

ÂNGELA DO VALLE

*RIGIDEZ DE LIGAÇÕES COM PARAFUSOS EM
ESTRUTURAS DE MADEIRA LAMINADA COLADA*

Tese apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para obtenção
do título de Doutor em Engenharia Civil

SÃO PAULO

1999

ÂNGELA DO VALLE

**RIGIDEZ DE LIGAÇÕES COM PARAFUSOS EM
ESTRUTURAS DE MADEIRA LAMINADA COLADA**

Tese apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para obtenção do
título de Doutor em Engenharia Civil

**Área de Concentração:
Engenharia de Estruturas**

Orientador:

Prof. Dr. Péricles Brasiliense Fusco

1999

Valle, Ângela do

Rigidez de ligações com parafusos em estruturas de madeira laminada colada. São Paulo, 1999.

169p.

Tese (Doutorado) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia de Estruturas e Fundações.

1. Ligações com parafusos. 2. Estruturas de madeira. I. Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia de Estruturas e Fundações. II.t

*Dedico este trabalho a meus pais, **Hedy e Gabino do Valle**,
pelo apoio e carinho que sempre recebo, cujo amor
fez com que eu estivesse neste mundo.*

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Péricles Brasiliense Fusco, pela dedicada orientação, pela confiança e pelo carinho transmitido durante todo o período de realização dos trabalhos.

Ao Prof. Dr. Pedro Afonso de Oliveira Almeida pela apoio, pelas sugestões e pela amizade estabelecida na convivência.

Aos colegas do Departamento de Engenharia Civil da Universidade Federal de Santa Catarina, pelo companheirismo, em especial à Prof. Dr. Henriette Lebre La Rovere.

Ao Prof. Dr. Carlos Alberto Szücs, pela confiança depositada ao ceder os recursos do Laboratório de Experimentação em Estruturas da UFSC para a realização da etapa experimental desse trabalho.

Aos colegas, amigos e funcionários da Escola Politécnica da USP, que sempre nos auxiliaram com palavras e atitudes durante todo o trabalho, especialmente à querida Elisabeth Penner.

Aos professores, pós-graduandos, bolsistas e funcionários do LEE – UFSC, em especial ao técnico de laboratório Sr. Edi Assini Júnior, pelo auxílio na montagem dos ensaios.

Ao bolsista André Dalri Köhler, pela prestimosa colaboração nos ensaios e na editoração desse texto.

À CAPES, pelo auxílio financeiro no início do trabalho sob a forma de bolsa de estudos.

Aos meus familiares, pela amizade transmitida em todos momentos de convivência.

A Deus, que me concedeu a vida e esta oportunidade de trabalho.

SUMÁRIO

Listas de Figuras

Listas de Tabelas

Listas de Símbolos

Resumo

Abstract

1	<i>Introdução</i>	1
1.1	<i>Apresentação</i>	1
1.2	<i>Objetivos e Justificativa</i>	5
2	<i>Revisão Bibliográfica</i>	6
2.1	<i>Madeira Laminada Colada</i>	6
2.1.1	<i>Vantagens e Limitações do Emprego de MLC</i>	9
2.1.2	<i>Ligações Empregadas com MLC</i>	14
2.2	<i>Rigidez das Ligações</i>	14
	
2.2.1	<i>Classificação das ligações quanto à rigidez</i>	14
2.2.2	<i>Rigidez de uma ligação estrutural</i>	19
2.2.3	<i>Influência da rigidez das ligações no comportamento estrutural</i>	21
2.3	<i>Análise estrutural com ligações semi-rígidas</i>	23
2.3.1	<i>Modelos analíticos para estruturas com ligações semi-rígidas</i>	23
2.3.2	<i>Modelo analítico da Matriz de Transformação para pórtico plano</i>	27
2.3.3	<i>Influência da rigidez à rotação na distribuição de momentos fletores para uma estrutura plana</i>	32

2.4	Determinação da Rigidez das ligações	35
<hr/>		
2.4.1	<i>Função rigidez de uma ligação</i>	35
2.4.2	<i>Modelagem do comportamento das ligações</i>	38
2.4.3	<i>Modelo proposto por Racher</i>	42
2.4.4	<i>Critérios normativos para rigidez das ligações</i>	46
2.5	<i>Resistência e rigidez de embutimento da madeira</i>	49
2.5.1	<i>Apresentação</i>	49
2.5.2	<i>Resistência e Rigidez de embutimento</i>	51
2.5.3	<i>Critérios da NBR 7190/97</i>	55
2.5.3.1	<i>Resistência de embutimento</i>	55
2.5.3.2	<i>Determinação experimental da resistência de embutimento</i>	57
2.5.3.3	<i>Rigidez de embutimento</i>	59
2.5.4	<i>Critérios do EUROCODE 5</i>	60
2.5.4.1	<i>Cálculo da resistência de embutimento</i>	61
2.5.4.2	<i>Determinação experimental da resistência de embutimento</i>	63
2.5.4.3	<i>Cálculo da rigidez de embutimento</i>	67
2.5.4.4	<i>Determinação experimental da rigidez de embutimento</i>	69
2.5.5	<i>Critérios para cálculo de resistência e rigidez de embutimento com solicitação inclinada em relação às fibras</i>	70
2.5.5.1	<i>Modelo de Hankinson</i>	71
2.5.5.2	<i>Critério de Conservação de Energia de Deformação</i>	72
3	Investigação Experimental da Resistência e da Rigidez de Embutimento	75
3.1	<i>Apresentação</i>	75
3.2	<i>Materiais e métodos</i>	76

3.2.1	<i>Descrição dos corpos-de-prova</i>	76
3.2.2	<i>Caracterização da madeira</i>	78
3.2.3	<i>Procedimentos Equipamentos utilizados</i>	79
3.3	<i>Ensaios preliminares</i>	80
3.4	<i>Resultados dos ensaios de resistência e de rigidez</i>	85
3.4.1	<i>Embutimento paralelo às fibras ($\alpha = 0^\circ$)</i>	85
3.4.2	<i>Embutimento com ângulo de 30° em relação às fibras</i>	89
3.4.3	<i>Embutimento com ângulo de 45° em relação às fibras</i>	93
3.4.4	<i>Embutimento com ângulo de 60° em relação às fibras</i>	96
3.4.5	<i>Embutimento com ângulo de 90° em relação às fibras</i>	99
4	<i>Investigação Experimental das Características dos Parafusos</i>	105
4.1	<i>Apresentação</i>	105
4.2	<i>Critérios Normativos para os parafusos</i>	105
4.2.1	<i>NBR 7190/97</i>	106
4.2.2	<i>Eurocode 5</i>	107
4.3	<i>Parafusos utilizados neste trabalho</i>	113
4.3.1	<i>Determinação do Momento de Plastificação de acordo com a prEN 409</i>	113
4.3.2	<i>Determinação da tensão de escoamento dos parafusos pelo ensaio de Dureza VICKERS</i>	122
4.3.3	<i>Tensão de escoamento dos parafusos</i>	125
5	<i>Análise dos Resultados</i>	126
5.1	<i>Apresentação</i>	126

5.2	<i>Comparação da Resistência de Embutimento</i>	126
5.3	<i>Comparação da Rigidez de Embutimento</i>	128
5.4	<i>Modelo de Hankinson para Avaliação da Resistência Inclinada em Relação às Fibras</i>	130
5.5	<i>Modelo de Hankinson para Avaliação da Rigidez para Força Inclinada em Relação às Fibras</i>	134
5.6	<i>Considerações Finais</i>	136
6	<i>Conclusões e Sugestões de Futuras Investigações</i>	138
ANEXO RESULTADOS ENSAIOS DE EMBUTIMENTO		141
	<i>Referências Bibliográficas</i>	166
	<i>Apêndice A</i>	

Lista de Figuras

Figura 2.2.1-1	<i>Formas de transmissão de esforços nas ligações de estruturas de madeira (Le Govic, 1995)</i>	15
Figura 2.2.1-2	<i>Exemplos de ligações entre vigas e pilares classificadas segundo o tipo de transmissão de esforços (Le Govic, 1995)</i>	16
Figura 2.2.1-3	<i>Classificação das ligações segundo o tipo de esforço transmitido (Le Govic, 1995)</i>	17
Figura 2.2.1-4	<i>Exemplo de ligação articulada (Le Govic, 1995)</i>	17
Figura 2.2.1-5	<i>Exemplo de ligação rígida (Le Govic, 1995)</i>	18
Figura 2.2.1-6	<i>Exemplo de ligação semi-rígida (Le Govic, 1995)</i>	19
Figura 2.2.2-1	<i>Representação da rotação relativa de uma ligação entre duas barras</i>	19
Figura 2.2.3-1	<i>Distribuição de momentos fletores em um pórtico plano, com ligações de canto com rigidez variáveis (Informationsdienst Holz, 1994)</i>	22
Figura 2.3.1-1	<i>Modelo para elemento de ligação com molas múltiplas: (a) elemento geral ; (b) elemento simplificado</i>	27
Figura 2.3.2-2	<i>Esquema de composição do elemento de viga</i>	28
Figura 2.3.2-3	<i>Identificação dos graus de liberdade do elemento de pórtico plano com ligações semi-rígidas</i>	30
Figura 2.3.3-1	<i>Geometria e carregamento do pórtico exemplo</i>	32
Figura 2.3.3-2	<i>Momentos fletores no pórtico exemplo para vários coeficientes de rigidez α_v das ligações de canto</i>	34
Figura 2.5.1-1	<i>Modos de ruptura das ligações com pinos (a) plastificação do</i>	

<i>pino, (b) embutimento, (c) cisalhamento da madeira, (d) fendilhamento (ALMEIDA, 1995)</i>	35
Figura 2.5.2-1 <i>Força de embutimento da madeira contra pino metálico e medidas da área convencional de embutimento $A_e = t.d$</i>	38
Figura 2.5.2-2 <i>Rigidez de embutimento da madeira e deslizamento relativo u</i>	39
Figura 2.5.2-3 <i>Exemplos típicos de curvas força – deslocamento para ligações (CECCOTTI, 1995)</i>	39
Figura 2.5.3.1-1 <i>Figuras 9 e 11 da NBR 7190/97</i>	42
Figura 2.5.3.2-1 <i>Geometria dos corpos-de-prova de ensaios de embutimento de acordo com a NBR 7190/97</i>	43
Figura 2.5.3.2-2 <i>Diagrama de carregamento para ensaios de embutimento de acordo com a NBR 7190/97 (NBR 7190/97, figura B.29)</i>	44
Figura 2.5.3.2-3 <i>Diagrama tensão – deformação específica de embutimento (NBR 7190/97, figura B.28)</i>	45
Figura 2.5.3.3-1 <i>Critério proposto para determinação experimental da Rigidez de embutimento K_e a partir do Diagrama Força-deslocamento</i>	60
Figura 2.5.4.1-1 <i>Possíveis modos de ruptura para ligações com pinos segundo Eurocode 5</i>	62
Figura 2.5.4.2-1 <i>Princípio de ensaio de embutimento de acordo com a EN 383 (1992)</i>	64
Figura 2.5.4.2-2 <i>Dimensões de corpos-de-prova para ensaio de embutimento de acordo com a EN 383 (1992) (a) compressão paralela às fibras (b) tração paralela às fibras (c) perpendicular às fibras</i>	65
Figura 2.5.4.2-3 <i>Diagrama de carregamento para ensaios de embutimento de acordo com a EN 383 (EN 383, figura 3)</i>	66
Figura 2.5.4.4-1 <i>Diagrama de carregamento para ensaios de embutimento de</i>	

acordo com a EN 383 (EN 383, figura 3)	69
Figura 2.5.5.1-1 Diagrama das funções de Hankinson para $n = 1,5$ e $n = 2$..	72
Figura 2.5.5.2-1 Círculo de Mohr de tensões para material ortótropo (SZÜCS, 1995)	73
Figura 2.5.5.2-2 Comparação de resultados experimentais para tração e valores analíticos usando diversos critérios de ruptura com ângulo variável em relação às fibras da madeira (SZÜCS, 1995)	74
Figura 3.2.1-1 Geometria dos corpos-de-prova de ensaios de embutimento	76
Figura 3.2.3-1 Disposição dos corpos-de-prova de embutimento no equipamento de ensaio	79
Figura 3.2.3-2 Posicionamento dos transdutores de deslocamento nos corpos-de-prova de embutimento	80
Figura 3.3-1 Diagrama Força – deslocamento para ensaio de embutimento preliminar com parafuso Classe 4.6 ($d = 8\text{mm}$)	81
Figura 3.3-2 Diagrama Força – deslocamento para ensaios de embutimento preliminares com parafuso ASTM A 325 ($d = 8\text{mm}$)	81
Figura 3.3-3 Método gráfico para determinação da resistência de embutimento para ensaio preliminar com parafuso CR 4.6 ($d = 8\text{mm}$)	83
Figura 3.3-4 Método gráfico para determinação da rigidez de embutimento para ensaio preliminar com parafuso CR 4.6 ($d = 8\text{mm}$)	83
Figura 3.4.1-1 Modo de ruptura dos ensaios de embutimento com ângulo de 0°	86
Figura 3.4.1-2 Curvas Força-deslocamento para ensaios de embutimento com ângulo de 0°	86

Figura 3.4.1-3	Detalhe da ruptura dos ensaios de embutimento com ângulo de 0°	87
Figura 3.4.1-4	Curvas Tensão-deformação para ensaios de embutimento com ângulo de 0°	88
Figura 3.4.2-1	Modo de ruptura dos ensaios de embutimento com ângulo de 30° (E30-06 e E30-03)	89
Figura 3.4.2-2	Curvas Força-deslocamento para ensaios de embutimento com ângulo de 30°	90
Figura 3.4.2-3	Detalhe da ruptura do corpo-de-prova E30-03	91
Figura 3.4.2-4	Detalhe da ruptura do corpo-de-prova E30-06	91
Figura 3.4.2-5	Curvas Tensão-deformação para ensaios de embutimento com ângulo de 30°	92
Figura 3.4.3-1	Modos de ruptura dos ensaios de embutimento com ângulo de 45°	93
Figura 3.4.3-2	Detalhe da ruptura do corpo-de-prova E45-04	94
Figura 3.4.3-3	Diagrama Força – deslocamento dos ensaios de embutimento com ângulo de 45°	95
Figura 3.4.3-4	Diagrama Tensão – deformação dos ensaios de embutimento com ângulo de 45°	95
Figura 3.4.4-1	Modo de ruptura dos ensaios de embutimento com ângulo de 60°	96
Figura 3.4.4-2	Detalhe da ruptura dos ensaios de embutimento com ângulo de 60°	97
Figura 3.4.4-3	Curvas Força-deslocamento para ensaios de embutimento com ângulo de 60°	98

Figura 3.4.4-4	<i>Curvas Tensão-deformação para ensaios de embutimento com ângulo de 60°</i>	98
Figura 3.4.5-1	<i>Instabilidade lateral dos corpos-de-prova com ângulo de 90°</i>	99
Figura 3.4.5-2	<i>Geometria de corpos-de-prova para embutimento com ângulo de 90°</i>	100
Figura 3.4.5-3	<i>Modo de ruptura dos ensaios de embutimento com ângulo de 90°</i>	101
Figura 3.4.5-4	<i>Detalhe da ruptura dos ensaios de embutimento com ângulo de 90°</i>	101
Figura 3.4.5-5	<i>Corpo-de-prova de embutimento normal sem parte inferior ..</i>	102
Figura 3.4.5-6	<i>Detalhes do modo de ruptura dos ensaios de embutimento com ângulo de 90°</i>	102
Figura 3.4.5-7	<i>Diagramas Força- deslocamento dos ensaios de embutimento com ângulo de 90°</i>	103
Figura 3.4.5-8	<i>Diagramas Tensão - deformação dos ensaios de embutimento com ângulo de 90°</i>	104
Figura 4.2.2-1	<i>Estado de tensões e propriedades geométricas na seção transversal do parafuso para o momento de plastificação M_y</i>	107
Figura 4.2.2-2	<i>Princípio de ensaio de flexão simples em pinos metálicos de acordo com a prEN 409 (1993)</i>	110
Figura 4.2.2-3	<i>Diagrama de Momentos Fletores para Momento de Plastificação M_y</i>	110
Figura 4.2.2-4	<i>Dispositivo de ensaio de flexão em pinos metálicos sugerido pela prEN 409 (1993)</i>	111
Figura 4.3.1-1	<i>Projeto do dispositivo de ensaio para determinação do Momento de Plastificação dos Parafusos</i>	114

Figura 4.3.1-2	<i>Detalhe da fixação dos parafusos às barras de ensaio</i>	114
Figura 4.3.1-3	<i>Dispositivo de ensaio de determinação do Momento de Plastificação montado no LEE – UFSC</i>	115
Figura 4.3.1-4	<i>Ensaio de flexão do parafuso em andamento</i>	115
Figura 4.3.1-5	<i>Detalhe do parafuso durante o ensaio de flexão</i>	116
Figura 4.3.1-6	<i>Relações geométricas para cálculo da variação do ângulo entre a barra horizontal e o cabo</i>	117
Figura 4.3.2-1	<i>Amostras de parafusos nos quais foram realizados os ensaios de Dureza Vickers</i>	123
Figura 5.4-1	<i>Diagrama Força – deslocamento para os valores experimentais médios</i>	131
Figura 5.4-2	<i>Diagrama Tensão – deformação para os valores experimentais médios</i>	131
Figura 5.4-1	<i>Comparação da resistência de embutimento experimental (NBR 7190/97) e pelo Modelo de Hankinson</i>	132
Figura 5.4-2	<i>Comparação da resistência de embutimento experimental (Eurocode 5) e pelo Modelo de Hankinson</i>	133
Figura 5.5-1	<i>Comparação da rigidez de embutimento experimental (Eurocode 5) e pelo Modelo de Hankinson</i>	135
Figura 5.5-2	<i>Comparação da rigidez de embutimento experimental calculada pelo critério proposto e pelo Modelo de Hankinson</i>	135

Lista de Tabelas

Tabela 2.3.3-1	Resultados encontrados pelo modelo da Matriz de Transformação e pelo SAP2000 para o pórtico exemplo	34
Tabela 2.4.1-1	Fases do Diagrama carga–deslocamento, fenômeno associado e teoria aplicável à investigação do fenômeno (Haller, 1998)	37
Tabela 2.4.4-1	Valores de K_{ser} [N/mm] para elementos de ligação tipo pinos metálicos, com ρ_k em kg/m ³ e d em mm (EUROCODE 5, Parte 1-1: 4.2, (1), Tabela 4.2, 1993)	48
Tabela 2.4.4-2	Valores usuais de diâmetro de pré-furação para tipo pinos metálicos, com d_{ef} e d em mm (NBR7190/97, item 7.3.1)	49
Tabela 2.5.3.1-1	Coeficiente α_e apresentado na Tabela 14 da NBR 7190/97...	56
Tabela 2.5.4.2-1	Dimensões dos corpos-de-prova de ensaio de embutimento definidas pela EN 383 (1992) (d é o diâmetro do parafuso)....	65
Tabela 2.5.4.3-1	Critério do Eurocode 5 para cálculo do coeficiente de rigidez K_{ser} para verificações de estado limite de utilização com pinos metálicos (K_{ser} em N/mm, ρ_k em kg/m ³ e d em mm)	68
Tabela 3.2.1-1	Dimensões dos corpos-de-prova de ensaios de embutimento	77
Tabela 3.2.2-1	Características físicas e mecânicas da madeira <i>Eucalyptus grandis</i> determinadas por WAGNER (1998).....	78
Tabela 3.3-1	Resistência e rigidez de embutimento calculados a partir dos ensaios preliminares pelo critério proposto e pelo Eurocode5	84
Tabela 3.4.1-1	Resistência e rigidez para embutimento ângulo de 0°	87
Tabela 3.4.2-1	Resistência e rigidez para embutimento ângulo de 30°.	90
Tabela 3.4.3-1	Resistência e rigidez para embutimento ângulo de 45°	94
Tabela 3.4.4-1	Resistência e rigidez para embutimento ângulo de 60°	97
Tabela 3.4.5-1	Resistência e rigidez para embutimento ângulo de 90°	103
Tabela 4.2.1-1	Resistências mecânicas mínimas de parafusos de acordo	106

<i>com a NBR 8800/86</i>		
Tabela 4.2.2-1	<i>Comparação entre a tensão de escoamento e a tensão de ruptura para vários aços, com base na especificação da NBR 8800/86 (Anexo A: Materiais, Tabela 23)</i>	109
Tabela 5.2-1	<i>Comparação da resistência de embutimento experimental e pelo critério da NBR 7190/97</i>	128
Tabela 5.3-1	<i>Comparação da rigidez de embutimento experimental e pelo critério do Eurocode 5 para embutimento paralelo</i>	129
Tabela 5.3-2	<i>Comparação da rigidez de embutimento experimental e pelo critério do Eurocode 5 para embutimento paralelo</i>	129

Lista de Símbolos

A	<i>area</i>
\mathbf{A}_D	<i>vetor de forças</i>
\mathbf{A}_{EP}^*	<i>vetor de ações de engastamento perfeito</i>
K_c	<i>rigidez à rotação</i>
M_{lig}	<i>Momento transmitido pela ligação</i>
M_{rig}	<i>momento que seria transmitido pela ligação caso esta fosse perfeitamente rígida</i>
R_M	<i>Coeficiente</i>
\mathbf{D}_G	<i>Deslocamentos</i>
E	<i>módulo de elasticidade longitudinal paralelo às fibras da madeira</i>
F	<i>Força, propriedade</i>
F_e, F_h	<i>força de embutimento</i>
F_α	<i>propriedade na direção α</i>
F_0	<i>propriedade na direção longitudinal</i>
F_{90}	<i>propriedade na direção transversal</i>
I	<i>momento de inércia</i>
K	<i>Coeficiente de rigidez</i>
K_a	<i>rigidez axial</i>
K_e	<i>rigidez de embutimento</i>
K_i	<i>coeficiente de rigidez inicial</i>
K_v	<i>rigidez ao cortante</i>
L	<i>Comprimento</i>
M	<i>Momento fletor</i>

M_y	<i>momento de plastificação do pino</i>
R	<i>Força, ação</i>
Z	<i>módulo plástico</i>
a	<i>Distância</i>
d	<i>diâmetro do pino</i>
f_0	<i>resistência na direção longitudinal</i>
f_{90}	<i>resistência na direção transversal</i>
$f_{co,d}$	<i>resistência de cálculo à compressão paralela às fibras</i>
f_e	<i>resistência de embutimento da madeira</i>
$f_{e90,d}$	<i>resistência de cálculo de embutimento na direção normal às fibras</i>
$f_{eo,d}$	<i>resistência de cálculo de embutimento na direção paralela às fibras</i>
$f_{h,\alpha,k}$	<i>resistência característica de embutimento na direção com inclinação α em relação às fibras</i>
$f_{h,1}$	<i>resistência de embutimento da espécie de madeira da peça lateral</i>
$f_{h,o,k}$	<i>resistência característica de embutimento na direção paralela em relação às fibras</i>
$f_{u,k}$	<i>resistência característica à tração do aço do parafuso</i>
f_v	<i>Resistência ao cisalhamento no plano longitudinal – transversal</i>
f_y	<i>tensão de escoamento do aço</i>
k_{90}	<i>coeficiente</i>
l_i	<i>medida de distância</i>
n	<i>parâmetro</i>
p	<i>pilar</i>
t	<i>espessura</i>
u	<i>deslocamento</i>
v	<i>viga</i>

y	<i>distância</i>
θ	<i>Rotação relativa; ângulo entre a força e as fibras da madeira</i>
α	<i>ângulo da direção da propriedade em estudo em relação à direção longitudinal</i>
α_e	<i>coeficiente</i>
σ	<i>tensão normal</i>
σ_α	<i>tensão na direção de ângulo α em relação às fibras</i>
ρ_k	<i>peso específico da madeira, em kg/m³</i>
σ_L	<i>componente de tensão na direção longitudinal</i>
τ_{LT}	<i>componente de tensão de cisalhamento no plano longitudinal - transversal</i>
σ_T	<i>componente de tensão na direção transversal</i>

RESUMO

A madeira laminada colada é empregada principalmente em estruturas com grandes vãos, o que faz surgir elevados esforços solicitantes nas ligações. Nesta situação, a avaliação inadequada da rigidez de uma ligação pode colocar em risco a segurança da estrutura. Esta possibilidade exige o uso de modelos mais reais para análise e projeto das ligações com comportamento semi-rígido, tais como as ligações com parafusos.

A rigidez e a capacidade resistente de ligações parafusadas, submetidas a momentos fletores, dependem principalmente da rigidez e da resistência de embutimento individuais dos parafusos. A norma brasileira de projeto de estruturas de madeira não prescreve um modelo analítico ou experimental para determinação da rigidez de uma ligação.

O presente trabalho investigou experimentalmente os valores de resistência e de rigidez de embutimento de ligações parafusadas em peças de madeira laminada colada. Foram ensaiados corpos-de-prova com diferentes ângulos entre a força no parafuso e a orientação das fibras da madeira.

Os resultados experimentais foram comparados a valores calculados por modelos analíticos existentes na literatura, concluindo-se existir a necessidade de aperfeiçoamento dos modelos existentes para cálculo da rigidez de embutimento da madeira.

Foram propostos procedimentos para a determinação experimental da rigidez de embutimento, bem como dimensões de corpo-de-prova para determinação da resistência e rigidez de embutimento normal às fibras.

ABSTRACT

Glued laminated timber, as a structural material, is primarily used in structures having large spans. In these structures, the connections are subjected to much higher forces, and as such are of greater importance in the design. This importance is even more pronounced in semi-rigid connections like bolt joints. If the joint stiffness is not evaluated properly, safety concerns may arise. Therefore, it is necessary to apply more realistic models in the analysis and design of semi-rigid connections in glued laminated timber.

Both stiffness and resistance capacity of bolt connections transferring moment across the joint depend mainly on the embedding stiffness and the embedding strength of the bolts themselves. The Brazilian Code for the design of timber structures, however, does not present an analytical or an experimental model to calculate joint stiffness.

The present work studied the embedding strength and embedding stiffness of bolt connections in glued laminated timber. Several connections were prepared and tested in the laboratory. Various angles between the applied load on the bolt and the direction of timber grain were chosen. The experimental results were compared to provisions by analytical models found in the literature. It was concluded that the existent models need to be somewhat modified to yield accurate predictions.

This work proposes a test method to obtain the embedding stiffness of bolt connections and an analytical model to determine the embedding strength at any angle between the applied load and the grain direction in glued laminated timber structures.

1 Introdução

1.1 Apresentação

O presente texto apresenta o trabalho desenvolvido para obtenção de Título de Doutor em Engenharia de Estruturas pela Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. O tema desta investigação é a rigidez das ligações com parafusos nas estruturas de madeira laminada colada.

A madeira é um dos materiais estruturais mais antigos empregados pelo homem. O Brasil, além das florestas nativas, possui um grande potencial de produção de florestas plantadas. Com a abundância de matéria-prima disponível, até há pouco tempo atrás não havia uma maior preocupação em se fazer um uso racional da madeira, não se procurando o desenvolvimento de um maior domínio de suas características físicas e mecânicas e de otimização das técnicas de emprego. A situação começou a se modificar a partir da consciência da crise de suprimento de energia para a qual o planeta está se encaminhando. A madeira é um material que requer baixo consumo de energia para sua produção e usinagem se comparado ao consumo necessário para a produção de outros materiais estruturais usuais. Outra vantagem apresentada pela madeira é ser uma matéria-prima de fonte renovável. Os materiais estruturais usuais são extraídos de fontes que tendem a esgotar-se com o tempo, originando a possibilidade de ocorrer uma crise de abastecimento e, antes disso, uma alta de preços no mercado. A madeira, por ser proveniente de um processo de crescimento vegetativo, oferece o potencial de apresentar fonte praticamente inesgotável de fornecimento, desde que haja uma correta política de replantio das florestas exploradas.

Considerando-se as vantagens apresentadas pela madeira, torna-se claro o entendimento das transformações que estão ocorrendo em seu uso. Atualmente a opção pela madeira como material estrutural está adquirindo maior relevância. Os sinais desta modificação estão presentes por todo planeta. O Brasil possui um território bastante extenso e com as condições necessárias para o desenvolvimento de florestas que

contribuam no fornecimento de madeira. Uma das principais evidências da modificação da utilização deste material é a recente atualização da norma brasileira que regulamenta o projeto de estruturas de madeira. Com a elaboração da norma atual por uma equipe de pesquisadores coordenada pelo Prof. Péricles Brasiliense Fusco, da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, o meio técnico nacional passou a dispor de uma norma em conformidade com os modernos conceitos de segurança estrutural.

Porém, além da necessidade de um uso mais racional da madeira, enfrentam-se hoje as consequências do uso indiscriminado do material, que resultou na devastação de florestas, conduzindo inclusive à extinção de algumas espécies. A área de reservas com espécies nativas diminuiu sensivelmente e hoje há um grande número de restrições ao seu corte. Como opção existem as florestas plantadas que oferecem espécies com características diversas das espécies consideradas nobres. Para a utilização das espécies de reflorestamento, tais como *Pinus* e *Eucaliptus*, é necessária uma adaptação da técnica de emprego do material e dos critérios de projeto que têm sido utilizados até então. A forma de adaptação encontrada foi o desenvolvimento de técnicas de recomposição da madeira, como é o laminado colado. A técnica constitui-se da composição de uma peça a partir da sobreposição de lâminas de madeira unidas entre si por um adesivo. A principal vantagem desta técnica é permitir a fabricação de peças com dimensões quaisquer, tanto na seção transversal quanto no comprimento. Esta característica da Madeira Laminada Colada (MLC) a qualifica como um material altamente indicado para utilização em estruturas com grandes vãos.

O projeto de uma estrutura deve observar o dimensionamento dos elementos para que resistam com segurança aos esforços solicitantes e a verificação das deformações sem que seja ultrapassado o limite convencionado para a edificação. Para que uma estrutura seja considerada segura, o comportamento de suas ligações deve corresponder às hipóteses adotadas no projeto estrutural. No caso das estruturas de MLC, a preocupação com o projeto das ligações exige ainda maior atenção pois esta técnica é utilizada principalmente para grandes vãos, o que causa grandes solicitações nos elementos e, por consequência, nas suas ligações. Os deslocamentos apresentados por uma estrutura estão relacionados à sua rigidez, que depende da rigidez das suas ligações. Portanto, a verificação das deformações de uma estrutura deve considerar a deformabilidade das ligações.

Para fins de projeto, as ligações usualmente são consideradas de forma idealizada como articulações, isto é, não resistentes à momentos fletores, ou como perfeitamente rígidas, isto é, impedem qualquer movimento relativo entre os elementos por elas conectados. No entanto, estes modelos de funcionamento das ligações são padrões ideais. Nenhum dos dois comportamentos ocorre na realidade. Toda ligação apresenta algum grau de impedimento ao deslocamento relativo, não o liberando nem restringindo totalmente. As ligações que resistem a um deslocamento relativo, sem impedi-lo totalmente, são denominadas semi-rígidas. Nas estruturas hiperestáticas, diferentes graus de deformabilidade das ligações ocasionam distribuições de esforços e valores de deslocamentos variados. O comportamento da estrutura é influenciado pela rigidez que suas ligações apresentam. Se uma estrutura é considerada com ligações perfeitamente rígidas para efeitos de projeto, mas suas ligações possuem deformações não desprezáveis, os deslocamentos reais são maiores que os estimados pelo modelo de análise. Neste caso, após a execução da estrutura, é possível a constatação de problemas na verificação da segurança estrutural quanto aos estados limites de utilização não previstos na etapa de projeto.

A Norma Brasileira NBR 7190/97 - Norma de projeto de estruturas de madeira permite o uso de ligações deformáveis somente em estruturas isostáticas, prescrevendo um acréscimo ao valor da flecha da estrutura. As ligações com pinos metálicos são consideradas rígidas de acordo com o atendimento de certas disposições construtivas. Não há um critério formulado para verificação de estruturas hiperestáticas com ligações semi-rígidas.

Nas normas internacionais, o código EUROCODE 5 introduz o conceito de deslizamentos relativos nas ligações, estimando um valor de rigidez de ligações com pinos metálicos a partir de um modelo analítico que faz uso de algumas relações experimentais. A verificação dos Estados Limites de Utilização e Último deve ser feita considerando deslocamentos nas ligações calculados por este critério.

A análise de estruturas com ligações semi-rígidas exige o desenvolvimento de modelos analíticos ou experimentais que usem como parâmetros os coeficientes de rigidez. Para que os modelos analíticos desenvolvidos para análise com ligações semi-rígidas sejam aplicados nas estruturas de madeira, é importante o conhecimento dos coeficientes de rigidez das ligações envolvidas no projeto. O conhecimento destes

coeficientes para inserção no modelo analítico é ainda uma das maiores dificuldades enfrentadas neste problema.

Os coeficientes de rigidez de uma ligação são influenciados de forma evidente pelo tipo de arranjo das ligações. Uma ligação através de parafusos não apresentará a mesma rigidez de uma que use chapas de dentes estampados. As duas situações apresentam comportamento semi-rígido, mas a transmissão de esforços não é feita por mecanismos idênticos, conduzindo a modos de ruptura diferenciados. O escopo deste trabalho restringe-se ao estudo de ligações com parafusos lisos passantes. Este tipo de ligação é usualmente empregado em estruturas do tipo pórticos de MLC, muitas vezes sendo tratada como uma ligação de comportamento perfeitamente rígido, desprezando-se seu caráter deformável e seus efeitos na análise estrutural. O desenvolvimento de um modelo analítico para ligações semi-rígidas deve ser desenvolvido através de um estudo teórico apoiado por resultados experimentais. A proposta deste trabalho é colaborar na determinação destes parâmetros de rigidez a partir de uma investigação experimental, na qual é feita a determinação das propriedades mecânicas dos materiais e dos parâmetros de rigidez do contato aço - madeira. Os valores assim encontrados são comparados aos resultados de modelos analíticos existentes, avaliando-se a representatividade destes modelos.

Com este trabalho, pretende-se contribuir para a consolidação de um critério de cálculo da rigidez de uma ligação parafusada nas estruturas de madeira. Desta forma é dado mais um passo em direção à otimização do projeto de estruturas de madeira, permitindo um uso mais racional deste material tão nobre que a natureza pôs a disposição do homem.

Este trabalho está organizado na seguinte forma: O capítulo 2 apresenta o levantamento de informações relativas à rigidez de ligações, os modelos existentes para cálculo da rigidez, critérios de norma para determinação analítica e experimental da rigidez de uma ligação parafusada. No capítulo 3, está a investigação experimental da resistência e da rigidez de embutimento de ligações com um parafuso. A caracterização dos parafusos está apresentada no capítulo 4. No capítulo 5, são analisados os resultados experimentais encontrados, comparando-os aos modelos analíticos descritos no levantamento da bibliografia. Por fim, o capítulo 6 apresenta as conclusões finais desta investigação, apontando critérios para o cálculo de rigidez de ligações.

1.2 Objetivos e Justificativa

Um dos requisitos necessários para que faça um projeto estrutural adequado é conhecer o comportamento da estrutura quando submetida aos carregamentos previstos. Para isto, é necessário que a estrutura idealizada corresponda o mais próximo possível às condições reais. O modelo de funcionamento das ligações deve representar o comportamento esperado, tanto na transmissão de esforços quanto nos deslocamentos. Os parâmetros de caracterização mecânica nas ligações parafusadas que interferem na análise estrutural são a resistência e a rigidez de embutimento e a tensão de escoamento dos parafusos.

Atualmente a norma brasileira NBR 7190/97 não apresenta um critério para determinação da rigidez de embutimento, sendo necessário o preenchimento desta lacuna. Dessa forma, é imprescindível que se façam investigações que contribuam para solução de tal problema.

Os objetivos deste trabalho são os seguintes:

- ◆ Caracterização experimental do comportamento e formas de ruptura de ligação com um único parafuso de aço em estruturas de madeira laminada colada;
- ◆ Avaliação dos modelos analíticos existentes na literatura para cálculo da rigidez de ligações parafusadas;
- ◆ Recomendação de critérios de experimentação para cálculo dos parâmetros necessários para determinação da rigidez de uma ligação parafusada.

2 Revisão Bibliográfica

2.1 Madeira Laminada Colada

A técnica da **Madeira Laminada Colada** apresenta, além das mesmas vantagens da madeira maciça, inúmeras outras vantagens, principalmente a possibilidade de ser utilizada para estruturas com grandes vãos e apresentar versatilidade que permite a geração de formas esteticamente arrojadas. Esta técnica surgiu como decorrência da necessidade de adaptação da utilização de matéria prima extraídas de florestas plantadas com espécies de reflorestamento, tais como *Pinus* e *Eucaliptus*, que possuem características diversas das madeiras nativas. A forma de adaptação encontrada foi o desenvolvimento de técnicas de recomposição da madeira, como é o laminado colado. A técnica constitui-se da composição de uma peça a partir da sobreposição de lâminas de madeira unidas entre si por um adesivo. A principal vantagem desta técnica é permitir a fabricação de peças com dimensões quaisquer, tanto na seção transversal quanto no comprimento. Esta característica da MLC a qualifica como um material altamente indicado para utilização em estruturas com grandes vãos como é o caso de coberturas de ginásios, igrejas, pavilhões industriais, etc.

Encontram-se muitos exemplos de estruturas de MLC no Hemisfério Norte, onde esta técnica já está bastante difundida, principalmente em países europeus tais como a França e a Alemanha. No Brasil, o laminado colado ainda não está amplamente divulgado, mas já se dispõe de algumas construções que utilizam esta técnica, conforme levantamento feito por BONO (1996). Além disto, há centros de pesquisa, instituições e universidades que estão desenvolvendo trabalhos nesta área, como o Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo (IPT), o Laboratório de Madeiras e Estruturas de Madeira (LaMEM) da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo (EESC-USP), O Departamento de Engenharia de Estruturas da Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG) e o Laboratório de Experimentação em Estruturas (LEE) do Departamento de Engenharia Civil da Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC).

O campo de aplicação da MLC é vasto e as possibilidades de exploração estética do potencial de composição das peças, aliando recursos funcionais e formais, são praticamente ilimitadas. Encontram-se estruturas de MLC empregando os mais variados tipos de elementos estruturais: vigas, treliças, arcos, pórticos e cascas.

A **madeira laminada** surgiu no final do século XIX sob a forma de lâminas sobrepostas compondo elementos de dimensões maiores que as permitidas pelas peças de madeira maciça. Esta técnica foi introduzida pelo **Coronel Emy** (SZÜCS, 1992) e as lâminas eram unidas por elementos metálicos tais como pregos, parafusos, braçadeiras, etc. Com o surgimento da cola de caseína, derivada do leite, foi desenvolvida a técnica do laminado colado pelo **Eng. Otto Hetzer** (1846-1911), em Weimar, Alemanha. As peças estruturais eram compostas pela sobreposição de lâminas unidas por cola, em substituição aos pregos e parafusos (CALLIA, 1958). As estruturas em madeira laminada colada tornaram-se conhecidas por Estruturas Hetzer ou ainda **Sistema Hetzer**. Tais estruturas conquistaram ampla aceitação e aplicação antes da Primeira Guerra. Segundo BONO (1996), em 1906, Hetzer patenteou na Alemanha construções com madeira laminada colada na forma curva e desde então o método tem sido utilizado por países como Áustria, Hungria, Bélgica, Tchecoslováquia, Dinamarca, Inglaterra, Finlândia, França, Alemanha, Holanda, Itália, Noruega, Espanha, Suécia e Suíça. Em 1910, foi exibida uma construção concebida por Otto Hetzer com 43 metros de vão e destinada à *Brussels World Exposition*, onde recebeu dois grandes prêmios.

Após 1913, quando este método de construção ganhou grande evidência na *International Building Materials Exposition*, em Leipzig, expandiu-se o emprego da MLC na construção de estruturas de pontes e de coberturas, principalmente de fábricas e escolas.

Como consequência do avanço da MLC na Europa, sua introdução nos Estados Unidos da América foi apenas uma questão de tempo. Foi um alemão que trabalhou com Hetzer por um período de sua vida profissional, Max Hanisch, quem levou o Sistema Hetzer para os Estados Unidos em 1923 com a intenção de cooperar na introdução da MLC como material e método construtivo na América (BONO, 1996). A primeira aplicação da MLC nos EUA data de 1934, ano da construção de um ginásio comunitário para a *Pestigo High School*, Wiscosin. Devido ao desconhecimento desta técnica, o *Wiscosin Industrial Comission*, órgão responsável pela aprovação de projetos

de edifícios públicos, não aprovou este tipo de construção. *O Forest Products Laboratory* (FPL) foi chamado a realizar ensaios e verificar a confiabilidade dos arcos de MLC. A partir dos resultados obtidos, a tecnologia da MLC foi utilizada na construção das instalações do próprio FPL em Madison, Wisconsin.

No entanto, a expansão comercial desta técnica ocorreu somente depois da publicação do boletim técnico “*The glue laminated wooden arch*” do FPL, redigido por T.R.C. Wilson, em 1939 (CALLIA, 1958). Além deste boletim, MOODY (1970) *apud* GRAEFF (1995) destaca a publicação do boletim nº 1069 do FPL, redigido por Selbo e Freas em 1954. Após a divulgação destes boletins oficiais, ocorre a grande expansão da indústria de MLC nos EUA, levando à criação do **American Institute of Timber Construction** (AITC) que publicou normas técnicas que especificavam fórmulas e estabeleciam critérios para fabricação e dimensionamento de peças estruturais de MLC para as espécies *Douglas fir* e *Southern pine*, que são coníferas comuns nos EUA.

O crescimento da indústria da MLC nos EUA ocorreu em paralelo ao desenvolvimento da industrialização das madeiras e dos adesivos, à melhoria dos processos de colagem, ao progresso dos sistemas de transportes, ao encarecimento da mão de obra tradicional e à normalização da técnica como produto industrial, trazendo como vantagem as formas estéticas oferecidas pelos arcos e pórticos de MLC.

Atualmente nos países do hemisfério norte, a aplicação da MLC pode ser vista sob as mais variadas formas estruturais. O emprego varia desde escadas, passarelas e abrigos até grandes estruturas concebidas para vencerem grandes vãos, como pontes e estruturas de coberturas. São vários os sistemas estruturais empregados nas coberturas de MLC, abrangendo desde pórticos e arcos planos até estruturas espaciais formadas por cascas.

Como exemplos de edificação com cobertura de estrutura de laminado colado mais arrojados, citam-se o *Hall de Tours*, com 98 metros de vão livre, o *Palais d'Exposition d'Avignon*, com mais de 100 metros de vão livre e o Parlamento Europeu em Estrasburgo. Como evidência do potencial do mercado de estruturas de MLC, SZÜCS (1992) destaca que só na França existem hoje mais de 40 indústrias fabricando estruturas com esta técnica que, além de atender o mercado interno, exportam para países como a Bélgica, Argélia e China.

No Brasil, a primeira indústria de MLC foi fundada em 1934 em Curitiba/PR com tecnologia trazida por construtores alemães: **ESMARA Estruturas de Madeira Ltda.** (BONO, 1996). Esta empresa dividiu-se mais tarde, permanecendo um dos sócios no Paraná enquanto outro implantou a **ESMARA Estruturas de Madeira Ltda.** em Viamão/RS. Além destas empresas, outras que atuam ou já atuaram na fabricação de peças de MLC são a **PRÉ-MONTAL Estruturas de Madeira Ltda.**, Curitiba/PR, a **EMADEL Estruturas de Madeira Ltda.**, Araucária/PR, a **Battistella Indústria e Comércio Ltda.**, Lages/SC e a **Laminarco Madeira Industrial Ltda.**, São Paulo/SP.

2.1.1 Vantagens e Limitações do Emprego de MLC

A MLC, por ser um subproduto da usinagem da madeira maciça, apresenta as mesmas vantagens de sua matéria-prima. A madeira pode ser apontada como um dos materiais do futuro, principalmente pelo baixo consumo de energia consumida durante seu processo de usinagem e seu enorme potencial de renovação na natureza. O fato de apresentar bom comportamento mecânico, tanto para esforços de tração quanto para esforços de compressão, coloca a madeira em posição privilegiada entre os materiais estruturais pois dispensa o uso de materiais mistos, como o concreto armado. A madeira apresenta alta resistência a cargas de impacto e boa resistência a cargas de curta duração. A variação de temperatura, além de exercer pouca alteração das propriedades mecânicas, é acompanhada de efeitos bastante reduzidos de dilatação e contração térmicas. Este material também possui a vantagem de proporcionar um excelente isolamento térmico, resultando em conforto ambiental para a edificação (SZÜCS, 1992).

A madeira revela-se o material indicado para estruturas que estão expostas a um meio agressivo por apresentar estabilidade química, não reagindo a agentes oxidantes ou redutores, como no caso de depósitos de produtos químicos, construções litorâneas e salinas (BONO, 1996).

No caso de edificações que estão sujeitas a um elevado risco de incêndio ou que pelo caráter de seu uso exigem uma maior margem de segurança que garanta sua

evacuação antes do colapso, a madeira caracteriza-se como o material aconselhado. Apesar de ser inflamável, a perda de sua resistência mecânica sob altas temperaturas é lenta quando comparada a outros materiais, como o aço por exemplo (SZÜCS, 1992). Quando uma peça estrutural de madeira é exposta ao fogo, inicia-se o processo de combustão do material periférico. Esta camada superficial carbonizada produz um efeito isolante e dificulta o acesso de oxigênio ao interior da peça, diminuindo a velocidade de propagação do fogo. Esta diminuição da velocidade faz com que as peças estruturais de madeira submetidas a incêndio mantenham uma grande porcentagem de sua resistência original por períodos de tempo consideráveis, permitindo a retirada de usuários e de bens de maior valor.

A madeira possui ainda uma significativa estabilidade dimensional sob efeito de variação do teor de umidade, principalmente na direção longitudinal da peça, não exigindo a previsão de juntas de dilatação (SZÜCS, 1992).

A relação entre resistência mecânica e densidade de peças de madeira é mais um aspecto vantajoso, quando comparada às de outros materiais. Como exemplo desta vantagem, uma viga de madeira, com mesma capacidade de carga que uma viga de concreto, apresentará um peso próprio menor ao da segunda, devido à densidade mais baixa da madeira. A propriedade das estruturas de madeira apresentarem um baixo peso próprio resulta em economia no projeto e na execução das fundações e reduz custos da estrutura, principalmente para grandes vãos, onde a carga de peso tende a possuir maior participação (SZÜCS, 1992).

No entanto, esta vantagem esbarra em uma grande restrição ao uso da madeira maciça. No projeto de estruturas de madeira de grandes vãos, enfrenta-se uma grande limitação nas dimensões de peças comercialmente disponíveis, que restringem-se ao tamanho do tronco das árvores. Isto torna a utilização da madeira maciça pouco recomendável para elementos estruturais de grandes dimensões. A técnica do laminado colado oferece a solução para esta limitação, pois reúne todas as vantagens da madeira à versatilidade possibilitada na concepção de elementos estruturais com as mais variadas formas geométricas, o que é sua principal característica. A limitação da geometria das peças de MLC é feita pelos meios de transporte que serão utilizados para conduzir as peças da fábrica até o local de montagem da estrutura. A liberdade de composição de

geometrias permite que durante a fabricação sejam executadas contra-flechas, aumentando a eficiência estrutural do elemento (BONO, 1996).

Além das vantagens já citadas para o uso da madeira maciça, a MLC apresenta outras adicionais, como a permissão de colaborar na preservação das matas nativas, pois utiliza espécies de reflorestamento. A técnica de produzir elementos estruturais a partir de lâminas possibilita a eliminação prévia das tábuas que apresentam defeitos naturais, como nós, ou imperfeições resultantes de uma secagem inadequada, como empenamentos. Por ocasião da composição da peça, é possível a utilização de lâminas de melhor qualidade nas zonas mais solicitadas e de qualidade inferior nas zonas de menor solicitação, permitindo um aproveitamento racional do material. Estas formas de controle resultam em um produto de melhor qualidade, permitindo uma redução na dispersão estatística dos valores característicos do material. Isto possibilita o estabelecimento de critérios de norma com coeficientes de ponderação que propiciem um maior aproveitamento da resistência do laminado colado.

Ainda como vantagem em relação à madeira maciça, os critérios de dimensionamento de peças estruturais de MLC podem ser estabelecidos com base na resistência da madeira seca, que geralmente é superior à da madeira úmida. Isto é consequência da etapa de secagem da madeira, que é feita antes da colagem das lâminas, garantindo baixos teores de umidade para o elemento assim produzido (BONO, 1996).

O fato da fabricação de peças e de seus elementos de ligação serem realizados na indústria, ocorrendo na obra somente a montagem da estrutura, confere ao laminado colado as características adequadas à utilização em estruturas pré-fabricadas. Estas características permitem uma maior racionalização da construção, otimizando o tempo necessário para a montagem e resultando num menor prazo de execução e na redução de custos. Isto, associado ao baixo peso próprio apresentado pelas estruturas de madeira, facilita a montagem e desmontagem da estrutura, oferecendo a opção de executarem-se ampliações futuras, conferindo um caráter versátil ao produto assim obtido.

As estruturas de MLC, para ambientes fechados, praticamente não exigem manutenção, caracterizando-as como bastante práticas. Sua aparência final é agradável e geralmente não necessita de revestimento (BONO, 1996).

Entretanto, todas estas vantagens apresentadas pela técnica da MLC implicam em um ônus adicional. O custo de um metro cúbico de MLC é consideravelmente superior quando comparado ao da madeira maciça. O metro cúbico custa no mínimo R\$ 450,00 , incluindo o tratamento preservante por autoclave (BONO, 1996). São vários os parâmetros que influenciam este valor, tais como o processo de fabricação trabalhoso, que requer equipamento especial e pessoal técnico qualificado, e o alto custo da cola, que possui uma participação em torno de 60% no custo final (REVISTA TÉCHNE, 1994). Também contribuindo para o alto custo do laminado colado, a quantidade de material perdido durante o processo de fabricação é elevado, oscilando de 13 a 33%, sob a forma de madeira e de adesivo, principalmente na região das emendas. A porcentagem de perda é função dos tipos de acabamentos e detalhes do projeto (BONO,1996).

As espécies de madeiras a serem empregadas devem apresentar características físicas e mecânicas adequadas às propriedades do adesivo a ser utilizado, recomendando-se colar madeiras da mesma espécie, evitando-se problemas decorrentes de efeitos de retração diferentes entre as lâminas (SZÜCS, 1992). Geralmente as espécies mais utilizadas são as coníferas, de baixa densidade ou ainda algumas dicotiledôneas. A escolha do adesivo deve ser compatível não só à espécie, mas principalmente às condições de uso previstas para a construção. As estruturas expostas a intempéries devem ser fabricadas com adesivos à prova d'água que apresentam custo elevado (FERNÁNDEZ-VILLEGAS, 1991).

Além dos parâmetros já citados, a composição do custo final de estruturas de MLC deve considerar a influência do transporte. A fabricação de peças no local da obra é pouco viável sob o ponto de vista econômico, exigindo a inclusão de um custo devido ao transporte da indústria até a obra que, para elementos estruturais de grande porte, pode ser bastante elevado (BONO,1996).

Uma das principais limitações à aplicação da técnica do laminado colado no Brasil é o fato deste ser um processo ainda pouco conhecido e, em consequência, raramente utilizado. Isto está associado ao pequeno número de pesquisadores dedicados a esta área e ao restrito número de empresas que possuem o equipamento necessário. O parque empresarial nacional dispõe atualmente de quatro indústrias produzindo elementos de MLC. Em comparação à França, onde existem mais de 40 indústrias que

fabricam peças de MLC, constata-se a defasagem que o parque industrial madeireiro nacional se encontra atualmente. Nos países onde a técnica encontra-se mais difundida, a sua aplicação em construções com as mais variadas funções é intensa. Existem estruturas de viadutos em auto-estradas, estádios olímpicos, arquibancadas de grandes dimensões, torres de alta-tensão, coberturas de grandes vãos na forma de cascas, além de edificações onde é explorada a flexibilidade de formas estéticas permitida pela técnica (SZÜCS, 1992).

A liberdade de formas propiciada pela técnica da MLC permite o projeto de estruturas com grandes vãos livres, além da possibilitar a concepção de peças com raio de curvatura reduzido, variável e, até mesmo, em mais de um plano.

Quando utilizado o sistema estrutural do tipo viga-pilar, é possível projetar vigas simplesmente apoiadas com vãos da ordem de 15 metros. Ao optar-se por vigas contínuas ou do tipo Gerber, os vãos podem alcançar 20 metros. Nos elementos estruturais do tipo arco, que é uma das utilizações mais difundidas, pode-se atingir vãos de 100 metros ou maiores. Encontram-se coberturas de arquibancadas em balanços com extensão de 15 a 20 metros. Em coberturas na forma de “sheds”, os vãos são de 8 a 12 metros e os pórticos de sustentação possuem vãos até 20 metros. Estes exemplos traduzem a grande variedade de possíveis opções de concepção estrutural quando utilizada a MLC. Além da variedade de sistemas oferecidos, esta técnica ainda apresenta a opção de composição de estruturas mistas, sendo bastante comum na Europa a utilização de MLC associada a outros materiais.

2.1.2 Ligações Empregadas com MLC

As ligações em estruturas de MLC estão submetidas a esforços elevados. São de vários tipos os possíveis arranjos de ligações. De forma geral, as ligações podem ser

classificadas em mecânicas ou químicas. As ligações com elementos metálicos, tais como chapas, pregos e parafusos, são classificadas como mecânicas. As ligações com adesivos possuem características que a classificam como químicas e mecânicas. Este é o caso dos entalhes múltiplos, ligações empregadas principalmente na emenda longitudinal das lâminas de madeira que compõem a peça de MLC. O tipo de elemento de ligação e a disposição na região influenciam na resistência e no comportamento quanto à rigidez. As diversas formas de ligações estão apresentadas no item 2.2.1.

2.2 Rigidez das Ligações

2.2.1 Classificação das ligações estruturais quanto à rigidez

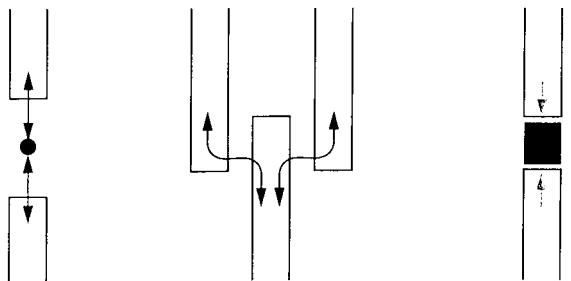
As ligações nas estruturas de madeira transmitem esforços entre as peças conectadas por conectores, pinos metálicos, encaixes na madeira ou adesivos, que são utilizados de forma simultânea ou isolada. Os tipos de elementos empregados na ligação e a forma como estão dispostos no detalhamento são o que se entende por arranjo da ligação. Por exemplo, duas peças de madeira podem estar conectadas através de um arranjo com entalhes ou com parafusos metálicos. O arranjo escolhido para o projeto da ligação determinará as características de seu comportamento. Os esforços que são transmitidos por uma ligação através de encaixes são diferentes e produzem solicitações diversas quando comparados aos de uma ligação com parafusos metálicos.

Considerando a forma pela qual os esforços são transmitidos entre as ligações, essas são classificadas em três grupos (LE GOVIC, 1995):

- ◆ **Transmissão direta ou por contato direto:** não possuem dispositivos intermediários entre as peças de madeira. É o caso dos entalhes ou sambladuras.

Transmitem esforços normais ou cortantes, desde que a resultante possua a tendência de aproximar as peças entre si (figura 2.2.1-1a);

- ◆ **Transmissão por justaposição:** Neste tipo existe uma superfície de traspasse comum às peças ligadas (figura 2.2.1-1b). São feitas com o uso de conectores ou adesivos. Podem transmitir esforços normais (de tração ou compressão), cortantes ou momentos;
- ◆ **Transmissão indireta:** As peças não possuem superfície de traspasse e os esforços são transmitidos por elementos intermediários (figura 2.2.1-1c). Esses elementos podem ser metálicos ou adesivos. Assim como na transmissão por justaposição, podem transmitir esforços normais (de tração ou compressão), cortantes ou momentos.



(a) Transmissão direta ou por contato (b) Transmissão por justaposição (c) Transmissão indireta

Figura 2.2.1-1 Formas de transmissão de esforços nas ligações de estruturas de madeira (Le Govic, 1995)

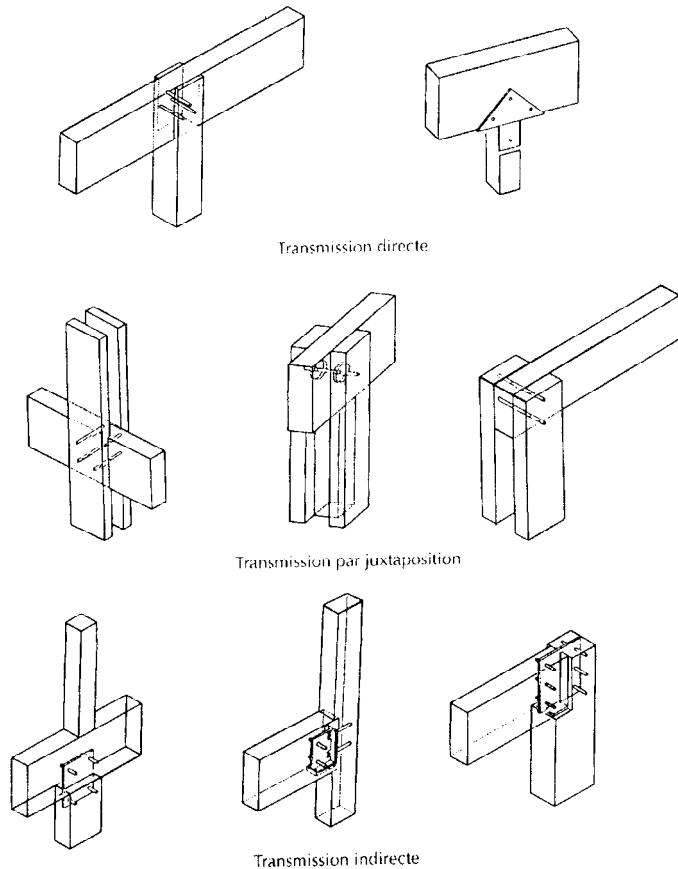
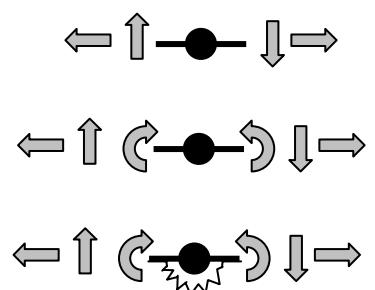


Figura 2.2.1-2 Exemplos de ligações entre vigas e pilares classificadas segundo o tipo de transmissão de esforços (Le Govic, 1995)

Outra classificação das ligações pode ser feita sob o ponto de vista dos deslocamentos relativos permitidos entre as peças conectadas. É a classificação quanto à rigidez da ligação. Segundo este critério, as ligações podem ser classificadas em três categorias (JODIN, 1996):

- ◆ Ligações articuladas: permitem a rotação relativa entre as peças conectadas, portanto não transmitem momentos fletores;
- ◆ Ligações rígidas: impedem todos deslocamentos relativos no plano em estudo, transmitindo momentos fletores;
- ◆ Ligações semi-rígidas: apresentam resistência ao movimento de giro relativo mas não impedem totalmente a rotação entre as peças, transmitindo momentos fletores.



Estes comportamentos estão associados aos tipos de esforços que são transmitidos pelas ligações, pois ao impedir um deslocamento a ligação transmite um determinado tipo de esforço de uma peça para outra. Se a rotação relativa é impedida, há a transmissão de momentos fletores. É o que acontece nas ligações rígidas e semi-rígidas.

Géométrie	Effort normal		Effort tranchant	Moment flectissant

Figura 2.2.1-3 Classificação das ligações segundo o tipo de esforço transmitido (Le Govic, 1995)

As ligações articuladas possuem um comportamento que se aproxima ao de uma rótula ideal. Nas estruturas de madeira as articulações podem ser projetadas com o uso de elementos metálicos, compondo um arranjo que permita o movimento de giro relativo (figura 2.2.1-4).

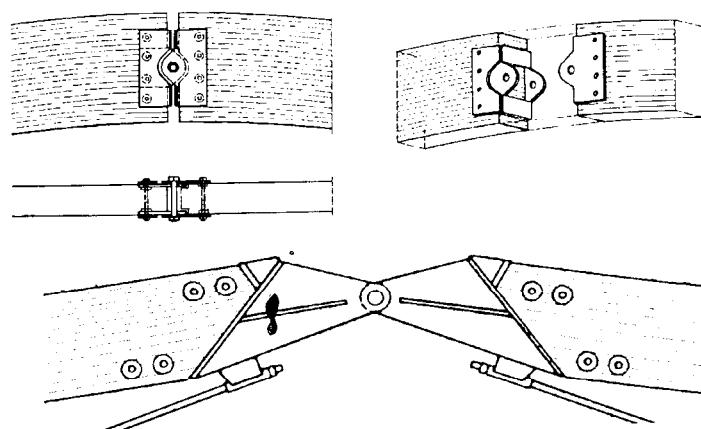


Figura 2.2.1-4 Exemplo de ligação articulada (Le Govic, 1995)

As ligações rígidas, que impedem os deslocamentos relativos, geralmente são as que utilizam adesivos. Como exemplo citam-se as ligações com emendas dentadas ou de entalhes múltiplos, uma opção disponível para estruturas de madeira laminada colada (figura 2.2.1-5).

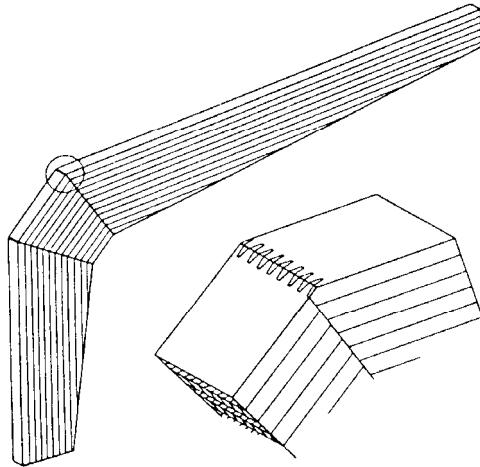


Figura 2.2.1-5 Exemplo de ligação rígida (Le Govic, 1995)

Encontram-se no grupo das ligações semi-rígidas aquelas que usam dispositivos metálicos em seus arranjos, trabalhando com transmissão de esforços indireta ou por justaposição. Os dispositivos mais comuns são os conectores e os pinos metálicos, com ou sem o uso de chapas (figura 2.2.1-6). A maioria das ligações pode ser classificada como semi-rígida, pois não liberam totalmente um giro relativo mas apresentam, em maior ou menor grau, uma rotação relativa entre as peças. As ligações semi-rígidas transmitem momentos fletores, mas com menor intensidade do que se fossem consideradas totalmente rígidas.

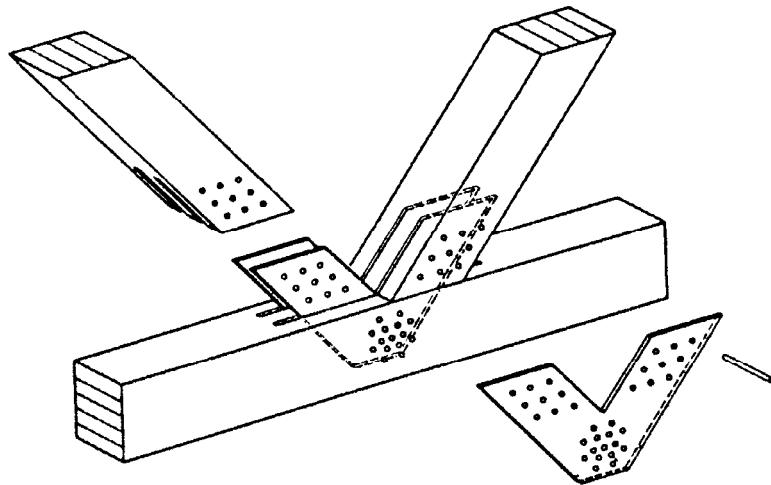


Figura 2.2.1-6 Exemplo de ligação semi-rígida (Le Govic, 1995)

2.2.2 Rigidez de uma ligação estrutural

O parâmetro que permite classificar uma ligação como articulada, rígida ou semi-rígida é sua rigidez à rotação. Quanto maior a rigidez, mais o comportamento da ligação aproxima-se do de uma ligação rígida. Quanto menor a rigidez da ligação, mais semelhante é ao de uma ligação articulada.

A rigidez à rotação é definida pela relação:

$$K = \frac{M}{\theta} \quad (2.2.2-1)$$

onde M = momento transferido pela ligação
 θ = rotação relativa entre as peças conectadas
 K = rigidez à rotação da ligação

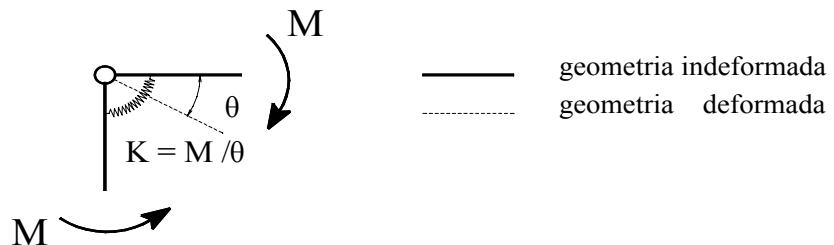


Figura 2.2.2-1 Representação da rotação relativa de uma ligação entre duas barras

Uma rótula ideal apresenta uma rigidez $K = 0$. Um engaste perfeito, portanto que impede qualquer rotação relativa ($\theta = 0$), possui $K = \infty$. Estes são os valores extremos que a rigidez de uma ligação pode apresentar. As duas situações são idealizadas, dificilmente uma ligação possui um arranjo que apresente estes comportamentos extremos. Mesmo nas ligações do tipo apresentado na figura 2.2.1-4 existe atrito entre os elementos metálicos, o que não libera totalmente o giro relativo. Nas ligações por emendas dentadas, a rotação relativa não é totalmente impedida, mas os deslocamentos que surgem são tão pequenos que podem ser desprezados. Assim como a transmissão de esforços ocorre de forma peculiar para cada tipo de arranjo, a rigidez também apresenta um valor particular em cada situação.

Uma vez conhecida a rigidez de uma ligação, RACHER (1995) sugere uma classificação em função do parâmetro R_M denominado eficiência da ligação:

$$R_M = \frac{M_{lig}}{M_{rig}} \quad (2.2.2-2)$$

onde M_{lig} = momento transmitido pela ligação

M_{rig} = momento que seria transmitido pela ligação caso esta fosse perfeitamente rígida

R_M = eficiência da ligação

A eficiência da ligação R_M avalia o quanto o comportamento da ligação analisada aproxima-se do comportamento de uma ligação perfeitamente rígida. O valor do parâmetro varia entre os extremos [0;1], para articulação perfeita ($M_{lig} = 0$) e ligação perfeitamente rígida ($M_{lig} = M_{rig}$), respectivamente.

RACHER (1995) apresenta a seguinte classificação das ligações quanto à rigidez à rotação, segundo o valor de R_M , aplicável a estruturas adequadamente contraventadas:

- ◆ Ligações articuladas: $R_M \leq 0,20$
- ◆ Ligações semi-rígidas: $0,20 < R_M < 0,85$
- ◆ Ligações rígidas: $R_M \geq 0,85$

Segundo JODIN (1996), as ligações por elementos metálicos do tipo pino (pregos ou parafusos), que se caracterizam como semi-rígidas, apresentam sua rigidez afetada pelos seguintes fatores:

- ◆ Tipo de elemento de ligação: pregos, parafusos ou pinos (parafusos passantes sem porcas);
- ◆ Modo de penetração na madeira: sob pressão ou não, com ou sem pré-furação, fuste do elemento com ou sem rosca;
- ◆ Dimensões relativas entre o elemento metálico e a peça de madeira na qual está inserido;
- ◆ Características mecânicas dos materiais envolvidos na ligação;
- ◆ Número de elementos metálicos envolvidos na ligação.

2.2.3 Influência da rigidez das ligações no comportamento estrutural

Nos projetos de estruturas de madeira, as ligações são normalmente analisadas através de uma simplificação de seu comportamento real, sendo consideradas como articuladas ou rígidas. No entanto, os arranjos de ligações que utilizam elementos metálicos, tais como pinos ou chapas, aparecem com bastante freqüência nas estruturas. Se estas ligações são idealizadas como articuladas, despreza-se qualquer resistência que eventualmente apresentem à rotação relativa. RACHER (1995) atribui este critério de projeto ao fato dos elementos de ligação concentrarem-se em uma pequena área, limitando o braço de alavanca do momento que nelas possa atuar.

Entretanto, com o desenvolvimento de novas formas de utilização da madeira como material estrutural, novas possibilidades de projeto de estruturas de madeira têm surgido. Como exemplo, cita-se o emprego da madeira laminada colada, uma técnica que permite o projeto de elementos estruturais com grandes dimensões quando comparados aos possíveis com o uso de madeira serrada, além da liberdade de projetar formas curvas em um ou mais planos, o que a torna vantajosa para estruturas de grandes

vãos. O projeto de estruturas de com grandes vãos exige ainda mais atenção na análise e detalhamento das ligações entre os elementos. Os esforços atuantes nos elementos, e que devem ser transmitidos pelas ligações, são de valores mais elevados que nas de menores vãos. Além disso, os deslocamentos resultantes são de maior ordem de grandeza e o critério de adotar uma ligação resistente a momento como articulada pode inviabilizar uma situação de projeto. Considerando estes aspectos, para que sejam satisfeitas as normas de projeto ou se obtenha um maior aproveitamento da capacidade mecânica do material, estas novas formas de utilização da madeira têm conduzido os engenheiros a projetarem estruturas que exigem uma análise da deformabilidade das ligações para que satisfaçam aos critérios de segurança estabelecidos pelas normas técnicas.

Nas estruturas hiperestáticas, o uso de diferentes valores de rigidez para uma ligação causa diversas distribuições de esforços solicitantes. A figura 2.2.3-1 ilustra esta variação para pórticos planos com diferentes arranjos para as ligações de canto e submetidos a carregamento uniformemente distribuídos no elemento viga, com relações comparativas entre os momentos fletores atuantes.

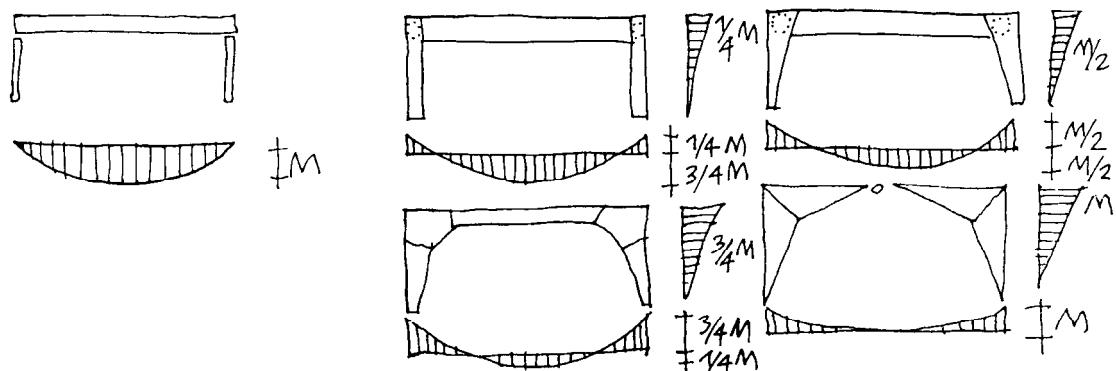


Figura 2.2.3-1 Distribuição de momentos fletores em um pórtico plano, com ligações de canto com rigidez variáveis (Informationsdienst Holz, 1994)

2.3 Análise estrutural com ligações semi-rígidas

2.3.1 Modelos analíticos para estruturas com ligações semi-rígidas

As estruturas de madeira geralmente são compostas por elementos com geometria do tipo barra, isto é, possuem duas dimensões com ordem de grandeza bastante reduzidas quando comparadas à terceira dimensão. Como exemplo, os sistemas estruturais mais usuais nas estruturas de madeira são do tipo viga, pilar, treliça, arco, pórtico e grelha, todos sistemas classificados como reticulados. Para análise de esforços e deslocamentos de sistemas reticulados, os métodos mais comuns são o Método das Forças e o Método dos Deslocamentos. Quando estes métodos estão apresentados com notação voltada à implementação computacional, convencionou-se denominá-los Métodos Matriciais de Análise Estrutural. O Método dos Deslocamentos, por apresentar uma determinação automática da estrutura restrinida, possui uma formulação mais adequada à programação computacional (GERE, 1987).

A análise de estruturas reticuladas que incluam a influência da rigidez das ligações é uma preocupação relativamente recente nas estruturas de madeira. As ligações são idealizadas como articuladas ou rígidas na maior parte das situações de projeto. A adaptação dos métodos de análise para a inclusão da rigidez parcial das ligações tornou-se mais necessária com a introdução de novas formas de uso da madeira como material estrutural. No entanto, os efeitos do comportamento semi-rígido das ligações na análise de estruturas metálicas já é objeto de estudo há algum tempo. LI (1995) apresenta uma retrospectiva histórica concisa da abordagem de tal problema. As primeiras investigações datam dos anos 30, no presente século, quando BAKER (1931) e RATHBUN (1936), *apud* LI (1995), apresentaram uma formulação do método dos deslocamentos adaptada a estruturas com ligações semi-rígidas. Após este passo inicial, vários pesquisadores contribuíram para a adaptação dos métodos das forças e dos deslocamentos. Nos anos 60, com a introdução dos métodos matriciais, MONFORTON & WU (1963) *apud* LI (1995) foram os pioneiros ao formular um modelo de modificação para a matriz de rigidez, considerando a rigidez parcial de ligações. Neste

modelo, e em outros que surgiram na seqüência, a relação momento-rotação era considerada linear.

Na década de 70, foram feitas investigações de análise dinâmica de pórticos com ligações semi-rígidas (LI, 1995). Nestes trabalhos, o comportamento elasto-plástico das ligações foi modelado por molas equivalentes. LIGHFOOT (1974) introduziu no método matricial os efeitos das rigidezes parciais nas deformações axiais e por cisalhamento. Desde então, muitos modelos têm sido desenvolvidos e refinados com esta finalidade.

Em todos métodos analíticos descritos por LI (1995), a influência da rigidez parcial das ligações é inserida através da modificação da formulação do elemento de barra. Nesta abordagem, a matriz de rigidez da estrutura e as ações de engastamento perfeito apresentam uma forma diferente da formulação convencional, isto é, para ligações totalmente rígidas ou articuladas. Com o objetivo de introduzir um modelo que não modificasse a formulação convencional e que, ao mesmo tempo, apresentasse os efeitos das ligações semi-rígidas, LI (1995) apresenta um modelo para análise de estruturas metálicas que utiliza um elemento de ligação isolado, com formulação própria para modelar o comportamento da ligação, sem a necessidade de modificar os elementos de barra a ele conectados.

O elemento de ligação é composto por molas que simulam as deformações resultantes dos efeitos dos esforços axial, cortante e de momento fletor. A figura 2.3.1-1 apresenta os dois elementos formulados por LI (1995), o geral (a) e o simplificado (b). No elemento de ligação de formulação geral (figura 2.3.1-1a), são considerados os efeitos em todos graus de liberdade do plano. Os parâmetros do elemento são as rigidezes axiais, ao cortante e à rotação e o comprimento do elemento a . Os efeitos axiais e de rotação são considerados de forma acoplada. Para desacoplá-los, é suficiente considerar os coeficientes $c_1=c_2$ e $c_3=c_4$. Na forma acoplada são cinco parâmetros, ou funções carga – deslocamento, caso seja análise não linear, e na desacoplada são três.

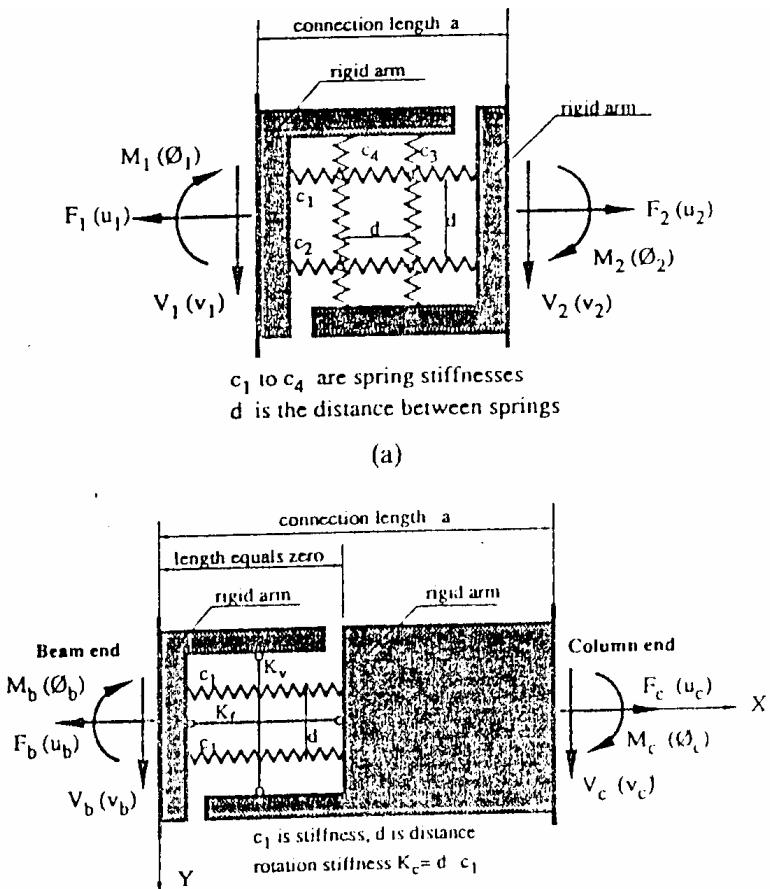


Figura 2.3.1-1 Modelo para elemento de ligação com molas múltiplas: (a) elemento geral ; (b) elemento simplificado.

A matriz de rigidez do elemento geral possui a seguinte formulação:

$$S_{lig}^{geral} = \begin{bmatrix} K_{a,a} & 0 & K_{a,r} & -K_{a,a} & 0 & -K_{a,r} \\ 0 & K_{v,v} & K_{v,r} & 0 & -K_{v,v} & -K_{v,r} \\ K_{r,a} & K_{r,v} & K_{r,r} & -K_{r,a} & -K_{r,v} & -K_{r,r} \\ -K_{a,a} & 0 & 0 & K_{a,a} & 0 & 0 \\ 0 & -K_{v,v} & -K_{v,r} & 0 & K_{v,v} & K_{v,r} \\ -K_{r,a} & -K_{r,v} & -K_{r,r} & K_{r,a} & K_{r,v} & K_{r,r} \end{bmatrix} \quad (2.3.1-1)$$

onde $K_{a,a} = c_1 + c_2$

$$K_{a,r} = K_{r,a} = \frac{d(c_2 - c_1)}{2}$$

$$K_{v,v} = c_3 + c_4$$

$$K_{v,r} = K_{r,v} = \frac{d(c_4 - c_3)}{2}$$

$$K_{r,r} = \frac{d^2}{4} (c_1 + c_2 + c_3 + c_4)$$

No elemento de ligação simplificado (figura 2.3.1-1b), são considerados os efeitos em todos graus de liberdade do plano. No entanto, os efeitos axiais e de rotação estão desacoplados. Os parâmetros do elemento também são as rigidezes axiais, ao cortante e à rotação e o comprimento do elemento a . Para que as deformações axiais e por cisalhamento sejam desprezadas, os valores de rigidez axial e rigidez ao cortante devem ser elevados em comparação ao valor da rigidez à rotação da ligação.

$$\begin{bmatrix} F_b \\ V_b \\ M_b \\ F_c \\ V_c \\ M_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_a & 0 & 0 & -K_a & 0 & 0 \\ 0 & K_v & 0 & 0 & -K_v & aK_v \\ 0 & 0 & K_c & 0 & 0 & -K_c \\ -K_a & 0 & 0 & K_a & 0 & 0 \\ 0 & -K_v & 0 & 0 & K_v & -aK_v \\ 0 & aK_v & -K_c & 0 & -aK_v & K_c + a^2 K_v \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_b \\ v_b \\ \theta_b \\ u_c \\ v_c \\ \theta_c \end{bmatrix} \quad (2.3.1-2)$$

onde a = comprimento do elemento de ligação que pode ser igual a zero ou qualquer valor racional
 K_a, K_v = rigidezes axial e ao cortante
 K_c = rigidez à rotação

LI (1995) compara os resultados deste modelo, tanto na forma geral como simplificada, aos obtidos com outros métodos, constatando uma boa aproximação. No mesmo trabalho, também analisa a influência do comprimento a do elemento de ligação nos valores de momentos fletores. Quando o comprimento é nulo, há a tendência dos momentos fletores no topo do pilar serem menores que os encontrados com a diferente de zero. Já para os momentos fletores no meio do vão da viga, o comprimento a nulo conduz a valores maiores que os encontrados ao adotar outro valor. Não são apresentadas comparações a resultados experimentais que permitam avaliar o desempenho do modelo de ligação de forma mais conclusiva.

Este modelo, apesar de ter sido formulado com enfoque voltado para estruturas metálicas, permite sua adaptação às estruturas de madeira, pois o princípio de análise estrutural é o mesmo.

2.3.2 Modelo analítico da Matriz de Transformação para pórtico plano

Com o objetivo de ilustrar um modelo analítico que possui em sua formulação a consideração da influência da rigidez à rotação das ligações, é apresentado neste item uma formulação para o método dos deslocamentos que emprega a modificação da formulação do elemento de barra, isto é, com alteração da matriz de rigidez do elemento, em lugar de usar um elemento de ligação como o apresentado por LI (1995).

Nesta aplicação, o comportamento do material é considerado elástico linear e as ligações são consideradas rígidas o suficiente para que sejam desprezados os deslocamentos devidos aos efeitos axiais e de cisalhamento. A formulação do modelo partiu do modelo conhecido como “One Component Model”, desenvolvido por GIBERSON (1967) para análise não-linear de estruturas elasto-plásticas. As estruturas reticuladas são modeladas por barras com duas molas elásticas nas extremidades, simulando as ligações semi-rígidas à rotação. O modelo foi desenvolvido para estruturas tipo pórtico plano, com a matriz de rigidez formulada a partir do elemento de viga com molas nas extremidades.

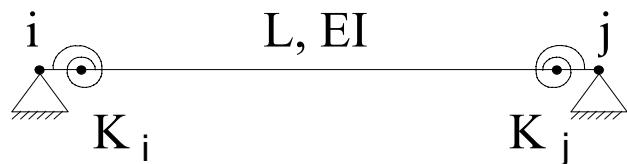


Figura 2.3.2-1 Elemento de viga com duas molas elásticas simulando a rigidez das ligações de extremidade

O coeficiente de rigidez elástica à rotação, obtido a partir de análises experimentais das ligações, é representado por um parâmetro α adimensional igual a:

$$\alpha = \frac{E.I}{K.L} \quad (2.3.2-1)$$

onde K = constante de rigidez da ligação à rotação

E = módulo de elasticidade longitudinal paralelo às fibras da madeira

I = momento de inércia da seção transversal em relação ao eixo em torno do qual ocorre a flexão

L = comprimento do elemento que está conectado pela ligação

Para ligações rígidas, que possuem rigidez $K \rightarrow \infty$, o parâmetro α é igual a 0 e para ligações articuladas, que não apresentam impedimento ao giro relativo, $K=0$ e $\alpha \rightarrow \infty$. As ligações semi-rígidas caracterizam-se pelo parâmetro α apresentar valores intermediários entre 0 e ∞ .

Aplicando-se a formulação de GIBERSON (1967), o elemento é composto pelo elemento de viga usual, com ligações rígidas, sobreposto com as molas elásticas de rigidez K_i e K_j nas extremidades i e j, conforme mostra a figura 2.3.2-2.

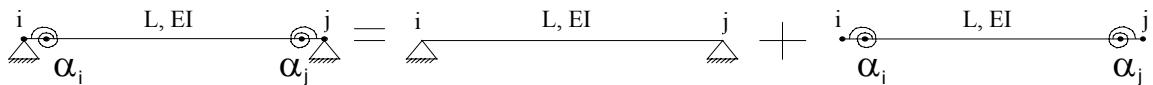


Figura 2.3.2-2 Esquema de composição do elemento de viga

A matriz de rigidez do elemento, \mathbf{S}_{viga}^* (2x2), é obtida a partir da matriz de flexibilidade, \mathbf{F}^* , que é calculada pela soma da matriz de flexibilidade da viga bi-apoiada, \mathbf{F} , e da matriz de flexibilidade das molas, \mathbf{F}_{mola} :

$$\mathbf{S}_{viga}^* = (\mathbf{F}^*)^{-1} = (\mathbf{F} + \mathbf{F}_{mola})^{-1} \quad (2.3.2-2)$$

A partir de \mathbf{S}_{viga}^* (2x2) obtém-se a matriz de rigidez do elemento de viga não-restrinido, \mathbf{S}_{viga}^* (4x4), através de equações de equilíbrio de forças. A matriz de rigidez do elemento de pórtico plano com ligações semi-rígidas, \mathbf{S}^* , é formada a partir de \mathbf{S}_{viga}^* (4x4), considerando os esforços normais e de flexão desacoplados.

Esta matriz \mathbf{S}^* está no sistema local do elemento, devendo ser transformada para o sistema global de referência da estrutura:

$$\mathbf{S}_R^* = \mathbf{R}^T \cdot \mathbf{S}^* \cdot \mathbf{R} \quad (2.3.2-3)$$

Conhecidas as matrizes de rigidez, no sistema global, de todos os elementos de pórtico plano, \mathbf{S}_R^* , forma-se a matriz de rigidez global da estrutura, \mathbf{S}_G^* . O sistema de equações de equilíbrio de forças da estrutura pode ser então escrito:

$$\mathbf{S}_G^* \cdot \mathbf{D}_G + \mathbf{A}_{EP}^* = \mathbf{A}_D \quad \therefore \quad \mathbf{D}_G = (\mathbf{S}_G^*)^{-1} \cdot (\mathbf{A}_D - \mathbf{A}_{EP}^*) \quad (2.3.2-4)$$

onde \mathbf{D}_G = deslocamentos dos nós da estrutura
 \mathbf{A}_D = forças generalizadas aplicadas nos nós causadas pelas ações externas
 \mathbf{A}_{EP}^* = vetor de ações de engastamento perfeito devidas às cargas aplicadas ao longo do elemento

Na determinação do vetor de ações de engastamento perfeito \mathbf{A}_{EP}^* , deve ser considerada a rigidez elástica das ligações nas extremidades dos elementos através do parâmetro α . LIGHTFOOT (1974) considera a influência de ligações semi-rígidas no elemento por meio da aplicação de uma matriz de modificação \mathbf{T} à matriz de rigidez do elemento \mathbf{S} e ao vetor de ações de engastamento perfeito \mathbf{A}_L , ambos referentes ao elemento com ligações rígidas ($\alpha=0$).

$$\mathbf{S}^* = \mathbf{T} \cdot \mathbf{S} \quad (2.3.2-5)$$

Pós-multiplicando \mathbf{S}^* por \mathbf{S}^{-1} :

$$\mathbf{S}^* \cdot \mathbf{S}^{-1} = \mathbf{T} \cdot \mathbf{S} \cdot \mathbf{S}^{-1} = \mathbf{T} \quad (2.3.2-6)$$

Logo, a matriz de modificação \mathbf{T} é determinada a partir das matrizes \mathbf{S}^* e \mathbf{S} .
 Como $\mathbf{S}^{-1} = \mathbf{F}$,

$$\mathbf{T} = \mathbf{S}^* \cdot \mathbf{S}^{-1} = \mathbf{S}^* \cdot \mathbf{F} \quad (2.3.2-7)$$

Uma vez conhecida \mathbf{T} , o vetor de ações de engastamento perfeito para ligações semi-rígidas de um elemento, \mathbf{A}_L^* , é determinado por (2.3.2-8), devendo ser transformado para o sistema global por (2.3.2-9) para formar \mathbf{A}_{EP}^* :

$$\mathbf{A}_L^* = \mathbf{T} \cdot \mathbf{A}_L \quad \mathbf{A}_R^* = \mathbf{R}^T \cdot \mathbf{A}_L^* \quad (2.3.2-8) \text{ e } (2.3.2-9)$$

Após obtidos os deslocamentos nos nós da estrutura pela relação (2.3.2-4), os esforços nas extremidades dos elementos no sistema local, \mathbf{A} , são determinados por:

$$\mathbf{A} = \mathbf{A}_L^* + \mathbf{S}^* \cdot \mathbf{R} \cdot \mathbf{D} \quad (2.3.2-10)$$

onde \mathbf{D} é o vetor de deslocamentos do elemento no sistema global.

Desta forma, é possível aplicar o método dos deslocamentos à análise de estruturas reticuladas, considerando a influência de ligações semi-rígidas pela modificação da formulação da matriz de rigidez, \mathbf{S}^* , e do vetor de ações de engastamento perfeito, \mathbf{A}_L^* .

A matriz de rigidez e o vetor de ações de engastamento perfeito para elemento de pórtico plano estão apresentados nas expressões (2.3.2-11) e (2.3.2-12), com identificação dos graus de liberdade no elemento conforme figura 2.3.2-3.

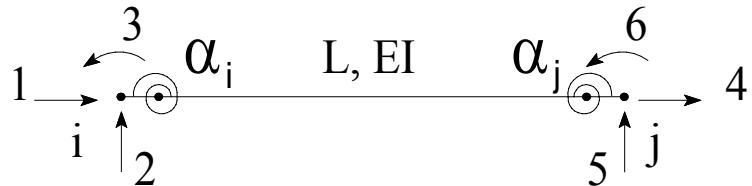


Figura 2.3.2-3 Identificação dos graus de liberdade do elemento de pórtico plano com ligações semi-rígidas

A matriz de rigidez modificada \mathbf{S}_{port}^* (2×2), para os graus de liberdade 3 e 6, é:

$$\mathbf{S}_{port}^* (2 \times 2) = \mathbf{F}^{*-1} = \begin{bmatrix} s_{33} & s_{36} \\ s_{63} & s_{66} \end{bmatrix} = \frac{EI}{L} \frac{1}{4(1+3\alpha_i)(1+3\alpha_j)-1} \begin{bmatrix} 12(1+3\alpha_j) & 6 \\ 6 & 12(1+3\alpha_i) \end{bmatrix} \quad (2.3.2-11)$$

Os demais coeficientes de rigidez podem ser encontrados por equilíbrio, resultando os seguintes valores referenciados aos coeficientes apresentados em (2.3.2-11):

$$\mathbf{S}_{port}^* (6x6) = \begin{bmatrix} \frac{EA}{L} & 0 & 0 & -\frac{EA}{L} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{s_{23} + s_{26}}{L} & \frac{s_{33} + s_{36}}{L} & 0 & -s_{22} & \frac{s_{36} + s_{66}}{L} \\ 0 & \frac{s_{33} + s_{36}}{L} & s_{33} & 0 & -s_{23} & s_{36} \\ -\frac{EA}{L} & 0 & 0 & \frac{EA}{L} & 0 & 0 \\ 0 & -s_{22} & -s_{23} & 0 & -s_{25} & -s_{26} \\ 0 & \frac{s_{36} + s_{66}}{L} & s_{63} & 0 & -s_{26} & s_{66} \end{bmatrix} \quad (2.3.2-12)$$

Para cálculo do vetor de ações de engastamento perfeito de um elemento, \mathbf{A}_L^* aplica-se a matriz de modificação \mathbf{T} sobre os graus de liberdade 3 e 6 do elemento de pórtico plano:

$$\mathbf{T} = \mathbf{S}^* \cdot \mathbf{S}^{-1} = \mathbf{S}^* \cdot \mathbf{F}$$

Os demais coeficientes do vetor \mathbf{A}_L^* , referentes aos graus de liberdade 1, 2, 4 e 5, são encontrados por equilíbrio das forças internas e externas atuantes no elemento. No caso de uma carga uniformemente distribuída ao longo do vão, as ações de engastamento perfeito nos graus de liberdade 1 e 3 são nulas.

$$\mathbf{A}_L^* = \begin{Bmatrix} a_{L,3}^* \\ a_{L,6}^* \end{Bmatrix} = \mathbf{T} \cdot \begin{Bmatrix} a_{L,3} \\ a_{L,6} \end{Bmatrix} \quad (2.3.2-13)$$

$$\mathbf{A}_L^* = \begin{Bmatrix} a_{L,1}^* \\ a_{L,2}^* \\ a_{L,4}^* \\ a_{L,5}^* \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ \frac{1}{L} \cdot \left(a_{L,3} + a_{L,6} - \frac{qL^2}{12} \right) \\ 0 \\ -\left(q \cdot L + a_{L,2} \right) \end{Bmatrix} \quad (2.3.2-14)$$

O modelo da Matriz de Transformação pode sofrer alterações para considerar rigidez variável nos demais graus de liberdade do elemento de barra, ou ainda permitir a implementação de análise do comportamento não linear da rigidez das ligações. Uma análise comparativa entre os valores encontrados pelo modelo da Matriz de Transformação e os resultados obtidos pela aplicação de outro modelo podem ser encontradas em VALLE (1998).

2.3.3 Influência da rigidez à rotação na distribuição de momentos fletores para uma estrutura plana

Com o objetivo de ilustrar a influência do coeficiente de rigidez à rotação em uma estrutura, analisou-se um pórtico plano simétrico com coeficiente de rigidez variável na ligação de canto. O Modelo da Matriz Transformação, foi implementado no editor matemático MATHCAD. O pórtico biarticulado é composto por três barras retas de seção transversal constante e está submetido a carregamento vertical uniformemente distribuído ao longo da viga. A geometria do pórtico, a identificação dos nós e dos elementos, o carregamento externo e as propriedades mecânicas do material estão apresentados na figura 2.3.3-1.

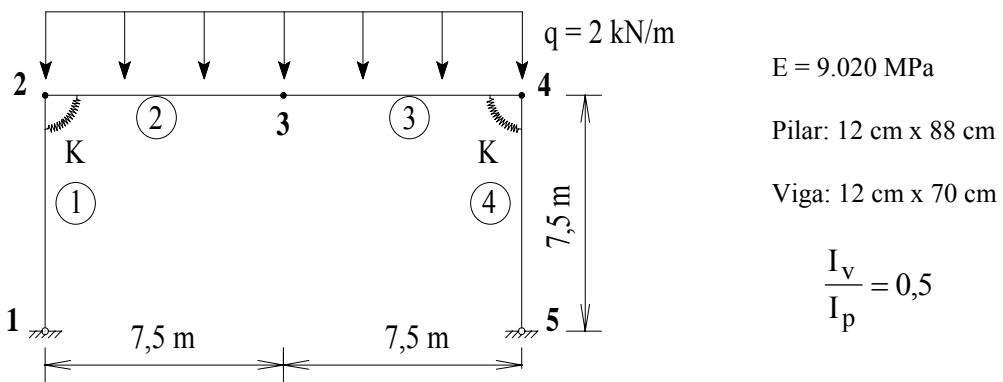


Figura 2.3.3-1 Geometria e carregamento do pórtico exemplo

O módulo de elasticidade paralelo às fibras é comum a todas as peças. O coeficiente de rigidez das ligações de canto varia entre $K=\infty$ (rígida) e $K=0$ (articulada).

Os coeficientes adimensionais α devem ser calculados para cada um dos elementos que estão conectados a ligação. Portanto, neste caso, são dois os parâmetros para a ligação de canto: α_v e α_p , um relativo à viga e outro relativo ao pilar, respectivamente. As expressões para cálculo destes parâmetros são:

$$\alpha_v = \frac{E \cdot I_v}{K \cdot L_v} \quad \alpha_p = \frac{E \cdot I_p}{K \cdot L_p} \quad (2.3.3-1) \text{ e } (2.3.3-2)$$

onde

E é o módulo de elasticidade paralelo às fibras

K é o coeficiente de rigidez elástica à flexão da ligação

I_v é o momento de inércia da viga

I_p é o momento de inércia do pilar

L_v é o comprimento do *elemento* utilizado para discretização da viga

L_p é o comprimento do *elemento* de discretização do pilar

Para efeitos de análise, os parâmetros α serão representados em função de α_v , ficando α_p representado por:

$$\alpha_p = \left[\frac{E \cdot I_p}{E \cdot I_v} \cdot \frac{L_v}{L_p} \right] \alpha_v \quad (2.3.3-3)$$

A estrutura foi discretizada por quatro elementos. Para comparação de resultados, a estrutura também foi analisada no programa de Análise Estrutural por Elementos Finitos SAP2000, discretizada por elementos de pórtico plano, somente para o caso de ligações de canto rígidas, pois a versão do programa utilizada não dispõe de um elemento de mola que permita modelar o comportamento semi-rígido da ligação.

Os valores encontrados na implementação no MATHCAD e no SAP2000 para os momentos fletores no nó de canto **2** e os deslocamentos no nó central da viga **3**, com vários valores de rigidez nas ligações de canto foram relacionados aos valores encontrados caso a ligação fosse perfeitamente rígida. A eficiência da ligação, R_M , é a relação entre o momento transmitido, caso a ligação fosse perfeitamente rígida, e o momento atuante.. O valor da coluna 5, R_u , representa a relação entre o deslocamento encontrado para o nó 3 e o deslocamento encontrado caso as ligações de canto sejam perfeitamente rígidas. As rigidezes foram representadas através do parâmetro α_v ,

conforme (2.3.3-1). Os resultados estão apresentados na tabela 2.3.3-1. A figura 2.3.3-2 apresenta os diagramas de momentos fletores no pórtico exemplo para alguns valores do coeficiente α_v , variando da ligação de canto com comportamento mais próximo da rótula até a condição de ligação rígida, ilustrando a redistribuição de momentos em função da rigidez.

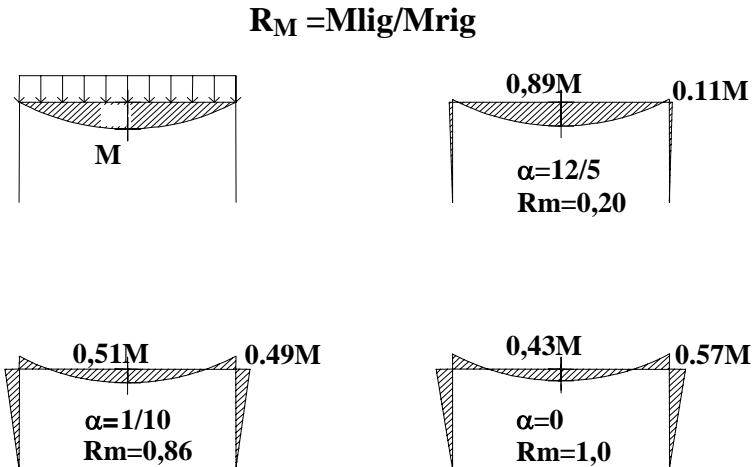


Figura 2.3.3-2 Momentos fletores no pórtico exemplo para vários coeficientes de rigidez α_v das ligações de canto

Tabela 2.3.3-1 Resultados encontrados pelo modelo da Matriz de Transformação e pelo SAP2000 para o pórtico exemplo

	(1) α_v	(2) M_2 kN.cm	(3) f_3 cm	(4) $R_M = M_2 / M_{\text{rig}}$	(5) $R_u = f_3 / f_{\text{rig}}$
SAP2000	Lig. ríg.	3.204	1,38	1,00	1,00
(1)	0	3.209,57	1,36	1,00	0,99
(2)	1/22	2.977,87	1,57	0,93	1,14
(3)	1/18	2.930,86	1,61	0,91	1,17
(4)	1/14	2.859,90	1,67	0,89	1,21
(5)	1/10	2.740,47	1,78	0,86	1,29
(6)	1/6	2.497,15	2,00	0,78	1,45
(7)	1/2	1.729,40	2,70	0,54	1,96

2.4 Determinação da rigidez das ligações

2.4.1 Função rigidez de uma ligação

Os estudos que foram desenvolvidos buscando investigar o comportamento de ligações semi-rígidas indicam que o diagrama carga–deslocamento ou momento–rotação de uma ligação apresentam uma forma conforme ilustra a figura 2.4.1-1.

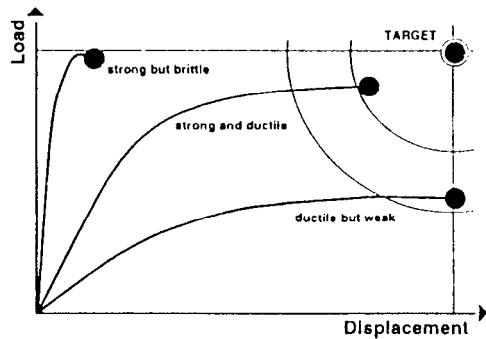


Figura 2.4.1-1 Diagrama carga–deslocamento de ligações com pinos de comportamento frágil, dúctil e com baixa resistência (Haller, 1998)

Segundo HALLER (1998), para otimizar o projeto de uma ligação deve-se buscar um comportamento que apresente um equilíbrio relativo entre os valores de carga e deslocamentos ao longo do carregamento da ligação, representados pelos eixos vertical e horizontal do diagrama da figura 2.4.1-1. Uma ligação eficaz deve apresentar duas características:

- ◆ uma elevada capacidade de carga da ligação, com ordem de grandeza semelhante à da capacidade de carga do elemento estrutural por ela conectado;
- ◆ a etapa de grandes deformações deve corresponder a elevados valores de carregamento na ligação.

JODIN (1996) descreve as ligações semi-rígidas, caracterizando-as por apresentarem uma fase inicial linear, passando por uma curva de transição para a fase não linear, na qual as deformações na ligação adquirem um caráter irreversível, com comportamento elasto-plástico, e após atingem a ruptura. Os parâmetros desta curva variam conforme o arranjo e as propriedades dos materiais envolvidos

HALLER (1998) coloca que o diagrama carga-deslocamento, para carregamento monotônico, pode ser dividido em várias fases, cada uma associada a um fenômeno específico (figura 2.4.1-2):

- ◆ FASE I – Caracteriza-se pelo deslizamento sem grande acréscimo no carregamento. É a fase de ajuste das folgas de execução e da acomodação do material;
- ◆ FASE II – A madeira e os dispositivos de ligação apresentam um comportamento linear;
- ◆ FASE III – Caracteriza-se pelas deformações irreversíveis devidas à plastificação, microfissuração ou dano do material;
- ◆ FASE IV – Os fenômenos que se iniciaram na Fase III evoluem até a ruptura completa da ligação.

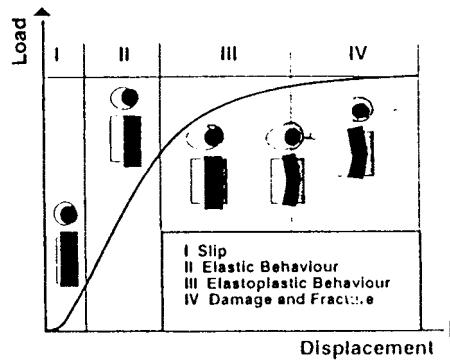


Figura 2.4.1-2 Diagrama carga-deslocamento e fenômeno associado:
I – deslizamento; II – Fase elástica; III – Fase elasto-plástica; IV – Dano e fraturamento (Haller, 1998)

A tabela 2.4.1-1 apresenta os fenômenos relacionados a cada fase e a teoria aplicável ao respectivo estudo.

Tabela 2.4.1-1 Fases do Diagrama carga–deslocamento, fenômeno associado e teoria aplicável à investigação do fenômeno (Haller, 1998)

FASE	FENÔMENO	TEORIA APLICÁVEL À INVESTIGAÇÃO DO FENÔMENO
I	Ajuste das folgas de execução e da acomodação do material	Contato e atrito
II	Comportamento elástico	Teoria da Elasticidade
III	Comportamento elasto-plástico, dano, microfissuração	Teoria da Plasticidade, Teoria do Dano, Mecânica do Fraturamento
IV	Fissuração estável e instável, com ruptura	Mecânica do Fraturamento

O diagrama da figura 2.4.1-2 ilustra o comportamento ideal de uma ligação dúctil. Na prática, a aparência de cada fase depende do arranjo da ligação, principalmente do número, do espaçamento e da esbeltez dos elementos, e das propriedades dos materiais envolvidos (JODIN, 1996). No caso de uma ligação com comportamento frágil, as Fases III e IV não são evidentes ou podem até mesmo ocorrer logo após a Fase II.

A figura 2.4.1-3 apresenta vários diagramas força-deslocamento para ligações com diferentes arranjos. A ligação colada (curva 8) possui comportamento elasto-frágil, enquanto as ligações parafusadas (curvas 3, 4 e 5) possuem um comportamento semi-rígido, com uma ductilidade evidente. As ligações pregadas (curva 1) apresentam rigidez e ductilidade variáveis em função da concentração de pregos e do número de ciclos de carga na ligação. Quanto mais concentrados os pregos, mais frágil, e quanto menos concentrados, mais dúctil é seu comportamento. As ligações com cavilhas apresentam alguma ductilidade, conforme a posição do elemento de conexão (curvas 2 e 7), e as ligações com chapas metálicas (curva 6) são evidentemente semi-rígidas e relativamente dúcteis.

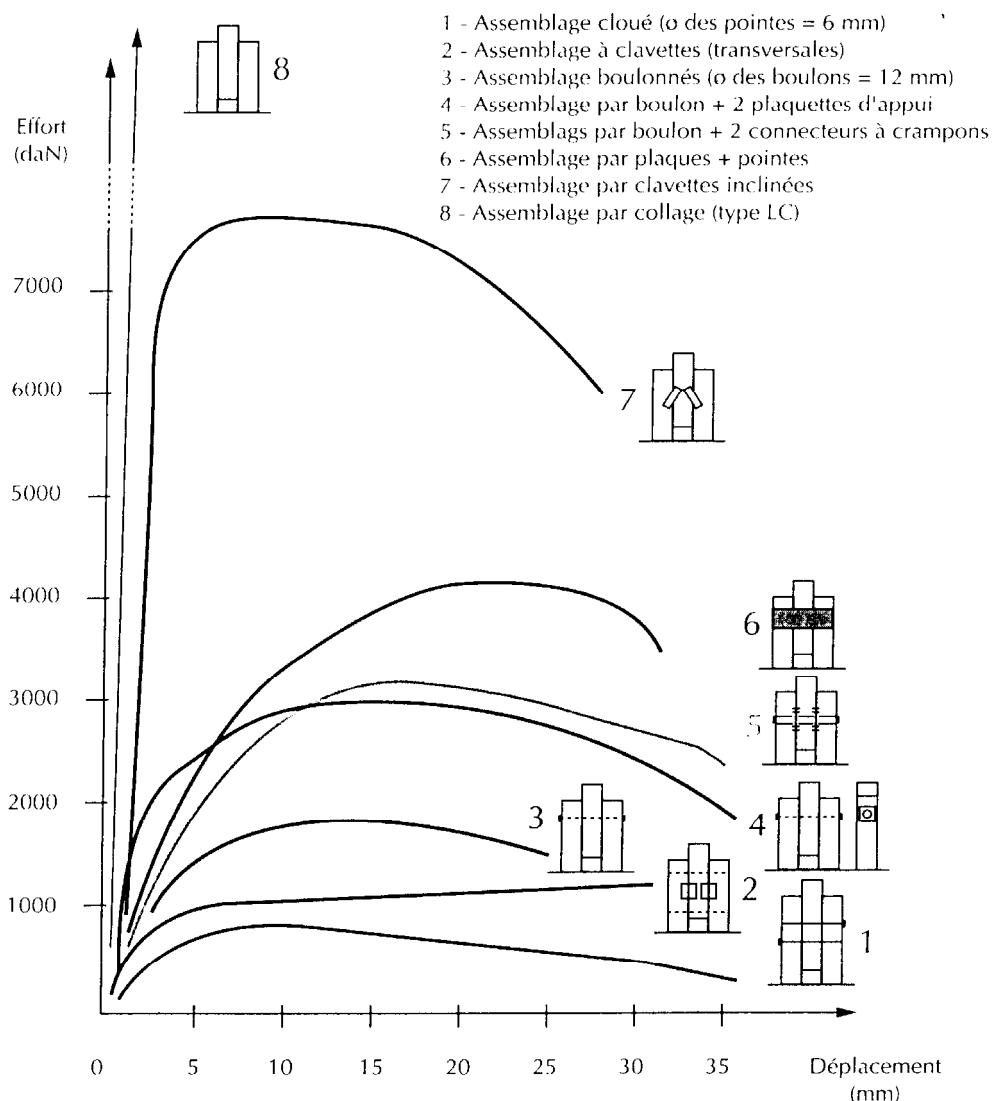


Figura 2.4.1-3 Comportamento de ligações por justaposição solicitadas à compressão (Le Govic, 1998)

2.4.2 Modelagem do comportamento das ligações

A formulação de um modelo que descreva o comportamento das ligações exige uma idealização da realidade. A elaboração de tal modelo pode ser feita através de métodos experimentais, analíticos ou numéricos (HALLER, 1998):

- ◆ Experimentação e elaboração de curvas empíricas:

Este método investiga a forma do diagrama carga-deslocamento a partir de ensaios de ligações. Os valores registrados são o ponto de partida para a determinação de uma função analítica contínua com parâmetros ajustáveis para cada fase do comportamento da ligação. As funções podem apresentar os seguintes aspectos:

$$F = \frac{A \cdot \delta}{1 + B \cdot \delta} \quad (\text{JODIN, 1996})$$

$$F = [A + B - (\delta - \delta_o)] \left[1 - \exp \left(-\frac{A}{C}(\delta - \delta_o) \right) \right] \quad (\text{Modelo de Foschi } apud \text{ HALLER, 1998})$$

$$F = \frac{(A - B) \cdot \delta}{\left\{ 1 + \left[\frac{(A - B) \cdot \delta}{C} \right]^d \right\}^{1/d}} + B \cdot \delta \quad (\text{Modelo de Jasport } apud \text{ HALLER, 1998})$$

◆ Modelagem mecânica com elementos do tipo molas e barras:

Existem muitos modelos propostos que descrevem o comportamento de ligações semi-rígidas a partir de elementos do tipo mola, com linearidade ou não-linearidade. O objetivo ao usar este tipo de elemento é representar de uma forma simplificada o coeficiente de rigidez ao embutimento dos pinos metálicos na madeira. A dificuldade para formular um modelo com molas está em como considerar a interação entre as rigidezes dos vários pinos existentes na ligação e como estabelecer uma regra de distribuição de carregamentos entre eles (HALLER, 1998). A complexidade deste problema aumenta com o crescimento do número de pinos na ligação.

Este método pode ser aplicado com êxito se o provável mecanismo de ruptura da ligação for identificado e implementado na formulação do modelo. As alterações que ocorram no projeto da ligação devem ser acompanhadas por variações na resposta do modelo, por meio de alterações na forma da curva carga-deslocamento e do mecanismo de ruptura. A idéia básica é dividir a ligação em elementos que possam ser reutilizados e reagrupados em outros tipos de ligações. As investigações sobre ligações metálicas costumam ser conduzidas de forma a identificar os parâmetros característicos destes elementos através de experimentações. Uma vez conhecidos, são apresentados vários modelos que se mostram úteis no identificação do grau de semi-rigidez da ligação projetada e nas considerações relativas à análise do projeto estrutural. A dificuldade

maior é identificar os elementos nos quais a ligação pode ser decomposta e analisar os fenômenos em separado quando há interação entre eles.

Para JENSEN & LARSEN (1998), a forma mais simples de modelar uma ligação semi-rígida é representando o comportamento através de três molas: uma mola rotacional que representa a rotação relativa entre as peças e duas mola translacionais que representam os deslocamentos de translação relativa entre as peças segundo duas direções ortogonais. No entanto, este modelo possui a dificuldade de considerar as molas com comportamento independentes entre si, isto é, supõe-se que a rigidez de uma mola não é afetada pelo nível de carregamento atuante nas outras molas.

A norma européia EUROCODE 5 (1993) para estruturas de madeira adotou o modelo formulado por Johansen para ligações com pinos, elaborado a partir das características de embutimento na madeira e pela formação de rótulas plásticas no pino metálico.

- ◆ Determinação analítica da rigidez da ligação:

Alguns modelos procuram descrever o comportamento carga-deslocamento de uma ligação semi-rígida através de equações diferenciais específicas para o estudo de problema de viga sobre base contínua e arrancamento de pinos (figura 2.4.2-1). Estas equações apresentam resposta contínua ao longo do comprimento do pino. A viga pode ser analisada considerando a base contínua com comportamento elástico, elasto-plástico ou visco-elástico. A solução das equações pode se tornar complexa de ser encontrada em alguns casos, quando a solução pode ser encontrada por métodos numéricos.

Os fenômenos associados ao comportamento da Fase IV do diagrama carga-deslocamento, efeitos de dano e fraturamento ainda não estão determinados analiticamente de forma específica para ligações em estruturas de madeira, entretanto existem funções analíticas propostas pela Mecânica do Fraturamento que podem ser aplicadas a esta situação.

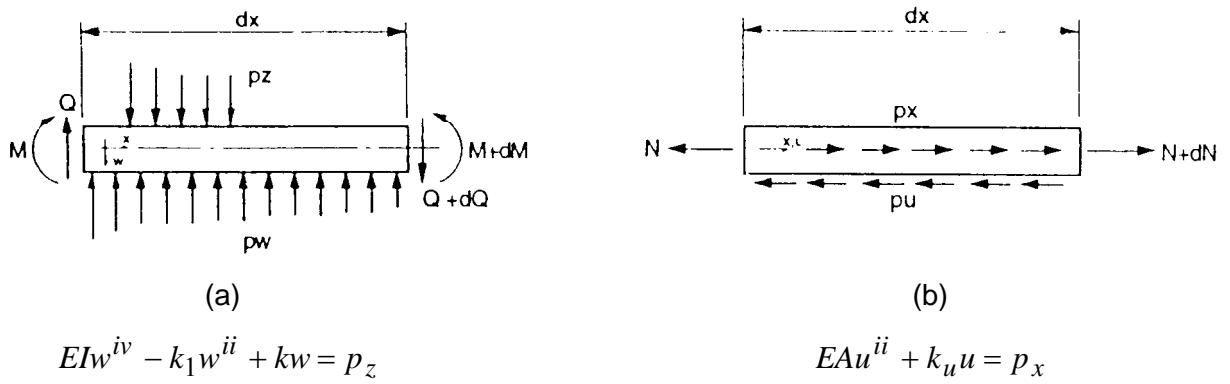


Figura 2.4.2-1 Viga sobre base contínua (a) e arrancamento de pino (b) (Haller, 1998)

◆ Método dos Elementos Finitos:

Este método é o mais flexível para estimar o comportamento da carga-deslocamento de uma ligação. O processamento computacional por este método aumenta consideravelmente com o número de fenômenos envolvidos. Geralmente este método exige um período de tempo, para o desenvolvimento de uma análise, que não o torna suficientemente prático para aplicação por projetistas. Entretanto, a análise assim processada fornece resultados valiosos para o desenvolvimento de critérios de normalização e investigações de novas técnicas no projeto de ligações que ainda não estejam descritas por um modelo analíticos satisfatório. Muitos programas comercialmente disponíveis já apresentam opções de elementos para análise via Teoria do dano ou Mecânica do Fraturamento, fenômenos relacionados às Fases III e IV do comportamento carga-deslocamento das ligações.

Como pode ser observado, por existir uma grande variedade de elementos utilizados para ligações mecânicas nas estruturas de madeira, as opções de novos materiais e a complexidade de carregamentos envolvidos nos elementos componentes de ligações, ainda há muitos aspectos a serem investigados no comportamento das ligações semi-rígidas, apesar de todo o progresso que se tem alcançado nos últimos anos sobre o assunto.

2.4.3 Modelo proposto por Racher

Entre os modelos existentes, neste trabalho optou-se por utilizar um modelo mecânico apresentado por RACHER (1995), desenvolvido para os cursos STEP - *Structural Timber Education Programme* (1995), uma iniciativa que tem por objetivo tornar o EUROCODE 5 (1993) operacional e facilitar sua utilização pelos usuários. O modelo é apresentado para ligações com pinos metálicos. As hipóteses iniciais admitem que os pinos permanecem rígidos durante a aplicação do carregamento na ligação e que os materiais envolvidos na ligação comportam-se no regime elástico. Os elementos estruturais conectados pela ligação são considerados infinitamente rígidos em comparação à rigidez da própria ligação.

A rigidez à rotação da ligação é expressa por:

$$K_{\theta} = \beta_{\text{rot}} \frac{EI}{L} \quad (2.4.3-1)$$

onde K_{θ} = constante de rigidez à rotação da ligação
 β_{rot} = parâmetro adimensional proporcional à rigidez à rotação
 EI = rigidez à flexão do elemento conectado pela ligação
 L = comprimento do elemento que está conectado pela ligação

O comportamento mecânico e o mecanismo de transmissão de forças pelos pinos é analisado para ligações submetidas a momento fletor. A distribuição de forças nos pinos é considerada proporcional à rigidez ao embutimento de cada pino na madeira. É uma modelagem de ligação na qual o efeito de embutimento, no contato entre o pino metálico e o material do elemento estrutural a ele conectado, é representado de forma simplificada por uma mola elástica. Para que seja satisfeita o equilíbrio, o momento fletor transmitido à ligação é equilibrado por forças reação em cada um dos pinos. As forças reação possuem direções que variam conforme a posição do pino, portanto com diferentes ângulos relativos às fibras da madeira

Como os elementos conectados à ligação são perfeitamente rígidos, os deslocamentos angulares na ligação são consequência da deformação por embutimento dos pinos na madeira. RACHER (1995) ilustra a apresentação do princípio de

funcionamento do modelo, aplicando-o a uma ligação do tipo coroa de parafusos, bastante comum em ligações de canto de pórticos de madeira laminada colada.

C = centro geométrico da ligação
 r_i = distância do centro C ao pino i
 α_i = ângulo relativo entre r_i e a direção das fibras na madeira
 x_i, y_i = distâncias do pino i ao centro C
 M = momento aplicado à ligação
 $F_{M,i}$ = força reação no pino i
 ω = deslocamento angular da ligação
 ds_i = deslocamento linear no pino i

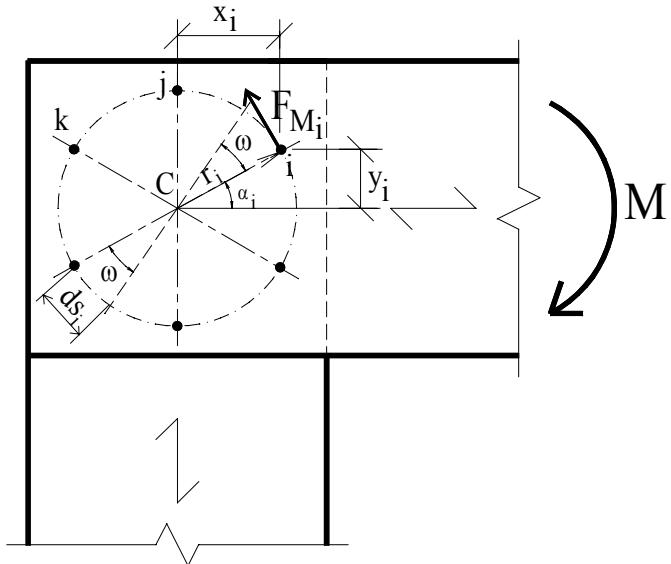


Figura 2.4.3-1 Mecanismo de equilíbrio entre momento aplicado e forças reação exercidas por cada pino sobre a madeira (Racher, 1995)

A condição de equilíbrio entre o momento aplicado M e as forças reativas $F_{M,i}$ em cada pino exige que:

$$M = \sum_{i=1}^n F_{M,i} r_i \quad (2.4.3-2)$$

onde n = número de pinos na ligação

Como os pinos são rígidos e os materiais estão no regime elástico linear, o deslocamento linear de cada pino é dado por:

$$ds_i = \frac{F_{M,i}}{K_{\alpha i}} \quad (2.4.3-3)$$

onde $K_{\alpha i}$ = rigidez ao embutimento na madeira na direção de $F_{M,i} (\alpha_i + \pi/2)$

Para pequenos deslocamentos vale a relação:

$$\omega = \frac{ds_i}{r_i} = \frac{F_{M,i}}{K_{\alpha i} \cdot r_i} = \frac{F_{M,j}}{K_{\alpha j} \cdot r_j} = \frac{F_{M,k}}{K_{\alpha k} \cdot r_k} \quad (2.4.3-4)$$

Das relações (2.4.3-2) e (2.4.3-4), tem-se:

$$M = \sum_{i=1}^n F_{M,i} \cdot r_i = \sum_{i=1}^n \frac{F_{M,i}}{r_i \cdot K_{\alpha i}} \cdot K_{\alpha i} \cdot r_i^2 = \sum_{i=1}^n \omega \cdot K_{\alpha i} \cdot r_i^2 = \omega \sum_{i=1}^n K_{\alpha i} \cdot r_i^2$$

Isolando o deslocamento angular ω :

$$\omega = \frac{M}{\sum_{i=1}^n K_{\alpha i} \cdot r_i^2} \quad (2.4.3-5)$$

Recordando que a rigidez à rotação de uma ligação é a função entre o momento aplicado e a rotação relativa a ele associada, então:

$$K_{\text{rot}} = \frac{M}{\omega} = \sum_{i=1}^n K_{\alpha i} \cdot r_i^2 \quad (2.4.3-6)$$

Logo, a relação (2.4.3-6) permite estimar o valor da rigidez à rotação de uma ligação, uma vez respeitadas as hipóteses iniciais da formulação. Para que esta relação possa ser aplicada, é necessário que sejam conhecidas a geometria da ligação e a rigidez de embutimento na madeira para um ângulo α de força qualquer. Uma alternativa de estimar esta rigidez de embutimento para um ângulo α qualquer é partir dos valores de rigidez paralelo e normal às fibras, K_0 e K_{90} , e empregar a expressão de Hankinson (RACHER, 1995):

$$K_{\alpha i} = \frac{K_0 \cdot K_{90}}{K_0 \cdot \text{sen}^2(\alpha_i + 90^\circ) + K_{90} \cdot \cos^2(\alpha_i + 90^\circ)} = \frac{K_0 \cdot K_{90}}{K_0 \cdot \cos^2(\alpha_i) + K_{90} \cdot \text{sen}^2(\alpha_i)} \quad (2.4.3-7)$$

A força reação no pino i para equilibrar o momento na ligação é obtida a partir de (2.4.3-4) e (2.4.3-6):

$$\omega = \frac{F_{M,i}}{K_{\alpha i} \cdot r_i} = \frac{M}{K_{\text{rot}}} \quad \therefore \quad F_{M,i} = \frac{K_{\alpha i} \cdot r_i}{K_{\text{rot}}} \cdot M \quad (2.4.3-8)$$

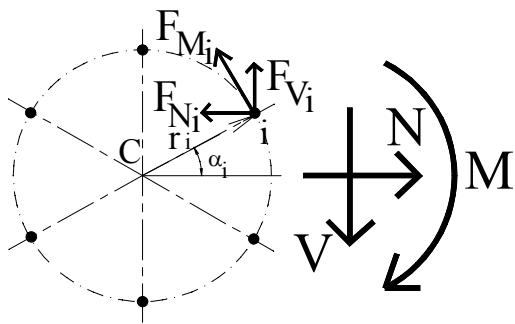
Dessa forma, o modelo estima a rigidez à rotação de uma ligação com pinos submetida a momento fletor, bem como as forças transmitidas por cada um dos elementos metálicos. Esta formulação é extensível a outros padrões de geometria de ligações além da disposição circular de pinos.

Caso existam outros esforços atuando na ligação, tais como esforços normal e cortante, RACHER (1995), assim como JODIN (1996), sugere que seja considerada uma distribuição uniforme entre os pinos da ligação. A parcela de esforço transmitida por cada pino é assim determinada por:

$$F_{V,i} = \frac{V}{n} \quad F_{N,i} = \frac{N}{n} \quad (2.4.3-9)$$

onde
 N = esforço cortante aplicado na ligação
 $F_{N,i}$ = força reação ao esforço normal N no pino i
 V = esforço cortante aplicado na ligação
 $F_{V,i}$ = força reação ao esforço cortante V no pino i
 n = número de pinos na ligação

A carga total transmitida por cada pino da ligação será a resultante vetorial das componentes $F_{N,i}$, $F_{V,i}$, $F_{M,i}$:



$$F_i = \sqrt{(F_{N,i} + F_{M,i} \sin \alpha_i)^2 + (F_{V,i} + F_{M,i} \cos \alpha_i)^2}$$

Figura 2.4.3-2 Forças transmitidas por um pino como reação aos esforços normal, cortante e momento fletor

Na publicação dos cursos STEP (1995), RACHER complementa a apresentação deste modelo analítico, recomendando a utilização dos valores propostos pelo EUROCODE 5 (1993) para rigidez de embutimento.

2.4.4 Critérios normativos para rigidez das ligações

Entre as normas internacionais, o EUROCODE 5 (1993) apresenta um critério para estimar a rigidez de uma ligação e os deslocamentos que nela ocorram. O EUROCODE 5 estabelece seus critérios de projeto de ligações por pinos baseados na teoria desenvolvida por Johansen. Segundo este modelo analítico a capacidade resistente de uma ligação é limitada pelo embutimento do pino na madeira ou pela flexão do pino, com a formação de uma rótula plástica.

Segundo EHLBECK & LARSEN (1995), os modelos utilizados pelo EUROCODE 5 permitem a consideração da ocorrência de deslizamentos relativos nas ligações, não as considerando com caráter totalmente rígido. A consideração destes deslocamentos relativos é aplicada na verificação da segurança quanto aos estados limites de utilização da estrutura e, em alguns casos especiais, de estados limites últimos. Para que sejam estimados os valores de **deslocamentos relativos iniciais**, u_{inst} , a serem utilizados na verificação dos estados limites de utilização, é definido o **Módulo de Deslizamento Instantâneo**, K_{ser} (EC5, Parte 1-1: 4.1, P(3)).

$$u_{inst} = \frac{0,4 \cdot F}{K_{ser}} \quad (2.4.4-1)$$

O módulo de deslizamento instantâneo, K_{ser} , é definido como a relação entre o módulo secante dos pontos de carregamento zero e 40 porcento da carga máxima resistida pela ligação.

No entanto, a rigidez não é constante ao longo do acréscimo de carregamento da ligação, possuindo a tendência de diminuir com o acréscimo de carga. Por isso, o **módulo proposto para verificações de estados limites últimos**, K_u , equivale ao módulo secante do diagrama para os pontos de carga nula e valor de carregamento em torno de 60 a 70 porcento da carga máxima na ligação (EHLBECK & LARSEN, 1995). De forma simplificada, o EUROCODE 5 (Parte 1-1: 6.1, P(9)). apresenta a seguinte relação entre o módulo de deslizamento instantâneo e o módulo para estados limites últimos:

$$K_u = \frac{2}{3} K_{ser} \quad (2.4.4-2)$$

As ligações com parafusos apresentam um ajuste no início do ciclo de carga, em função da folga entre o pino e o furo. Para considerar este ajuste inicial do diagrama, o EUROCODE 5 (Parte 1-1: 4.2, (3)) estabelece relações diferentes para estimativa do deslocamento relativo inicial para pinos ajustados e parafusos:

$$u_{inst} = \frac{F}{K_{ser}} \quad \text{pinos ajustados} \quad (2.4.4-3a)$$

$$u_{inst} = 1 \text{ mm} + \frac{F}{K_{ser}} \quad \text{parafusos} \quad (2.4.4-3b)$$

Os deslocamentos na ligação aumentam ao longo do tempo devidos aos efeitos combinados de fluência e de variação do teor de umidade. Para considerar as deformações ao longo do tempo, o EUROCODE 5 aplica um parâmetro k_{def} nos deslocamentos relativos iniciais, estimando assim os deslocamentos finais:

$$u_{fin} = u_{inst} (1 + k_{def}) \quad \text{pinos ajustados} \quad (2.4.4-4a)$$

$$u_{fin} = 1 \text{ mm} + u_{inst} (1 + k_{def}) \quad \text{parafusos} \quad (2.4.4-4b)$$

O valor de k_{def} é apresentado pelo EUROCODE 5 (Parte 1-1: 4.1), em sua tabela 4.1, em função do material das peças conectadas à ligação e da classe de serviço do carregamento.

A tabela 2.4.4-1, a seguir, apresenta o módulo de deslizamento instantâneo, K_{ser} , para vários tipos de ligações com dispositivos do tipo pino metálico, conforme definido pelo EUROCODE 5, Parte 1-1: 4.2, (1), tabela 4.2:

Tabela 2.4.4-1 Valores de K_{ser} [N/mm] para elementos de ligação tipo pinos metálicos, com ρ_k em kg/m^3 e d em mm (EUROCODE 5, Parte 1-1: 4.2, (1), Tabela 4.2, 1993)

Tipo de elemento	madeira-madeira, painel-madeira, metal-madeira
Pinos	
Parafusos auto-atarraxantes	$\rho_k^{1,5} d / 20$
Pregos (sem pré-furação)	
Pregos (com pré-furação)	$\rho_k^{1,5} d^{0,8} / 25$
Grampos	$\rho_k^{1,5} d^{0,8} / 60$

Como pode ser observado na tabela 2.4.4-1, o critério de rigidez é diferente para elementos introduzidos com ou sem pré-furação.. As ligações com pré-furação apresentam maior rigidez que as executadas sem pré-furação, pois nas últimas o risco de fendilhamento da madeira é maior. Além disso, o comportamento das ligações pregadas com pré-furação é semelhante ao das que usam parafusos de pequeno diâmetro, justificando o mesmo valor de módulo de deslizamento para ambos casos (EHLBECK & LARSEN, 1995).

Caso as peças conectadas pela ligação não possuam o mesmo valor de massa específica, ρ_k , o EUROCODE 5 recomenda que o valor a ser introduzido nas expressões da tabela 4.2 seja a média geométrica das características de ambos materiais (Parte 1-1: 4.2, (2)):

$$\rho_k = \sqrt{\rho_{k,1} \cdot \rho_{k,2}}$$

A Norma Brasileira NBR 7190/97 – Projeto de estruturas de madeira usa um modelo de cálculo da resistência das ligações com pinos baseado na resistência de embutimento da madeira f_{ed} e da resistência de escoamento f_{yd} do pino metálico. A Norma, no item 7.3.1, estabelece que as ligações com 2 ou 3 pinos são consideradas deformáveis, permitindo que sejam utilizadas exclusivamente nas estruturas isostáticas. Para análise, estas ligações são consideradas rígidas e deve ser acrescentado uma flecha compensatória de pelo menos $L/100$, onde L é o vão teórico. As ligações com apenas um pino não são permitidas. Quando utilizados 4 ou mais pinos, as ligações são consideradas rígidas, desde que respeitados os critérios de diâmetros máximos de pré-furação da madeira, conforme a tabela 2.4.4-2.

Tabela 2.4.4-2 Valores usuais de diâmetro de pré-furação para tipo pinos metálicos, com d_{ef} e d em mm (NBR7190/97, item 7.3.1)

Tipo de elemento	diâmetro usual de pré-furação d_0
Pregos (pré-furação obrigatória)	$d_0 = 0,85d_{ef}$ (coníferas) $d_0 = 0,98d_{ef}$ (dicotiledôneas)
Parafusos	$d_0 = 0,5 \text{ mm} + d$

d_{ef} = diâmetro efetivo medido no prego; d = diâmetro do parafuso

Caso as ligações parafusadas sejam feitas com diâmetros de pré-furação maiores que d_0 , devem ser consideradas deformáveis, isto é, semi-rígidas.

2.5 Resistência e Rígidez de Embutimento da Madeira

2.5.1 Apresentação

A resistência da ligação depende da resistência individual de cada um dos pinos. Quando um dos pinos atinge a capacidade última, a ruptura deste elemento põe em risco a segurança de toda ligação. Portanto, a determinação da resistência de cada um dos pinos é requisito para o projeto adequado de uma ligação.

ALMEIDA (1995) identifica quatro possíveis configurações de ruptura: plastificação do pino por flexão, embutimento do pino na madeira, cisalhamento da madeira e fendilhamento conforme figura 2.5.1-1.

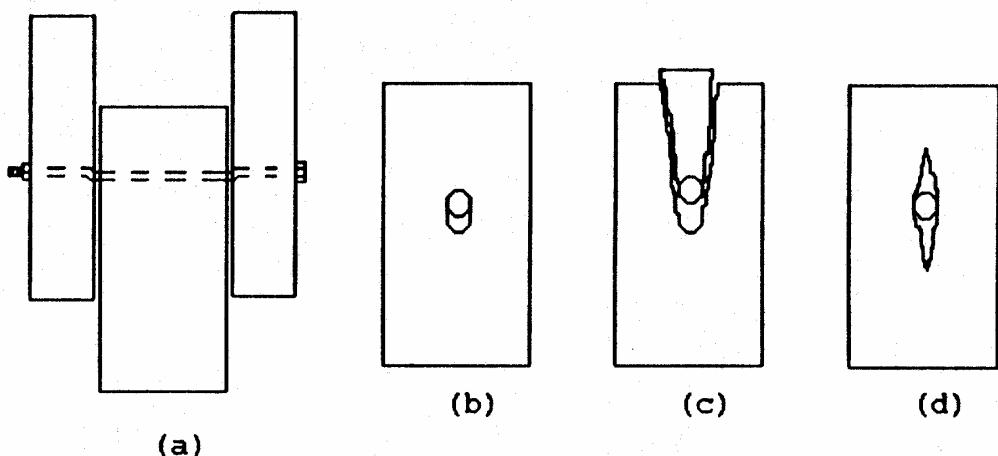


Figura 2.5.1-1 Modos de ruptura das ligações com pinos (a) plastificação do pino, (b) embutimento, (c) cisalhamento da madeira, (d) fendilhamento (ALMEIDA, 1995)

As cargas limites da ligação decorrem da plastificação por embutimento da madeira no contato com o pino (figura 2.5.1-1b) ou por plastificação do pino por flexão (figura 2.5.1-1a). Os modos de ruptura por cisalhamento (figura 2.5.1-1c) ou por fendilhamento (figura 2.5.1-1d) decorrem após ultrapassado o limite de início de plastificação por embutimento da madeira. Estes dois últimos modos de ruptura caracterizam-se por apresentar caráter de ruína frágil.

A resistência individual do pino depende das propriedades mecânicas da madeira e do parafuso, além da proporção do diâmetro do pino em relação à espessura da madeira. A característica mecânica da madeira é representada pela **resistência de embedimento** (f_e) e a característica mecânica do parafuso está associada à **tensão de escoamento do aço** (f_y) ou ao **momento de plastificação do pino** (M_y), valores a partir dos quais o parafuso não está mais no regime elástico.

Uma vez identificada a capacidade resistente de cada pino da ligação, a estimativa da resistência total da ligação é feita a partir da soma da resistência individual dos pinos, com, ou sem, a aplicação de coeficientes de correção em função do número de elementos e de sua disposição na ligação.

A rigidez à flexão de uma ligação com pinos metálicos (K_{lig}) submetida a momentos fletores, da mesma forma que a resistência, depende do comportamento individual dos pinos. A deformabilidade do contato entre o pino e a madeira, influí na

quantificação da parcela de força transmitida por cada parafuso. Esta propriedade é a **rigidez individual de embutimento** (K_e) de cada pino. A rigidez global da ligação pode ser estimada por modelos analíticos que consideram a rigidez de embutimento de cada elemento.

Quando atua um momento fletor no plano da ligação, este esforço é transmitido sob a forma de forças transversais ao eixo dos parafusos, com direção no plano variável em função da disposição dos pinos na ligação. Esta direção variável causa o surgimento de forças transmitidas pelos parafusos com diferentes ângulos em relação às fibras da madeira. Como a madeira é um material anisotropo, a rigidez de embutimento de cada parafuso apresenta valores diferentes. Portanto, para determinação da rigidez de embutimento, é preciso um modelo de cálculo que avalie a rigidez em função do ângulo relativo entre a direção da força e das fibras da madeira.

A preocupação com a variação do ângulo da força transmitida por cada pino também influi na determinação da resistência de embutimento individual de cada parafuso. A natureza anisotrópica do material mais uma vez exige que no critério de cálculo da resistência de embutimento se considere o ângulo da força em relação às fibras da madeira.

Neste capítulo, estão apresentados critérios de cálculo de resistência e de rigidez de embutimento empregados pela NBR 7190/97 e pelo Eurocode 5 (1993), bem como modelos que avaliam a influência do ângulo em relação às fibras nestes parâmetros mecânicos da madeira.

2.5.2 Resistência e Rigidez de embutimento

A **resistência de embutimento** da madeira (f_e) é um valor convencional para descrever a resistência à solicitação de compressão perpendicular ao eixo de pinos embutidos em orifícios na madeira. Este valor é definido como a relação entre a força de embutimento F_e e a área de embutimento do pino $A_e = t \cdot d$ (figura 2.5.2-1).

$$f_e = \frac{F_e}{A_e} = \frac{F_e}{t \cdot d} \quad (2.5.2-1)$$

onde: f_e é a resistência de embutimento da madeira

F_e é a força de embutimento

A_e é a área de embutimento

t é a espessura da peça de madeira

d é o diâmetro do pino

Na realidade, a hipótese de distribuição uniforme de tensões na região próxima ao furo é uma simplificação de uma distribuição de tensões complexa na região do contato madeira – pino. A resistência de embutimento calculada pela relação entre a força F_e e a área A_e é um valor convencional e não uma propriedade do material. Este valor de referência depende de vários fatores tais como do diâmetro do pino, do tratamento superficial do aço, do ângulo entre a força e as fibras da madeira e do método de introdução do pino na madeira, com ou sem o uso de pré-furação.

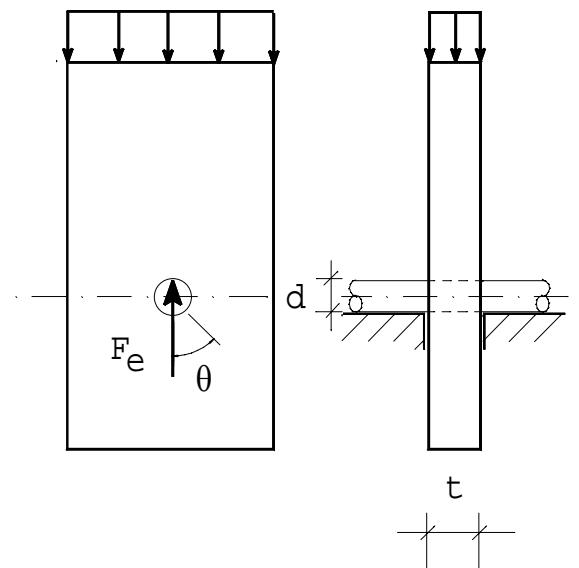


Figura 2.5.2-1 Força de embutimento da madeira contra pino metálico e medidas da área convencional de embutimento $A_e = t \cdot d$

O limite de resistência da ligação é identificado pelo aparecimento de grandes deslocamentos relativos entre as peças de madeira, por vezes sem ocorrer a desagregação total da ligação (ALMEIDA, 1995). O deslizamento ou deformação limite

para o qual é identificado o valor limite de resistência de embutimento varia conforme o código normativo consultado. Alguns modelos analíticos e experimentais para a determinação da resistência de embutimento experimental são apresentados no item 2.5.3 deste texto.

A **rigidez de embutimento** da madeira (K_e) é definida como a relação entre a força de embutimento F_e transmitida pelo pino e o deslocamento relativo u entre o pino e a peça de madeira na direção da força aplicada, conforme ilustra a figura 2.5.2-2.

$$K_e = \frac{F_e}{u} \quad (2.5.2-2)$$

onde: K_e é a rigidez de embutimento
 F_e é a força de embutimento
 u é o deslocamento relativo na direção da força aplicada

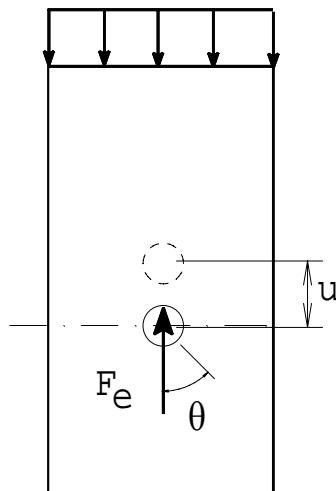


Figura 2.5.2-2 Rigidez de embutimento da madeira e deslizamento relativo u

O diagrama força no pino (F_e) - deslocamento (u) para carregamento estático monotônico apresenta uma função com tangente variável ao longo da abcissa. A interpretação física desta observação é que a rigidez de embutimento varia ao longo das etapas de carga até atingir o limite estabelecido para a ruptura. A figura 2.5.2-3 apresenta duas funções típicas na observação experimental de ligações.

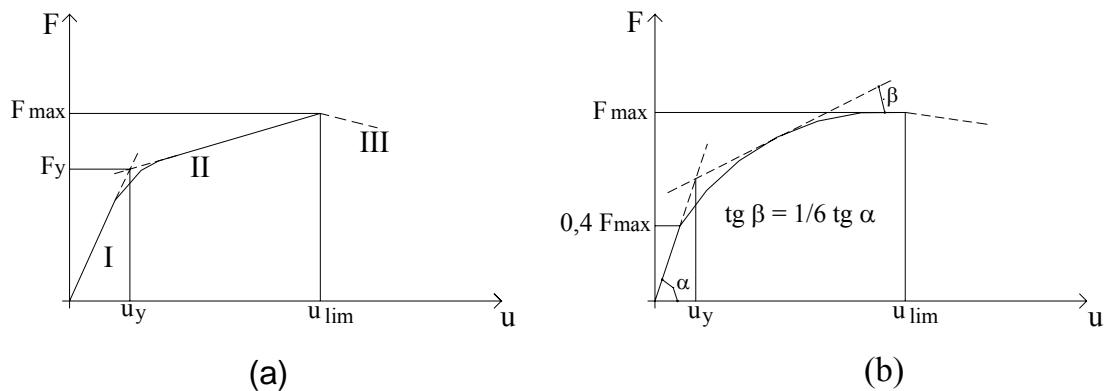


Figura 2.5.2-3 Exemplos típicos de curvas força – deslocamento para ligações (CECCOTTI, 1995)

A curva apresentada na figura 2.5.2-3a possui um trecho inicial linear, com tangente elevada (trecho I). Uma vez ultrapassado o limite elástico das tensões de embutimento da madeira e/ou das tensões no pino, a tangente reduz progressivamente até o valor máximo de força na ligação (trecho II). Se o ensaio da ligação é realizado para deslocamento controlado, é possível o registro dos valores da função no trecho descendente que caracteriza a ruptura da ligação. Segundo RODRIGUES JR. (1997), a curva da figura 2.5.2-3a é característica de ligações com valores elevados para a relação entre a espessura da madeira e o diâmetro do pino (t/d). Nesta situação, a ruptura ocorre por plastificação do pino. Na figura 2.5.2-3b, a curva apresentada é típica de ligações com reduzidos valores para (t/d), quando se constata ruptura por embutimento seguido, ou não, de fendilhamento ou cisalhamento da madeira. Observa-se que a relação entre a força e o deslocamento varia conforme o ponto da curva considerado. Isto equivale a constatar-se que a rigidez da ligação diminui ao longo do ensaio. Para a verificação dos estados limites de utilização das ligações, é de interesse o valor de rigidez de embutimento para o trecho inicial da curva. CECCOTTI (1995) sugere como critério para deslocamento limite da fase elástica os valores u_y encontrados conforme a representação gráfica nos diagramas da figura 2.5.2-3. No trabalho de CECCOTTI (1995) não há referência sobre critério para cálculo da rigidez da ligação, porém pode-se aproveitar o critério apresentado e considerar a rigidez como a tangente da reta inicial representada tracejada sobre as curvas da figura 2.5.2-3.

Entre os códigos de projeto consultados na elaboração deste trabalho, NBR 7190/97 e Eurocode 5 (1993), somente o último apresenta um critério de cálculo para ligações semi-rígidas, apresentando um modelo analítico e fazendo referência a um modelo experimental para determinação da rigidez de embutimento das ligações. O coeficiente de rigidez calculado por estes modelos serve de parâmetro para estimar os deslizamentos nas ligações e verificação dos estados limites de utilização.

2.5.3 Critérios da NBR 7190/97

2.5.3.1 Resistência de embutimento

A **resistência de embutimento** da madeira é definida pela NBR 7190/97 como ”*a razão entre a força F_e que causa a deformação específica residual de 2% e a área de embutimento do pino $A_e = td$* ”, onde t é a espessura da peça de madeira na qual está inserido o pino e d é o diâmetro do pino.

A resistência de embutimento varia conforme a direção relativa entre a força aplicada e a orientação das fibras da madeira. A norma brasileira estabelece a determinação das resistências de embutimento paralela e normal às fibras (f_{e0} e f_{e90}) a partir de ensaios especificados no Anexo B.17.

Na falta de valores de resistências de embutimento determinados experimentalmente, a tabela 12 da NBR 7190/97 apresenta as seguintes relações:

$$f_{e0,d} = f_{c0,d} \quad (2.5.3.1-$$

1a)

$$f_{e90,d} = 0,25 f_{c0,d} \cdot \alpha_e \quad (2.5.3.1-1b)$$

onde: $f_{e0,d}$ é a resistência de cálculo de embutimento na direção paralela às fibras

$f_{e90,d}$ é a resistência de cálculo de embutimento na direção normal às fibras

$f_{c0,d}$ é a resistência de cálculo à compressão paralela às fibras

α_e é um coeficiente dado pela tabela 14 da norma, em função do diâmetro do pino

Tabela 2.5.3.1-1 Coeficiente α_e apresentado na Tabela 14 da NBR 7190/97

Diâmetro do pino c m	$\leq 0,62$	0,95	1,25	1,6	1,9	2,2
Coeficiente α_e	2,5	1,95	1,68	1,52	1,41	1,33
Diâmetro do pino c m	2,5	3,1	3,8	4,4	5,0	$\geq 7,5$
Coeficiente α_e	1,27	1,19	1,14	1,1	1,07	1,0

Este critério simplificado para cálculo da resistência de embutimento, a partir da resistência à compressão paralela da madeira, foi definido com base na investigação de ALMEIDA(1990) *apud* RODRIGUES JR. (1997).

As ligações parafusadas com função estrutural não devem ter diâmetro inferior a 10 mm de acordo com o item 8.3.4 da NBR 7190/97. Além dessa recomendação, a norma brasileira exige que o diâmetro do parafuso deve ser menor ou igual à metade da espessura t da madeira, tomada como a menor das espessuras das peças ligadas para parafuso em corte simples ou o menor dos valores de t_1 , $t_2/2$ e t_3 para corte duplo (vide figura 2.5.3.1-1).

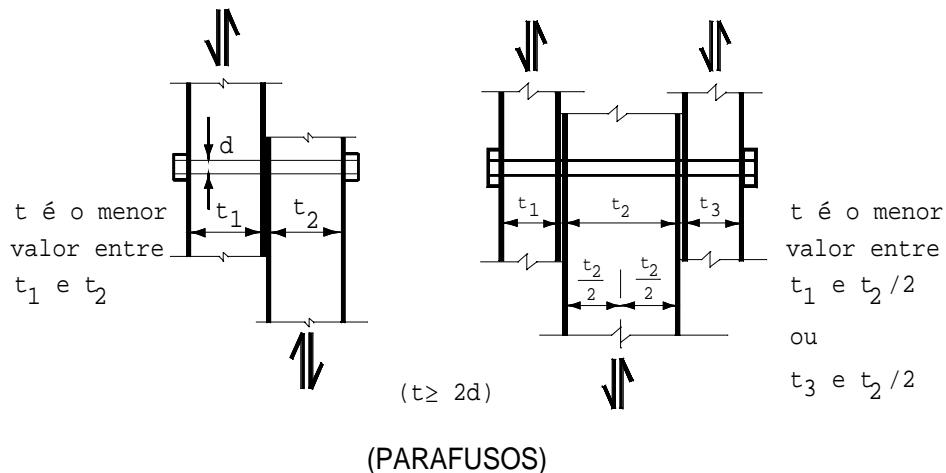


Figura 2.5.3.1-1 Figuras 9 e 11 da NBR 7190/97

A justificativa deste limite de diâmetro máximo pode estar no modo de ruptura que ligações com proporções maiores que este limite apresentam. Para grandes diâmetros d em comparação à espessura t , há maior probabilidade da ruptura ocorrer por cisalhamento, caracterizando um comportamento frágil da ligação, o que é indesejável.

Caso o ângulo α das tensões em relação às fibras seja diferente de 0° e 90° em mais de 6° , a NBR 7190/97, item 7.2.9, exige a correção da resistência adotando-se a

fórmula de Hankinson que, para a resistência de embutimento com inclinação α em relação às fibras, é expressa por

$$f_{eo\alpha} = \frac{f_{eo} \times f_{e90}}{f_{eo} \sin^2 \alpha + f_{e90} \cos^2 \alpha} \quad (2.5.3.1-2)$$

2.5.3.2 Determinação experimental da resistência de embutimento

As resistências de embutimento nas direções paralela e normal às fibras, de acordo com a NBR 7190/97, são determinadas a partir do diagrama tensão - deformação específica de embutimento resultado do ensaio de corpo-de-prova com geometria apresentada na figura 2.5.3.2-1.

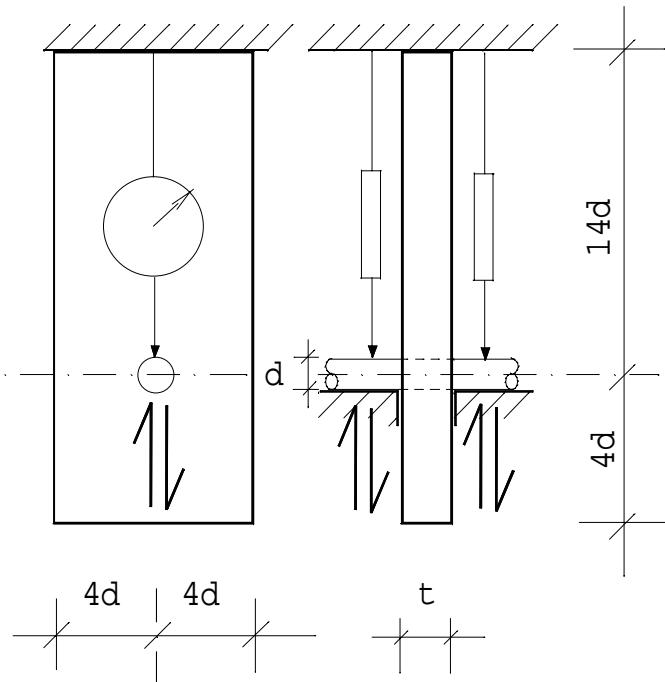


Figura 2.5.3.2-1 Geometria dos corpos-de-prova de ensaios de embutimento de acordo com a NBR 7190/97

A espessura t do corpo-de-prova deve obedecer à relação de esbeltez $\beta = t/d = 2$. A fixação desta relação tem por objetivo atribuir à ligação pino - madeira um comportamento rígido, na qual o pino permaneça indeformável durante a aplicação da

força e as deformações observadas sejam resultantes do embutimento da madeira contra o pino. O carregamento do corpo-de-prova deve ser aplicado com dois ciclos de carga e descarga, de acordo com o procedimento ilustrado na figura 2.5.3.2-2, onde a resistência estimada, $f_{e\theta,est}$ é dada pela carga máxima do ensaio de um corpo-de-prova gêmeo, selecionado da mesma amostra a ser investigada.

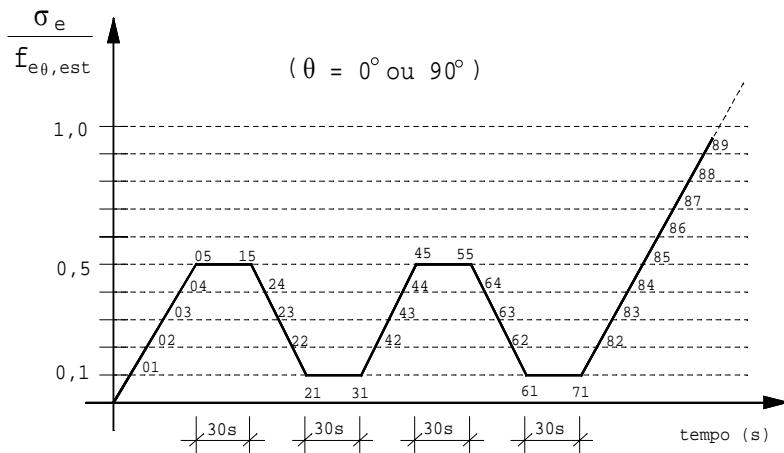


Figura 2.5.3.2-2 Diagrama de carregamento para ensaios de embutimento de acordo com a NBR 7190/97 (NBR 7190/97, figura B.29)

A maior dimensão do corpo-de-prova deve coincidir com a direção das fibras, para determinação da resistência de embutimento paralela às fibras, e as fibras devem estar perpendiculares à maior dimensão para embutimento normal. As resistências são dadas pelas expressões

$$f_{e0} = \frac{F_{e0}}{td} \quad (2.5.3.2-1a)$$

$$f_{e90} = \frac{F_{e90}}{td} \quad (2.5.3.2-1b)$$

onde:

F_{e0} e F_{e90} são as forças aplicadas respectivamente nas direções paralelas e normal às fibras, correspondentes às deformações residuais de $\varepsilon = 2\%$

t é a espessura do corpo-de-prova

d é o diâmetro do pino

A deformação específica ε refere-se à base de medida dos deslocamentos relativos entre o pino e a extremidade do corpo-de-prova, registrados em duas faces opostas,

considerando uma base de referência de 14d, conforme ilustra a figura 2.5.3.2-1. Este critério para cálculo da deformação específica considera todo esmagamento sofrido pelo corpo-de-prova na porção 14d como efeito localizado de esmagamento contra o pino. A figura 2.5.3.2-3 ilustra a determinação gráfica da resistência de embutimento a partir da curva experimental, considerando as tensões de embutimento registradas nos pontos 71 e 85 do diagrama de carregamento da figura 2.5.3.2-2.

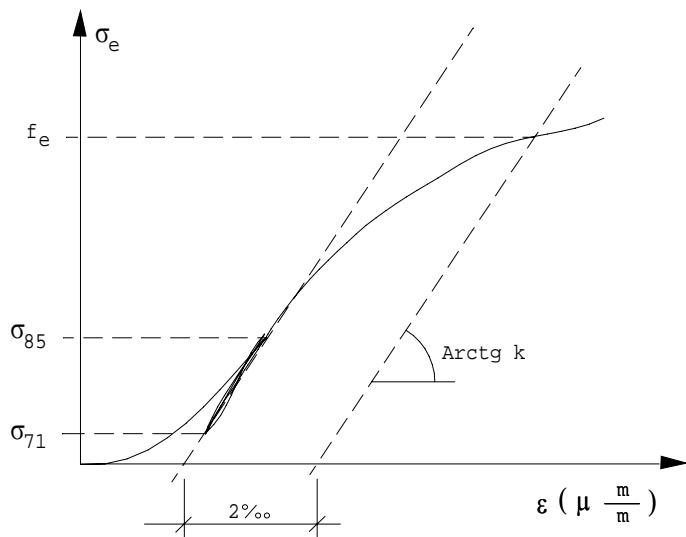


Figura 2.5.3.2-3 Diagrama tensão – deformação específica de embutimento (NBR 7190/97, figura B.28)

2.5.3.3 Rigidez de embutimento

A NBR 7190/97 não especifica critério de determinação da rigidez de embutimento no contato pino - madeira. Para os objetivos deste trabalho, será considerada a secante dos mesmos pontos 71 e 85 empregados na determinação da resistência de embutimento. Porém, como a rigidez de embutimento K_e é a relação entre a força e o deslocamento, os referidos pontos serão tomados na curva experimental Força – Deslocamento, isto é, o coeficiente angular da reta que passa pelos pontos da curva para $0,1F_{e\theta,est}$ e $0,5F_{e\theta,est}$. Este critério está representado graficamente na figura 2.5.3.3-1.

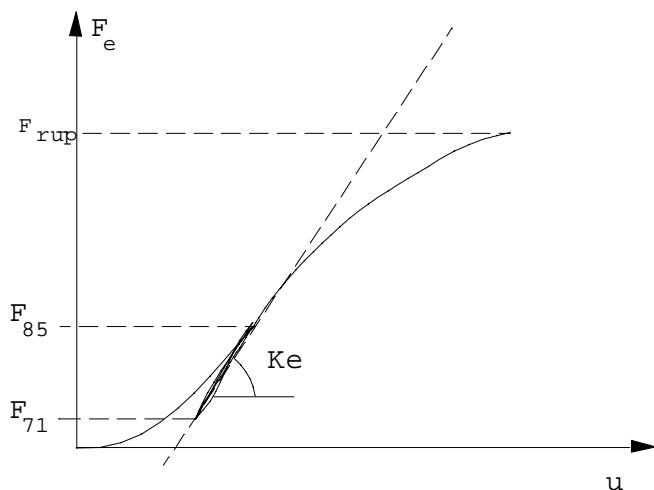


Figura 2.5.3.3-1 Critério proposto para determinação experimental da Rígidez de embutimento K_e a partir do Diagrama Força – deslocamento

2.5.4 Critérios do EUROCODE 5

O **Eurocode 5** (1993), código europeu que estabelece critérios de projeto para estruturas de madeira, define a resistência de uma ligação com pinos metálicos a partir da **resistência de embutimento** da madeira e do **momento de plastificação do pino**.

A resistência de embutimento, assim como nas normas anteriores, é a razão entre a força que pressiona o pino contra a parede do furo e a área de projeção do pino na peça de madeira. O que muda em comparação às normas anteriores é o valor de deformação do contato entre o pino e a madeira para o qual é caracterizada a resistência de embutimento.

O Eurocode 5 é a única, entre as normas consultadas para esta investigação, que apresenta um modelo analítico para cálculo dos deslocamentos u de ligações com pinos metálicos. Estes deslocamentos são calculados a partir de valores de rigidez de embutimento que são funções que possuem como parâmetros o peso específico da madeira e o diâmetro do pino.

Tanto o critério de cálculo da resistência de embutimento quanto da rigidez de embutimento do Eurocode 5 estão apresentados no item seguinte.

2.5.4.1 Cálculo da resistência de embutimento

A base teórica para os critérios adotados pelo Eurocode 5 para cálculo da resistência de ligações com pinos carregados de forma perpendicular ao eixo longitudinal é o modelo de ruptura de Johansen (EHLBECK [1995], HILSON [1995], McLAIN [1993]). JOHANSEN (1949) identifica vários modos de ruptura associados à plastificação da madeira, devida ao embutimento, à plastificação do pino por flexão ou ainda a ambas ocorrências.

As hipóteses básicas da teoria empregada pelo Eurocode 5 para verificação do estado limite último das ligações, segundo EHLBECK (1995), são:

1. O pino possui comportamento plástico ideal, desprezando-se a fase correspondente às deformações elásticas e de início de plastificação do material;
2. A madeira na qual o pino se apoia é considerada material homogêneo com comportamento plástico ideal;
3. O efeito favorável do atrito e de esforços de tração axial ao pino são desprezados.

As hipóteses admitidas refletem nos seguintes comportamentos básicos:

- O pino mantém-se indeformado e é pressionado contra as peças da ligação, resultando em um deslocamento de translação ou de translação combinada com rotação;
- Uma ou duas rótulas plásticas formam-se no pino, com as demais porções do pino permanecendo retas.

Os possíveis modos de ruptura estão na figura 2.5.4.1-1.

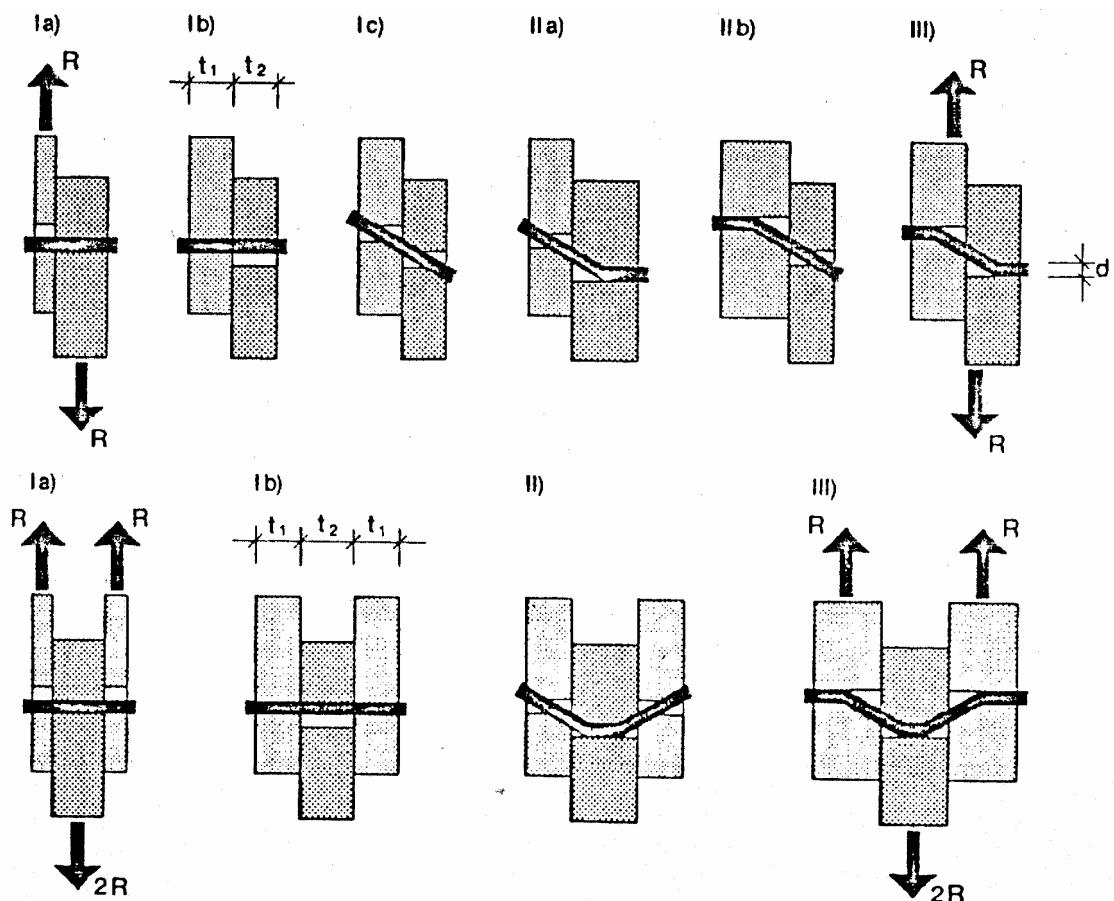


Figura 2.5.4.1-1 Possíveis modos de ruptura para ligações com pinos segundo Eurocode 5. Topo: pinos em corte simples Embaixo: pinos em corte duplo (EHLBECK, 1995)

O Eurocode 5 apresenta na Parte 1-1, item 2.5.5.1.2(1), expressões para determinação da resistência de embutimento, denominada f_h , limitada a parafusos comuns, com diâmetro menores ou iguais a 30 mm.

$$f_{h,o,k} = 0,082 (1 - 0,01d) \rho_k \quad (2.5.4.1-1)$$

Esta expressão é resultado de uma investigação realizada por LARSEN (1987) *apud* EHLBECK (1995). No caso de parafusos especiais, o Eurocode 5 prescreve a aplicação da norma EN 383, apresentada no item 2.5.4.2 deste texto. Quando a força transmitida pelo parafuso não é paralela às fibras, a norma européia emprega a expressão de Hankinson, com um formato diferente do apresentado pela norma brasileira:

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{f_{h,0,k}}{k_{90} \operatorname{sen}^2 \alpha + \operatorname{cos}^2 \alpha} \quad (2.5.4.1-2a)$$

$$k_{90} = 1,35 + 0,015d \quad \text{para madeiras macias} \quad (2.5.4.1-2b)$$

$$k_{90} = 0,90 + 0,015d \quad \text{para madeiras duras} \quad (2.5.4.1-2c)$$

onde:

$f_{h,0,k}$ e $f_{h,\alpha,k}$ são as resistências características de embutimento nas direções paralela e com inclinação α em relação às fibras, em N/mm^2

ρ_k é o peso específico da madeira, em kg/m^3

d é o diâmetro do pino, em mm

k_{90} é um parâmetro determinado de forma empírica que relaciona a resistência de embutimento paralela $f_{h,0}$ e perpendicular às fibras $f_{h,90}$

2.5.4.2 Determinação experimental da resistência de embutimento

O Eurocode 5 prescreve a norma EN 383 (1992) “*Determination of embedding strength and foundation values for dowel type fasteners*” para determinação experimental da resistência e da rigidez de embutimento para ligações com um único parafuso. A resistência de embutimento é definida pela relação

$$f_h = \frac{F_{\max}}{d \cdot t} \quad (2.5.4.2-1)$$

onde:

F_{\max} é a força máxima resistida pelo corpo-de-prova ou a força que corresponde ao deslocamento relativo entre o parafuso e a madeira de cinco milímetros, o menor dos dois

d é o diâmetro do prego ou parafuso

t é a espessura da peça de madeira

O ensaio para determinação da resistência de embutimento deve ser feito de acordo com o princípio apresentado na figura 2.5.4.2-1, com os cuidados necessários para que não ocorram deformações significativas por flexão no parafuso. Com esta

finalidade, a EN 383 recomenda que a espessura t do corpo-de-prova tenha dimensão entre $1,5d$ e $4d$. O sentido da força aplicada pode ser de tração ou compressão. Além disso, a direção entre a força e as fibras pode ser qualquer, não necessariamente paralela ou perpendicular.

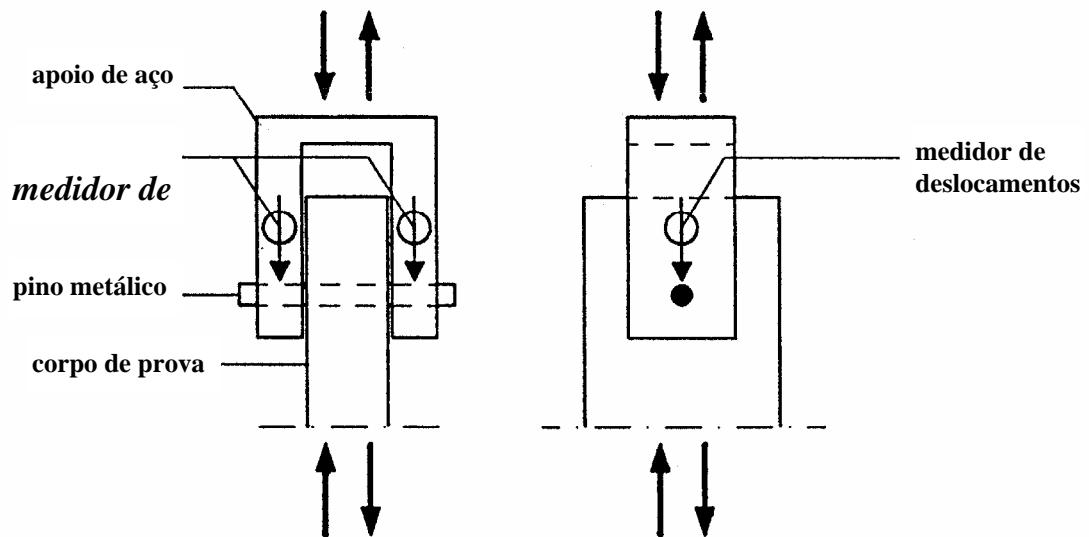


Figura 2.5.4.2-1 Princípio de ensaio de embutimento de acordo com a EN 383 (1992)

As dimensões do corpo-de-prova variam conforme o tipo de elemento metálico de ligação, o tipo de processamento da madeira e a direção relativa entre a força e a orientação das fibras (figura 2.5.4.2-2). Para determinação da resistência de embedimento de madeira laminada, para ligações com parafusos, as dimensões do corpo-de-prova estão apresentadas na tabela 2.5.4.2-1.

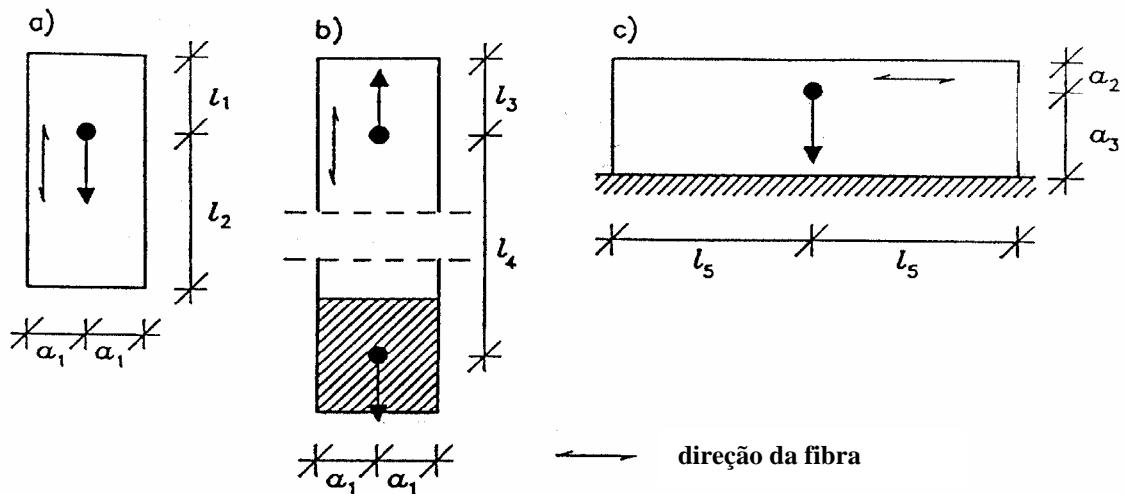


Figura 2.5.4.2-2 Dimensões de corpos-de-prova para ensaio de embutimento de acordo com a EN 383 (1992) (a) compressão paralela às fibras (b) tração paralela às fibras (c) compressão perpendicular às fibras

Tabela 2.5.4.2-1 Dimensões dos corpos-de-prova de ensaio de embutimento definidas pela EN 383 (1992) (d é o diâmetro do parafuso)

Dimensão	a_1	l_1	l_2	l_3	l_4	a_2	a_3	l_5
Corpos-de-prova com parafusos	3d	7d	7d	7d	30d	2d	4d	7d

A força deve ser aplicada com um ciclo de carga e descarga, de acordo com a figura 2.5.4.2-3. A força máxima estimada $F_{\max,est}$ pode ser determinada com base na experiência, em critério de projeto ou por meio de ensaios preliminares. A força máxima do ensaio F_{\max} corresponde ao valor para o qual o corpo-de-prova rompe ou quando o deslocamento total é 5 mm, o que acontecer antes.

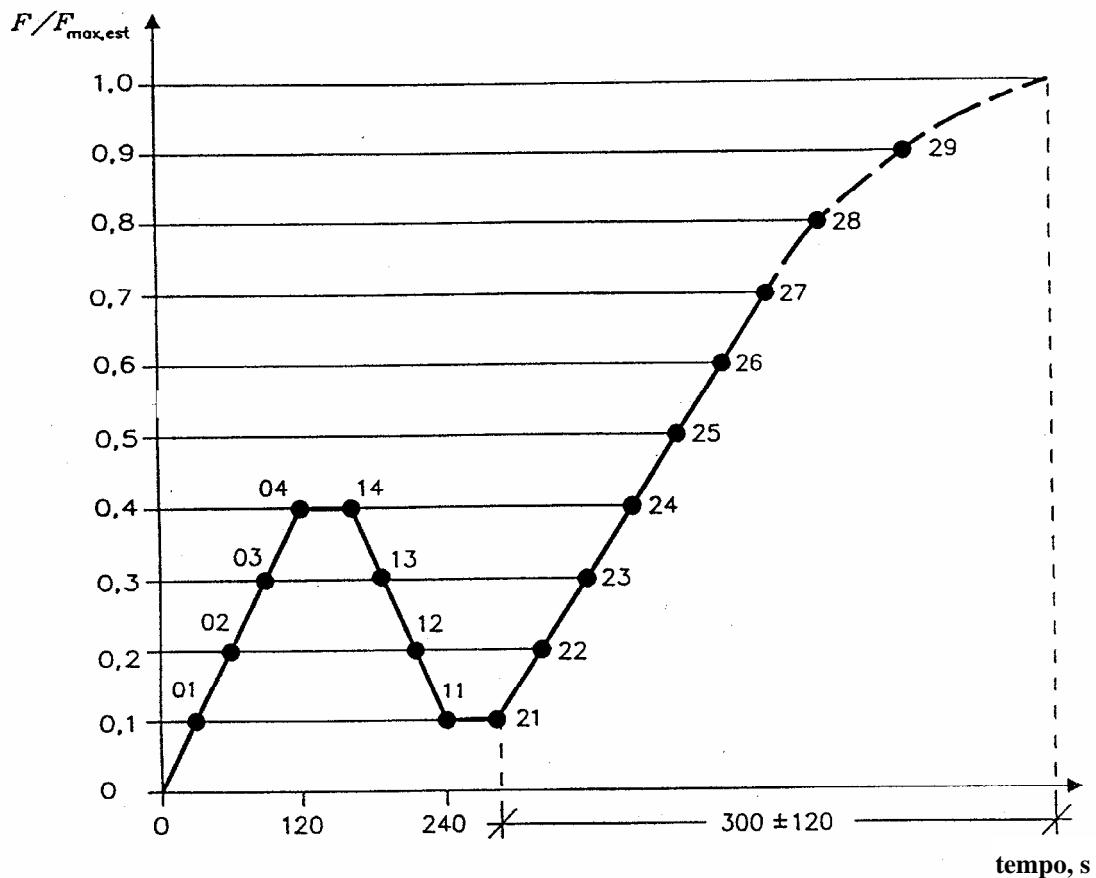


Figura 2.5.4.2-3 Diagrama de carregamento para ensaios de embutimento de acordo com a EN 383 (EN 383, figura 3)

A resistência de embutimento f_h e a resistência estimada de embutimento $f_{h,est}$ são calculadas pelas seguintes fórmulas:

$$f_h = \frac{F_{\max}}{d \cdot t} \quad (2.5.4.2-2a)$$

$$f_{h,est} = \frac{F_{\max,est}}{d \cdot t} \quad (2.5.4.2-2b)$$

onde:

F_{\max} é a força máxima do ensaio ou a força que corresponde ao deslocamento relativo entre o parafuso e a madeira de cinco milímetros, o menor dos dois

d é o diâmetro do parafuso

t é a espessura da peça de madeira

2.5.4.3 Cálculo da rigidez de embutimento

O Eurocode 5 apresenta um critério para estimativa dos deslizamentos iniciais nas ligações, calculados em função da força de cálculo aplicada e do coeficiente médio de rigidez (K_{ser}) na ligação. O deslizamento inicial para ligações com parafusos é estimado pela expressão (Eurocode 5, expressão 4.2b):

$$u_{inst} = \frac{F}{K_{ser}} + 1 \text{ mm} \quad (2.5.4.3-1)$$

onde:

u_{inst} é o deslizamento inicial do contato pino – madeira ou pino - aço, em mm

F é a força transmitida pelo pino, em N

K_{ser} é o coeficiente de rigidez determinado pelas expressões da tabela 2.5.4.3-1, em N/mm

A parcela de um milímetro acrescida no deslizamento inicial representa o ajuste que ocorre quando a ligação é colocada em serviço, devido à folga entre o furo na madeira e o parafuso.

Segundo EHLBECK (1995) as expressões apresentadas pelo Eurocode 5 para cálculo do coeficiente K_{ser} foram determinadas a partir de funções que relacionam o deslizamento, o diâmetro do pino e o peso específico da madeira determinadas experimentalmente.

O critério de cálculo do coeficiente de rigidez de embutimento para a ligação proposto pelo Eurocode 5 corresponde à relação entre 40% da força resistida pelo pino e o correspondente valor de deslizamento:

$$K_{ser} = \frac{0,4R}{u_{inst}} \quad (2.5.4.3-2)$$

onde:

R é a força resistida pela ligação, equivalente à força máxima na ruptura ou ao deslizamento de 5 mm

Entre as expressões apresentadas pelo Eurocode 5 para dimensionamento de ligações com pinos, conforme os modos de ruptura da figura 2.5.4.1-1, EHLBECK (1995) identifica como mais freqüente o modo de ruptura cujo valor de força resistente é estimado por:

$$R = \sqrt{\frac{2\beta}{1+\beta}} \sqrt{2M_y f_{h,1} d} \quad (2.5.4.3-4)$$

onde:

M_y é o momento de plastificação do pino

$f_{h,1}$ é a resistência de embutimento da espécie de madeira da peça lateral

$\beta = \frac{f_{h,2}}{f_{h,1}}$ é a relação entre a resistência de embutimento da madeira da peça central ($f_{h,2}$) e da peça lateral ($f_{h,1}$)

Considerando-se que as peças que compõem a ligação são da mesma espécie de madeira ($\beta=1$) e substituindo-se expressões empíricas para cálculo de M_y e de u_{inst} e o valor de $f_{h,1}$ estimado por (2.5.4.1-1a) na fórmula (2.5.4.3-2), encontra-se uma expressão que estima o valor de coeficiente de rigidez de embutimento K_{ser} .

Este procedimento é a base para determinação do critério apresentado pelo Eurocode 5, item 4.2, para cálculo do coeficiente de rigidez inicial em ligações com parafusos quando não se dispõe de valores experimentais. A tabela 2.5.4.3-1 apresenta as expressões propostas pelo Eurocode 5.

Tabela 2.5.4.3-1 Critério do Eurocode 5 para cálculo do coeficiente de rigidez K_{ser} para verificações de estado limite de utilização com pinos metálicos (K_{ser} em N/mm, ρ_k em kg/m³ e d em mm)

Tipo de contato	Madeira – madeira	Aço – madeira
K_{ser}	$\rho_k^{1,5} \cdot d / 20$	$\rho_k^{1,5} \cdot d / 30$

2.5.4.4 Determinação experimental da rigidez de embutimento

O código europeu EN 383 (1992) “*Determination of embedding strength and foundation values for dowel type fasteners*” prescreve o método de ensaio para determinação experimental da rigidez de embutimento para ligações com um único parafuso. O coeficiente de rigidez inicial (K_i) é definido a partir da inclinação da reta secante à curva força - deslocamento para os pontos de força zero e $40\%F_{h,est}$. Nesta fase do diagrama, admite-se um comportamento linear para a ligação.

$$K_i = \frac{0,4F_{h,est}}{u_i} \quad (2.5.4.4-1)$$

onde:

K_i é o coeficiente de rigidez inicial

$F_{h,est}$ é a força de embutimento estimada para a ligação

u_i é o deslizamento registrado para 40% da força estimada na ligação, ponto 04 do diagrama da figura 2.5.4.4-1

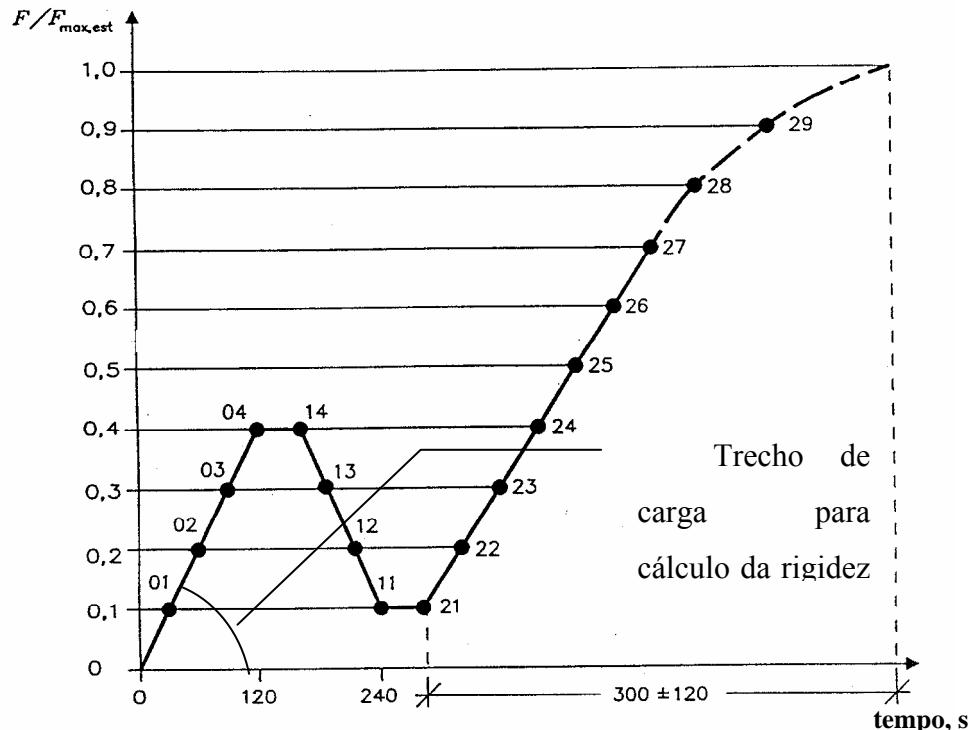


Figura 2.5.4.4-1 Diagrama de carregamento para ensaios de embutimento de acordo com a EN 383 (EN 383, figura 3)

O EN 383 define, além do parâmetro K_i , o coeficiente de rigidez de embutimento K_{ser} calculado pela relação:

$$K_{ser} = \frac{0,4F_{h,est}}{u_{i,mod}} \quad (2.5.4.4-2)$$

onde:

K_{ser} é o coeficiente de rigidez de embutimento

$u_{i,mod} = \frac{4}{3}(u_{04} - u_{01})$ é o deslizamento corrigido pela inclinação da secante dos pontos 01 e 04 do diagrama da figura 2.5.4.4-1

O critério para cálculo do coeficiente de rigidez de embutimento K_{ser} coincide com o critério proposto por CECCOTTI (1995), conforme apresentado na figura 2.5.2-3 desse texto. A correção dos deslizamentos, desconsiderando-se o trecho inicial do diagrama para valores de forças inferiores a 10% da força resistente da ligação é justificável pelo ajuste que se verifica acontecer no início do ensaio, devido à folga entre o parafuso e o furo na peça de madeira.

2.5.5 Critérios para cálculo de resistência e rigidez de embutimento com solicitação inclinada em relação às fibras

A estrutura anatômica da madeira influencia o comportamento mecânico do material. São três as direções preferenciais de formação das fibras que compõem a estrutura interna do material: a direção longitudinal (L), paralela ao sentido de crescimento do tronco em altura, direção radial (R) perpendicular aos anéis de crescimento, e a tangencial (T), que tangencia os anéis de crescimento da árvore. Estas três direções são perpendiculares entre si, o que identifica a madeira como um material ortotropo (BODIG, 1982). A variação das propriedades mecânicas da madeira entre as direções Radial e Tangencial é baixa quando comparada à direção Longitudinal. Esta propriedade permite caracterizar o material de forma simplificada para a direção

Longitudinal, ou paralela às fibras, e Transversal, ou perpendicular às fibras, para aplicações de projeto estrutural.

Na análise da resistência e da rigidez de embutimento, a força transmitida pelo pino pode apresentar qualquer valor de ângulo relativo às fibras. Para análise de ligações, faz-se necessário conhecer as propriedades para os diversos ângulos. Existem vários modelos para cálculo de resistência de materiais ortótropos para ângulo qualquer em relação à fibra, a partir dos valores conhecidos de propriedades para as direções paralela e perpendicular. A norma brasileira NBR 7190/97 e o Eurocode 5 empregam o modelo proposto por Hankinson. Este modelo já foi comprovado como representativo do comportamento de tensões de compressão e tração da madeira e resistência de ligações parafusadas. No entanto, ainda não foi suficientemente investigado para descrição da rigidez de embutimento para um ângulo qualquer em relação às fibras. Neste trabalho, será investigada a adequação do modelo de Hankinson para a resistência e rigidez de embutimento.

2.5.5.1 Modelo de Hankinson

O modelo de Hankinson é um modelo empírico que estima a propriedade em uma direção α a partir das propriedades do material nas direções longitudinal e transversal. A lei de comportamento do material é descrita por uma função de senos e cossenos (BODIG, 1982):

$$F_{\alpha} = \frac{F_0 \cdot F_{90}}{F_0 \operatorname{sen}^n \alpha + F_{90} \operatorname{cos}^n \alpha} \quad (2.5.5.1-1)$$

onde:

F_{α} é a propriedade na direção α

F_0 é a propriedade na direção longitudinal

F_{90} é a propriedade na direção transversal

α é o ângulo da direção da propriedade em estudo em relação à direção longitudinal

n é um parâmetro que vale 1,5 ou 2,0, conforme a curva que apresente melhor ajuste à descrição do fenômeno

A figura 2.5.5.1-1 apresenta o diagrama com as funções para ângulos α no intervalo entre 0° e 90° , com parâmetro de ajuste $n = 1,5$ e $n = 2$.

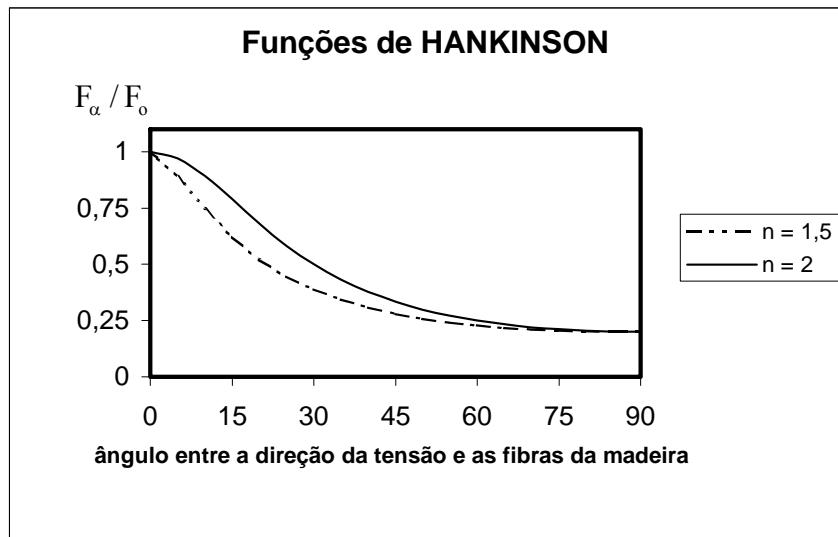


Figura 2.5.5.1-1 Diagrama das funções de Hankinson para $n = 1,5$ e $n = 2$

2.5.5.2 Critério da Conservação da Energia de Deformação

O critério de ruptura de Von Mises baseia-se na máxima energia de deformação possível de ser absorvida por unidade de volume do material, quando aplicado a materiais isótropos. Esse critério é empregado para materiais compósitos por permitir a modelagem deste tipo de material, que exige um modelo que incorpore a ortotropia do material, a assimetria no comportamento à tração e compressão e a tensão de cisalhamento no plano longitudinal – transversal (SZÜCS, 1995).

Os materiais classificados como compósitos são aqueles constituídos por camadas que apresentam comportamentos distintos entre si. A madeira apresenta a formação pela sobreposição de camadas com comportamento distintos conforme a orientação das fibras, o que permite tratá-la como um compósito natural.

O critério de energia para materiais isótropos usa como parâmetros as tensões principais, enquanto para materiais ortótropos são empregadas as componentes de tensões segundo as direções de ortotropia, isto é, longitudinal e transversal. O uso deste

critério para materiais ortótropos foi investigado por vários pesquisadores, entre eles HILL (1950), MARIN (1957) e TSAÏ & AZZI (1965;1966) *apud* SZÜCS (1995). A expressão que descreve este critério é:

$$F = \left(\frac{\sigma_L}{f_0} \right)^2 - \frac{1}{r} \cdot \frac{\sigma_L}{f_0} \cdot \frac{\sigma_T}{f_{90}} + \left(\frac{\sigma_T}{f_{90}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{LT}}{f_v} \right)^2 \leq 1 \quad r = \frac{f_0}{f_{90}} \quad (2.5.5.2-1)$$

onde:

σ_L é a componente de tensão na direção longitudinal

σ_T é a componente de tensão na direção transversal

τ_{LT} é a componente de tensão de cisalhamento no plano longitudinal - transversal

f_0 é a resistência na direção longitudinal

f_{90} é a resistência na direção transversal

f_v é a resistência ao cisalhamento no plano longitudinal - transversal

As componentes de tensão na direção longitudinal e transversal são determinadas pelo círculo de Mohr. Observando-se a figura 2.5.5.2-1, as componentes podem ser representadas pelas expressões:

$$\sigma_L = \frac{1 + \cos 2\alpha}{2} \cdot \sigma_\alpha = \cos^2 \alpha \cdot \sigma_\alpha \quad (2.5.5.2-2a)$$

$$\sigma_T = \frac{1 - \cos 2\alpha}{2} \cdot \sigma_\alpha = \sin^2 \alpha \cdot \sigma_\alpha \quad (2.5.5.2-2b)$$

$$|\tau_{LT}| = |\tau_{TL}| = \frac{\sin 2\alpha}{2} \cdot \sigma_\alpha = \sin \alpha \cdot \cos \alpha \cdot \sigma_\alpha \quad (2.5.5.2-2c)$$

onde:

σ_α é a tensão na direção de ângulo α em relação às fibras

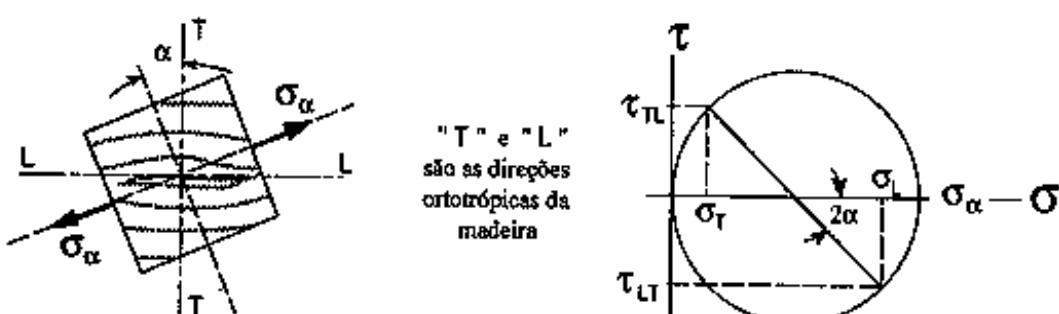


Figura 2.5.5.2-1 Círculo de Mohr de tensões para material ortótropo (SZÜCS, 1995)

SZÜCS (1995) propõe o uso do critério de energia para madeira, substituindo as expressões (2.5.5.2-2) em (2.5.5.2-1), encontrando a seguinte expressão para o critério de energia de deformação:

$$\sigma_{\alpha} \leq \left[1 \left/ \left(\frac{\cos^4 \alpha}{f_0^2} + \frac{\sin^4 \alpha}{f_{90}^2} + \frac{\sin^2 \alpha \cdot \cos^2 \alpha}{f_v^2} - \frac{1}{r} \cdot \frac{\sin^2 \alpha \cdot \cos^2 \alpha}{f_0 \cdot f_{90}} \right) \right. \right]^{1/2} \quad (2.5.5.2-3)$$

Este critério foi comparado por SZÜCS a resultados experimentais de tração da madeira, com diferentes ângulos entre a força aplicada e as fibras. A comparação dos valores encontrados para os corpos-de-prova e pelos métodos analíticos estão na figura 2.5.5.2-2, onde pode ser observada a boa aproximação entre os valores experimentais e os estimados pelo critério de energia.

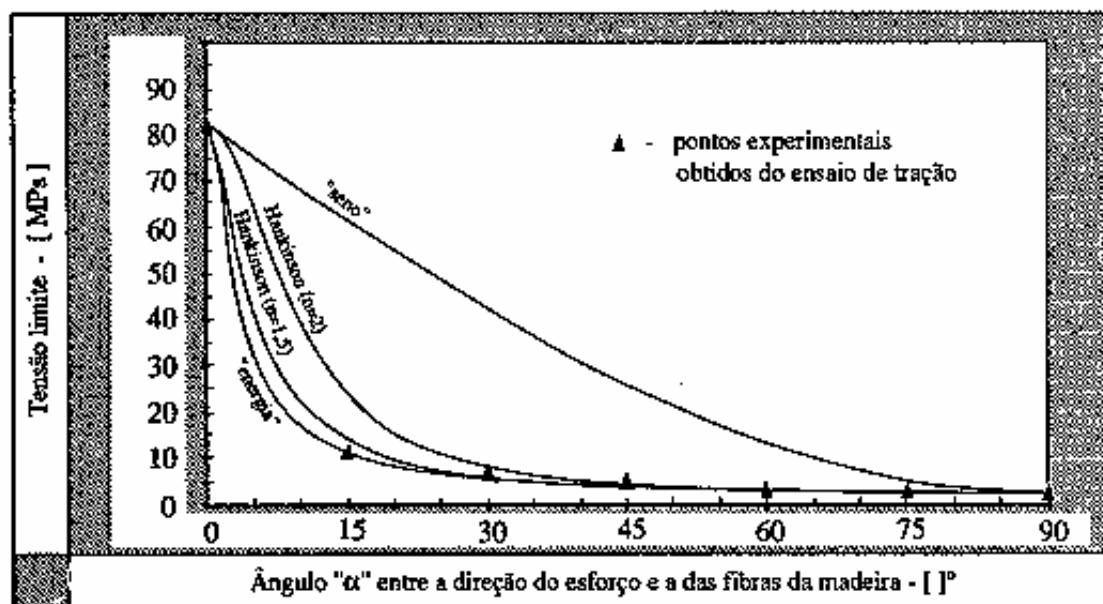


Figura 2.5.5.2-2 Comparação de resultados experimentais para tração e valores analíticos usando diversos critérios de ruptura com ângulo variável em relação às fibras da madeira (SZÜCS, 1995)

3 Investigaçāo Experimental da Resistēcia e da Rigidez de Embutimento

3.1 Apresentaçāo

O estudo da rigidez de embutimento de ligações com parafusos em peças de madeira laminada colada exige a comparação de valores determinados por modelos analíticos a valores experimentais. Com o propósito de obter os valores experimentais necessários, não somente para este trabalho, mas também para outras investigações sobre este tema, procedeu-se a uma etapa de ensaios de embutimento. O método de ensaio baseou-se no proposto pela NBR 7190/97. O objetivo dos ensaios foi a determinação da rigidez de embutimento para madeira laminada colada, com diferentes valores de ângulos relativos entre a força aplicada e as fibras. Os critérios empregados para determinação deste parâmetro foram o do Eurocode 5 e o proposto no capítulo 2, item 2.5.3.3 deste texto. O ensaio de embutimento fornece como resultado, além da rigidez, a resistēcia de embutimento. Apesar deste parâmetro não ser o objeto principal deste trabalho, também foi determinado para cada ensaio realizado e comparado aos valores propostos pelas normas consultadas.

A rigidez de embutimento é afetada pela relação entre o diâmetro do parafuso e a espessura da peça de madeira. Conforme a proporção entre eles, a ligação apresenta modo de ruptura diferente, predominando a plastificação da madeira ou a flexão do parafuso. Neste trabalho, os ensaios foram realizados com o intuito de investigar a rigidez de embutimento em ligações com modo de ruptura por plastificação da madeira, não abordando a flexão do parafuso. Sendo assim, uma das condições para projeto da experimentação foi que o parafuso não apresentasse deformações significativas após a ruptura. Como auxílio na definição do programa experimental, procedeu-se a uma etapa preliminar na qual se buscou a confirmação do comportamento desejado da ligação. Nesta etapa, para que a ruptura ocorresse por embutimento, foi necessário o uso de parafusos com tensão de escoamento maiores, optando-se pelos de classe ASTM A325.

3.2 Materiais e métodos

3.2.1 Descrição dos corpos-de-prova

A madeira empregada na confecção dos corpos-de-prova foi extraída das vigas de madeira laminada colada, da espécie *Eucalyptus grandis*, utilizadas na investigação de WAGNER (1998) realizada no Laboratório de Experimentação em Estruturas da UFSC. Da porção de material que se conservou íntegra após a ruptura das vigas, foi extraído o material para os ensaios de embutimento preliminares e principais. Este recurso foi utilizado com o objetivo de aproveitar o material, poupando na aquisição de madeira, além de eliminar a etapa de caracterização do material. A madeira é da espécie Eucalipto *grandis* e os parafusos são de classe de resistência 4.6 e A 325, com diâmetros nominais de 8 e 10 milímetros. A geometria dos corpos-de-prova está apresentada na figura 3.2.1-1. A inserção dos parafusos foi feita mediante pré-furação com diâmetro maior que o diâmetro do parafuso.

A tabela 3.2.1-1 apresenta as dimensões dos corpos-de-prova conforme símbolos da figura 3.2.1-1. Os ensaios preliminares foram realizados para um ângulo α entre a direção das fibras da madeira e o esforço no parafuso de 0° . Nos ensaios principais, os ângulos utilizados foram 0° , 30° , 45° , 60° e 90° . Para cada ângulo foram ensaiados pelo menos 5 espécimes, obtendo-se pelo menos 4 ensaios válidos para cada tipo.

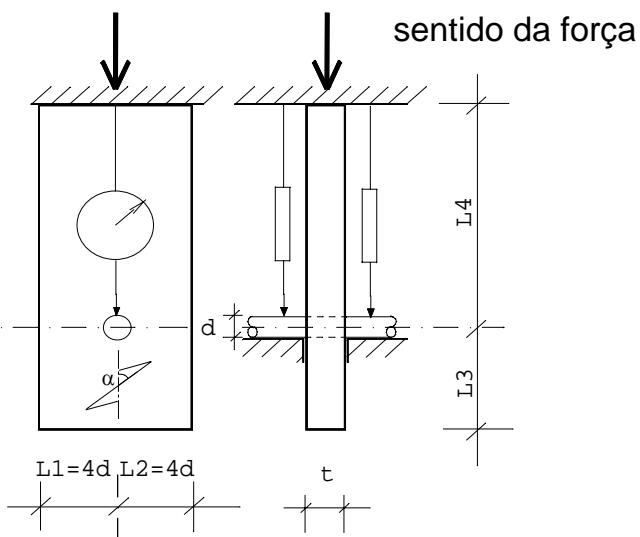


Figura 3.2.1-1 Geometria dos corpos-de-prova de ensaios de embutimento

Tabela 3.2.1-1 Dimensões dos corpos-de-prova de ensaios de embutimento

Identificação	L3 cm	L4 cm	t cm	d mm	Tipo parafuso
Eprel-01	3,201	11,253	2,623	7,83	CR 4.6
Eprel-02	3,198	11,215	2,330	7,84	A 325
Eprel-03	3,202	11,231	2,330	7,85	A 325
E00-01	4,202	14,054	2,120	9,79	A 325
E00-02	4,200	14,022	2,106	9,78	A 325
E00-03	4,171	14,066	1,988	9,78	A 325
E00-04	4,302	13,407	2,041	9,80	A 325
E00-05	4,311	14,048	2,172	9,75	A 325
E30-01	5,562	8,034	1,983	9,78	A 325
E30-03	4,076	8,200	1,984	9,76	A 325
E30-04	4,101	7,861	1,998	9,78	A 325
E30-05	4,015	9,052	2,075	9,77	A 325
E30-06	4,003	9,045	2,031	9,75	A 325
E45-01	4,096	8,322	1,977	9,78	A 325
E45-02	4,038	7,808	1,983	9,79	A 325
E45-03	4,043	8,325	1,975	9,79	A 325
E45-04	4,056	7,891	1,988	9,78	A 325
E60-02	4,506	8,982	1,991	9,75	A 325
E60-03	4,101	12,960	2,002	9,80	A 325
E60-04	4,099	13,720	1,996	9,80	A 325
E60-05	3,980	9,565	1,997	9,76	A 325
E60-06	3,952	9,553	1,996	9,76	A 325
E60-07	3,705	8,494	2,065	9,76	A 325
E90-01	3,222	5,161	1,984	9,79	A 325
E90-02	-	5,329	1,967	9,79	A 325
E90-03	-	5,030	1,946	9,81	A 325
E90-04	-	5,423	1,983	9,75	A 325
E90-05	-	5,278	2,014	9,75	A 325
E90-06	-	5,468	2,095	9,77	A 325
E90-07	-	5,406	1,998	9,77	A 325
E90-08	-	5,449	1,971	9,79	A 325

3.2.2 Caracterização da madeira

As vigas de madeira laminada colada ensaiadas por WAGNER (1998) são da espécie *Eucalyptus grandis*, proveniente da Klabin Fabricadora de Papel e celulose S.A. O adesivo empregado na confecção das vigas foi a resorcina de nome comercial Cascophen – RS – 216 – M, fornecida pela Alba Química S.A. A montagem e colagem das vigas foi realizada nas dependências da Empresa Battistella Indústria e Comércio Ltda.

As vigas são compostas com 8 lâminas de espessura média 21 mm, com seção transversal de 10 cm por 17 cm e comprimento de 240 cm. Os ensaios de flexão realizados foram do tipo 4 pontos. As vigas selecionadas para extração dos corpos-de-prova apresentavam ruptura no terço central, permitindo o aproveitamento das extremidades, após eliminadas as regiões dos apoios.

As propriedades da madeira adotadas foram as determinadas por WAGNER (1998), com base nos procedimentos especificados pela NBR7190/97, exceção feita à resistência de cisalhamento, para a qual foi empregado um método de ensaio alternativo.

Tabela 3.2.2-1 Características físicas e mecânicas da madeira *Eucalyptus grandis* determinadas por WAGNER (1998)

Identificação	Número de CPs	Valor médio	Valor característico	Desvio padrão	Coef. de variação
Resistência à compressão paralela (MPa)	14	67,67	47,37	11,49	16,97%
Resistência ao cisalhamento (MPa)	22	8,76	6,29	1,78	20,26%
Densidade aparente $\rho_{aparente}$ (kg/m ³)	90	740,77	-	105,12	14,19%

Estas características foram determinadas para a madeira com teor de umidade médio igual a 11 %.

3.2.3 Procedimentos e Equipamentos Utilizados

A etapa experimental foi realizada no Laboratório de Experimentação em Estruturas - LEE do Departamento de Engenharia Civil da Universidade Federal de Santa Catarina, que disponibilizou todos equipamentos necessários. Os procedimentos de ensaios empregados foram os propostos pela NBR 7190/97. O corpo-de-prova era ligado pelo parafuso a um apoio metálico do tipo “garfo”, conforme figura 3.2.3-1. Aplicavam-se dois ciclos de carga e descarga para valor máximo de 50% do valor de força estimada de ruptura para o ajuste inicial, conforme diagrama apresentado na figura 2.5.3.2-2. O carregamento era aplicado sob a forma de força controlada. Os deslocamentos eram medidos em duas faces opostas por transdutores mecânicos de deslocamentos digitais marca MITUTOYO, com curso de 12,7 mm e precisão de 0,01 mm (figura 3.2.3-2). O equipamento empregado para aplicar a força foi uma prensa de ensaio mecânico LOSENHAUSENWERK, com capacidade de 3000 kN. O controle da força aplicada era feito com uma célula de carga KRATOS modelo KLC, capacidade 200 kN adaptada a um indicador digital de carga KRATOS, modelo IK1C, na escala de 1 unidade : 0,5 kN.

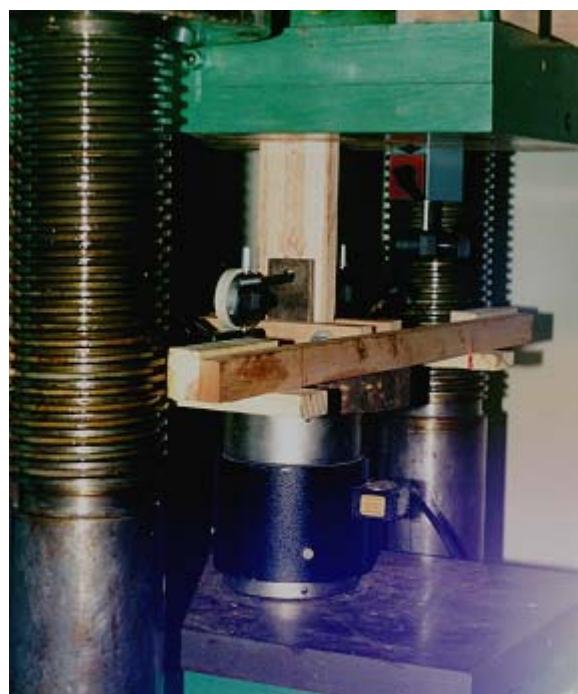


Figura 3.2.3-1 Disposição dos corpos-de-prova de embutimento no equipamento de ensaio



Figura 3.2.3-2 Posicionamento dos transdutores de deslocamentos nos corpos-de-prova de embutimento

O teor de umidade da madeira foi controlado através de procedimento especificado pela NBR 7190/97, anexo B. Os corpo-de-prova de controle foram extraídos da viga, em posição próxima da qual foi retirado o material.

3.3 Ensaios Preliminares

Os ensaios de embutimento realizados com os parafusos de diâmetro 8 mm e força paralela às fibras, apresentaram modos de ruptura diferentes. Os ensaios de ligações com parafusos de Classe 4.6 apresentavam inicialmente deformações por flexão e após rompiam por fendilhamento da madeira. A figura 3.3-1 apresenta o diagrama força – deslocamento para este ensaio.

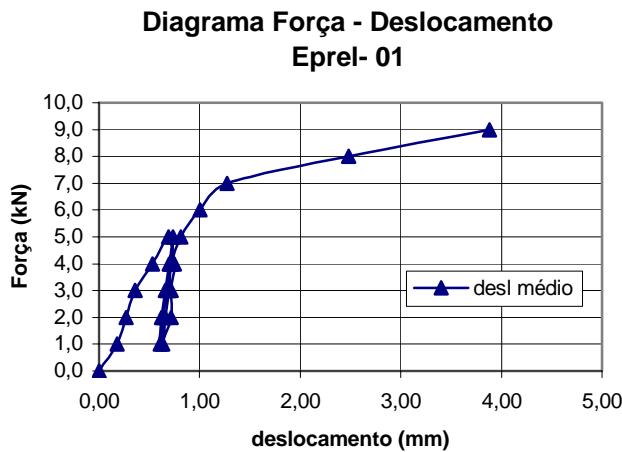


Figura 3.3-1 Diagrama Força – deslocamento para ensaio de embutimento preliminar com parafuso Classe 4.6 ($d= 8\text{mm}$)

Para que fosse possível a caracterização de ruptura por embutimento da madeira sem flexão do parafuso, fez-se a tentativa com parafusos de tensão de escoamento superior aos de Classe 4.6, cujo valor nominal é $f_y = 235\text{ MPa}$. Escolheu-se o parafuso de alta resistência tipo ASTM A 325, com tensão de escoamento nominal $f_y = 635\text{ MPa}$. Maiores informações sobre a especificação dos parafusos está apresentada no item 4.2.1 deste texto. A figura 3.3-2 apresenta o diagrama força – deslocamento para os dois ensaios realizados com os parafusos A 325, diâmetro 8 mm.

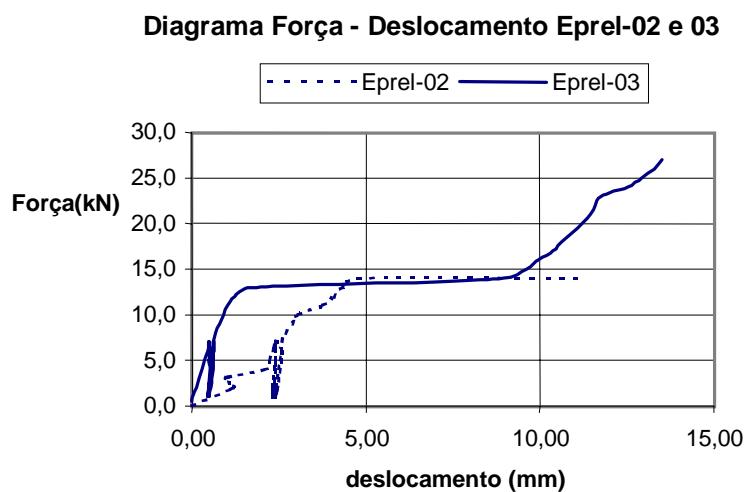


Figura 3.3-2 Diagrama Força – deslocamento para ensaios de embutimento preliminares com parafuso ASTM A 325 ($d= 8\text{mm}$)

Observa-se na comparação entre as curvas das figuras 3.3-1 e 3.3-2 que a geometria apresenta alterações. Na curva do corpo-de-prova Eprel-01, a força máxima é inferior a encontrada nos ensaios Eprel-02 e Eprel-03, mas além disso constata-se que para valores de forças inferiores, há um maior acréscimo de deslocamentos, com um abatimento da inclinação da curva. Este trecho linear da curva corresponde ao comportamento descrito no item 2.5.4, identificado como plastificação do pino. Nas curvas para os corpos-de-prova com parafusos A 325, é observada a formação de um patamar, para níveis de carregamentos superiores, que denota a planificação da madeira por embutimento. No exemplar Eprel-03, ainda constata-se que após a plastificação da madeira no contato com o parafuso, houve a retomada do acréscimo de resistência rompendo para um valor bem superior ao Eprel-02. Este acréscimo pode ser justificado pela densificação da madeira, além da natureza anisotrópica do material.

A determinação da resistência de embutimento da ligação é feita pela relação entre a força aplicada e a projeção da área de contato entre o parafuso e a madeira. O critério para escolha da força a ser considerada para esta determinação varia conforme a norma consultada. Foram utilizados os critérios da NBR 7190/97 e do Eurocode 5. A NBR 7190/97 especifica como resistência de embutimento o valor do diagrama de tensões que corresponde a deformação residual de 2% a contar da interseção da reta tangente aos pontos de carregamento mínimo e máximo do último ciclo de carga. Já o Eurocode 5 estabelece a carga que corresponde ao deslocamento de 5 mm ou a carga máxima. A figura 3.3-3 apresenta o diagrama tensão-deformação do Eprel-01, ilustrando o procedimento gráfico da NBR 7190/97 para determinação da resistência de embutimento, f_{eo} .

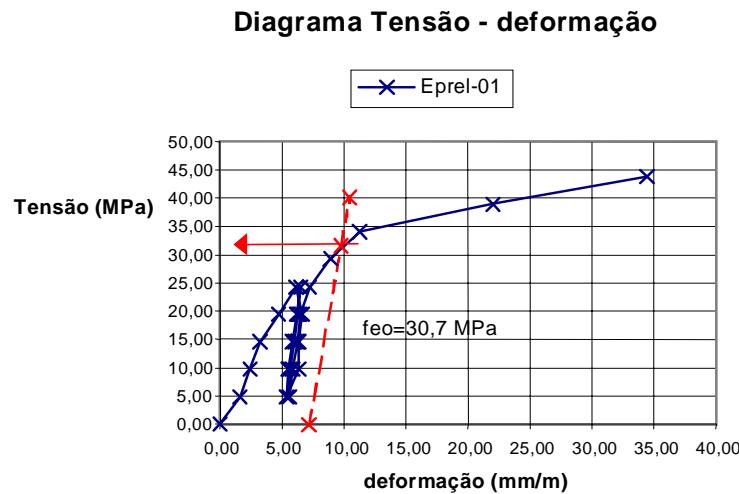


Figura 3.3-3 Método gráfico para determinação da resistência de embutimento para ensaio preliminar com parafuso CR 4.6 ($d= 8\text{mm}$)

A figura 3.3-4 ilustra a determinação da rigidez de embutimento pelo critério proposto no item 2.5.3.3, que usa a inclinação da reta tangente aos pontos de carregamento mínimo e máximo do último ciclo de carga, os mesmos pontos que são empregados para cálculo da resistência de embutimento.

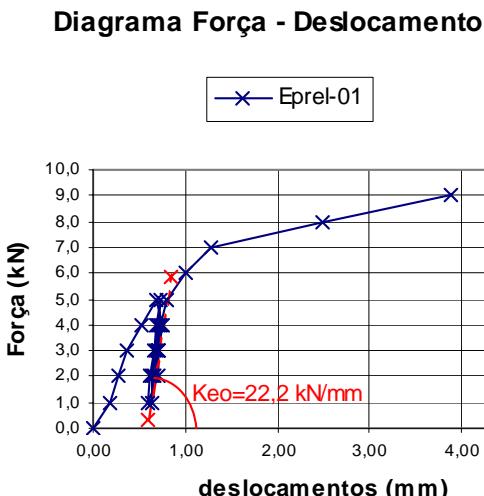


Figura 3.3-4 Método gráfico para determinação da rigidez de embutimento para ensaio preliminar com parafuso CR 4.6 ($d= 8\text{mm}$)

A tabela 3.3-1 apresenta os valores de resistência de embutimento calculados a partir dos valores experimentais pelos dois critérios, identificados como f_{eo} (NBR 7190/97) e f_{ho} (Eurocode 5), e de rigidez de embutimento K_{eo} (NBR 7190/97) e K_{ser} (Eurocode 5).

Tabela 3.3-1 Resistência e rigidez de embutimento calculados a partir dos ensaios preliminares pelo critério proposto e pelo Eurocode 5

CP	parafuso	t/d	$F_{e,max}$ kN	u_{max} mm	K_{eo} N/mm	f_{eo} MPa	K_{ser} N/mm	f_{ho} MPa
Eprel-01	CR 4.6	3,35	9,0	3,88	22,2	30,7	8,57	43,82
Eprel-02	A 325	2,97	14,0	11,15	33,3	50,7	2,60	76,64
Eprel-03	A 325	2,97	27,0	13,51	41,7	58,2	10,84	73,81

Observando-se estes resultados parciais já é possível afirmar que os valores de resistência e de rigidez de embutimento pelos dois critérios são bastante diferentes. A rigidez pelo critério do Eurocode 5 resulta em valores bastante reduzidos, quando comparada aos valores calculados pelo critério proposto com base nos pontos de força mínima e máxima da NBR 71990/97. A resistência de embutimento também resulta com grande diferença entre os dois critérios normalizados. É importante lembrar que o critério da NBR 7190/97, na falta de determinação experimental de f_{eo} , recomenda o uso do valor da resistência à compressão paralela f_{co} , que para a madeira em uso possui valor médio de 67,67 MPa.

Após a análise dos resultados encontrados nos ensaios preliminares, optou-se pela utilização de parafusos ASTM A 325 para evitar que as ligações ensaiadas apresentassem modo de ruptura por flexão no parafuso, impedindo a caracterização da rigidez de embutimento na madeira.

3.4 Resultados dos Ensaios de Resistência e de Rigidez

Na investigação principal, optou-se pelo uso de parafusos com diâmetro de 10 mm para atender ao critério de diâmetro mínimo da NBR 7190/97. As dimensões dos corpos-de-prova sofreram alteração para atender as recomendações apresentadas na figura 2.5.3.2-1. Para que a relação entre a espessura da peça e o diâmetro do parafuso seja $t/d = 2$, os corpos-de-prova da etapa experimental principal possuem espessura $t = 2$ cm. O teor de umidade médio da madeira determinado em estufa foi 11,63%. Neste item estão apresentados os resultados de resistência e de rigidez de embutimento pelos critérios definidos anteriormente. Os resultados estão agrupados pelo ângulo entre a força de embutimento e as fibras da madeira. A identificação dos corpos-de-prova segue o seguinte código: EXX-NN, onde XX é o ângulo α em relação às fibras e NN é o número do espécime.

3.4.1 Embutimento paralelo às fibras ($\alpha = 0^\circ$)

Os ensaios de embutimento paralelo possuem direção longitudinal paralela à maior dimensão. Foram ensaiados cinco corpos-de-prova. Todos apresentaram a mesma forma de ruptura. A medida que o carregamento era aplicado, a madeira era pressionada contra o parafuso, densificando o material. Após este fenômeno ocorria a ruptura, com separação do corpo-de-prova em duas porções. Constata-se a formação de uma cunha na região densificada. A forma de ruptura foi identificada por fendilhamento da madeira. A figura 3.4.1-1 ilustra a ruptura típica. Na figura 3.4.1-2 estão representadas curvas força de embutimento em função do deslocamento dos cinco corpos-de-prova.

Os gráficos força-deslocamento de cada corpo-de-prova estão apresentados no Anexo deste texto. A partir dos resultados foram calculadas a resistência de embutimento pelo critério da NBR 7190/97, f_{eo} , e do Eurocode 5, f_{ho} .



Figura 3.4.1-1 Modo de ruptura dos ensaios de embutimento com ângulo de 0°

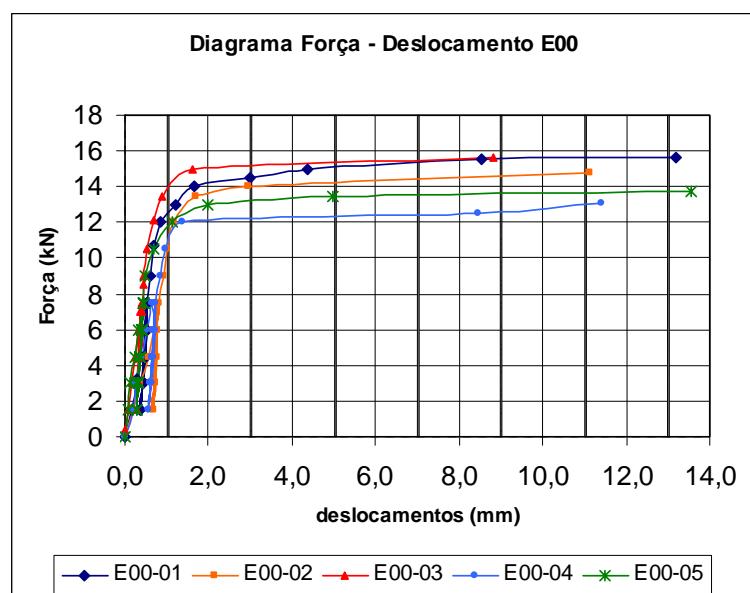


Figura 3.4.1-2 Curvas Força-deslocamento para ensaios de embutimento com ângulo de 0°

A figura 3.4.1-3 mostra o detalhe da cunha que se forma na região de contato entre a madeira e o parafuso. Observa-se a extremidade da cunha coincidindo com a fenda na madeira.

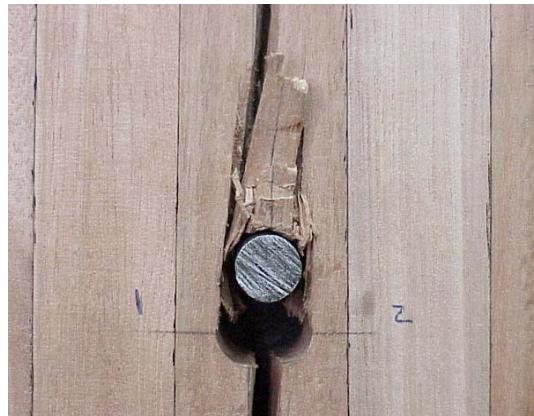


Figura 3.4.1-3 Detalhe da ruptura dos ensaios de embutimento com ângulo de 0°

A tabela 3.4.1-1 apresenta estes valores para cada corpo-de-prova. A rigidez de embutimento foi calculada pelo critério do Eurocode 5, K_{ser} , que usa os valores do trecho de carga inicial, e pelo critério proposto, K_{eo} , que considera o último trecho de carga, para os pontos de valor 10% e 50% da força de embutimento esperada.

Tabela 3.4.1-1 Resistência e rigidez de embutimento para ângulo de 0° em relação às fibras

CP	t/d	$F_{e,max}$ kN	u_{max} mm	K_{eo} kN/mm	f_{eo} MPa	K_{ser} kN/mm	f_{ho} MPa
E00-01	2,17	15,65	13,19	36,36	42,5	11,84	73,24
E00-02	2,15	14,75	11,12	40,00	40,5	7,42	68,97
E00-03	2,03	15,60	8,82	42,86	51,0	14,36	78,21
E00-04	2,08	13,05	11,41	40,00	41,1	9,51	60,97
E00-05	2,23	13,75	13,54	37,50	44,9	13,50	64,93
Média		14,56	11,61	39,34	44,00	11,33	69,26
Desv.padrão		1,145	1,891	2,524	4,264	2,863	6,770
Coef. var.%		7,86	16,28	6,42	9,69	25,28	9,77

Observa-se que os valores apresentaram valores próximos do valor médio, com baixo coeficiente de variação. A figura 3.4.1-3 apresenta todas as curvas experimentais tensão – deformação todos os ensaios de embutimento paralelo, a partir das quais foram calculadas graficamente a resistência de embutimento pela NBR 7190/97.

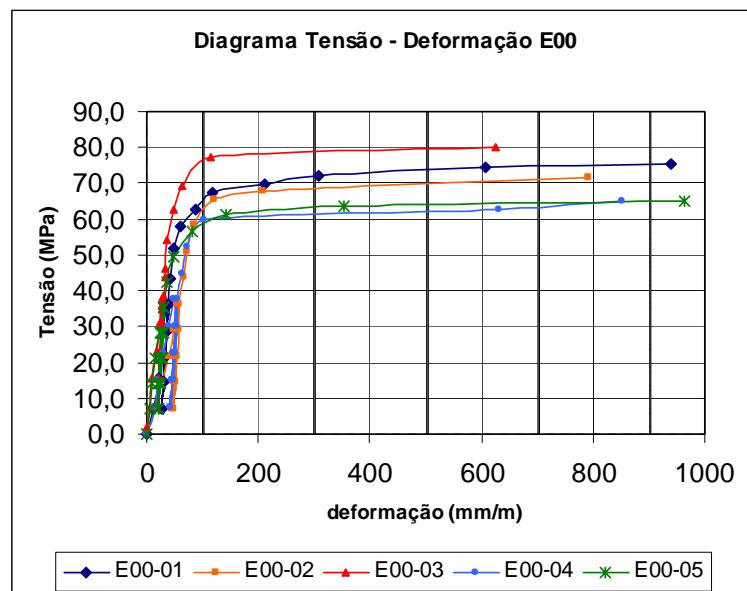


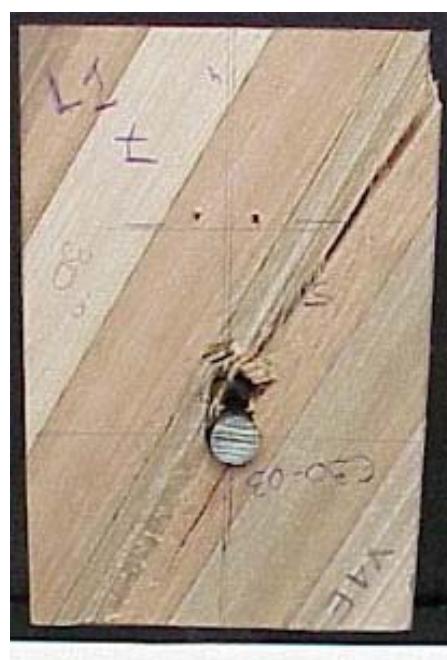
Figura 3.4.1-4 Curvas Tensão-deformação para ensaios de embutimento com ângulo de 0°

3.4.2 Embutimento com ângulo de 30° em relação às fibras

Os corpos-de-prova submetidos à força de embutimento com ângulo de 30° em relação às fibras apresentam ruptura diferente dos ensaios com ângulo de 0°, como se esperava. Inicialmente constatava-se o esmagamento da madeira contra o parafuso, deformando o furo e deixando-o alongado. Em certo instante, ocorria a formação de trinca na madeira, por vezes separando o corpo-de-prova em duas porções. Na figura



E30°



E30°

3.4.2-1 estão dois exemplos desta ruptura.

Figura 3.4.2-1 Modo de ruptura dos ensaios de embutimento com ângulo de 30° (E30-06 e E30-03)

O fenômeno que acompanha esta formação de trincas é a tração normal às fibras que surge como efeito da deformação do furo, que adquire uma forma ovalada, transmitindo tensões de tração à madeira. Isto faz com que a madeira rompa por tração normal, que é uma situação para a qual a resistência é inferior à resistência de embutimento.

Na tabela 3.4.2-1 estão os valores de resistência e de rigidez de embutimento de acordo com os critérios já citados.

Tabela 3.4.2-1 Resistência e rigidez de embutimento para ângulo de 30º em relação às fibras

CP	t/d	$F_{e,max}$ kN	u_{max} mm	K_{e30} kN/mm	f_{e30} MPa	K_{ser} kN/mm	f_{h30} MPa
E00-01	2,00	10,00	5,34	37,50	29,1	10,71	51,20
E30-03	2,00	10,00	8,91	27,27	24,8	7,50	41,00
E30-04	2,04	8,60	6,19	30,00	26,9	6,12	44,11
E30-05	2,12	10,25	12,47	31,58	23,3	13,04	36,49
E30-06	2,08	10,55	10,28	31,58	24,6	9,38	43,41
média		9,88	8,64	31,59	25,74	9,35	43,25
desv. padrão		0,750	2,929	3,746	2,279	2,708	5,357
coef. var.%		7,60	33,91	11,86	8,85	28,96	12,39

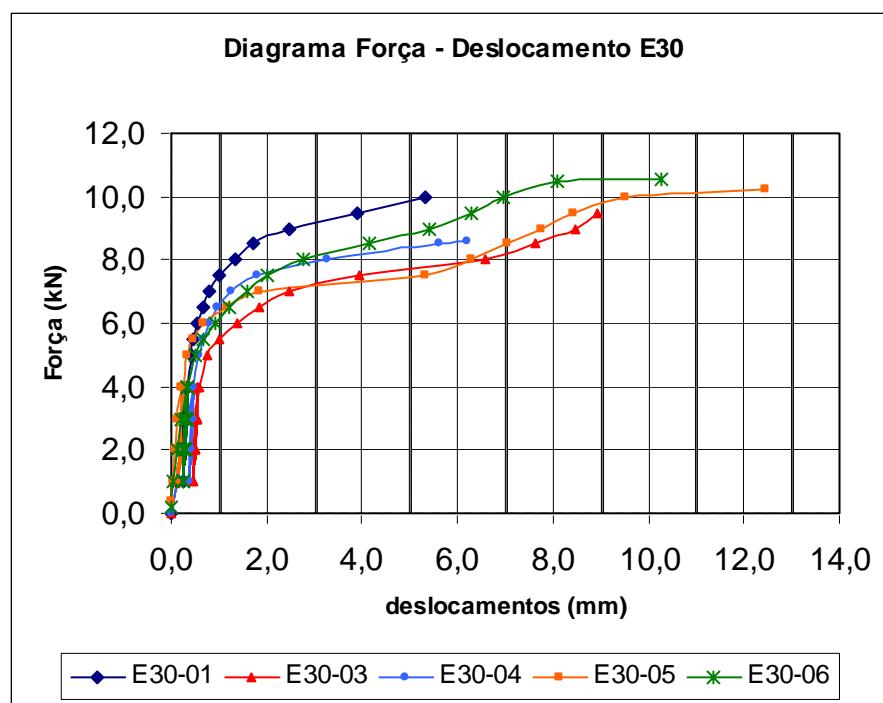


Figura 3.4.2-2 Curvas Força-deslocamento para ensaios de embutimento com ângulo de 30º

As figuras 3.4.2-3 e 3.4.2-4 apresentam detalhes da ruptura na região próxima aos parafusos.



Figura 3.4.2-3 Detalhe da ruptura do corpo-de-prova E30-03



Figura 3.4.2-4 Detalhe da ruptura do corpo-de-prova E30-06

As duas fotos mostram inícios de rupturas diferentes. No E30-03 houve maiores deslocamentos no início do carregamento, o que é possível observar no diagrama força – deslocamento, e depois retomou a mesma forma de curva do E30-06. Esta diferença inicial mostra o quanto o comportamento anisotrópico da madeira influencia nas constantes de caracterização do material. A rigidez de embutimento no E30-03 resultou menor que no E30-06.

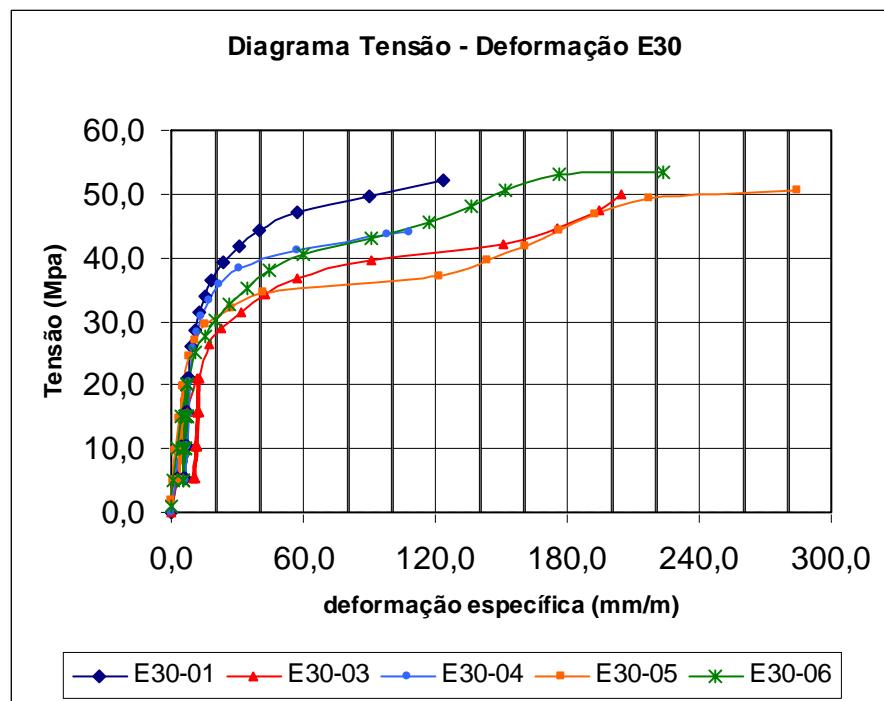


Figura 3.4.2-5 Curvas Tensão-deformação para ensaios de embutimento com ângulo de 30°

3.4.3 Embutimento com ângulo de 45° em relação às fibras

Os ensaios de embutimento com ângulo de 45 graus apresentaram modo de ruptura similar ao de 30 graus. Ao iniciar o carregamento, há uma deformação e na seqüência a ruptura por tração normal às fibras. Somente em um corpo-de-prova, o E45-04, ocorreu um comportamento diferente, no qual surgiram grandes deformações por esmagamento da madeira e não aconteceu a ruptura por desagregação das fibras (figura 3.4.3-1, lado direito).



Figura 3.4.3-1 Modos de ruptura dos ensaios de embutimento com ângulo de 45°

Em função deste comportamento, considerou-se ruptura por deformação excessiva, quando esgotou o curso dos transdutores de deslocamentos. Na figura 3.4.3-2 está o detalhe da ruptura deste corpo-de-prova.



Figura 3.4.3-2 Detalhe da ruptura do corpo-de-prova E45-04

A tabela a seguir apresenta os valores de ruptura, resistência e de rigidez de embutimento para os ensaios com ângulo de 45º.

Tabela 3.4.3-1 Resistência e rigidez de embutimento para ângulo de 45º em relação às fibras

CP	t/d	$F_{e,max}$ KN	u_{max} mm	K_{e45} kN/mm	f_{e45} MPa	K_{ser} kN/mm	f_{h45} MPa
E45-01	2,04	8,00	4,92	20,00	25,1	3,95	35,94
E45-02	2,01	6,90	4,42	18,18	24,3	11,54	35,89
E45-03	2,01	8,70	5,86	23,08	25,7	14,06	44,13
E45-04	2,00	8,50	12,44	18,75	23,6	12,50	35,51
Média		8,03	6,91	20,00	24,68	10,51	37,87
Desv.padrão		0,806	3,737	2,188	0,918	4,498	4,181
Coef. var.%		10,04	54,11	10,94	3,72	42,79	11,04

As figuras abaixo apresentam todas as curvas experimentais força – deslocamento e tensão - deformação para todos os ensaios de embutimento com ângulo de 45°.

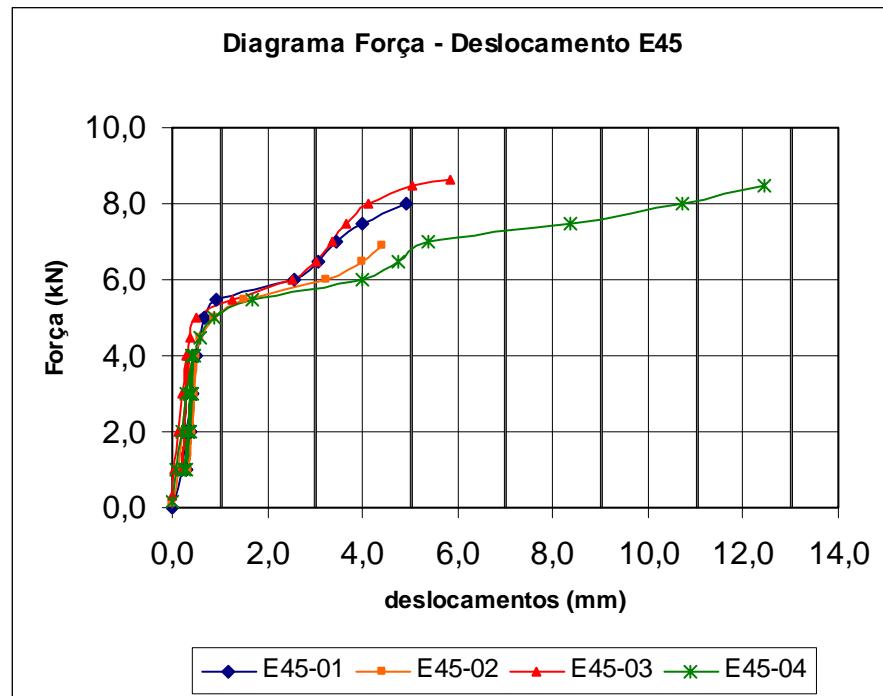


Figura 3.4.3-3 Diagrama Força – deslocamento dos ensaios de embutimento com ângulo de 45°

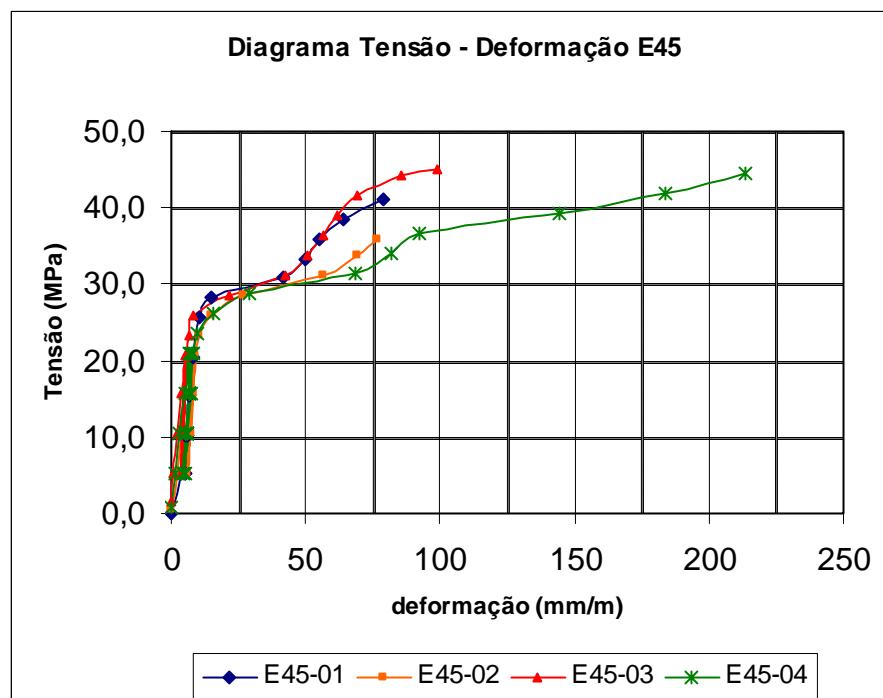


Figura 3.4.3-4 Diagrama Tensão – deformação dos ensaios de embutimento com ângulo de 45°

3.4.4 Embutimento com ângulo de 60° em relação às fibras

Foram ensaiados seis corpos-de-prova com ângulo de 60 graus em relação à força. Em função de imperfeições na execução dos furos, alguns espécimes ficaram com dimensões diferentes na direção de aplicação da força. Independente desta diferença, em todos corpos-de-prova as formas de ruptura foram identificadas por tração normal às fibras após deformação do furo. A figura 3.4.4-1 apresenta o corpo-de-prova E60-03, com maior dimensão, e outro menor.



Figura 3.4.4-1 Modo de ruptura dos ensaios de embutimento com ângulo de 60°

A figura 3.4.4-2 mostra um detalhe da ruptura do corpo-de-prova E60-06.



Figura 3.4.4-2 Detalhe da ruptura dos ensaios de embutimento com ângulo de 60°

Na tabela 3.4.4-1 estão os resultados de resistência e de rigidez de embutimento. Observa-se que os valores de força de ruptura oscilaram em torno de dois valores, 9,4 kN e 13 kN.

Tabela 3.4.4-1 Resistência e rigidez de embutimento para ângulo de 60° em relação às fibras

CP	t/d	$F_{e,max}$ kN	u_{max} mm	K_{e60} kN/mm	f_{e60} MPa	K_{ser} kN/mm	f_{h60} MPa
E60-02	2,01	9,50	6,90	21,05	20,5	6,25	40,77
E60-03	2,10	13,00	9,75	22,22	26,1	10,34	50,48
E60-04	2,02	13,50	12,40	23,53	22,9	9,38	42,90
E60-05	2,05	9,30	2,82	23,53	31,4	10,00	47,72
E60-06	2,04	9,50	3,60	22,22	26,0	11,11	48,75
E60-07	2,12	13,30	11,41	23,53	24,2	7,50	44,67
Média		11,35	7,81	22,68	25,18	9,10	45,88
Desv. padrão		2,107	4,033	1,024	3,695	1,853	3,722
Coef. var.%		18,56	51,63	4,52	14,67	20,37	8,11

A figura abaixo apresenta todas as curvas experimentais força – deslocamento para todos os ensaios de embutimento com ângulo de 60 graus.

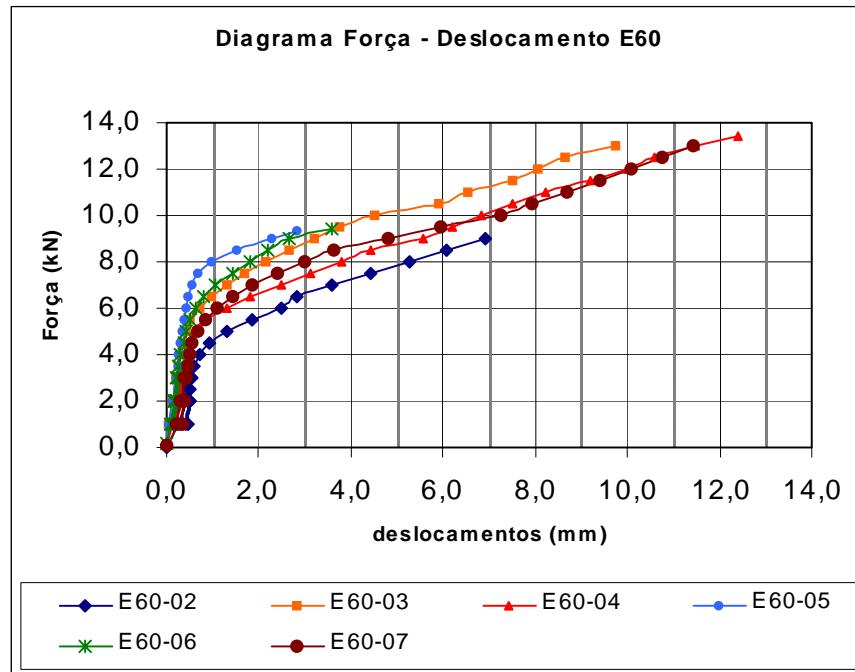


Figura 3.4.4-3 Curvas Força-deslocamento para ensaios de embutimento com ângulo de 60°

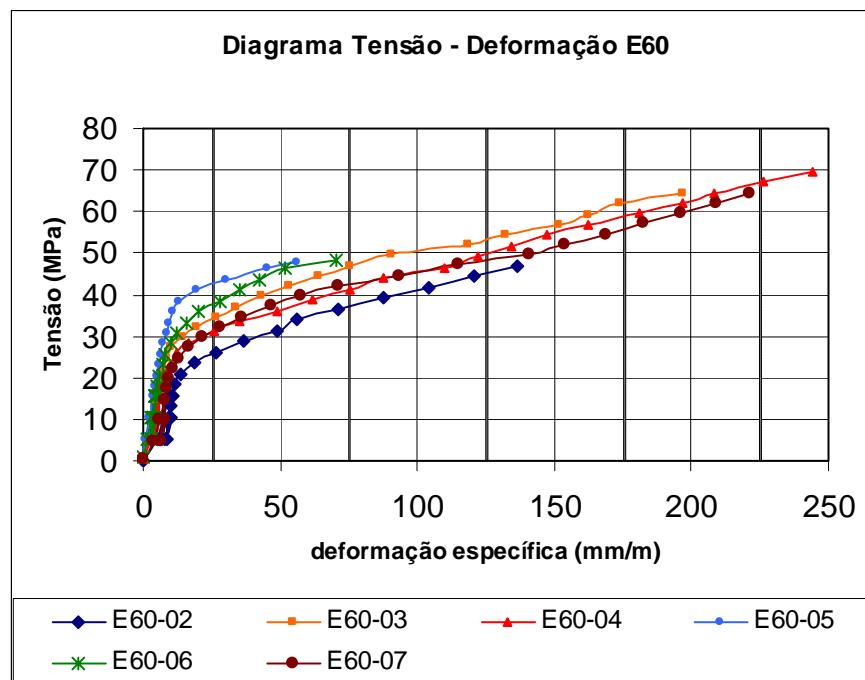


Figura 3.4.4-4 Curvas Tensão-deformação para ensaios de embutimento com ângulo de 60°

3.4.5 Embutimento com ângulo de 90° em relação às fibras

Os ensaios de embutimento normal às fibras foram os que apresentaram maiores dificuldades durante o ensaio. A dimensão estabelecida por norma para a altura, $18d$, com d igual ao diâmetro do parafuso, propiciou o surgimento de uma instabilidade lateral, surgindo flexão na seção transversal do corpo-de-prova. Este efeito é consequência da estrutura interna da madeira que possui maior rigidez na direção longitudinal quando comparada à transversal. A figura 3.4.5-1 ilustra a deformação lateral de um destes corpos-de-prova.

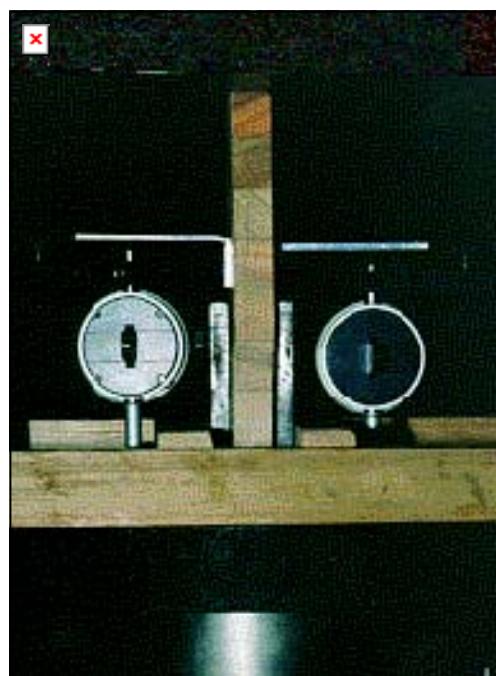


Figura 3.4.5-1 Instabilidade lateral dos corpos-de-prova com ângulo de 90°

Na tentativa de eliminar este problema, diminuiu-se a altura do corpo-de-prova por sucessivas vezes até obter-se um esmagamento livre de flexão. Este efeito foi monitorado com as leituras de deslocamentos em ambos lados do corpo-de-prova.

A figura 3.4.5-2 apresenta as diferentes alturas que foram testadas.



Figura 3.4.5-2 Geometria de corpos-de-prova para embutimento com ângulo de 90°

A altura a partir da qual não houve problemas de estabilidade foi 5 cm, que equivale a 5 diâmetros. Porém, para esta geometria de corpo-de-prova, constatou-se que a ruptura não ocorria por embutimento e sim devido ao diferencial de deformação nas fibras que estavam na linha de carga e as que estavam próximas às bordas, fazendo surgir uma tração normal às fibras. A figura 3.4.5-3 ilustra esta descrição.

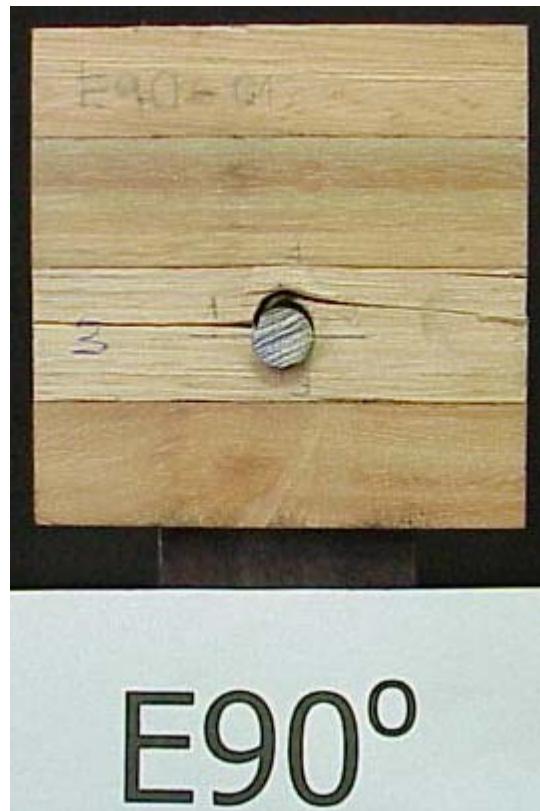


Figura 3.4.5-3 Modo de ruptura dos ensaios de embutimento com ângulo de 90°



Figura 3.4.5-4 Detalhe da ruptura dos ensaios de embutimento com ângulo de 90°

Como este comportamento não é representativo de ligações submetidas a embutimento normal, fez-se o teste de retirar a porção do corpo-de-prova abaixo do eixo do furo, eliminando o efeito indesejável e configurando a ruptura por esmagamento normal às fibras. Assim, obteve-se a seguinte geometria de corpo-de-prova de embutimento normal às fibras:



Figura 3.4.5-5 Corpo-de-prova de embutimento normal sem parte inferior

Neste tipo de espécime, apesar de surgirem rachaduras nas bordas externas, isto só acontece quando a carga já está em valores altos o suficiente para não prejudicar o registro dos deslocamentos iniciais por esmagamento.



Figura 3.4.5-6 Detalhes do modo de ruptura dos ensaios de embutimento com ângulo de 90º

Tabela 3.4.5-1 Resistência e rigidez de embutimento para ângulo de 90° em relação às fibras

CP	t/d	$F_{e,max}$ kN	u_{max} mm	K_{e90} kN/mm	f_{e90} MPa	K_{ser} kN/mm	f_{h90} MPa
E90-04	2,03	10,00	3,74	16,67	20,5	7,37	51,74
E90-05	2,07	8,00	1,89	20,00	26,1	9,38	40,75
E90-06	2,14	7,40	4,05	16,67	22,9	6,98	41,51
E90-07	2,04	8,40	1,83	21,05	31,4	10,71	43,02
E90-08	2,01	8,30	2,71	40,00	26,0	11,54	43,03
Média		8,42	2,84	22,88	25,38	9,19	44,01
Desv.padrão		0,965	1,026	9,771	4,096	2,006	4,431
Coef. var.%		11,47	36,11	42,71	16,14	21,82	10,07

A figura abaixo apresenta todas as curvas experimentais força – deslocamento para todos os ensaios de embutimento normal, sendo que todos corpos-de-prova foram fabricados com a geometria sem a parte inferior.

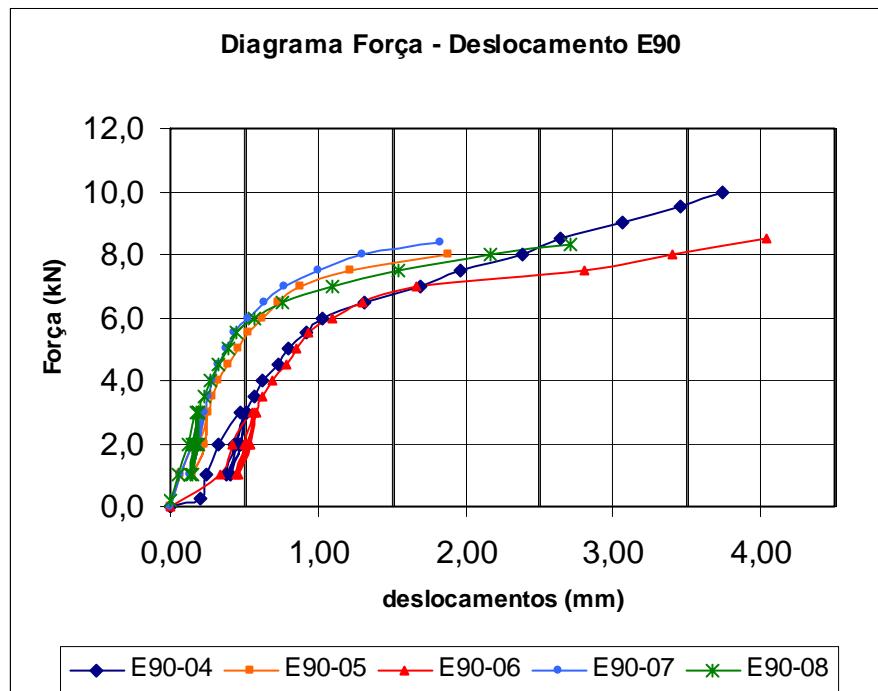


Figura 3.4.5-7 Diagramas Força- deslocamento dos ensaios de embutimento com ângulo de 90°

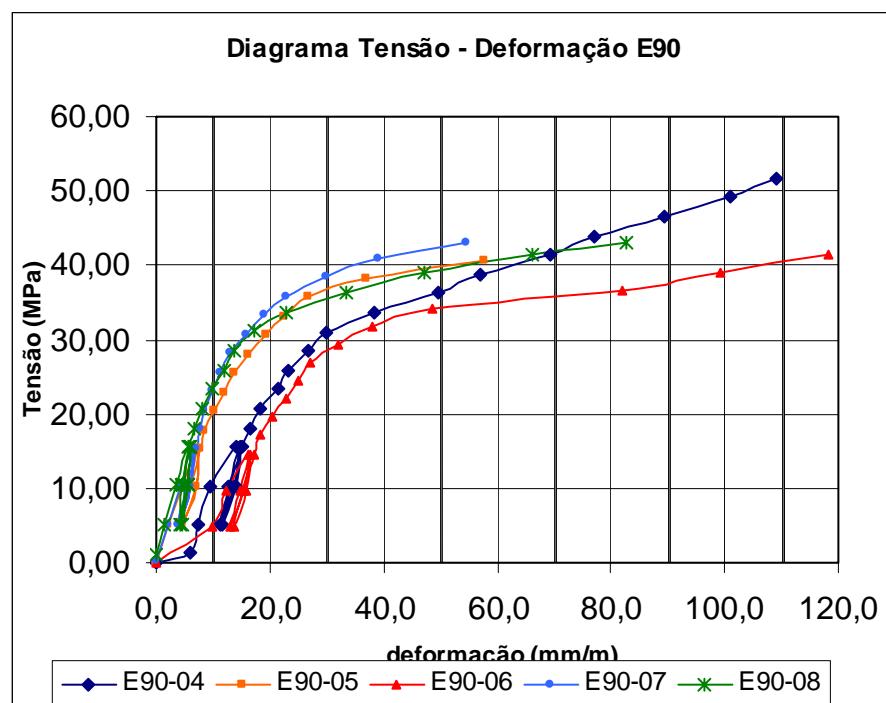


Figura 3.4.5-8 Diagramas Tensão - deformação dos ensaios de embutimento com ângulo de 90°

4 Investigaçāo Experimental das Características dos Parafusos

4.1 Apresentaçāo

As ligações investigadas neste trabalho são compostas por peças estruturais de madeira ligadas por meio de pinos metálicos do tipo parafusos. A transmissão de esforços atuantes de uma peça para outra origina pressões de esmagamento da madeira contra os parafusos e forças perpendiculares ao eixo dos elementos de ligação, causando uma flexão no parafuso. Portanto, a caracterização mecânica dos materiais existentes na ligação, exige, além da determinação da resistência de embutimento, a caracterização do parafuso. Este capítulo apresenta os critérios de caracterização dos parafusos especificados pelos códigos normativos, bem como os valores determinados para os parafusos empregados nesta investigação.

Os critérios de projeto de ligações com pinos metálicos empregados pelas atuais normas utilizam como parâmetro do escoamento dos pinos metálicos a resistência de escoamento do aço do parafuso (f_y) ou o Momento de Plastificação do pino calculado com base no ensaio de flexão (M_y).

4.2 Critérios Normativos para os parafusos

As normas consultadas apresentam, de forma geral, critérios semelhantes para especificação do uso de parafusos nas ligações estruturais. Encontram-se apresentadas a seguir as especificações da norma brasileira NBR7190/97 e do código europeu Eurocode 5 para parafusos e respectivos parâmetros de caracterização desses elementos.

4.2.1 NBR7190/97

A norma brasileira, em seu item 4.1.5, prescreve a verificação dos elementos intermediários de aço das ligações de acordo com a NBR 8800/86 – Projeto e execução de estruturas de aço de edifícios (Método dos Estados Limites) – Procedimento. É recomendado o uso de parafusos estruturais com diâmetro mínimo de 10mm e resistência característica de escoamento f_{yk} de pelo menos 240 MPa (item 4.3.4). Os diâmetros de pré-furação para ligações parafusadas especificados pela NBR 7190/97 estão apresentados no item 2.4.3 deste texto. As características do aço dos parafusos devem satisfazer as exigências da NBR 8800/86. O valor de resistência de escoamento mínimo recomendado pela NBR 7190/97 corresponde aos parafusos comuns, Classe 4.6, de acordo com o código ISO 898-1/96. Além desta classe, a NBR 8800/86 apresenta parafusos de alta resistência, ASTM A 325, que são os empregados neste trabalho. A tabela 4.2.1-1 apresenta os valores mínimos de resistência mecânica especificados pela NBR 8800/86 para parafusos de Classe 4.6, ASTM A 325 e ASTM A 490.

Tabela 4.2.1-1 Resistências mecânicas mínimas de parafusos de acordo com a NBR 8800/86

Classe	4.6	ASTM A 325	ASTM A 490
Tensão nominal de escoamento f_y N/mm ²	235	635	895
Resistência nominal à Tração f_u N/mm ²	390	825	1035

A NBR 7190/97 não faz referência ao método de determinação da resistência de escoamento dos parafusos. A NBR 8800/86 prescreve que os parafusos de alta resistência devem estar de acordo com a norma ASTM A 325. Para caracterização do parafuso pela ASTM A 325, a tensão de escoamento deve ser determinada a partir do ensaio de tração do parafuso ou de um corpo-de-prova usinado, registrando o valor de tensão para a qual há um acréscimo de deformação não acompanhado de um aumento de força aplicada.

4.2.2 EUROCODE 5

O código Eurocode 5 (1993) não possui limitação para diâmetro mínimo de parafusos. Somente é feita a recomendação para pinos metálicos, introduzidos de forma justa na madeira, prescrevendo um diâmetro mínimo de 6 mm (Eurocode 5: 7.4.P(7)).

Nas ligações com parafusos, o item 7.4.P(4) fixa o diâmetro máximo de pré-furação em $(d + 1 \text{ mm})$, onde d é o diâmetro do parafuso.

O modelo analítico apresentado pelo Eurocode 5 para cálculo da resistência de uma ligação estrutural com parafusos possui como parâmetro de caracterização do aço o momento de plastificação do pino $M_{y,k}$ (Eurocode 5: 6.2.1(3)).

O momento de plastificação corresponde ao valor de momento fletor para o qual o parafuso, quando submetido à flexão simples, apresenta toda seção transversal plastificada, com tensão igual à tensão de escoamento do material. O Eurocode 5 apresenta a seguinte relação (item 4.5.1.2(2)) para parafusos de seção circular de aço de média resistência:

$$M_{y,k} = 0,8f_{u,k} \frac{d^3}{6} \quad (4.2.2-1)$$

onde $f_{u,k}$ é a resistência característica à tração do aço do parafuso.

Segundo EHLBECK (1995), esta expressão para cálculo do momento de plastificação tem origem na teoria de flexão inelástica para material elástico-plástico perfeito. A figura 4.2.2-1 apresenta a distribuição de tensões na seção transversal do parafuso quando toda seção encontra-se plastificada, submetida ao momento de plastificação M_y .

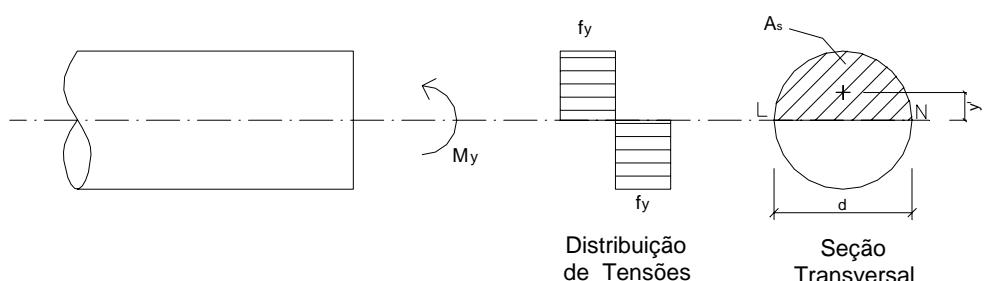


Figura 4.2.2-1 Estado de tensões e propriedades geométricas na seção transversal do parafuso para o momento de plastificação M_y

O momento de plastificação pode ser determinado pela equação da estática (TIMOSHENKO, 1984) que determina o momento fletor M_y como o esforço resultante das tensões que atuam na seção transversal :

$$M_y = \int \sigma \cdot y \, dA \quad (4.2.2-2)$$

onde: σ são as tensões normais à seção transversal

y é a distância de cada fibra em relação à linha neutra

A é a área da seção transversal

Desenvolvendo-se a expressão (4.2.2-2) encontra-se a relação:

$$M_y = f_y \cdot Z \quad (4.2.2-3)$$

onde: f_y é a tensão de escoamento do aço do parafuso

Z é o módulo plástico da seção transversal do parafuso em relação à linha neutra

A determinação do módulo plástico para uma seção transversal circular a partir da teoria de flexão plástica é dada por:

$$Z = A \cdot \frac{(y'_c + y'_t)}{2} = \frac{\pi d^2}{4} \cdot \frac{2}{2} \cdot \frac{2d}{3\pi} = \frac{d^3}{6} \quad (4.2.2-4)$$

onde: A é a área da seção transversal (vide figura 4.2.2-1)

y'_c e y'_t são as distâncias dos centróides das áreas comprimida e tracionada, respectivamente, em relação à linha neutra

d é o diâmetro do parafuso

Substituindo (4.2.2-4) na expressão (4.2.2-3):

$$M_y = f_y \cdot \frac{d^3}{6} \quad (4.2.2-5)$$

Na realidade, a tensão de escoamento do aço é superior ao valor nominal f_y como consequência do efeito de encruamento do aço. Para considerar este acréscimo de resistência do aço após a plastificação, EHLBECK (1995) esclarece que o Eurocode 5 permite o uso do valor médio entre a resistência à tração f_u e a tensão de escoamento f_y .

$$M_y = \frac{(f_u + f_y)}{2} \cdot \frac{d^3}{6} = \frac{(f_u + f_y)d^3}{12} \quad (4.2.2-6)$$

Comparando-se a expressão (4.2.2-1) e (4.2.2-6), deduz-se que o Eurocode 5 considera a tensão de escoamento f_y com valor de 60% da tensão de tração do aço f_u .

A comparação da relação entre a tensão de escoamento e a tensão de ruptura para vários tipos de aços, conforme os valores especificados no Anexo A da NBR 8800/86 demonstra ser razoável esta consideração, principalmente para os parafusos comuns – Classe 4.6, conforme apresentado na tabela 4.2.2-1.

Tabela 4.2.2-1 Comparação entre a tensão de escoamento e a tensão de ruptura para vários aços, com base na especificação da NBR 8800/86 (Anexo A: Materiais, Tabela 23)

<i>Especificação de parafusos</i>	f_y MPa	f_u MPa	f_y/f_u
ISO 898 Classe 4.6	235	390	0,603
ASTM A 325 $d \leq 25,4 \text{ mm}$	635	825	0,770
	560	725	0,772
ASTM A 490	895	1035	0,865

Para aços especiais, como é o caso de parafusos ASTM A 325, o Eurocode 5 (item 4.2.1(5)) prescreve que o momento de plastificação seja determinado experimentalmente de acordo com o código prEN 409 – Timber structures - Test methods – Determination of the yield moment for dowel type fasteners – nails (1993).

Esta norma especifica um ensaio de flexão simples a quatro pontos para pinos metálicos e estabelece a deformação limite para a qual a seção transversal do pino encontra-se completamente plastificada. O momento aplicado ao pino metálico neste estágio corresponde ao momento de plastificação da peça.

A prEN 409 (1993) prescreve que os pontos de aplicação de forças não se movam ao longo do pino e que as forças aplicadas permaneçam perpendiculares ao eixo do pino durante todo ensaio, conforme ilustrado na figura 4.2.2-2. Esta condição é imposta com o objetivo de garantir que exista somente a flexão simples do pino, sem introdução de esforços de tração axial à peça. Para que esta condição seja satisfeita, é necessário que o dispositivo de aplicação de forças movimente-se junto com o pino à medida que esse deformar. A norma apresenta uma sugestão de dispositivo de ensaio (figura 4.2.2-4) com base em um sistema de alavancas presas ao pino.

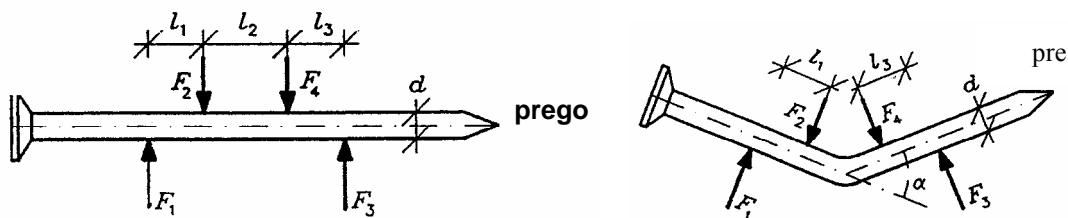


Figura 4.2.2-2 Princípio de ensaio de flexão simples em pinos metálicos de acordo com a prEN 409 (1993)

As dimensões l_1 e l_3 conforme figura 4.2.2-2 devem ser maior ou igual a $2d$, onde d é o diâmetro do pino de ensaio. O comprimento livre do pino l_2 deve estar entre d e $3d$. As forças F_2 e F_4 não devem diferir em mais de 5 % entre si.

O diagrama de Momentos Fletores no parafuso para o Momento de Plastificação M_y está representado na figura 4.2.2-3. O valor do Momento de Plastificação M_y é calculado como o maior valor entre $(F_1 \times l_1)$ e $(F_3 \times l_3)$.

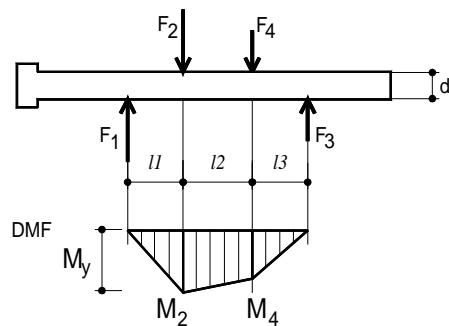


Figura 4.2.2-3 Diagrama de Momentos Fletores para Momento de Plastificação M_y

O dispositivo de ensaio da figura 4.2.2-4 é composto por duas barras de aço presas ao pino de ensaio, com seção que lhes garanta a condição de rígidas em comparação ao pino. A barra vertical está presa a um eixo fixo, representado pelo ponto A na figura, em torno do qual possui a liberdade de rotação. A barra horizontal está ligada a um cabo por uma ligação articulada. O cabo está conectado a uma célula de carga que registra a força transmitida pela barra horizontal. O procedimento de ensaio consiste em aplicar uma rotação na barra vertical em torno do ponto A. Este deslocamento angular, transmitido através do parafuso de ensaio, tentará girar a barra horizontal. Como essa barra está ligada ao cabo, este deslocamento é impedido e surgem momentos fletores nas ligações do parafuso com as barras vertical e horizontal. As barras permanecem perpendiculares e paralelas, respectivamente, ao eixo do parafuso durante o ensaio, mesmo após a deformação, sendo então satisfeita a exigência da prEN 409 (1993) que estabelece que as forças aplicadas permaneçam perpendiculares ao eixo do parafuso durante todo ensaio.

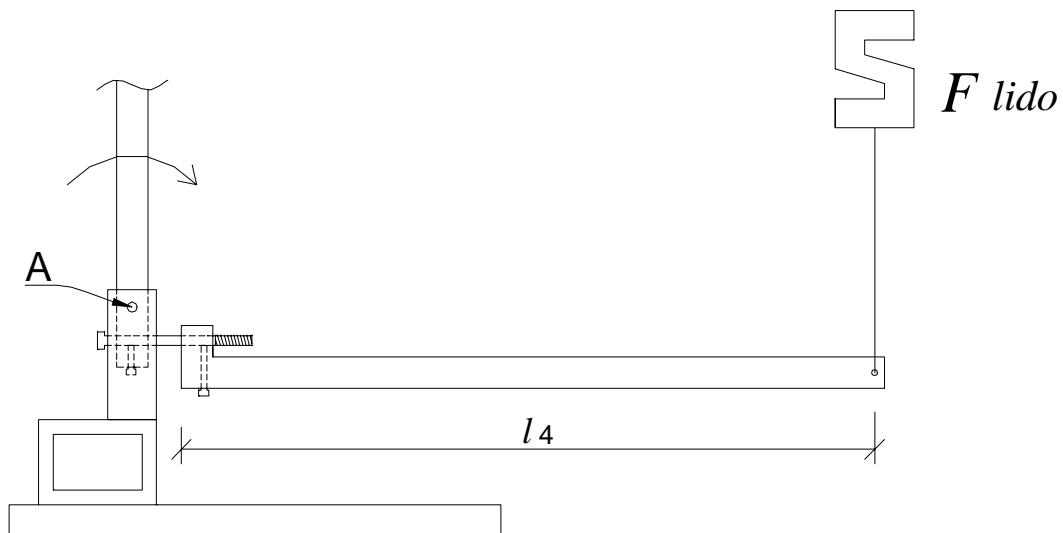


Figura 4.2.2-4 Dispositivo de ensaio de flexão em pinos metálicos sugerido pela prEN 409 (1993)

Outra condição de ensaio é que o ângulo entre a barra horizontal e o cabo preso à célula de carga, inicialmente 90° , deve variar ao longo do ensaio de no máximo 6° . Este limite é imposto para assegurar que a força transmitida pelo cabo ligado à célula de

carga à barra horizontal permaneça perpendicular, evitando a ação de uma elevada componente de força axial ao parafuso, o que causaria um efeito de flexo-tracão.

Durante o ensaio, a força deve ser aplicada no parafuso com velocidade tal que o limite seja atingido em (10 ± 5) s. O fim do ensaio corresponde ao limite suportado pelo parafuso ou quando o ângulo de deformação α for igual a 45° , o que acontecer antes. Os resultados do ensaio são os momentos atuantes nas seções situadas sob as forças F_2 e F_4 , M_2 e M_4 , e o ângulo de flexão α do parafuso (vide figuras 4.2.2-2 e 4.2.2-3).

As expressões para cálculo dos Momentos M_2 e M_4 apresentadas pela prEN 409 (1993), Anexo A, podem ser obtidas a partir do equilíbrio estático do diagrama de corpo livre da barra horizontal e do parafuso:

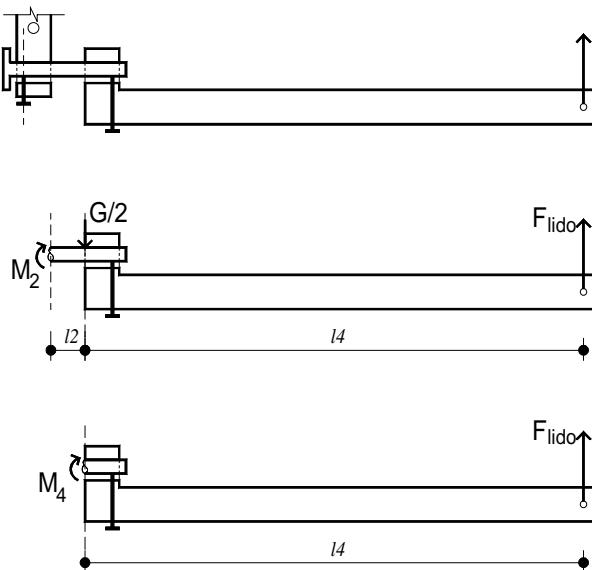


Figura 4.2.2-5 Diagrama de corpo livre da barra horizontal e do parafuso no dispositivo de ensaio de flexão da prEN 409 (1993)

$$M_2 = F_{lido} \cdot (l_2 + l_4) - \frac{G}{2} \cdot l_2 \quad (4.2.2-7a)$$

$$M_4 = F_{lido} \cdot l_4 \quad (4.2.2-7b)$$

onde: F_{lido} é a força lida na célula de carga, descontado o valor no início do ensaio

G é o peso próprio da barra horizontal considerado distribuído igualmente entre o cabo e o parafuso

l_2 é a distância livre do parafuso

l_4 é o comprimento da barra horizontal

O Momento de Plastificação é o maior entre os dois momentos fletores:

$$M_y \geq \begin{cases} M_2 \\ M_4 \end{cases}$$

4.3 Parafusos utilizados neste trabalho

Os parafusos empregados são de aço A 325 (NBR 8800/86), de classe de resistência 8.8 de acordo com a norma ISO898-1. A NBR 8800/86 exige os valores mínimos de tensão de escoamento $f_y = 635$ Mpa e de resistência à tração $f_u = 825$ Mpa. Para confirmar o atendimento a estas especificações, optou-se pelo método de ensaio da prEN 409, que, a partir da determinação do Momento de Plastificação M_y , permite também o cálculo da tensão de escoamento do parafuso, f_y .

4.3.1 Determinação do Momento de Plastificação de acordo com a prEN 409

A caracterização dos parafusos empregados neste trabalho foi feita segundo os procedimentos recomendados pela norma européia prEN 409 descritos anteriormente. A figura 4.3.1-1 apresenta o dispositivo de ensaio projetado com base nesta norma.

As barras são de aço 1045 trefilado de seção quadrada maciça $1\frac{1}{4}''$. O cabos são de aço galvanizado $1/8''$ com capacidade de 4950 N. O giro na barra vertical é aplicado através de uma força de tração no cabo exercida por pesos pendurados em um gancho colocado na extremidade do cabo. A força aplicada no cabo preso à barra horizontal, F_{lido} , é medida por uma célula de carga KRATOS modelo KM com capacidade máxima de 5000 N, adaptada a um multímetro digital HP 34401A, com precisão de 6,5 dígitos.

O ângulo de flexão do parafuso α é calculado a partir dos deslocamentos horizontais registrados pelos transdutores mecânicos de deslocamentos MITUTOYO com precisão de 0,01 mm e curso de 50 mm, colocados na posição 1 e 2, conforme figura 4.3.1-1. O uso de uma marcação angular fixada à barra horizontal sinaliza o final do ensaio ao indicar que as duas barras apresentam um ângulo relativo de 45º. O parafuso de ensaio é ajustado às barras com parafusos conforme ilustra a figura 4.3.1-2. As distâncias identificadas por l_1 , l_2 e l_3 correspondem às dimensões definidas na figura 4.2.2-3.

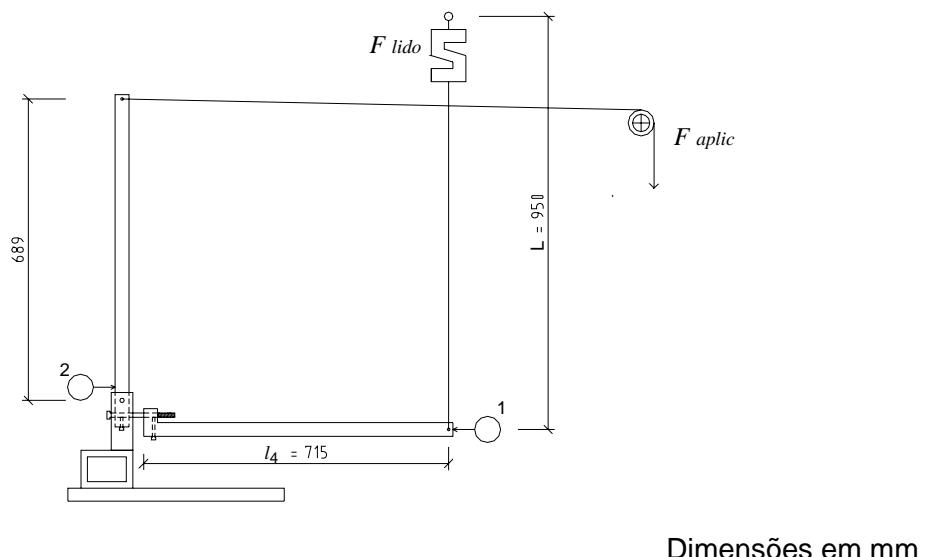


Figura 4.3.1-1 Projeto do dispositivo de ensaio para determinação do Momento de Plastificação dos Parafusos

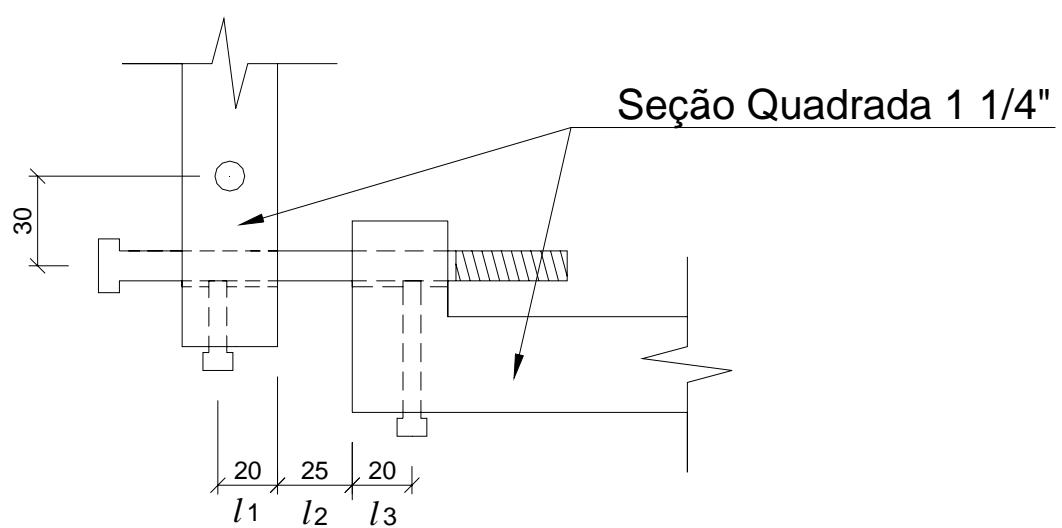


Figura 4.3.1-2 Detalhe da fixação dos parafusos às barras de ensaio

As figuras 4.3.1-3 e 4.3.1-4 apresentam a montagem do dispositivo de ensaios montado no Laboratório de Experimentação em Estruturas da UFSC nas posições inicial e após a aplicação de uma rotação na barra vertical, respectivamente.

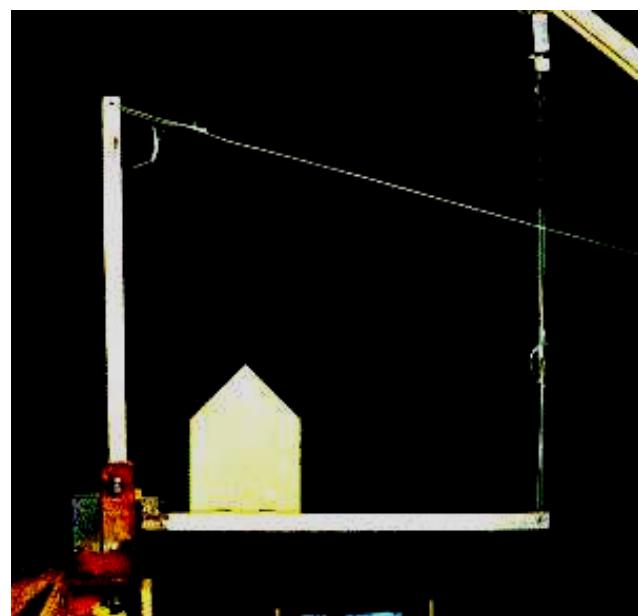


Figura 4.3.1-3 Dispositivo de ensaio de determinação do Momento de Plastificação montado no LEE - UFSC

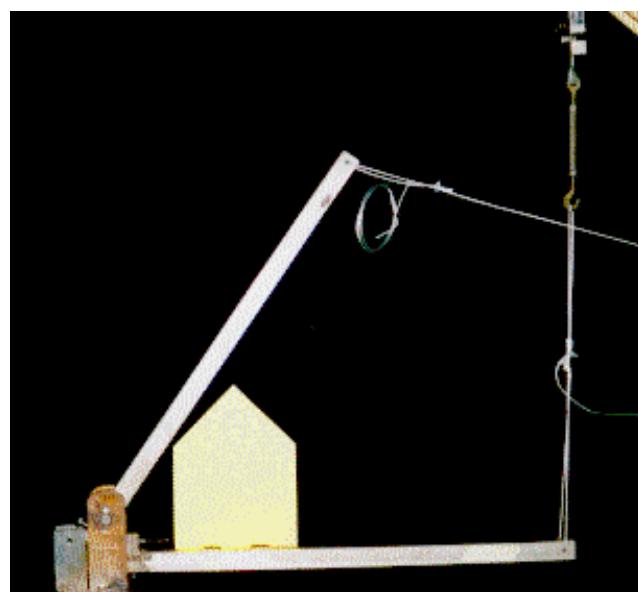
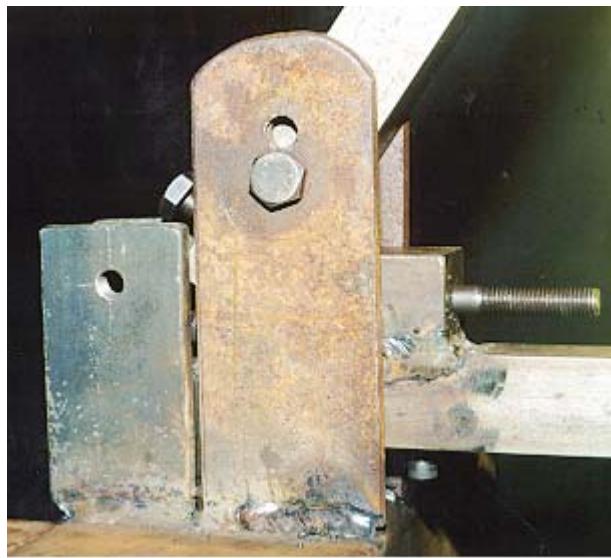


Figura 4.3.1-4 Ensaio de flexão do parafuso em andamento

A figura 4.3.1-5 apresenta detalhe do parafuso durante o ensaio, onde se observa a deformação do parafuso, com a cabeça situada à esquerda e a extremidade rosqueada à direita.

**Figura 4.3.1-5** Detalhe do parafuso durante o ensaio de flexão

O procedimento de ensaio consiste na fixação do parafuso ao dispositivo, medição da distância l_2 , leitura dos transdutores na posição 1 (Δ_1) e 2 (Δ_2) e início do registro dos valores da célula de carga por meio do programa de aquisição de dados do multímetro digital. A leitura inicial corresponde à força causada por parte do peso da barra horizontal e do cabo pelo qual estão conectados. Após registrados os valores iniciais de F_{lido} , Δ_1 e Δ_2 , são aplicados pesos conhecidos no gancho ligado ao cabo da barra vertical. O início da colocação destes pesos coincide com o início da contagem do tempo de ensaio, que não deve exceder 15 s. Quando a rotação aplicada causa um ângulo relativo de 45° entre as duas barras, são lidos os deslocamentos Δ_1 e Δ_2 simultaneamente ao encerramento da contagem do tempo de ensaio e à leitura final da célula de carga.

Os resultados do ensaio são a força lida na célula de carga F_{lido} , que permite calcular o Momento de Plastificação do parafuso M_y , e os deslocamentos horizontais Δ_1

e Δ_2 que servem de parâmetro para cálculo da variação do ângulo entre a barra horizontal e o cabo ligado à célula de carga.

O Momento de Plastificação M_y , é calculado pelas expressões (4.2.2-7), transcritas a seguir, onde F_{lido} é o valor registrado pela célula de carga ao final do ensaio, descontado o valor inicial.

$$M_y \geq \begin{cases} M_2 = F_{lido} \cdot (l_2 + l_4) - \frac{G}{2} \cdot l_2 \\ M_4 = F_{lido} \cdot l_4 \end{cases}$$

As forças atuantes no parafuso podem ser obtidas a partir dos momentos fletores M_2 e M_4 , pelas expressões:

$$F_2 = \frac{M_2}{l_1} \quad \text{e} \quad F_4 = \frac{M_4}{l_3} \quad (4.3.1-1a \text{ e } 4.3.1-1b)$$

O cálculo da variação do ângulo entre a barra horizontal e o cabo ligado à célula de carga é feito a partir de relações geométricas, considerando-se as duas barras perfeitamente rígidas. A figura 4.3.1-6 ilustra estas relações.

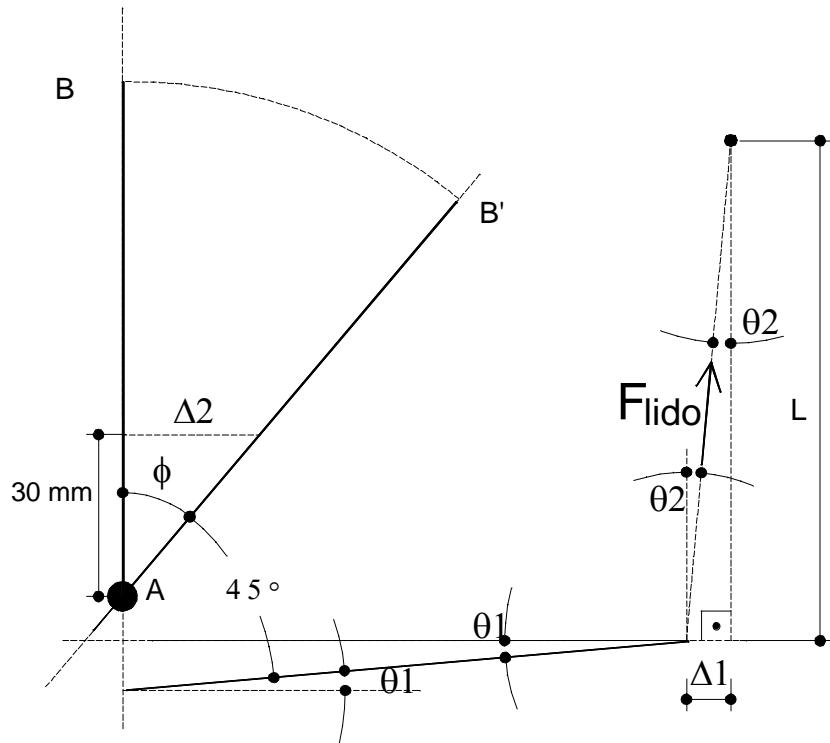


Figura 4.3.1-6 Relações geométricas para cálculo da variação do ângulo entre a barra horizontal e o cabo

O ângulo ϕ de rotação da barra vertical pode ser calculado a partir do deslocamento horizontal Δ_2 a uma altura conhecida, em relação ao ponto A, pela expressão:

$$\phi = \arctg\left(\frac{\Delta_2}{30\text{mm}}\right) \quad (4.3.1-2)$$

Se o ensaio for conduzido até o ângulo entre as barras valer 45° , então a inclinação da barra horizontal θ_1 pode ser calculado por:

$$\theta_1 = 45^\circ - \phi \quad (4.3.1-3)$$

O ângulo entre a barra horizontal e o cabo, que inicialmente vale 90° , sofre uma alteração $\theta = \theta_1 + \theta_2$, onde θ_2 é calculado a partir do deslocamento horizontal da barra Δ_1 :

$$\theta_2 = \arcsen\left(\frac{\Delta_1}{L}\right) \quad (4.3.1-4)$$

onde L é a distância entre o ponto de ligação da barra com o cabo e o centro de rotação do dispositivo onde está fixada a célula de carga, que neste caso vale 950 mm.

O procedimento de ensaio da prEN 409 foi aplicado a 13 parafusos de classificação ASTM A 325 do mesmo lote dos empregados nos ensaios de embutimento deste trabalho, obtendo-se 10 ensaios válidos. Além desses parafusos, como forma de aferição dos resultados em relação às tensões de escoamento especificadas pela NBR 8800/86, foram ensaiados 3 parafusos de Classe de Resistência 4.6. Nesses parafusos, o segundo ensaio, P-B, apresentou problema na leitura do transdutor de deslocamento Δ_2 , que alcançou o final do curso antes do final do ensaio e o ensaio do parafuso P-C não pode ser analisado devido à perda do arquivo de leituras registradas

pelo Multímetro na célula de carga. Na tabela 4.3.1-1 estão apresentados os valores registrados para os ensaios válidos, bem como os momentos no parafuso M_2 e M_4 calculados pela expressão (4.2.2-7).

Tabela 4.3.1-1 Resultados de ensaios de flexão dos parafusos de acordo com prEN 409 (1993) (peso próprio barra horizontal $G=60,48\text{ N}$)

(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)
Parafuso	F_{lido}	$\Delta 1$	$\Delta 2$	Δt	$\theta 1+\theta 2$	M_2	M_4	M_y $M_y \geq \begin{cases} M_2 \\ M_4 \end{cases}$
A325	N	mm	mm	mm:ss	Graus	N.mm	N.mm	N.mm
P03	205,40	2,08	23,9	0:28	6,5823	151.411,66	146.861,00	151.411,66
P05	202,71	25,06	23,55	0:20	8,3794	149.385,65	144.937,65	149.385,65
P06	198,82	19,80	24,03	0:23	7,4992	146.542,75	142.156,30	146.542,75
P07	197,10	26,01	24,59	0:15	7,2286	145.124,70	140.926,50	145.124,70
P08	207,28	27,08	23,84	0:22	8,1605	152.811,78	148.205,20	152.811,78
P09	209,39	27,08	23,84	1:13	8,1605	154.262,47	149.713,85	154.262,47
P10	199,09	28,56	25,51	0:48	6,3471	146.729,32	142.349,35	146.729,32
P11	198,91	26,34	24,45	0:18	7,4088	146.585,83	142.220,65	146.585,83
P12	203,64	26,62	24,21	0:16	7,7022	150.071,12	145.602,60	150.071,12
P13	202,04	24,78	23,56	0:32	8,3510	148.854,96	144.458,60	148.854,96
MÉDIA						149.178,02	144.743,17	149.178,02
DESVIO	PADRÃO					3.001,48	2.894,21	3.001,48
Classe 4.6								
P-A	80,7	27,32	24,24	1:00	7,7097	59.023,56	57.700,50	59.023,56
P-B	66,5	-	24,64	0:44	-	48.487,72	47.547,50	48.487,72

Todos os parafusos ensaiados apresentaram o ângulo de deformação α de 45° (figura 4.2.2-2) antes de qualquer sinal de ruptura. Quando o parafuso apresentava esta deformação, era identificado o final do ensaio e registrada a força na célula de carga, obtendo-se assim os valores apresentados na coluna (2) da tabela 4.3.1-1. Esta força F_{lido} é o parâmetro utilizado para cálculo dos momentos fletores M_2 e M_4 nas seções de aplicação das forças F_2 e F_4 no parafuso (vide figura 4.2.2-3). A limitação de duração do ensaio em (10 ± 5) s tornou-se uma dificuldade pelo fato da força que aplica a rotação na barra vertical ser feita de forma manual com a colocação de pesos, o que exigiu uma duração de ensaio superior ao limite. A duração dos ensaios está apresentada na coluna (5) da tabela 4.3.1-1. Observa-se que os períodos excederam a limitação em poucos segundos ou até em minutos. Como os valores de forças lidas não apresentaram grande

variação, optou-se por aceitar estes resultados como válidos. Nas colunas (3) e (4), estão os deslocamentos registrados pelos transdutores de deslocamentos nas barras horizontal e vertical, respectivamente (figura 4.3.1.-6). A variação do ângulo ($\theta_1+\theta_2$) entre o cabo que transmite a força à célula de carga e a barra horizontal foi calculada segundo as expressões (4.3.1-2) a (4.3.1-4). Observando-se a coluna (6) da tabela 4.3.1-1, constata-se que todos ensaios excederam o limite máximo de 6 graus. Para avaliação de quanto isto poderia influenciar os momentos de plastificação M_y nos parafusos, calculou-se os momentos a partir da força lida corrigida para a parcela perpendicular à barra horizontal. Estes momentos calculados pela força lida corrigida não apresentaram variação superior a 1,10%, o que permite considerar os resultados dos ensaios válidos, mesmo com ângulos ($\theta_1+\theta_2$) superiores a 6 graus. Nas colunas (7) e (8), estão os momentos no parafuso M_2 e M_4 . Constatase, ao comparar os dois valores, que o momento M_2 apresenta valores superiores ao momento M_4 para todos parafusos. Isto sempre vai ocorrer devido à hipótese de transmissão de metade do peso próprio ($G=60,48$ N) da barra horizontal ao parafuso de ensaio e metade ao cabo ligado à célula de carga. Como consequência, o Momento de Plastificação nos parafusos é igual ao momento M_2 , conforme observa-se pela comparação das colunas (9) e (7) da tabela.

A tabela 4.3.1-2 apresenta os Momentos de Plastificação M_y e as tensões de escoamento f_y calculadas a partir da expressão (4.2.2-5). Estes valores de tensão de escoamento são comparados aos especificados pela NBR 8800/86 conforme anteriormente apresentado na tabela 4.2.1-1.

A coluna (4) da tabela 4.3.1-2 apresenta a relação entre a tensão de escoamento encontrada pelo ensaio de flexão e a tensão mínima de escoamento especificada pela NBR 8800/86 ($f_y = 635$ MPa). Observa-se que a tensão de escoamento obtida para os parafusos A 325 ensaiados é, em média, **51,6%** superior ao especificado pela norma. Quando comparada ao critério do Eurocode 5, que permite o uso da média entre a tensão de escoamento e a resistência à tração (expressão 4.2.2-6), a tensão de escoamento apresenta-se **31,9%** superior. Esta relação entre $f_{y,M}$ e o valor médio admitido pelo Eurocode 5 indica que os valores encontrados a partir do ensaio de flexão não são superiores aos especificados pela NBR 8800/86 somente por um efeito de encruamento, sugerindo que a característica mecânica do aço seja superior. Estes valores de tensão de escoamento superiores ao especificado por norma, conduziram aos

ensaios dos parafusos comuns com o objetivo de aferir o dispositivo de ensaio, eliminando a possibilidade de imperfeição e confirmando a correspondência entre os valores obtidos e a característica mecânica do material. Constatou-se que a tensão de escoamento dos parafusos de Classe 4.6 também resultou superior ao valor de $f_y = 235$ MPa, conforme coluna (4) da tabela anterior, e ao valor médio da tensão de escoamento e da resistência à tração, apresentado na coluna (5).

Tabela 4.3.1-2 Momento de plastificação e tensão de escoamento para parafusos ensaiados de acordo com prEN 409 (1993)

(1)	(2)	(3)	(4)	(5)
Parafuso	M_y	$f_{y,M}$	Variação NBR 8800	Variação Eurocode 5
A325	N.mm	$\frac{M_y \cdot 6}{d^3}$ MPa	$\frac{f_{y,M}}{f_{y,t}}$ $f_{y,t}=635$ MPa	$\frac{f_{y,M}}{(f_{y,t} + f_u)/2}$ $f_u=825$ MPa 730 MPa
P03	151.411,66	983,181	1,548	1,347
P05	149.385,65	962,102	1,515	1,318
P06	146.542,75	943,792	1,486	1,293
P07	145.124,70	940,425	1,481	1,288
P08	152.811,78	985,176	1,551	1,350
P09	154.262,47	997,591	1,571	1,367
P10	146.729,32	946,932	1,491	1,297
P11	146.585,83	942,888	1,485	1,292
P12	150.071,12	969,491	1,527	1,328
P13	148.854,96	957,703	1,508	1,312
MÉDIA	149.178,02	962,928	1,516	1,319
DESVIO PADRÃO	3.001,48	20,2971	0,4582	0,0278
Classe 4.6			$f_{y,t}=235$ MPa	$f_u=390$ MPa $312,5$ MPa
P-A	59.023,56	433,253	1,844	1,386
P-B	48.487,72	355,156	1,511	1,137

A partir do ensaio de flexão dos parafusos, de acordo com o dispositivo recomendado pela prEN 409 (1993), os momentos de plastificação e a tensão de escoamento para os parafusos A 325 empregados neste trabalho são:

<i>parafusos</i>	M _y N.mm	f _{y,M} MPa
ASTM A 325	149.178,02	962,93

Em consequência dos resultados de tensão de escoamento para os parafusos A 325, bem como para os de Classe 4.6, resultarem diferentes dos esperados, foi necessária a comprovação das características mecânicas de ambos parafusos. A caracterização da resistência de escoamento de materiais metálicos é usualmente feita por ensaios de tração. Porém, neste trabalho, optou-se pelo emprego de uma avaliação expedita feita com base no ensaio de Dureza VICKERS.

4.3.2 Determinação da tensão de escoamento dos parafusos pelo ensaio de Dureza VICKERS

O valor de Dureza Vickers é um dos parâmetros de caracterização de materiais metálicos. O procedimento consiste na impressão de uma amostra com uma ponteira de diamante, causando uma deformação na superfície. De acordo com a força necessária para causar a deformação, é obtido um valor de dureza Vickers do material. A partir do resultado deste ensaio, pode ser feita uma avaliação indireta da resistência à tração do material, f_u . Existem tabelas desenvolvidas a partir de métodos empíricos que relacionam o resultado do ensaio de dureza com a resistência de ruptura do aço. O procedimento de ensaio de dureza Vickers empregado foi o estabelecido pela norma brasileira **NBR 6672/81** – Materiais Metálicos – Determinação da Dureza Vickers – Método de Ensaio. Os ensaios foram realizados pela equipe do Laboratório de Materiais (LabMat) do Departamento de Engenharia Mecânica da UFSC. Foram ensaiadas amostras de parafusos de Classe 4.6 e ASTM A 325, do mesmo lote empregado nos ensaios de embutimento e determinação dos momentos de plastificação. Para cada amostra foram feitas três impressões. Os valores de resistência à tração foram obtidos por meio de Tabela comparativa de durezas e resistências de aços da empresa Aços

Villares S.A. A figura 4.3.2-1 apresenta as amostras dos parafusos A 325 e Classe 4.6 nas quais foram realizadas a determinação da Dureza Vickers.



Figura 4.3.2-1 Amostras de parafusos nos quais foram realizados os ensaios de Dureza Vickers.

Os resultados médios encontrados para cada aço estão apresentados sob a forma de apêndice ao final deste texto e estão transcritos na tabela a seguir.

Tabela 4.3.2-1 Resultados dos Ensaios de Dureza Vickers e valores equivalentes de resistência à tração

Amostra	Dureza Vickers (HV ₃₀)	Força de ruptura F _u (N)	Resistência de ruptura f _u (MPa)
Parafuso Classe 4.6	171	560	550
Parafuso ASTM A 325	365	1310	1290

Considerando-se as mesmas relações entre a tensão de escoamento do aço e a resistência de ruptura, conforme apresentada na tabela 4.2.2-1, a tensão de escoamento do aço das amostras ensaiadas pode ser estimada pelos seguintes valores:

Tabela 4.3.2-2 Valores de tensão de escoamento dos parafusos a partir da resistência de ruptura estimada pelo ensaio de Dureza Vickers

Parafusos	f_y/f_u	$f_{u,V}$ MPa	$f_{y,V}$ MPa
ISO 898 Classe 4.6	0,603	550	331,65
ASTM A 325 d = 10 mm	0,770	1290	993,30

A tabela a seguir apresenta a comparação entre os valores de tensão de escoamento estimados a partir do resultado do ensaio de Dureza Vickers, $f_{y,V}$ e os valores encontrados pelo ensaio de flexão dos parafusos, $f_{y,M}$.

Tabela 4.3.2-3 Comparação entre os valores de tensão de escoamento dos parafusos a partir da resistência de ruptura estimada pelo ensaio de Dureza Vickers e os valores obtidos com o ensaio de flexão

(1)	(2)	(3)	(4)
Parafuso	$f_{y,M}$	Variação	Variação
	$\frac{M_y \cdot 6}{d^3}$	$\frac{f_{y,M}}{f_{y,V}}$	$\frac{f_{y,M}}{(f_{y,V} + f_{u,V})/2}$
A325	MPa	$f_{y,V}=993,30\text{MPa}$	1141,65MPa
P03	983,181	0,990	0,861
P05	962,102	0,969	0,843
P06	943,792	0,950	0,827
P07	940,425	0,947	0,824
P08	985,176	0,992	0,863
P09	997,591	1,004	0,874
P10	946,932	0,953	0,829
P11	942,888	0,949	0,826
P12	969,491	0,976	0,849
P13	957,703	0,964	0,839
MÉDIA	962,928	0,969	0,843
DESVIO PADRÃO	20,2971	0,0204	0,0178
Classe 4.6		$f_{y,V}=331,65\text{MPa}$	440,83MPa
P-A	433,253	1,306	0,875
P-B	355,156	1,071	0,717

A análise dos valores da coluna (3) da tabela 4.3.2-3 permite concluir que os valores de tensão de escoamento para os parafusos ASTM A 325 encontrados a partir do Momento de Plastificação são consistentes com as estimativas feitas com base no parâmetro de Dureza Vickers. Os valores determinados a partir dos ensaios de flexão dos parafusos são pouco inferiores (96,9%) aos estimados pelo parâmetro de Dureza

Vickers. Ao considerar-se a forma indireta pela qual foi avaliada a tensão de escoamento $f_{y,V}$, pode-se afirmar que os resultados coincidem, confirmando como válidos os valores de Momento de Plastificação M_y e de tensão de escoamento $f_{y,M}$ apresentados no item 4.3.1.

4.3.3 Tensão de escoamento dos parafusos

A comparação dos valores de tensão de escoamento $f_{y,M}$, determinados a partir do Momento de Plastificação, aos valores estimados com base no ensaio de Dureza Vickers confirmam a consistência da característica mecânica do aço dos parafusos empregados nesta investigação, sugerindo que a caracterização a partir do ensaio de tração poderia resultar em valores com mesma ordem de grandeza dos encontrados neste trabalho.

O critério do Eurocode 5 que permite o uso do valor médio entre a tensão de escoamento e a resistência de ruptura para cálculo do Momento de Plastificação resultou em valores inferiores às tensões calculadas pelo ensaio de flexão, tanto para os parafusos A 325 quanto para os parafusos Classe 4.6. Esta comparação está apresentada na coluna (4) da tabela 4.3.2-3. Esta relação indica que o Momento de Plastificação calculado com base nesta hipótese resulta em valores inferiores aos reais, portanto a favor da segurança para o dimensionamento das ligações.

Como conclusão, o valor médio de tensão de escoamento dos parafusos A 325, com $d = 10$ mm, empregados neste trabalho, é $f_y = 962,93$ MPa.

5 Análise dos Resultados

5.1 Apresentação

Neste capítulo é feita a análise dos resultados experimentais por meio da comparação aos valores determinados pelos critérios expostos no item 2.5.3. A comparação entre os valores teóricos e experimentais possibilita a avaliação dos critérios, pelo menos para as situações neste trabalho investigadas.

A comparação foi feita por etapas, selecionando-se os parâmetros de interesse. Inicialmente, comparou-se a resistência e a rigidez de embutimento experimentais às calculadas com os códigos. Após, investigou-se o critério de determinação da resistência de embutimento e da rigidez para ângulo relativo às fibras diferentes de 0° e 90°. Para isto, comparou-se os valores experimentais para os ângulos de 30°, 45° e 60° aos valores calculados pela expressão de Hankinson, usando como parâmetro os valores experimentais médios para os corpos-de-prova de embutimento E00 e E90.

5.2 Comparação da Resistência de Embutimento

As normas consultadas apresentam critérios para cálculo da resistência de embutimento com parâmetros diferentes. A NBR 7190/97 permite o uso de f_{eo} igual à resistência de compressão paralela às fibras. Para a madeira utilizada neste trabalho, $f_{co,m}$ vale 67,67 MPa (tabela 3.2.2-1). A comparação deve ser feita entre este valor e os valores experimentais encontrados para os corpos-de-prova E00. No item 3.4.1, o valor médio de f_{eo} foi 44 MPa. Para a resistência de embutimento normal às fibras, a NBR 7190/97 estabelece a seguinte relação:

$$f_{e90,d} = 0,25 f_{c0,d} \cdot \alpha_e$$

onde α_e é um coeficiente dado pela tabela 14 da norma, que para o diâmetro do pino de 10 mm, vale 1,95. Substituindo este valor e a resistência média à compressão paralela, 67,67 MPa, encontra-se f_{e90} igual a 32,99 MPa.

O critério do Eurocode 5 possui como parâmetros a densidade da madeira e o diâmetro do pino, limitada a diâmetros inferiores a 30 mm. Para embutimento paralelo, propõe:

$$f_{h,o,k} = 0,082 (1 - 0,01d) \rho_k$$

A densidade determinada experimentalmente (tabela 3.2.2-1) foi 740,77 kg/m³. O diâmetro médio do parafuso é 9,77 mm. Substituindo na relação proposta pelo Eurocode 5, a resistência de embutimento resulta em 54,81 MPa.

Para ângulos diferentes de 0°, o Eurocode 5 apresenta a seguinte expressão:

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{f_{h,o,k}}{k_{90} \operatorname{sen}^2 \alpha + \operatorname{cos}^2 \alpha}$$

onde $k_{90} = 0,90 + 0,015d$ para madeiras duras, que é o caso.

Substituindo-se o diâmetro 9,77 mm e o ângulo de 90°, encontra-se k_{90} igual a 1,05. A expressão de $f_{h,\alpha}$ simplifica-se:

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{f_{h,o,k}}{k_{90}} \quad (5.2-1)$$

Substituindo-se o valor experimental de resistência de embutimento paralelo às fibras, encontra-se $f_{h,90}$ igual a 41,90 MPa.

Relacionando-se os valores calculados, encontra-se os resultados da tabela 5.2-1.

Tabela 5.2-1 Comparação da resistência de embutimento experimental e pelo critério da NBR 7190/97

	(1) Experimental (Mpa)	(2) NBR 7190/97 feo (Mpa)	Relação (1)/(2)	(3) Eurocode 5 feo (Mpa)	Relação (1)/(3)
$f_{eo,m}$	44,0	67,67	0.65	54,81	0.80
$f_{e90,m}$	25,38	32,99	0.77	41,90	0.61

Observa-se que tanto pela NBR 7190/97, quanto pelo Eurocode 5, encontra-se valores superiores aos experimentais. Estas relações sugerem que é necessária uma maior atenção na investigação destes parâmetros, no entanto, como o objetivo deste trabalho é a rigidez de embutimento, não será feita uma análise mais detida do tópico.

5.3 Comparação da Rigidez de Embutimento

A rigidez de embutimento determinada experimentalmente foi comparada ao valor calculado pelo Eurocode 5. Além desse valor, calculou-se o valor pelo critério proposto no item 2.5.3.3.

O critério do Eurocode 5 foi apresentado na tabela 2.5.4.3-1. Para ligações entre peças madeira-madeira, a expressão de K_{ser} é $K_{ser} = \rho_k^{1,5} \cdot d / 20$. Substituindo-se a densidade aparente e o diâmetro médio do parafuso, encontra-se a rigidez de embutimento igual 98.484,94 N/mm.

Conforme o critério para cálculo da rigidez a partir dos resultados experimentais, encontra-se valores bastante diferentes. A tabela 5.3-1 apresenta estes valores e a comparação ao valor do critério do Eurocode 5.

Tabela 5.3-1 Comparação da rigidez de embutimento experimental e pelo critério do Eurocode 5 para embutimento paralelo

(1) Eurocode 5,ana Keo(kN/mm)	(2) Eurocode 5, exp Kser (kN/mm)	(3) Kproposto Keo(kN/mm)	Relação (1)/(2)	Relação (1)/(3)
98,48	11,33	39,34	8,69	2,50

As relações entre o critério do Eurocode 5 analítico e experimental indicam valores analíticos muito superiores. Mesmo que se considere a relação de $K_u = 2/3$ de K_{ser} para correção de efeitos decorrentes da ação de longa duração, isto resulta em K_u igual a 65,65 kN/mm, ainda bastante elevado em comparação aos demais. No entanto, a explicação para esta diferença está no processo pelo qual foi determinada a relação de K_{ser} . As hipóteses possuem relações analíticas e empíricas para cálculo dos deslocamentos, que não foi deduzida para parafusos com alta tensão de escoamento. Portanto, a aplicação do critério analítico do Eurocode 5, não se torna coerente.

A tabela 5.3-2 apresenta os valores de rigidez para os demais ângulos. Percebe-se que há uma constância na relação entre os dois métodos de cálculo.

Tabela 5.3-2 Comparação da rigidez de embutimento experimental e pelo critério do Eurocode 5 para embutimento

Ângulo α	(1) Eurocode 5, exp K _{ser} (kN/mm)	(2) Kproposto K _{eα} (kN/mm)	(1)/(2)
0	11,33	39,34	0,29
30	9,35	31,59	0,30
45	10,51	20,00	0,53
60	9,10	22,68	0,40
90	9,19	22,88	0,40
média			0,38
desv. padrão			0,097
coef. var.%			25,35

Os valores de rigidez calculados experimentalmente pelo Eurocode 5 são avaliados para um trecho da curva carga deslocamento em que a ligação está no primeiro ciclo de carga, para valores de carregamento bem próximos do ajuste inicial. Já o valor calculado pelo critério proposto, K_{eo} , avalia a tangente da curva para um trecho não tão próximo do início, após os ciclos de carga e descarga. Na situação de projeto, a etapa de acomodação é ultrapassada assim que a estrutura éposta em funcionamento. Valores menores de rigidez, significam deformações maiores nas ligações. Mesmo considerando uma rigidez inferior pelo critério proposto, este parece conduzir a valores mais próximos da realidade de funcionamento da estrutura. Uma forma de avaliar as consequências desta diferença seria a avaliação experimental da rigidez à flexão de uma ligação com parafusos, comparando a rigidez encontrada pelo critério experimental do Eurocode 5 e o proposto neste trabalho.

5.4 Modelo de Hankinson para Avaliação da Resistência Inclinada em Relação às Fibras

A direção da força transmitida pelo parafuso à madeira influí no valor de resistência de embutimento. Este efeito é consequência da anisotropia da madeira.

As figuras 5.4-1 e 5.4-2 permitem avaliar qualitativamente a influência do ângulo no comportamento da ligação. Na figura 5.4-1, estão representadas as curvas dos valores médios de força-deslocamento para os diferentes ângulos investigados experimentalmente neste trabalho. Na figura 5.4-2, estão as curvas dos valores médios de tensão-deformação.

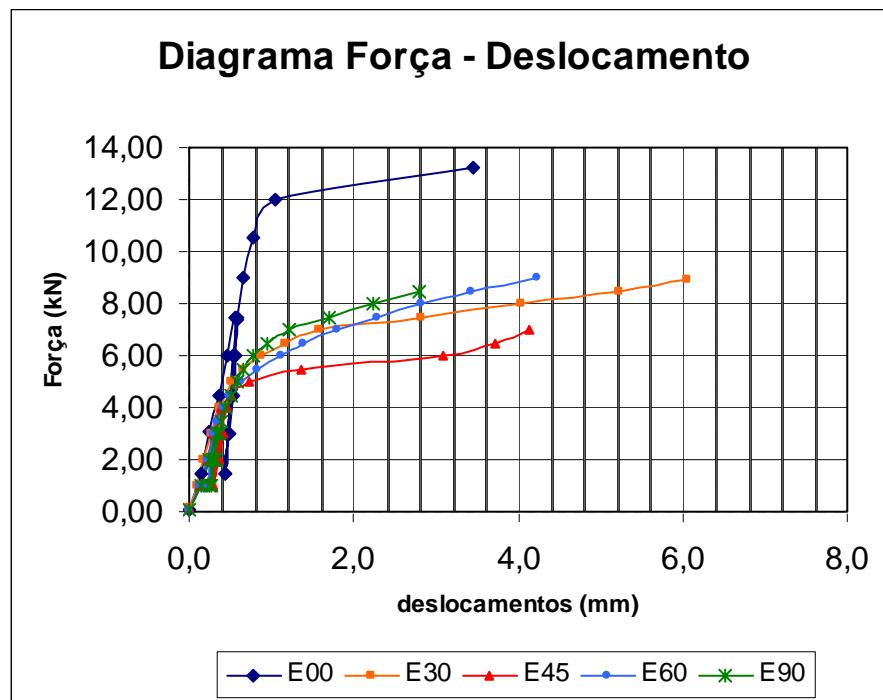


Figura 5.4-1 Diagrama Força – deslocamento para os valores experimentais médios

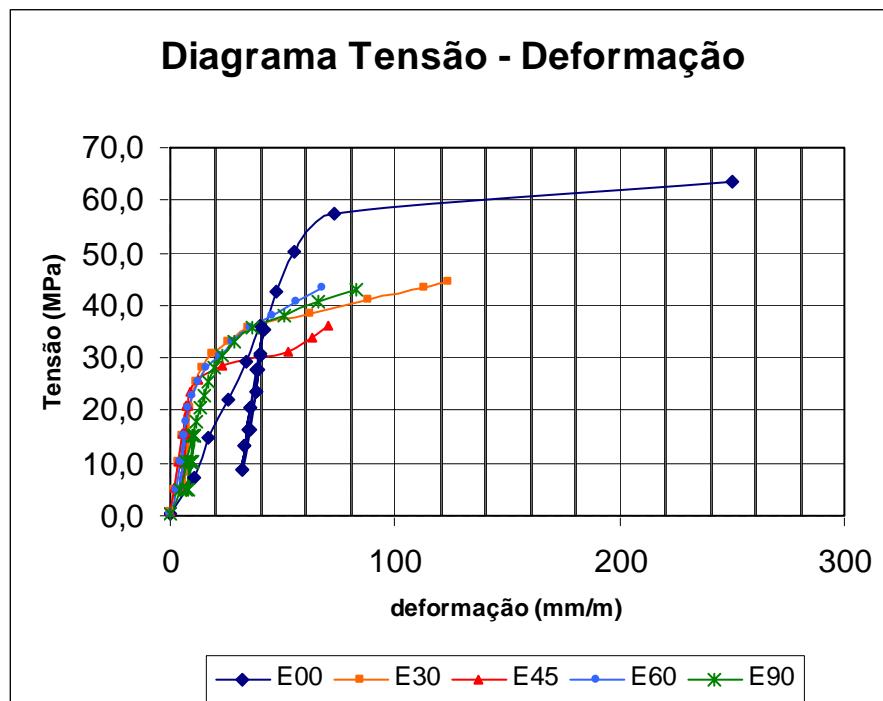


Figura 5.4-2 Diagrama Tensão – deformação para os valores experimentais médios

Nas situações de projeto, dificilmente dispõe-se de valores experimentais para vários ângulos entre as fibras e a força. Sendo assim, a utilização de um critério que permita estimar o valor de resistência de embutimento para um ângulo qualquer, uma vez conhecidos os valores para os ângulos de 0° e 90° é vantajoso e indispensável. Neste item, faz-se a comparação entre os valores determinados para os vários ângulos e os estimados pelo modelo de Hankinson. Como parâmetro do modelo, utilizou-se os valores de resistência de embutimento médios para E00 e E90. A expressão de Hankinson fica com a seguinte forma:

$$f_{\alpha} = \frac{f_0 \cdot f_{90}}{f_0 \operatorname{sen}^n \alpha + f_{90} \operatorname{cos}^n \alpha} \quad (5.4-1)$$

A resistência de embutimento média, determinada pelo critério da NBR 7190/97, na direção paralela às fibras é 44,0 MPa e na normal às fibras é 25,38 MPa.

A figura 5.4-1 apresenta os valores determinados experimentalmente, pelo critério da NBR 7190/97 e os estimados pela expressão 5.4-1.

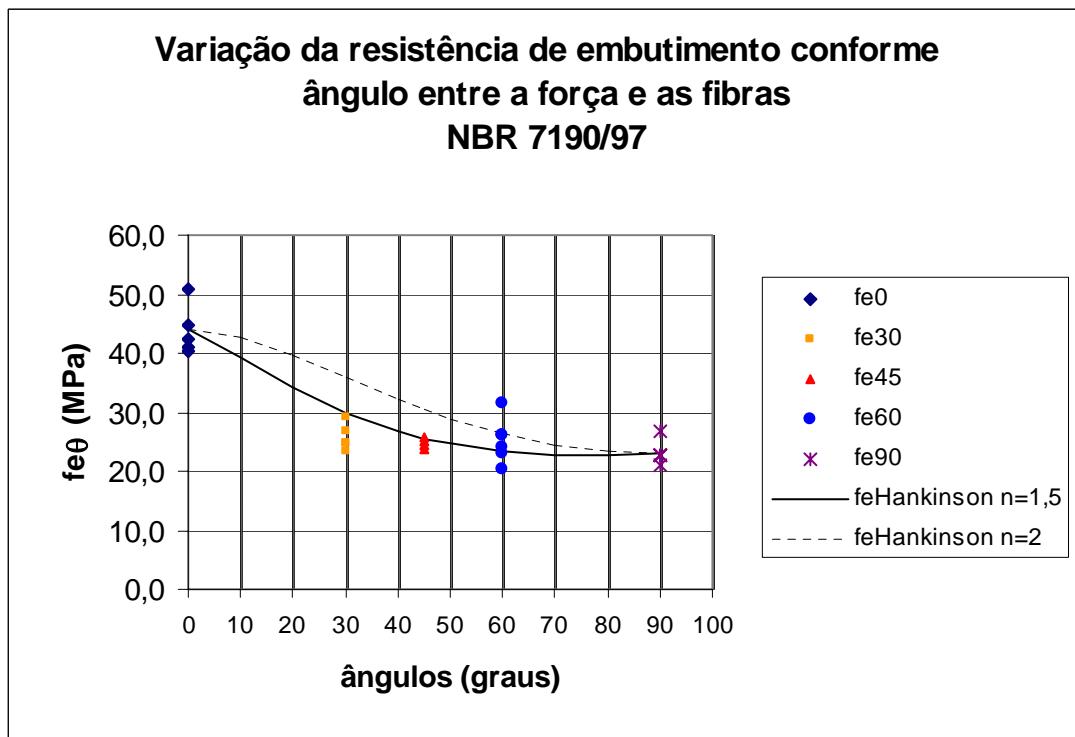


Figura 5.4-1 Comparação da resistência de embutimento experimental (NBR 7190/97) e pelo Modelo de Hankinson

Observa-se que a média dos valores encontra-se próxima dos pontos que pertencem à curva com $n=1,5$. O critério de Hankinson parece ser um estimador razoável do comportamento de resistência de embutimento pelo critério experimental da NBR 7190/97. O mesmo tipo de comparação foi feito para os valores experimentais do Eurocode 5, conforme figura a seguir.

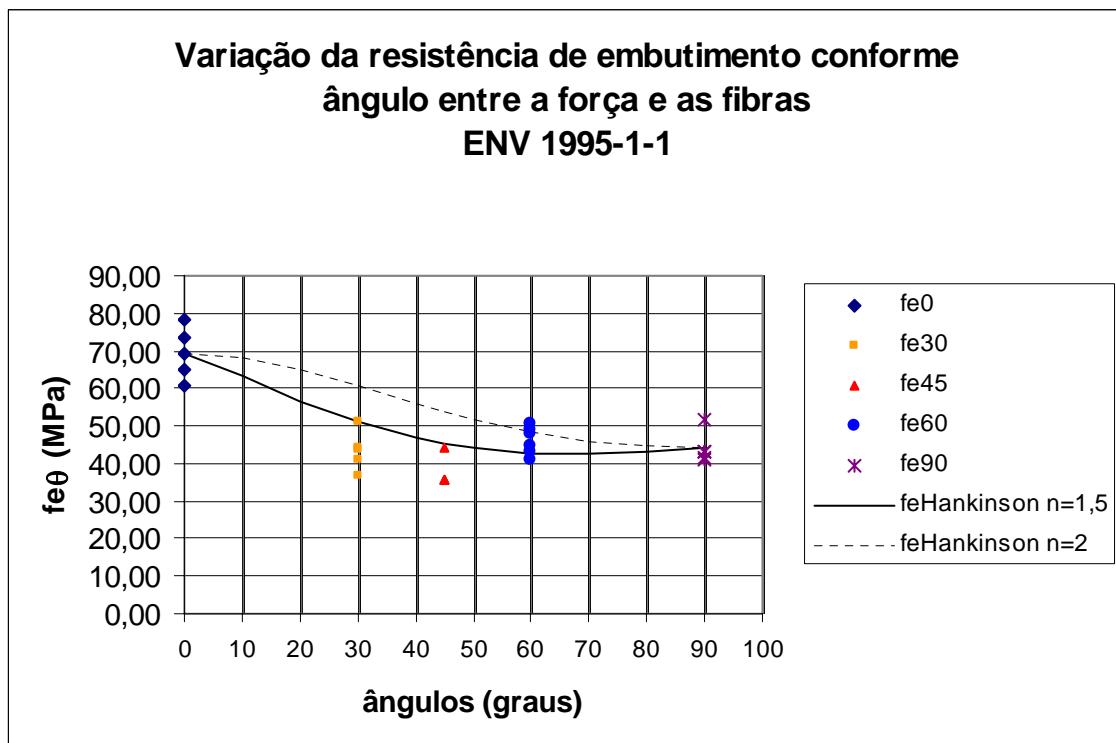


Figura 5.4-2 Comparação da resistência de embutimento experimental (Eurocode 5) e pelo Modelo de Hankinson

A comparação não apresenta boa concordância entre os dois critérios. Os pontos da curva para $n=1,5$ interceptam valores experimentais mínimos e máximos.

Uma possível explicação para o fato do modelo de Hankinson não concordar com os resultados dos ensaios está na natureza do fenômeno. Durante o embutimento do parafuso na madeira, a distorção da geometria inicial do furo onde está o pino introduz uma concentração de tensões que altera a distribuição de tensões na região. Este efeito não ocorre quando a solicitação é de compressão inclinada em relação às fibras, por exemplo, em um ensaio de compressão na madeira. Esta constatação sugere que o

fenômeno está associado a um efeito localizado e não a uma distribuição uniforme de tensões em uma região. Sob o aspecto analítico, talvez, a análise sob o ponto da energia de deformação possa conduzir a resultados mais favoráveis. Neste trabalho não será investigada esta possibilidade, por não fazer parte do objetivo principal da investigação, que é a rigidez de embutimento.

5.5 Modelo de Hankinson para Avaliação da Rigidez para Força Inclinada em Relação às Fibras

As mesmas comparações feitas na resistência de embutimento foram aplicadas a rigidez. Os valores experimentais de rigidez, pelos dois critérios aqui empregados, estão sobrepostos à curva determinada pela expressão de Hankinson. O valor de rigidez média de embutimento paralelo e normal são usados como parâmetros na expressão que adquire a seguinte forma.

$$K_{\alpha} = \frac{K_0 \cdot K_{90}}{K_0 \operatorname{sen}^n \alpha + K_{90} \operatorname{cos}^n \alpha} \quad (5.5-1)$$

Inicialmente aplicou-se a expressão aos valores de K_0 e K_{90} determinados pelo critério do Eurocode 5, cujos respectivos valores são 11,33 kN/mm e 20,00 kN/mm.

A figura 5.5-1 apresenta a comparação gráfica dos valores experimentais e analíticos. Observa-se que os resultados de rigidez para ângulo de 90 graus apresentam um comportamento diferente do esperado, com rigidez maior que no ângulo de 0 graus. Este comportamento pode ser explicado pela forma de ruptura que os corpo-de-prova de 90 graus apresentaram. A ruptura por tração normal às fibras ocorre na região distante do furo, após um significativo esmagamento das fibras contra o parafuso. Este esmagamento é precoce no ensaio de embutimento normal quando comparado ao ensaio

de embutimento paralelo. Este comportamento fica evidente na comparação entre as curvas tensão – deformação dos dois tipos de ensaios. Aqui mais uma vez, ao usar o primeiro trecho de carga, há uma significativa alteração dos parâmetros que descrevem o comportamento. Para confirmar este inconveniente, basta observar-se a figura 5.5-2, que apresenta a comparação entre os valores experimentais pelo critério proposto e os calculados pelo modelo de Hankinson.

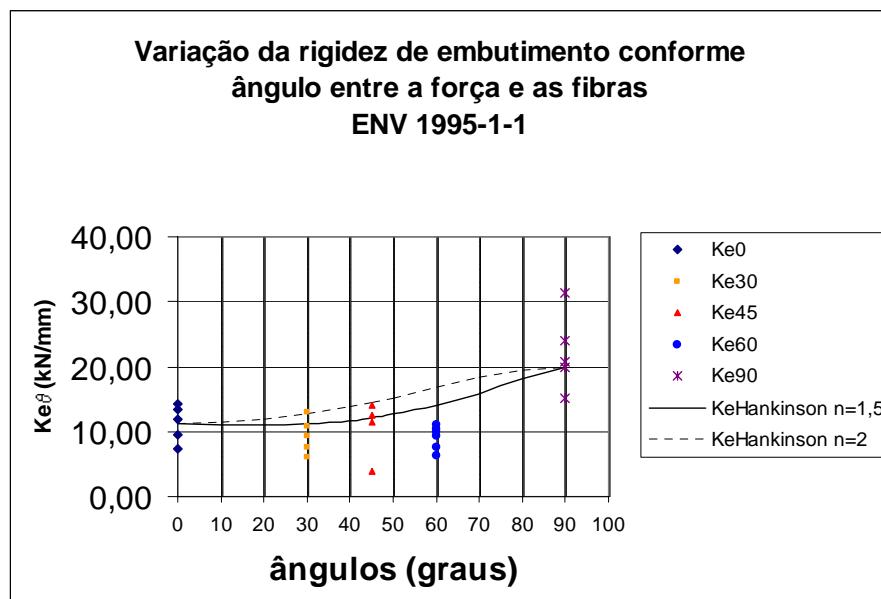


Figura 5.5-1 Comparação da rigidez de embutimento experimental (Eurocode 5) e pelo Modelo de Hankinson

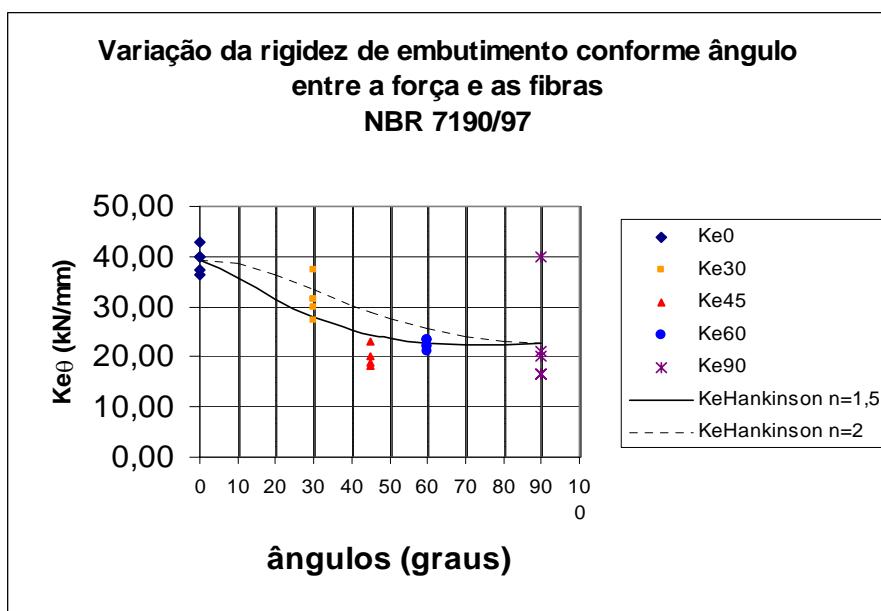


Figura 5.5-2 Comparação da rigidez de embutimento experimental calculada pelo critério proposto e pelo Modelo de Hankinson

Os resultados de rigidez de embutimento pelo critério aqui proposto possuem maior coerência com o fenômeno em análise, por apresentarem valores menores à medida que o ângulo em relação às fibras aumenta. Em outras palavras, a rigidez para embutimento paralelo às fibras é maior que no embutimento normal.

5.6 Considerações Finais

De forma geral, a análise dos resultados experimentais aqui feita permite considerar adequado, pelo menos para os casos analisados, o critério de rigidez de embutimento que calcula a secante entre os pontos 71 e 85 localizados sobre a curva experimental força – deslocamento. Este procedimento possui a vantagem de usar o mesmo procedimento de ensaio que a NBR 7190/97 recomenda para determinação da resistência de embutimento.

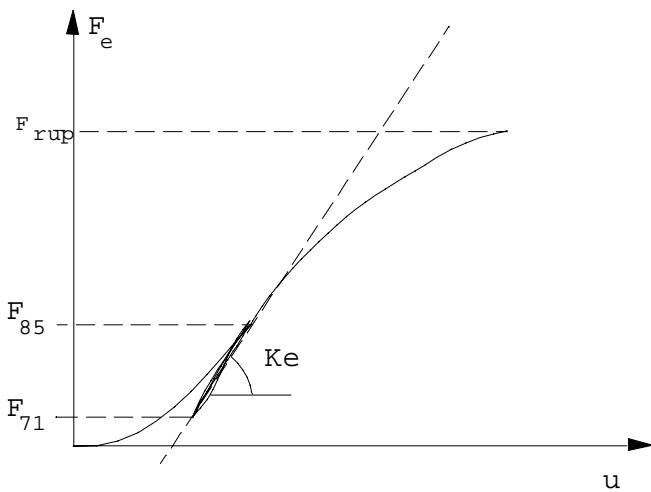


Figura 2.5.3.3-1 Critério proposto para determinação experimental da Rigidez de embutimento K_e a partir do Diagrama Força – deslocamento (reapresentada)

A principal vantagem deste procedimento é usar um trecho da curva após o ajuste do parafuso ao furo, em lugar de considerar os valores iniciais. Esta escolha parece ser mais adequada à representação da situação de serviço das ligações. O critério aqui

proposto pode ser indicado tanto para ensaios de embutimento de madeira laminada colada quanto também para madeira maciça, já que não houve perturbação da linha de cola no fenômeno. No entanto, para que se possa generalizar o emprego deste critério, é necessária uma maior investigação para outras espécies de madeira e para parafusos de diâmetro maior, que seriam uma situação mais real do uso destes elementos de ligação. Outra incógnita que permanece é sobre a influência na rigidez do uso de reforço nas ligações, tais como fibras ou mantas de vidro com orientação na direção perpendicular às fibras da madeira.

6 Conclusões e Sugestões de Futuras Investigações

Este trabalho trata sobre a determinação experimental da rigidez de embutimento de ligações de estruturas de madeira laminada colada ligadas por meio de parafusos de alta resistência, tipo ASTM A325. Este parâmetro das ligações se faz necessário para a determinação da rigidez à flexão de uma ligação submetida a momentos fletores, influenciando na verificação das deformações da estrutura. Além da rigidez de embutimento, outro parâmetro de caracterização mecânica nas ligações parafusadas, que interfere na análise estrutural, é a tensão de escoamento dos parafusos.

A investigação foi realizada com base em procedimentos experimentais, analisando resultados de ensaios de embutimento e comparando estes resultados a critérios da NBR 7190/97 e do Eurocode 5. O método de ensaio de embutimento empregado foi o estabelecido pela norma brasileira. No entanto, a norma brasileira NBR 7190/97 não apresenta um critério para determinação da rigidez de embutimento, sendo necessário o preenchimento desta lacuna.

Os parâmetros de ensaio foram escolhidos de forma a caracterizar ligações que apresentem ruptura por esmagamento da madeira e não por flexão no parafuso. Os resultados experimentais são comparados aos valores determinados pelos critérios expostos no item 2.5.3, possibilitando a avaliação destes critérios, pelo menos para as situações neste trabalho investigadas.

A comparação foi feita por etapas. Na primeira, comparou-se a resistência e a rigidez de embutimento experimentais às calculadas com os códigos. Após, investigou-se o critério de determinação da resistência de embutimento e da rigidez para ângulo relativo às fibras diferentes de 0° e 90° . Para isto, comparou-se os valores experimentais para os ângulos de 30° , 45° e 60° aos valores calculados pela expressão de Hankinson.

As rupturas dos corpos-de-prova evidenciaram o comportamento da madeira de material anisotrópico. Para mudança do ângulo entre 0 e 90 graus, a forma de ruptura não variou de modo significativo e sim de ordem de grandeza. O modo de ruptura identificado foi decorrência de tração normal às fibras. Nos ensaios com 90 graus, também foi constatada tração normal, mas somente após ocorrer a deformação

excessiva da madeira pressionada pelo parafuso. Nos corpos-de-prova com força paralela às fibras, o modo de ruptura é por fendilhamento da madeira. A linha de cola em nenhum momento apresentou ruptura, observando-se o cuidado de não coincidir o eixo da ligação com a posição da emenda. Os valores de resistência de embutimento e de rigidez são crescentes a medida que o ângulo se aproxima de zero.

O método de ensaio da NBR 7190/97 para resistência de embutimento mostrou ser satisfatório para ângulos relativos às fibras menores que 90 graus. Para este caso, a geometria sofreu alterações de forma a evitar a instabilidade lateral do corpo-de-prova durante a compressão. É sugerido o critério de reduzir a maior dimensão do espécime de 14d para 5d. Como praticidade, é possível adotar o mesmo procedimento de ensaio de resistência para determinação da rigidez de embutimento.

Os critérios propostos pelo Eurocode 5 para determinação analítica e experimental da resistência e da rigidez não apresentaram convergência. No entanto, cabe ressaltar que o critério analítico usa parâmetro experimental, que não foi avaliado para parafusos de alta resistência. Os valores analíticos e experimentais estabelecidos pela NBR 7190/97 para a resistência de embutimento também não apresentaram concordância, nem entre si, nem comparados aos do Eurocode 5. Os critérios do Eurocode 5 resultaram em valores superiores para resistência e inferiores para rigidez. Isto ocorre em função dos parâmetros de determinação gráfica determinarem a rigidez para pontos muito próximos do trecho inicial da curva força – deslocamento, sofrendo grande influência do ajuste inicial devido a folga entre o parafuso e o furo.

O modelo de Hankinson mostrou desempenho satisfatório para o critério experimental de resistência de embutimento da NBR 7190/97. Para os valores experimentais do Eurocode 5, a comparação não chegou a bons resultados, em parte pelos mesmos motivos expostos anteriormente, sobre os pontos próximos do ajuste.

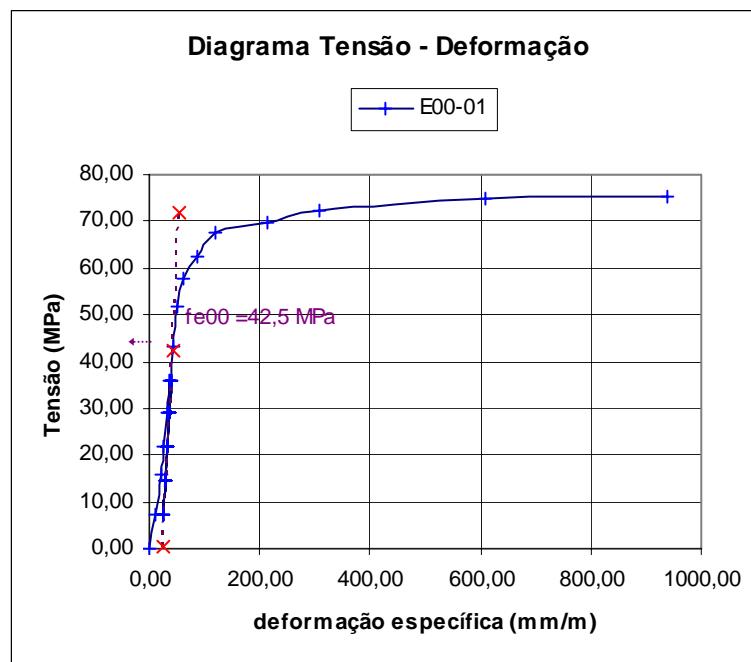
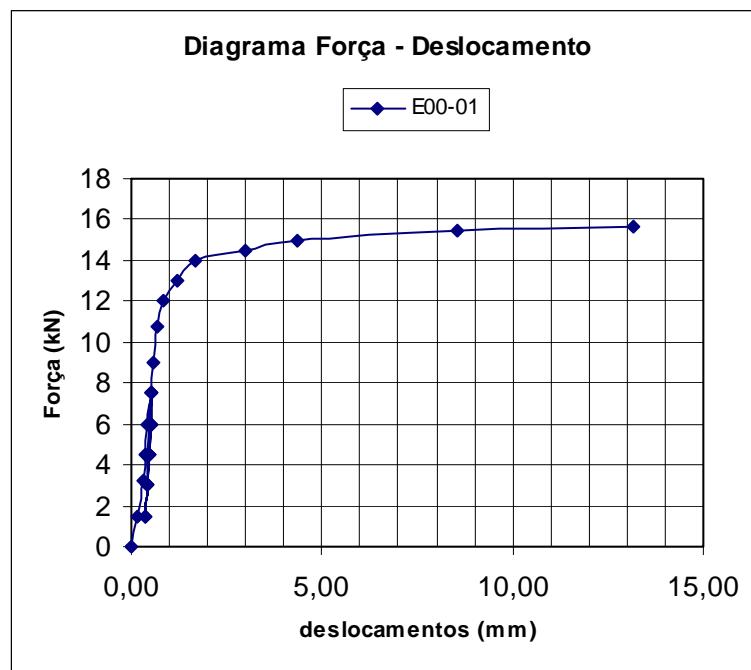
A caracterização dos parafusos, para determinação do momento de plastificação, foi feita com a aplicação do procedimento do Comitê de Normalização Européia, CEN. Os ensaios de flexão dos parafusos apresentaram valores para a tensão de escoamento do aço próximos aos estimados pelo ensaio de dureza Vickers. Com base nestes resultados, não parece existir diferença entre a determinação experimental da tensão de escoamento pelo ensaio de tração ou de flexão. Porém, para confirmação desta

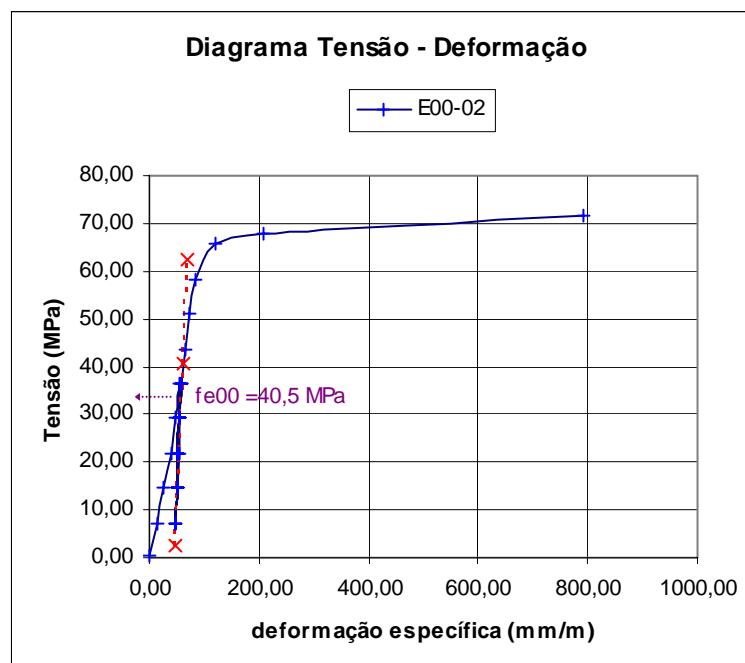
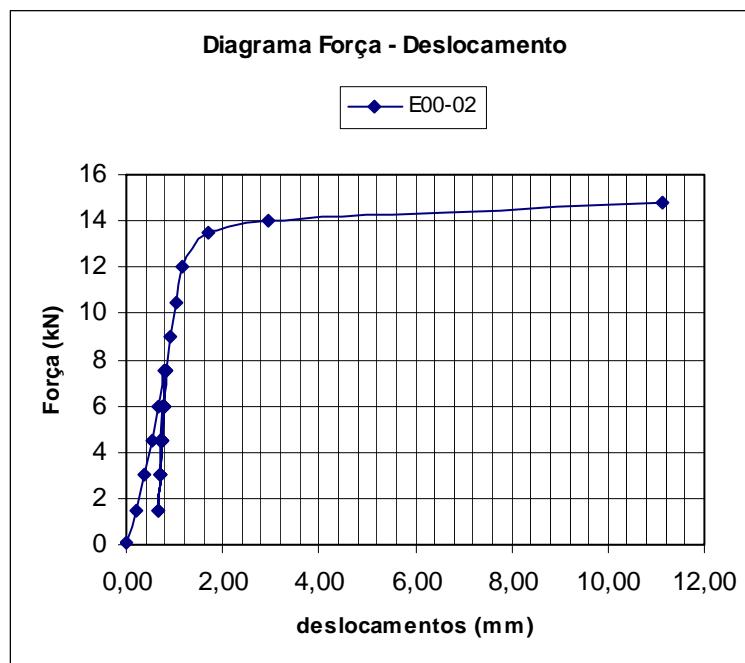
coclusão, se faz necessário proceder a uma investigação por meio de ensaios de tração dos parafusos, em maior número que as amostras analisadas pelos resultados do ensaio de dureza.

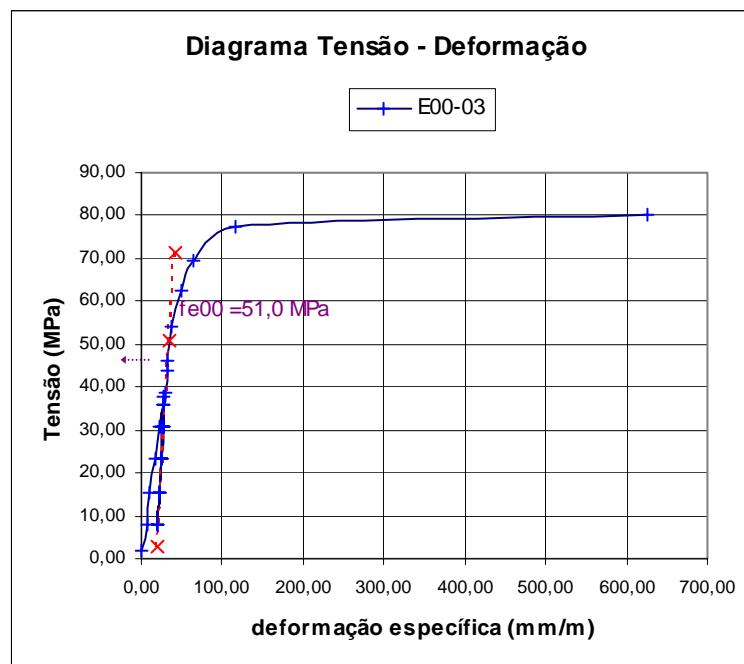
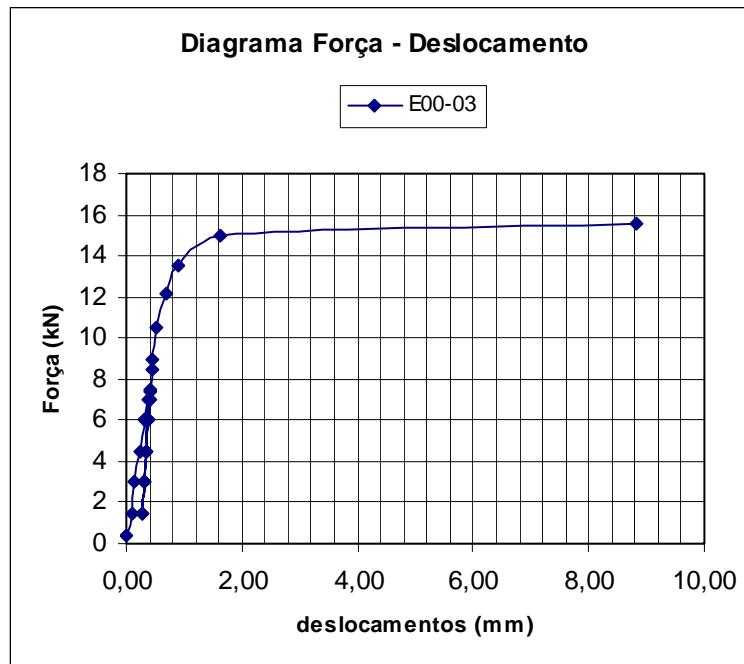
Os resultados do critério experimental proposto neste trabalho precisam ainda passar por uma avaliação mais completa, empregando-os no projeto de uma ligação a ser ensaiada. A partir do cálculo da rigidez à flexão da ligação, é possível avaliar se os valores de rigidez de embutimento são uma boa representação da realidade ou não. De qualquer forma, a análise de rigidez de uma ligação é um problema bastante complexo, que requer muito investimento, tanto em pesquisas numéricas quanto experimentais. Os dois enfoques são necessários para que se alcance o conhecimento que elucide e possa contribuir para o estabelecimento de um critério de projeto que se mostre prático ao engenheiro de estruturas.

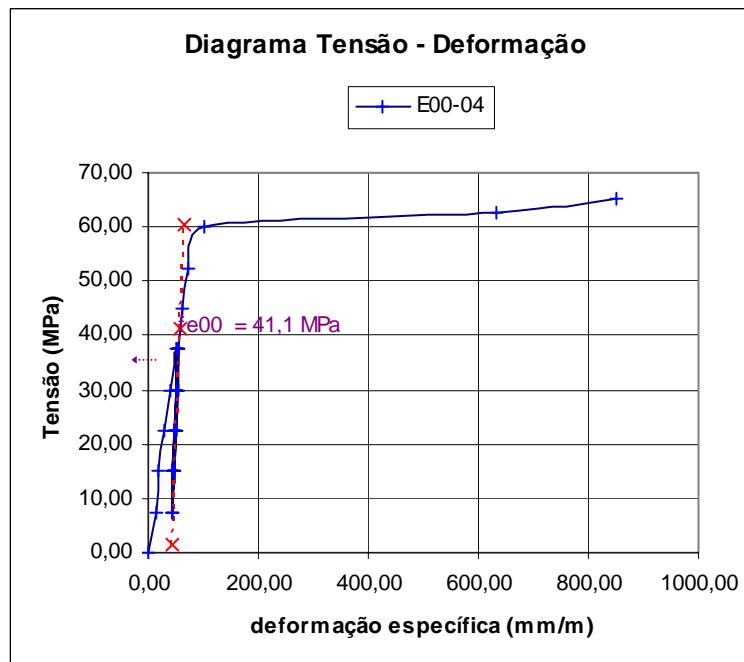
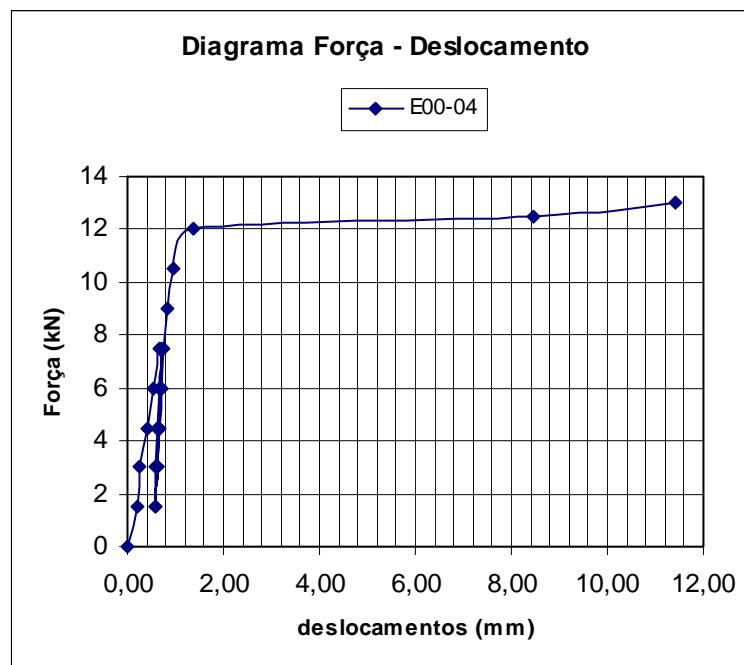
ANEXO

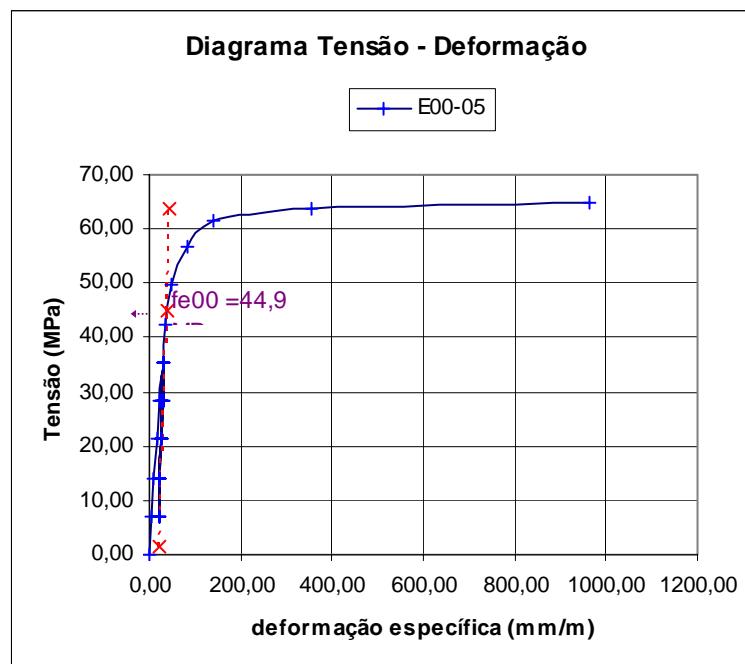
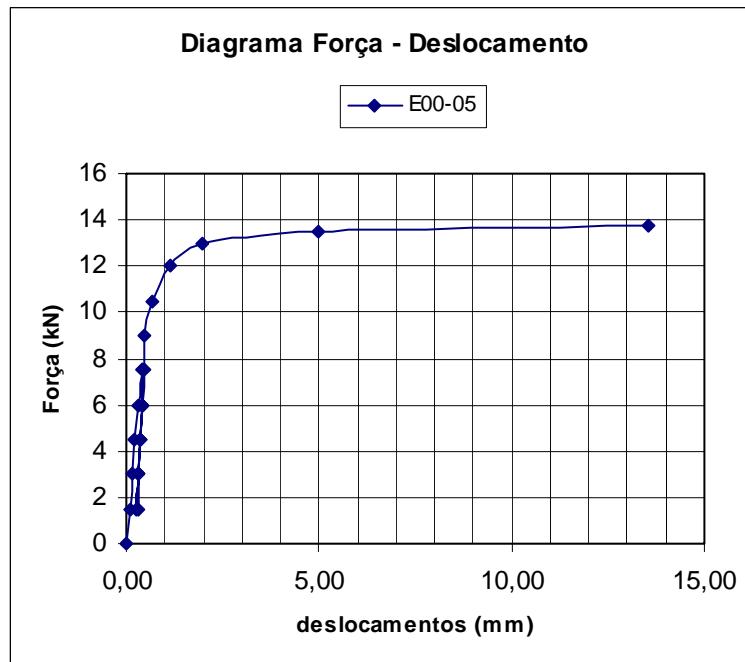
**RESULTADOS ENSAIOS DE
EMBUTIMENTO**

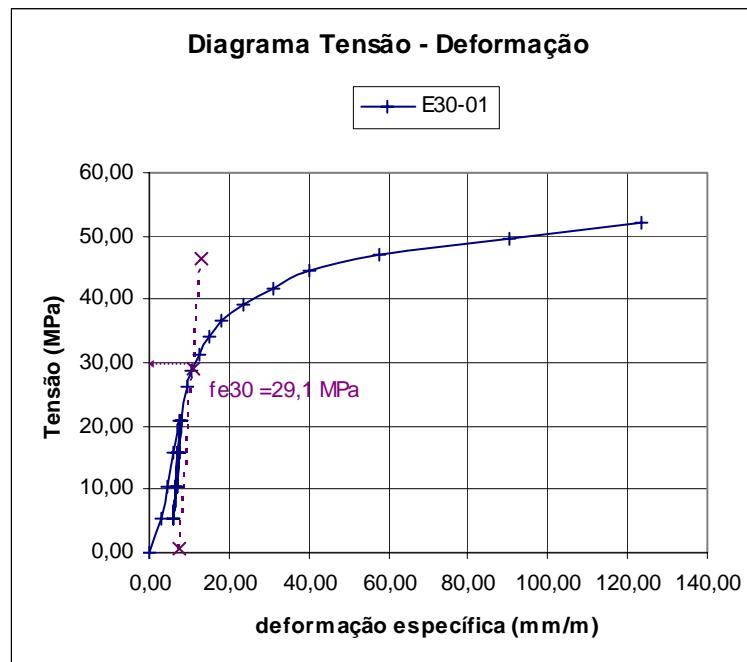
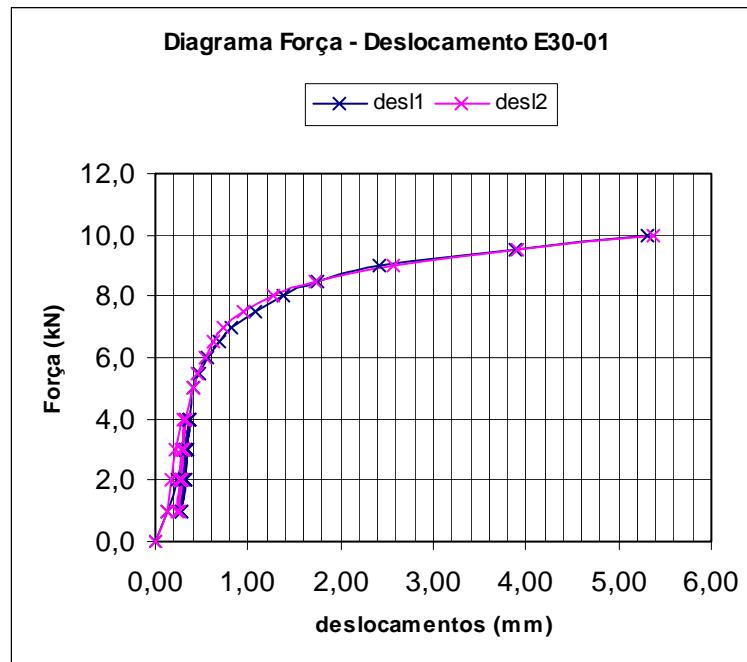


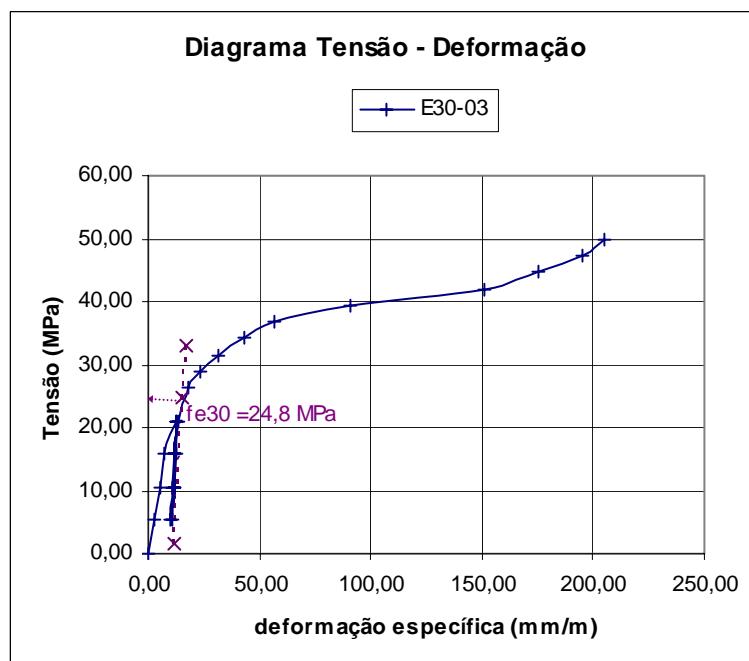
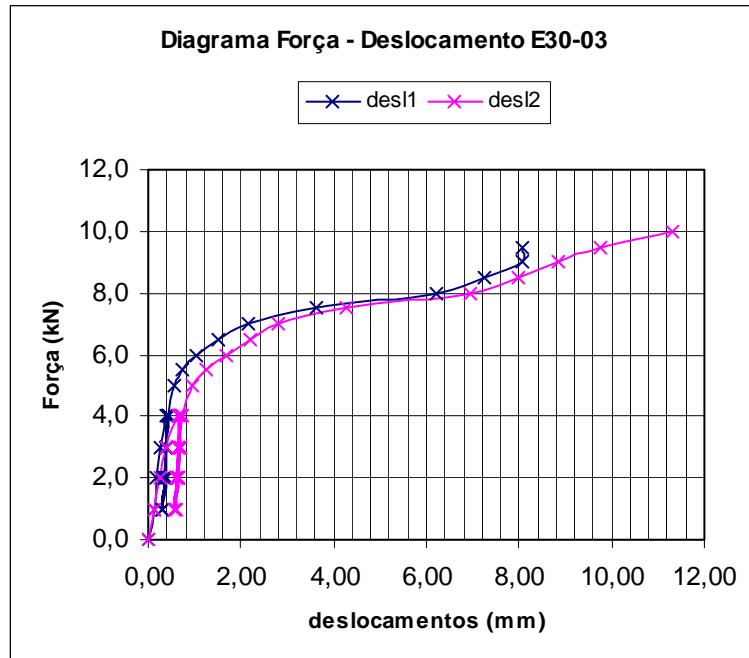


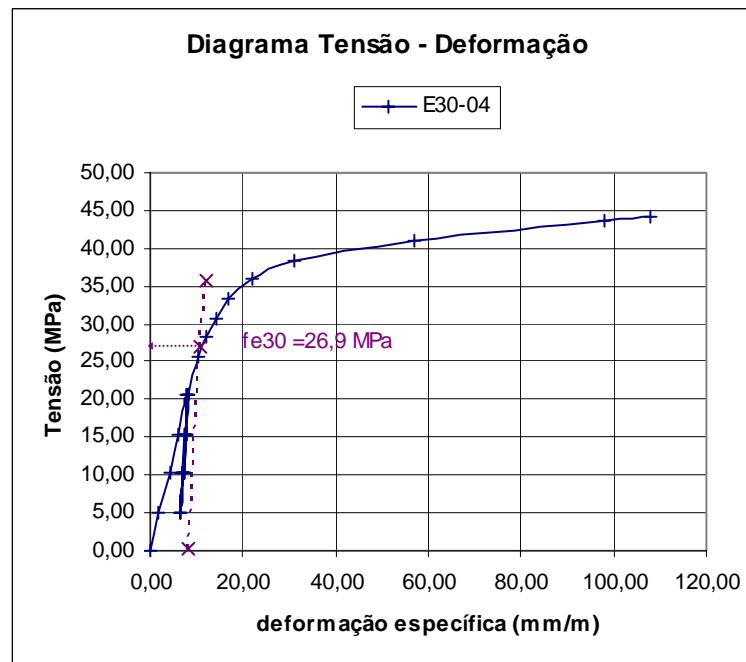
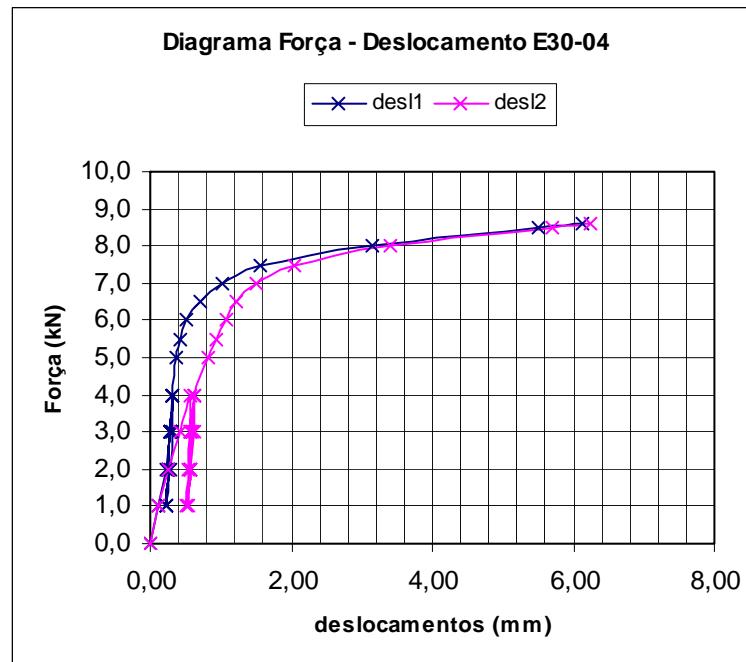


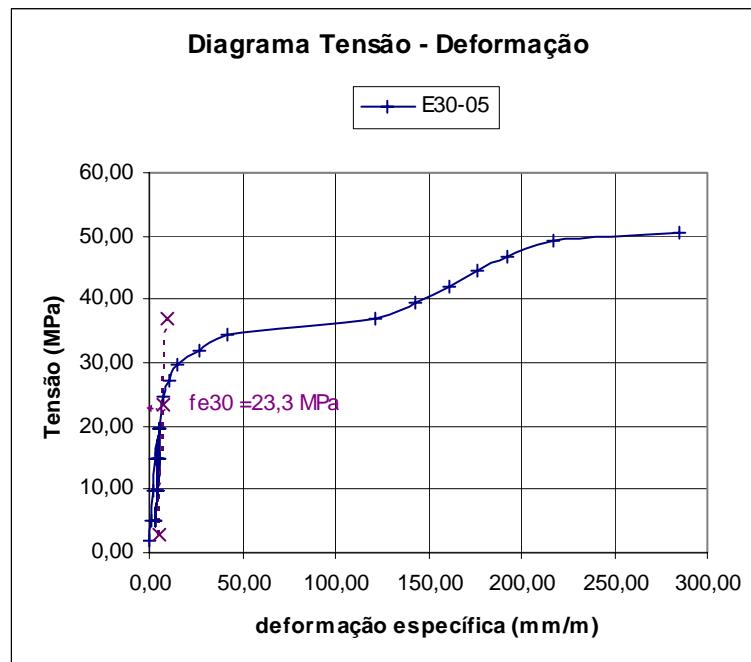
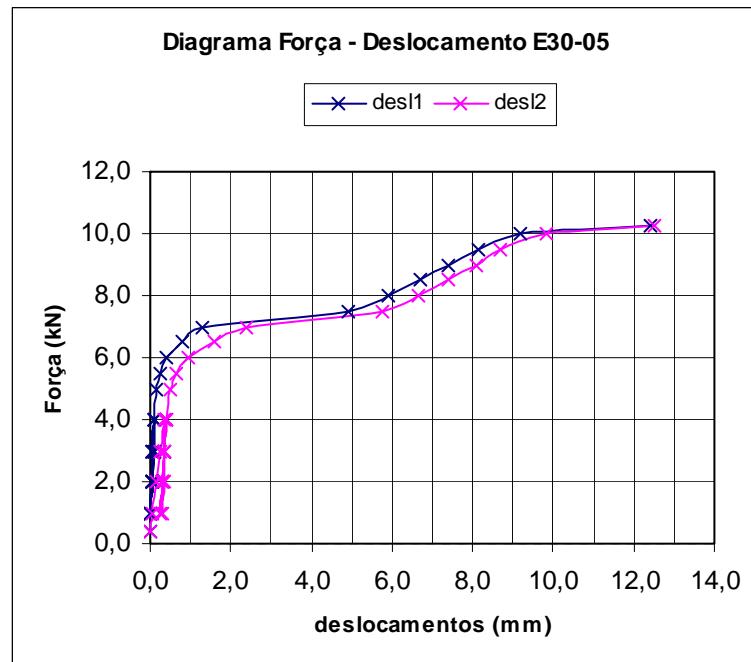


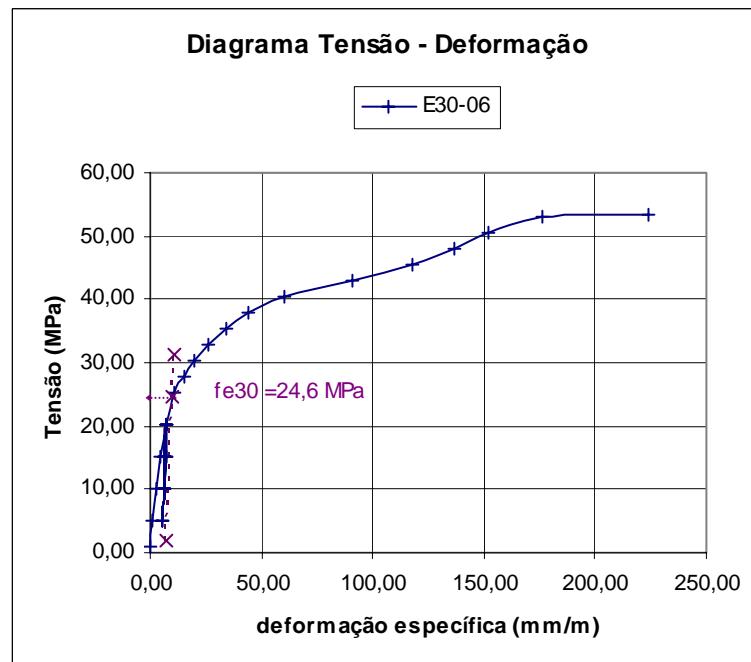
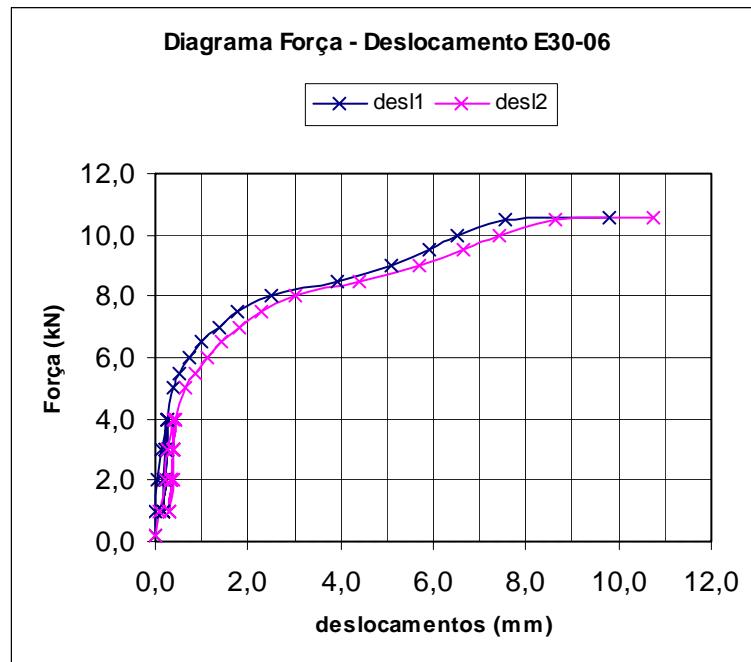


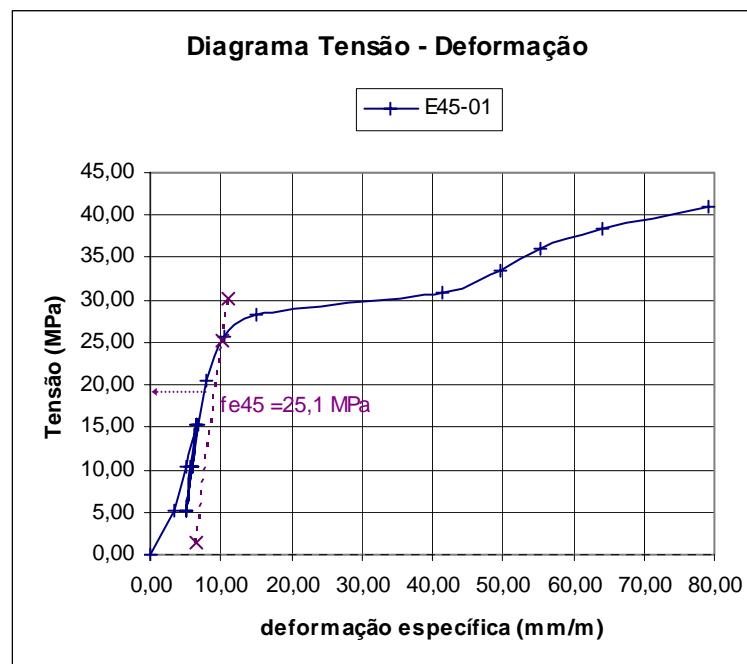
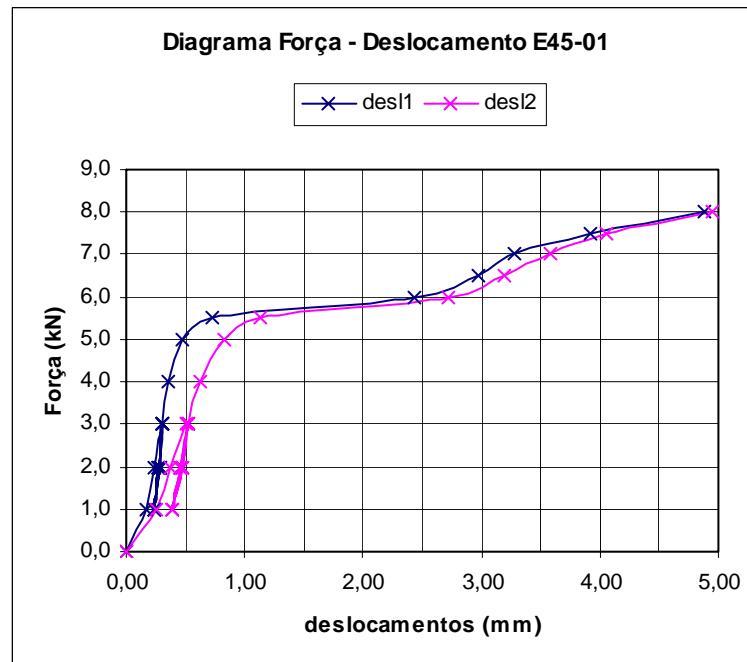


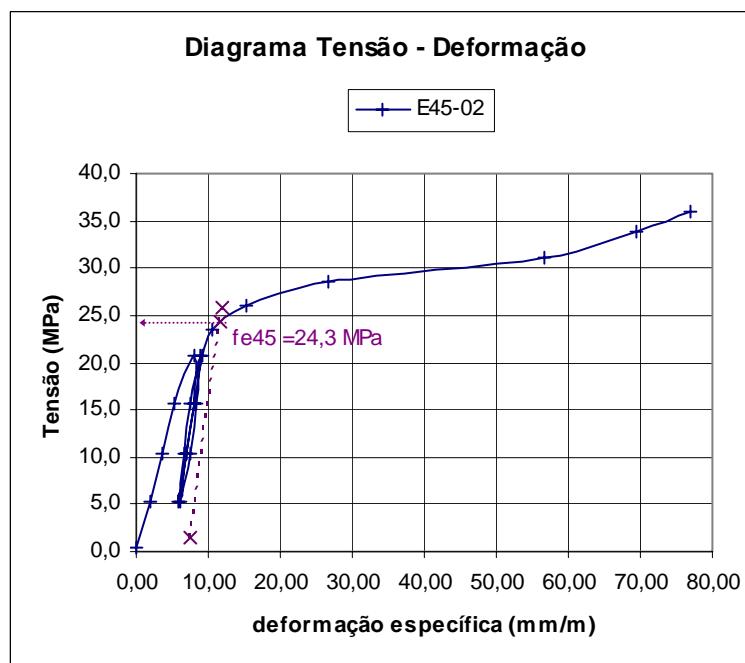
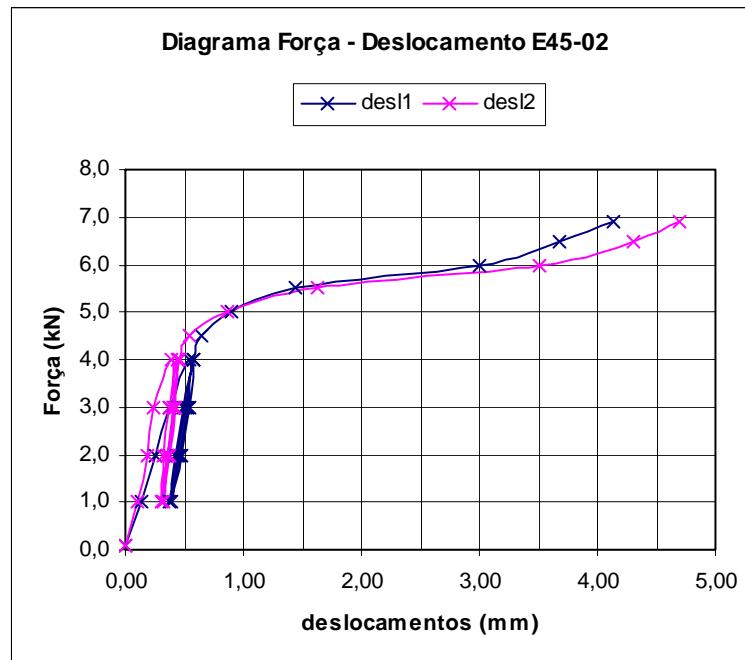


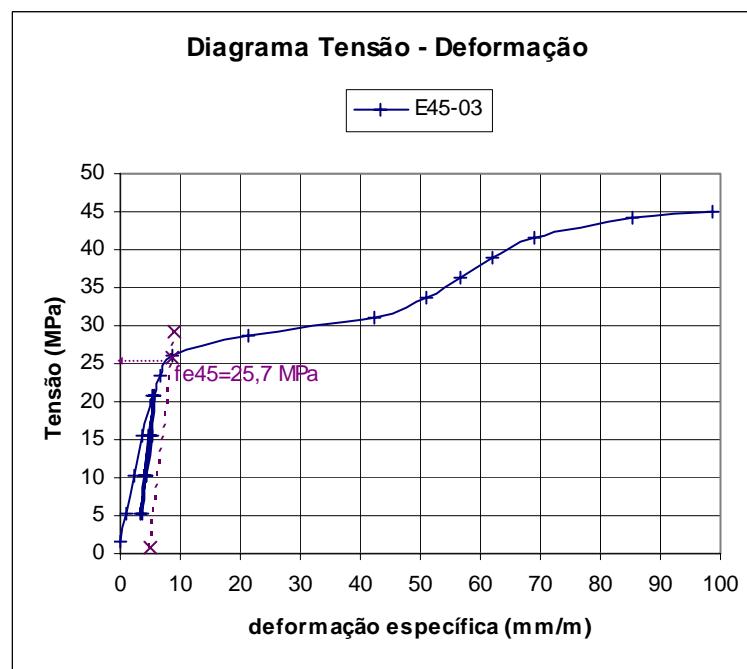
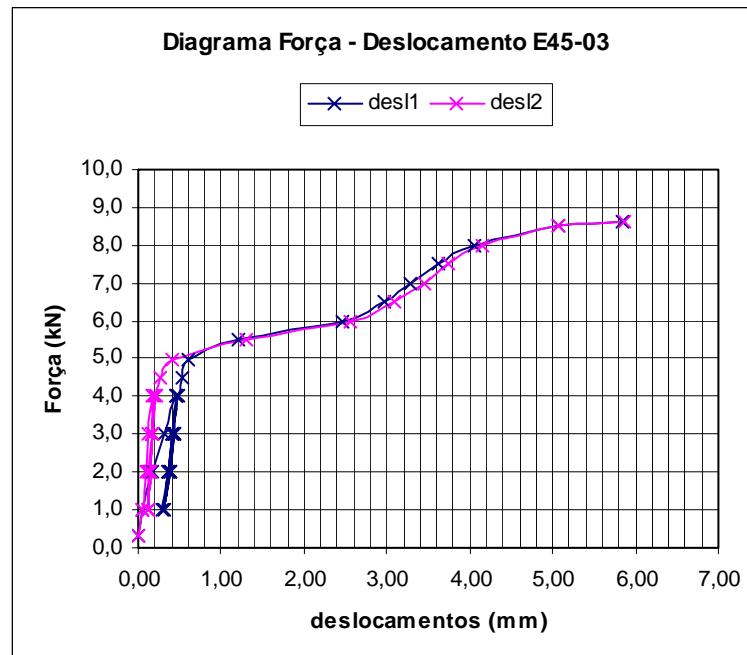


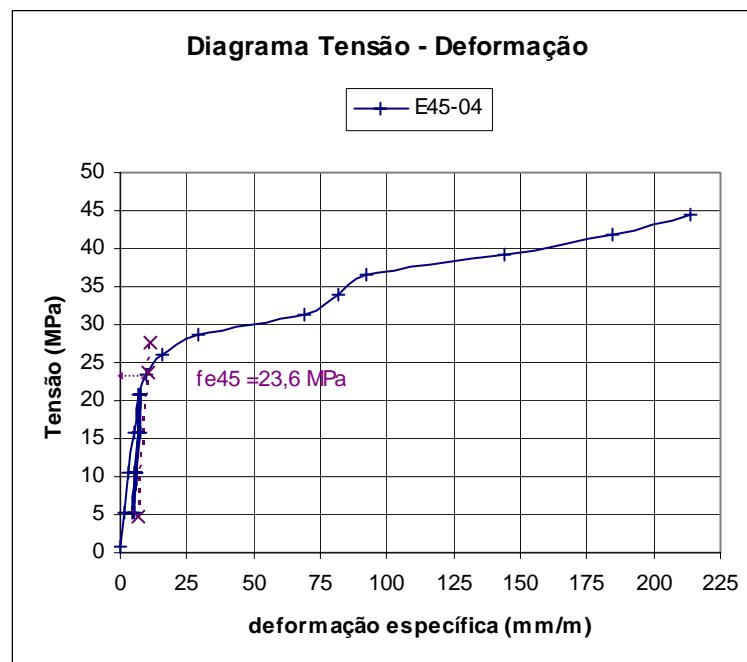
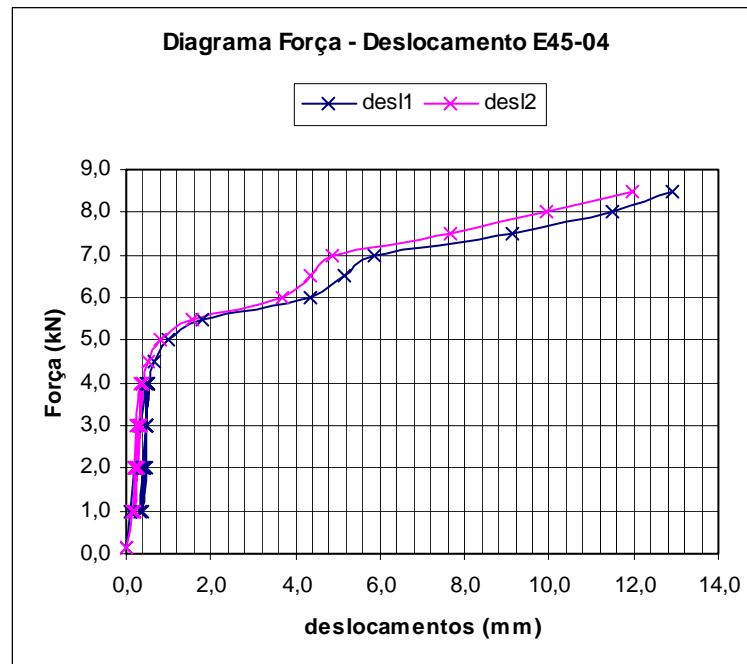


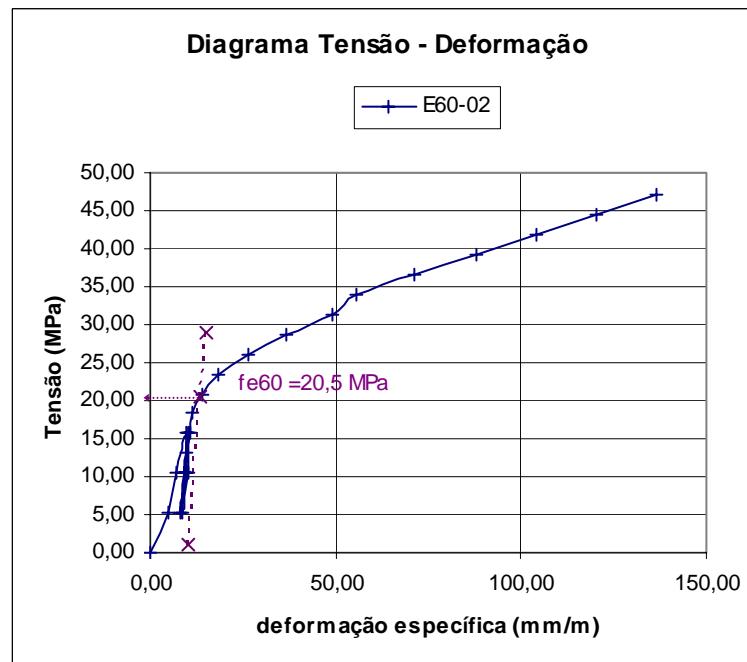
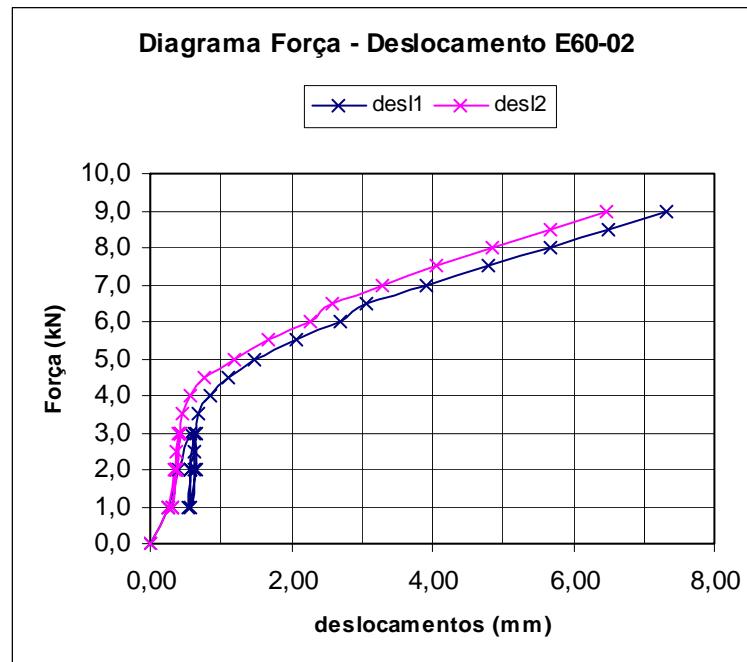


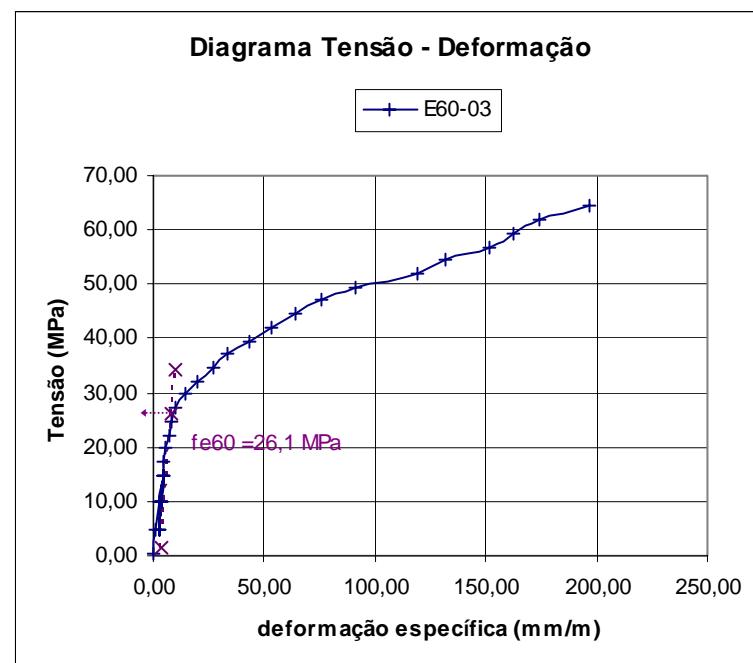
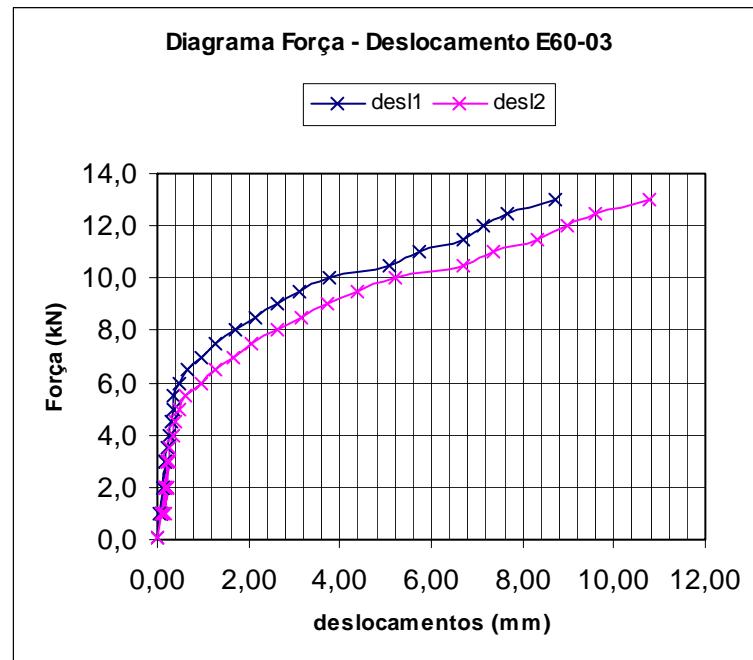


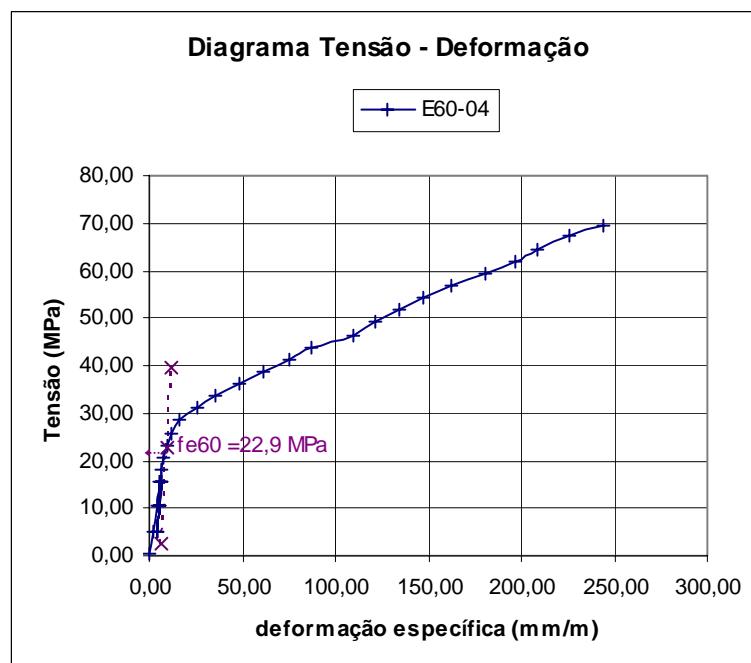
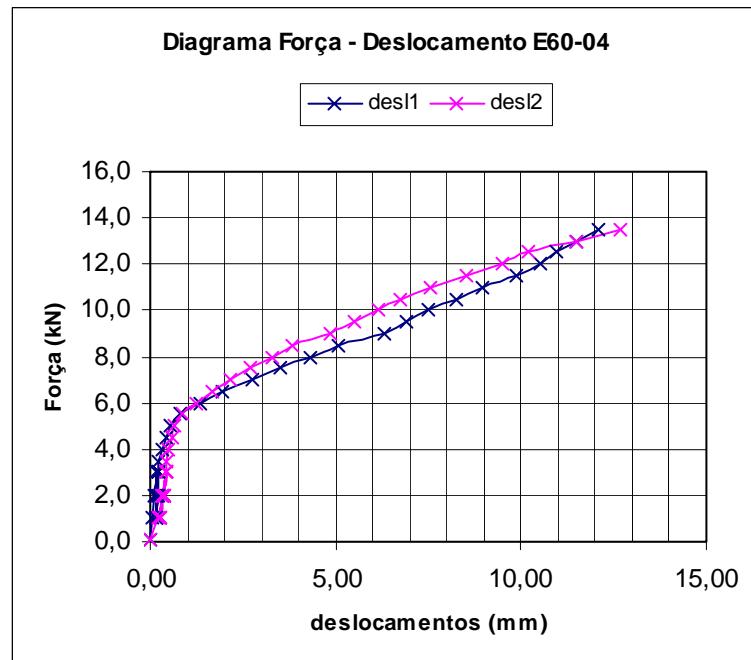


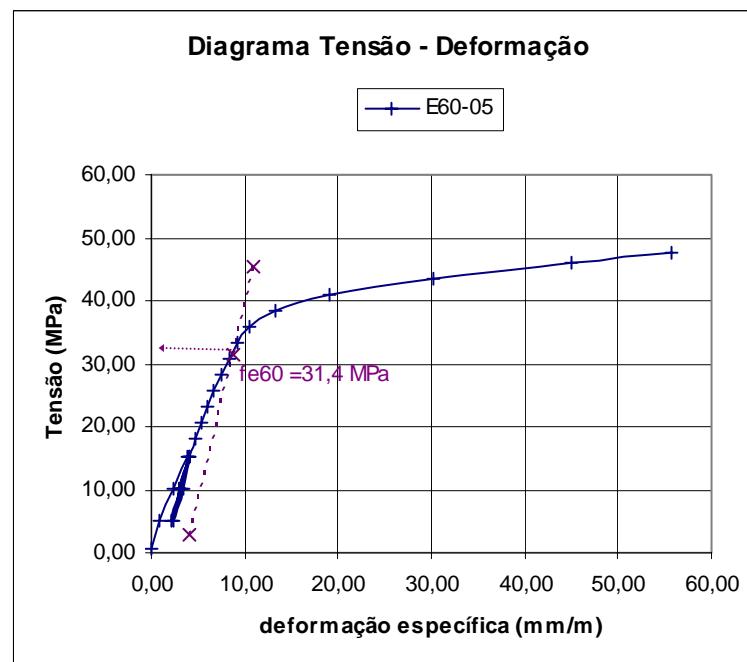
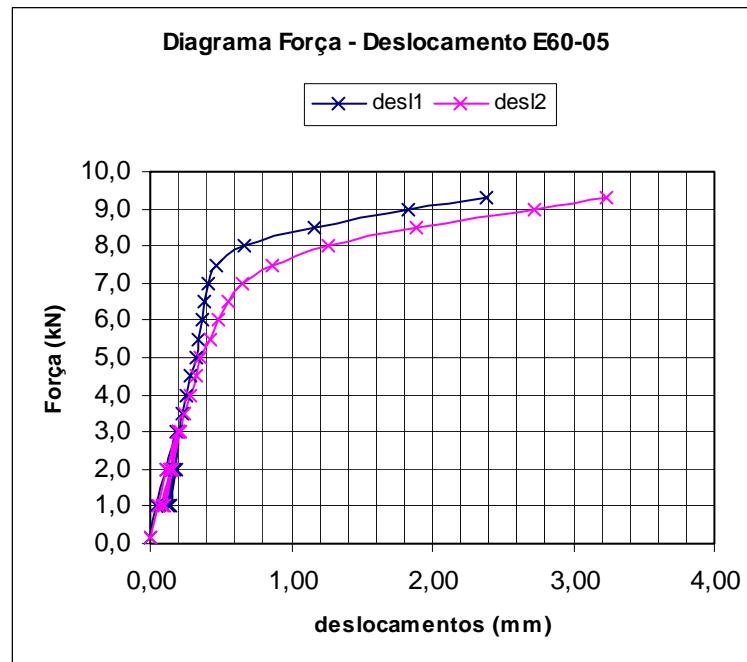


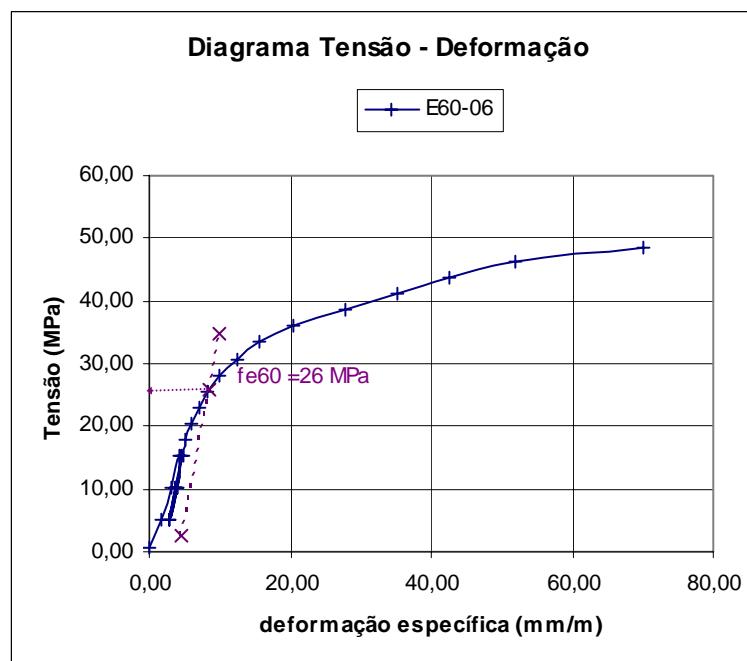
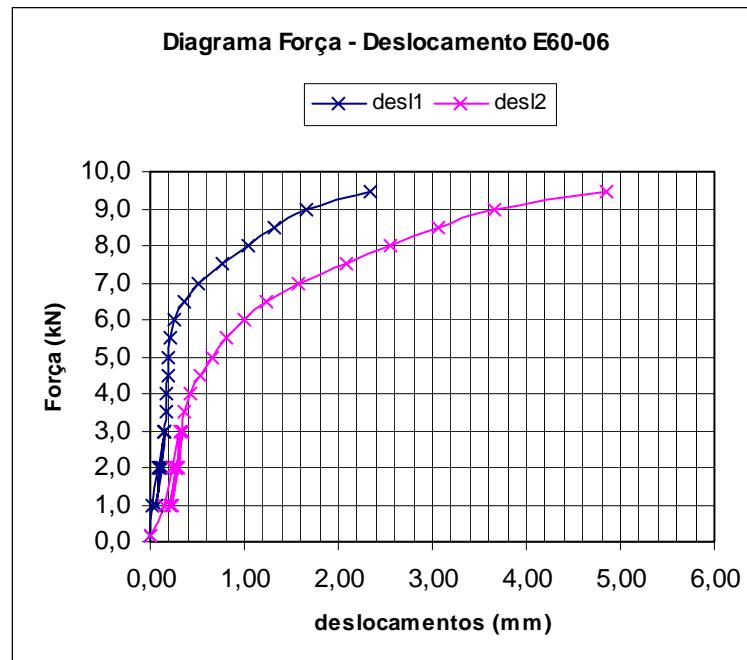


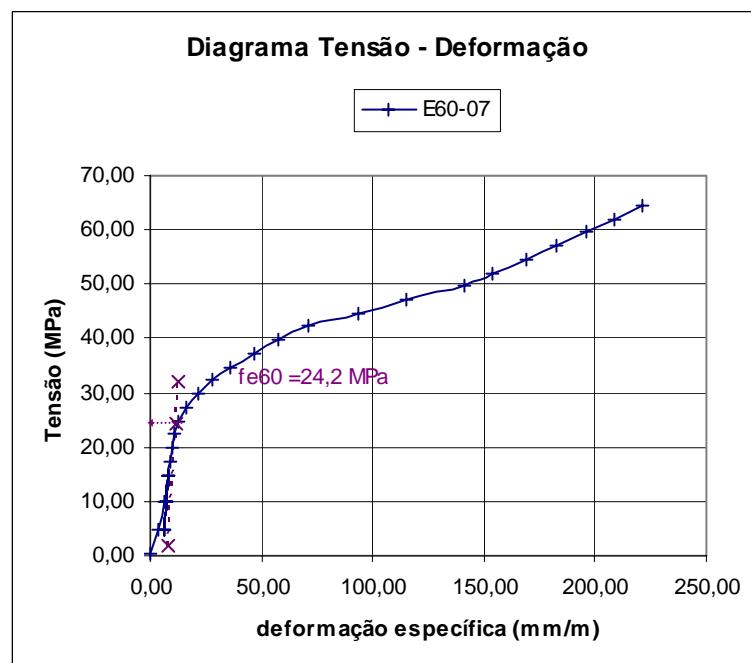
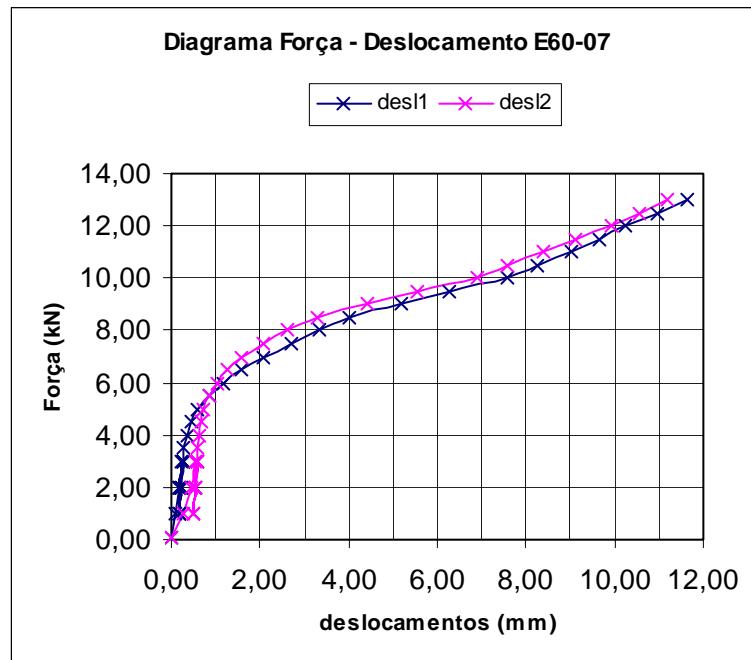


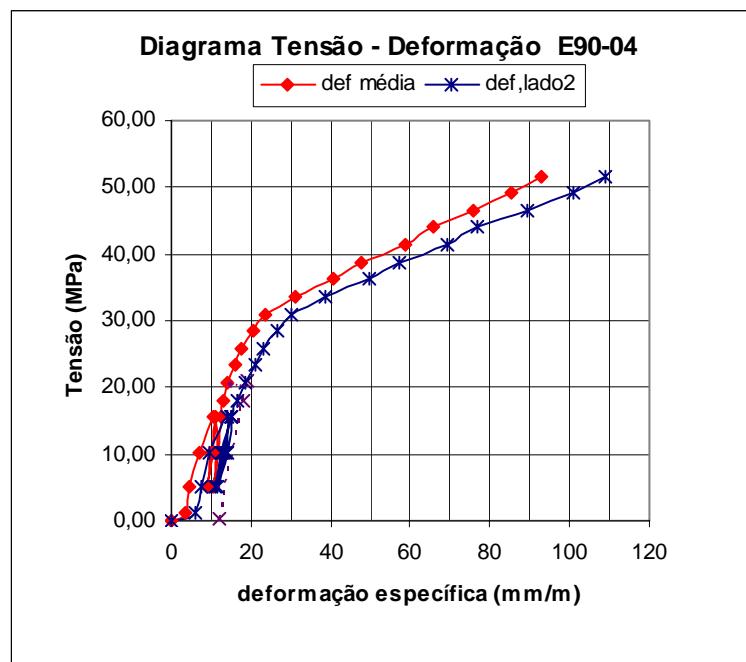
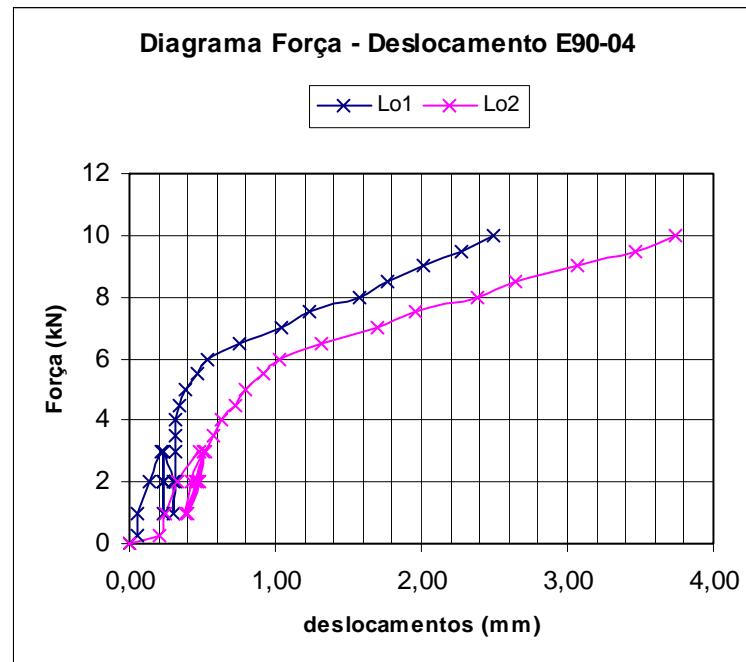


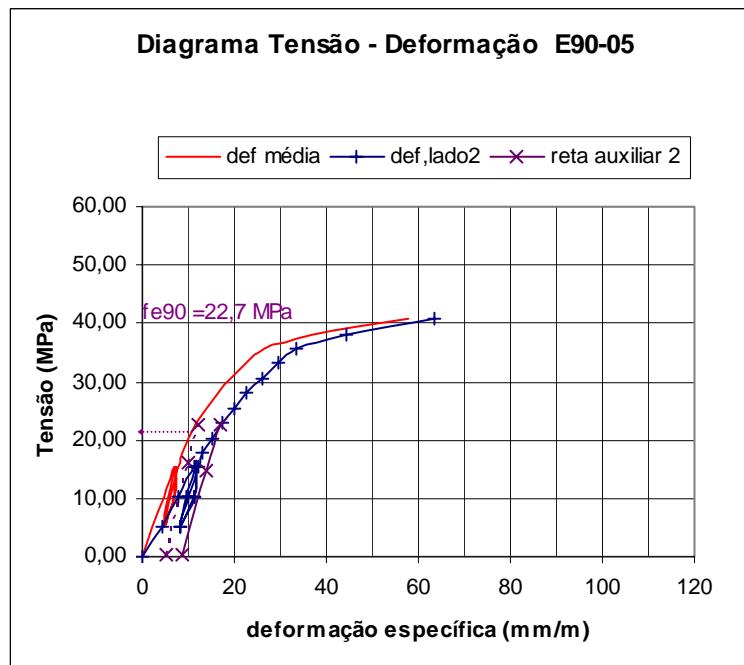
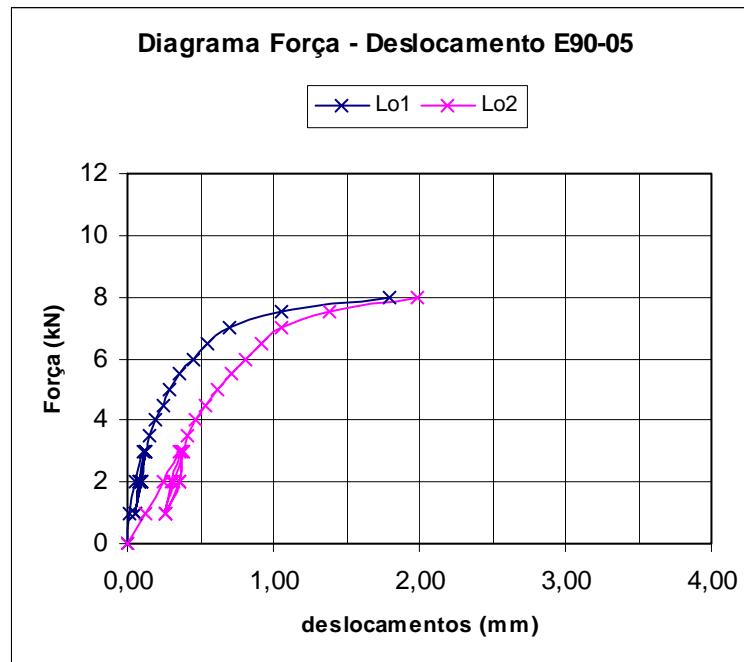


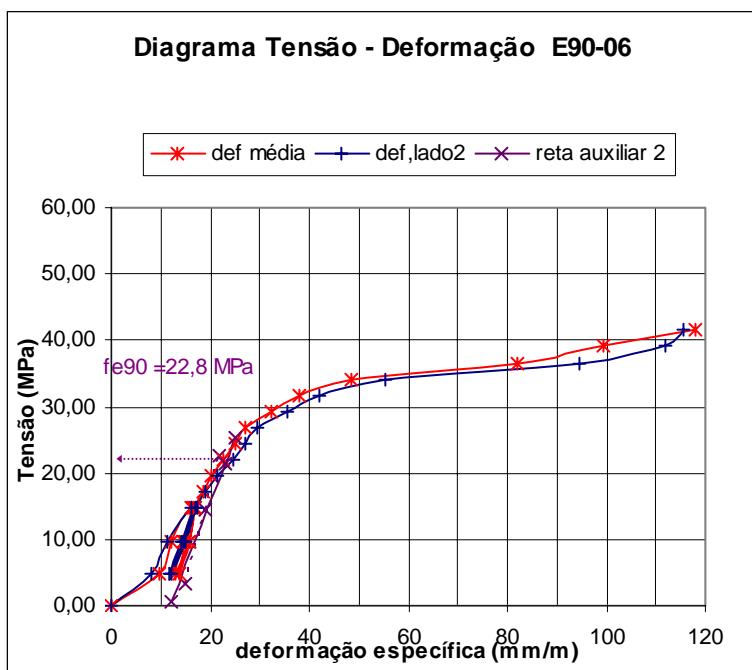
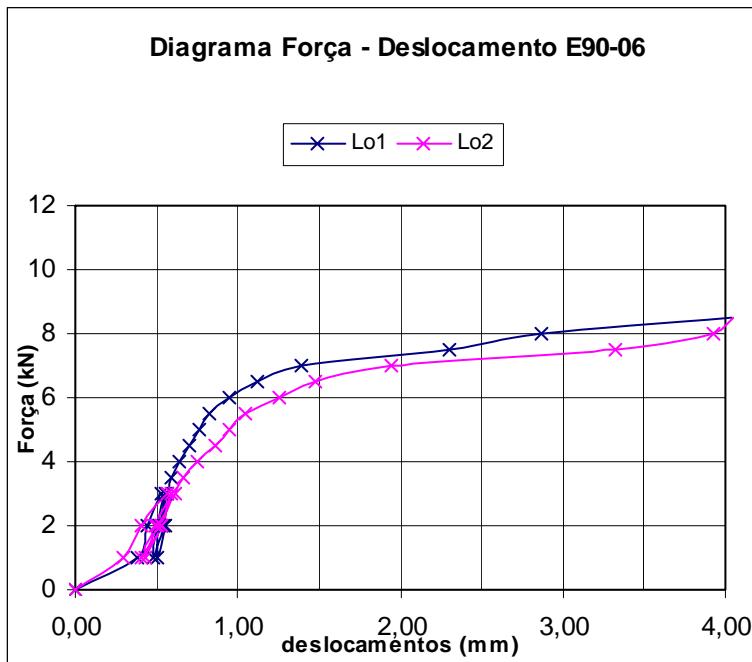


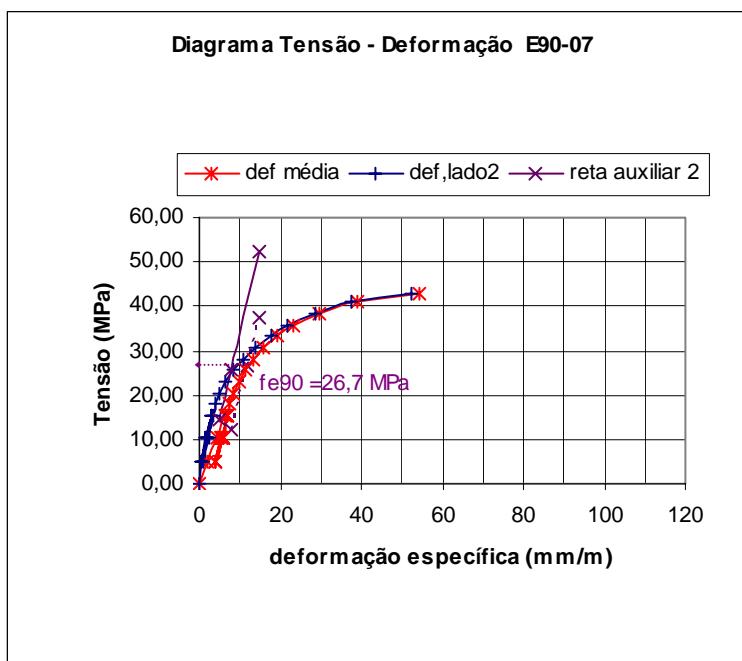
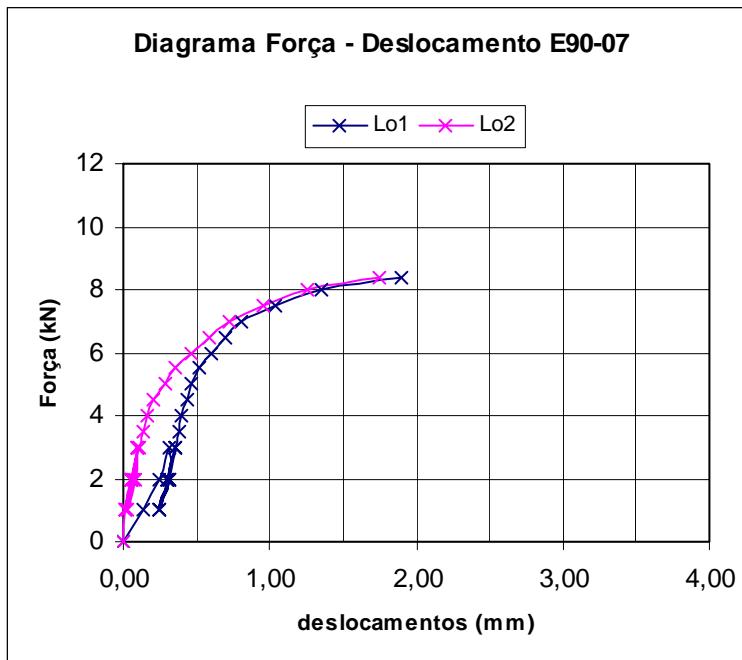


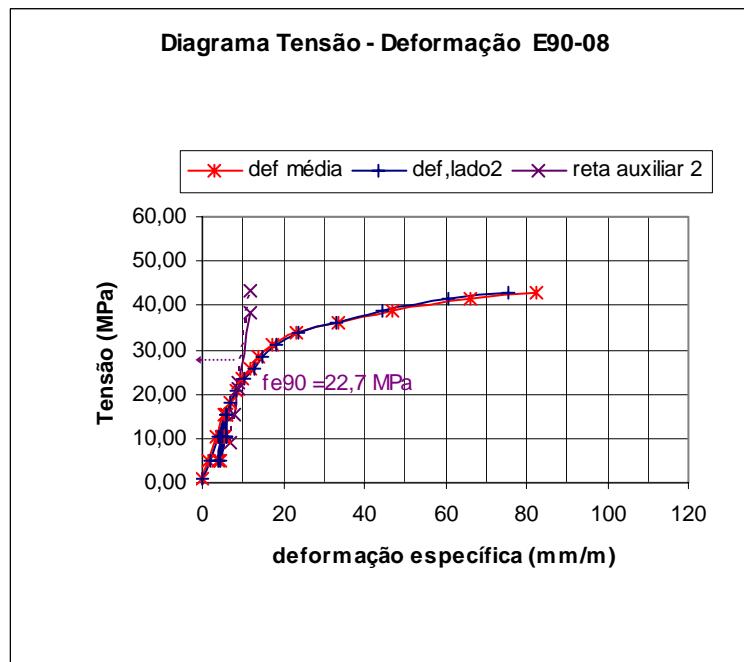
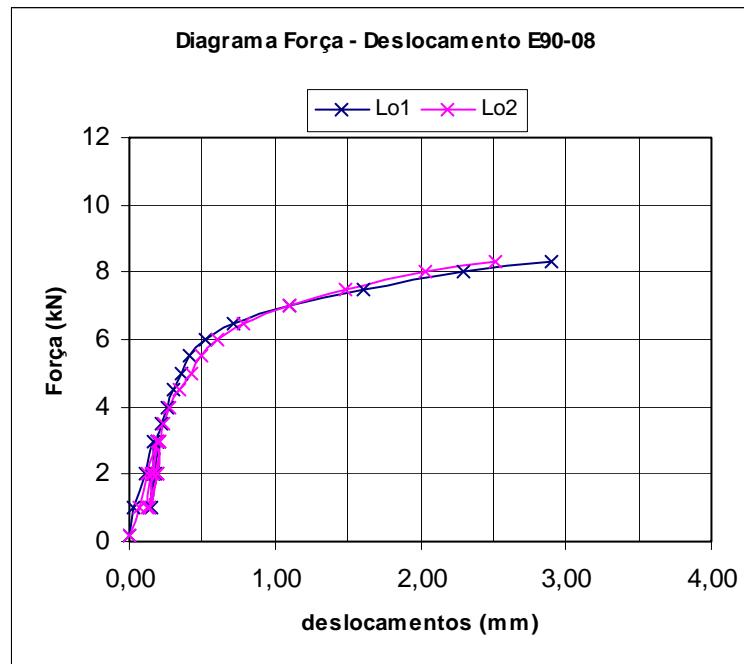












Referências Bibliográficas

- AL-DABBAGH; A.; GOODMAN; J.R.; BODIG, J. Finite element method for wood mechanics. **Journal of the Structural Division. Proceedings of the American Society of Civil Engineers**, mar., pp. 569-86, 1972.
- ALMEIDA, P.A.O.; FUSCO, P.B.; RODRIGUES JR., M.S. – Fundamentos do método para a determinação das resistências das ligações pregadas ou parafusadas em estruturas de madeira. In: V EBRAFEM, Belo Horizonte, MG, julho de 1995. **Anais**. v.2, pp. 315-26.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **High-strength bolts for structural steel joints – A 325**. 1979.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Ações e segurança em estruturas - NBR 8681**. Rio de Janeiro, 1984.
- _____. **Materiais Metálicos – Determinação da Dureza Vickers – Método de Ensaio - NBR 6672/81**. Rio de Janeiro, 1981.
- _____. **Norma de projeto de estruturas de madeira - NBR 7190**. São Paulo, 1997.
- _____. **Projeto e execução de estruturas de aço de edifícios (Método dos estados limites) – Procedimento – NBR 8800**. Rio de Janeiro, 1986.
- BATCHELAR, M.L.; MCINTOSH, K.A. Structural joints in glulam. **5th World Conference on Timber Engineering**, V.2, pp. 289-96, 1998.
- BODIG, J.; JAYNE, B. A. **Mechanics of wood and wood composites**. New York (USA), Van Nostrand Reinhold Company, 1982.
- BONO, C.T. **Madeira laminada colada na arquitetura: sistematização de obras executadas no Brasil**. São Carlos, 1996. 283 p. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- BOUCHAIR, A.; BOCQUET, J.F.; RACHER, P. BERNARD, P. Behaviour of moment-resisting connections. **International Wood Engineering Conference**, V.2, pp. 153-60, 1996.
- CALLIA, W.R. **A madeira laminada colada de Pinho do Paraná nas estruturas**. São Paulo, IPT, 1958. (Boletim. Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo, 47)
- CECCOTTI, A. **Timber connections under seismic actions**. In **Timber Engineering - STEP 1: Basis of design, material properties, structural components and joints**. First edition. Centrum Hout, Holanda, 1995.
- CEN: **prEN 409 – Timber structures - Test methods – Determination of the yield moment for dowel type fasteners – nails**. 1993.
- CEN: **EN 383 – Determination of embedding strength and foundation values for dowel type fasteners**. 1992.
- EHLBECK, J.; LARSEN, H.J. **Eurocode 5 - Design of timber structures: Joints**. 15 p., 1995.
- ENGEL, H. **Sistemas estruturais**. Trad. De Carlos Antônio Lauand. São Paulo, Ed. Hemus, 1981.
- EUROCODE 5. **Design of timber structures – Part 1-1: general rules and rules for buildings – ENV 1995-1-1**. European Prestandard, Bruxelas, 1993.
- FERNÁNDEZ-VILLEGAS, F.R.; ECHEÑIQUE-MANRIQUE; R. **Estructuras de madera**. México, Ed. Limusa, 1991.

- FORTRAN 90 – Compilador da Microsoft Power Station – Professional Edition, Versão 4.0.
- GERE, J.M.; WEAVER Jr., W. **Análise de estruturas reticuladas.** Trad. De Carlos M.P. Ferreira Pinto. Rio de Janeiro, Guanabara, 1987.
- GIBERSON, M.F. **The response of nonlinear multistorey structures to earthquake excitation.** Earthquake Eng. Research Center, CALTECH, Pasadena, USA, may, 1967.
- GÖTZ, K.; HOOR, D.; MÖHLER, K.; NATTERER, J. **Construire en bois: choisir, concevoir et réaliser.** Lausanne, Suíça, Presses polytechniques romandes, 1987.
- HALLER, P. Progress in timber joint development and modeling. **5th World Conference on Timber Engineering**, V.2, pp. 337-44, 1998.
- HILSON, B.O. **Joints with dowel-type fasteners: Theory.** In Timber Engineering - STEP 1: Basis of design, material properties, structural components and joints. First edition. Centrum Hout, Holanda, 1995.
- INFORMATIONSDIENST HOLZ. Holzbau handbuch: Reihe 1, Entwurf und Konstruktion, Alemanha, 1994.
- INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **Mechanical properties of fasteners made of carbon steel and alloy steel - ISO 898-1.** 1996.
- JENSEN, J.L.; LARSEN, H.J. Modelling of semi-rigid joints and their influence on the behaviour of structures. **5th World Conference on Timber Engineering**, V.2, pp. 305-12, 1998.
- JODIN, P. (Université de Metz, França). **Notas de Aula.** ECV315046 - Tópicos especiais: Ligações em estruturas de madeira laminada colada, Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFSC, Florianópolis, 1996.
- JOHANSEN, K.W. Theory of timber connections. **IABSE**, N. 9, 1949.
- KHAROUF, N.; McCLURE, G.; SMITH, I. Stress analysis of one and two bolt timber connections. **5th World Conference on Timber Engineering**, V.2, pp. 329-36, 1998.
- KISHI, N.; CHEN, W.F.; GOTO, Y.; MATSUOKA; K.G. Design aid of semi-rigid connections for frame analysis. **Engineering Journal/ American Institute of Steel Construction**, 3 Trim., pp. 90-107, 1993.
- LA ROVERE, H.L. (UFSC-ECV, Florianópolis). **Notas de Aula.** ECV3203 - Análise matricial de estruturas, Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFSC, Florianópolis, 1998.
- LE GOVIC, C. Les assemblages dans la construction en bois. **Centre Technique du Bois et de l'Ameublement**, mar. 1995.
- LI, T.Q.; CHOO, B.S.; NETHERCOT, D.A. Connection element method for the analysis of semi-rigid frames. **Journal of Constructional Steel Research**, n.32, 1995, pp. 143-71.
- LIGHTFOOT, E.; LE MESSURIER, A.P. Elastic analysis of frameworks with elastic connections. **Proceedings of the American Society of Civil Engineers.** Journal of Structural Division, v.100, n.ST6, p.1297-309, jun., 1974.
- MARAGHECHI, K.; ITANI, R.Y. Influence of truss plate connectors on the analysis of light frame structures. **Wood and Fiber Science**, n.16(3), 1984, pp. 306-22.
- MATHCAD. Version Plus 6.0. **Professional Edition.** MathSoft, Inc. USA, 1995.
- McLAIN, E.; SOLTIS, L.A.; POLLOCK Jr., D.G.; WILKINSON, T.L. LRFD for Engineered Wood Structures – Connection behavioral equations. **Journal of Structural Engineering**, ASCE, v.119, n.10, p.3024-3038, oct., 1993.

- NATERRER, J.; HERZOG, T.; VOLZ, M. **Construire en bois 2.** Lausanne, Suíça, Presses polytechniques romandes, 1994.
- National Forest Products Association. **National Design Specification for Wood Construction NDS-91.** Washington, D.C., 1991.
- PATTON-MALLORY, M. Strength of mechanically fastened wood connections. **Current topics in forest research: emphasis on contributions by women scientists: Proceedings of a national symposium**, Gainesville, Fl., pp. 92-95, 1986.
- PATTON-MALLORY, M.; PELLICANE, P.J. Material models used to predict the mechanical behavior of bolted wood connections. **5th World Conference on Timber Engineering**, V.2, pp. 297-303, 1998.
- RACHER, P. **Moment resisting connections.** In Timber Engineering - STEP 1: Basis of design, material properties, structural components and joints. First edition. Centrum Hout, Holanda, 1995.
- RODRIGUES JR., M.S. **Unões mecânicas com pinos de elementos estruturais em madeira sujeita a carregamentos repetidos.** São Paulo, 1997. 163 p. Tese (Doutorado) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo.
- SALVADORI, M.; HELLER, R. **Structure in architecture.** 2.ed. New Jersey, Prentice-Hall International, Inc., 1975.
- SAP2000. Version Plus 6.06. **Integrated finite element analysis and design of structures.** Computers and Structures, Inc. Berkeley, California, USA, 1996.
- STEP 1: **Basis of design, material properties, structural components and joints.** First edition. Centrum Hout, Holanda, 1995.
- SÜSSEKIND, J.C. **Curso de análise estrutural.** 8.ed. Rio de Janeiro, Ed. Globo, 1984. 3 volumes.
- SZÜCS, C.A. Comportamento mecânico do compósito madeira segundo o critério da conservação de energia. In: V EBRAMEM, Belo Horizonte, MG, julho de 1995. **Anais.** v.2, pp. 75-83.
- SZÜCS, C.A. **MLC - Madeira laminada-colada:** aplicação estrutural da madeira sob a técnica do laminado colado. Florianópolis, ECV/UFSC, 1992.
- Timber Engineering - STEP 2. **Design - Details and structural systems.** First edition. Centrum Hout, Holanda, 1995.
- TIMOSHENKO, S.P.; GERE, J.E. **Mecânica dos sólidos: Volume II.** 1^a ed. Rio de Janeiro. Livros Técnicos e Científicos Editora Ltda, 1984
- VALLE, A.; LA ROVERE, H.L.; FUSCO, P.B. - Influência da rigidez das ligações no comportamento de estruturas de madeira laminada colada. In: VI EBRAMEM, Florianópolis, SC, julho de 1998. **Anais.** v.1, pp. 401-12.
- WAGNER, F.S. **Vigas de madeira laminada colada e o espaçamento das emendas longitudinais entre lâminas adjacentes.** Florianópolis, 1998. 153 p. Dissertação (Mestrado) - Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal de Santa Catarina.
- WILKINSON, T.L. Dowel bearing strength. **USDA Forest service Res. Paper FPL-RP-505**, Forest Product Laboratory, Madison, WI, 10 p., oct., 1991.
- WILKINSON, T.L. Bolted connections design values based on European Yield Model. **Journal of Structural Engineering**, ASCE, v.119, n.7, p.2169-2186, jul., 1993.
- WILKINSON, T.L.; ROWLANDS, R.E. Analysis of mechanical joints in wood. **Experimental Mechanics**, V.21, pp. 408-414, nov., 1981.
- ZAKIC, B.D.; CAKIC, B. Test results of semigrade jointed glue laminated portal frame. **International Wood Engineering Conference**, V.4, pp. 531-38, 1996.

ZAGAR, Z. Nonlinear FE analysis of a three member timber joint. **International Wood Engineering Conference**, V.1, pp. 160-63, 1996.

APÊNDICE A



Laboratório de
Materiais



LABORATÓRIO DE MATERIAIS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
C.P. 476 - 88040-900 - FLORIANÓPOLIS - SC
FONE (048) 331-9268 / FAX (048) 234-0059



Engenharia
Mecânica

Florianópolis, 20 de Outubro de 1999.

**Resultados dos Ensaios de Dureza Vickers (HV₃₀) e Equivalentes
Valores de Resistência à Tração Estática * .**

Amostra	Dureza Vickers (HV ₃₀)	Resistência à Tração (Kgf)	(MPa)
Parafuso Comum (PC)	171	56	550
Parafuso Alta Resistência (PR)	365	131	1290

**Valores de Resistência obtidas por meio da Tabela comparativa de
durezas e resistências de aços da empresa Aços Villares S.A.*