATAMENTO DOS DADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo, são analisados os resultados dos ensaios de caracterização da madeira e de flexão estática da viga. Os resultados dos ensaios não-destrutivos foram avaliados a partir dos destrutivos. Criou-se uma metodologia para a fabricação de vigas de MLC mediante a utilização de ensaios não-destrutivos para a determinação do módulo de elasticidade das tábuas. Foi realizada uma análise da influência dos furos e do número de parafusos na rigidez à flexão da viga, e também estudados parâmetros importantes para a compreensão do comportamento da ligação.

10.1. Definição de uma metodologia para a fabricação das vigas de MLC

A consideração adotada para a disposição seletiva das lâminas nas vigas de MLC foi que o módulo de elasticidade, determinado a partir de ensaios destrutivos segundo a prescrição da NBR 7190 (1997), fosse representativo da lâmina. Tal consideração é limitada, devido às naturais variações da madeira ao longo da tábua. Entretanto, os resultados obtidos, conforme será visto, não desaprovam esta consideração.

Com o objetivo de definir uma metodologia simples, de fácil execução e viável de ser aplicada na prática, para a disposição seletiva das lâminas nas peças de MLC, foram avaliados alguns métodos não-destrutivos. Para a determinação do módulo de elasticidade, buscou-se definir uma equação a partir da velocidade do pulso ultra-sônico. Como os parâmetros normalmente utilizados nas equações que relacionam a velocidade de propagação do pulso ultra-sônico com o módulo de elasticidade são a densidade e o teor de umidade do material, esses parâmetros também foram obtidos através de métodos não-destrutivos.

10.1.1. Densidade da madeira

Considerando que os valores da densidade aparente determinados nos ensaios destrutivos (ρ_{ap}), seguindo a metodologia apresentada na NBR 7190 (1997), são representativos da densidade da tábua, pôde-se correlacioná-los com os valores das densidades obtidos nos ensaios não-destrutivos.

A relação encontrada entre ρ_{ap} e a densidade aparente de campo ($\rho_{ap,campo}$), eliminando-se dois pares de valores (tábuas 6 e 8), por apresentarem comportamento discrepante quando comparados aos demais, resultou em uma ótima correlação ($R^2 = 81,78\%$), como mostra a FIG. 100.

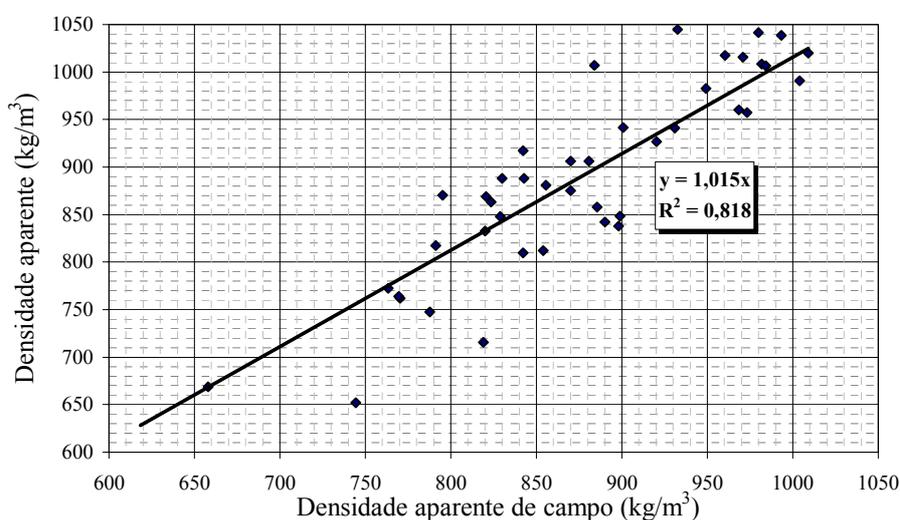


FIGURA 100 – Relação entre a densidade aparente e a densidade aparente de campo

Como o coeficiente angular da relação entre a ρ_{ap} e a $\rho_{ap,campo}$ foi praticamente igual a um, pode-se dizer que a $\rho_{ap,campo}$ é um parâmetro confiável e representativo da densidade aparente da tábua. A outra vantagem desse ensaio é a facilidade de execução e utilização de equipamentos simples (trena e balança).

Outro ensaio avaliado para a determinação da densidade da tábua foi com o uso do Pilodyn. Na TAB. 23 são apresentados os valores da densidade aparente (ρ_{ap}), da densidade básica (ρ_{bas}), da densidade aparente de campo (ρ_{campo}), bem como os comprimentos de penetração da haste do Pilodyn ao longo das tábuas. Tais valores possibilitaram a obtenção de outra relação para a determinação da densidade aparente das tábuas.

TABELA 23

Densidades e comprimentos de penetração da haste do Pilodyn ao longo das tábuas

Tábua	Densidade NBR 7190 (kg/m ³)		ρ_{campo} (kg/m ³)	Comprimento de penetração Pilodyn (mm)						
	ρ_{av}	ρ_{bas}		1	2	3	4	5	Média	Desvio Padrão
1	983	779	949	7,5	7,0	7,5	6,5	6,5	7,0	0,5
2	762	589	770	7,0	9,0	9,0	7,0	7,5	7,9	1,0
3	917	706	842	7,0	8,0	7,0	7,5	6,0	7,1	0,7
4	590	487	619	11,0	7,0	10,0	12,0	11,5	10,3	2,0
5	817	652	791	8,0	9,0	9,0	8,0	8,5	8,5	0,5
6	1030	858	852	8,0	7,0	8,0	8,0	8,0	7,8	0,4
7	838	679	898	8,0	8,0	8,0	7,0	9,0	8,0	0,7
8	870	702	707	7,0	8,0	9,0	9,0	9,0	8,4	0,9
9	1041	823	980	7,0	8,0	6,5	6,0	6,0	6,7	0,8
10	1038	829	993	7,0	7,5	7,5	7,0	7,0	7,2	0,3
11	833	662	820	7,0	7,5	6,5	8,0	7,0	7,2	0,6
12	888	711	830	8,0	6,0	7,0	8,0	7,0	7,2	0,8
13	842	677	890	7,0	7,0	7,0	7,0	8,0	7,2	0,4
14	863	673	824	8,0	8,5	8,0	8,0	7,5	8,0	0,4
15	991	802	1004	7,0	6,0	7,0	6,0	6,0	6,4	0,5
16	1008	809	982	7,0	7,0	6,0	7,0	6,0	6,6	0,5
17	1007	782	984	6,0	6,0	6,5	7,0	6,5	6,4	0,4
18	906	741	870	8,0	8,0	8,5	8,0	9,0	8,3	0,4
19	1007	829	884	8,5	8,5	10,0	9,0	9,0	9,0	0,6
20	1045	806	933	9,0	8,0	7,0	8,0	8,0	8,0	0,7
21	848	699	829	8,0	9,0	9,0	8,5	8,0	8,5	0,5
22	669	534	658	10,0	11,0	10,0	10,0	9,5	10,1	0,5
23	875	680	870	9,0	8,0	9,0	8,0	8,0	8,4	0,5
24	881	675	856	7,5	9,0	8,0	8,0	9,0	8,3	0,7
25	1017	836	960	8,0	10,0	9,0	10,0	9,0	9,2	0,8
26	652	507	744	9,5	10,0	8,0	9,0	8,5	9,0	0,8
27	958	784	973	10,0	7,5	7,5	7,5	8,5	8,2	1,1
28	848	651	899	8,0	8,0	9,0	8,0	7,0	8,0	0,7
29	810	627	842	8,0	8,0	8,0	6,5	8,0	7,7	0,7
30	1020	819	1009	7,0	7,0	7,5	6,5	7,0	7,0	0,4
31	927	718	920	8,0	8,5	7,0	9,0	9,0	8,3	0,8
32	1015	780	971	8,5	8,0	8,0	7,0	8,0	7,9	0,5
33	960	766	969	8,0	7,0	6,5	7,0	7,0	7,1	0,5
34	888	668	843	7,0	7,0	7,5	7,0	8,0	7,3	0,4
35	748	596	788	8,0	9,0	9,0	8,0	9,0	8,6	0,5
36	941	743	931	8,0	8,0	7,5	8,0	8,0	7,9	0,2
37	773	594	764	8,0	9,0	8,0	9,0	10,0	8,8	0,8
38	812	647	854	8,0	10,0	9,0	8,0	8,0	8,6	0,9
39	764	593	770	8,0	8,0	8,0	9,0	8,5	8,3	0,4
40	942	763	901	8,0	8,0	7,5	6,5	7,0	7,4	0,7
41	716	551	819	8,0	6,5	8,5	8,0	8,0	7,8	0,8
42	871	649	795	7,5	7,5	8,0	7,0	8,0	7,6	0,4
43	869	673	821	8,0	7,5	8,0	8,0	7,0	7,7	0,4
44	906	673	881	8,0	7,0	7,0	7,0	7,0	7,2	0,4
45	858	691	886	7,0	7,0	7,0	7,0	7,0	7,0	0,0

Um resumo das relações encontradas entre diferentes densidades e o comprimento de penetração médio da haste do Pilodyn ($C_{Pilodyn}$) é apresentado na TAB. 24. Estas relações possivelmente seriam maiores se a escala acoplada ao aparelho possuísse um maior “fundo de escala”.

TABELA 24
Relações entre densidade e comprimento de penetração do Pilodyn

Densidade	Tábuas eliminadas	Melhor correlação obtida (%)	Equação para densidade em kg/m^3
Aparente segundo NBR 7190 (1997) - $D_{aparente}$	19 e 25	51,7	$D_{aparente} = -93,341.C_{pilodyn} + 1610,8$
Básica segundo NBR 7190 (1997) - $D_{básica}$	19 e 25	45,5	$D_{básica} = -72,124.C_{pilodyn} + 1259,2$
Aparente de campo - D_{campo}	25 e 27	56,6	$D_{campo} = -78,879.C_{pilodyn} + 1480,9$

A melhor correlação entre a densidade e o comprimento médio de penetração do Pilodyn foi obtida utilizando-se a densidade aparente de campo. Essa correlação indica que 56,6 % dos dados podem ser representados pela equação, quando dois pares de valores (tábua 25 e 27) são eliminados. Na FIG. 101 é apresentada graficamente a curva de regressão linear.

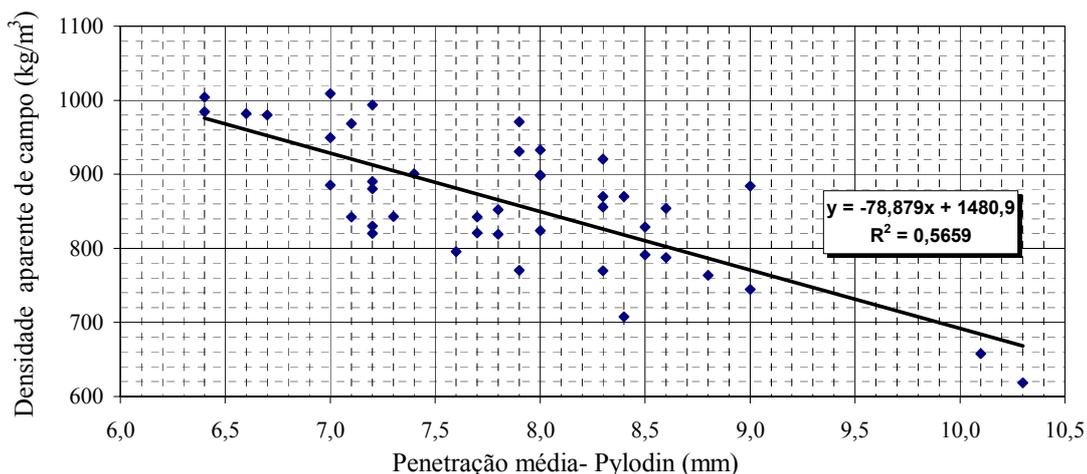


FIGURA 101– Densidade aparente de campo em função do comprimento médio de penetração do Pilodyn

Dos métodos analisados para a determinação da densidade das tábuas, o que apresentou resultado melhor foi para a densidade de campo. O método com o Pilodyn pode ser utilizado, entretanto, com menor precisão.

10.1.2. Teor de umidade da madeira

Os valores do teor de umidade determinados através de ensaio padronizado pela NBR 7190 (1997) nos CPs estão apresentados na TAB. 25. Encontram-se também nesta tabela os valores dos teores de umidade medidos, ao longo das lâminas, pelo Aquameter M-70.

Uma melhor visualização das variações dos teores de umidade numa mesma tábua e entre tábuas diferentes pode ser feita pela FIG. 102.

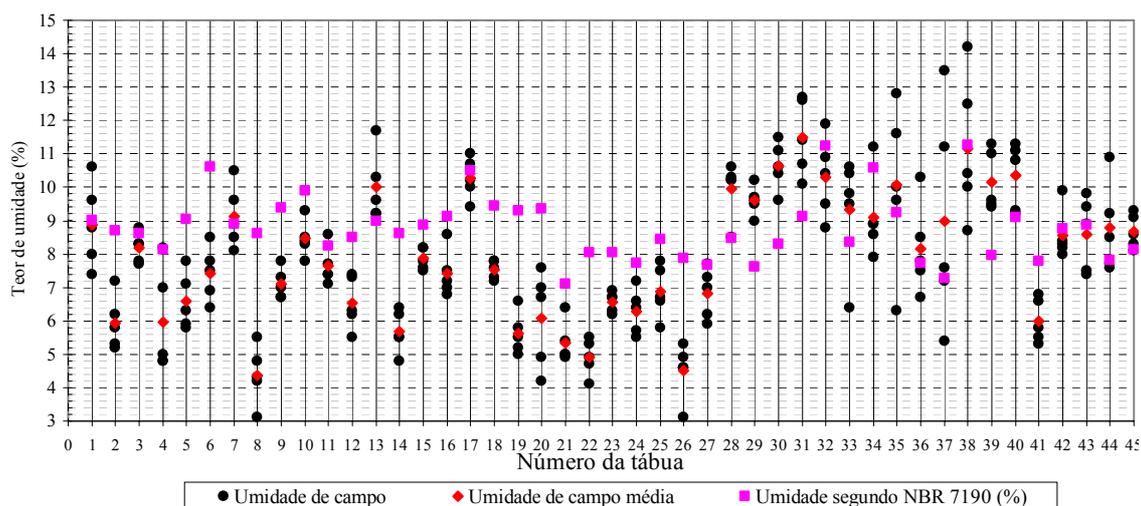


FIGURA 102– Variação do teor de umidade nas tábuas

Os resultados obtidos no ensaio não-destrutivo revelam que, dentro de uma mesma tábua, houve grande variação no teor de umidade. Houve, também, grande diferença entre os resultados obtidos a partir dos ensaios destrutivos, e os dos não-destrutivos. Não foi possível estabelecer uma relação entre os valores do teor de umidade obtidos nesses ensaios.

TABELA 25
Valores dos teores de umidade nas tábuas

Tábua	Teor de umidade NBR 7190 (1997) (%)	Teor de umidade Aquameter M-70 (%)						
		1	2	3	4	5	Média	Desvio Padrão
1	9,01	8,8	7,4	10,6	8,0	9,6	8,9	1,3
2	8,71	7,2	5,2	5,8	5,3	6,2	5,9	0,8
3	8,61	8,3	7,8	8,8	7,7	8,3	8,2	0,4
4	8,14	4,8	7,0	4,8	5,0	8,2	6,0	1,6
5	9,05	7,8	5,8	6,3	7,1	5,9	6,6	0,9
6	10,60	8,5	6,4	6,9	7,8	7,5	7,4	0,8
7	8,91	8,5	8,9	8,1	9,6	10,5	9,1	0,9
8	8,62	5,5	4,3	3,1	4,2	4,8	4,4	0,9
9	9,40	6,7	7,3	7,8	6,7	7,0	7,1	0,5
10	9,90	8,4	8,3	7,8	9,3	8,5	8,5	0,5
11	8,25	8,6	7,4	7,7	7,1	7,4	7,6	0,6
12	8,49	5,5	7,3	7,4	6,3	6,2	6,5	0,8
13	8,99	11,7	10,3	9,2	9,6	9,2	10,0	1,1
14	8,62	4,8	6,4	5,5	6,2	5,5	5,7	0,6
15	8,88	8,2	7,8	7,5	8,2	7,6	7,9	0,3
16	9,13	6,8	7,0	7,2	7,5	8,6	7,4	0,7
17	10,49	9,4	10,2	10,7	10,0	11,0	10,3	0,6
18	9,45	7,8	7,8	7,3	7,6	7,2	7,5	0,3
19	9,31	5,2	5,8	5,0	5,5	6,6	5,6	0,6
20	9,37	4,2	6,7	7,0	4,9	7,6	6,1	1,5
21	7,10	5,4	4,9	5,0	5,0	6,4	5,3	0,6
22	8,04	4,7	4,1	4,9	5,3	5,5	4,9	0,5
23	8,04	6,7	6,3	6,2	6,9	6,7	6,6	0,3
24	7,73	7,2	5,7	5,5	6,4	6,6	6,3	0,7
25	8,43	7,8	6,6	6,7	5,8	7,5	6,9	0,8
26	7,88	4,9	4,6	4,6	3,1	5,3	4,5	0,8
27	7,67	7,3	7,0	6,2	5,9	7,7	6,8	0,8
28	8,48	10,2	10,6	8,5	10,3	10,2	10,0	0,8
29	7,61	9,6	9,5	9,7	10,2	9,0	9,6	0,4
30	8,31	11,1	10,4	10,6	11,5	9,6	10,6	0,7
31	9,14	12,6	11,4	12,7	10,1	10,7	11,5	1,1
32	11,25	8,8	10,9	9,5	10,4	11,9	10,3	1,2
33	8,35	6,4	10,6	9,8	10,4	9,5	9,3	1,7
34	10,58	7,9	8,9	8,9	8,6	11,2	9,1	1,2
35	9,23	6,3	10,0	9,6	11,6	12,8	10,1	2,5
36	7,75	6,7	7,8	8,5	7,5	10,3	8,2	1,4
37	7,28	5,4	7,6	7,2	13,5	11,2	9,0	3,3
38	11,28	10,4	12,5	8,7	10,0	14,2	11,2	2,2
39	7,95	9,4	9,6	11,0	9,5	11,3	10,2	0,9
40	9,11	10,8	9,2	9,3	11,3	11,1	10,3	1,0
41	7,79	6,6	6,8	5,8	5,5	5,3	6,0	0,7
42	8,74	8,0	8,4	8,3	9,9	8,2	8,6	0,8
43	8,88	9,4	7,5	7,4	9,8	8,9	8,6	1,1
44	7,81	8,5	7,6	7,7	9,2	10,9	8,8	1,4
45	8,12	8,3	9,1	8,6	9,3	8,1	8,7	0,5

Na época dos ensaios não-destrutivos, as tábuas estavam expostas à temperatura em torno de 20° C e umidade reativa do ar de 65%. Assim, era de se esperar que a umidade da madeira estivesse em torno de 11% (umidade de equilíbrio). Os valores encontrados para o teor de umidade das tábuas, através dos ensaios não-destrutivos, e na maior parte dos CPs, revelam que o teor de umidade da madeira estava abaixo do teor de umidade de equilíbrio. Isto indica que, após a secagem, as tábuas ainda não haviam entrado em equilíbrio com as condições ambientais.

Os ensaios destrutivos foram realizados aproximadamente quatro meses após os não-destrutivos, e em um período com umidade relativa do ar mais elevada. Os resultados dos ensaios não-destrutivos revelam que maiores teores de umidade foram medidos e que a madeira estava se equilibrando com as condições ambientais. Tendo em vista que os ensaios destrutivos foram realizados em data mais próxima da colagem das tábuas, esses foram considerados representativos do seu teor de umidade.

Para a fabricação de peças de MLC, é importante observar o máximo teor de umidade das tábuas (11,28%) e a máxima diferença entre esses valores (4,18%). Assim, as tábuas utilizadas atendem às recomendações do Wood Handbook (1999), que indica: teor de umidade máximo da tábua de 16% e máxima diferença entre teores de umidade de 5%.

10.1.3. Módulo de elasticidade e resistência à compressão paralela

Estão apresentados na TAB. 26 o E_{c0} e a f_{c0} – determinados em ensaios de compressão paralela às fibras segundo a NBR 7190 (1997) – bem como das velocidades de propagação do pulso, calculadas pela relação entre a distância dos transdutores e o tempo de propagação medido pelos aparelhos de ultra-som.

TABELA 26

Resistência à compressão, módulo de elasticidade e velocidades de propagação do pulso ultra-sônico

Tábua	Ensaio de compressão para determinar o módulo de elasticidade		Velocidade média (m/s)		
			Sylvatest Transdutor 30 kHz	James	
	f_{c0} (N/mm ²)	E_{co} (N/mm ²)			Transdutor 150 kHz
1	95,72	24.910	5.533	5.063	5.081
2	62,60	17.635	4.967	4.341	4.895
3	78,32	28.816	5.832	4.839	5.993
4	65,42	15.656	5.474	4.634	4.880
5	78,79	23.209	4.901	3.746	5.208
6	72,48	16.527	5.043	4.089	4.435
7	73,53	18.517	4.612	3.544	5.031
8	73,58	17.157	5.529	4.114	4.641
9	91,83	23.685	5.210	4.523	5.190
10	78,81	19.072	5.106	4.331	4.772
11	83,62	23.250	5.552	4.190	5.325
12	87,68	30.322	5.904	5.067	6.098
13	72,89	17.775	4.630	3.779	4.891
14	76,90	23.780	5.028	4.257	5.442
15	90,96	23.905	4.756	4.121	4.904
16	87,25	21.566	4.773	4.284	4.923
17	101,46	27.443	5.463	4.715	5.181
18	90,57	21.993	5.321	4.841	5.132
19	70,18	16.106	4.855	4.226	4.208
20	94,89	22.947	5.170	4.841	5.049
21	74,85	21.530	5.492	4.784	4.784
22	66,11	15.026	5.273	4.556	4.539
23	74,68	17.282	5.366	4.621	4.596
24	80,10	19.652	5.349	4.356	5.036
25	64,93	16.034	4.493	2.910	4.803
26	65,86	16.165	5.246	4.718	4.741
27	67,94	16.804	4.162	3.207	4.252
28	91,47	27.196	5.500	4.517	5.396
29	73,52	18.578	5.659	4.688	5.179
30	58,87	13.949	5.671	3.872	4.293
31	89,11	25.142	5.314	4.739	5.226
32	85,89	24.970	5.077	3.877	4.981
33	96,37	24.910	5.328	4.738	5.081
34	76,42	22.704	5.485	4.204	5.088
35	77,43	24.441	5.311	4.546	4.916
36	70,22	20.643	4.596	3.793	4.795
37	72,81	23.781	5.352	4.639	5.442
38	71,37	18.601	5.624	3.995	4.931
39	63,43	16.182	5.434	4.670	4.787
40	80,40	21.260	4.943	4.465	4.929
41	101,19	33.364	6.269	4.873	5.956
42	80,20	22.707	6.021	5.147	5.378
43	87,15	23.886	5.675	4.935	5.413
44	67,82	16.119	4.602	3.546	4.725
45	84,33	24.553	5.441	4.926	5.171

Fazendo um tratamento estatístico dos resultados experimentais apresentados na tabela anterior, mediante a utilização do MINITAB 13.20, foram encontradas equações para a determinação do E_{c0} e da f_{c0} , através de regressões lineares múltiplas. As equações determinadas em função da ρ_{Campo} sempre apresentaram correlações superiores. Por isso as equações seguintes são função desse parâmetro.

$$f_{c0} = 10^{-3,74} \times \rho_{ap,campo}^{0,489} \times U^{0,233} \times v_{cp}^{1,08} \quad R^2 = 0,546 \quad (21)$$

$$f_{c0} = 10^{-3,19} \times \rho_{ap,campo}^{0,649} \times U^{0,179} \times v_{Sylvatest}^{0,809} \quad R^2 = 0,354 \quad (22)$$

$$f_{c0} = 10^{-2,76} \times \rho_{ap,campo}^{0,645} \times U^{0,221} \times v_{James}^{0,702} \quad R^2 = 0,519 \quad (23)$$

$$E_{c0} = -14.122 + 0,000934 \cdot v_{cp}^2 + 13,6 \cdot \rho_{ap,campo} \quad R^2 = 0,780 \quad (24)$$

$$E_{c0} = -11.691 + 0,000602 \cdot v_{Sylvatest}^2 + 18,8 \cdot \rho_{ap,campo} \quad R^2 = 0,327 \quad (25)$$

$$E_{c0} = -5.156 + 0,000629 \cdot v_{James}^2 + 16,5 \cdot \rho_{ap,campo} \quad R^2 = 0,330 \quad (26)$$

sendo f_{c0} e E_{c0} em N/mm²; $\rho_{ap,campo}$ em kg/mm³; U o teor de umidade da madeira em %; v_{cp} , $v_{Sylvatest}$, v_{James} a velocidade média de propagação do pulso ultra-sônico em m/s, medida no CP, ao longo da tábua com o aparelho de ultra-som Sylvatest e ao longo da tábua com o aparelho de ultra-som James respectivamente.

Uma análise das EQ. 21 a 26 indica que seus coeficientes de correlação são sempre superiores, quando se relacionam as propriedades mecânicas com a velocidade medida no CP. Tal comportamento já era esperado, uma vez que as propriedades da madeira podem variar dentro da mesma tábua. Assim, as equações mais consistentes são aquelas que relacionam as propriedades e a velocidade medidas nos CPs. Devido a isto, para a determinação da f_{c0} e do E_{c0} das tábuas, deve-se utilizar as EQ. 21 e 24 respectivamente, independente do CP e do ultra-som utilizados para a medição do tempo de propagação do pulso ultra-sônico.

O comprimento de penetração médio do Pilodyn também pode ser utilizado para a determinação do f_{c0} e do E_{c0} . Entretanto, as equações encontradas apresentam menor coeficiente de correlação, conforme EQ. 27 e 28.

$$f_{c0} = 10^{-1,23} \times C_{Pilodyn}^{-0,399} \times U^{0,284} \times v_{cp}^{0,869} \quad R^2 = 0,490 \quad (27)$$

$$E_{c0} = 8935 + 0,000835 \cdot v_{CP}^2 - 1108 \cdot C_{Pilodyn} \quad R^2 = 0,745 \quad (28)$$

sendo f_{c0} e E_{c0} em N/mm²; $C_{Pilodyn}$ o comprimento de penetração médio da haste do Pilodyn ao longo da tábua (mm); v_{cp} , a velocidade média de propagação do pulso ultra-sônico em m/s, medida no CP.

Uma avaliação dos resultados obtidos para o E_{c0} , utilizando a EQ. 24 e as velocidades médias de propagação do pulso ultra-sônico nas tábuas, foi feita através do cálculo da rigidez homogeneizada $(EI)_{hom}$ das vigas de MLC, ver TAB. 27.

TABELA 27
Módulo de elasticidade das tábuas e rigidez das vigas

(Continua)

Viga	Tábua	$E_{c0}^{(1)}$ (N/mm ²)	$E_{c0}^{(2)}$ (N/mm ²)	$E_{c0}^{(3)}$ (N/mm ²)
Viga 1 (8×23,2) cm ²	41	33.364	32.359	17.786
	42	22.707	31.510	22.366
	38	18.601	26.424	11.742
	44	16.119	17.850	9.792
	30	13.949	29.616	13.534
	26	16.165	20.492	15.560
	29	18.578	26.764	17.351
	20	22.947	24.856	21.772
	45	24.553	25.127	20.122
		EI (kN.mm²)	2.093.540.916	2.314.377.230
Viga 2 (8×23,2) cm ²	12	30.322	30.430	21.833
	11	23.250	25.933	13.505
	10	19.072	24.155	17.303
	6	16.527	23.454	15.292
	22	15.026	20.977	14.369
	39	16.182	23.827	16.590
	24	19.652	24.487	15.460
	5	23.209	19.365	10.004
	33	24.910	25.313	19.749
	EI (kN.mm²)	2.059.318.910	2.127.543.647	1.437.071.782
Viga 3 (8×24,4) cm ²	3	28.816	30.118	20.220
	9	23.685	25.196	18.933
	40	21.260	21.361	17.152
	27	16.804	14.911	8.311
	4	15.656	21.970	14.014
	8	17.157	26.191	13.399
	36	20.643	18.259	11.943
	37	23.781	23.115	16.438
	1	24.910	27.688	23.024
	EI (kN.mm²)	2.396.100.111	2.510.102.484	1.846.324.713

TABELA 27
Módulo de elasticidade das tábuas e rigidez das vigas

(Conclusão)

Viga	Tábua	$E_{c0}^{(1)}$ (N/mm ²)	$E_{c0}^{(2)}$ (N/mm ²)	$E_{c0}^{(3)}$ (N/mm ²)
Viga 4 (8×23,2) cm ²	17	27.443	27.443	20.330
	14	23.781	21.132	14.429
	21	21.530	25.516	18.692
	7	18.517	17.048	8.888
	19	16.106	21.406	16.052
	2	17.635	19.246	13.791
	16	21.566	20.681	16.528
	35	24.441	22.378	15.318
	32	24.970	23.585	13.512
		EI (kN.mm²)	2.051.516.561	1.975.057.814
Viga 5 (8×23,2) cm ²	28	27.196	25.667	16.471
	43	23.886	27.775	20.441
	34	22.704	26.055	14.465
	23	17.282	24.679	17.726
	25	16.034	18.570	7.620
	13	17.775	17.355	10.672
	18	21.993	24.650	20.096
	15	23.905	20.480	15.213
	31	25.142	24.862	19.463
		EI (kN.mm²)	2.051.767.508	2.045.382.172

⁽¹⁾ E_{c0} (N/mm²) - Ensaio destrutivo. ⁽²⁾ E_{c0} (N/mm²) - Equação 24 com $v_{Sylvatest}$

⁽³⁾ E_{c0} (N/mm²) - Equação 24 com v_{James}

Os valores das $(EI)_{hom}$ das vigas foram comparados aos valores da rigidez experimental $((EI)_{exp})$ determinada nos ensaios de flexão estática da viga sem ligação. Na TAB. 28, está um resumo com todos os valores encontrados para as rigidezes das vigas de MLC.

TABELA 28
Comparação entre os valores da rigidez das vigas

Viga	Lado de aplicação da carga	$(EI)_{exp}$ (kN.mm ²)	$(EI)_{exp}$ média (kN.mm ²)	$(EI)_{hom}$ (kN.mm ²)		
				Ensaio de compressão no CP	Velocidade média na tábua EQ. 24	
					Sylvatest	James
V1	L1	1.857.592.853	1.850.585.316	2.093.540.916	2.314.377.230	1.581.348.010
	L2	1.843.577.779				
V2	L1	1.837.250.932	1.778.923.618	2.059.318.910	2.127.543.647	1.437.071.782
	L2	1.720.596.303				
V3	L1	2.073.433.569	2.078.169.933	2.396.100.111	2.510.102.484	1.846.324.713
	L2	2.082.906.297				
V4	L1	1.700.533.027	1.699.652.019	2.051.516.561	1.975.057.814	1.339.163.771
	L2	1.698.771.011				
V5	L1	1.787.534.924	1.784.400.510	2.051.767.508	2.045.382.172	1.461.541.718
	L2	1.781.266.097				

Os resultados apresentados na tabela anterior revelam que são bem próximos os valores das $(EI)_{hom}$ calculados através dos E_{c0} determinados nos ensaios destrutivos; e aqueles, calculados a partir dos E_{c0} determinados nos ensaios não-destrutivos com o Sylvatest, e utilizando a EQ. 24 (diferenças máximas de 11%). Esses valores foram sempre maiores que os valores médios da $(EI)_{exp}$ determinados nos ensaios de flexão estática, sendo a diferença máxima de 20%. Desta forma, tais métodos podem ser utilizados para a determinação da rigidez de vigas de MLC.

Os valores da rigidez da viga calculados com os E_{c0} determinados nos ensaios não-destrutivos com o James ao longo da tábua, e com a EQ. 24, foram menores que os das $(EI)_{exp}$ médias. A maior diferença entre eles ocorreu na viga V4, sendo o valor do ensaio não-destrutivo 27% menor que o do ensaio de flexão. Este método também pode ser utilizado para determinação da rigidez de vigas de MLC.

10.1.4. Metodologia para a fabricação de peças MLC

A análise dos resultados obtidos através dos ensaios não-destrutivos permitiu definir uma metodologia para a fabricação de peças de MLC, resumida a seguir:

- a) avaliação visual das tábuas, buscando separar aquelas com os seguintes defeitos: rachaduras, nós, fibras retorcidas;
- b) identificação das tábuas;
- c) determinação do teor de umidade da madeira a partir de ensaio não-destrutivo, com aparelho devidamente calibrado para a espécie de madeira utilizada. É importante fazer leituras, ao longo do comprimento da tábua, para verificar se há grandes variações nesses valores. Devem ser observados um limite máximo para o teor de umidade e a máxima variação entre os teores de umidade das lâminas;
- d) determinação da densidade das tábuas. Dois métodos podem ser utilizados de acordo com as possibilidades do fabricante:
 - determinação do peso e do volume das tábuas (método mais preciso, para o caso analisado);
 - determinação do comprimento médio de penetração da haste do Pilodyn ao longo das tábuas.

- e) medição do tempo de propagação de ondas ultra-sônicas, ao longo da tábua, com o aparelho de ultra-som disponível;
- f) determinação do módulo de elasticidade da tábua através de uma relação específica para a madeira utilizada (para *Eucalyptus grandis*, a EQ. 24 pode ser usada);
- g) execução de mapa de posicionamento das lâminas na seção transversal das peças de MLC de forma que as lâminas com menores módulos de elasticidade e/ou defeituosas sejam posicionadas na parte central;
- h) a estimativa da rigidez das vigas de MLC, pode ser feita a partir de uma homogeneização dos módulos de elasticidade de suas lâminas.

10.2. Resistência da linha de cola

Para analisar os resultados dos ensaios de cisalhamento na linha de cola, é importante conhecer a resistência da madeira ao cisalhamento. Na TAB. 29 estão os valores da resistência média ao cisalhamento – considerando as duas tábuas utilizadas no CP –, bem como as resistências ao cisalhamento e à tração na linha de cola.

TABELA 29
Comparação entre as resistências na linha de cola

Linha de cola	Tábuas	Resistência média ao cisalhamento das duas tábuas (N/mm ²)	Resistência ao cisalhamento na linha de cola (N/mm ²)	Resistência à tração normal na linha de cola (N/mm ²)
1 ^a	31/15	15,40 ⁽¹⁾	7,84 ⁽¹⁾	4,24
2 ^a	15/18	14,50	17,53	4,94
3 ^a	18/13	13,22	11,12	5,11
4 ^a	13/25	12,66	15,68	4,26
5 ^a	25/23	15,19	14,49	3,46
6 ^a	23/34	15,08	13,79	6,60
7 ^a	34/43	13,41	13,22	5,74
8 ^a	43/28	14,32	11,94	4,40
Média		14,05	13,97	4,84

⁽¹⁾ Valor desconsiderado no cálculo da média

Os resultados apresentados na tabela anterior revelam que a 1^a linha de cola apresentou resistência ao cisalhamento bem inferior à resistência média das tábuas. Isto indica que a colagem não foi bem feita neste ponto, a pressão aplicada na prensagem deve ter sido inferior à necessária.

Nas FIG. 103 e 104 podem ser observados os CP que, após a ruptura, visivelmente apresentaram problemas na linha de cola e/ou menor resistência.



FIGURA 103– Corpo-de-prova da 1ª linha de cola após ensaio de cisalhamento

A ruptura do CP mostrado na FIG. 103 ocorre em parte na madeira, em parte na cola, isto confirma a existência de problemas na colagem.

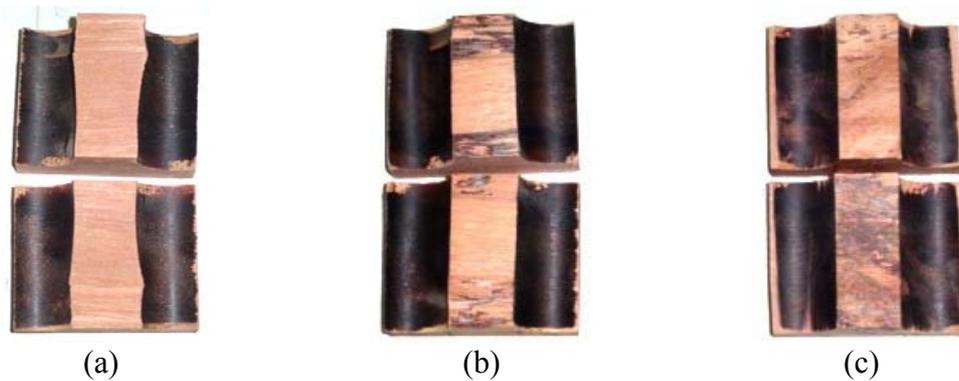


FIGURA 104– Ruptura na linha de cola após ensaio de tração normal
(a) 1ª linha de cola (b) 3ª linha de cola (c) 5ª linha de cola

Apesar da primeira linha de cola ter apresentado um valor mais baixo da resistência à tração normal, a foto da FIG. 104-a revela que a ruptura se deu totalmente na madeira. A ruptura dos CPs da 3ª e da 5ª linha de cola, como mostra FIG. 104-b e c, não ocorreu somente na madeira, indicando problemas na colagem da viga.

10.3. Ensaio de flexão

10.3.1. Flexão na viga de MLC sem ligação

Os resultados dos ensaios de flexão estática das vigas de MLC permitiram a determinação dos módulos de elasticidade experimentais (E_{exp}) para as vigas de MLC.

Os E_{exp} foram utilizados na avaliação dos métodos para a determinação dos módulos de elasticidade das tábuas, e também serão utilizados na avaliação da influência dos furos e do número de parafusos na rigidez da viga.

10.3.2. Flexão estática na viga de MLC com os furos

Na FIG. 105 é apresentada a linha elástica da viga V3 com e sem furos, nos dois lados ensaiados, e com carga aplicada de 36 kN. Neste gráfico, pode-se observar que as linhas elásticas traçadas para os dois lados da viga com e sem furos são praticamente iguais, e que houve um aumento nos deslocamentos verticais devido aos furos.

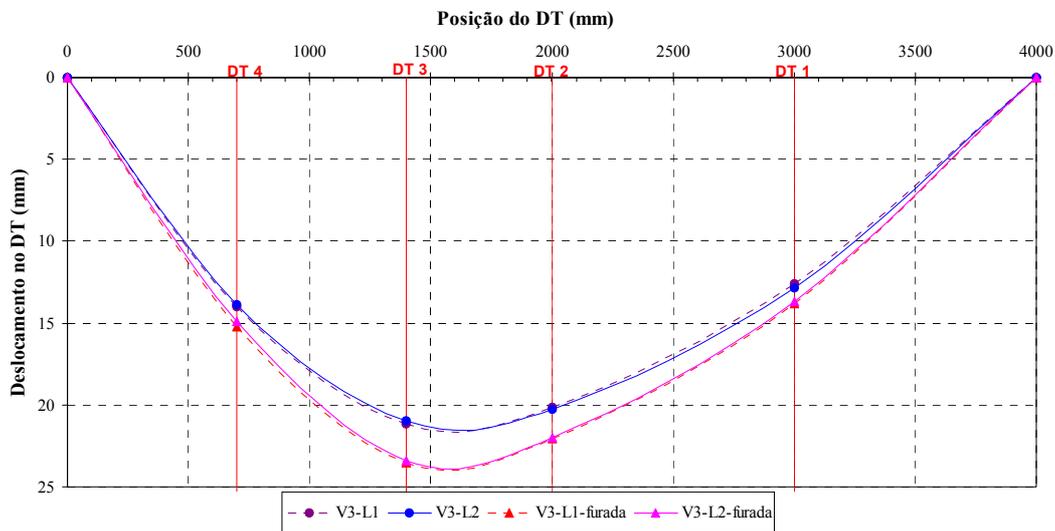


FIGURA 105– Linha elástica da viga V3 com carga de 36 kN

Na TAB. 30 estão os valores do módulo de elasticidade experimental médio para cada lado da viga com e sem furos, e as porcentagens das reduções devido aos furos.

TABELA 30
Variação no módulo de elasticidade da viga V3 com e sem furos

Ensaio	E_{exp} (N/mm ²)	Redução no E_{exp} devido aos furos (%)
V3-L1	21.410	8,4
V3-L1-furada	19.613	
V3-L2	21.508	7,6
V3-L2-furada	19.880	

A redução do volume de madeira, na viga, ocasionada pelos furos necessários à inserção de 84 parafusos auto-atarraxantes e 8 barras rosqueadas, provocou uma redução no E_{exp} em torno de 8%.

10.3.3. Flexão estática na viga de MLC com ligação

Os resultados obtidos nos ensaios de flexão estática da viga com a ligação foram analisados nos itens seguintes.

10.3.3.1. Estudo do número de parafusos auto-atarraxantes

A rigidez de uma ligação pode ser avaliada a partir da relação entre o momento na seção da ligação e o momento numa seção rígida equivalente. Segundo Racher (1996), para que uma ligação seja considerada rígida, a relação entre esses momentos deve ser superior a 85%. Sendo a relação entre momentos igual à relação entre a rigidez à flexão da viga com e sem ligação, é possível classificar as ligações com diferentes quantidades de parafusos (ver TAB. 31).

Os valores da rigidez experimental média $(EI)_{ComLigação}$ para cada ensaio de flexão estática nas vigas com diferentes números de parafuso são apresentados na TAB. 31. Nessa tabela, também é mostrada a relação entre a rigidez experimental da viga V5-L2 com a ligação e a rigidez experimental média da viga V5-L2 sem ligação $((EI)_{ComLigação}/(EI)_{SemLigação})$. O valor da rigidez experimental média da viga V5-L2 sem ligação foi determinado anteriormente a partir do ensaio de flexão estática e, é 1.781.266.097 kN.mm².

TABELA 31
Variações na rigidez em função do número de parafusos

Número de parafusos	Rigidez da ligação $(EI)_{ComLigação}$ (kN.mm ²)	$\frac{(EI)_{ComLigação}}{(EI)_{SemLigação}}$ (%)	Classificação da ligação
84	2.107.976.043	118	Rígida
76	2.047.379.823	115	Rígida
68	1.953.055.854	110	Rígida
60	1.839.493.275	103	Rígida
52	1.717.393.283	96	Rígida
44	1.667.400.294	94	Rígida
36	1.599.638.793	90	Rígida
28	1.502.103.793	84	Semi-rígida
20	1.315.563.846	74	Semi-rígida

Os valores de rigidez apresentados na tabela anterior, revelam que o arranjo de ligação estudado possibilita até mesmo um aumento na rigidez à flexão da viga, podendo superar a redução devido aos furos. O aumento na rigidez à flexão ocorre devido à interação da viga com as chapas. Assim, quanto maior o número de parafusos e o comprimento das chapas, maior será a interação e, conseqüentemente, maior a $(EI)_{exp}$ da viga. O número de parafusos auto-atarraxantes que permitiu a recuperação da rigidez à flexão da viga foi 60.

Uma equação para a determinação do aumento da rigidez à flexão da viga pode ser escrita em função do número de parafusos. O gráfico da FIG. 106 foi traçado visando mostrar a porcentagem de recuperação da rigidez à flexão da viga em função do número de parafusos na ligação.

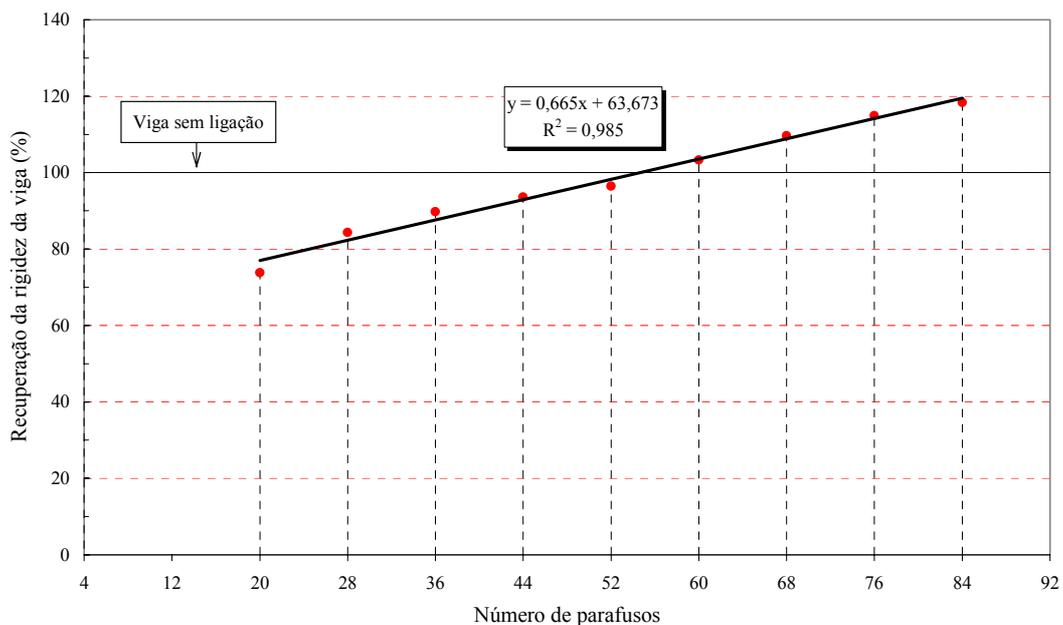


FIGURA 106 – Recuperação da rigidez viga em função do número de parafusos auto-atarraxantes

A partir da curva apresentada na FIG. 106, foi estabelecida uma relação entre a recuperação da rigidez à flexão da viga com ligação e o número de parafusos na ligação, ver EQ. 29.

$$\frac{(EI)_{ComLigação}}{(EI)_{SemLigação}} = 0,665N + 63,673 \quad (29)$$

sendo $\frac{(EI)_{ComLigação}}{(EI)_{SemLigação}}$ a recuperação da rigidez à flexão da viga, em porcentagem (%); N

o número de parafusos usados na ligação.

10.3.3.2. Linha neutra na seção da ligação

Os valores do deslocamento na seção da ligação permitem visualizar o posicionamento da linha neutra para cada ensaio de flexão estática e com cada carga aplicada.

Os deslocamentos angulares das duas partes da viga (θ_1 e θ_2), na seção da ligação, são diferentes devido à não simetria do carregamento. O momento fletor (M_1) na extremidade da chapa mais próxima da carga aplicada é maior que o momento na outra extremidade da chapa (M_2), por isto, este lado da viga tende a ter deslocamentos angulares maiores ($\theta_1 > \theta_2$), ver FIG. 107.

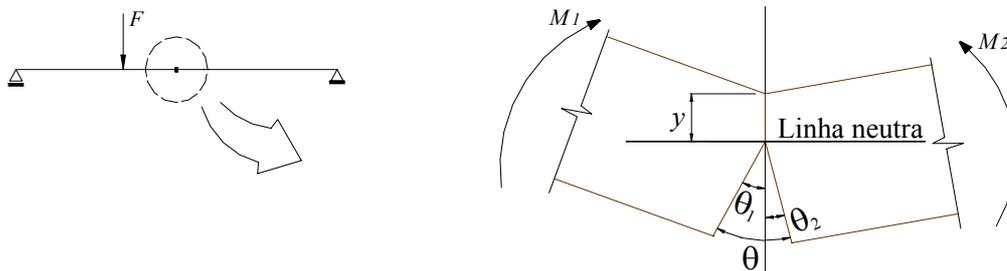


FIGURA 107 – Deslocamentos angulares na seção da ligação

Admitindo-se a relação entre o momento fletor e o deslocamento angular da viga como linear, calculou-se a relação entre os momentos atuantes, nos dois lados da ligação, considerando igual à relação entre os deslocamentos angulares ($M_1/M_2 = \theta_1/\theta_2$). Desta forma, foi possível traçar os deslocamentos horizontais na seção central (aberturas entre as vigas) dividindo-os proporcionalmente aos momentos atuantes nas chapas. Na TAB. 32, estão apresentadas as maiores relações entre os momentos atuantes, nos dois lados da ligação, nas seções do parafuso mais externo, em função do número de parafusos.

TABELA 32

Maiores relações entre os momentos fletores

Número de parafusos	M_1/M_2
84	1,63
76	1,56
68	1,50
60	1,44
52	1,38
44	1,33
36	1,27
28	1,22
20	1,17

Com os resultados do ensaio da viga V5-L2 com 60 parafusos auto-atarraxantes, no último ciclo de carregamento, foi traçado o gráfico da FIG. 108. Nessa figura são apresentados os deslocamentos horizontais medidos pelos DT-7, DT-8 e DT-9 e distribuídos em relação ao centro da ligação, através das relações dadas na tabela anterior. Também estão apresentados os deslocamentos relativos entre as chapas e a viga medidos pelos DT-5 e DT-6.

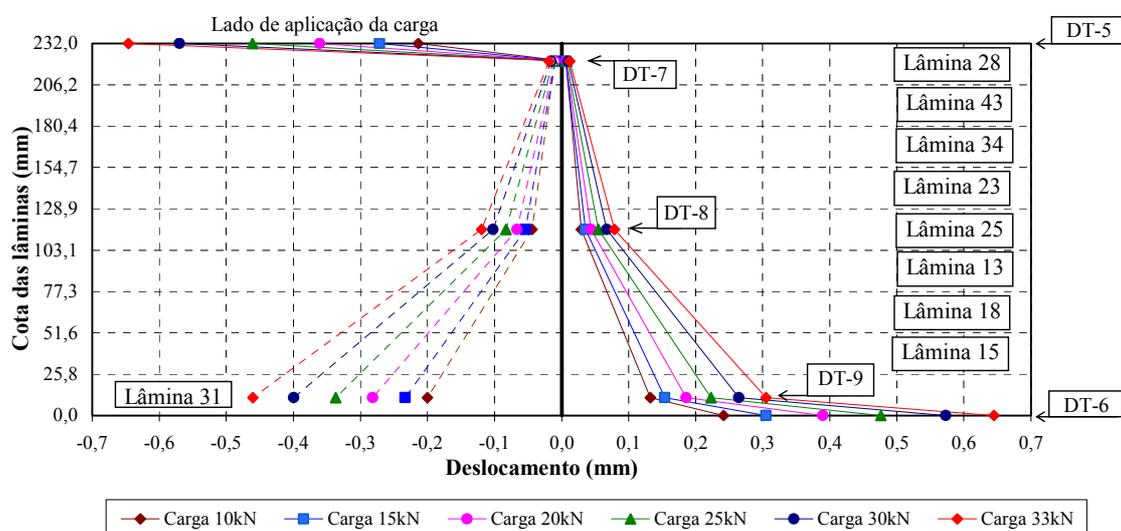


FIGURA 108 – Deslocamentos na seção da ligação na viga V5-L2 com 60 parafusos auto-atarraxantes

O deslocamento relativo entre a madeira e as chapas, medido pelo DT-5 e pelo DT-6, não resultaram apenas de deslocamentos de corpo rígido. Caso isto ocorresse, era de se esperar que esses deslocamentos fossem pontos pertencentes à reta traçada entre os deslocamentos dos DT-8 e DT-9. Pelo gráfico da figura anterior, é fácil notar que esses

deslocamentos superaram aqueles devidos apenas ao deslocamento de corpo rígido. Conclui-se, portanto, que os deslocamentos medidos pelos DT-5 e DT-6 representam, além de um deslocamento de corpo rígido, uma parcela de deslocamento devido às deformações, dos dois materiais, nas paredes dos parafusos.

O gráfico da FIG. 108 também revela que os deslocamentos medidos pelo DT-7 não foram os esperados. A seção onde foi instalado esse aparelho estava comprimida, e ele não possui sensibilidade adequada para a medição de deformações de compressão. Assim, determinou-se a profundidade da linha neutra considerando apenas as leituras dos DT-8 e DT-9, traçando-se retas entre os deslocamentos experimentais e medindo-se a distância entre a face superior da viga e o ponto onde estas retas cruzaram o eixo transversal da seção central da viga. Na FIG. 109 é apresentada a profundidade da linha neutra para a viga V5-L2, ensaiada com 60 parafusos na ligação.

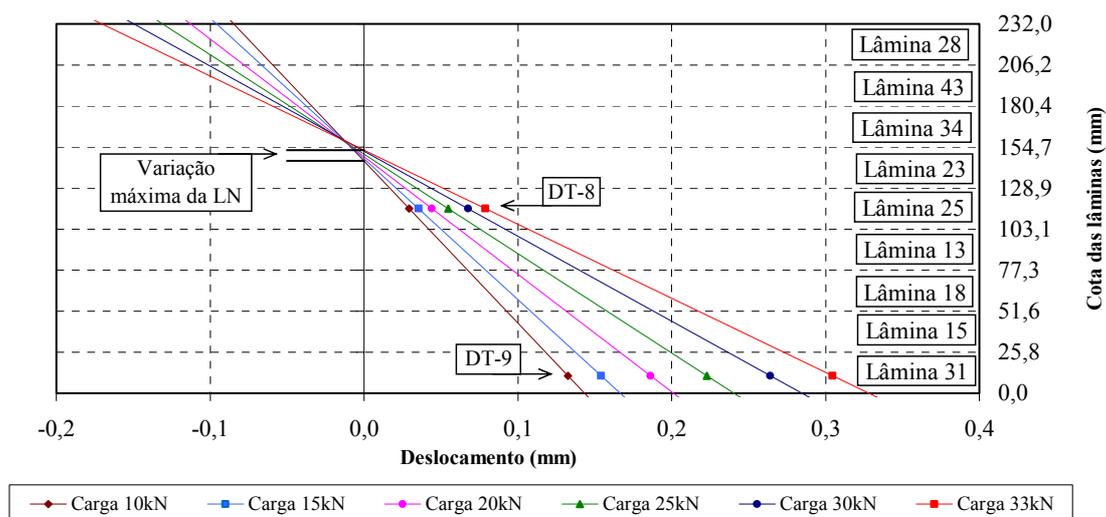


FIGURA 109 – Variação na linha neutra da viga V5-L2 com 60 parafusos auto-atarraxantes

Pelo gráfico da FIG. 109, pode-se afirmar que a variação na profundidade da linha neutra foi pequena. Na TAB. 33 estão os valores da profundidade da linha neutra em função da carga, no ensaio da viga V5-L2 com 60 parafusos.

TABELA 33
Variação na profundidade da linha neutra da viga V5-L2 com 60 parafusos

Carga no último trecho (kN)	Profundidade da linha neutra (mm)
10	86,13
15	84,64
20	83,46
25	81,83
30	79,90
33	79,27
Média	82,7
Máxima diferença	6,86

A profundidade da linha neutra não apresentou grande variação com o carregamento aplicado. A variação máxima observada foi de 12%, e se deu entre a menor e a maior carga considerada.

A profundidade da linha neutra em cada ensaio de flexão estática com variados números de parafusos auto-atarraxantes e com uma carga definida é mostrada na TAB. 34 e na FIG. 110.

TABELA 34
Profundidade da linha neutra

Número de parafusos	Carga (kN)	Profundidade da LN (mm)
84	33	86,70
76	33	82,68
68	33	74,82
60	33	79,27
52	33	65,77
44	33	23,40
36	33	0,00
28	33	0,00
20	29	0,00

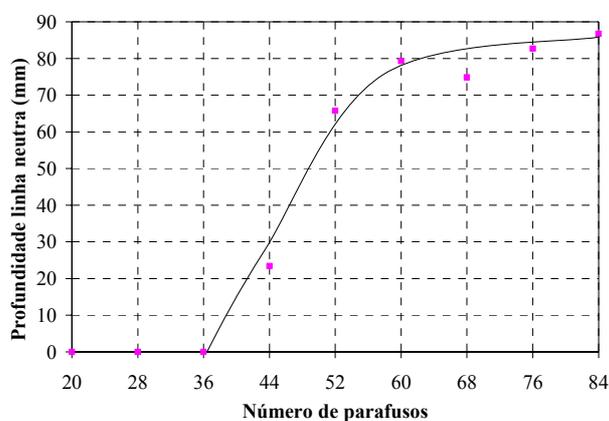


FIGURA 110 – Profundidade da linha neutra em função do número de parafusos

Nos ensaios de flexão estática com poucos parafusos auto-atarraxantes (menos de 36) e com cargas elevadas, a linha neutra não está contida na seção da viga. Desta forma, o esforço de compressão passa a ser transmitido totalmente pelos parafusos existentes na chapa comprimida.

10.3.3.3. Rigidez dos parafusos auto-atarraxantes ao esforço cortante

Para o cálculo da rigidez linear experimental é necessária a determinação da forças horizontais atuantes nas chapas, na seção da ligação. É possível calcular as forças horizontais transferidas para as chapas a partir dos resultados experimentais, desde que admitidas as simplificações:

- quando a linha neutra não está contida na seção da viga, as forças horizontais serão totalmente transmitidas pelas chapas e terão o mesmo módulo ($|H_c| = |H_t|$);
- quando a linha neutra está contida na seção da viga, as tensões de compressão serão transmitidas pela chapa e pelas partes da viga em contato. Nesse caso, admitindo-se que há interação total entre as chapas e a madeira, as deformações de tração e de compressão serão iguais nas chapas e nas extremidades da viga (ver FIG. 111).

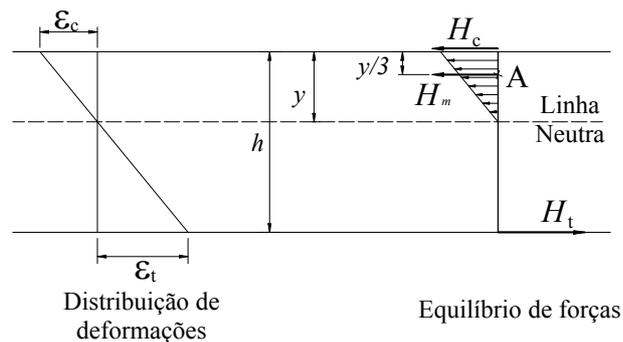


FIGURA 111 – Distribuição de deformações e equilíbrio de forças

Assim é possível escrever:

$$\frac{\epsilon_c}{y} = \frac{\epsilon_t}{h - y} \quad (30)$$

sendo ϵ_c e ϵ_t as deformações de compressão e tração respectivamente; h a altura da viga; y a profundidade da linha neutra.

Nas chapas, temos que:

$$\frac{\sigma_c}{E_a y} = \frac{\sigma_t}{E_a (h - y)} \quad (31)$$

sendo σ_c e σ_t as tensões de compressão e tração respectivamente; E_a o módulo de elasticidade do aço.

Como as chapas possuem a mesma seção transversal:

$$H_c = H_t \left(\frac{y}{h-y} \right) \quad (32)$$

sendo H_c e H_t as forças horizontais nas chapas comprimida e tracionada respectivamente.

Fazendo o equilíbrio de momentos no ponto A (FIG. 111) e utilizando a EQ. (32), temos:

$$H_t = M \cdot \left(\frac{3 \cdot (h-y)}{y^2 + (3h-y) \cdot (h-y)} \right) \quad (33)$$

sendo M o momento atuante na seção da ligação.

A rigidez linear experimental dos parafusos auto-atarraxantes será definida numericamente igual à inclinação da reta de regressão linear, da curva carga horizontal (H_c ou H_t) em função do deslocamento relativo (DT-5 ou DT-6), no trecho compreendido entre 10% e 50% da carga prevista de ruptura. É importante ressaltar que nesse deslocamento relativo estão incluídos os deslocamentos de corpo rígido e os deslocamentos devido às deformações, dos dois materiais, nas paredes dos parafusos.

Nos ensaios com menor número de parafuso, onde o carregamento aplicado foi limitado pelo deslocamento verticais no DT-2, o trecho utilizado para a determinação da rigidez linear experimental estava compreendido entre 60% e 80% da flecha máxima.

Os valores das rigidezes lineares experimentais das chapas superior e inferior foram diferentes, e estão apresentadas na TAB. 35.

TABELA 35
Rigidez linear experimental

Número de parafusos	Rigidez linear experimental (kN/mm)-			
	Chapa superior		Chapa inferior	
	Σ	Por parafuso	Σ	Por parafuso
84	115,1	(5,5)	-231,3	-11,0
76	100,6	(5,3)	-214,7	-11,3
68	76,6	(4,5)	-179,6	-10,6
60	81,2	(5,4)	-175,5	-11,7
52	58,7	(4,5)	-150,1	-11,5
44	13,8	(1,3)	-124,3	-11,3
36	111,7	12,4	-106,9	-11,9
28	97,4	13,9	-80,2	-11,5
20	85,6	17,1	-58,5	-11,7

Obs.: Os valores das rigidezes lineares experimentais entre parênteses não são reais, pois os deslocamentos também são impedidos pelas partes da viga em contato.

Os sinais das rigidezes lineares experimentais indicam o sentido dos deslocamentos medidos pelos DT-5 e DT-6. As rigidezes lineares experimentais dos parafusos inseridos na chapa superior não apresentaram resultados coerentes, estando a linha neutra contida na seção da viga, pois neste caso a madeira também estava trabalhando.

10.3.3.4. Rigidez rotacional da ligação

Um parâmetro importante para a caracterização de ligações solicitadas ao momento fletor é a rigidez rotacional. A partir da determinação da rigidez rotacional da ligação é possível classificá-la em flexível, rígida ou semi-rígida, e também acrescentar uma parcela de deslocamento vertical devido ao giro relativo entre as peças da ligação na elástica da viga.

Para a determinação da rigidez rotacional experimental, traçou-se a curva do momento fletor na seção central em função do deslocamento angular relativo entre as peças ligadas. O deslocamento angular da ligação foi calculado a partir dos deslocamentos medidos pelos DT-8 e DT-9. A FIG. 112 ilustra essa curva para a viga V5-L2 com 60 parafusos.

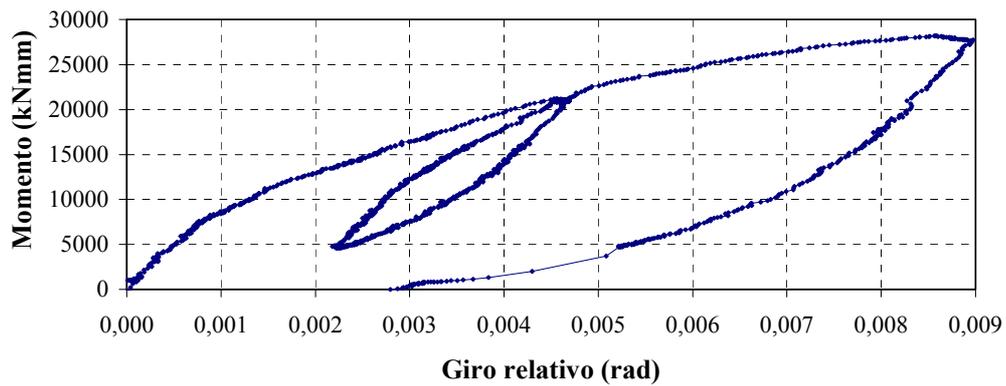


FIGURA 112 –Momento em função do deslocamento angular relativo no ensaio da viga V5-L2 com 60 parafusos

A rigidez rotacional foi admitida numericamente igual à inclinação da reta de regressão linear no trecho reto, compreendido entre 10% e 50% da carga de ruptura estimada, na última fase de carregamento. Na FIG. 113 é mostrado o trecho onde foi determinada a rigidez rotacional experimental no mesmo ensaio.

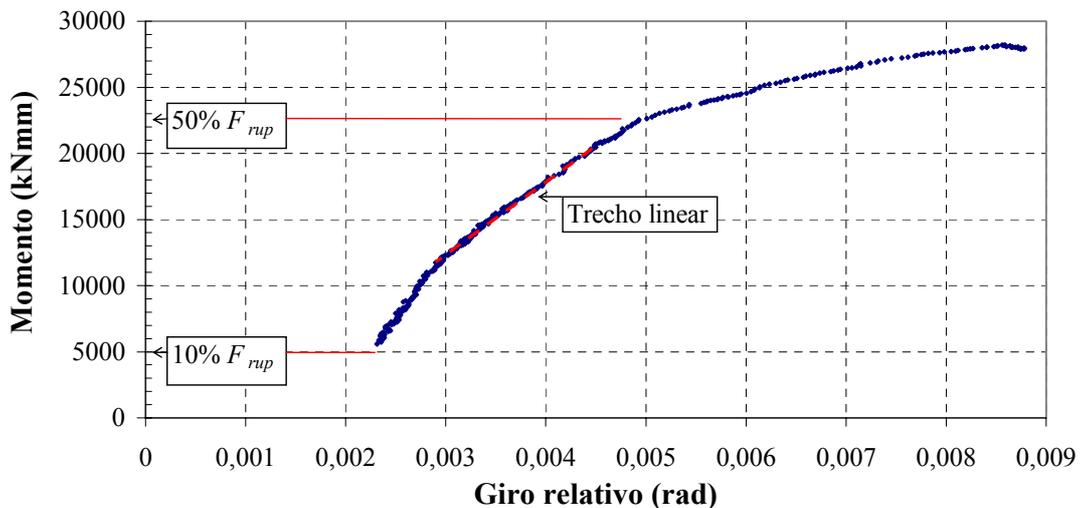


FIGURA 113 – Trecho considerado na determinação da rigidez rotacional no ensaio da viga V5-L2 com 60 parafusos

A curva do momento em função do deslocamento angular relativo entre as peças, apresentou inclinação decrescente com a diminuição do número de parafuso, ou seja, quanto menor o número de parafusos mais flexível é a ligação. Os valores da rigidez rotacional experimental ($R_{r,exp}$) estão apresentados na terceira coluna da TAB. 36.

É possível calcular a rigidez rotacional da ligação por modelos teóricos. Komatsu (2000) deduziu uma equação para a determinação dessa rigidez em ligações com o mesmo arranjo em estudo, e considerando o esforço de compressão transmitido pelas peças de madeira em contato e pelos parafusos auto-atarraxantes na chapa comprimida. A equação deduzida por Komatsu (2000) e adaptada ao caso em estudo é apresentada a seguir:

$$\alpha \cdot R_{r,teo} = \sum K_{si} \cdot (h - y) \cdot \left(h - \frac{y}{3} \right) \cdot \frac{(2y^3 - (3h - 4\psi) \cdot y^2 + 6h \cdot (\beta - \psi) \cdot y - 6\beta h)}{4\beta \cdot (4hy - 3h^2 - y^2)} \quad (34)$$

sendo $\alpha \cdot R_{r,teo}$ a rigidez rotacional teórica da metade direita da ligação; α a relação entre o deslocamento angular total e o deslocamento angular correspondentes à parte direita da ligação (θ/θ_2), ver FIG. 114; $\sum K_{si}$ (rigidez linear da ligação) numericamente igual à inclinação da reta secante da curva carga-deslocamento relativo, determinada em ensaio em CP de ligação; h a altura da viga; y a profundidade da linha neutra; $\psi = \frac{E_s t}{E_{c0}}$;

$$\beta = \frac{l_0 \sum K_{si}}{bE_{c0}}; E_s = \frac{\sum K_{si} l_0}{A}; t \text{ e } b \text{ a espessura e a largura da chapa respectivamente; } A$$

a área da seção da chapa; l_0 metade do comprimento da chapa; E_{c0} módulo de elasticidade à compressão paralelo às fibras da madeira.

Como não foram realizados ensaios em CP de ligação, o valor do $\sum K_{si}$ foi determinado a partir de resultados obtidos nos ensaios da viga com ligação. Levando-se em consideração a hipótese assumida por Komatsu, que considera a abertura na seção da ligação igual à um deslocamento de corpo rígido, o valor de $\sum K_{si}$ foi admitido numericamente igual à inclinação da reta de regressão linear da curva carga horizontal na chapa tracionada (na seção da ligação) em função da abertura horizontal na região de contato entre a madeira e a chapa (S_2). O valor de S_2 foi determinado a partir das proporções lineares entre os deslocamentos x_1 e x_2 , determinados a partir das leituras dos DT-8 e DT-9, e considerando as relações entre os deslocamentos angulares (α), ver FIG. 114.

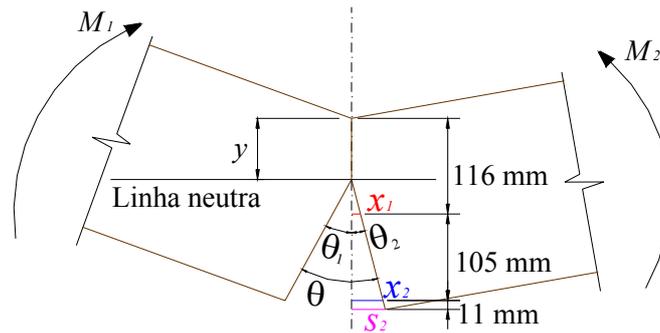


FIGURA 114 – Deslocamentos na seção da ligação

Na TAB. 36 estão apresentadas os valores de $\sum K_{si}$ e da rigidez rotacional teórica ($R_{r,teo}$), calculada a partir da EQ. 34.

TABELA 36
Rigidez rotacional da ligação

Número de parafusos	$\sum K_{si}$ (kN/mm)	$R_{r,exp}$ (kN.mm)	$R_{r,teo}$ (kN.mm)	$\frac{R_{r,exp}}{R_{r,teo}}$
84	602,92	7.156.108	6.029.727	1,19
76	564,16	6.770.625	5.834.976	1,16
68	500,61	5.778.018	5.374.273	1,08
60	427,65	5.474.089	4.755.398	1,15
52	326,00	5.096.755	3.788.261	1,35
44	279,64	4.731.694	3.258.941	1,45
36	174,87	3.579.731	2.070.685	1,73
28	137,78	3.275.591	1.668.571	1,96
20	80,23	2.411.514	993.172	2,43

Nos ensaios com maiores números de parafusos (84, 76, 68, 60) as diferenças entre a $R_{r,exp}$ e $R_{r,teo}$ foram as menores, em torno de 15%. Isto indica que a formulação de Komatsu é uma boa aproximação para a determinação da rigidez rotacional da ligação, quando se utiliza, um número mínimo de 60 parafusos auto-atarraxantes.

Com a diminuição do número de parafusos, a diferença entre a rigidez rotacional experimental e a teórica aumentou. Na FIG. 115 são apresentadas as relações entre a rigidez experimental e teórica em função do número de parafusos.

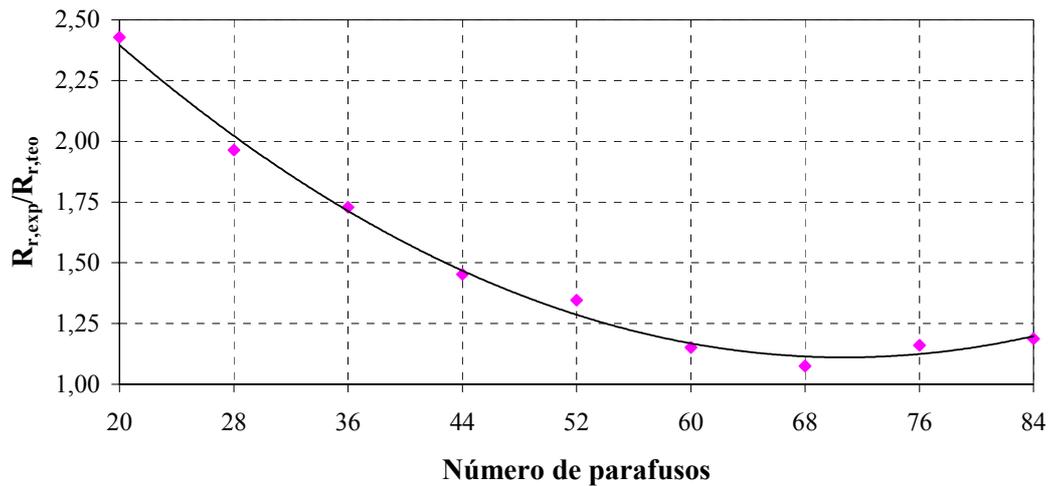
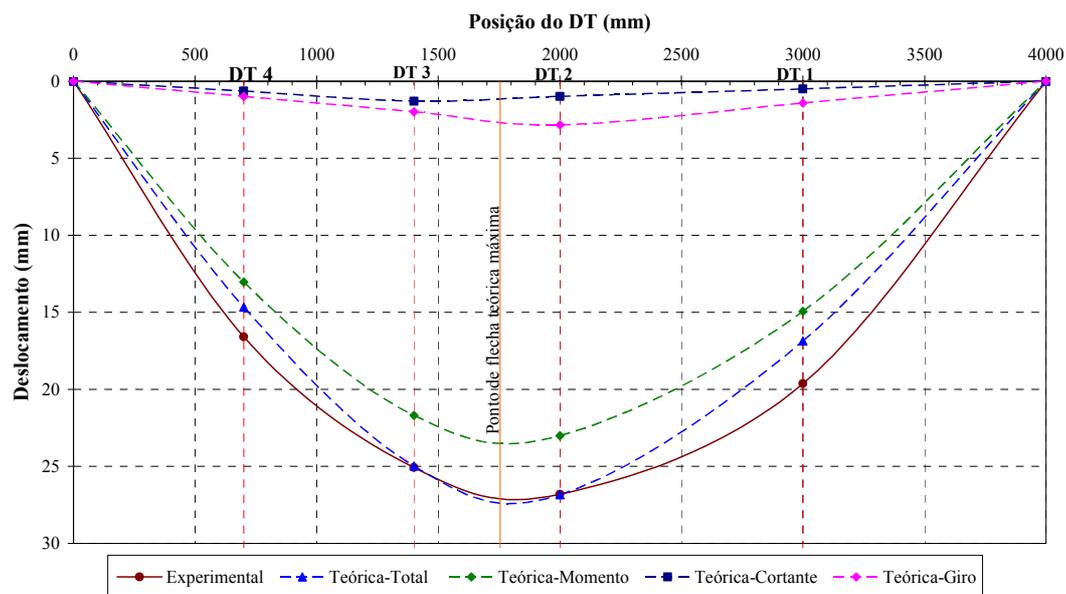


FIGURA 115 – Relação entre a rigidez experimental e teórica em função do número de parafusos

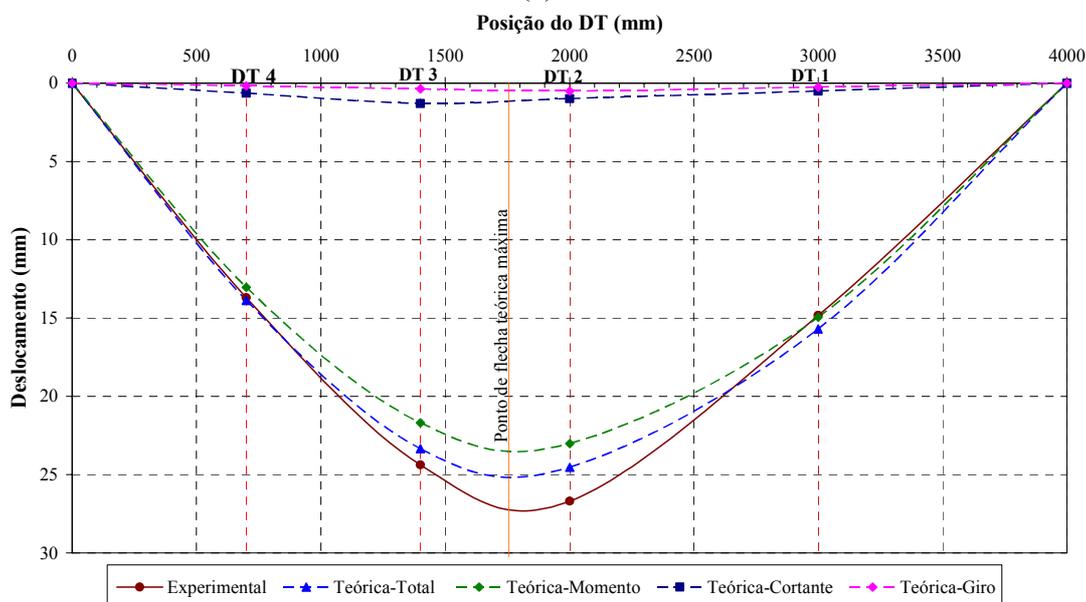
Observando a figura anterior, é fácil notar que para quantidades de parafusos inferiores à necessária para a recuperação da rigidez à flexão da viga, a formulação de Komatsu (2000) não foi representativa dos resultados experimentais.

10.3.3.5. Linha elástica

Para cada ensaio de flexão estática e considerando um carregamento específico, foi possível traçar a linha elástica experimental, através partir dos deslocamentos verticais medidos. Também foi possível traçar uma linha elástica teórica a partir das equações da resistência dos materiais. A elástica teórica consta de três parcelas: uma devido ao momento fletor, uma devido às deformações angulares causadas pelo esforço cortante e outra devido ao giro relativo entre as partes da viga. A parcela referente ao giro tem pouca influência nas ligações rígidas, mas nas ligações semi-rígidas é de influência considerável. Isto pode ser observado nos gráficos da FIG. 116, onde estão traçadas linhas elásticas teóricas e experimental, para a viga V5-L2 com 20 e com 60 parafusos.



(a)



(b)

FIGURA 116 – Linhas elásticas experimentais e teórica para a viga V5-L2

(a) Ensaio com 20 parafusos e carga aplicada de 30kN

(b) Ensaio com 60 parafusos e carga aplicada de 40kN

Assim, nas ligações rígidas, a influência do giro relativo entre as peças é pequena, podendo ser desconsiderada no cálculo teórico da flecha. Entretanto, nas ligações semi-rígidas, esta parcela é de considerável influência, podendo superar a da cortante.

As equações teóricas utilizadas para a determinação da elástica considerando o efeito do momento fletor, da força cortante e do giro na seção da ligação são mostradas a seguir:

$$\text{Para } x \leq a: f = \frac{F \cdot b \cdot x}{l} \left[\frac{(l^2 + b^2 - x^2)}{6 \cdot E \cdot I_z} + \frac{\alpha}{G \cdot A} \right] + \frac{Fla}{8R_r} \cdot \left(\frac{2x}{l} \right) \quad (36)$$

Para $x \geq a$:

$$f = \frac{F \cdot b \cdot x}{6 \cdot l \cdot E \cdot I_z} (l^2 - b^2 - x^2) + \frac{F \cdot (x - a)^3}{6 \cdot E \cdot I_z} - \frac{\alpha \cdot F \cdot a \cdot x}{G \cdot A \cdot l} + \frac{\alpha \cdot F \cdot a}{A \cdot G} + \frac{Fla}{8R_r} \cdot \left(\frac{2x}{l} \right) \cdot \alpha_1 + \frac{Fla}{8R_r} \cdot \left(\frac{2x - l}{l} \right) \cdot \alpha_2 \quad (37)$$

sendo R_r a rigidez rotacional da ligação; α_1 e α_2 definidos pelas EQ. 38 e 39, e os demais parâmetros definidos no capítulo 9 – p. 145.

$$\text{Para } a \leq x \leq l/2 \Rightarrow \alpha_1 = 1 \text{ e } \alpha_2 = 0 \quad (38)$$

$$\text{Para } x \geq l/2 \Rightarrow \alpha_1 = 0 \text{ e } \alpha_2 = 1 \quad (39)$$

Como o objetivo de avaliar a influência da rigidez rotacional da viga na determinação de seu módulo de elasticidade experimental, estão apresentados na TAB. 38 os valores calculados com (E_{exp}) e sem a consideração deste parâmetro ($E_{exp, SemGiro}$).

TABELA 37
Comparação entre valores de módulo de elasticidade

Número de parafusos	E_{exp} (N/mm ²)	$E_{exp, SemGiro}$ (N/mm ²)	$\frac{E_{exp, SemGiro}}{E_{exp}}$
84	25.322	27.305	1,08
76	24.594	26.594	1,08
68	23.461	25.517	1,09
60	22.097	24.200	1,10
52	20.630	22.651	1,10
44	20.029	22.114	1,10
36	19.215	21.857	1,14
28	18.044	20.663	1,15
20	15.803	18.759	1,19

Pelos resultados apresentados na tabela anterior, nota-se que as maiores diferenças foram obtidas para as ligações classificadas como semi-rígidas (28 e 20 parafusos). As diferenças entre os valores do módulo de elasticidade considerando e não considerando a influência da rigidez rotacional, nas ligações rígidas é praticamente constante – em torno de 10%.

10.3.4. Ensaio destrutivo de flexão estática

Ocorreu colapso múltiplo na região da viga de MLC próxima do ponto de aplicação da carga. Houve ruptura por tração nas duas lâminas inferiores, por compressão nas três lâminas superiores e por cisalhamento na lâmina central, conforme FIG. 117.



FIGURA 117 – Ruptura na viga com 60 parafusos auto-atarraxantes

Também foi observada ruptura por cisalhamento na região do anel e, uma flexão dos parafusos com inclinações decrescentes a partir do parafuso mais próximo da região de aplicação da carga, ver FIG. 118.

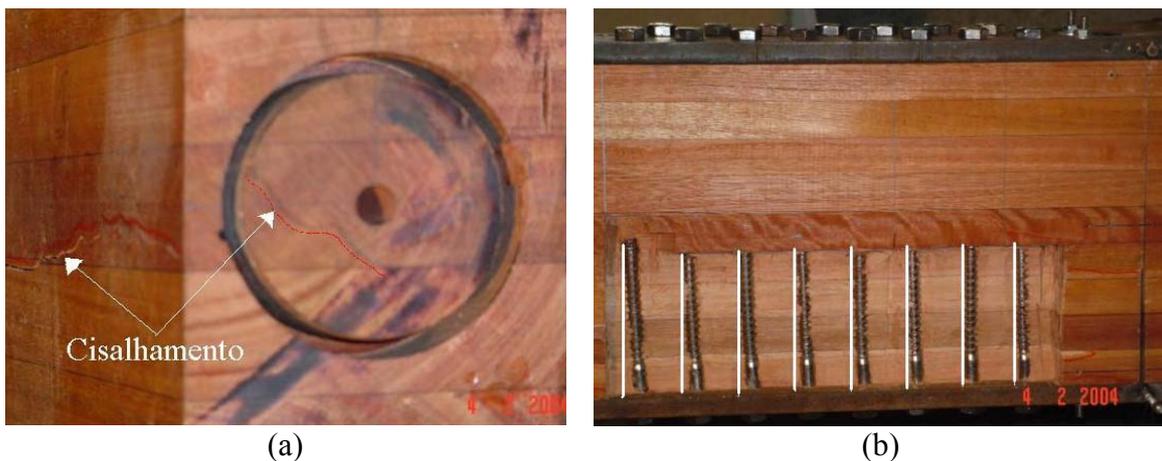


FIGURA 118 – Detalhes da ruptura

(a) Ruptura por cisalhamento (b) Flexão dos parafusos auto-atarraxantes inferiores

11

CONCLUSÃO

O estudo experimental realizado neste trabalho permitiu a avaliação de métodos não-destrutivos para a fabricação otimizada de peças de MLC. Os métodos não-destrutivos utilizados para a determinação da densidade da madeira apresentaram resultados satisfatórios, e os resultados obtidos para a densidade de campo foram mais precisos que os obtidos com o Pilodyn.

Os resultados experimentais, referentes ao teor de umidade das tábuas, obtidos com ensaios não-destrutivos, foram diferentes dos obtidos nos ensaios destrutivos. Acredita-se, entretanto, que esta variação pode ser creditada aos diferentes teores de umidade de equilíbrio da madeira, quando da realização dos ensaios, já que esses foram realizados em diferentes datas. O aparelho de contato (Aquameter M-70) utilizado para a determinação do teor de umidade da madeira é suficientemente preciso e pode ser utilizado, desde que devidamente calibrado, para a espécie de madeira avaliada.

A equação encontrada para a determinação do módulo de elasticidade das tábuas de *Eucalyptus grandis*, através da velocidade de propagação de ondas ultra-sônicas em CPs extraídos de cada tábua, e da densidade da madeira, apresentou ótima correlação ($R^2 = 0,78$).

Os valores da rigidez homogeneizada das vigas de MLC, calculados a partir dos E_{c0} determinados em ensaios de compressão paralela às fibras, foram próximos dos encontrados usando o E_{c0} calculado pela EQ. 24 (p. 169) e com a velocidade de propagação média do pulso ultra-sônico determinado pelo Sylvatest. Os resultados dos

ensaios de flexão estática comprovam a eficiência desses dois métodos para a determinação da rigidez à flexão das vigas. A EQ. 24 (p. 169) também pode ser utilizada para a determinação do módulo de elasticidade da tábua, com o valor da velocidade média de propagação do pulso ultra-sônico ao longo das tábuas, determinado através do ultra-som fabricado pela James Instrument Inc..

Os resultados dos ensaios de flexão estática na viga, com área reduzida pelos furos necessários à inserção dos elementos de ligação, indicaram uma redução de aproximadamente 8% sua rigidez à flexão.

Os resultados dos ensaios de flexão estática na viga com a ligação, mediante a variação do número de parafusos auto-atarraxantes, permitiram avaliar o comportamento da ligação e, ainda, identificar a influência do número de parafusos na rigidez à flexão da viga. Notou-se que, quando foram utilizados 60 parafusos auto-atarraxantes na ligação, a rigidez à flexão da viga com ligação foi praticamente igual à rigidez da mesma viga ensaiada sem ligação. Com o aumento do número de parafusos na ligação (68, 72 e 84), houve também um aumento na rigidez à flexão da viga, ou seja, a ligação funcionou também como um reforço. Quando foram utilizados menos de 60 parafusos (52, 44, 36, 28 ou 20) a rigidez à flexão da viga com ligação foi sempre inferior à rigidez da mesma viga sem ligação.

Os valores experimentais encontrados para a rigidez linear da ligação, obtidos a partir dos ensaios da ligação em escala natural, indicam que estes devem ser sempre determinados na parte tracionada da ligação. Notou-se que os valores experimentais da rigidez linear, determinados na parte comprimida da ligação, apresentaram interferências quando a linha neutra estava contida na seção transversal da ligação, ou seja, quando o esforço horizontal também foi transferido pela madeira em contato.

Com os valores experimentais da rigidez à flexão da viga sem ligação e da viga com ligação, variando-se o número de parafusos e, com as orientações de Racher (1996), foi possível classificar as ligações em função do número de parafusos. Utilizando-se 84, 72,

68, 60, 52, 48 e 36 parafusos auto-atarraxantes na ligação, ela pode ser considerada rígida, e utilizando-se 28 ou 20, a ligação é considerada semi-rígida.

O dimensionamento realizado, em situação de ruptura, com base na norma brasileira (NBR-7190, 1997), revelou a necessidade de 68 parafusos auto-atarraxantes. Esse número foi superior ao número necessário para a recuperação da rigidez à flexão da viga (60 parafusos). Isto demonstrou certo conservadorismo, que poderá ser sanado mediante a introdução, nessa norma, do dimensionamento de ligações com parafusos auto-atarraxantes. A introdução do dimensionamento de ligações com parafusos auto-atarraxantes na norma brasileira certamente incentivaria e ampliaria a utilização destes pinos no país

As barras rosqueadas, utilizadas na ligação com o objetivo de resistirem ao esforço vertical (perpendicular ao eixo longitudinal da viga), podem ser eliminadas sem prejuízo para a ligação, uma vez que as deformações medidas nas duas barras com extensômetros elétricos foram muito pequenas, indicando forças axiais inferiores a 100 N. Isso também demonstra elevada eficiência dos parafusos auto-atarraxantes quando solicitados a esforços axiais, não permitindo a solicitação das barras rosqueadas.

Com base no estudo experimental, pode-se concluir que a ligação estudada tem grande potencial de ser utilizada na prática: é de fácil execução e de garantida eficiência, quando adequadamente dimensionada. Os elementos de ligação possuem elevada resistência aos esforços de cisalhamento ou axiais, quando inseridos em peças de madeira.

Algumas sugestões para pesquisas futuras, com o objetivo de dar continuidade ao estudo de ligações com parafusos auto-atarraxantes, são listadas a seguir:

- 1) Estudo experimental da resistência da madeira ao embutimento de parafusos auto-atarraxantes, considerando-se a haste com e sem rosca;
- 2) Avaliação de equações teóricas para a determinação da resistência ao embutimento de parafusos auto-atarraxantes;

- 3) Estudo experimental da resistência e da rigidez linear, em corpos-de-prova de ligação, utilizando-se parafusos auto-atarraxantes;
- 4) Avaliação experimental de ligações, em escala natural, entre peças de madeira com diferentes inclinações, por meio de chapas laterais metálicas e parafusos auto-atarraxantes;
- 5) Estudo experimental da resistência e da rigidez de ligações com parafusos auto-atarraxantes solicitados ao esforço axial;
- 6) Estudo experimental com o objetivo de definir parâmetros importantes para a execução de ligações com parafusos auto-atarraxantes, tais como: diâmetros de pré-furação e geometria da ligação;
- 7) Estudo experimental com o objetivo de definir uma metodologia para o dimensionamento de ligações, utilizando-se parafusos auto-atarraxantes em estruturas de madeira.

Acrescenta-se, ainda, outra sugestão, esta referente ao estudo de fabricação de peças de MLC:

- 8) Determinação de equações para o módulo de elasticidade em função da densidade e da velocidade de propagações do pulso ultra-sônico, para diferentes espécies de madeiras.

REFERÊNCIAS

ALMEIDA, Pedro A. O. **Estruturas de madeira de grande porte**. 1990. 293 p. Tese (Doutorado) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo.

ALMEIDA, Pedro. A. O. **Uniões pregadas de madeira**. 1987. 174 p. Dissertação (Mestrado) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo.

AMERICAN FOREST AND PAPER ASSOCIATION - AF&PA & AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS – ASCE. **Standard for Load and Resistance factor Design (LRFD) for engineered wood construction. AF&PA-16-95**. Virginia, 1996.

AMERICAN FOREST AND PAPER ASSOCIATION - AF&PA. Course: **Engineered Wood Products**. 12 Oct. 2001. Disponível em: <<http://www.awc.org/HelpOutreach/eCourses/MAT210/EWP.pdf>> Acesso em: 25 nov. 2002.

AMERICAN FOREST AND PAPER ASSOCIATION - AF&PA. Course: **The wood connection session**. 26 Feb. 2002. Disponível em: <<http://www.awc.org/HelpOutreach/eCourses/DES110/WSF2002Connections/ppframe.htm>>. Acesso em: 25 nov. 2002.

AMERICAN FOREST AND PAPER ASSOCIATION - AF&PA. Technical Report 12: **General Dowel Equations for Calculating Lateral Connection Values (TR-12)**. 1999. 24 p. Disponível em: <<http://www.awc.org/pdf/tr12.pdf>> Acesso em: 03 dez. 2002.

AMERICAN FOREST AND PAPER ASSOCIATION. **National Design Specification for Wood Construction (NDS)**. 1991 edition. American Forest and Paper Association, Washington, D.C.

AMERICAN INSTITUTE OF TIMBER CONSTRUCTION – AITC – **Checking in glued timber**. Technical note 11 (TN 11). Jun. 1987. 3 p. Englewood, CO.

AMERICAN INSTITUTE OF TIMBER CONSTRUCTION – AITC – **Checking in glued laminated timber**. Technical note 11. June 1987. 3 p. Englewood, CO.

AMERICAN INSTITUTE OF TIMBER CONSTRUCTION – AITC – **Evaluation of checking in glued laminated members**. Technical note 18. October 2001. 9 p. Englewood, CO.

AMERICAN INSTITUTE OF TIMBER CONSTRUCTION – AITC – **Guidelines for evaluation of drilled holes and notches in structural glued laminated timber beam**. Technical note 19. May 2002. 9 p. Englewood, CO.

AMERICAN INSTITUTE OF TIMBER CONSTRUCTION – AITC. **Timber Construction manual**. 4th. ed. 1984. Englewood, CO.

ANDERSON, G.T. **Experimental Investigation of Group Action Factor for Bolted Wood Connections**. Master of Science Thesis, Department of Civil & Environmental Engineering, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia, Dec. 18, 2001, 299 p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 7190: Projeto de estruturas de madeira**. Rio de Janeiro, 1997.

ASTM. **Standard test methods for mechanical fasteners in wood**. D 1761-88, Philadelphia, PA, 1988.

AUNE, Petter; PATTON-MALLORY, Marcia. **Lateral load-bearing capacity of nailed joints based on the yield theory: Theoretical Development**. Research paper FPL 469. Madison. WI.U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. Mar. 1986-a, 22 p. Disponível em: <<http://www.fpl.fs.fed.us/documnts/fplrp/fplrp469.pdf>> Acesso em: 22 ago. 2003.

AUNE, Petter; PATTON-MALLORY, Marcia. **Lateral load-bearing capacity of nailed joints based on the yield theory: Experimental Verification**. Research paper FPL 470. Madison. WI.U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. Mar. 1986-b, 32 p. Disponível em: <<http://www.fpl.fs.fed.us/documnts/fplrp/fplrp470.pdf>> Acesso em: 22 ago. 2003.

BAINDRIDGE, R. J.; LARSEN, P.; MATTEM, C. J.; ALAM, P.; ANSEL, M. P. **Timber-steel shot fired nail connections at ultimate limit states**. In: World conference on timber engineering, 2000, Whistler Resort, British Columbia, Canada.

BEJTKA, Ireneusz. **Screws with continuous threads in timber connections**. Proceedings of the International RILEM Symposium, Stuttgart, Germany, Sept. 12-14, 2001, p 143-152.

BEZ, Roberto M. B.; SZÜCS, Carolina P. **Análise do desempenho de vigas maciças de Angelim pedra e vigas de Eucalipto grandis em MLC multidirecional: um estudo comparativo**. In: Encontro Brasileiro em Madeira e Estruturas de Madeira, 8., (VIII EBRAMEM), 2002, Uberlândia, MG.

BEZ, Roberto M. B.; SZÜCS, Carolina P. **Composição de peças estruturais de seções comerciais em madeira laminada colada: um estudo comparativo**. In: Encontro Brasileiro em Madeira e Estruturas de Madeira, 7., (VII EBRAMEM), 2000, São Carlos, SP.

BLASS, H. J.; BIENHAUS, A.; KRÄMER, V. **Effective bending capacity of dowel-type fasteners**. International council for research and innovation in building and construction – Working commission W18 – Timber structures. Netherlands, Aug. 2000.

BLASS, H. J.; EHLBECK, J.; ROUGER, F. **Simplified Design of Joints with Dowel-type Fasteners**. Proceedings of Pacific Timber Engineering Conference, Rotorua, New Zealand, March, 14-18, 1999, Forest Research Bulletin 212, vol. 3, 275-279, *apud* RAMSKILL, Thomas E. **Effect of cracking on Lag Bolt Performance**. Dissertation (PhD), Virginia Polytechnic Institute and State University, Aug. 2002, 280 p.

BLASS, H. J.; SCHMID, M.; LITZE, H.; WAGNER, B. **Nail plate reinforced joints with dowel-type fasteners**. Proceedings of the 6th World Conference on Timber Engineering, Whistler Resort, British Columbia, Canada, July 2000.

BLASS, Hans J.; BEJTKA, Ireneusz. **Screws with continuous threads in timber connections**. Proceedings of the International RILEM Symposium, Stuttgart, Germany, Sept. 12-14, 2001, p 143-152.

BLASS, Hans Joachim; SCHMID, Martin. **Self-tapping screws as reinforcement to the grain in timber connections**. Proceedings of the International RILEM Symposium, Stuttgart, Germany, Sept. 12-14, 2001, p 163-172.

BREMER, Cynara. F. **Ligações de tubos galvanizados em madeira laminada colada de eucalipto grandis, solicitadas a momento fletor e força cortante**. 1999. 210 p. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte.

CARRASCO, Edgar V. M. **Produção de vigas laminadas com madeira de Eucalipto**. In: Sólidos de Eucalipto: Avanços científicos e tecnológicos, 26-27 junho, 2002, Lavras, MG, p. 85-98.

CARRASCO, Edgar V. M. **Resistência, elasticidade e distribuição de tensões nas vigas de madeira laminada colada (MLC)**. 1989. Tese (Doutorado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo.

CHIANG, Y. J; ROWLANDS, R. E. **Finite Element Analysis of Mixed-mode Fracture of Bolted Joints in Composites**. Journal of Composite Technology and Research, 1991, 13(4), 227-235 *apud* PATTON-MALLORY, Marcia; PELLICANE, Patrick J.; SMITH, Frederick W. **Modeling bolted connections in wood: Review**. Journal of Structural Engineering, Aug. 1997, p 1054-1061.

CORREIA, Ricardo R.; DIAS, Antônio A. **Ligações de peças de madeira com parafusos auto- atarraxantes**. In: Encontro Brasileiro em Madeira e Estruturas de Madeira, 8., (VIII EBRAMEM), 2002, Uberlândia, MG.

DAVIS, Tim, J.; CLAISSE, Petter. A. **Resin-injected dowel joints in glulam and structural timber composites**. Elsevier Science Ltd., 2001, p. 157-167.

ECKELMAN, C. A. **Screw holding Performance in Hardwoods and Particleboard**. Forest Products Journal, 1975, 25(6), 30-35 *apud* RAMSKILL, Thomas E. **Effect of cracking on Lag Bolt Performance**. Dissertation (PhD), Virginia Polytechnic Institute and State University, Aug. 2002, 280 p.

EHLBECK, Jürgen; LARSEN, HANS J. **Eurocode 5 – Design of timber structures: Joints**. Eurocode 5, 1985, p. 9-23.

EUROPEAN PRESRANDER. **Eurocode 5: Design of timber strutures.** Bruxels, 1994.

EUROPEAN PRESRANDER. **Eurocode 5: Design of timber strutures.** Working Draft, Revision date 08/06/99.

FLACH, Michael; FRENETTE, Caroline. **Engineering solutions and connections.** . Proceedings of the 6th World Conference on Timber Engineering, Whistler Resort, British Columbia, Canada, July 2000.

FOLIENTE, Greg C.; LEICESTER, Robert H. **Evaluation of mechanical joint systems in timber structures.** Proceedings of the 25th Forest Products Research Conference, Clayton, Victorid, Australia, Nov. 18-21, 1996.

FOREST PRODUCTS LABORATORY. **Nail-withdrawal resistance of American woods** Research Note (FPL-093). Jan. 1965. 5 p. Madison. Disponível em: <<http://www.fpl.fs.fed.us/documnts/fplrn/fplrn093.pdf>> Acesso em: 05 set. 2003.

FOREST PRODUCTS LABORATORY. **Wood Handbook: wood as an engineering material. General Technical Report (FPL-GTR-113).** 1999, 463 p. Madison. Available from: <<http://198.150.87.8/documnts/fplgtr/fplgtr113/fplgtr113.htm>>. Acesso em: 10 dez. 2002.

FRANÇA, J. L.; VASCONCELOS, A. C.; MAGALHÃES, M. H. A.; BORGES, S. M. **Manual para Normalização de Publicações Técnico-científicas.** 6. ed. Belo Horizonte: Ed. UFMG, 2003. 230 p.

GEHRI, Ernst. **Light trusses with screwed joints.** Proceedings of the International RILEM Symposium, Stuttgart, Germany, Sept. 12-14, 2001, p. 143-152.

GIRHAMMAR, Ulf A.; ANDERSON, Hakan. **Effect of loading rate on nailed timber joint capacity.** Journal of Structural Engineering, Nov. 1988, p. 2439-2456.

GLUED LAMINATED TIMBER ASSOCIATION. **GLULAM Specifiers Guide.** [199-]. Disponível em: <<http://www.glulam.co.uk/prospectus/Specifiers%20Guide.pdf>> Acesso em: 29 Set. 2003

HALLER, Peer. **Progress in timber joint development and modeling.** Proceedings of the 5th World Conference on Timber Engineering, Montrex, Switzerland, Aug. 17-20, 1998, vol. 1, p. 337-344.

HANRAHAN, Frank. **Modern Wood Structures.** Journal of the American Institute of Architects. Feb. 1958, 15 p.

HARADA, M.; HAYASHI, T.; KARUBE, M.; KOMATSU, K. **Dowel-bearing properties of glued laminated timber with a drift pin.** Proceedings of the 6th World Conference on Timber Engineering, Whistler Resort, British Columbia, Canada, July 2000.

KOMATSU, Kohei. **Flexural Behavior of glulam beams edge-jointed by lag screws with steel splice plates.** Proceedings of the 6th World Conference on Timber Engineering, Whistler Resort, British Columbia, Canada, July 2000.

KOMATSU, Kohei; TAKINO, Shinjirou; NAKATANI, Makoto. **Lateral shear performance of multiple lag screwed timber joints with timber side members.** Proceedings of the 7th World Conference on Timber Engineering, Shah Alam, Malaysia, Aug. 2002.

LANTOS, G. **Load Distribution in a Row of Fasteners Subjected to Lateral Load.** Wood Science, 1969, 1(3), p. 129-136 *apud* ZAHAN, John J. **Design equation for multiple-fastener wood connections.** Journal of Structural Engineering, Nov. 1991, p. 3477-3486.

MADSEN, B. **Behaviour of Timber Connections.** Timber Engineering Ltd., North Vancouver, British Columbia, Canada, 2000 *apud* RAMSKILL, Thomas E. **Effect of cracking on Lag Bolt Performance.** Dissertation (PhD), Virginia Polytechnic Institute and State University, Aug. 2002, 280 p.

MASUDA, Minoru. **Fracture analyses of bolted joints using the finite small area criterion.** Proceedings of the 5th World Conference on Timber Engineering, Montrex, Switzerland, Aug. 17-20, 1998, vol. 1, p. 321-328.

McLAIN, Thomas E. **Design Axial Withdrawal Strength from Wood: I. Wood Screws and Lag Screws.** Forest Products Journal, 47(5), 1997, p. 77-84 *apud* RAMSKILL, Thomas E. **Effect of cracking on Lag Bolt Performance.** Dissertation (PhD), Virginia Polytechnic Institute and State University, Aug. 2002, 280 p.

McLAIN, Thomas E. **Strength of lag-screw connections.** Journal of Structural Engineering, Oct. 1992, p. 2855-2871.

McLAIN, Thomas E; CARROL, Jeffrey D. **Combined load capacity of threaded fastener-wood connections.** Journal of Structural Engineering, Sept. 1990, p. 2419-2432.

MISCHLER, Adrian. **Multiple shear steel-to-timber connections with self-drilling dowels.** Proceedings of the International RILEM Symposium, Stuttgart, Germany, Sept. 12-14, 2001, p. 143-152.

MISCHLER, Adrian; PRION, Helmut; LAM, Frank. **Load-carrying behaviour of steel-to-timber dowel connections.** In: World Conference on Timber Engineering, July, 2000, Whistler Resort, British Columbia, Canada. Disponível em: <<http://timber.ce.wsu.edu/Resources/papers/2-4-1.pdf>>. Acesso em: 31 fev. 2003.

NEWLIN, J. A.; GAHAGAN, J. M. **Lag-Screw Joints: Their Behavior and Design.** Technical Bulletin No. 597, USDA, Washington, D.C, 1938 *apud* RAMSKILL, Thomas E. **Effect of cracking on Lag Bolt Performance.** Dissertation (PhD), Virginia Polytechnic Institute and State University, Aug. 2002, 280 p.

OLIVEIRA, Marcos A. M. **Ligações por pinos metálicos em estruturas de madeira**. 2001. 119 p. Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo.

PARSSONS, William R. **Energy-based modeling of dowel-type connections in wood-plastic composite hollow sections**. 2001. 192 p. Thesis (MAsc.) – Washington State University – Department of Civil and Environmental Engineering. Washington. Disponível em: <www.composites.wsu.edu/publications2/NTparsons.pdf>. Acesso em: 10 dez. 2003.

PATTON-MALLORY, Marcia; PELLICANE, Patrick J.; SMITH, Frederick W. **Modeling bolted connections in wood: Review**. Journal of Structural Engineering, Aug. 1997, p 1054-1061.

POLE, D.J.; HILSON, B.O. **Embedment testing for bolts: A comparison of the European and American procedures**. Journal of the Institute of Wood Science. 13(6), 568–571 (Issue 78), 1995 *apud* RAMMER, Douglas R; WINISTOFER, Steve G. **Effect of moisture content on dowel-bearing strength**. Wood and Fiber Science. 2001. p. 126-139.

RACHER, P. **Moment resisting connections**. STEP lecture C16, CUST Civil Engineering, Blaise Pascal University, 1996.

RAMMER, Douglas R. **Effect of moisture content on nail bearing strength**. Forest Products Laboratory, Research Paper (FPL-RP-591). Madison. Feb. 2001. 22 p. Disponível em: <<http://www.fpl.fs.fed.us/documnts/fplrp/fplrp591.pdf>> Acesso em: 01 set. 2003.

RAMMER, Douglas R; BENDER, Donald A. POLLOCK, David G. **Withdrawal and lateral strength of threaded nails**. Proceedings of the 5th World Conference on Timber Engineering, Montreux, Switzerland, Aug. 1998. Disponível em: <<http://www.fpl.fs.fed.us/documnts/pdf1998/ramme98c.pdf>> Acesso em: 05 set. 2003.

RAMMER, Douglas R; WINISTOFER, Steve G. **Effect of moisture content on dowel-bearing strength**. Wood and Fiber Science. 2001. p. 126-139.

RAMMER, Douglas R; WINISTOFER, Steve G.; BENDER, Donald A. **Withdrawal strength of threaded nails**. Journal of Structural Engineering, Apr. 2001, p. 442-449.

RAMSKILL, Thomas E. **Effect of cracking on Lag Bolt Performance**. Dissertation (PhD), Virginia Polytechnic Institute and State University, Aug. 2002, 280 p.

SANDOZ, Jean L. **Glued laminated timbre: reliability and performance**. Proceedings of the 5th World Conference on Timber Engineering, Montreux, Switzerland, Aug. 17-20, 1998, vol. 1, p. 549-556.

SANTOS, A. C.; SZÜCS, C. A.; DÍAZ, F. A. D. **Reforço com fibra de vidro na região das rótulas de vigas Gerber em madeira laminada colada**. In: Encontro Brasileiro em Madeira e Estruturas de Madeira, 8., (VIII EBRAMEM), 2002, Uberlândia, MG.

SCHEER, J.; PEIL, U.; NÖLLER, H. **Schrauben mit planmäßiger Biegebeanspruchung**. Stahlbau 57, 1988, s. 237-245 *apud* BLASS, H. J.; BIENHAUS, A.; KRÄMER, V. **Effective bending capacity of dowel-type fasteners**. International council for research and innovation in building and construction – Working commission W18 – Timber structures. Netherlands, Aug. 2000.

SCHREYER, A.; LAM, F.; PRION, H. G. L.; BATHON, L. A. **Strength Capacities and behavior of new composite timber-steel connector**. Journal of Structural Engineering, Aug. 2001, p. 888-893.

SHOWALTER, John B.; MAMBECK, Harvey B.; POLLOCK, David G. **LRFD versus ASD for Wood Design**. An ASAE Meeting Presentation. Orlando, Florida, July 12-16, 1998.

SMITH, Ian; FOLIENSTE, Greg. **Load and Resistance Factor Design of Timber Joints: International Practice and Future Direction**. Journal of Structural Engineering, Jan. 2002, p. 48-59.

SOLTIS, Lawrence A.; HUBBARD, Finn K.; WILKINSON, Thomas L. **Bearing strength of bolted timber joints**. Journal of Structural Engineering, Sept. 1986, p. 2141-2154.

SOLTIS, Lawrence A.; WILKINSON, Thomas L. **Chapter 1: Introduction. Chapter 4: Bolts, drift bolts, and pins**. In: AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS – ASCE. Manuals and Reports on Engineering Practice No. 84. **Mechanical Connections in Wood Structures**, New York, 1997. Disponível em: <<http://www.fpl.fs.fed.us/documnts/PDF1997/solti97c.pdf>> e <<http://www.fpl.fs.fed.us/documnts/PDF1997/solti97b.pdf>>. Acesso em: 03 set. 2003.

SOLTIS, Lawrence A.; WILKINSON, Thomas L. **Bolted-connection design**. Forest Products Laboratory, General Technical Report (FPL-GTR-54). Madison. July 1987. 21 p. Disponível em: <<http://www.fpl.fs.fed.us/documnts/fplgtr/fplgtr54.pdf>> Acesso em: 27 ago. 2003.

STANDARDS AUSTRALIA/NEW ZEALAND – Draft Australian/New Zealand Standard: AS BBBB. **Timber – Methods for evaluation of mechanical joint systems**. Australia, Apr. 1997.

THE ENGINEERED WOOD ASSOCIATION and ENGINEERED WOOD SYSTEM - APA EWS. Technical Report: **Glulam Connection Detail**. 1999. Disponível em: <<http://www.apawood.org/pdfs/managed/EWS-T300-D.pdf>>. Acesso em: 26 nov. 2002.

THE ENGINEERED WOOD ASSOCIATION and ENGINEERED WOOD SYSTEM - APA EWS. **LRFD – Manual for wood engineered construction**. Supplement: Structural glued laminated timber. 1996.

THE ENGINEERED WOOD ASSOCIATION and ENGINEERED WOOD SYSTEM - APA EWS. **Glulam design properties and layup combinations**. Feb. 2001, 31p.

THOMMAS, Babu; MALHOTRA, Sudershan K. **Behavior of timber joints with multiple nails.** Journal of Structural Engineering, May 1985, p. 973-991.

TIMBER DESIGN. **Structural forms with rules of thumb for initial sizing.** [199-]. Disponível em: <<http://www.glulam.co.uk/DataSheets/timber.pdf>> Acesso em: 29 Set. 2003

VALLE, A.; KÖHLER, A. D.; SZÜCS, C. A.; FUSCO, P. B. **Determinação do momento de plastificação de parafusos para projetos de ligações estruturais de madeira.** In: Encontro Brasileiro em Madeira e Estruturas de Madeira, 7., (VII EBRAMEM), 2000, São Carlos, SP.

VELOSO, L. A. C. M.; ALVIM, R. C.; ALMEIDA, P. A. O. **Avaliação numérica do modelo de cálculo das ligações mecânicas de NBR-7190/97.** In: Encontro Brasileiro em Madeira e Estruturas de Madeira, 7., (VII EBRAMEM), 2000, São Carlos.

VELOSO, L. A. C. M.; MARTINEZ, M. A. B. ALVIM, R. C.; ALMEIDA, P. A. O. **Estudo comparativo das expressões da NBR-7190 e do Eurocode 5 para o cálculo de ligações pregadas de madeira.** In: Encontro Brasileiro em Madeira e Estruturas de Madeira, 8., (VIII EBRAMEM), 2002, Uberlândia, MG.

WILKINSON, T.L.; ROWLANDS, R.E. **Analysis of Mechanical Joints in Wood.** Experimental Mechanics, 21(11), 408-414, 1981 *apud* PATTON-MALLORY, Marcia; PELLICANE, Patrick J.; SMITH, Frederick W. **Modeling bolted connections in wood: Review.** Journal of Structural Engineering, Aug. 1997, p 1054-1061.

WILKINSON, Thomas L. **Analysis of nailed joints with dissimilar members.** Journal of Structural Engineering, Sept. 1972, p 2005-2013.

WILKINSON, Thomas L. **Dowel bearing strength.** Forest Products Laboratory, Research Paper (FPL-RP-505). Madison. Oct. 1991. 9 p. Disponível em: <<http://www.fpl.fs.fed.us/documnts/fplrp/fplrp505.pdf>> Acesso em: 05 set. 2003.

WILKINSON, Thomas L. **Theoretical lateral resistance of nailed joints.** Journal of Structural Engineering, May 1971, p. 1381-1398.

WILKINSON, Thomas. L. **Strength of bolted timber connections with steel side members.** Forest Products Laboratory, Research Paper (FPL-RP-513). Madison. July 1992. 10 p. Disponível em: <<http://www.fpl.fs.fed.us/documnts/fplrp/fplrp513.pdf>> Acesso em: 01 set. 2003.

WINISTORFER, S. G. **Practical Considerations of Dowel Bearing Strength and Annular Ring/Fastener Orientation.** Forest Products Journal, 1995, 45(7/8), 64-68 *apud* RAMSKILL, Thomas E. **Effect of cracking on Lag Bolt Performance.** Dissertation(PhD), Virginia Polytechnic Institute and State University, Aug. 2002, 280p.

ZAHN, John J. **Design equation for multiple-fastener wood connections.** Journal of Structural Engineering, Nov. 1991, p. 3477-3486.

ZAHN, John J. **Reliability of bolted wood connections.** Journal of Structural Engineering, Dec. 1992, p. 3362-3376.

ANEXO A: ESTUDO DOS DETALHES DE LIGAÇÕES

1. Introdução

Com o objetivo de identificar os principais problemas encontrados no detalhamento das ligações em estruturas de madeira e apontar soluções simples, serão apresentados os princípios básicos para o detalhamento e alguns exemplos apresentados por: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999), AF&PA - The Wood Connection Session (2002) e AITC (1994).

2. Princípios básicos para o detalhamento

2.1. Sempre que possível, a carga deve ser transferida por compressão

Os esforços de compressão podem ser transferidos nas ligações por contato, que são as ligações mais simples e baratas que existem.

2.2. Evitar o uso de detalhes que provoquem tensões de tração perpendiculares às fibras

A resistência da madeira à tração perpendicular às fibras é muito baixa e estas tensões podem causar falhas súbitas e catastróficas nas estruturas. Alguns detalhes que causam tensões perpendiculares às fibras como os chanfros, elementos de ligação de grandes diâmetros e cargas aplicadas perpendicularmente às fibras devem ser utilizados com cuidado.

2.2.1. Os chanfros

Os chanfros causam tração perpendicular às fibras e tensões de cisalhamento horizontal devido às concentrações de tensão nas quinas internas. Estes esforços podem provocar fissuras paralelas às fibras da madeira (ver FIG. A1). Um outro problema dos chanfros é o aumento da exposição da área de extremidade das peças, facilitando as variações no teor de umidade da madeira, o que aumenta ainda mais as tensões internas. Por estes motivos, os chanfros devem ser sempre evitados qualquer que seja a geometria da peça, retas, curvas ou inclinadas (ver FIG. A2).

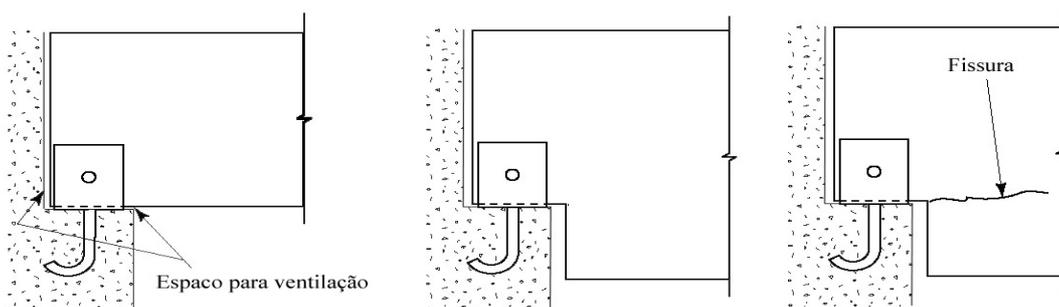


FIGURA A1 – Chanfro na extremidade de viga reta.
Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

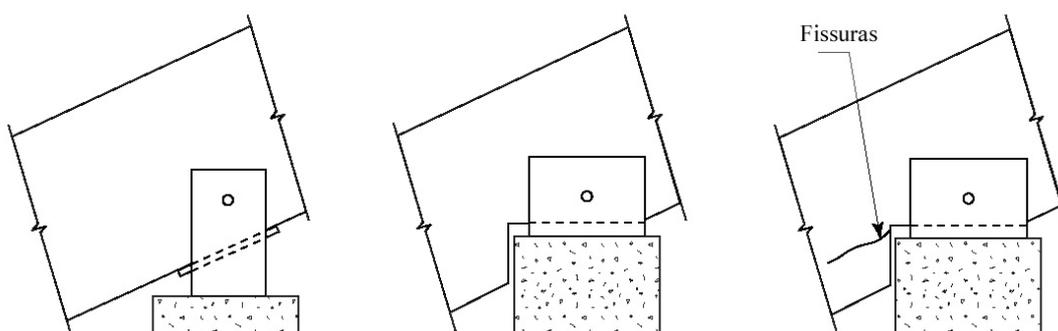
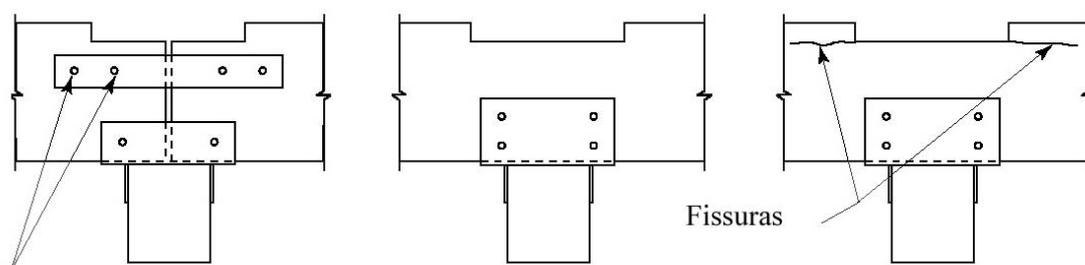


FIGURA A2 – Chanfro numa peça inclinada.
Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

Segundo AITC (1994), os chanfros nas faces comprimidas das vigas são permitidos e muito utilizados visando-se obter uma superfície nivelada após a instalação do elemento de ligação. Se a face da viga é tracionada (ver FIG. A3, detalhe da direita) os chanfros devem ser evitados, pois, reduzem a capacidade da viga como um todo e podem provocar fissuras.

Uma solução para se fazer o chanfro numa viga sob o apoio é o detalhamento de duas vigas separadas. Para a transmissão de cargas horizontais de tração e redução das rotações no apoio, pode-se utilizar o tirante mostrado na FIG. A3 (detalhe da esquerda), desde que as rotações não sejam elevadas e não provoquem fissuras horizontais. Se o tirante não for necessário, pode ser eliminado. A chapa lateral independente, também pode ser usada para a contenção lateral da viga, sendo permitidos furos alongados na direção horizontal que evitam as fissuras, FIG. A3.



Pode-se utilizar furos alongados quando a rotação não precisa ser restringida

FIGURA A3 – Chanfro na face tracionada da viga.
Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

2.2.2. Cargas concentradas elevadas

Cargas concentradas elevadas são conseguidas com a utilização de pinos de grandes diâmetros e excedem facilmente a resistência da madeira. As cargas distribuídas, conseguidas com a utilização de um número maior de pinos de diâmetros menores, aumentam a segurança da ligação. Um exemplo interessante de ligação aparentemente incorreta, com a utilização de apenas um parafuso é dado por AF&PA - The Wood Connection Session (2002) e mostrado na FIG. A4. A transferência da carga para as peças de madeira é feita internamente, através de chapas pregadas FIG. A5.



FIGURA A4 – Ligação aparentemente concentrada
Fonte: AF&PA - The Wood Connection Session, 2002, p. 8.

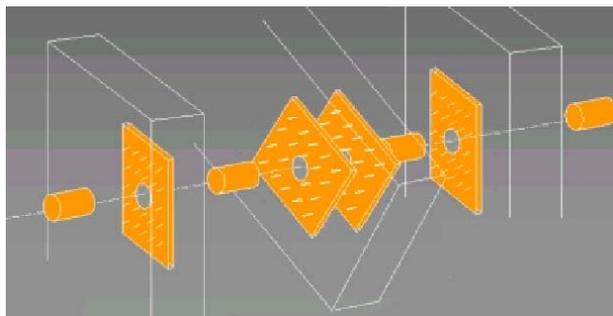


FIGURA A5 – Esquema interno da ligação
 Fonte: AF&PA - The Wood Connection Session, 2002, p. 9.

2.2.3. Cargas aplicadas perpendicularmente às fibras

Quando são aplicadas cargas perpendiculares às fibras da madeira, é aconselhável que uma quantidade suficiente de madeira comprimida esteja abaixo do ponto de aplicação da carga, evitando a formação de fissuras e aumentando a capacidade resistente da peça.

Como mostra a FIG. A6, a forma mais adequada para carregar uma peça de madeira na direção perpendicular às fibras, é fixar o suporte na região comprimida, o mais afastado da linha neutra. Quando a aplicação da carga perpendicular às fibras é feita na região tracionada da viga, a sua capacidade resistente diminui e possivelmente aparecerão fissuras.

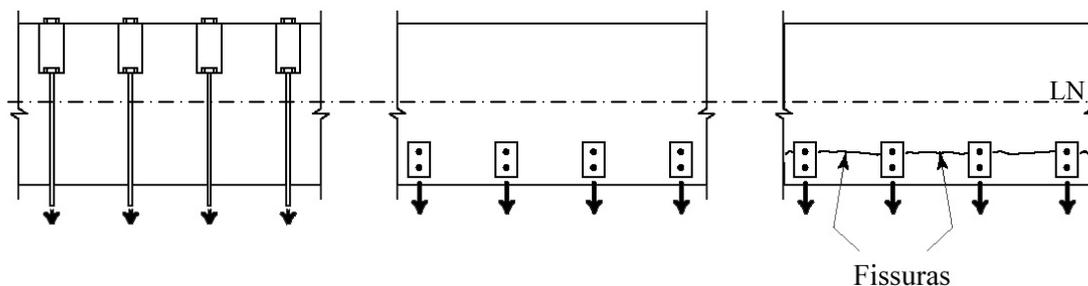


FIGURA A6 – Cargas aplicadas perpendicularmente às fibras numa viga bi-apoiada.
 Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

Quando uma viga de madeira é apoiada em outra, FIG. A7, para que os pinos estejam posicionados na região comprimida, afastados ao máximo da linha neutra, pode ser necessário um aumento na altura do berço (ver FIG. A7, detalhe da esquerda). Se os pinos são posicionados na região tracionada da viga de apoio, podem aparecer fissuras como mostra a FIG. A7 (detalhe da direita).

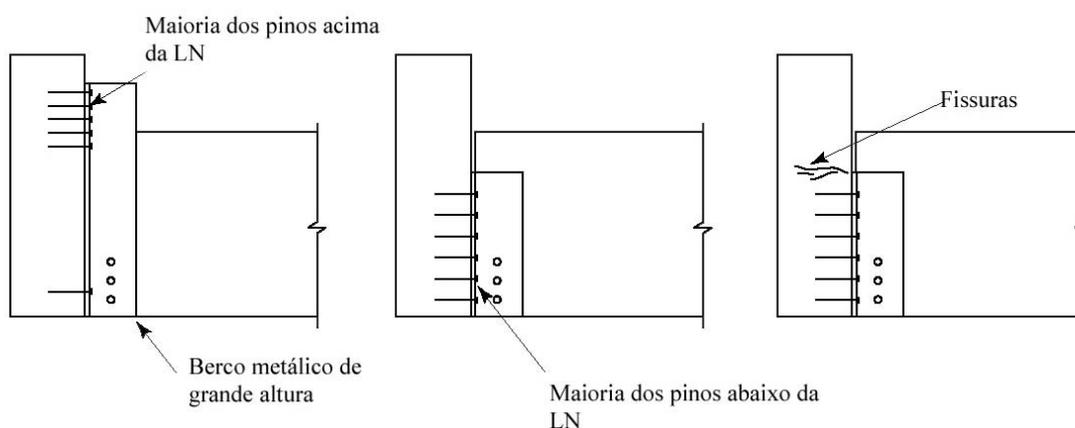


FIGURA A7 – Ligação entre vigas de madeira.
 Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

2.3. Permitir mudanças dimensionais devido às variações no teor de umidade das peças de madeira.

É importante que as ligações entre peças de madeira sejam calculadas e detalhadas de forma a evitar restrições aos movimentos da madeira devido às variações no seu teor de umidade. As restrições aos movimentos da madeira geram tensões de tração perpendiculares às fibras. Se estas tensões excedem a capacidade resistente da madeira, aparecerão fissuras paralelas às fibras. As fissuras reduzem a capacidade resistente ao cisalhamento, à flexão e facilitam a entrada de umidade nas peças de madeira.

A análise de vários exemplos de ligações mal detalhadas, com restrições às mudanças dimensionais da madeira, evidencia os problemas deste mau detalhamento e possibilita uma maior compreensão da importância de um detalhamento correto.

Exemplo 1: Viga de madeira contida lateralmente

O detalhe da FIG. A8 mostra um apoio fixo na extremidade de uma viga de madeira que está contida lateralmente. A colocação de um parafuso no apoio da face superior da viga pode provocar fissura paralela às fibras da madeira. Com a variação no teor de umidade da madeira, a viga pode retrair e, numa situação crítica, ela perde o apoio na face inferior e é restringida pelo parafuso superior que passa a transferir toda a carga vertical, o que gera esforços de tração perpendiculares às fibras e possivelmente fissuras nessa mesma direção. As fissuras também podem ocorrer devido à restrição à rotação da viga pelo parafuso superior, gerando tensões perpendiculares às fibras.

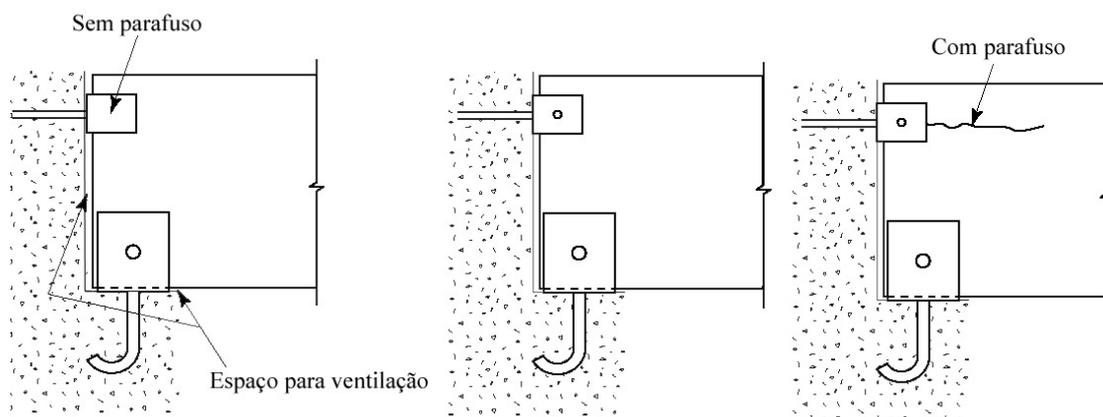


FIGURA A8 – Detalhe do apoio da extremidade de uma viga com contenção lateral
 Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

Exemplos 2: Ligações entre vigas de madeira utilizando berços metálicos ou cantoneiras

O funcionamento do berço metálico mostrado na FIG. A9 (detalhe da esquerda) está de acordo com o princípio, já estudado, de que a carga perpendicular às fibras na viga de apoio deve estar na região comprimida, no ponto mais afastado da linha neutra. Na viga apoiada, o berço possui uma chapa inferior que recebe a carga vertical a ser transferida, possibilitando a distribuição deste esforço em uma área grande. Os parafusos utilizados na viga apoiada, devem estar o mais próximo da face inferior, evitando o problema discutido no *Exemplo 1*. Segundo AITC (1994), a distância máxima da face inferior da viga de madeira ao eixo do parafuso mais afastado deve ser de 15% da altura da peça de madeira e segundo AF&PA (1996), quando se utiliza apenas uma chapa lateral de aço, o espaçamento entre o parafuso mais externo e o parafuso adjacente a esse, medido perpendicularmente às fibras, deve ser no máximo 12,7 cm para evitar o problema de fissuras devido à retração.

A utilização de cantoneiras metálicas e parafusos para a transferência dos esforços verticais, conforme FIG. A9 (detalhe da direita), restringe a retração da peça de madeira ocasionando esforços de tração perpendicular às fibras e fissuras, tanto na viga apoiada quanto na viga de apoio.

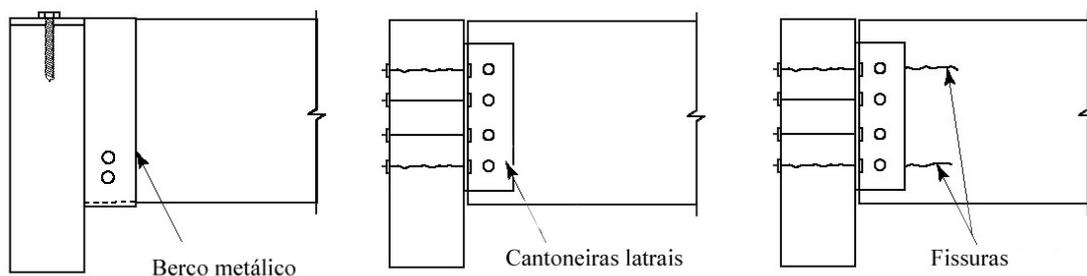


FIGURA A9- Variações nos detalhes de ligação entre vigas de madeira
 Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

2.1 – Utilização de parafusos em toda a altura da viga de madeira

Quando se utilizam parafusos muito afastados da extremidade inferior de uma viga que apoia em berço metálico, poderão aparecer fissuras devido à retração que ocasiona um levantamento da viga, que passa a transmitir a carga vertical pelos parafusos, FIG. A10.

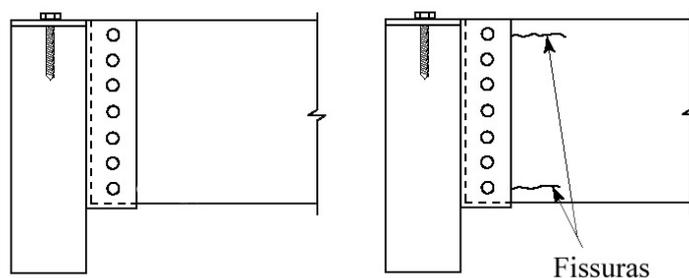


FIGURA A10- Ligação entre vigas de madeira com a utilização de berço e parafusos
 Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

2.2 – Utilização de parafusos na face superior da viga de madeira

Colocando os parafusos na face superior da viga de madeira, a retração provocará o aparecimento de tensões perpendiculares que podem gerar fissuras, conforme discutido no *Exemplo 1* e mostrado na FIG. A11.

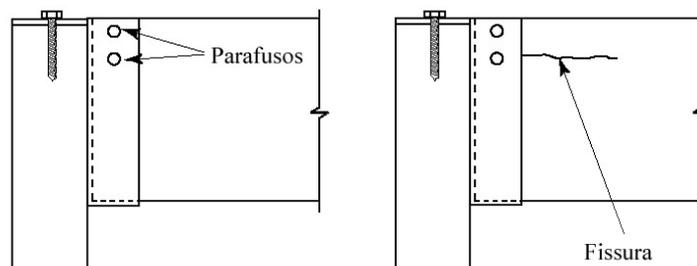


FIGURA A11- Ligação com berço e parafusos na face superior da viga que apóia.
 Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

2.3 – Utilização de pregos na face superior da viga de madeira

Apesar dos pregos serem mais flexíveis que os parafusos, quando colocados na face superior de uma viga que apoia, FIG. A12, impedirão os movimentos devido à variação de umidade da peça de madeira, ocorrendo os mesmos problemas discutidos no *Exemplo 2.2*.

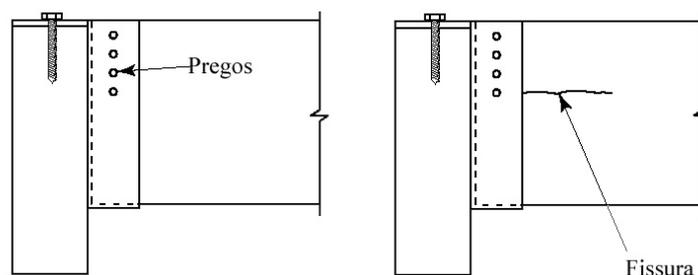


FIGURA A12 - Detalhe de ligação com berço e pregos na face superior da viga que apoia. Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

Exemplo 3: Ligações entre vigas de madeira utilizando berços metálicos embutidos

A utilização das chapas metálicas embutidas nas peças de madeira é um detalhe muito utilizado para aumentar a segurança dessas estruturas em situação de incêndio. A madeira funciona como um isolante térmico para a chapa de aço, aumentando o tempo até a ruptura das ligações em situação de incêndio. Os mesmos cuidados que devem ser tomados nas ligações com as chapas aparentes devem ser também tomados nas ligações com chapas embutidas. O parafuso na viga que apoia deve ser colocado o mais próximo da extremidade inferior, conforme a FIG. A13 (detalhe da esquerda). Quando se utilizam cantoneiras embutidas com parafusos ao longo da altura da viga, a retração causará tensões de tração perpendiculares às fibras e possíveis fissuras, conforme a FIG. A13 (detalhe da direita).

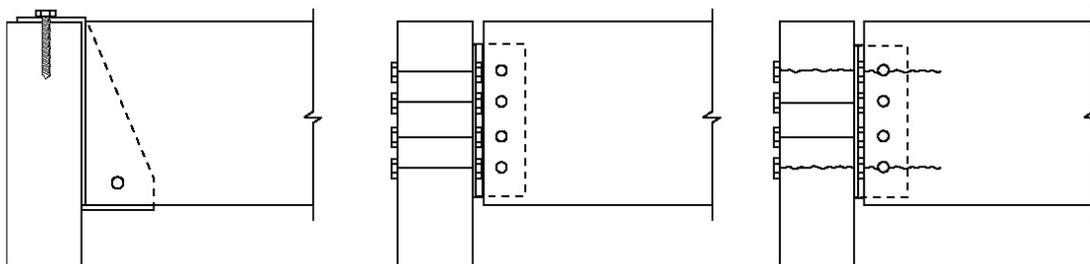


FIGURA A13- Ligação entre vigas de madeira com chapas embutidas. Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

Exemplos 4: Ligações entre vigas de madeira utilizando berços metálicos tipo “cantilever” sem tirantes

O funcionamento do berço metálico tipo “cantilever” mostrado na FIG. A14 (detalhe da esquerda) está de acordo com os princípios já estudados, de que a carga deve ser transferida por compressão e utilizando a maior área possível, os parafusos na viga apoiada devem estar o mais próximo da face inferior e o mais próximo da face superior na viga de apoio. A rotação devido à excentricidade da carga transmitida é resistida pelas placas soldadas ao berço.

As ligações com chapas laterais e parafusos ao longo da altura da viga, conforme já discutido, não é adequado, podendo aparecer fissuras, FIG. A14 (detalhe da direita).

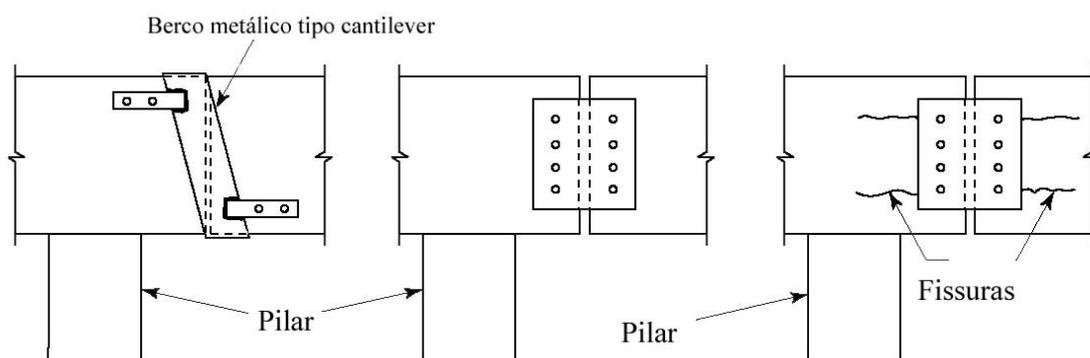


FIGURA A14- Ligações entre vigas de madeira com berço metálico ou chapas laterais
Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

A combinação de chapas laterais e o berço metálico mostrado na FIG. A15 (detalhe da esquerda) é a correta, conforme discutido anteriormente. Quando o posicionamento das chapas laterais é invertido, aparecerão fissuras devido à retração da madeira.

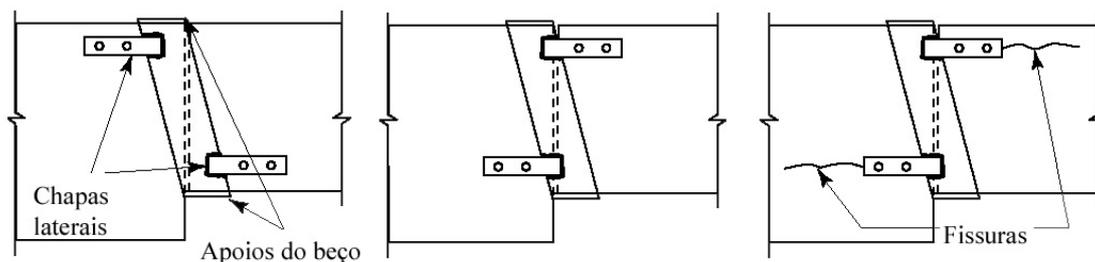


FIGURA A15- Variação na posição das chapas laterais soldadas no berço.
Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

Exemplos 5: Ligações entre vigas de madeira utilizando berços metálicos tipo “cantilever” e tirantes

Como já visto nos *Exemplos 4*, o conector tipo “cantilever” é uma forma correta de ligar vigas de madeira. Pode-se acrescentar ao conector tipo “cantilever” um tirante para aumentar a resistência de ligação às forças horizontais, conforme mostrado na FIG. A16 (detalhe da esquerda). O tirante independente não restringe a retração da viga de madeira e, portanto não provoca fissuras.

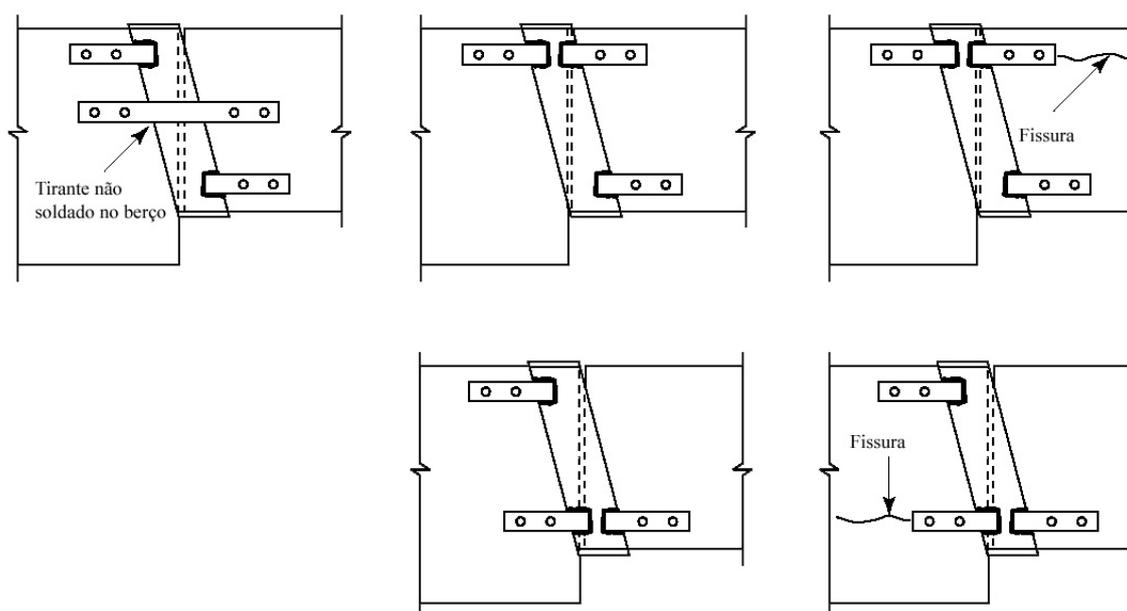


FIGURA A16- Ligações utilizando berço metálico, chapas soldadas e tirante independente.

Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

Dois detalhamentos incorretos são apresentados na FIG. A16 (detalhes da direita). Colocando chapas laterais alinhadas com o objetivo de aumentar a resistência às cargas horizontais, sempre irão aparecer fissuras, seja na viga que apoia ou na viga de apoio, pois os parafusos sempre estarão em posição inadequada.

5.2 – Ligações entre vigas de madeira utilizando berço metálico e tirante soldado

Quando o tirante é soldado no berço, para evitar a formação de fissuras devido à restrição aos movimentos verticais de retração da viga é possível a utilização de furos alongados, conforme mostra a FIG. A17 (detalhe da esquerda). A posição da folga nos parafusos deve ser a mostrada nesta figura.

Quando o tirante é soldado ao berço e não são feitos os furos alongados, as fissuras aparecerão nas duas peças devido à restrição aos movimentos de retração da madeira e as conseqüentes tensões perpendiculares às fibras da madeira.

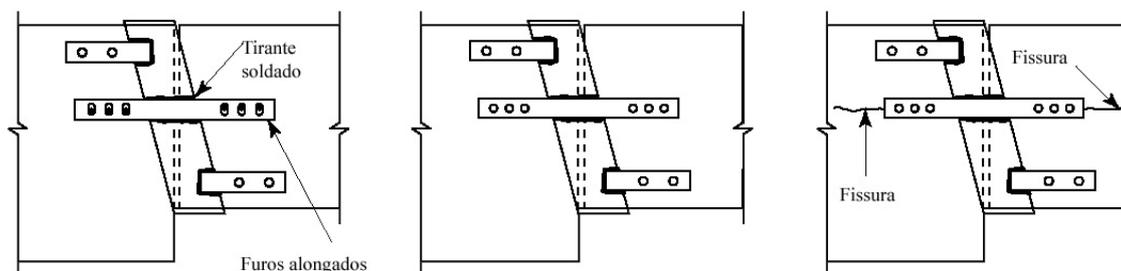


FIGURA A17- Ligações utilizando berço metálico e tirante soldado
Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

Exemplos 6: Ligações entre vigas de madeira e pilar

6.1 – Utilização de suporte metálico em forma de U

Quando o suporte utilizado é um perfil metálico (U) com abas compridas e parafusos muito distantes das faces inferiores das vigas, a retração nas vigas de madeira pode fazer com que elas levantem, percam o apoio inferior e passem a transferir carga pelos parafusos, isto gera tensões de tração perpendiculares às fibras da madeira e possivelmente fissuras, conforme FIG. A18 (detalhe da direita). Se o perfil U é utilizado valem as mesmas considerações feitas anteriormente de que o parafuso deve estar o mais próximo da face inferior da viga, FIG. A18 (detalhe da esquerda).

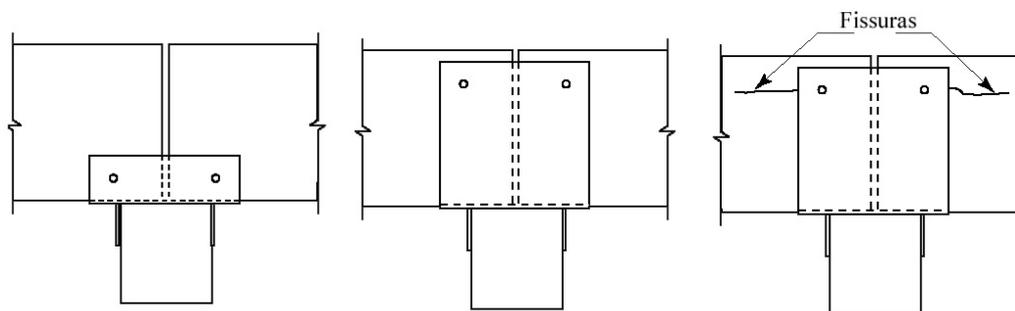


FIGURA A18 – Ligações entre vigas e pilares utilizando o perfil metálico U
Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

O perfil U corretamente posicionado pode ser utilizado em conjunto com um tirante para transmissão de carga horizontal, entretanto se a rotação no apoio é elevada, podem

ocorrer fissuras, FIG. A19 (detalhe da direita). Se a chapa lateral superior funcionar apenas como contenção lateral, furos horizontais podem ser feitos para evitar a formação de fissuras, FIG. A19 (detalhe da esquerda).

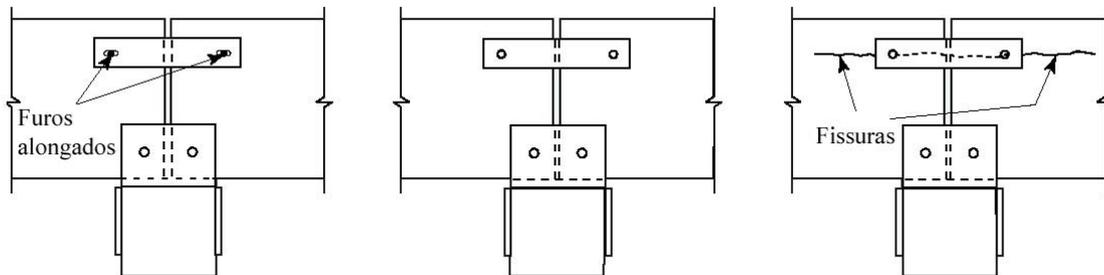


FIGURA A19 - Ligações entre vigas e pilar utilizando perfil U e chapa lateral independente.

Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

6.2 – Utilização de chapa em forma de T

Nas ligações entre vigas e pilar com chapas em forma de *T*, não é aconselhável utilizar chapas compridas com os parafusos posicionados muito acima das faces inferiores das vigas. A restrição aos movimentos devido à retração poderá fazer com que a viga perca o apoio no pilar e passe a transferir a carga vertical pelos parafusos e pela chapa, causando fissuras nas vigas e/ou flambagem na chapa, FIG. A20 (detalhe da direita).

Um detalhamento adequado da chapa tipo *T* é mostrado na FIG. A20 (detalhe da esquerda). Os parafusos devem estar posicionados próximos às faces inferiores das vigas evitando os problemas devido à retração, FIG. A20 (detalhe da direita). Se for necessária a contenção lateral das vigas, uma chapa lateral pode ser colocada independente da chapa *T* e com furos alongados, com o objetivo de evitar o problema descrito no *Exemplo 6.1*.

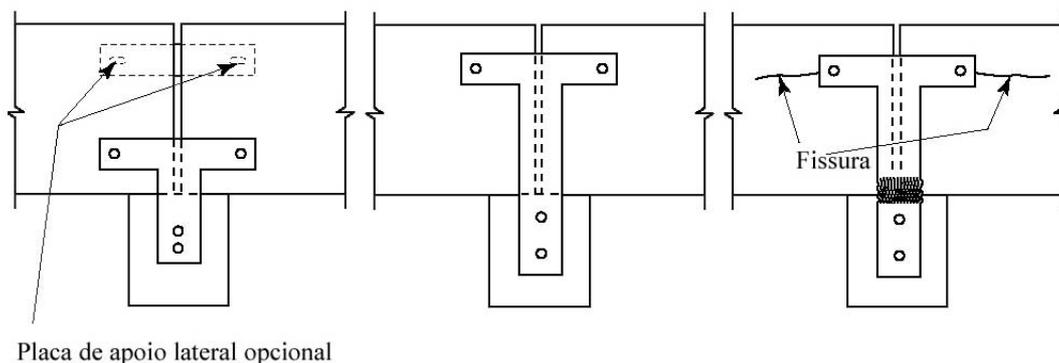


FIGURA A20 - Ligações entre vigas e pilar utilizando chapas em forma de T
 Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

2.4. Evitar o armazenamento de umidade nas ligações.

A deterioração da madeira é causada por microorganismos que utilizam o material das células da madeira como alimento. Os quatro fatores essenciais para o desenvolvimento dos microorganismos são o oxigênio, a temperatura favorável, o alimento e a água. Segundo o AITC (1994), a deterioração é evitada ou interrompida quando há falta de um destes fatores. A temperatura considerada favorável para o desenvolvimento dos microorganismos varia entre valores acima da temperatura de congelamento e não muito superiores a 37°C e o teor de umidade da madeira favorável é acima de 20%.

O teor de umidade da madeira pode ser controlado pelo projetista através do detalhamento adequado da estrutura. A fonte de comida é controlada através do tratamento preservativo da madeira. O oxigênio e a temperatura não podem ser controlados e sempre existirão. Como os fungos precisam de água na cavidade das células, é provável que a deterioração não aconteça em madeiras com o teor de umidade abaixo do ponto de saturação das fibras, não ocorrendo para teores de umidade na madeira abaixo de 20% (AITC, 1994).

Não é provável que as variações no teor de umidade e na temperatura do meio ambiente aumentem o teor de umidade da madeira acima de, aproximadamente, 15%. Somente quando a superfície é molhada haverá um aumento significativo do seu teor de umidade.

Quando a madeira, previamente seca, não se mantém seca em serviço, devido à exposição externa, contato com o solo, condensação ou vazamento, ela deve ser tratada com um produto preservativo.

Deve-se tomar cuidado especial com as ligações, já que estão localizadas, em sua maioria, nas extremidades das peças de madeira ou favorecem a exposição das extremidades das fibras devido à penetração dos elementos de ligação. Estas exposições ocasionam regiões de potencial deterioração e devem ser protegidas para evitar o acúmulo de umidade. Quando as ligações são localizadas em regiões sem proteção, podem se tornar pontos de condensação para a umidade ambiente.

Como muitas ligações ocorrem nas extremidades das peças de madeira, elas devem ser protegidas para evitar o acúmulo de umidade e consequentes variações no teor de umidade da madeira, que podem causar fissuras e a deterioração da peça, FIG. A21 e FIG. A22 (detalhe da direita). Um bom detalhamento deve prever furos drenantes ou aberturas nos berços, como mostra a FIG. A22.



FIGURA A21 – Detalhes de berços sem drenagem
Fonte: AF&PA - The Wood Connection Session, 2002, p. 34 e 51

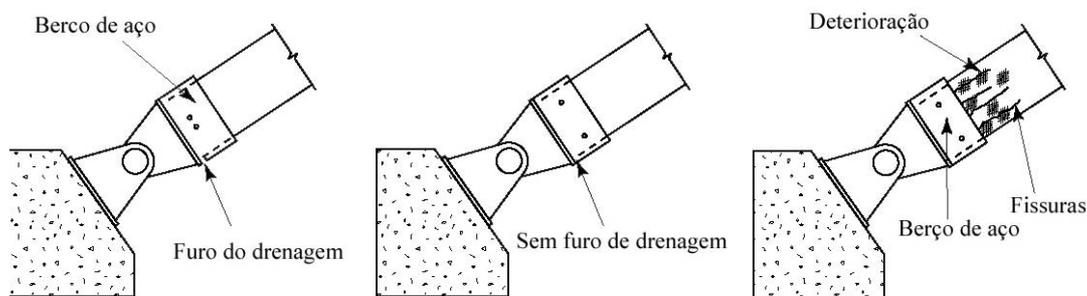


FIGURA A22 – Drenagem do berço de arcos
Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

2.5. Não colocar a madeira em contato direto com a alvenaria e o concreto.

A alvenaria e o concreto são materiais que retêm umidade. Quando a madeira é ligada diretamente a eles, há uma transferência de umidade para a peça de madeira. Como já visto, as variações no teor de umidade das peças devem se manter o mais constante possível, evitando problemas de fissuração e deterioração, FIG. A23. Os detalhes onde não aparecem chapas isolantes na extremidade das peças de madeira, FIG. A24, devem ser evitados.

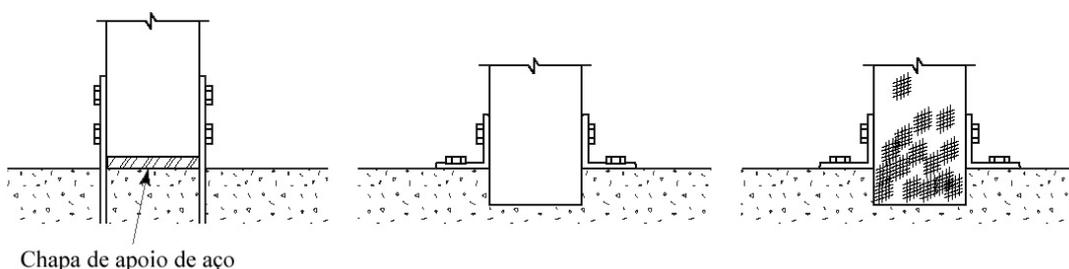


FIGURA A23 – Extremidade de pilar com e sem proteção
Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)



FIGURA A24 – Extremidades em contato com concreto
Fonte: AF&PA - The Wood Connection Session, 2002, p. 56 e 62.

Sempre que as vigas de madeira estiverem apoiadas em estruturas de alvenaria ou concreto, deve haver um espaço para a separação entre esses materiais e a ventilação das peças de madeira, segundo APA EWS - Glulam Connection Detail (1999) este espaço deve ser de no mínimo 1,25 cm em toda a região da madeira em contato com a alvenaria, FIG. A25.



FIGURA A25 – Espaço para a ventilação de viga apoiada em alvenaria ou concreto
 Fonte: (a) APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)
 (b) AF&PA - The Wood Connection Session, 2002. p. 19.

2.6. Minimizar a exposição da extremidade das fibras.

As extremidades das peças de madeira são as regiões onde a água penetra mais facilmente, por isto devem ser protegidas da umidade. As peças de madeira devem ser localizadas no interior das construções. Quando isto não for possível devido ao projeto arquitetônico, o AITC (1994) recomenda que as peças sejam tratadas com um preservativo e também seja utilizada uma chapa de metal para a cobertura das extremidades da madeira. Uma alternativa para o uso de tratamento preservativo nas peças expostas é a utilização de madeiras naturalmente resistentes a fungos. Os preservativos são produtos químicos que evitam ou minimizam o ataque de microorganismos. O detalhamento da chapa de cobertura da extremidade da peça de madeira, segundo AITC (1994), é mostrado na FIG. A26.

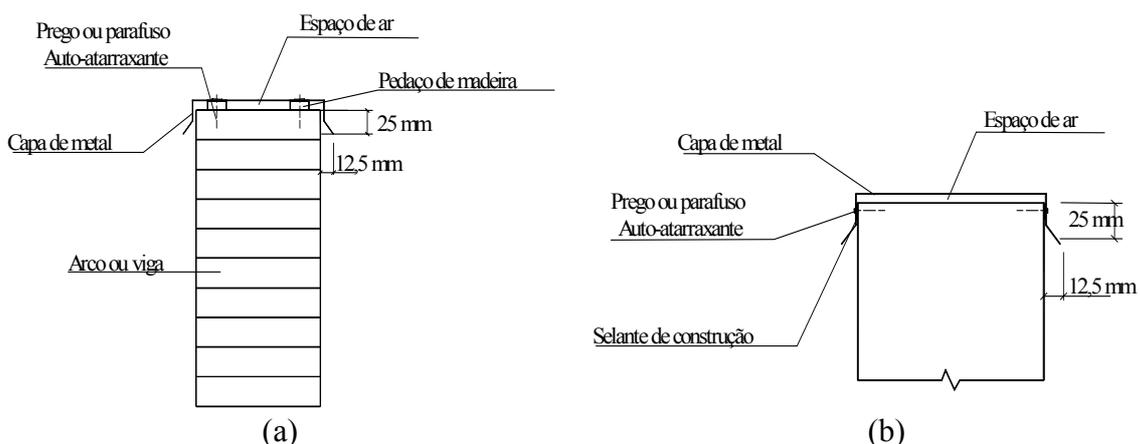


FIGURA A26- Detalhes para chapa de extremidade em peças de madeira expostas
 (a) Revestimento de topo para peças horizontais ou inclinadas
 (b) Revestimento para vigas ou peças verticais.

Fonte: AITC, 1994, p. 8-778.

Uma aplicação prática do detalhe apresentado na figura anterior é mostrada na FIG. A27.



FIGURA A27 – Proteção das extremidades de vigas e pilares expostos
Fonte: AF&PA - The Wood Connection Session, 2002, p. 33.

Segundo Engineered and Traditional Wood Products (2001), se as extremidades dos pilares e dos arcos não forem tratadas, além da utilização da chapa metálica de extremidade que funciona com barreira de umidade, essas peças devem ser colocadas acima do nível do solo com uma distância mínima de 20 cm.

2.7. Evitar excentricidade no detalhamento dos nós.

As excentricidades nos nós provocam solicitações extras que, se não consideradas no cálculo da ligação, podem ocasionar a formação de fissuras ou mesmo a ruptura da ligação, portanto devem ser evitadas.

Na FIG. A28 (detalhe da direita), o eixo longitudinal das peças não é coincidente. Isto pode provocar o aparecimento de tensões de cisalhamento, tensões perpendiculares às fibras ou momentos. A combinação destes esforços pode ocasionar fissuras ou a ruptura da ligação. Quando o eixo das peças é coincidente, conforme FIG. A28 (detalhe da esquerda), não há esforços extras na ligação.

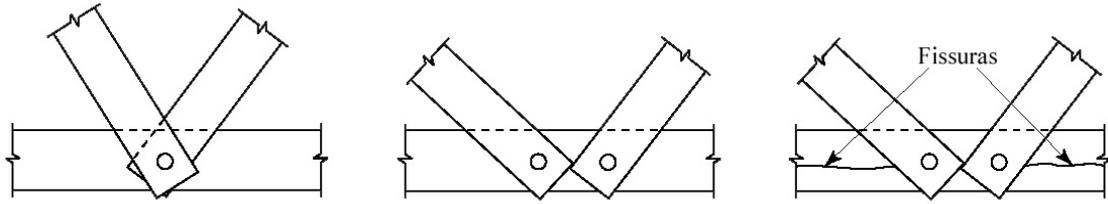


FIGURA A28 – Nós de treliça não coincidente.
Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

Na FIG. A29 (detalhe da direita), é utilizada uma chapa única para a ligação de um nó de treliça que não permite a rotação das barras e, causando o surgimento de momentos nas extremidades das peças e possíveis fissuras. A utilização de chapas separadas para cada barra, conforme a FIG. A29 (detalhe da esquerda), permite a rotação e evita a formação de fissuras.

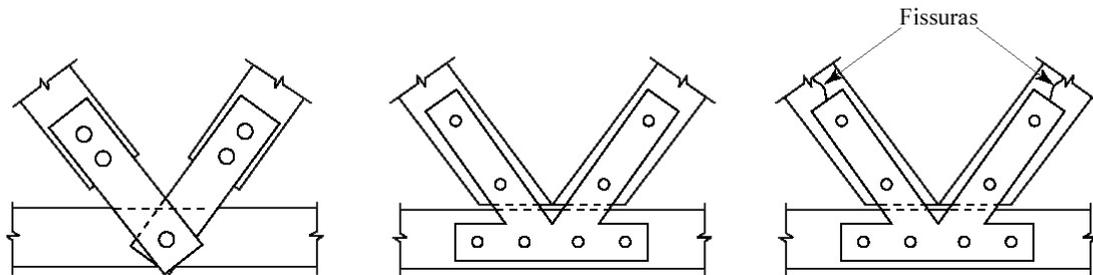


FIGURA A29 – Problema na utilização de placa única de ligação num nó de treliça.
Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

2.8. Cuidados especiais

O apoio das vigas nos berços metálicos deve ser total. Para facilitar este apoio, é aconselhável o arredondamento das quinas das vigas, FIG. A30 (detalhe da esquerda). Esta medida evita o esmagamento das quinas e a conseqüente redução de sua capacidade.

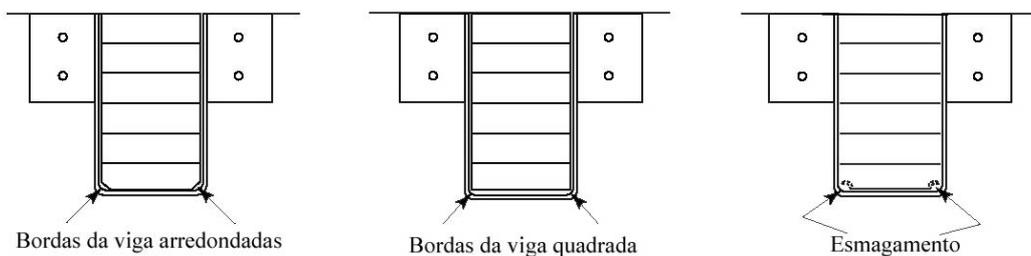


FIGURA A30 – Vigas apoiadas em berços
Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

As peças de madeira apresentam um bom desempenho em situação de incêndio e devem ser projetadas de forma a aproveitar esta condição. Os detalhes do tipo mostrado na FIG. A31 (detalhe da direita) devem ser evitados, pois em situação de incêndio as deformações nas peças aumentam e a viga pode causar a ruína de seu apoio. Uma solução é a utilização da configuração apresentado na FIG. A31 (detalhe da esquerda).

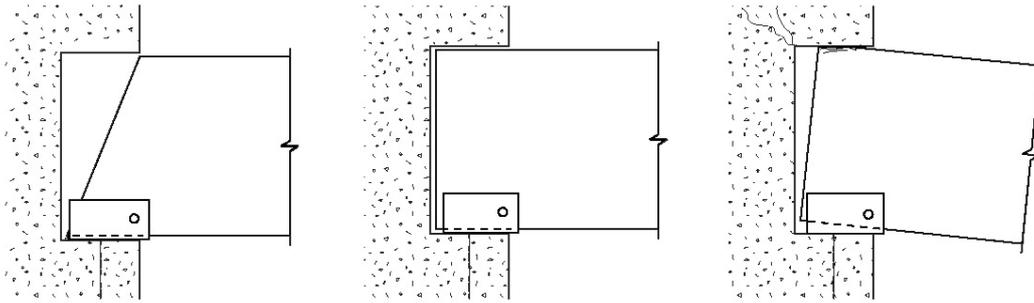


FIGURA A31 – Detalhe para aumentar a segurança em situação de incêndio.
Fonte: APA EWS - Glulam Connection Detail (1999)

3. Conclusão

O detalhamento correto das estruturas de madeira é de fundamental importância para o seu bom funcionamento e durabilidade. Cabe ao projetista conhecer bem as características da madeira, bem como uma constante avaliação das soluções utilizadas nas estruturas. Estudos como os apresentados neste anexo são de grande importância, pois possibilitam o aprendizado a partir de experiências concretas.

APÊNDICE A: ENSAIOS PRELIMINARES COM O ULTRA-SOM

1. Introdução

Com o objetivo de estabelecer um procedimento para os ensaios de determinação do tempo de propagação das ondas ultra-sônicas em CPs de *Eucalyptus grandis*, foram realizados ensaios preliminares. Nesses ensaios procurou-se avaliar possíveis diferenças nos resultados, em função da utilização de dois aparelhos de ultra-som (o Sylvatest e o fabricado pela Jame Instrument Inc.), e de dois tipos de posicionamento dos transdutores (posicionamento direto ou indireto). Neste apêndice foram discutidos alguns resultados dos ensaios preliminares, e a partir desses, foram estabelecidos critérios para a realização dos ensaios com os aparelhos de ultra-som.

2. Discussões a partir dos ensaios preliminares

Os resultados dos ensaios preliminares de determinação do tempo de propagação do pulso ultra-sônico com o Sylvatest e com o aparelho fabricado pela James Instrument Inc., possibilitaram estabelecer critérios para os ensaios realizados neste trabalho.

2.1. Ensaios com o Sylvatest

Ensaios realizados com o aparelho Sylvatest em tábuas de *Eucalyptus grandis* revelaram que não há diferença na velocidade de propagação do pulso ultra-sônico, em função do posicionamento dos transdutores. As velocidades do pulso, calculadas a partir do tempo de propagação, medido com os transdutores posicionados direta ou indiretamente (FIG. Ap-A1), são praticamente iguais.

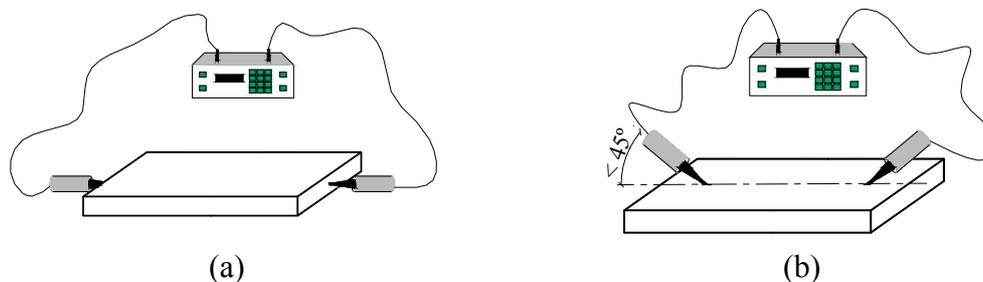


FIGURA Ap-A1 – Posicionamento dos transdutores
(a) Medida direta (b) Medida indireta

Também foi determinada, experimentalmente, uma distância mínima de 30 cm entre os transdutores posicionados direta ou indiretamente. Quando eles são posicionados com distâncias inferiores a 30 cm, as leituras do tempo de propagação do pulso ultra-sônico não se estabilizam ou, velocidades muito diferentes das esperadas são encontradas.

2.1. Ensaios com o James

Ensaios realizados em tábuas de *Eucalyptus grandis*, com o emissor ultra-sônico fabricado pela James Instrument Inc. e transdutores de 150 kHz, posicionados direta ou indiretamente, revelaram que a distância mínima entre eles deve ser de aproximadamente 10 cm e a distância máxima de aproximadamente 60 cm.

Os ensaios realizados em CPs de *Eucalyptus grandis*, com o ultra-som fabricado pela James Instrument Inc. e transdutores de 500 kHz, revelaram que leituras mais coerentes foram feitas com os transdutores posicionados diretamente. As leituras indiretas apresentaram grandes variações e velocidades diferentes das esperadas. Ensaios realizados em tábuas de *Eucalyptus grandis*, com os transdutores posicionados diretamente, revelaram que a distância entre eles deve ser inferior a 30 cm. Distâncias maiores não possibilitaram uma estabilização nas leituras do tempo de propagação do pulso.

Com o objetivo de avaliar a influência do posicionamento dos transdutores na leitura do tempo de propagação do pulso ultra-sônico, foram realizados ensaios em dois CPs fabricados a partir de tábuas de *Eucalyptus grandis*. Os CPs possuíam dimensões iniciais de 22,5 cm × 2,6 cm × 50 cm, e em cada um foram realizadas leituras em dois eixos, afastados de 6 cm das bordas. Nesses eixos foram realizadas leituras de propagação do pulso ultra-sônico com os transdutores de 150 kHz posicionados indiretamente e separados por distâncias de 10, 20, 30 e 40 cm (ver FIG. Ap-A2).

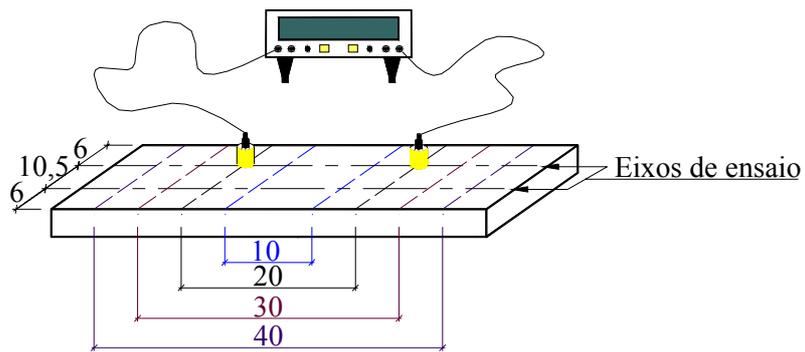


FIGURA Ap-A2 – Esquema do posicionamento dos transdutores nas leituras indiretas

Após a realização das leituras indiretas, os CPs foram cortados e leituras do tempo de propagação do pulso foram realizadas, com os transdutores posicionados diretamente e com os mesmos afastamentos. Foram utilizados os transdutores de 150 kHz e 500 kHz para os ensaios com distâncias de 10, 20 e 30 cm e apenas o de 150 kHz para o ensaio com distância entre transdutores de 40 cm (ver FIG. Ap-A3).

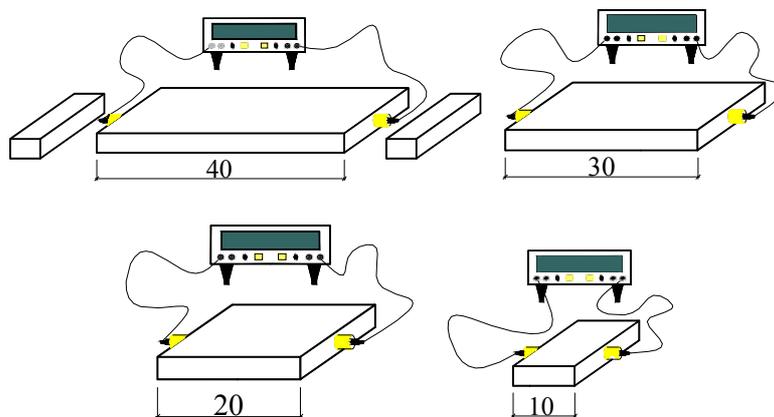


FIGURA Ap-A3 – Posição dos transdutores nas leituras diretas

Os resultados destes ensaios são apresentados na TAB. Ap-A1.

TABELA Ap-A1
Resultados dos ensaios com o James

		Leitura Indireta		Leitura Direta			
Linha de teste 1 (CP1)		150 kHz (ms)	Velocidade (m/s)	150 kHz (ms)	Velocidade (m/s)	500 kHz (ms)	Velocidade (m/s)
Comprimento	10 cm	20,3	4926	18,3	5464	18,8	5319
	20 cm	39,5	5063	37,1	5391	38,0	5263
	30 cm	58,0	5172	54,7	5484	55,5	5405
	40 cm	77,4	5168	72,1	5548	-	-
Linha de teste 2 (CP1)		150 kHz (ms)	Velocidade (m/s)	150 kHz (ms)	Velocidade (m/s)	500 kHz (ms)	Velocidade (m/s)
Comprimento	10 cm	19,4	5155	18,2	5495	18,3	5464
	20 cm	38,1	5249	37,6	5319	38,9	5141
	30 cm	56,6	5300	55,2	5435	55,7	5386
	40 cm	77,7	5148	74,6	5362	-	-
Linha de teste 3 (CP2)		150 kHz (ms)	Velocidade (m/s)	150 kHz (ms)	Velocidade (m/s)	500 kHz (ms)	Velocidade (m/s)
Comprimento	10 cm	18,9	5291	18,5	5405	19,0	5263
	20 cm	37,7	5305	36,8	5435	37,3	5362
	30 cm	56,6	5300	55,7	5386	56,0	5357
	40 cm	75,5	5298	73,6	5435	-	-
Linha de teste 4 (CP2)		150 kHz (ms)	Velocidade (m/s)	150 kHz (ms)	Velocidade (m/s)	500 kHz (ms)	Velocidade (m/s)
Comprimento	10 cm	19,5	5128	18,3	5464	19,2	5208
	20 cm	39,1	5115	36,8	5435	38,2	5236
	30 cm	59,5	5042	55,9	5367	57,5	5217
	40 cm	79,0	5063	75,5	5298	-	-

Analisando os resultados, conclui-se que:

- as leituras diretas do tempo de propagação do pulso feitas através dos transdutores de 150 kHz e 500 kHz, são muito parecidas, praticamente iguais. Isso indica que não há diferença entre as leituras realizadas através dos dois transdutores, desde que sejam respeitadas as distância e o posicionamento ideal para cada transdutor;
- comparando as leituras diretas com as leituras indiretas, ambas realizadas com o transdutor de 150 kHz, nota-se que os resultados são muito parecidos, com diferença média de 7%;
- comparando as leituras diretas com as leituras indiretas realizadas com transdutor de 500 kHz, nota-se que as diferenças são ainda menores, em média 2%.

Os resultados indicam que não há alteração nas leituras, do tempo de propagação do pulso, em função do posicionamento (direto ao indireto) dos transdutores.

Utilizando todas as informações analisadas anteriormente, é possível estabelecer os critérios gerais para os ensaios de determinação do tempo de propagação do pulso ultrassônico:

a) Ensaios com o Sylvatest

O Sylvatest foi utilizado para a determinação do tempo de propagação do pulso ao longo das tábuas de *Eucalyptus grandis*. Uma vez que não há diferença nas leituras em função do posicionamento dos transdutores, eles foram posicionados diretamente, com o objetivo de facilitar o ensaio. A distância mínima entre os transdutores foi obedecida com folga, e com apenas uma leitura foi possível determinar uma velocidade média ao longo de toda a tábua. Duas leituras foram realizadas ao longo da largura da tábua, com o objetivo de avaliar possíveis diferenças entre essas leituras.

b) Ensaio com o James e transdutores de 150 kHz

O James também foi utilizado para determinar uma velocidade média de propagação do pulso ao longo da tábua. Como a distância máxima entre os transdutores (40 cm) é bem inferior que o comprimento da tábua, não foi possível realizar apenas uma leitura.

Foram realizadas cinco leituras do tempo de propagação do pulso ao longo do comprimento das tábuas, sendo os transdutores posicionados indiretamente e afastados de 40 cm.

c) Ensaio com o James e transdutores de 500 kHz

Com o objetivo de fazer leituras da velocidade de propagação do pulso mais coerentes com os valores dos módulos de elasticidade e das resistências à compressão, obtidos nos ensaios destrutivos dos CPs extraídos das tábuas, foram feitas leituras do tempo de propagação do pulso em cada CP. O transdutor utilizado nesses ensaios foi o de 500 kHz, posicionados diretamente.

APÊNDICE B - RESULTADOS DOS ENSAIOS NÃO-DESTRUTIVOS

Lâmina	Peso (kg)	Dimensões (cm)									ρ aparente campo (kg/m ³)	James Ultrassom - Ondas longitudinais (μs)						Umidade %						Sylvatest em 410 cm (μs)	1	
		Comprimento			Largura			Espessura										Pilodyn - P (cm)							2	
		1	2	Média (M)	1	2	M	1	2	M		1	2	3	4	5	M		1	2	3	4	5		M	M
1	13,05	489,1	489,1	489,1	8,7	8,6	8,7	3,3	3,2	3,3	949,1	82,3	75,0	83,1	73,1	81,5	79,0	%	8,8	7,4	10,6	8,0	9,6	8,9	1	742
																	P	7,5	7,0	7,5	6,5	6,5	7,0	2	740	
																							M	M	741	
2	10,61	489,9	489,9	489,9	8,7	8,6	8,7	3,3	3,2	3,3	770,4	90,4	90,8	91,2	103	85,3	92,1	%	7,2	5,2	5,8	5,3	6,2	5,9	1	825
																	P	7,0	9,0	9,0	7,0	7,5	7,9	2	826	
																							M	M	826	
3	11,77	489,6	489,6	489,6	8,7	8,6	8,7	3,3	3,3	3,3	842,2	78,1	95,5	81,8	79,9	78	82,7	%	8,3	7,8	8,8	7,7	8,3	8,2	1	702
																	P	7,0	8,0	7,0	7,5	6,0	7,1	2	704	
																							M	M	703	
4	8,52	490,0	490,0	490,0	8,7	8,6	8,7	3,3	3,2	3,3	618,5	95,2	85,8	85	83,1	82,5	86,3	%	4,8	7,0	4,8	5,0	8,2	6,0	1	749
																	P	11,0	7,0	10,0	12,0	11,5	10,3	2	749	
																							M	M	749	
5	10,62	489,8	489,9	489,9	8,7	8,7	8,7	3,2	3,1	3,2	791,1	138	107	94,4	104	89,9	106,8	%	7,8	5,8	6,3	7,1	5,9	6,6	1	835
																	P	8,0	9,0	9,0	8,0	8,5	8,5	2	838	
																							M	M	837	
6	11,49	489,8	489,8	489,8	8,6	8,6	8,6	3,2	3,2	3,2	852,4	111	96	87,1	109	86,6	97,8	%	8,5	6,4	6,9	7,8	7,5	7,4	1	818
																	P	8,0	7,0	8,0	8,0	8,0	7,8	2	808	
																							M	M	813	
7	12,11	490,0	489,9	490,0	8,6	8,6	8,6	3,2	3,2	3,2	898,1	116	125	112	106	106	112,9	%	8,5	8,9	8,1	9,6	10,5	9,1	1	892
																	P	8,0	8,0	8,0	7,0	9,0	8,0	2	886	
																							M	M	889	
8	9,54	490,0	490,0	490,0	8,6	8,6	8,6	3,2	3,2	3,2	707,5	110	115	95,6	87	78,1	97,2	%	5,5	4,3	3,1	4,2	4,8	4,4	1	744
																	P	7,0	8,0	9,0	9,0	9,0	8,4	2	739	
																							M	M	742	
9	13,27	489,2	489,2	489,2	8,7	8,6	8,7	3,2	3,2	3,2	980,0	79,4	87,7	88,5	85,5	101	88,4	%	6,7	7,3	7,8	6,7	7,0	7,1	1	789
																	P	7,0	8,0	6,5	6,0	6,0	6,7	2	785	
																							M	M	787	
10	13,45	489,2	489,1	489,2	8,7	8,6	8,7	3,2	3,2	3,2	993,4	101	104	85,3	85,1	86,2	92,4	%	8,4	8,3	7,8	9,3	8,5	8,5	1	805
																	P	7,0	7,5	7,5	7,0	7,0	7,2	2	801	
																							M	M	803	
11	11,12	489,9	489,8	489,9	8,6	8,7	8,7	3,2	3,2	3,2	820,1	82,5	105	84,1	103	102	95,5	%	8,6	7,4	7,7	7,1	7,4	7,6	1	740
																	P	7,0	7,5	6,5	8,0	7,0	7,2	2	737	
																							M	M	739	

Lâmina	Peso (kg)	Dimensões (cm)									ρ aparente campo (kg/m ³)	James Ultrassom - Ondas longitudinais (μs)						Umidade %						Sylvatest em 410 cm (μs)	1	
		Comprimento			Largura			Espessura				Pilodyn - P (cm)						M	M							
		1	2	Média (M)	1	2	M	1	2	M		1	2	3	4	5	M			1	2					
12	11,54	490,0	490,0	490,0	8,6	8,6	8,6	3,3	3,3	3,3	829,8	78,5	77,9	76,6	83,4	78,3	78,9	%	5,5	7,3	7,4	6,3	6,2	6,5	1	695
																		P	8,0	6,0	7,0	8,0	7,0	7,2	2	694
																									M	695
13	12,19	490,0	490,0	490,0	8,6	8,6	8,6	3,2	3,3	3,3	890,1	107	96,3	110	110	106	105,8	%	11,7	10,3	9,2	9,6	9,2	10,0	1	886
																		P	7,0	7,0	7,0	7,0	8,0	7,2	2	885
																									M	886
14	11,20	489,4	489,4	489,4	8,6	8,5	8,6	3,2	3,3	3,3	823,6	87	111	91	92,6	88,5	94,0	%	4,8	6,4	5,5	6,2	5,5	5,7	1	818
																		P	8,0	8,5	8,0	8,0	7,5	8,0	2	813
																									M	816
15	13,94	489,2	489,3	489,3	8,6	8,6	8,6	3,3	3,3	3,3	1004,0	95,1	89,2	107	102	92,7	97,1	%	8,2	7,8	7,5	8,2	7,6	7,9	1	859
																		P	7,0	6,0	7,0	6,0	6,0	6,4	2	865
																									M	862
16	13,71	489,3	489,2	489,3	8,6	8,7	8,7	3,3	3,3	3,3	981,7	106	89	89,2	89,5	93,5	93,4	%	6,8	7,0	7,2	7,5	8,6	7,4	1	851
																		P	7,0	7,0	6,0	7,0	6,0	6,6	2	867
																									M	859
17	13,59	488,4	488,4	488,4	8,8	8,6	8,7	3,2	3,3	3,3	984,1	84,7	87,7	96,4	81,4	74	84,8	%	9,4	10,2	10,7	10,0	11,0	10,3	1	747
																		P	6,0	6,0	6,5	7,0	6,5	6,4	2	754
																									M	751
18	11,96	490,0	490,0	490,0	8,5	8,5	8,5	3,3	3,3	3,3	870,2	84,7	76,5	82,8	83,9	85,2	82,6	%	7,8	7,8	7,3	7,6	7,2	7,5	1	772
																		P	8,0	8,0	8,5	8,0	9,0	8,3	2	769
																									M	771
19	11,85	490,0	490,0	490,0	8,5	8,6	8,6	3,2	3,2	3,2	883,9	109	97,7	88	87,5	90,8	94,7	%	5,2	5,8	5,0	5,5	6,6	5,6	1	842
																		P	8,5	8,5	10,0	9,0	9,0	9,0	2	847
																									M	845
20	12,97	490,0	490,0	490,0	8,6	8,6	8,6	3,3	3,3	3,3	932,7	87	87,4	79,2	78,8	80,7	82,6	%	4,2	6,7	7,0	4,9	7,6	6,1	1	790
																		P	9,0	8,0	7,0	8,0	8,0	8,0	2	796
																									M	793
21	11,53	490,1	490,2	490,2	8,6	8,6	8,6	3,3	3,3	3,3	828,9	84	82,5	81,5	82,1	88	83,6	%	5,4	4,9	5,0	5,0	6,4	5,3	1	746
																		P	8,0	9,0	9,0	8,5	8,0	8,5	2	747
																									M	747
22	8,88	490,3	490,3	490,3	8,6	8,6	8,6	3,2	3,2	3,2	658,1	85,4	91,2	84,6	87	90,8	87,8	%	4,7	4,1	4,9	5,3	5,5	4,9	1	777
																		P	10,0	11,0	10,0	10,0	9,5	10,1	2	778
																									M	778
23	11,92	490,2	490,2	490,2	8,6	8,6	8,6	3,3	3,2	3,3	870,0	85,4	94	84,1	85,5	83,8	86,6	%	6,7	6,3	6,2	6,9	6,7	6,6	1	760
																		P	9,0	8,0	9,0	8,0	8,0	8,4	2	768
																									M	764

Lâmina	Peso (kg)	Dimensões (cm)									ρ aparente campo (kg/m ³)	James Ultrassom - Ondas longitudinais (μs)						Umidade %						Sylvatest em 410 cm (μs)	1	
		Comprimento			Largura			Espessura				Pilodyn - P (cm)						2								
		1	2	Média (M)	1	2	M	1	2	M		1	2	3	4	5	M	1	2	3	4	5	M		M	
24	11,72	490,0	490,1	490,1	8,6	8,6	8,6	3,3	3,2	3,3	855,7	84,2	97,4	111	82,2	84,6	91,8	%	7,2	5,7	5,5	6,4	6,6	6,3	1	765
																		P	7,5	9,0	8,0	8,0	9,0	8,3	2	768
																		M							M	767
25	12,75	490,0	490,1	490,1	8,6	8,6	8,6	3,2	3,1	3,2	960,4	97,7	120	116	192	161	137,5	%	7,8	6,6	6,7	5,8	7,5	6,9	1	902
																		P	8,0	10,0	9,0	10,0	9,0	9,2	2	923
																		M							M	913
26	10,04	490,1	490,1	490,1	8,6	8,6	8,6	3,2	3,2	3,2	744,4	84,4	83,3	89,2	82,5	84,5	84,8	%	4,9	4,6	4,6	3,1	5,3	4,5	1	780
																		P	9,5	10,0	8,0	9,0	8,5	9,0	2	783
																		M							M	782
27	13,33	490,0	490,0	490,0	8,6	8,6	8,6	3,3	3,2	3,3	973,3	116	117	129	143	119	124,7	%	7,3	7,0	6,2	5,9	7,7	6,8	1	985
																		P	10,0	7,5	7,5	7,5	8,5	8,2	2	985
																		M							M	985
28	12,49	489,6	489,5	489,6	8,6	8,6	8,6	3,3	3,3	3,3	899,0	90,5	83,3	85	86,3	97,7	88,6	%	10,2	10,6	8,5	10,3	10,2	10,0	1	740
																		P	8,0	8,0	9,0	8,0	7,0	8,0	2	751
																		M							M	746
29	11,36	490,2	490,1	490,2	8,6	8,6	8,6	3,2	3,2	3,2	842,2	82,9	82,2	97,5	84	80	85,3	%	9,6	9,5	9,7	10,2	9,0	9,6	1	725
																		P	8,0	8,0	8,0	6,5	8,0	7,7	2	724
																		M							M	725
30	13,69	490,1	490,1	490,1	8,7	8,6	8,7	3,2	3,2	3,2	1009,1	103	95,7	111	99,2	107	103,3	%	11,1	10,4	10,6	11,5	9,6	10,6	1	720
																		P	7,0	7,0	7,5	6,5	7,0	7,0	2	726
																		M							M	723
31	12,46	490,1	490,0	490,1	8,5	8,5	8,5	3,3	3,2	3,3	920,4	86,2	78,9	88,7	82,2	86	84,4	%	12,6	11,4	12,7	10,1	10,7	11,5	1	772
																		P	8,0	8,5	7,0	9,0	9,0	8,3	2	771
																		M							M	772
32	13,13	489,6	489,6	489,6	8,5	8,5	8,5	3,2	3,3	3,3	970,8	115	96	108	105	91,3	103,2	%	8,8	10,9	9,5	10,4	11,9	10,3	1	809
																		P	8,5	8,0	8,0	7,0	8,0	7,9	2	806
																		M							M	808
33	13,11	490,0	490,0	490,0	8,5	8,5	8,5	3,2	3,3	3,3	968,5	84,3	83,2	84,3	86,7	83,6	84,4	%	6,4	10,6	9,8	10,4	9,5	9,3	1	770
																		P	8,0	7,0	6,5	7,0	7,0	7,1	2	769
																		M							M	770
34	11,71	489,7	489,5	489,6	8,6	8,6	8,6	3,3	3,3	3,3	842,8	84,2	92,2	105	105	89,2	95,1	%	7,9	8,9	8,9	8,6	11,2	9,1	1	749
																		P	7,0	7,0	7,5	7,0	8,0	7,3	2	746
																		M							M	748
35	10,73	490,2	490,3	490,3	8,5	8,6	8,6	3,2	3,3	3,3	787,6	84,7	90,7	85	89,8	89,7	88,0	%	6,3	10,0	9,6	11,6	12,8	10,1	1	773
																		P	8,0	9,0	9,0	8,0	9,0	8,6	2	771
																		M							M	772

Lâmina	Peso (kg)	Dimensões (cm)									ρ aparente campo (kg/m ³)	James Ultrassom - Ondas longitudinais (μ s)						Umidade %						Sylat est em 410 cm (μ s)	1	
		Comprimento			Largura			Espessura				Pilodyn - P (cm)						2								
		1	2	Média (M)	1	2	M	1	2	M		1	2	3	4	5	M	1	2	3	4	5	M		M	
36	12,41	490,0	490,1	490,1	8,5	8,5	8,5	3,3	3,1	3,2	931,0	125	106	104	91,2	102	105,5	%	6,7	7,8	8,5	7,5	10,3	8,2	1	889
																		P	8,0	8,0	7,5	8,0	8,0	7,9	M	892
37	10,24	490,2	490,2	490,2	8,5	8,6	8,6	3,1	3,3	3,2	763,5	74	84	85,3	97,7	90,1	86,2	%	5,4	7,6	7,2	13,5	11,2	9,0	1	768
																		P	8,0	9,0	8,0	9,0	10,0	8,8	M	766
38	11,39	490,3	490,4	490,4	8,5	8,5	8,5	3,2	3,2	3,2	854,0	93,8	85,2	108	107	107	100,1	%	10,4	12,5	8,7	10,0	14,2	11,2	1	728
																		P	8,0	10,0	9,0	8,0	8,0	8,6	M	729
39	10,38	490,1	490,1	490,1	8,6	8,6	8,6	3,2	3,2	3,2	769,6	84,7	83,1	89,1	86	85,4	85,7	%	9,4	9,6	11,0	9,5	11,3	10,2	1	751
																		P	8,0	8,0	8,0	9,0	8,5	8,3	M	755
40	12,15	490,1	490,1	490,1	8,6	8,6	8,6	3,2	3,2	3,2	900,8	87,4	87	89,9	89,8	93,8	89,6	%	10,8	9,2	9,3	11,3	11,1	10,3	1	834
																		P	8,0	8,0	7,5	6,5	7,0	7,4	M	830
41	11,11	490,0	490,1	490,1	8,6	8,7	8,7	3,2	3,2	3,2	819,0	74,2	90,4	82,5	81,7	81,6	82,1	%	6,6	6,8	5,8	5,5	5,3	6,0	1	656
																		P	8,0	6,5	8,5	8,0	8,0	7,8	M	654
42	11,12	489,8	489,9	489,9	8,7	8,6	8,7	3,3	3,3	3,3	795,3	79,3	76,5	76,4	75,6	80,8	77,7	%	8,0	8,4	8,3	9,9	8,2	8,6	1	680
																		P	7,5	7,5	8,0	7,0	8,0	7,6	M	681
43	11,47	489,7	489,7	489,7	8,7	8,6	8,7	3,3	3,3	3,3	820,5	82,3	80	79,8	81,9	81,3	81,1	%	9,4	7,5	7,4	9,8	8,9	8,6	1	721
																		P	8,0	7,5	8,0	8,0	7,0	7,7	M	723
44	12,13	490,0	489,9	490,0	8,7	8,6	8,7	3,2	3,3	3,3	880,7	128	93,3	129	110	104	112,8	%	8,5	7,6	7,7	9,2	10,9	8,8	1	890
																		P	8,0	7,0	7,0	7,0	7,0	7,2	M	891
45	12,39	490,2	490,1	490,2	8,7	8,6	8,7	3,3	3,3	3,3	885,5	75,1	82,7	84	82	82,2	81,2	%	8,3	9,1	8,6	9,3	8,1	8,7	1	756
																		P	7,0	7,0	7,0	7,0	7,0	7,0	M	754