

PONTE DESMONTÁVEL EM MATERIAL COMPÓSITO DE FIBRA DE VIDRO

Ana Maria Abreu Jorge Teixeira

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA CIVIL.

Aprovada por:

---

Prof<sup>a</sup>. Michèle Schubert Pfeil, D.Sc.

---

Prof. Ronaldo Carvalho Battista, Ph.D.

---

Prof. Eduardo de Miranda Batista, D. Sc.

---

Prof. Romildo Dias Toledo Filho, D. Sc.

---

Prof. Benjamin Ernani Diaz, Dr.Ing.

---

Prof. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco, Ph. D.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

NOVEMBRO DE 2007

TEIXEIRA, ANA MARIA ABREU JORGE

Ponte Desmontável em Material  
Compósito de Fibra de Vidro. [Rio de  
Janeiro] 2007.

XII, 224p. 29,7cm (COPPE/UFRJ,  
D.Sc., Engenharia Civil, 2007).

Tese – Universidade Federal do Rio de  
Janeiro, COPPE

1. Ponte Desmontável;
2. Material Compósito;
3. Análise Experimental
4. Ligações

I. COPPE/UFRJ      II. Título (série)

## AGRADECIMENTOS

A Deus.

A minha família e meus pais, Noemia e Zemaria, pelo apoio e incentivo em todos os momentos.

Ao Luiz Eduardo pela compreensão, paciência e companheirismo.

Aos meus orientadores Michèle Schubert Pfeil e Ronaldo Carvalho Battista pelos ensinamentos, pela disponibilidade e participação neste trabalho.

Aos técnicos do Laboratório de Estruturas da COPPE (Labest): Anísio, Arnaldo, Flávio Sarquis, Manoel, Santiago e Zé Maria; aos técnicos dos Laboratórios de Engenharia Metalúrgica da COPPE: Flávio Antunes, Laércio e Roberto e ao soldador Gilmar, pelo apoio e realização dos serviços necessários ao trabalho experimental.

Aos funcionários do LabEst: Ailton, Bruna, Clodoaldo, Flávio, Julio, Luís, Luzidelle, Rosângela e Sandra pela cooperação e apoio.

A todos os professores da COPPE, pelo incentivo e empréstimo de equipamentos, em especial, aos professores Eduardo Batista, Eliane Carvalho, Carlos Magluta, Ney Roitman e Romildo Toledo.

A todos os amigos da COPPE, em especial: Adcleides, Anderson Gadéa, Cíntia, Emerson dos Santos, Eugênia, Guilherme Cordeiro, Guilherme Quinderé, Janine Vieira, Luís Rodriguez, Miguel Pimenta, Norma Blandón, Reila Velasco, Tiago Limoeiro, Walber Correa e Wendell Varela, que me apoiaram com gestos ou palavras.

Aos chefes, amigos professores e companheiros de trabalho da Seção de Engenharia de Fortificação e Construção do Instituto Militar de Engenharia (IME), pelo apoio e incentivo.

Ao Eng. Egydio Carvalho Souza Caria, do IME e ao Arsenal de Guerra do Rio pela fabricação dos flanges de aço dos nós da treliça.

Ao Laboratório de Serviços do Instituto de Macromoléculas da UFRJ, que realizou os primeiros ensaios de queima do material compósito.

Ao Instituto Militar de Engenharia e ao CNPq pelo apoio financeiro.

Ao Eng. Leonardo Fonseca, da Belgo - Grupo Arcelor, pela doação dos fios de protensão.

Às empresas Cogumelo, LM Criações e Rudloff Sistema de Protensão, pelo apoio ao trabalho.

Ao professor Benjamin Ernani Diaz que lançou o desafio deste tema no dia da defesa de minha dissertação de Mestrado.

Resumo da Tese apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Doutor em Ciências (D.Sc.)

## PONTE DESMONTÁVEL EM MATERIAL COMPÓSITO DE FIBRA DE VIDRO

Ana Maria Abreu Jorge Teixeira

Novembro/2007

Orientadores: Michèle Schubert Pfeil  
Ronaldo Carvalho Battista

Programa: Engenharia Civil

Propõe-se uma nova concepção de ponte desmontável caracterizada pela utilização de perfis pultrudados em material compósito de fibra de vidro e resina de poliéster, material que possui propriedades favoráveis ao atendimento dos necessários requisitos de facilidade de transporte, rapidez de montagem além de baixo custo de manutenção e armazenamento. Trata-se de uma ponte com 30 metros de vão, constituída por um tabuleiro central apoiado em vigas treliçadas protendidas, formadas pela associação de perfis tubulares pultrudados e nós de ligação em aço. Uma longa série de ensaios experimentais para caracterização mecânica do material compósito e de suas ligações resultou na adoção de perfis de seção circular e de ligações por contato entre estes e os nós de aço. O comportamento estrutural da viga treliçada até a ruptura foi determinado por meio de ensaios experimentais em modelo reduzido na escala 1:2,3 montado no Laboratório de Estruturas da COPPE e, posteriormente, simulado por um modelo numérico que considera todos os componentes estruturais e suas ligações. Os resultados experimentais demonstraram a viabilidade da nova concepção e indicaram possíveis melhorias no projeto.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

## A GFRP DISMOUNTABLE BRIDGE

Ana Maria Abreu Jorge Teixeira

November/2007

Advisors: Michèle Schubert Pfeil  
Ronaldo Carvalho Battista

Department: Civil Engineering

A new conceptual design for dismantlable bridges is proposed which takes advantage of composite GFRP's (glass fiber reinforced polyester) properties to fulfill the required conditions of easy transportation, reduced erection time and maintenance costs. The thirty meters span bridge is composed of a deck supported by prestressed trussed beams which are erected by assembling GFRP tubular profiles and steel joints. The mechanical properties of the composite material and the resistance of many connections details were experimentally obtained from sample tests, yielding to the selection of circular profiles and bearing connections. The structural behavior of the trussed beam was experimentally investigated through a 1:2,3 reduced scale model tested at COPPE's Laboratory of Structures under increasing load until collapse. Good correlation was achieved between experimental measurements and theoretical results obtained from the analysis of a numerical model considering all structural components and its connections. The experimental results showed that the new dismantlable bridge is a viable one and pointed towards future design improvements.

# SUMÁRIO

<b>Lista de Símbolos</b>	<b>x</b>
<b>Capítulo - 1</b> Introdução	
1.1 Motivação	1
1.2 Objetivos do trabalho e metodologia	2
1.3 Materiais compósitos e produtos para construção	4
1.4 Histórico da aplicação dos materiais compósitos em pontes e estruturas em geral	10
<b>Capítulo - 2</b> Concepção, Projeto e montagem da ponte modular	
2.1 Evolução da concepção estrutural da ponte	22
2.1.1 Estágios preliminares	22
2.1.2 Concepção final	23
2.1.3 Escolha da geometria da viga treliçada	25
2.2 Projeto da treliça protótipo	29
2.2.1 Esquema estrutural e geometria	29
2.2.2 Carregamentos e esforços solicitantes	29
2.2.3 Verificação das deformações do protótipo no Estado Limite de Serviço	32
2.2.4 Verificação das resistências do protótipo no Estado Limite Último	33
<b>Capítulo - 3</b> Ensaios para determinação das propriedades físicas e mecânicas do Material	
3.1 Introdução	38
3.2 Peso específico	39
3.2.1 Tubos de seção quadrada	40
3.2.2 Tubo de seção circular	40
3.3 Fração volumétrica de fibras	40
3.4 Ensaios de flexão	41
3.5 Ensaios de fluência na tração	45
3.6 Ensaios de tração	50
3.7 Ensaios de ligações parafusadas	52
3.8 Ensaios de ligações coladas (duplo transpasse)	52

3.9 Ensaio de ligação por contato e resistência à compressão centrada	52
3.9.1 Tubos de seção quadrada	53
3.9.2 Tubos de seção circular	57
3.10 Fluência na compressão	62
3.11 Ensaio dos nós de compósito e viabilidade de sua utilização	65
<b>Capítulo - 4 Projeto do modelo reduzido da ponte</b>	
4.1 Análise dimensional	68
4.1.1 Determinação dos parâmetros dimensionais para o problema de deformações	69
4.1.2 Análise dos parâmetros dimensionais obtidos	70
4.2 Modelo reduzido	72
4.2.1 Esforços normais e momentos fletores resistentes dos elementos da treliça no modelo reduzido	73
<b>Capítulo - 5 Análise experimental de painéis em balanço</b>	
5.1 Descrição do modelo e dos ensaios	74
5.2 Instrumentação dos painéis	78
5.3 Propriedades dos materiais	80
5.4 Resultados experimentais	80
5.5 Dimensionamento do painel conforme o EUROCOMP	88
<b>Capítulo - 6 Análise experimental de treliças biapoiadas</b>	
6.1 Esquema estrutural	90
6.2 Instrumentação da treliça	91
6.3 Descrição das etapas de montagem	94
6.3.1 Fabricação e montagem da estrutura de contenção lateral	94
6.3.2 Montagem da treliça (encaixe dos tubos de compósito e nós de aço)	96
6.3.3 Protensão inicial da treliça na bancada (protb)	96
6.3.4 Içamento e posicionamento da treliça sobre os apoios	97
6.4 Etapas de ensaio programadas	99
6.4.1 Ensaio de peso próprio + protensão inicial (pp + protb)	99
6.4.2 Aplicação da protensão final do banzo inferior (protf)	99
6.4.3 Ensaio de vibração livre	100
6.4.4 Instalação do sistema de carga	100

6.4.5 Ensaio de carregamento ( $P = psc + pm$ )	101
6.5 Montagem 1	103
6.5.1 Protensão inicial da treliça na bancada (protb)	103
6.5.2 Ensaio de peso próprio + protensão inicial (pp + protb)	104
6.5.3 Aplicação da protensão final do banzo inferior (protf)	104
6.5.4 Ensaio de vibração livre	105
6.5.5 Instalação do sistema de carga	106
6.6 Montagem 2	110
6.6.1 Montagem por encaixe dos perfis de compósito e nós de aço	110
6.6.2 Protensão inicial da treliça na bancada (protb)	110
6.6.3 Ensaio de peso próprio + protensão inicial (pp + protb)	110
6.6.4 Aplicação de protensão no banzo inferior (protint e protf) e instalação do sistema de carga (psc)	111
6.6.5 Ensaio de carregamento ( $P = psc + pm$ )	112
6.7 Ensaio de compressão não uniforme	115
6.8 Ensaio de ligações com jaquetas de aço	120
6.9 Montagem 3	123
6.9.1 Montagem por encaixe dos perfis de compósito e nós de aço	123
6.9.2 Protensão inicial da treliça na bancada (protb)	124
6.9.3 Ensaio de peso próprio + protensão inicial (pp + protb)	124
6.9.4 Aplicação de protensão no banzo inferior (protint e protf) e instalação do sistema de carga (psc)	124
6.9.5 Ensaio de carregamento ( $P = psc + pm$ )	125
6.10 Comparação dos resultados experimentais	129
6.10.1 Flechas	129
6.10.2 Esforços axiais	130
6.10.3 Esforços axiais de ruptura	135
6.11 Resultados no protótipo	137
<b>Capítulo - 7 Modelagem computacional das vigas-treliça biapoiadas</b>	
7.1 Modelos numéricos	141
7.1.1 Ensaio para obtenção de rigidezes à rotação nas ligações tubo-nó de aço	141
7.1.2 Comparação numérico-experimental dos resultados da Montagem 3	145

7.1.3 Flechas	145
7.1.4 Esforços axiais	146
<b>Capítulo - 8</b> Conclusões e sugestões para continuidade da pesquisa	
8.1 Comentários finais e conclusões	154
8.2 Sugestões para a continuidade da pesquisa	157
<b>Referências Bibliográficas</b>	<b>159</b>
<b>Anexo A – Conceção, Projeto e montagem da ponte modular</b>	<b>163</b>
A.1 Estágios preliminares	163
A.1.1 Dimensionamento das ligações parafusadas	163
A.1.2 Dimensionamento das ligações com nó moldado colado	164
<b>Anexo B – Ensaio para determinação das propriedades físicas e mecânicas do material</b>	<b>172</b>
B.1 Peso Específico	172
B.1.1 Tubo de seção quadrada	172
B.1.2 Tubo de seção circular	173
B.2 Ensaio de Flexão	173
B.3 Descrição dos ensaios de tração	177
B.4 Ensaio ligações parafusadas	189
B.5 Ensaio de ligação colada de duplo transpasse	191
B.6 Ensaio de ligação por contato e resistência à compressão centrada	193
B.6.1 Tubos de seção quadrada	193
B.6.2 Tubos de seção circular	212
B.7 Fluência na compressão	214
<b>Anexo C – Análise experimental de treliças biapoiadas</b>	<b>217</b>
C.1 Montagem 1	217
C.2 Montagem 2	218
C.3 Ensaio de Compressão centrada	219
C.4 Montagem 3	222

## LISTA DE SÍMBOLOS

$A_{eff}$	-	área efetiva da seção transversal
CFCC (carbono)	-	carbon fiber composite cable (cabo compósito de fibra de carbono)
CFRP	-	carbon fiber reinforced polyester (compósito de fibra de carbono e resina de polyester)
$E$	-	módulo de elasticidade
$E_x$	-	módulo de elasticidade longitudinal
$E_y$	-	módulo de elasticidade transversal
$E_1$	-	módulo de elasticidade na direção das fibras
$E_2$	-	módulo de elasticidade na direção transversal às fibras
$E_k$	-	módulo de elasticidade longitudinal característico na compressão
$f_1$	-	tensão resistente de tração na direção longitudinal
$f_{c,cr}$	-	tensão crítica de flambagem
$f_{c,k}$	-	resistência característica de ruptura na compressão
$f_{c,m}$	-	tensão média de ruptura na compressão
$f_N$	-	tensão de ruptura no bordo da chapa
$F_0$	-	força de protensão ancorada
$F_x$	-	carga de ruptura no bordo da chapa
$G$	-	módulo de cisalhamento no plano
GFRP	-	glass fiber reinforced polyester (compósito de fibra de vidro e

		resina de polyester)
$h$	-	espessura do tabuleiro
$I$	-	momento de inércia
$k$	-	coeficiente de flambagem
$L_{fl}$	-	comprimento de flambagem
$L$	-	comprimento da barra
$L_{total}$	-	comprimento total
$N_{t,Sd}$	-	esforço normal de tração solicitante de projeto
$N_{t,Rd}$	-	esforço normal resistente de tração da seção transversal
$M_{Sd}$	-	momento fletor solicitante de projeto
$M_{Rd}$	-	momento fletor resistente da seção transversal
$N_{c,Sd}$	-	esforço normal de compressão solicitante de projeto
$N_{c,Rd}$	-	esforço normal resistente de compressão
$P$	-	esforço axial; carga vertical aplicada
$pm$	-	peso do macaco hidráulico
$pp$	-	peso próprio
$protb$	-	protensão aplicada na bancada
$protint$	-	protensão intermediária aplicada com a treliça sobre os apoios
$protint1$	-	protensão intermediária 1 aplicada com a treliça sobre os apoios
$protint2$	-	protensão intermediária 2 aplicada com a treliça sobre os apoios
$protf$	-	protensão final aplicada com a treliça sobre os apoios

$p_{sc}$	-	peso do sistema de carga
$r$	-	raio médio do tubo.
$t$	-	espessura do tubo
$t_{\text{çam}}$	-	tempo de montagem da ponte
rcp	-	revestimento em concreto polimérico
$V_f$	-	fração volumétrica de fibras
$w$	-	largura; largura do tabuleiro
$\delta$	-	deslocamento
$\Delta F_p$	-	perda por relaxação pura
$\varepsilon$	-	deformação
$\varepsilon_t$	-	deformação de tração
$\varepsilon_c$	-	deformação de compressão
$\gamma$	-	peso específico
$\gamma_f$	-	fator de majoração da carga
$\gamma_m$	-	coeficiente de segurança do material
$\gamma_{m,1}$	-	coeficiente parcial de segurança do material
$\gamma_{m,2}$	-	coeficiente parcial de segurança do material
$\gamma_{m,3}$	-	coeficiente parcial de segurança do material
$\nu$	-	coeficiente de Poisson
$\sigma$	-	desvio padrão

# Capítulo 1

## INTRODUÇÃO

### 1.1 MOTIVAÇÃO

As pontes desmontáveis são de interesse das Forças Armadas e dos Departamentos de Estradas de Rodagem. Estas estruturas são úteis à sociedade em situações emergenciais, tais como enchentes e colapso de pontes e, em situações normais, para transposição de cursos d'água. Atualmente, o Exército Brasileiro utiliza pontes desmontáveis de aço, denominadas pontes Bailey [1] (figura 1-1) para a transposição de cursos d'água e acidentes no terreno. Os Departamentos de Estradas de Rodagem adotam pontes pré-fabricadas de aço e, mais raramente, pontes de madeira, para possibilitar o transporte de emergência em cidades afetadas por enchentes e outras calamidades.

Nos últimos anos é crescente o interesse mundial pelo emprego de materiais compósitos em engenharia civil, devido às atrativas propriedades que apresenta, tais como: excelente resistência mecânica em relação ao baixo peso específico, elevada energia de absorção de impacto, estabilidade dimensional e resistência à corrosão. Esses materiais têm sido utilizados na construção de estruturas como passarelas, pontes, coberturas, além de estruturas secundárias como *decks* e escadas.

No caso específico de pontes desmontáveis temporárias, os materiais compósitos possuem as características necessárias para atender, com vantagens em relação aos outros materiais de construção, aos requisitos de facilidade de transporte, tempo reduzido de montagem e desmontagem, durabilidade e pouca necessidade de manutenção.

No entanto, sendo estes materiais não convencionais na construção civil, são necessários desenvolvimentos de novas concepções e sistemas estruturais, além de

metodologias de análise e critérios de projeto para que sua utilização se torne viável e eficiente.



Figura 1-1 – Ponte Bailey tripla-dupla [2].

## 1.2 OBJETIVOS DO TRABALHO E METODOLOGIA

O presente trabalho de tese tem por objetivos:

- conceber e desenvolver um sistema estrutural para pontes desmontáveis utilizando produtos de construção em material compósito de fibra de vidro;
- testar o sistema em laboratório através de ensaios em modelo reduzido;
- desenvolver um modelo numérico capaz de simular o comportamento do sistema desenvolvido, de modo a ser utilizado como ferramenta de projeto.

As etapas preliminares do trabalho constam de:

- a) revisão bibliográfica de propriedades e características dos materiais compósitos, além de sua aplicação em estruturas civis;
- b) concepção e projeto da ponte em escala real e estudo de alternativas de sistema estrutural e de ligações;

c) ensaios de corpos de prova para determinação das propriedades mecânicas do material compósito e da resistência de detalhes de ligação.

A partir de dados da etapa (a) iniciou-se a concepção da ponte com algumas decisões sobre o comprimento do vão igual a 30m, o sistema estrutural com vigas treliçadas e tipo de perfis de compósito. Com base na série de ensaios da etapa (c) e das recomendações do projeto da literatura (EUROCOMP, [3]), foi realizado o estudo de diferentes tipos de ligações e o dimensionamento de elementos estruturais. Uma vez definido o tipo de ligação, uma outra série de ensaios permitiu a evolução do detalhe final adotado. Procederam-se, então, as etapas seguintes:

d) projeto do modelo reduzido de uma viga treliçada da ponte de acordo com a Teoria da Semelhança dos Modelos Físicos;

e) supervisão da fabricação e montagem da viga em modelo reduzido e realização de seus ensaios no Laboratório de Estruturas da COPPE, em dois sistemas estruturais: viga em balanço de pequeno vão e viga biapoiada

f) modelagem numérica e comparação teórico-experimental;

O modelo reduzido foi projetado de modo que fosse fabricado com os mesmos materiais do protótipo e que representasse o seu comportamento em todas as etapas de montagem e em serviço. Os ensaios preliminares na viga em balanço serviram para aprimorar os detalhes de fabricação e montagem da estrutura e para determinar esforços resistentes em elemento estrutural. Os ensaios na viga biapoiada foram realizados em três montagens até a ruptura, mostrando a influência das ligações na resistência da viga treliçada.

O trabalho foi organizado em oito capítulos.

No Capítulo 1 apresenta-se o levantamento bibliográfico dos materiais compósitos de fibra de vidro e de seus possíveis processos de fabricação, dos produtos disponíveis no mercado e das aplicações desses materiais em pontes e passarelas.

A evolução da concepção e o projeto do protótipo da ponte, além do estudo das ligações são apresentados no Capítulo 2.

O Capítulo 3 dedica-se aos ensaios experimentais realizados em corpos-de-prova para determinação das propriedades físicas e mecânicas dos materiais compósitos a serem empregados no projeto da ponte e para a verificação de fluência e do comportamento das ligações.

No Capítulo 4 é apresentado o projeto do modelo reduzido da viga treliçada da ponte de acordo com Teoria da Semelhança dos Modelos Físicos.

Os ensaios experimentais realizados em painéis treliçados em balanço, com 1,3 metros de comprimento são descritos no Capítulo 5, juntamente com os resultados obtidos.

O Capítulo 6 apresenta os ensaios realizados no modelo reduzido da viga treliçada biapoiada e a análise de seus resultados em termos de comportamento estrutural e de resistência. Descrevem-se as alterações estruturais realizadas para se elevar a carga de ruptura, as quais conduziram ao aprimoramento do sistema desenvolvido.

No Capítulo 7 é apresentada a modelagem computacional da treliça biapoiada e é feita comparação teórico-experimental dos resultados.

No Capítulo 8 são apresentadas as conclusões e as sugestões para continuidade da pesquisa.

### **1.3 MATERIAIS COMPÓSITOS E PRODUTOS PARA CONSTRUÇÃO**

Os materiais compósitos são formados por uma estrutura de reforço em fibras e por uma matriz polimérica. As fibras têm grande resistência à tração, podendo ser de vários tipos, dentre as quais se destacam as fibras de vidro, as de carbono e as de aramida. As fibras de vidro são as mais baratas, principalmente as do tipo E, que, por isso, são as mais utilizadas na fabricação de perfis estruturais. Além do baixo custo, as fibras de vidro têm alta resistência à corrosão e alta resistência à tração, com as desvantagens de apresentarem menor módulo de elasticidade, menor resistência à umidade e aos ambientes alcalinos, menor resistência na ruptura para cargas de longa duração [4] e maior peso específico, quando comparadas com as fibras de carbono e aramida. As fibras de vidro do tipo E são bons isolantes elétricos, as do tipo C têm boa

resistência à corrosão química e as do tipo S têm alto teor de sílica e são mais resistentes à temperatura. As propriedades mecânicas das fibras de vidro, carbono e aramida são apresentadas na tabela 1-1 [4].

Enquanto as fibras têm a função de suportar as cargas, a matriz polimérica tem, basicamente, as funções de transferir a carga entre as fibras, mantendo-as unidas; fixar as fibras no arranjo geométrico desejado; evitar a flambagem das fibras quando atuam esforços de compressão; proteger as fibras da umidade e ambientes alcalinos (fibras de vidro), ambientes ácidos (fibras de aramida), dos raios ultravioletas (fibras de aramida) etc. As matrizes poliméricas se dividem em duas categorias: termoplásticas e termorígidas. Os polímeros termorígidos não se liquefazem após a vulcanização, ao contrário das resinas termoplásticas. As matrizes poliméricas mais utilizadas são as termorígidas, dentre as quais se destacam as resinas de poliéster, de epóxi, fenólicas e de viniléster. A resina adotada é determinante para a resistência ao cisalhamento do compósito e para a sua resistência sob ação de temperaturas elevadas. A quantidade de defeitos do material também depende de algumas propriedades da resina, tais como viscosidade, temperatura de vulcanização e ponto de fusão. As principais propriedades mecânicas das resinas de poliéster e de epóxi são apresentadas na tabela 1-2. As resinas de epóxi apresentam as melhores propriedades mecânicas e de resistência à umidade, mas são as mais caras. O desempenho das resinas de viniléster se situa entre o das resinas de poliéster e de epóxi. As propriedades de resistência, módulo de elasticidade e alongamento na ruptura das resinas fenólicas são comparáveis às da resina de poliéster, podendo ser um pouco mais baixas, porém as resinas fenólicas apresentam maior temperatura de distorção térmica, maior resistência ao fogo, menor flamabilidade e menor emissão de fumaça, além de baixa retração durante a cura. [3] Todas as resinas são susceptíveis aos raios ultravioletas e necessitam de proteção especial obtida por meio de aditivos ou de camadas de fibras curtas e aleatórias, conhecidas como véu, posicionadas na superfície do material compósito produzido [4].

As fibras de vidro são produzidas a partir do pó de quartzo e do calcário, recursos abundantes na natureza. O consumo de energia para a produção de materiais compósitos de fibra de vidro e matriz de poliéster corresponde a 1/4 e a 1/6 da energia necessária para a produção do aço e do alumínio, respectivamente. Os polímeros termorígidos utilizados na fabricação dos materiais compósitos podem ser reciclados a

partir do re-processamento do material, que na forma granular pode ser reutilizado como *filler*. Os *fillers* reduzem a retração da matriz durante a cura, aumentam a sua viscosidade e a sua dureza, reduzem a sua flamabilidade e o custo de fabricação do material e aumentam o módulo de elasticidade e a resistência do material na compressão, embora, geralmente, reduzam as propriedades estruturais do material sob cargas de longa duração e a sua durabilidade. [4]

Tabela 1-1 – Propriedades mecânicas das fibras [4].

Propriedade	Tipo de fibra		
	vidro tipo E	carbono	aramida
Resistência à tração (MPa)	3500*	2600 a 3600	2800 a 3600
Módulo de elasticidade (GPa)	73	200 a 400	80 a 190
Alongamento na ruptura (%)	≈ 4,5	0,6 a 1,5	2,0 a 4,0
Peso específico (kN/m <sup>3</sup> )	26	17 a 19	14
Coefficiente de expansão térmica (10 <sup>-6</sup> /°C)	5,0	-0,5 a -1,6 (axial) 7 a 10 (transversal)	-2 (axial) 60 (transversal)
Diâmetro da fibra (µm)	3-13	6 a 7	12
Estrutura da fibra	isotrópica	anisotrópica	anisotrópica

\* Resistência média das fibras recém-puxadas. Danos superficiais, produzidos pela abrasão, resultantes do contato fibra-fibra ou fibras-equipamento de processamento reduzem essa resistência para a faixa de 1700 – 2100 GPa [5]

Tabela 1-2 – Propriedades mecânicas das resinas de poliéster e de epóxi [3].

Propriedade	Tipo de resina	
	poliéster	epóxi
Resistência à tração (MPa)	20 a 70	60 a 80
Módulo de elasticidade (GPa)	2 a 3	2 a 4
Alongamento na ruptura (%)	1 a 5	1 a 8
Peso específico (kN/m <sup>3</sup> )	12 a 13	12 a 13
Temperatura de transição vítrea (°C)	70 a 120	100 a 270

Já foram desenvolvidos e implementados vários processos de fabricação dos materiais compósitos, como a pultrusão [6], a moldagem por transferência de resina

(RTM) [7], o enrolamento de filamentos [8], a laminação manual [9] e a moldagem por compressão utilizando folhas de compósito (SMC) [10].

A pultrusão tem sido bastante adotada na engenharia civil devido à sua simplicidade de fabricação e à possibilidade de obtenção de perfis com elevada resistência na direção das fibras. Por este processo, são produzidos perfis contínuos de seção transversal constante. Essa técnica apresenta similaridade com a extrusão do alumínio ou a extrusão termoplástica. No entanto, na pultrusão o produto é puxado de um molde ao invés de ser empurrado sob pressão [6]. Na pultrusão, fibras unidirecionais contínuas são puxadas, banhadas em resina, passam por um primeiro molde para que a seção do perfil seja parcialmente formada, o excesso de resina do perfil é removido, o material continua a ser puxado através de um molde quente onde sofrerá o processo de cura e, finalmente, o perfil é cortado no tamanho desejado [6]. O processo da pultrusão é ilustrado na figura 1-2 e exemplos de perfis pultrudados produzidos são apresentados na figura 1-3.

As propriedades dos materiais compósitos pultrudados de fibra de vidro e resina de poliéster, disponíveis na literatura técnica e nos catálogos de fabricantes são apresentadas na tabela 1-3. Analisando-se a tabela verifica-se que há uma grande variação entre os valores apresentados, mesmo para valores próximos de fração volumétrica de fibras.

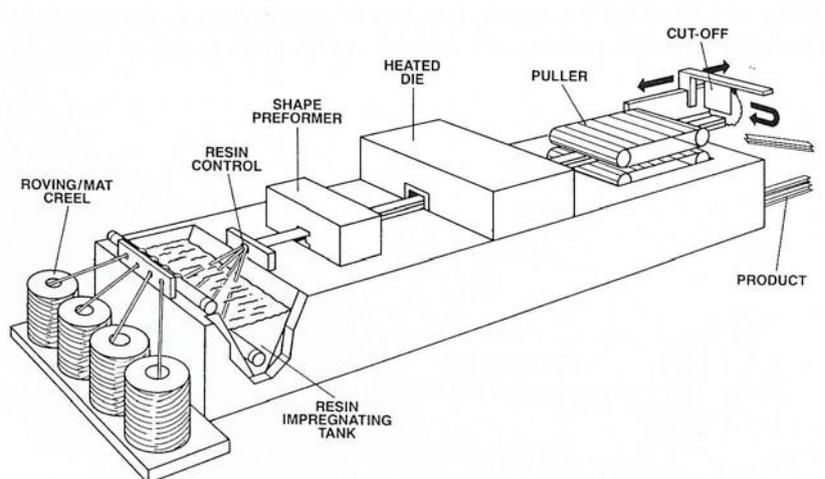


Figura 1-2 – Esquema ilustrativo do processo da pultrusão [6].



Figura 1-3 – Exemplos de perfis pultrudados [11].

A laminação manual é bastante utilizada na ligação entre componentes. Esse processo é ilustrado na figura 1-4. Aplica-se, inicialmente, uma camada de resina termorígida sobre os componentes a serem ligados. Em seguida, aplica-se uma camada de reforço na forma de fibras curtas dispostas aleatoriamente e unidas por um selante ou fibras longas não entrelaçadas, dispostas em duas direções perpendiculares, e também unidas por um selante. O reforço é impregnado com resina com o auxílio de uma escova ou um rolo. A aplicação de reforço e da resina para impregná-lo é repetida tantas vezes quantas forem necessárias, de modo a obter a espessura desejada.[9] Este processo pode ser utilizado na fabricação de componentes de qualquer dimensão, mas geralmente se limita à formatos simples. Uma das vantagens deste processo é que os custos com investimentos em moldes e equipamentos não são muito altos.

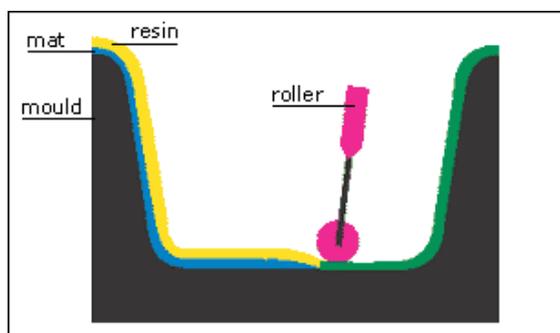


Figura 1-4 – Laminação manual [9].

Tabela 1-3 – Propriedades mecânicas de perfis pultrudados de fibra de vidro unidirecional e resina de poliéster.

Propriedade	Literatura Técnica		Catálogos de Fabricantes						
	BARBERO [12]	EUROCOMP [3]	STRONGWELL [11]	GLASFORMS [13]	FIBERLINE [14]	C.PULTRUSION [15]	TOPGLASS [16]	ENMAC [17]	Cogumelo [18]
$f_{t,1}$ (MPa)	903	690	207	292	240	690	450	850	210,9
$f_{t,2}$ (MPa)	40	-	48,3	69,7	50	-	-	-	49,2
$f_{c,1}$ (MPa)	357	414	207	181	240	414	300	794	210,9
$f_{c,2}$ (MPa)	68	-	103	-	70	-	-	-	105,5
$f_{fl,1}$ (MPa)	-	-	207	445	240	690	450	720	210,9
$f_{fl,2}$ (MPa)	-	-	68,9	147,6	100	-	-	-	70,3
$\tau$ (MPa)	40	38	20,7	-	25	-	-	-	31,6
$E_{t,1}$ (GPa)	37,9	41	17,2	18,35	23 a 28	38,6	32	48	17,6
$E_{t,2}$ (GPa)	11,3	-	5,52	7,24	8,5	-	-	-	5,6
$E_{c,2}$ (GPa)	-	-	17,2	-	-	-	23	-	17,6
$E_{fl,1}$ (GPa)	-	-	6,89	-	-	38,6	20	39	7,0
G (GPa)	-	-	2,93	-	3,0	-	-	-	-
$\gamma$ (kN/m <sup>3</sup> )	18,5	-	17,2 a 19,4	17,2	-	20	18	19,5	17,18 a 18,01
$\nu_{12}$	0,3	-	0,33	-	0,23	-	-	-	-
$V_f$ (%)	50	65	-	47	-	-	60	-	-

$f$  = tensão normal resistente, t = tração, c = compressão, fl = flexão, 1 = direção paralela às fibras, 2 = direção transversal às fibras,  $\tau$  = tensão de cisalhamento no plano, E = módulo de elasticidade, G = módulo de cisalhamento,  $\gamma$  = peso específico,  $\nu_{12}$  = coef. de Poisson,  $V_f$  = fração volumétrica de fibras (%).

## **1.4 HISTÓRICO DA APLICAÇÃO DOS MATERIAIS COMPÓSITOS EM PONTES E ESTRUTURAS EM GERAL**

Os materiais compósitos são utilizados na indústria aeroespacial desde a década de 60 e a sua utilização neste setor cresce, mundialmente, a cada ano. A substituição do alumínio por compósitos poliméricos estruturais em aeronaves tem permitido uma redução de peso de 20 a 30%, além de 25% na redução do custo final de obtenção das peças. Seguindo a tendência mundial, o Brasil tem ampliado a sua experiência de inovação na aplicação dos compósitos estruturais no setor aeronáutico utilizando este tipo de material em componentes externos e internos de aviões (cerca de 20% da área de uma aeronave) e helicópteros e, em menor escala, na estrutura de foguetes. [19]

A primeira aplicação dos materiais compósitos na engenharia civil foi na construção de um domo em 1968, em Benghazi, na Líbia. Atualmente, esses materiais têm sido aplicados na construção de pontes novas e também no reparo e reforço de pontes pré-existentes. Eles têm sido utilizados na forma de barras para armaduras passivas no concreto e armaduras de protensão interna e externa, para estais, para cabos de pontes suspensas etc; na forma de tiras e chapas para o reforço de vigas e pilares; na forma de perfis estruturais e na forma de painéis sanduíche para lajes de tabuleiro de pontes e lajes de edifícios [4].

A construção de pontes em materiais compósitos demorou a ser aceita devido ao elevado custo inicial para a sua construção e à falta de conhecimento e entendimento das práticas de projeto, construção, inspeção e reparo. No entanto, o desenvolvimento pela indústria aeroespacial, de produtos compósitos cada vez mais resistentes, rígidos e duráveis, tem impulsionado o desenvolvimento de pesquisas e a aplicação dos materiais compósitos na engenharia civil [20].

As primeiras aplicações dos materiais compósitos em pontes foram na reabilitação de estruturas existentes, por meio de reforço em materiais compósitos ou da substituição dos componentes estruturais convencionais danificados por outros em materiais compósitos [21]. Atualmente, uma aplicação, cujo interesse vem crescendo muito na América do Norte e na Europa, é a utilização dos materiais compósitos nos tabuleiros de pontes novas ou já existentes. Isto porque, nessas regiões, há muitas pontes

em concreto, que sofrem oxidação pelo uso freqüente do sal para o degelo das pistas durante o inverno. Os tabuleiros em materiais compósitos são facilmente instalados, são leves, não sofrem corrosão e apresentam elevada energia de absorção de impacto, o que garante a esse tipo de estrutura uma vida útil entre 50 e 60 anos, que é bem superior à vida útil entre 15 e 20 anos prevista para as estruturas de concreto nessas regiões [20]. Na maioria desses tabuleiros têm sido utilizadas fibras de vidro ou de carbono e matrizes de poliéster ou viniléster, adicionando-se, ocasionalmente, uretano ao viniléster com o objetivo de aumentar a durabilidade do produto final, principalmente, para estruturas construídas em ambientes alcalinos severos [20].

A partir de 1996 a utilização dos materiais compósitos em pontes, em suas diversas formas, apresentou um crescimento mundial acelerado. Nos Estados Unidos, aproximadamente, 42% das 575.000 pontes existentes em rodovias necessitavam de reparos, principalmente, devido à corrosão dos tabuleiros em concreto armado. E, desde 1995, mais de dois bilhões de dólares já foram investidos no desenvolvimento de projetos de reparo de pontes, tendo, mais de 40% deste valor, sido destinado às aplicações com materiais compósitos com o objetivo de desenvolver uma nova geração de pontes com maior durabilidade, menor custo de manutenção e tempo reduzido de construção. Em 1996, entrou em operação o primeiro tabuleiro de ponte em compósito dos Estados Unidos e no ano 2000 já havia 32 tabuleiros em compósito prontos. No Japão, o uso de chapa de compósito para aplicações de reforço triplicou de 1995 para 1996, após o terremoto de Kobe. Enquanto no início dos anos 1980 havia apenas 30 centros de pesquisa no mundo destinados ao desenvolvimento de materiais compósitos para aplicação em engenharia civil, nos anos 2000 já havia mais de 300 deles. Os materiais compósitos podem ser produzidos em diversos formatos na indústria e podem ser transportados para o local da construção e montados em pouco tempo, dispensando equipamentos robustos para içamento e reduzindo os custos de montagem e o período de interrupção do tráfego nas rodovias. [4]

Há vários projetos de passarelas e pontes totalmente em materiais compósitos já elaborados ou que estão em desenvolvimento. Há projetos em que os materiais convencionais são substituídos pelos materiais compósitos, mantendo-se a concepção estrutural normalmente utilizada para o aço ou para o concreto armado. Em outros projetos a proposta é o desenvolvimento de concepções estruturais novas, visando o

melhor aproveitamento das propriedades dos materiais compósitos. Atualmente, os projetos com substituição do material prevalecem em relação aos projetos visando novas concepções estruturais.

Geralmente, o custo inicial de projeto e de material para a construção de uma ponte ou passarela em material compósito é superior ao de uma estrutura equivalente em aço, porém economiza-se em mão-de-obra e equipamentos durante a construção e em manutenção durante a vida útil da estrutura. Além disso, o tempo para montagem da estrutura é menor [22].

O desenvolvimento e o futuro dos materiais compósitos em aplicações, estruturais na engenharia civil, depende do desenvolvimento de novas formas estruturais e de técnicas de ligação [22]. Exemplos de pontes e passarelas em material compósito podem ser agrupadas nas seguintes categorias:

- pontes com superestrutura em material compósito;
- pontes com tabuleiro em material compósito (painéis sanduíche ou painéis formados pela associação de perfis pultrudados colados).

Na tabela 1-4 são apresentadas pontes e passarelas com superestrutura em material compósito, cujos projetos adotaram os materiais compósitos em concepções estruturais convencionais, comumente adotadas para o aço ou o concreto armado. As superestruturas foram construídas com vigas retas ou vigas treliçadas de perfis pultrudados ou moldados. As seções transversais dos perfis pultrudados são idênticas aos dos perfis de aço usualmente adotados e, com exceção da passarela de Pontresina na qual se fez uso de conexões coladas, em todas as outras, empregou-se ligações parafusadas. Nas figuras de 1-5 a 1-9 estão ilustradas algumas das passarelas descritas. Destaca-se, nesta categoria, a ponte protótipo desmontável projetada pela Universidade de Tecnologia de Aachen, na Alemanha no ano de 2002 (figuras 1-8 e 1-9). A ponte é toda em material compósito, tem 20 metros de vão e capacidade para suportar um veículo sobre rodas de 136kN. Para aproveitar a elevada resistência do perfil pultrudado na direção longitudinal e compensar o seu baixo módulo de elasticidade, foram adotadas vigas treliçadas. As vigas e o tabuleiro da ponte constituem elementos estruturais independentes para possibilitar a substituição dos membros danificados. Foram adotadas ligações parafusadas entre os perfis, que foram reforçados com chapas de aço coladas na

região dos furos, para compensar a sua baixa resistência ao cisalhamento paralelo às fibras. Nos ensaios estáticos de carregamento verificou-se um comportamento linear da estrutura e não ocorreu fluência. A primeira ruptura ocorreu no nó do banzo inferior da treliça, no meio do vão. Esta ruptura foi seguida pela ruptura por flambagem local do banzo superior da treliça, próxima ao apoio e que levou ao colapso total da estrutura [27]. Um novo projeto de ponte está sendo desenvolvido com o objetivo de aumentar o vão para 30 metros e o trem-tipo para 426kN. O aspecto mais débil dessa estrutura são as ligações parafusadas, por isso, para o novo projeto novas ligações reforçadas estão sendo estudadas.

Na tabela 1-6 também estão listadas pontes e passarelas com superestrutura em material compósito. No entanto, estas estruturas têm vigamento formado pela associação de perfis pultrudados ou moldados e tabuleiros de painéis sanduíche de material compósito. Algumas dessas estruturas são ilustradas nas figuras 1-11 e 1-12.

Na tabela 1-5 são mostradas pontes biapoiadas projetadas com tabuleiro de material compósito (painéis sanduíche ou painéis de perfis pultrudados colados). Algumas seções transversais de painéis comumente utilizadas são mostradas na figura 1-10.



Figura 1-5 – Passarela Kolding, Dinamarca, 1997 [23].



Figura 1-6 – Passarela Pontresina, Suíça, 1997 [24].



Figura 1-7 – Passarela Lleida, Espanha, 2001 [22].

Tabela 1-4 – Pontes e passarelas com superestrutura de material compósito e concepção estrutural convencional.

Estrutura	País	Ano	Fabricante	Características	Vão/ L <sub>total</sub> (m)	P.próprio	C.variável	Montagem
Ponte Miyun [4]	Japão	1982	-	6 vigas justapostas de GFRP com seção quadrada de painel sanduíche; laje em concreto armado	20,7/20,7	-	300kN	-
Passarela PWRI [4]	Japão	1996	-	perfis:GFRP; estais:CFCC; lig.paraf. aço; vigas reforçadas c/ CFRP	11/20	44kN	3,5kN/m <sup>2</sup>	-
Techtonics [4,25]	EUA, Canadá	1997-2000	Strongwell/ C.Pultrusion	passarelas treliçadas; GFRP; lig. paraf. aço; piso de madeira	≤ 25/-	-	-	-
Passarela Kolding [23]	Dinamarca	1997	Fiberline	estaiada; GFRP; lig. paraf. aço; w=3,2m; f <sub>1</sub> =240MPa; f <sub>2</sub> (MPa)=50(t)e70(c); E <sub>1</sub> =23GPa; CHF4.300/m <sup>2</sup>	27e13/40	125kN	5kN/m <sup>2</sup> veículo:50kN	18 horas
Pontresina [24]	Suíça	1997	Fiberline	passarela treliçada; GFRP; vão1: lig. paraf. aço; vão2: lig. colada; w=1,5m	12,5/25,5	0,9kN/m <sup>2</sup>	5kN/m <sup>2</sup> veículo:10kN	4 horas; helicóptero
Passarela Lleida [22]	Espanha	2001	-	em arco; GFRP; lig. paraf. aço; f <sub>1</sub> =240MPa; f <sub>2</sub> =50a70MPa; E <sub>1</sub> =23 a 27GPa; w=3m	38/-	190kN	4kN/m <sup>2</sup>	3 horas
Ponte da RWTH-Aachen [26,27]	Alemanha	2002	Fiberline	protótipo, modular treliçada; GFRP; lig. paraf. Com chapas de aço coladas nos perfis de GFRP; w=3,44m; f <sub>1</sub> =240MPa; f <sub>2</sub> (MPa)=50(t)e70(c); E <sub>1</sub> =23GPa; τ=25MPa; G=3GPa	20	50kN	veículo sobre lagarta=109kN veículo sobre rodas=136kN	guindaste, helicóptero ou nariz de lançamento
Ikei-Tairagawa [28]	Japão	2003	Miyagi / Sagamihara	passarela treliçada; GFRP; lig. paraf. aço; w=3,5m;	19,7 e 17,2/33,8	-	3,4 (vigas) e 4,9(tabuleiro) kN/m <sup>2</sup>	4 horas
Ponte Cantabric [29]	Espanha	2004	-	3 vigas de seção trapezoidal de CFRP laminado, pré-laje de fibra de vidro e laje de concreto armado; w=8m	13,10/46	-	-	6 meses

lig. paraf. = ligações parafusadas; L<sub>total</sub> = comprimento total, w = largura, CHF= custo em dólar franco-suíço, f = tensão normal resistente 1 = direção paralela às fibras, 2 = direção transversal às fibras, RWTH = Universidade de Tecnologia de Aachen, na Alemanha.



Figura 1-8 – Ponte protótipo da RWTH-Aachen, Alemanha, 2002 [26].



Figura 1-9 – Detalhe do apoio do tabuleiro sobre as transversinas e das ligações das transversinas à treliça da ponte protótipo da RWTH-Aachen [26].

Tabela 1-5 – Pontes biapoizadas projetadas com tabuleiro em material compósito (painel sanduíche ou painel de perfis pultrudados colados).

Estrutura	País	Ano	Sistema do tabuleiro	Características	Vão/ $L_{total}$ (m)	P. próprio	C. móvel	Montagem
No-Name Creek [4]	EUA	1996	Kansas	1ª ponte totalmente em compósitos dos EUA; GFRP; w=8,5m; h=0,56m;rcp	-/7,1	113kN (1,9kN/m <sup>2</sup> )	AASHTO HS-25	8 horas
Ponte Cecil County [4]	EUA	1997	Hardcore	GFRP; w=7,62m; h=0,46m; CHF1.500/m <sup>2</sup>	-/6,1	54kN (1,3kN/m <sup>2</sup> )	AASHTO HS-27	24 horas
Ponte Laurel Run Road	EUA	1998	Superdeck	GFRP; w=10,04m; rcp	-/8,7	-	-	-
Troutville Weigh Station [4]	EUA	1999	EZ-Span	ponte; GFRP; w=6,1m; rev. de 6,4mm (epóxi e areia)	3,1/6,1	36kN s/rev. (1,0kN/m <sup>2</sup> )	AASHTO HS-25	-
Ponte Teste Troutville Weigh Station	EUA	1999	Strongwell	GFRP; $L_{total}$ =6,1m; w=4,65m	-/6,1	-	-	-
Passarela Halgavor	Reino Unido	2001	-	GFRP; moldagem manual (M) e infusão a vácuo (IV); w=3,5m; E(GPa)= 12,8(M) e 22(IV); G(GPa)= 2,5(M) e 3,5(IV); $f_t$ (MPa)= 205(M) e 390(IV)	-/47	-	-	-

GFRP = compósito de fibra de vidro,  $L_{total}$  = comprimento total da ponte, w = largura da ponte, h= espessura do tabuleiro em compósito,  $t_{içam}$  = tempo de montagem da ponte, rcp = revestimento em concreto polimérico, CHF = custo em dólar franco-suíço,  $f_t$ = resistência à tração na direção longitudinal, E = módulo de elasticidade na direção longitudinal, G = módulo de cisalhamento.

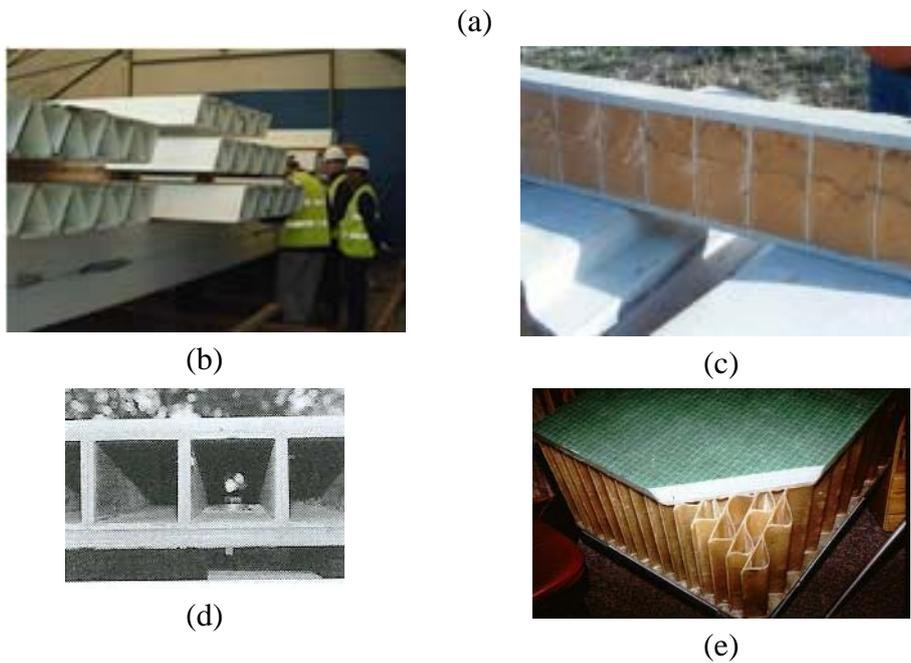
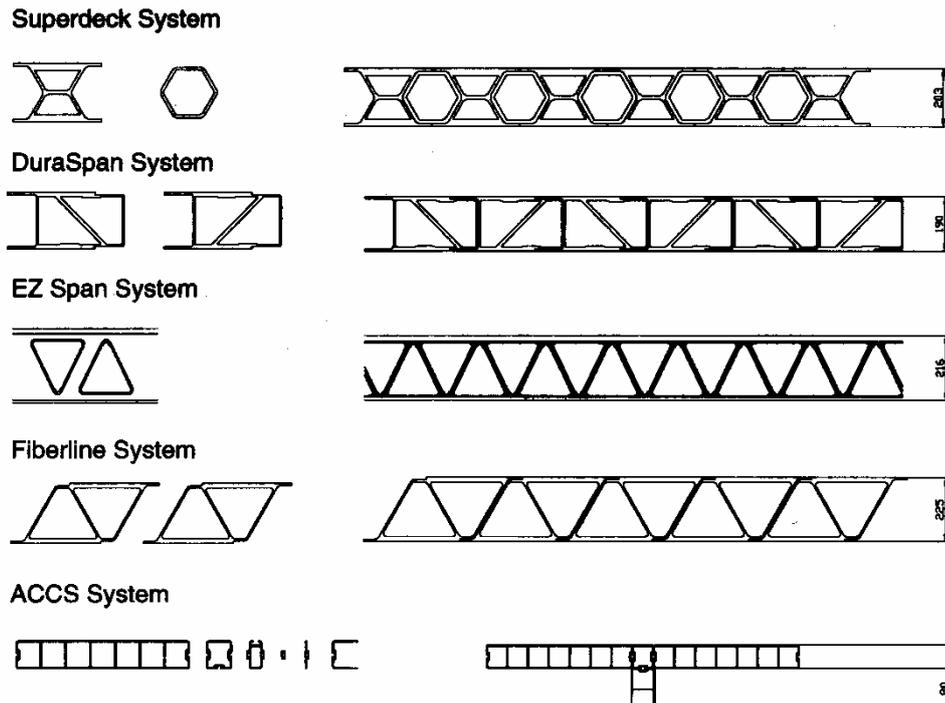


Figura 1-10 – Seções transversais de tabuleiros em painel pultrudado e painel sanduíche: (a) Superdeck, DuraSpan, EZ-Span, Fiberline e ACCS [25]; (b) ASSET [30]; (c) Hardcore [31]; (d) Strongwell [4]; (e) Kansas [31].

Tabela 1-6 – Pontes e passarelas com superestrutura de material compósito (tabuleiro em painel sanduíche ou com vigas pultrudadas coladas).

Estrutura	País	Ano	Sistema do tabuleiro	Características	Vão/ $L_{total}$ (m)	P.próprio	C. móvel	Montagem
Passarela Aberfeldy [32]	Escócia, Reino Unido	1992	ACCS	estaiada; GFRP	-/113	150kN	3,52kN/m <sup>2</sup>	-
Laurel Lick Road[4]	EUA	1997	Superdeck/ C.Pultrusion	GFRP; vp; w=4,88m; rcp(10mm); CHF 3.800/m <sup>2</sup>	-/6,1	33kN (1,1kN/m <sup>2</sup> )	AASHTO HS-25	8 horas
Ponte West Mill	Inglaterra	2002	ASSET/ Fiberline	perfis de GFRP colados (vp) e laje moldada (CFRP); w=6,8m;	-/10	370kN (vigas e tabuleiro= 120kN)	460kN	30 minutos
Ponte de Teste INEEL	EUA	1997	Strongwell/ Strongwell	GFRP, vigas U (vm) e tabuleiro sanduíche; w=5,49m; r.a.; CHF 2.800/m <sup>2</sup>	-/9,1	104kN (2,1kN/m <sup>2</sup> )	AASHTO HS-25	8 horas

GFRP = compósito de fibra de vidro, vp = viga pultrudada; vm = viga moldada;  $L_{total}$  = comprimento total da ponte, w = largura da ponte, rcp = revestimento em concreto polimérico, r.a. = revestimento asfáltico, CHF = custo em dólar franco-suíço.

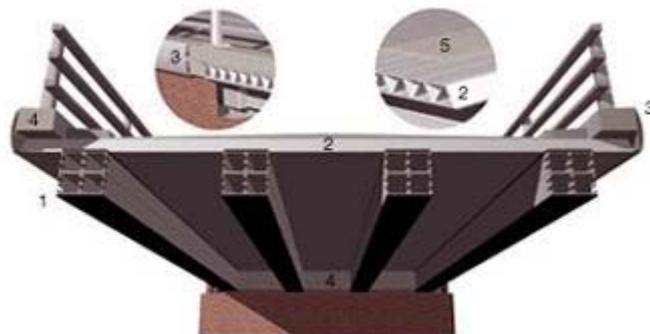


Figura 1-11 – Ponte West Mill, Inglaterra, 2002: (1) vigas pultrudadas; (2) laje moldada [14].

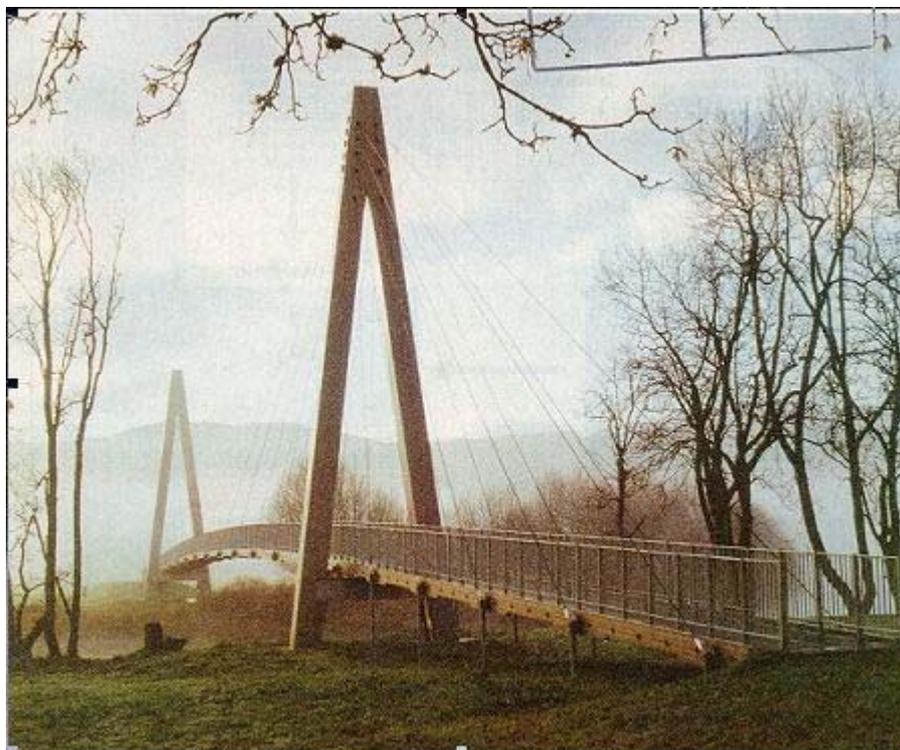


Figura 1-12 – Vista geral da Passrela Aberfeldy, Escócia, Reino Unido [32].

Em 2002 o Instituto Federal Suíço de Tecnologia (*Swiss Federal Institute of Technology*), localizado em Lausanne, na Suíça, apresentou um projeto de uma passarela estaiada com viga armada (figura 1-13). Neste sistema estrutural os painéis sanduíche de GFRP, adotados como elementos de alma, são colados a perfis de GFRP, que funcionam como elementos de mesa e cabos de compósito de carbono sustentam a viga superior e inferiormente. Não se tem notícia se a passarela foi construída.



Figura 1-13 – Passarela estaiada e com viga armada, Suíça [22]

As pontes e passarelas com estrutura de vigamento longitudinal em perfis, como a da figura 1-11 ficam limitadas pela grande deformabilidade do material. Para se superar esta característica desfavorável dos compósitos de fibra de vidro, uma adequada rigidez estrutural deve ser alcançada a partir da própria concepção e da geometria da estrutura. Neste aspecto, a adoção de vigamentos treliçados (figuras 1-6 e 1-8) é uma alternativa para melhor utilização do material. Outros sistemas estruturais como o sistema estaiado (figuras 1-5 e 1-12), ou em arco (figura 1-7), ou em viga armada (figura 1-13), permitem que se alcancem vãos maiores do que os sistemas em viga reta, para qualquer material de construção. Entretanto, a adoção do sistema estaiado da passarela de Aberfeldy (figura 1-12) conduziu a características dinâmicas muito desfavoráveis para uma passarela [33], enquanto que o mesmo sistema adotado para estruturas mistas aço-concreto, ou estruturas só de aço tem sido usado com sucesso.

# Capítulo 2

## CONCEPÇÃO, PROJETO E MONTAGEM DA PONTE MODULAR

### 2.1 EVOLUÇÃO DA CONCEPÇÃO ESTRUTURAL DA PONTE

#### 2.1.1 Estágios preliminares

Projetou-se uma ponte desmontável em material compósito de fibra de vidro, para vencer um vão de até 30 metros e com capacidade para suportar um trem-tipo de 256kN. O tabuleiro da ponte tem quatro metros de largura. Como concepção estrutural, optou-se por uma ponte modular composta por duas vigas longitudinais treliçadas de cada lado do tabuleiro central (figura 2-1). O tabuleiro é formado pelas vigas longitudinais, por transversinas e por um piso em painel do tipo da figura 1-10, formado pela associação de perfis pultrudados colados.

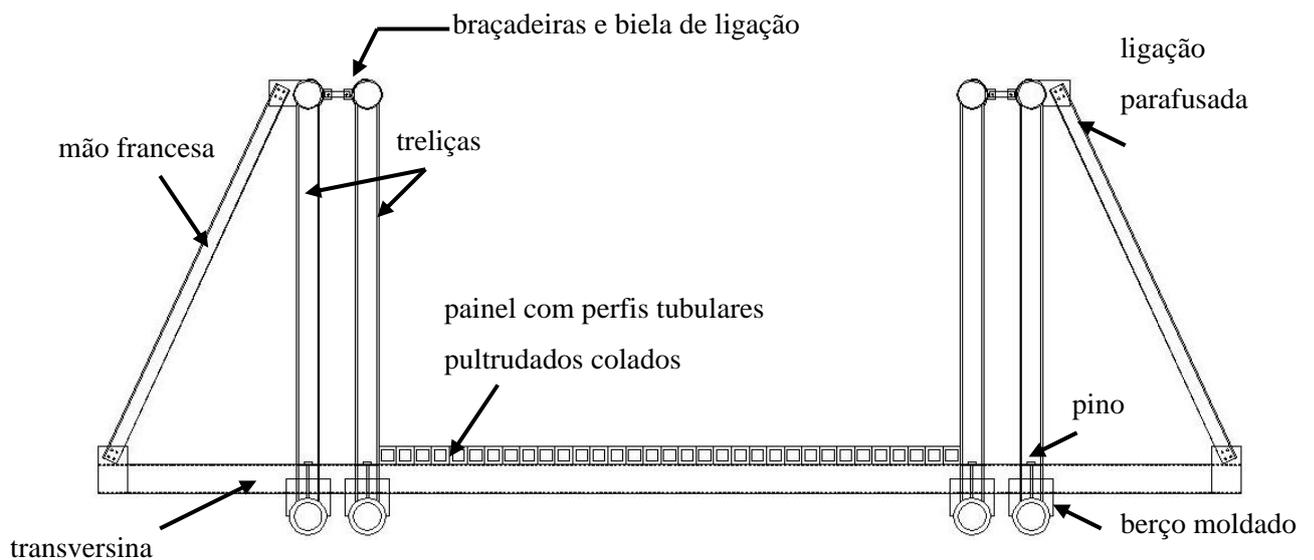


Figura 2-1 – Seção transversal da ponte protótipo.

O sistema estrutural em vigas treliçadas foi adotado para garantir maior rigidez à estrutura e compensar o baixo módulo de elasticidade do material

compósito. A treliça de altura constante é a mais adequada, construtivamente, para as pontes desmontáveis concebidas de forma modular, pois permite painéis intercambiáveis e treliças com diferentes comprimentos de vão até 30 metros.

O projeto de ponte modular desmontável em material compósito, proposto no presente trabalho, pretende atender, com vantagens, os mesmos requisitos gerais de um sistema de ponte de emergência como o tradicional sistema Bailey [1, 2].

No projeto preliminar, as treliças seriam montadas e transportadas na forma de painéis (figura 2-2), de modo a diminuir o tempo de montagem da ponte no campo. Seriam 10 painéis com 3,0 metros de comprimento e 2,0 metros de altura, formados pela associação de elementos (banzo, montante e diagonal) e nós. As ligações entre os elementos do painel (banzo-montante e banzo-diagonal) seriam coladas e as ligações entre painéis (banzo-banzo) seriam desmontáveis, por meio de ligações parafusadas. Os nós de ligação seriam moldados em material compósito e vazados, de modo que os elementos estruturais pudessem ser inseridos nos mesmos e colados (figura 2-3a). As seções transversais dos elementos da treliça seriam quadradas e retangulares para possibilitar a ligação parafusada e facilitar a colocação das transversinas.

As ligações parafusadas e as ligações coladas foram ensaiadas (Anexo B e Capítulo 3) e calculadas conforme o EUROCOMP [3] (Anexo A) e se mostraram inviáveis.

### **2.1.2 Concepção final**

Na concepção final foram adotadas ligações por contato entre todos os elementos da treliça e o nó (figura 2-3b). Neste caso, a montagem da treliça é feita a partir dos elementos isolados ao invés da montagem dos painéis, com a vantagem do transporte ser, eventualmente, efetuado por helicóptero. Outra consequência foi a necessidade de pré-compressão de todos os seus elementos, para impedir que fiquem tracionados em qualquer etapa de montagem e carregamento.

Investiu-se, então, no estudo das ligações comprimidas por contato entre os elementos da treliça e os nós. Com o desenvolvimento dos estudos para a ponte e com os resultados dos ensaios de compressão relatados no Capítulo 3, optou-se por

utilizar, no projeto, perfis tubulares circulares, que melhoram o comportamento das ligações por contato em relação aos perfis de seção quadrada.

Estudaram-se dois tipos de nós: em aço e em material compósito (figura 2-4). Paralelamente à fabricação dos primeiros nós de aço, iniciaram-se as tentativas de fabricação dos nós de compósito por laminação manual e com diferentes configurações de fibras. Os resultados dos ensaios dos nós em material compósito são apresentados no Capítulo 3. Pelos resultados obtidos conclui-se que a utilização desse tipo de nó no projeto da ponte é viável. Espera-se, que melhoramentos na execução manual das peças proporcionem maiores resistências. Neste trabalho se adotaram os nós de aço.

Os resultados experimentais dos ensaios de painel, apresentados no Capítulo 5, mostraram a necessidade de se aumentar a altura da treliça protótipo de dois metros para 2,5 metros, a fim de se obter flechas menores.

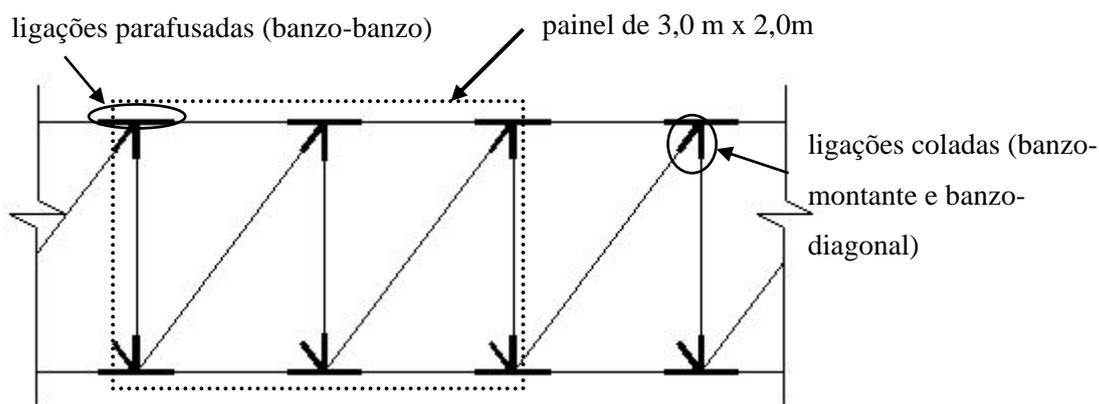


Figura 2-2 – Detalhe do painel da treliça.

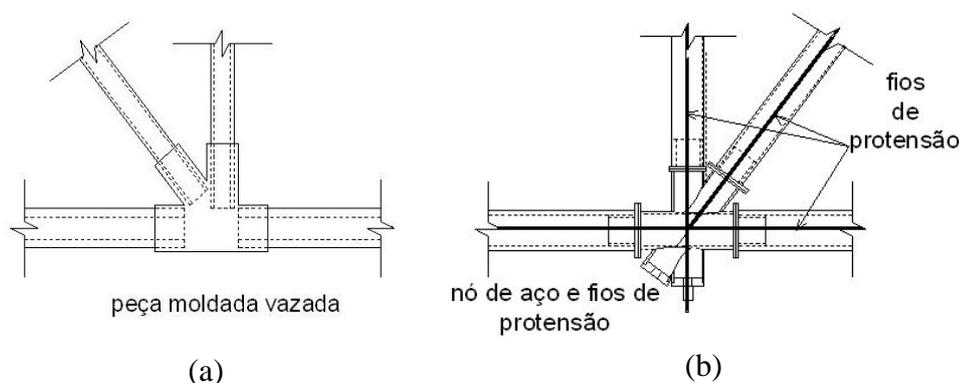


Figura 2-3 – Ligações fixas (a) ou desmontáveis (b) entre elementos nos painéis.



Figura 2-4 – Nós de ligação: (a) de compósito; (b) de aço.

### 2.1.3 Escolha da geometria da viga treliçada

Os critérios adotados foram: menor peso, menores esforços de tração nos montantes e nas diagonais, e menor número de ligações por painel. Foram estudados cinco tipos básicos de treliça: *pratt*, *warren*, *deck warren*, *howe* e *bailey* (figura 2-5). Os painéis são mostrados na figura 2-6. Os esforços em todas as treliças foram obtidos considerando-se um modelo bidimensional de pórtico plano feito no SAP2000 [34], com discretização apenas dos tubos de compósito, conforme o esquema estrutural ilustrado na figura 2-7. Neste modelo consideraram-se as seções transversais apresentadas na figura 2-8.

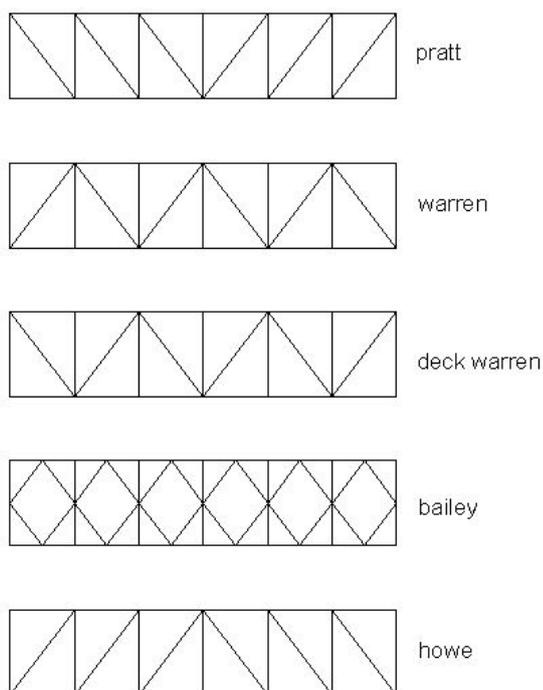


Figura 2-5 – Tipos de treliças estudadas.

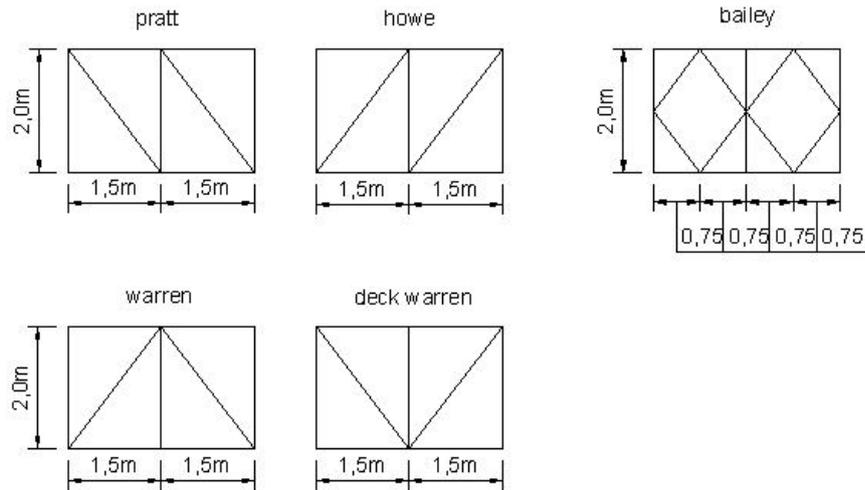


Figura 2-6 – Painéis treliçados considerados.

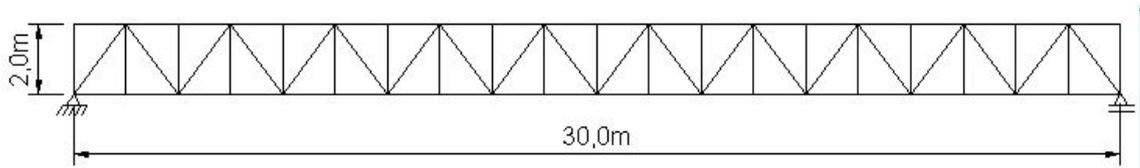


Figura 2-7 – Esquema estrutural da treliça do tipo warren.

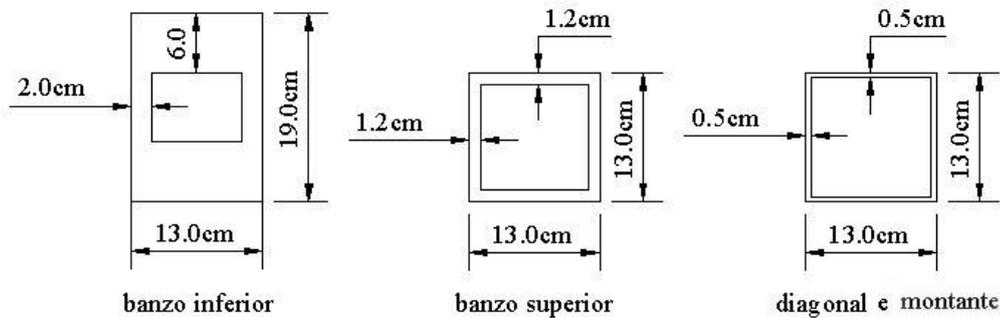


Figura 2-8 – Seções transversais dos elementos da treliça (projeto preliminar).

Os carregamentos considerados foram: peso próprio da treliça, peso próprio do tabuleiro (transversinas e piso), peso próprio das mãos francesas, peso próprio das cordoalhas de protensão do banzo inferior, força de protensão aplicada no banzo inferior de 785kN (já descontadas as perdas na ancoragem) e carga móvel (veículo de 256kN).

O peso próprio estimado para o tabuleiro foi de  $1,0\text{kN/m}^2$ , que é o peso aproximado dos painéis tipo sanduíche ou com perfis pultrudados colados apresentados na tabela 1-5. Como a ponte tem largura de quatro metros e é

constituída por quatro vigas longitudinais, a parcela de peso próprio do tabuleiro suportada por cada viga é de 1,0kN/m ou 30kN.

A carga móvel adotada corresponde à viatura militar sobre rodas AV-LMU ASTROS II. Essa é uma viatura lançadora de foguetes, com três eixos, que estando vazia pesa 222,5kN e carregada com o foguete SS 40 pesa 256kN. O veículo é o mais pesado, sobre rodas, utilizado pelo Exército Brasileiro, sendo fabricado pela empresa Avibrás [35]. Suas dimensões e as cargas por eixo são mostradas na figura 2-9. O trem-tipo atuante foi calculado a partir da reação máxima obtida sobre uma treliça, considerando duas treliças de cada lado do tabuleiro e o veículo posicionado a 50 centímetros de uma das treliças internas. O trem-tipo obtido é o da figura 2-10.

Para o cálculo dos esforços solicitantes utilizaram-se os fatores de carga da tabela 2-1 e as combinações das ações da tabela 2-2, conforme o EUROCOMP [3].

A tabela 2-3 compara os pesos obtidos para os painéis das treliças, sem considerar o peso dos nós, e os esforços normais máximos e mínimos obtidos em seus elementos. A treliça tipo bailey não foi escolhida por ser a mais pesada e por apresentar o maior número de ligações no painel. Considerou-se a treliça do tipo howe a mais adequada para o projeto com ligações comprimidas por contato, pois apresenta o menor esforço de tração nas diagonais.

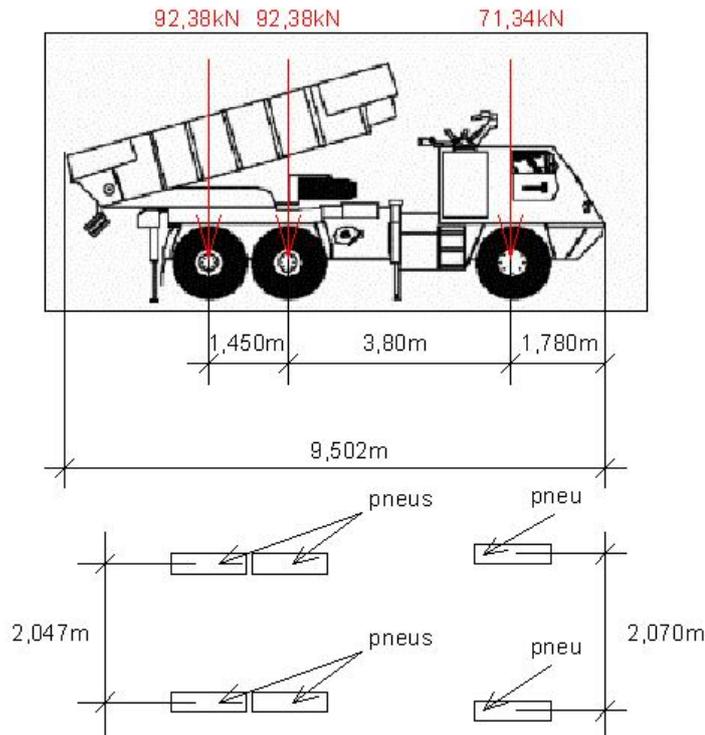


Figura 2-9 – Dimensões e cargas por eixo da viatura AV-LMU ASTROS II.

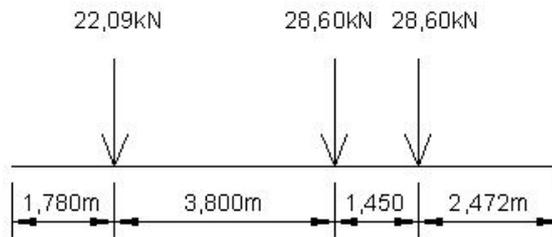


Figura 2-10 – Trem-tipo adotado.

Tabela 2-1 – Fatores de majoração das cargas.

Carregamentos	Fatores de majoração das cargas
Cargas permanentes	1,35 ou 1,0
Cargas de protensão	0,9 ou 1,2
Carga móvel	1,8 (1,5 x 1,2 de coeficiente de impacto)

Tabela 2-2 – Combinação de cargas para verificação no Estado Limite Último.

combo1 = 1,0 cargas permanentes (perm) + 1,2 carga de protensão (prot)
combo2 = 1,35 cperm + 0,9 prot + 1,8 cmóvel

Tabela 2-3 – Peso e esforços obtidos nas treliças com protensão no banzo inferior.

Treliça/ Peso do painel 3,0m x 2,0m(kN)	Combinação	Esforços normais máximos e mínimos (kN)	
		diagonal	montante
pratt/1,68	combo1	36,0/-2,0	-40,9/0,8
	combo2	180,2/-66,5	-164,9/51,4
warren/1,69	combo1	27,0/-40,7	-1,4/15,1
	combo2	171,2/-187,6	-6,9/70,5
deck warren/1,68	combo1	43,0/-48,0	-37,8/11,6
	combo2	198,6/-197,2	-160,5/61,8
bailey/1,90	combo1	16,1/-31,0	-27,4/16,4
	combo2	91,5/-108,2	-143,3/47,2
howe/1,69	combo1	-5,1/-37,4	-0,4/39,5
	combo2	57,4/-183,1	-35,8/160,3

## 2.2 PROJETO DA TRELIÇA PROTÓTIPO

### 2.2.1 Esquema estrutural e geometria

No projeto do protótipo foi adotada a treliça do tipo howe, as ligações comprimidas por contato entre todos os elementos da treliça, os nós de aço e elementos da treliça com seções transversais tubulares circulares (figura 2-11). As seções transversais dos perfis em material compósito são apresentadas na figura 2-12. Para simplificação do projeto, adotaram-se duas seções transversais: uma para o banzo inferior e outra para o banzo superior, montantes e diagonais.

### 2.2.2 Carregamentos e esforços solicitantes

Os carregamentos considerados foram: peso próprio da treliça, peso próprio do tabuleiro (transversinas e piso), peso próprio das mãos francesas, peso próprio dos cabos de protensão (banzo inferior, banzo superior, montante e diagonal), forças de protensão, já descontadas as perdas na ancoragem: 900kN (banzo

inferior), 61kN (banzo superior), 292kN (montantes) e 97kN (diagonais), carga móvel correspondente a um veículo de 256kN (trem-tipo da figura 2-10).

No banzo inferior adotaram-se seis cordoalhas de 12,7mm. Nas diagonais da treliça adotou-se uma cordoalha de 12,7mm e nos montantes adotaram-se duas cordoalhas de 12,7mm. As características das cordoalhas estão na tabela 2-4.

A parcela de peso próprio do tabuleiro suportada por cada viga é de 1,0kN/m ou 30kN, conforme já apresentado no item 2.1.3.

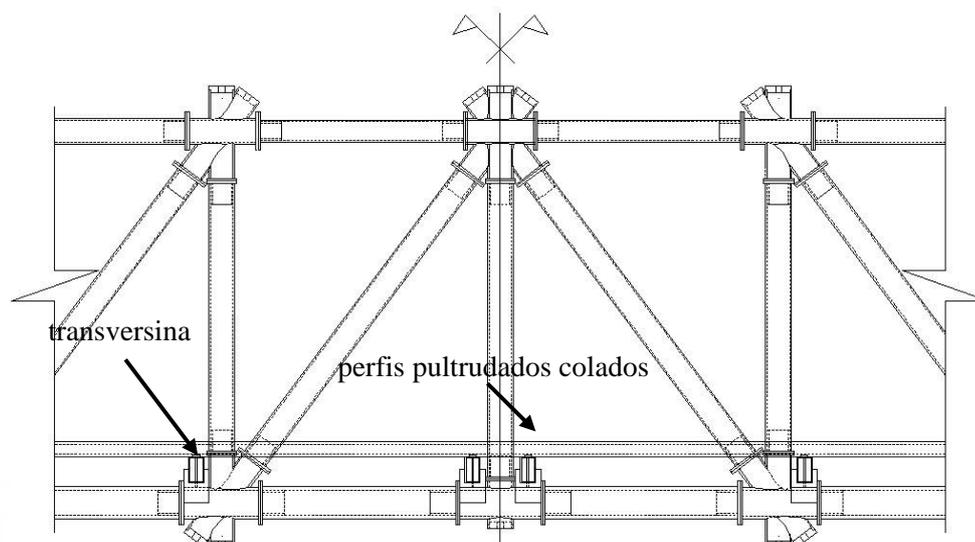


Figura 2-11 – Vista longitudinal da ponte protótipo.

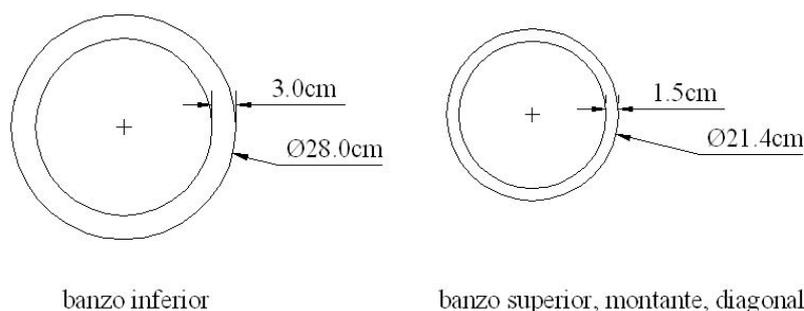


Figura 2-12 – Seções transversais da treliça protótipo.

Tabela 2-4 – Características das cordoalhas de protensão adotadas no protótipo.

Elemento	Tipo	Aço	A (mm <sup>2</sup> )	F <sub>ruptura</sub> (kN)	Peso (kN/m)
banzo inferior	6φ12,7mm	RB-190	601,2	1122	0,04760
banzo superior, diagonal	1φ12,7mm	RB-190	100,2	187	0,00792
montante	2φ12,7mm	RB-190	200,4	374	0,01580

Para o cálculo dos esforços solicitantes de projeto utilizaram-se os fatores de carga da tabela 2-1 e as combinações das ações da tabela 2-2, conforme o EUROCOMP [3].

Os esforços normais máximos e mínimos e os momentos fletores obtidos nos membros da treliça são mostrados nas tabelas 2-5 e 2-6. Eles foram obtidos considerando-se um modelo bidimensional de pórtico plano analisado por meio do programa SAP2000 [34], com discretização dos tubos de compósito e dos fios de protensão, conforme o esquema estrutural ilustrado na figura 2-13. Os fios de protensão são representados por um único elemento em cada banzo, montante e diagonal. Os nós extremos do elemento em cada banzo estão nas extremidades da viga. A protensão foi aplicada nos fios como variação de temperatura.

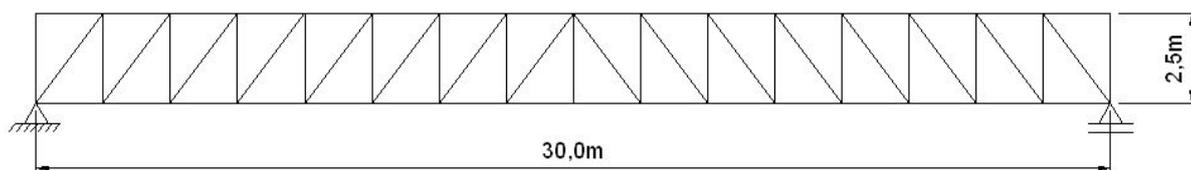


Figura 2-13 – Esquema estrutural da treliça protótipo.

Tabela 2-5 – Esforços normais obtidos nos elementos da treliça protótipo.

Combinação	Esforços normais máximos e mínimos (apoio/vão) (kN)			
	banzo inferior	banzo superior	diagonal	montante
combo1	-1059,5/-954,6	-67,4/-199,8	-137,7/-95,8	-137,7/-156,3
combo2	-791,6/-338,9	-35,4/-543,7	-251,7/-15,9	-129,4/-49,0

Tabela 2-6 – Momentos fletores obtidos nos elementos da treliça protótipo.

Combinação	Momentos fletores máximos e mínimos (apoio/vão) (kN.m)			
	banzo inferior	banzo superior	diagonal	montante
combo1	3,8/9,1	1,1/2,5	0,7/0,8	0,5/1,6
combo2	11,0/17,3	1,4/2,8	0,1/2,3	5,4/3,8

### 2.2.3 Verificação das deformações do protótipo no Estado Limite de Serviço

A verificação das deformações da treliça do tipo howe do protótipo, no Estado Limite de Serviço, é apresentada a seguir. As combinações da carga utilizadas são mostradas na tabela 2-7.

O EUROCOMP [3] não apresenta valores limites para as deformações em pontes de material compósito. Para estruturas de acesso de público em geral, este guia recomenda os limites de deformações da tabela 2-8. Considera-se  $\delta_{\text{máx}}$  a deformação aparente, a partir da condição não deformada da estrutura, devida às cargas nominais totais aplicadas e  $\delta_2$  a soma das flechas devidas às cargas variáveis com a flecha adicional de carga permanente que ocorra ao longo do tempo, como por exemplo, a fluência (ver figura 2-14).  $\delta_0$  é a contraflecha aplicada na estrutura descarregada (considerou-se flecha devida à carga de protensão apenas) e  $\delta_1$  é a deformação devida às cargas permanentes e à carga de protensão, imediatamente após a aplicação do carregamento.

Tabela 2-7 – Combinação de cargas para verificação no Estado Limite de Serviço.

Deslocamento	Combinação no E. L. de Serviço
$\delta_0$	carga de protensão (prot)
$\delta_1$	carga permanente (cperm) + carga de protensão (prot)
$\delta_{\text{máx}}$	cperm + prot + carga móvel (cmóvel) x coeficiente de impacto
$\delta_2$	carga móvel (cmóvel) x coeficiente de impacto

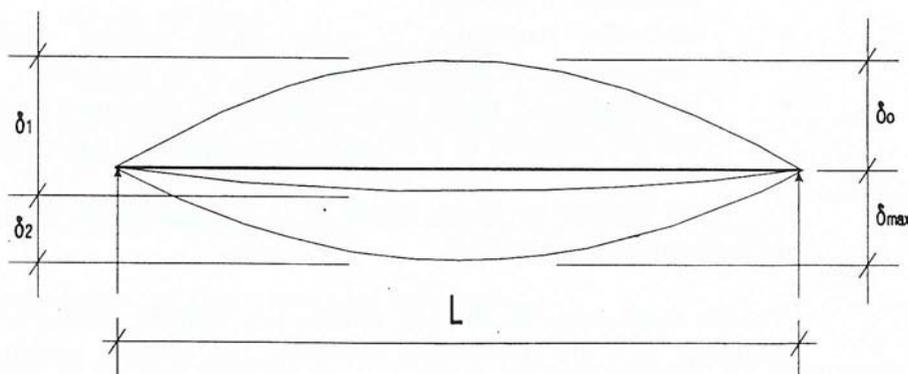


Figura 2-14 – Deformações verticais de uma estrutura biapojada.

As deformações obtidas são mostradas na tabela 2-9. Os valores obtidos, estaticamente, são menores do que os recomendados pelo EUROCOMP [3].

Tabela 2-8 – Deslocamentos máximos recomendados pelo EUROCOMP [3].

Estruturas de acesso de público em geral	
$\delta_{\text{máx}}$	L/250
$\delta_2$	L/300

Tabela 2-9 – Deslocamentos obtidos na treliça do projeto.

$\delta_0$ (mm)	$\delta_1$ (mm)	$\delta_{\text{máx}}$ (mm)	$\delta_2$ (mm)
60,4	37,9	-12,9 = L/2325	-50,8 = L/590

para cima (+); para baixo (-)

Observa-se que os deslocamentos poderiam ter sido obtidos fazendo-se uma analogia ao comportamento de uma viga de momento de inércia equivalente da seção composta pelos banzo superior e inferior da treliça:  $EI_{\text{eq}} = 1,11 \times 10^6 \text{ kN.m}^2$ . Neste caso, a flecha calculada devida à carga móvel majorada pelo coeficiente de impacto é de -47,6mm.

## 2.2.4 Verificação das resistências do protótipo no Estado Limite Último

No caso específico dos membros submetidos aos esforços axiais e momentos fletores, as seguintes equações devem ser atendidas:

$$\frac{N_{t,Sd}}{N_{t,Rd}} + \frac{M_{Sd}}{M_{Rd}} \leq 1 \text{ e } \frac{N_{c,Sd}}{N_{c,Rd}} + \frac{M_{Sd}}{M_{Rd}} \leq 1 \quad (2-1)$$

onde  $N_{t,Sd}$  é o esforço normal de tração solicitante de projeto

$N_{t,Rd}$  é o esforço normal resistente de tração da seção transversal

$M_{Sd}$  é o momento fletor solicitante de projeto

$M_{Rd}$  é o momento fletor resistente da seção transversal

$N_{c,Sd}$  é o esforço normal de compressão solicitante de projeto

$N_{c,Rd}$  é o esforço normal resistente de compressão da seção transversal.

O esforço normal resistente de compressão da seção transversal é dado pelo menor dos seguintes valores:

1) esforço normal de compressão resistente da seção transversal

$$N_{c,Rd} = \frac{A f_{c,k}}{\gamma_m} \quad (2-2)$$

onde  $f_{c,k}$  é a resistência característica à compressão do material

2) esforço normal de flambagem por flexão da barra (flambagem global)

$$N_{c,Rd} = \frac{\pi^2 E_k I}{L_{fl}^2 \gamma_m} \quad (2-3)$$

onde  $I$  é o menor momento de inércia da seção transversal

$L_{fl}$  = comprimento de flambagem =  $kL$

$L$  = comprimento da barra

$k$  = coeficiente de flambagem

$E_k$  = módulo de elasticidade longitudinal característico na compressão.

Na verificação da flambagem global dos elementos adotou-se o comprimento da barra igual à distância entre os nós da treliça e coeficiente de flambagem igual a 0,85, conforme sugere GALAMBOS (1988) para o caso de treliças com flambagem no plano e na qual as tensões máximas de ruptura nos membros não ocorrem simultaneamente.

3) esforço normal de flambagem da parede do tubo (flambagem local)

$$N_{c,Rd} = A_{eff} f_{c,cr} \quad (2-4)$$

onde

$A_{eff}$  = área efetiva da seção transversal

$f_{c,cr}$  = resistência crítica de flambagem

para seções transversais circulares:

$$f_{c,cr} = 0,25Etr \quad (2-5)$$

onde  $t$  = a espessura do tubo e  $r$  = raio médio do tubo.

Os módulos de elasticidade longitudinais característicos,  $E_k$ , foram substituídos pelos correspondentes valores médios ( $E_m$ ).

As tensões características ( $f_{c,k}$ ) e médias ( $f_{c,m}$ ) de ruptura na compressão, na direção das fibras dos materiais compósitos, e os módulos de elasticidade longitudinais médios ( $E_m$ ), obtidos experimentalmente (conforme descrito no Capítulo 3), são apresentados na tabela 2-11.

A tabela 2-10 apresenta as parcelas que compõem o coeficiente parcial do material segundo o EUROCOMP [3]. Para combinações de carga de curta duração resulta  $\gamma_m = 1,39$  enquanto que para combinações de longa duração chega-se a  $\gamma_m = 3,54$ . Observa-se que este último valor deverá condicionar todo o projeto em material compósito e está associado a existência do comportamento reológico característico da resina. Entretanto, nos ensaios realizados de material pultrudado, os quais estão descritos no Capítulo 3, não se observou tal comportamento para uma fração volumétrica de fibras em torno de 60%.

Tabela 2-10 – Coeficientes de redução de resistência dos materiais.

Coeficientes	Valor	Descrição
$\gamma_{m1}$	1,15	Propriedades do pultrudado obtidas em ensaios experimentais
$\gamma_{m2}$	1,1	Material pultrudado utilizado após cura total
$\gamma_{m3}$	1,1	25°C ≤ T° ≤ 50°C; 80°C ≤ HDT ≤ 90°C; carga de curta duração
	2,8	25°C ≤ T° ≤ 50°C; 55°C ≤ HDT ≤ 80°C; carga de longa duração

T° é a temperatura de operação, HDT é a temperatura de distorção térmica do material,  $\gamma_m = \gamma_{m1}\gamma_{m2}\gamma_{m3}$ .

Tabela 2-11 – Propriedades mecânicas dos tubos do projeto.

Elemento	$f_{c,k}$ (MPa)	$f_{c,m}$ (MPa)	$E_m$ (GPa)
banzo inferior	181,6	225,2	28,2
banzo superior, montante e diagonal	192,5	218,5	24,5

Os esforços solicitantes de projeto são os da tabela 2-5. As seções transversais dos elementos da treliça foram mostradas na figura 2-12 e as suas propriedades geométricas são mostradas na tabela 2-12.

Os esforços normais e os momentos fletores resistentes calculados para os elementos da treliça, para as duas combinações de carga analisadas (tabela 2-2), são apresentados nas tabelas 2-13, 2-14, 2-15 e 2-16. Verifica-se que os elementos mais solicitados são o banzo inferior, para as cargas permanentes e de protensão e o banzo superior, para a carga móvel.

Tabela 2-12 – Propriedades geométricas das seções transversais do protótipo.

Elementos	A (cm <sup>2</sup> )	I (cm <sup>4</sup> )	W (cm <sup>3</sup> )
banzo inferior	235,6	18672,8	1333,8
banzo superior, montante, diagonal	93,8	4668,4	436,3

Tabela 2-13 – Esforços normais e momentos fletores resistentes – banzo inferior.

Banzo inferior – $l_{fl}$ (m) = 1,59							
Combinação	$\gamma_m$	$M_{Rd}$ (kNm)	$N_{c,Rd}$ (kN)			$\frac{N_{Sd} \pm M_{Sd}}{N_{Rd} M_{Rd}} \leq 1$	
			resistência da seção	flamb. global	flamb. local	máx.	mín
combo1	3,54	68,4	1208,7	-	-	<b>0,93</b>	0,66
combo2	1,39	174,3	3078,3	-	-	0,34	<b>0,12</b>

Tabela 2-14 – Esforços normais e momentos fletores resistentes – banzo superior.

Banzo superior – $l_{fl}$ (m) = 1,59							
Combinação	$\gamma_m$	$M_{Rd}$ (kNm)	$N_{c,Rd}$ (kN)			$\frac{N_{S_d} \pm M_{S_d}}{N_{R_d} M_{R_d}} \leq 1$	
			resistência da seção	flamb. global	flamb. local	máx.	mín
combo1	3,54	23,7	509,9	-	-	<b>0,50</b>	<b>0,00</b>
combo2	1,39	60,4	1298,7	-	-	0,46	0,08

Tabela 2-15 – Esforços normais e momentos fletores resistentes – diagonal.

Diagonal – $l_{fl}$ (m) = 2,66							
Combinação	$\gamma_m$	$M_{Rd}$ (kNm)	$N_{c,Rd}$ (kN)			$\frac{N_{S_d} \pm M_{S_d}}{N_{R_d} M_{R_d}} \leq 1$	
			resistência da seção	flamb. global	flamb. local	máx.	mín
combo1	3,54	23,7	509,9	443,2	-	<b>0,34</b>	0,18
combo2	1,39	60,4	1298,7	1128,6	-	0,23	<b>0,00</b>

Tabela 2-16 – Esforços normais e momentos fletores resistentes – montante.

Montante – $l_{fl}$ (m) = 2,13							
Combinação	$\gamma_m$	$M_{Rd}$ (kNm)	$N_{c,Rd}$ (kN)			$\frac{N_{S_d} \pm M_{S_d}}{N_{R_d} M_{R_d}} \leq 1$	
			resistência da seção	flamb. global	flamb. local	máx.	mín
combo1	3,54	23,7	509,9	-	-	<b>0,37</b>	0,24
combo2	1,39	60,4	1298,7	-	-	0,19	<b>0,00</b>

# Capítulo 3

## ENSAIOS PARA DETERMINAÇÃO DAS PROPRIEDADES FÍSICAS E MECÂNICAS DO MATERIAL

### 3.1 INTRODUÇÃO

No projeto da ponte desmontável optou-se pela utilização dos materiais compósitos à venda no mercado brasileiro. Para tanto, tornou-se necessário realizar vários ensaios experimentais para a caracterização das suas propriedades físicas e mecânicas.

A primeira série de ensaios foi realizada em amostras obtidas de tubos de seção quadrada (lado = 50mm; espessura = 6mm) do fabricante ENMAC. A série constou dos seguintes ensaios:

- peso específico;
- fração volumétrica de fibras;
- tração direta;
- compressão centrada;
- flexão;
- fluência na tração e na compressão.

Posteriormente, a decisão de se utilizar tubos de seção circular para compor a viga treliçada motivou a preparação de uma nova série de amostras de tubos do fabricante COGUMELO, que constou dos seguintes ensaios:

- peso específico;
- fração volumétrica de fibras;
- compressão.

Estes últimos ensaios foram essenciais para o projeto da viga treliçada com tubos protendidos em ligação por contato. Foram ensaiados tubos com as seguintes dimensões (diâmetro externo x espessura): 38,1mm x 3,17mm; 59mm x 4,5mm; 76mm x 6,35mm e 76mm x 9,3mm.

Para determinação da resistência de ligações foram feitos três tipos de ensaios:

- ligações parafusadas;
- ligação colada de duplo transpasse;
- ligação por contato.

As opções de ligação colada e ligação parafusada, cujos resultados encontram-se no Anexo B, foram testadas em uma etapa preliminar de pesquisa, sendo posteriormente abandonadas em favor da ligação por contato, cujo ensaio para determinação de resistência é o de compressão do tubo (item 3.9).

Os resultados desses ensaios encontram-se descritos parcialmente neste capítulo e são complementados por informações e dados constantes do Anexo B.

### **3.2 PESO ESPECÍFICO**

Foram calculados os pesos específicos dos materiais compósitos de seção transversal tubular quadrada e circular. Os corpos de prova foram pesados em uma balança digital e medidos com um paquímetro.

### 3.2.1 Tubos de seção quadrada

Foram testadas dez amostras, cujas dimensões e pesos são mostrados na tabela **Erro! Fonte de referência não encontrada.** (Anexo B). O peso específico médio obtido foi de  $17,3\text{kN/m}^3$  e o desvio padrão foi de  $0,4\text{kN/m}^3$ .

### 3.2.2 Tubo de seção circular

Foram testadas doze amostras, que foram retiradas de tubos de  $59\text{mm} \times 4,5\text{mm}$  e  $76\text{mm} \times 9,3\text{mm}$ . Os dados das amostras e os pesos específicos obtidos são mostrados nas tabelas B- e B- (Anexo B). Os pesos específicos médios obtidos foram de  $16,1\text{kN/m}^3$  para os tubos de  $59\text{mm} \times 4,5\text{mm}$  e  $17,6\text{kN/m}^3$  para os tubos de  $76\text{mm} \times 9,3\text{mm}$ . Os desvios padrões foram de  $1,1\text{kN/m}^3$  e  $0,8\text{kN/m}^3$ , respectivamente.

## 3.3 FRAÇÃO VOLUMÉTRICA DE FIBRAS

Para a obtenção da fração volumétrica de fibras do material compósito, foram realizados ensaios de queima, conforme a norma ASTM D 297-93 [36] no Laboratório de Serviços do Instituto de Macromoléculas da UFRJ e no Laboratório de Estruturas da COPPE. As amostras dos materiais foram pesadas, previamente e aquecidas em estufa por três horas na temperatura de  $600^\circ\text{C}$ . Após a queima completa da matriz, as cinzas residuais foram secas e pesadas e a fração volumétrica de fibras foi obtida por  $V_f = \frac{W_f}{W_c}$ , onde  $W_f$  é o peso de fibras e  $W_c$  é o peso da amostra.

Nas cinzas verificou-se a existência de fibras longas e de um véu de fibras. Os véus são utilizados, no processo de fabricação do material pultrudado, para dar acabamento às peças, mas são menos resistentes a esforços axiais do que as fibras longas. Os resultados obtidos da fração volumétrica de fibras totais e da fração volumétrica de fibras longas das amostras e os pesos das amostras são apresentados nas tabelas 3-1 e 3-2. Verifica-se que o percentual de manta corresponde a, aproximadamente, 8% da fração volumétrica de fibras totais.

Tabela 3-1 – Frações volumétricas de fibras dos tubos de seção quadrada.

Amostra	Peso ( $\times 10^{-5}$ kN)	$V_{f \text{ totais}}$ (%)	$V_{f \text{ longas}}$ (%)
1	8,23	63,2	-
2	9,84	65,1	-
3	4,73	63,2	53,9
Média		64,6	-

Tabela 3-2 – Frações volumétricas de fibras dos tubos de seção circular (59 x 4,5)

Amostra	Peso ( $\times 10^{-5}$ kN)	$V_{f \text{ totais}}$ (%)	$V_{f \text{ longas}}$ (%)
1	3,19	58,6	47,4
2	3,08	57,8	49,4
3	3,40	57,2	45,3
Média		57,9	47,3

Tabela 3-3 – Frações volumétricas de fibras dos tubos de seção circular (76 x 9,3)

Amostra	Peso ( $\times 10^{-5}$ kN)	$V_{f \text{ totais}}$ (%)	$V_{f \text{ longas}}$ (%)
1	6,53	65,7	50,9
2	6,26	67,2	52,6
3	6,10	67,1	52,6
Média		66,7	52,0

### 3.4 ENSAIOS DE FLEXÃO

Os ensaios de flexão foram realizados apenas com o tubo de seção quadrada.

Para determinar o módulo de elasticidade longitudinal na flexão, foram realizados dois tipos de ensaios de flexão. No primeiro tipo, amostras do material foram testadas conforme a norma ASTM D 790M-93 [37] e no segundo, um tubo com dois metros de comprimento foi testado.

#### *Ensaio de flexão conforme a ASTM D 790M-93 [37]*

Os ensaios foram realizados pelo método II e procedimento B da norma, em que a amostra é carregada por quatro pontos, conforme a figura 3-1. Para a

realização deste ensaio utilizou-se o protótipo idealizado por ALMEIDA [38], figura 3-2, e seis massas cujos pesos são apresentados na tabela B- (Anexo B).

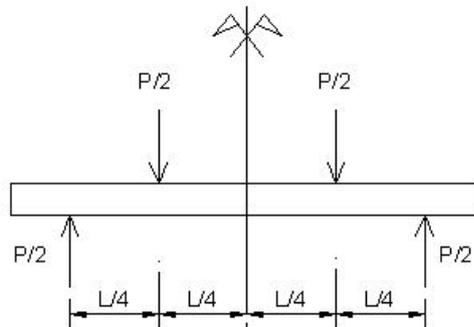


Figura 3-1 – Esquema de carregamento

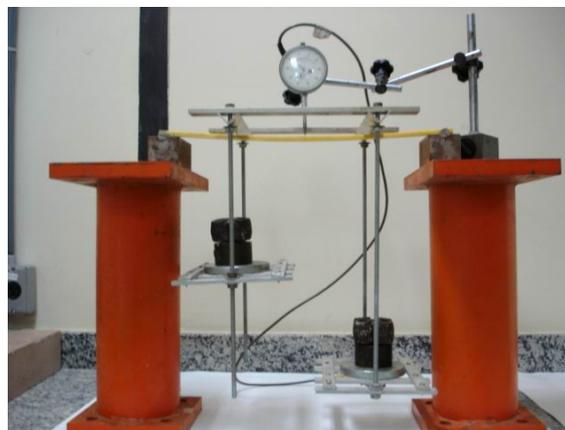


Figura 3-2 – Ensaio de flexão por quatro pontos utilizando o protótipo idealizado por ALMEIDA [38]

Foram testadas cinco amostras, cujas dimensões, momentos de inércia e vãos adotados constam na tabela B-. As massas foram aplicadas em três etapas de carregamento e as flechas medidas com um flexímetro no meio do vão durante as etapas de carregamento e de descarregamento. Com as cargas aplicadas e as flechas obtidas em cada etapa, determinou-se  $P/\delta_{máx}$  da viga, que é o coeficiente angular da reta carga x deslocamento e calculou-se o módulo de elasticidade longitudinal na flexão, dado pela equação

$$E_{fl} = \frac{11PL^3}{768\delta_{máx}I} \quad (3-1)$$

Os resultados dos ensaios são apresentados nas tabelas B- (Anexo B) e 3-4. Uma resposta típica em termos de carga x deslocamento está ilustrada na figura 3-3, que mostra o comportamento linear do material. Os gráficos das amostras 2, 3,

4 e 5 podem ser vistos na figuras B-, B-, B- e B- do Anexo B. Não houve grande dispersão entre os resultados de  $E_{fl}$  para amostras diferentes. O valor médio do módulo de elasticidade longitudinal na flexão, obtido para as cinco amostras ensaiadas, foi de 33,1GPa.

Tabela 3-4 – Valores médios e desvio padrão de  $E_{fl}$ .

Amostra	1	2	3	4	5
$E_{fl}$ médio (MPa)	25160	31324	39502	38684	30800
Média de $E_{fl}$ méd (MPa)	33079				
Desvio Padrão	583,5				

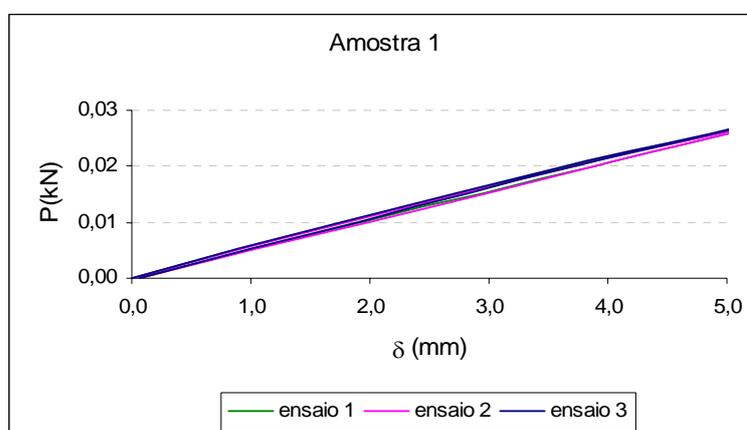


Figura 3-3 – Curvas carga x deslocamento obtidas para a amostra 1.

### ***Ensaio de flexão do tubo***

Este ensaio foi realizado com o objetivo verificar o módulo de elasticidade longitudinal aparente na flexão da seção transversal integral do tubo e comparar com os valores obtidos no ensaio da amostra apresentado anteriormente. O esquema de carregamento adotado é mostrado na figura 3-4. Uma foto do ensaio é apresentada na figura 3-5.

Foi testado um único tubo de dois metros de comprimento e o ensaio foi feito duas vezes para cada face do tubo posicionada para cima, tendo sido realizados oito ensaios. As dimensões do tubo nas duas extremidades e o momento de inércia médio são apresentados na tabela B- (Anexo B), bem como todos os detalhes e resultados dos ensaios. Os processos de medição e de cálculo utilizados

foram os mesmos do ensaio de flexão das amostras apresentado anteriormente. O resumo dos resultados obtidos é apresentado na tabela 3-5 e na figura 3-6.

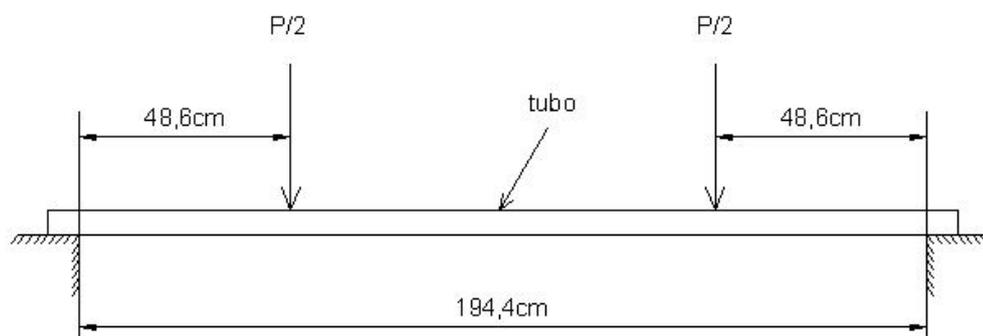


Figura 3-4 – Esquema do ensaio de flexão do tubo.



Figura 3-5 – Ensaio de flexão do tubo de dois metros de comprimento.

Tabela 3-5 – Valores médios e desvio padrão de  $E_{fl}$ .

Ensaio	1 e 2	3 e 4	5 e 6	7 e 8
$E_{fl\text{ médio}}$ (MPa)	39580,5	39057,1	39140,2	40203,4
Média de $E_{fl\text{ méd}}$ (MPa)	39495			
Desvio Padrão	48,7			

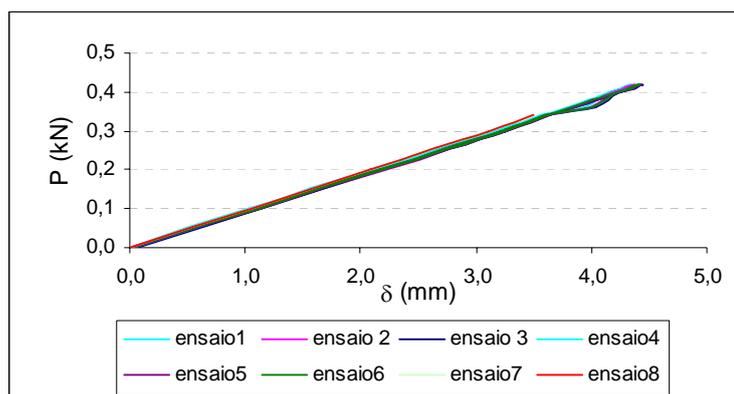


Figura 3-6 – Curvas carga x deslocamento obtidas.

O valor médio obtido para o módulo de elasticidade longitudinal aparente na flexão do tubo foi de 39,5GPa. Comparando-se este resultado com o obtido no ensaio das amostras, verifica-se que o valor obtido no ensaio do tubo foi 19% superior, sendo mais representativo, pois considera toda a seção transversal do perfil e é menos sensível a imperfeições de fabricação.

### 3.5 ENSAIOS DE FLUÊNCIA NA TRAÇÃO

A fluência ou deformação lenta pode ser definida com a deformação adicional do material, que ocorre ao longo do tempo, sob ação de carregamento constante.

A verificação de fluência do material foi feita na tração e com temperatura ambiente, aproximadamente, 24°C. A configuração do ensaio é apresentada na figura 3-7. Conforme se verifica na figura, utilizou-se uma célula de carga fixada a um pórtico rígido e sob ela se pendurou a amostra, que foi submetida a um carregamento de gravidade composto por placas de aço de 1,5m de comprimento, 0,75m de largura e 0,05m de espessura suspensas por meio de cabos.

Para o registro das deformações ao longo do tempo foram utilizados dois extensômetros elétricos de resistência (eers) da marca Kyowa, específicos para materiais compósitos, com 5mm de comprimento, colados no centro da amostra e um clip-gage da marca MTS, com transdutor com base de medida de 25mm (figura 3-8). Para o registro da carga utilizou-se a célula de carga. Esses sensores foram

ligados a um condicionador de sinais da marca Kyowa e a um sistema de aquisição de dados da marca Lynx.

Os ensaios de fluência foram realizados apenas com o tubo de seção quadrada. Foram testados dois corpos de prova reforçados com chapas de compósito nas extremidades, conforme a geometria apresentada na figura 3-9 e na tabela 3-6. Os valores de  $h$  e  $w$  correspondem às medidas médias do corpo de prova no trecho em que ele é mais estreito. Considera-se como amostra o conjunto corpo de prova e reforço. A amostra 1 foi ensaiada com uma placa e com duas placas. A amostra 2 foi ensaiada somente com duas placas.

Os resultados de deformação obtidos ao longo do tempo são apresentados nas figuras 3-10, 3-11 e 3-12.

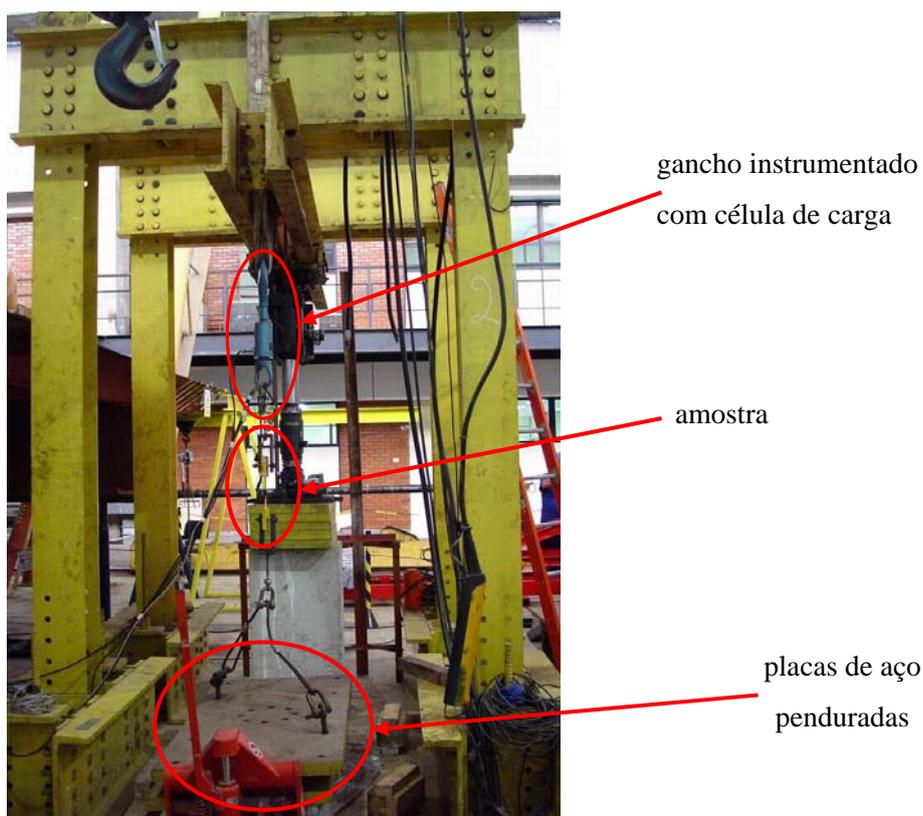


Figura 3-7 – Ensaio de fluência na tração.

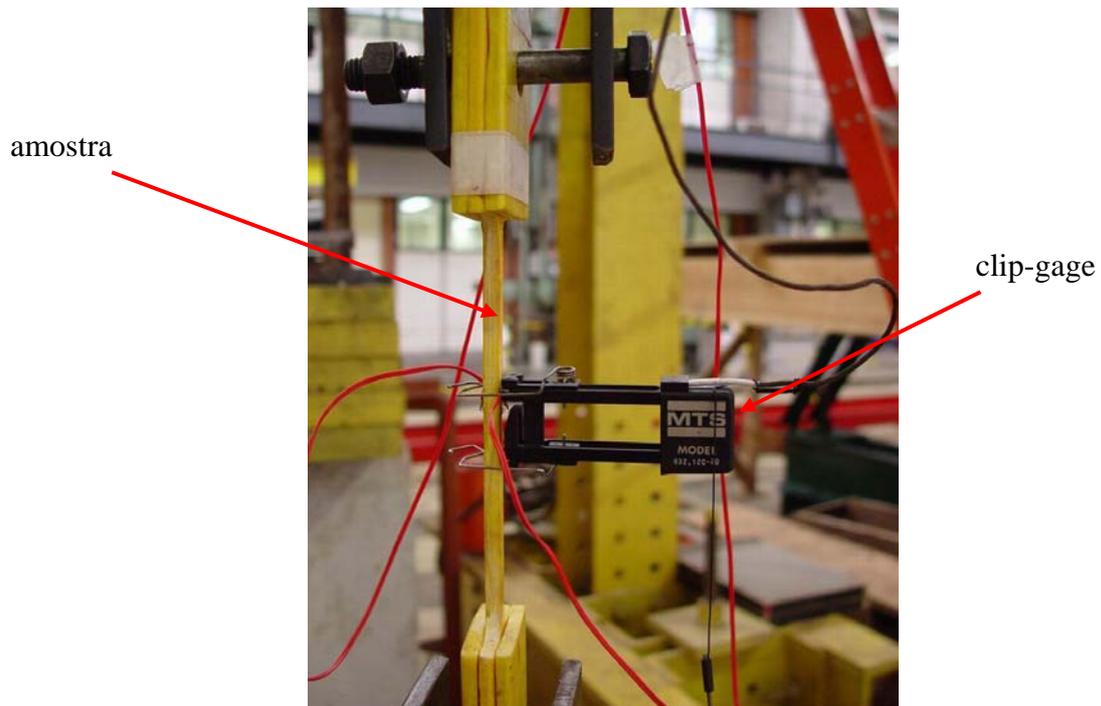


Figura 3-8 – Detalhe da amostra com o clip-gage e os eer's.

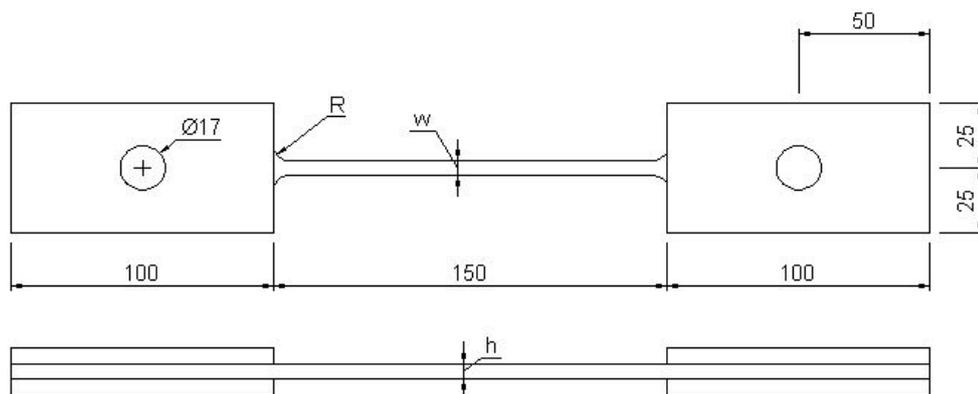


Figura 3-9 – Geometria das amostras (valores de h, w e R na tabela 3-6).

Tabela 3-6 – Dimensões do corpo de prova.

Amostra	h(mm)	w(mm)	R(mm)
1	6,23	6,50	6,5
2	6,33	5,93	4,9

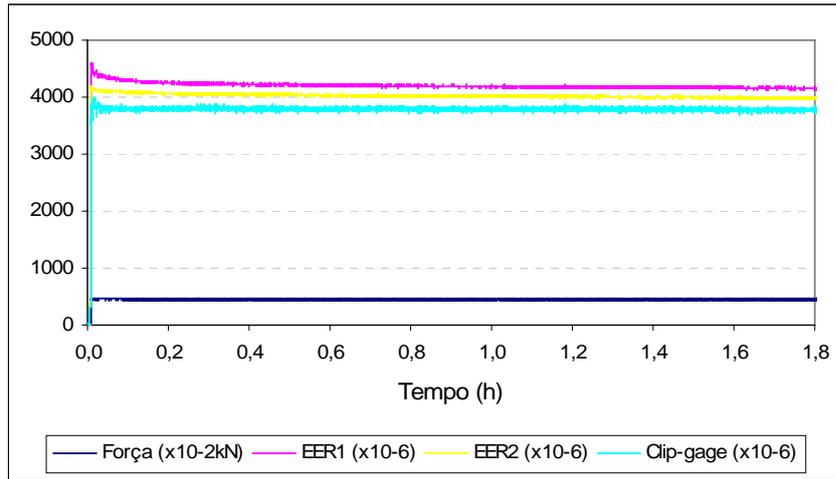


Figura 3-10 – Resultado do ensaio da amostra 1 com uma placa.

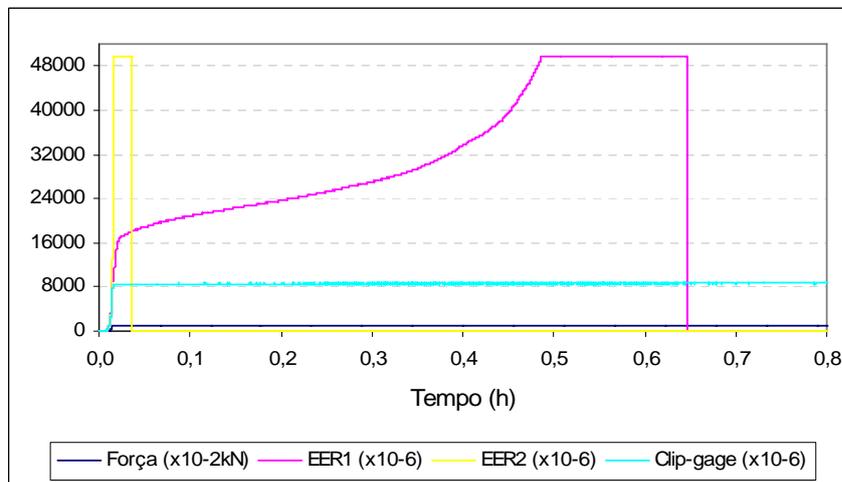


Figura 3-11 – Resultado do ensaio da amostra 1 com duas placas.

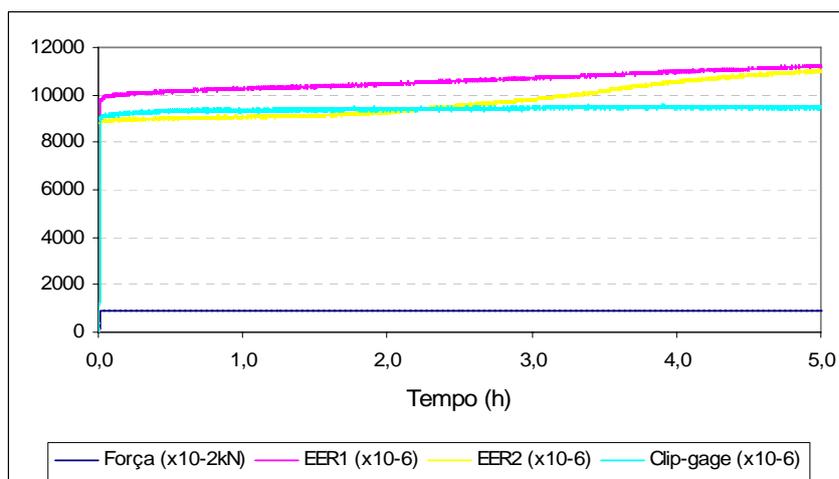


Figura 3-12 – Resultado do ensaio da amostra 2 com duas placas.

Nos ensaios com duas placas os eers não foram capazes de medir corretamente as deformações, ou porque não estavam bem colados ou porque empenaram. Analisando-se os resultados de deformação registrados pelos eers no ensaio da amostra 1 com uma placa e pelo clip-gage nos três ensaios realizados, conclui-se que não ocorreu fluência na tração.

A geometria das amostras propiciou grandes concentrações de tensões nas regiões de estreitamento da peça e a amostra 2, com menor área de seção transversal, rompeu exatamente nesta região conforme se verifica na figura 3-13.

As forças verticais e as tensões normais máximas atuantes nas amostras, nos três ensaios realizados, são mostradas na tabela 3-7. Multiplicando-se as tensões normais calculadas pelo módulo de elasticidade médio à tração de 27,42GPa, obtido experimentalmente, conforme será apresentado no item 3.6, obtém-se deformações de 4476 $\mu$ , 9013 $\mu$  e 8261 $\mu$  para a amostra 1 com uma e duas placas e para a amostra 2 com duas placas, respectivamente. Esses valores estão coerentes com os valores mostrados nas figuras 3-10, 3-11 e 3-12.

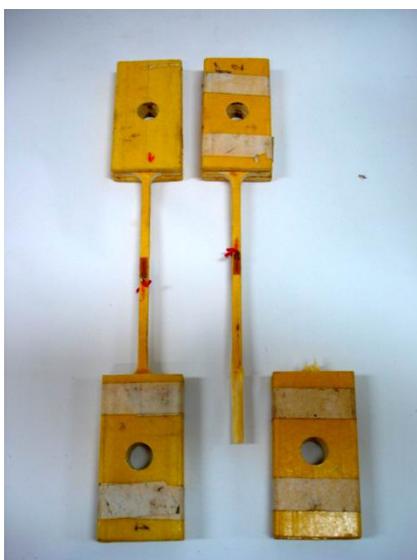


Figura 3-13 – Detalhe das amostras após os ensaios.

Tabela 3-7 – Forças verticais e tensões normais máximas atuantes nas amostras.

Amostra	Ensaio	Força (kN)	Tensão (MPa)
1	1 placa	4,60	122,72
1	2 placas	9,26	247,13
2	2 placas	9,17	226,49

### 3.6 ENSAIOS DE TRAÇÃO

Os ensaios de tração foram realizados apenas com o tubo de seção quadrada.

Para a obtenção da tensão de ruptura, do módulo de elasticidade longitudinal e do coeficiente de Poisson, realizaram-se ensaios de tração no plano conforme a norma ASTM D 3039/ D 3039M – 95 [39]. Foram testadas dezoito amostras na máquina Shimadzu, servo-controlada com capacidade máxima de carregamento de 1000kN, localizada no Laboratório de Estruturas da COPPE. Para o registro das deformações ao longo do tempo foram utilizados extensômetros elétricos de resistência (eer's) na altura média das duas faces das amostras. Utilizaram-se eer's específicos para materiais compósitos, da marca Kyowa, com 5mm de comprimento e eer's comumente utilizados para o aço. Esses sensores foram ligados a um sistema de aquisição de dados da marca Lynx, conectado a um microcomputador.

Os valores médios e os desvios padrão da tensão de ruptura, módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson obtidos para as amostras ensaiadas são apresentados na tabela 3-8.

Tabela 3-8 – Tensão de ruptura, módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson obtidos nos ensaios de tração.

Amostra	$f_{ruptura}$ (MPa)	E (GPa)	$\nu_{12}$
Média	422,8	27,42	0,340
Desvio padrão	24,64	1,90	0,00

As tensões média ( $f_{cm}$ ) e característica ( $f_{ck}$ ) obtidas foram 422,8MPa e 377,1MPa, respectivamente. A tensão característica foi calculada a partir da distribuição normal dos resultados das tensões de ruptura, considerando-se que este valor deve ser menor que os valores obtidos para 95% das amostras testadas ( $f_{ck} = f_{cm} - 1,65\sigma$ , sendo  $\sigma$  o desvio padrão dos resultados).

A descrição completa dos ensaios de tração realizados está no item B..

As figuras 3-14a e 3-14b ilustram uma ruptura típica do material e se referem à amostra 9. Observa-se que a ruptura se iniciou na região central das amostras, nas camadas mais externas (figura 3-14a) e se propagaram para as fibras mais internas (figura 3-14b).

Uma curva carga x deslocamento típica é mostrada na figura 3-15. Ela se refere ao ensaio da amostra 9.

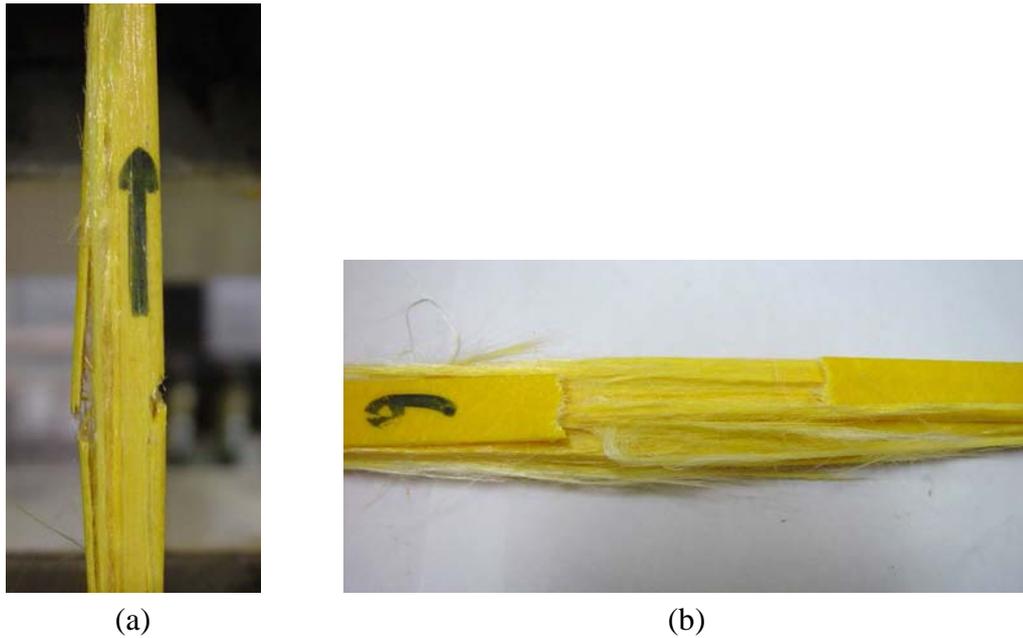


Figura 3-14 – Amostra 9 durante e após o ensaio.

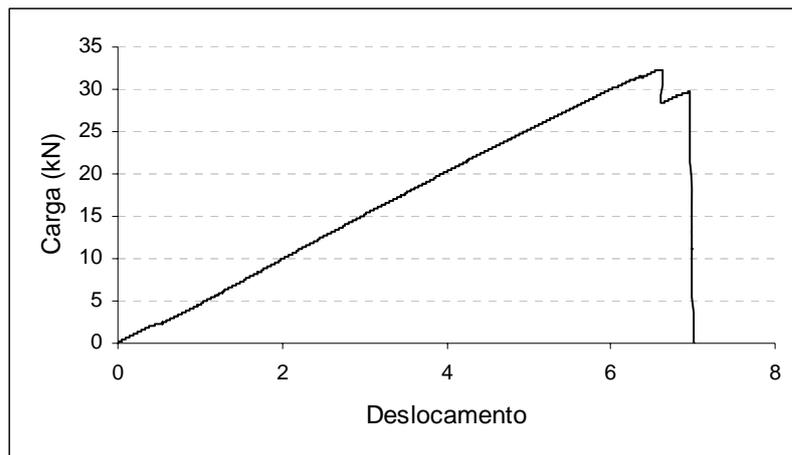


Figura 3-15 – Gráfico carga x deslocamento da amostra 9.

### **3.7 ENSAIOS DE LIGAÇÕES PARAFUSADAS**

Os resultados dos ensaios de ligações parafusadas são apresentados no Anexo B.

### **3.8 ENSAIOS DE LIGAÇÕES COLADAS (DUPLO TRANSPASSE)**

Os resultados dos ensaios de ligações coladas, com duplo transpasse, são apresentados no Anexo B.

### **3.9 ENSAIOS DE LIGAÇÃO POR CONTATO E RESISTÊNCIA À COMPRESSÃO CENTRADA**

Testaram-se amostras curtas de perfis de seção tubular, que representam melhor a realidade do projeto da ponte do que as tiras, embora este ensaio não esteja previsto nas normas ASTM. A diferença entre o ensaio realizado e o ensaio previsto na norma ASTM D 3410/ D3410M – 94 [40] é a forma de aplicação da compressão. No ensaio realizado com o tubo, a compressão é aplicada diretamente nas seções superior e inferior do tubo em contato com a rótula e com a mesa da prensa, respectivamente. Já no ensaio normalizado, a amostra, em forma de tira, é fixada às garras da máquina por meio dos reforços colados e o esforço de compressão é transferido por cisalhamento ao longo da interface reforço-corpo da amostra. Por meio dos ensaios de compressão centrada aplicada por contato dos pratos da prensa obteve-se a tensão de ruptura, o módulo de elasticidade longitudinal e o coeficiente de Poisson do material compósito e testou-se o comportamento das ligações por contato do perfil compósito com o nó de aço da treliça.

Os ensaios foram realizados na máquina Shimadzu do Laboratório de Estruturas da COPPE. Para o registro das deformações ao longo do tempo utilizaram-se extensômetros elétricos de resistência (eer's) na altura média das quatro faces das amostras. Utilizaram-se eer's específicos para materiais compósitos e eer's comumente utilizados para o aço. O sistema de aquisição foi o mesmo descrito em 3.6.

### 3.9.1 Tubos de seção quadrada

Inicialmente, foram ensaiados perfis tubulares de seção quadrada. Ensaaiaram-se tubos de seção transversal quadrada de 50 milímetros de lado e 6,4 milímetros de espessura. Os dados das amostras são apresentados na tabela B-13. Os valores de tensão de ruptura, módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson obtidos para as amostras testadas são apresentados na tabela B-14. Mais descrições das amostras e dos ensaios realizados encontra-se no Anexo B.

O primeiro ensaio foi realizado sem reforço nas extremidades do tubo (figura 3-16). A ruptura característica do material é frágil (figura 3-17) e ocorreu por esmagamento em uma das extremidades do tubo.

Na tentativa de prover contenção lateral interna e externa aos extremos do tubo, para que a ruptura ocorresse em uma região mais central do tubo, onde as fibras são contínuas, e de se obter maiores valores de tensão, foram testados diversos tipos de detalhes de reforço nas extremidades das amostras, como por exemplo:

- grupo 2: reforço interno com cantoneiras pultrudadas e externo com cinta de aço pré-tracionada;
- grupo 3: reforço interno com preenchimento de resina com dois centímetros de espessura e externo com um anel de resina de 10cm de diâmetro cintado por uma braçadeira de aço parafusada;
- grupo 4: reforço igual ao anterior, porém com anel de resina de menor diâmetro (8cm);
- grupo 5: reforço interno com preenchimento de resina e externo com barras parafusadas.

A figura 3-18 ilustra as amostras do grupo 2. A cinta de aço não cobriu totalmente o bordo do tubo, pois o seu selo de fixação tem maior largura. Além disso, ficaram espaços vazios entre a superfície do tubo e a cinta.

Do grupo 3, ensaiou-se a amostra 12 (figura 3-19), que rompeu logo abaixo do anel de resina.

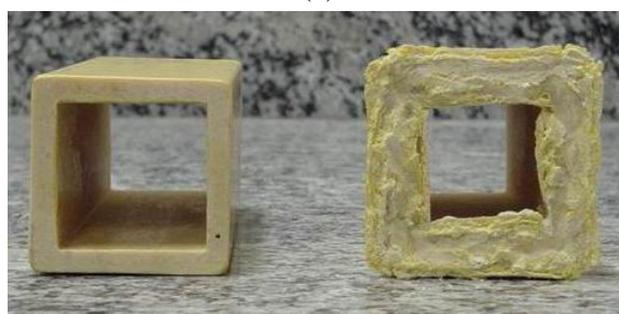
A figura 3-20 ilustra as amostras do grupo 4. Das quatro amostras ensaiadas, em três ocorreu a ruptura do anel de resina e em duas esta ruptura foi seguida pela ruptura da braçadeira de aço. A associação de braçadeira e anel externo de resina superou as dificuldades oriundas da geometria do tubo quadrado, porém, a ruptura da braçadeira e/ou do anel de resina, evidenciou a necessidade de se utilizar braçadeira e resina mais resistentes.

A figura 3-21 ilustra a amostra do grupo 5. Na curva carga x deslocamento da figura 3-22 verifica-se que a ruptura não foi abrupta, pois foi contida pela cinta.

A tabela 3-9 mostra os resultados experimentais obtidos das tensões de ruptura, médias e características, dos módulos de elasticidade longitudinais médios e dos modos de ruptura.



(a)



(b)

Figura 3-16 – Amostra 1 (grupo 1): (a) vista longitudinal; (b) seção transversal.

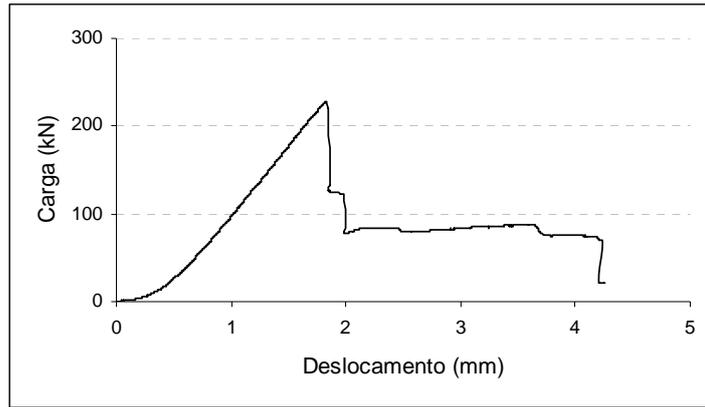


Figura 3-17 – Gráfico carga x deslocamento da amostra 1 (grupo 1).

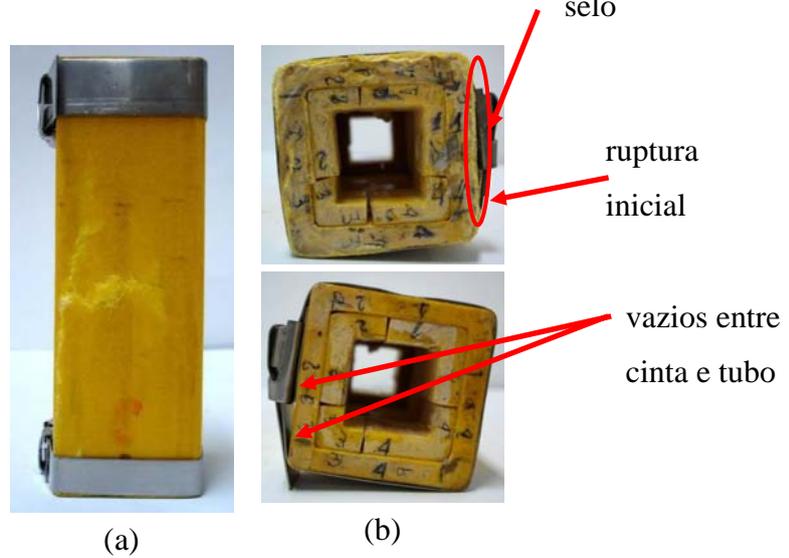


Figura 3-18 – Amostra 7 (grupo 2): (a) vista longitudinal; (b) seção transversal.

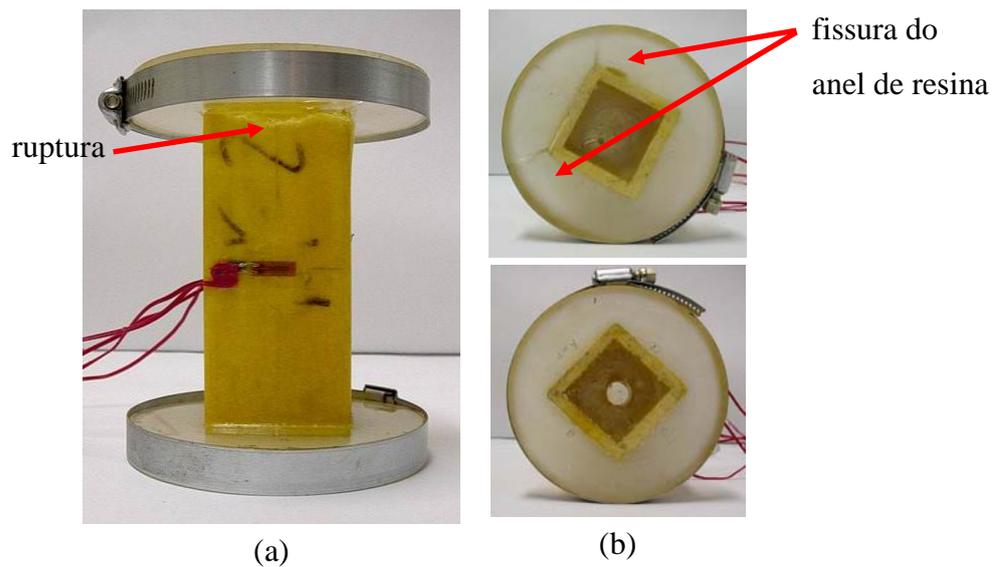


Figura 3-19 – Amostra 12 (grupo 3): (a) vista longitudinal; (b) seção transversal.

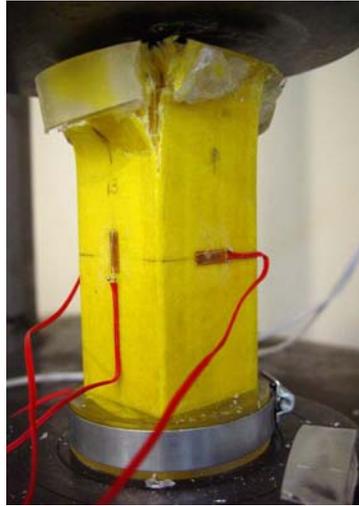


Figura 3-20 – Amostra 13 (grupo 4).

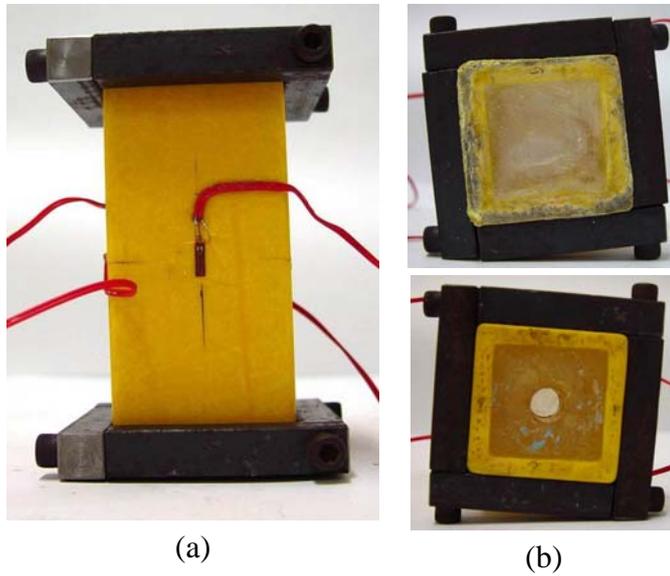


Figura 3-21 – Amostra 22 (grupo 5).

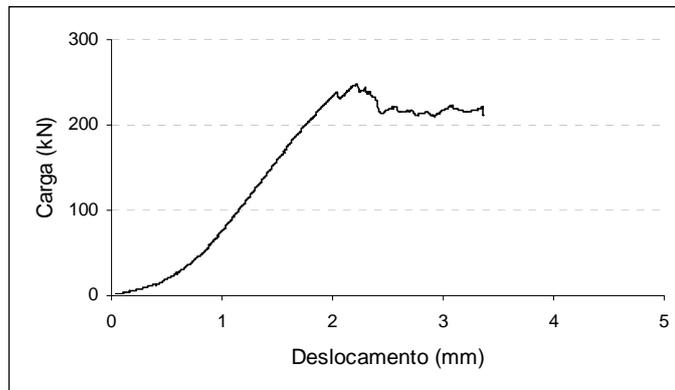


Figura 3-22 – Gráfico carga x deslocamento da amostra 22 (grupo 5).

As tensões média e característica de ruptura calculadas nos ensaios de compressão centrada de tubos quadrados foram 221,1MPa e 181,2MPa, respectivamente e o desvio padrão foi 24,17.

Nenhum dos cintamentos utilizados nos ensaios com tubo de seção quadrada foi totalmente eficiente. Porém, os detalhes com anel de resina mostraram a maior facilidade de cintamento de tubos de seção circular em relação aos tubos de seção quadrada.

Tabela 3-9 – Resultados dos ensaios de compressão (tubos 50x50x6,4mm).

Grupo	Nr de amostras	Reforço externo	Ruptura	$f_{c,m}$ (MPa)	$f_{ck}$ (MPa)	$\sigma_f$ (MPa)	$E_{méd}$ (GPa)	$\sigma_E$ (MPa)
1	1	nenhum (fig. 3-16)	bordo	199,4	-	-	-	-
2	2	fita de aço (fig.3-18)*	bordo	197,2	174,1	14,0	-	-
3	1	resina $\phi=10\text{cm}$ + braçadeira (fig. 3-19)**	bordo, fora do anel de resina	230,6	-	-	29,8	-
4	4	resina $\phi=8\text{cm}$ + braçadeira (fig. 3-20) **	braçadeira	205,0	162,7	25,7	32,3	0,5
5	3	barras parafusadas (fig. 3-21)**	bordo ou parafuso	205,6	182,5	14,0	30,3	0,6

\* reforço interno: cantoneiras pultrudadas; \*\* reforço interno: resina;  $\sigma_f$  = desvio padrão da tensão;  $\sigma_E$  = desvio padrão do módulo de elasticidade;  $f_{cm}$  = tensão média;  $f_{ck}$  = tensão característica

### 3.9.2 Tubos de seção circular

Na primeira etapa de ensaios verificou-se a importância do cintamento eficiente nas extremidades dos tubos para o melhor aproveitamento da resistência mecânica do material. Realizou-se, então, uma segunda etapa de ensaios com tubos de seção circular com diâmetro externo igual a 76 milímetros. Todos os tubos ensaiados foram preenchidos, internamente, com resina nas extremidades. Externamente, foram utilizados dois tipos de cintamento em aço: com braçadeira parafusada (grupo 6) e com braçadeira bipartida (grupo 7). Nos dois casos ocorreu

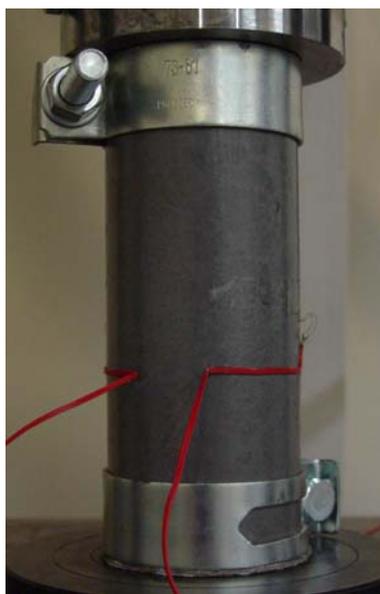
o escorregamento da braçadeira de aço no tubo e a conseqüente ruptura das amostras em uma das extremidades (figuras 3-23 e 3-24). A tentativa seguinte de reforço foi a de laminação manual do cintamento em compósito em tubos com diâmetros externos de 76mm. Testaram-se vários tipos de laminação, utilizando-se fios, mantas e tecidos de fibra de vidro e o reforço com mantas foi o que forneceu os melhores resultados. Ensaíram-se, então, amostras com diâmetros externos de 76mm e 59mm, variando-se o número de mantas até que se obtivesse o número ideal de mantas, que garantisse a ruptura da amostra fora da região reforçada. Na configuração final do cintamento de compósito, ensaiaram-se, então, seis amostras com 76mm de diâmetro externo (grupo 8 - figura 3-25) e seis amostras com 59mm de diâmetro externo (grupo 9 - figura 3-26). Para comparação dos resultados ensaiaram-se também três tubos de cada diâmetro analisado (figura 3-27), sem reforço nas extremidades (grupos 10 e 11).

Os dados de todas as amostras de seção circular são apresentados nas tabelas B-15 e B-16. Os valores de tensão de ruptura e de módulo de elasticidade obtidos estão nas tabelas B-17 e B-18.

Os valores das tensões médias e características, dos desvios padrões das tensões e dos módulos de elasticidade longitudinais médios, os tipos de reforços utilizados e os modos de ruptura obtidos para os tubos circulares são apresentados nas tabelas 3-10 e 3-11.

Na figura 3-28 é mostrado o modo de ruptura frágil típico do material compósito pultrudado. Verifica-se que o cintamento aumenta a tensão de ruptura do material, mas não modifica o seu comportamento frágil.

Os tubos de seção quadrada e os tubos de seção circular foram fornecidos por fabricantes diferentes. As tensões de compressão características obtidas nos dois casos foram bastante parecidas, mas os módulos de elasticidade obtidos para os tubos circulares foram inferiores aos obtidos para os tubos quadrados.



(a)



(b)

Figura 3-23 – Amostra 2: rompida –  $D_{\text{ext}} = 76\text{mm}$  (grupo 6).



(a)



(b)

Figura 3-24 – Amostra 4 rompida –  $D_{\text{ext}} = 76\text{mm}$  (grupo 7).

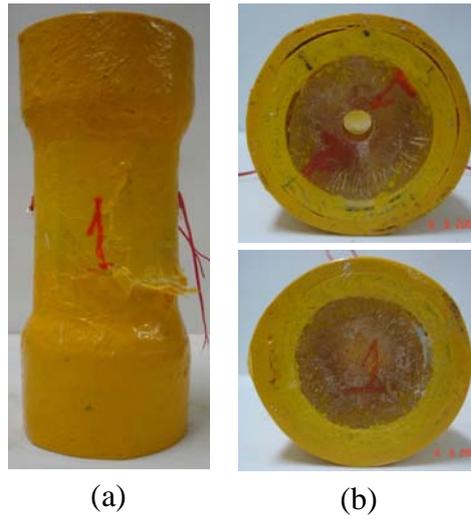


Figura 3-25 – Amostra 1 rompida –  $D_{ext} = 76\text{mm}$  (grupo 8).

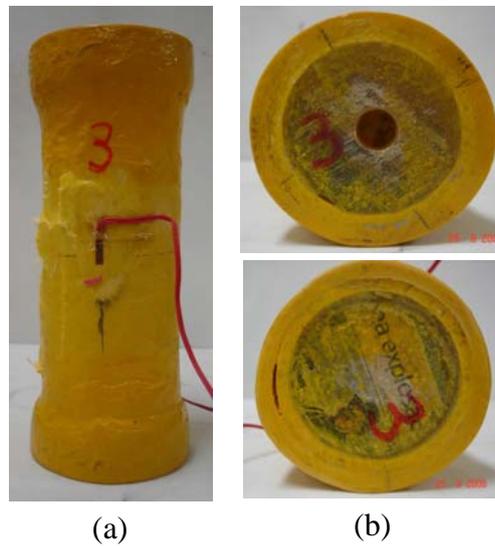


Figura 3-26 – Amostra 3 rompida –  $D_{ext} = 59\text{mm}$  (grupo 8).

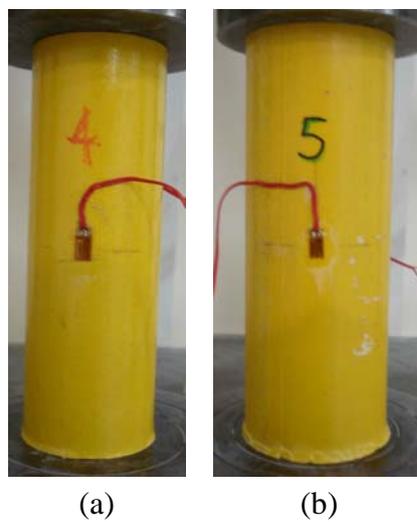


Figura 3-27 – Amostras: (a) 4 -  $D_{ext} = 59\text{mm}$ ; (b) 5 -  $D_{ext} = 76\text{mm}$  (grupo 9).

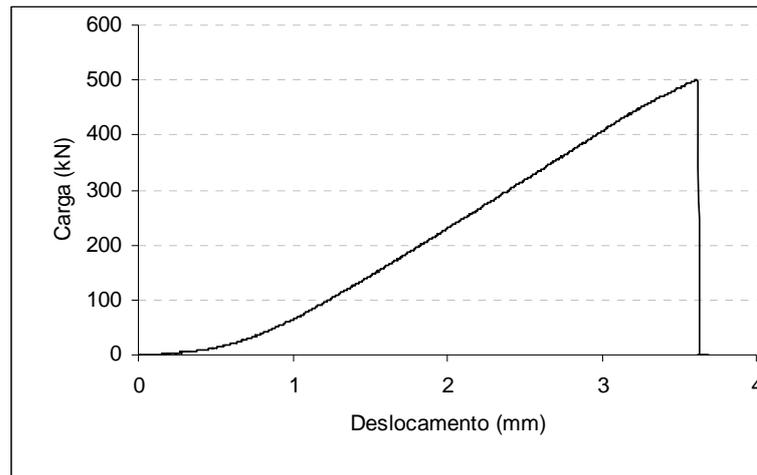


Figura 3-28 – Curva carga x deslocamento de amostra 1 (75,8mm x 9,3mm).

Tabela 3-10 – Resultados dos ensaios de compressão ( $D_{ext} = 76\text{mm}$ ).

Grupo	Nr de amostras	Reforço externo*	Ruptura	$f_{c,m}$	$f_{c,k}$	$\sigma_f$ (MPa)	$E_m$ (GPa)	$\sigma_E$ (MPa)
6	4	braçadeira de aço (fig. 3-23)	bordo	199,4	175,8	11,2	26,1	0,7
7	2	braçadeira de aço bipartida (fig.3-24)	bordo	174,7	171,2	2,1	28,1	2,0
8	6	cintamento de compósito (fig. 3-25)	meio	225,2	181,6	26,5	28,2	1,5
9	3	nenhum (fig. 3-27b)**	bordo	136,2	119,5	10,1	25	0,8

\* reforço interno de resina; \*\* sem reforço interno;  $\sigma_f$  = desvio padrão da tensão;  $\sigma_E$  = desvio padrão do módulo de elasticidade;  $f_{c,m}$  = tensão média;  $f_{c,k}$  = tensão característica

Tabela 3-11 – Resultados dos ensaios de compressão ( $D_{ext} = 59\text{mm}$ ;  $t = 4,5\text{mm}$ )

Grupo	Nr de amostras	Reforço externo*	Ruptura	$f_{c,m}$	$f_{c,k}$	$\sigma_f$ (MPa)	$E_m$ (GPa)	$\sigma_E$ (MPa)
10	5	cintamento de compósito (fig. 3-26)	meio	218,5	192,5	15,8	24,1	1,6
11	3	nenhum (fig. 3-27a)**	bordo	165,5	148,4	10,4	22,4	0,9

\* reforço interno de resina; \*\* sem reforço interno;  $\sigma_f$  = desvio padrão da tensão;  $\sigma_E$  = desvio padrão do módulo de elasticidade;  $f_{c,m}$  = tensão média;  $f_{c,k}$  = tensão característica

### 3.10 FLUÊNCIA NA COMPRESSÃO

Para a verificação de fluência do material compósito na compressão, realizou-se um ensaio de protensão em um tubo de um metro de comprimento. O ensaio foi realizado à temperatura ambiente, aproximadamente, 25°C, no subsolo do Laboratório de Estruturas da COPPE e teve duração de 65,5 horas. Uma foto do ensaio é apresentada na figura 3-29. Utilizou-se um fio de protensão com sete milímetros de diâmetro, cujas propriedades são apresentadas na tabela B-19. No interior do tubo, foram posicionados, simetricamente, três tarugos de madeira para impedir que a peça fletisse. Para o registro da força construiu-se uma célula de carga cilíndrica com capacidade para medir até 138kN. A célula de carga foi acoplada à extremidade do tubo. A força máxima de compressão,  $F_{m\acute{a}x}$ , aplicada pelo macaco foi de 49,94kN e a força ancorada de protensão,  $F_0$ , foi de 45,21kN, o que equivale a uma perda inicial de ancoragem de 10%. A força de protensão ancorada corresponde a 78% da força de ruptura do fio. Para o registro das deformações ao longo do tempo foram utilizados oito extensômetros elétricos de resistência (eer's), sendo quatro específicos para materiais compósitos e quatro específicos para aço. Foram utilizados dois tipos de eer's com o objetivo de comparar os resultados obtidos.

Os gráficos da força de protensão x tempo e das deformações de protensão x tempo são apresentados nas figuras 3-30 e 3-31.

Analisando-se a força de protensão ao longo do tempo verifica-se que após 65,5 horas de ensaio a força final de protensão,  $F_p$ , foi de 44,34kN, o que corresponde a uma perda de protensão de 1,92% em relação à força ancorada de protensão. PFEIL [41] apresenta curvas com as perdas de protensão por relaxação pura medidas em cordoalhas de aço de baixa relaxação (RB) e de relaxação normal (RN) em função do tempo. Há valores para protensão ancorada de 52,5%, 55%, 60%, 65% e 70% da força de ruptura para aços de relaxação normal e de 65%, 70% e 80% para aços de baixa relaxação, na temperatura de 20°C e no período de 10 horas a 30 anos. A ref. [41] também apresenta uma tabela com as perdas máximas por relaxação pura de cordoalhas e fios de aço de baixa relaxação (RB) e de relaxação normal (RN) fabricados no Brasil, para força ancorada de 70% e 80% da

força de ruptura medidas em 1000 e em 30 anos horas. A partir dos resultados apresentados por PFEIL [41], calculou-se no tempo de 65,5 horas e força de protensão ancorada de 78% da força de ruptura, uma relaxação pura aproximada de 4,4% da força ancorada de protensão, para aços tipo RB e 1,7% para aço tipo RN (tabela 3-12). A perda de protensão obtida no ensaio está no intervalo entre esses dois valores, o que nos leva a concluir que não houve fluência do material na compressão e que toda a perda de protensão decorreu da relaxação pura do aço.

Analisando-se as deformações após a ancoragem do fio, verifica-se que os extensômetros para aço não registraram variação de deformação do tubo e os extensômetros para compósito registraram uma variação de  $10\mu$ , que corresponde a 0,7% da deformação média obtida no tubo e que pode ser desprezada. Então pelos resultados de deformação do tubo, também se conclui que não houve fluência na compressão. As deformações registradas pelos extensômetros para aço e para compósito diferiram em apenas  $70\mu$ .

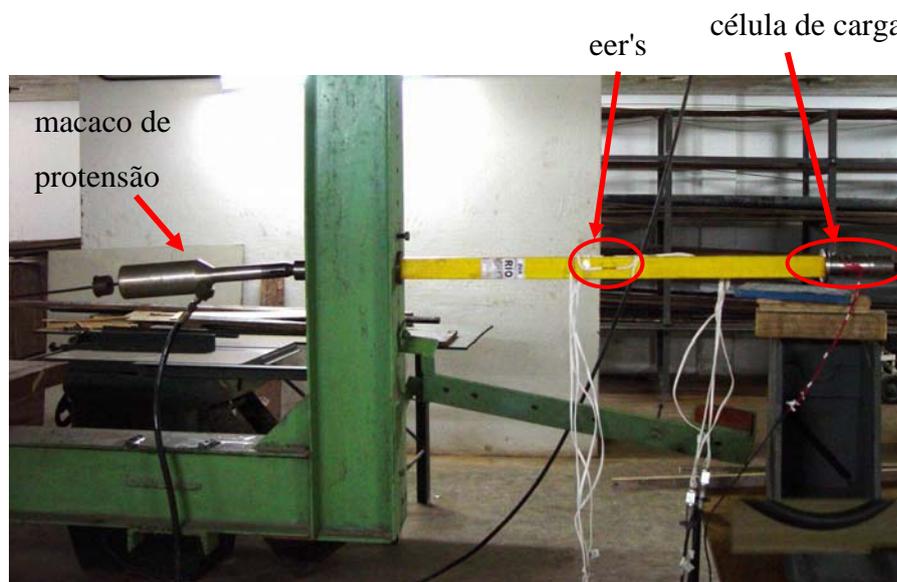


Figura 3-29 – Ensaio de protensão.

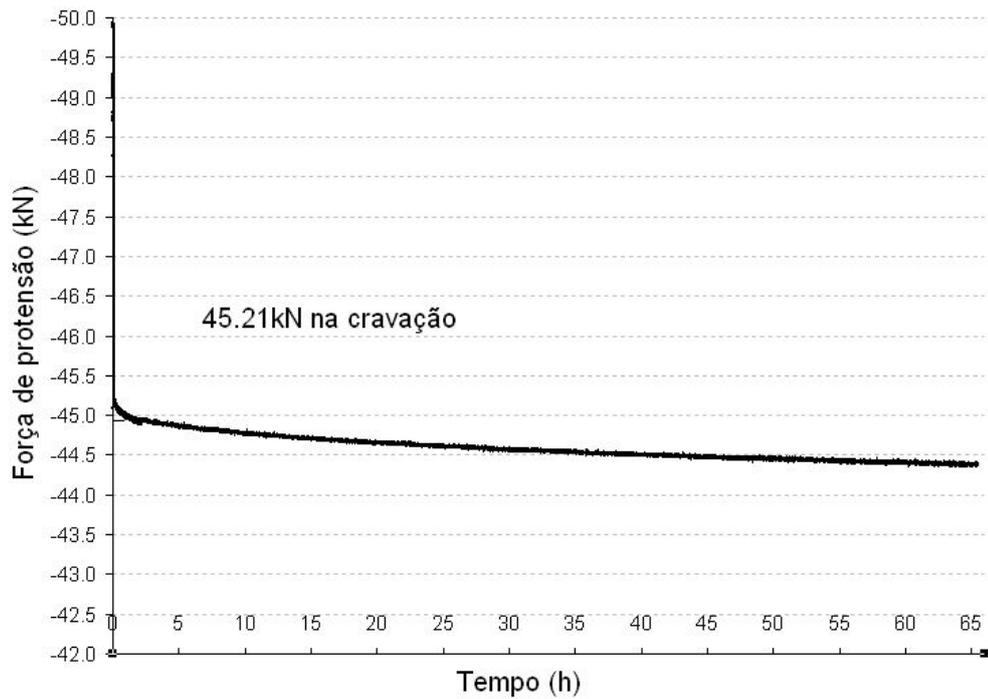


Figura 3-30 – Gráfico da força de protensão x tempo.

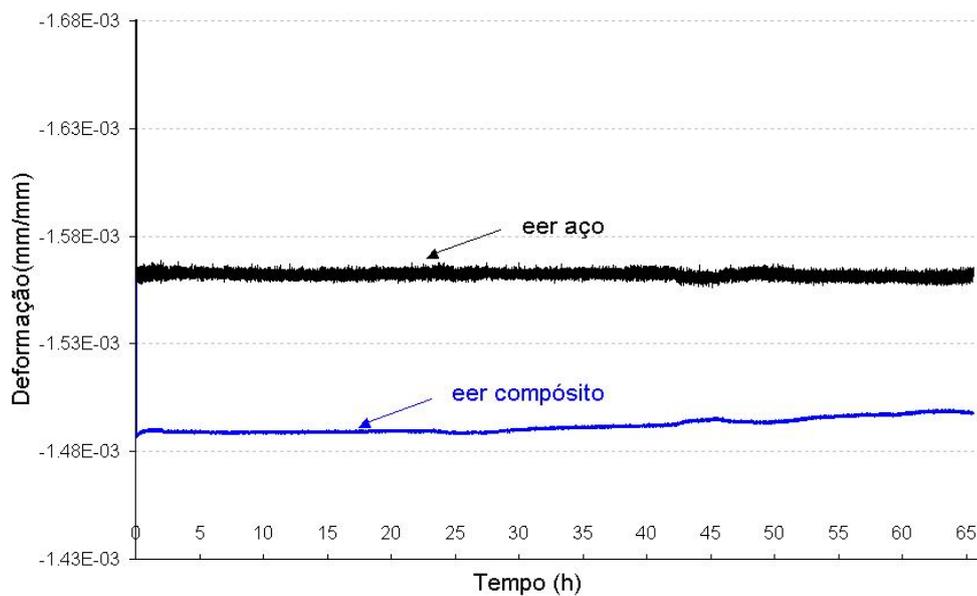


Figura 3-31 – Gráfico da deformação de protensão x tempo.

Tabela 3-12 – Perda por relaxação pura em função da força de protensão ancorada ( $\Delta F_p/F_0$ ) calculada a partir dos dados de PFEIL [41].

$F_0/F_{rup}$	Tipo de aço	$(\Delta F_p/F_0)$ a 1000 horas		$(\Delta F_p/F_0)$ a 65,5 horas		$F_p/F_0$ obtido no ensaio
		RN	RB	RN	RB	
0,78	fio	≈ 7,4%	≈ 2,8%	≈ 4,4%	≈ 1,7%	1,92%

### **3.11 ENSAIO DOS NÓS DE COMPÓSITO E VIABILIDADE DE SUA UTILIZAÇÃO**

Os nós de compósito têm a vantagem de não estarem sujeitos à corrosão. Dois nós do banzo inferior da treliça foram fabricados pelo processo de laminação manual, em duas configurações distintas. Na primeira configuração utilizaram-se mantas de fibras. Na segunda configuração, além das mantas, utilizaram-se fibras longas para cintamento da peça.

As duas peças foram ensaiadas à compressão na prensa Shimadzu do Laboratório de Estruturas da COPPE e foram solicitadas na direção do banzo inferior, conforme apresentado nas figuras 3-32 e 3-33. As rupturas dos dois nós ocorreram próximas ao bordo, na lateral das peças onde há maiores concentrações de tensões. As cargas de ruptura obtidas nos ensaios e os pesos dos nós de compósito são apresentados na tabela 3-13. Verifica-se que houve uma melhoria significativa na carga de ruptura do nó, com a execução do cintamento com fibras longas.

Os nós de aço não foram ensaiados na prensa. Eles foram fabricados e testados diretamente nos ensaios de painéis em balanço apresentados no Capítulo 5 e nas montagens da treliça biapoiada apresentadas no Capítulo 6. A tabela 3-14 mostra as forças máximas aplicadas nos nós de aço, na direção do banzo inferior, nos ensaios estruturais realizados, sem que as peças tenham sofrido qualquer dano. Esses esforços foram inferiores às cargas de ruptura dos nós de compósito.

Verificou-se, também, que os nós de aço e os nós de compósito apresentaram pesos semelhantes. Um nó de aço típico do banzo inferior da treliça pesa 39,2N.

Pelos resultados apresentados conclui-se que a utilização de nós de compósito no projeto da treliça é viável. Melhoramentos na execução manual das peças podem ser feitos, de modo a se obter nós mais resistentes, que deverão ser testados isoladamente na prensa e também montados em uma estrutura de painéis.

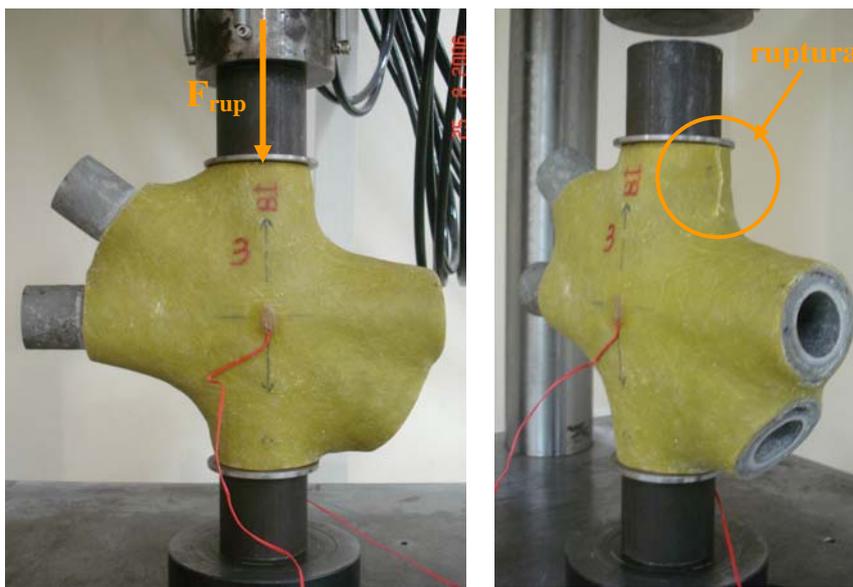


Figura 3-32 – Nó de compósito, apenas com mantas, ensaiado na prensa.

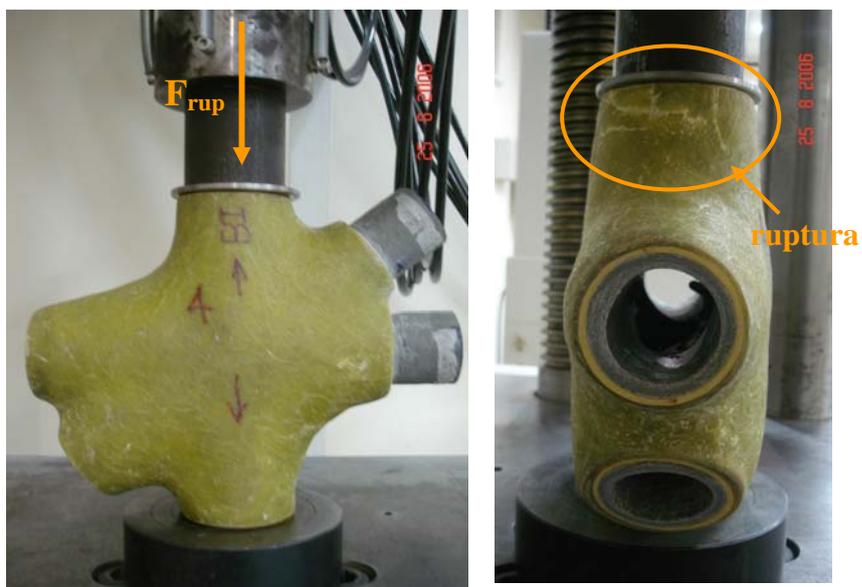


Figura 3-33 – Nó de compósito, com mantas e fibras longas, ensaiado na prensa.

Tabela 3-13 – Resultados dos nós de compósito.

Tipo	Peso (kN)	$F_{rup}(kN)$
nó com manta	0,0392	190,2
nó com manta e fibras longas	0,0396	226,0

Tabela 3-14 – Esforços solicitantes máximos no nó de aço do banzo inferior, obtidos nos ensaios apresentados nos Capítulos 5 e 6.

Ensaio	$F_{ruptura}$ (kN)
Painéis 1	-109,7
Painéis 2	-99,1
Painéis 3	-99,1
Painéis 4	-92,2
Montagem 1	-106,9
Montagem 2	-97,9
Montagem 3	-104,6

# Capítulo 4

## PROJETO DO MODELO REDUZIDO DA PONTE

O projeto do modelo reduzido da ponte foi desenvolvido a partir do protótipo da ponte desmontável apresentado no Capítulo 2. Para que o modelo reproduzisse o comportamento do protótipo em serviço, aplicou-se a Teoria da Semelhança dos Modelos Físicos para os problemas de deformações e se obteve todos os números  $\Pi$  representativos. Então, projetou-se um modelo da ponte em escala geométrica reduzida. A viga-treliça desta ponte foi fabricada e montada e ensaiada no Laboratório de Estruturas da COPPE (Labest).

O modelo reduzido da viga-treliça tem 13,04 metros de comprimento e 1,09 metros de altura e foi projetado considerando-se mesmo material, mesma concepção estrutural e mesmas ligações do protótipo apresentado no Capítulo 2. A estrutura ensaiada foi submetida às cargas permanentes, variáveis e de protensão e os resultados experimentais obtidos são apresentados no Capítulo 6.

### 4.1 ANÁLISE DIMENSIONAL

Na análise dimensional a variável dependente, que é a incógnita do problema, é apresentada como um número  $\Pi$ . Todas as demais variáveis e constantes físicas a serem consideradas constituem os dados do problema. A análise dimensional fornece indicações sobre as combinações dos parâmetros envolvidos, de modo a reduzir o número total de variáveis a incluir nas equações [43].

#### 4.1.1 Determinação dos parâmetros dimensionais para o problema de deformações

Para o problema de deformações os seguintes parâmetros são importantes:

- variáveis independentes → dimensão representativa da estrutura (l) e força aplicada representativa (F);
- constantes físicas → módulo de elasticidade (E) e peso específico ( $\gamma$ );
- variável dependente → deslocamento de um ponto da estrutura ( $\delta$ ).

As grandezas de base determinantes são: L e F, que representam, respectivamente, as unidades de força e de comprimento.

A matriz dimensional considerada é:

	l	E	$\gamma$	F	$\delta$
L	+1	-2	-3	0	+1
F	0	+1	+1	+1	0
	$\alpha_1$	$\alpha_2$	$\alpha_3$	$\alpha_4$	$\alpha_5$

Então os números  $\Pi$  são obtidos a partir da equação

$$\Pi = l^{\alpha_1} E^{\alpha_2} \gamma^{\alpha_3} F^{\alpha_4} \delta^{\alpha_5} \quad (4-1),$$

que pode ser reescrita como

$$\Pi = L^{\alpha_1} L^{-2\alpha_2} F^{\alpha_2} L^{-\alpha_3} F^{\alpha_3} F^{\alpha_4} L^{\alpha_5} = 1. \quad (4-2)$$

Resolvendo o sistema de duas equações e cinco incógnitas,

com  $\alpha_5 = 1$ ,  $\alpha_3 = \alpha_4 = 0$ , obtém-se  $\Pi_1 = \frac{\delta}{l}$ ;

com  $\alpha_4 = 1$ ,  $\alpha_3 = \alpha_5 = 0$ , obtém-se  $\Pi_2 = \frac{F}{E l^2} = N_{Ho}$  (número de Hooke) e

com  $\alpha_3 = 1$ ,  $\alpha_5 = \alpha_4 = 0$ , obtém-se  $\Pi_3 = \frac{\gamma l}{E} = N_{Gdl}$  (número de Galileu modificado).

#### 4.1.2 Análise dos parâmetros dimensionais obtidos

Do número  $\Pi_1$  obtém-se a escala do deslocamento no modelo:  $k_s = k_l$ .

O parâmetro dimensional  $\Pi_2$ , designado como número de Hooke, aplica-se a materiais com comportamento elástico linear em que as tensões são proporcionais às deformações.

O parâmetro dimensional  $\Pi_3$  é designado como número de Galileu modificado.

Como o material do modelo é o mesmo do protótipo, não é possível atender diretamente o número de Galileu modificado, já que  $k_E$  seria igual a 1 e  $k_\gamma$  também. Há, então, duas opções:

1) Executar o modelo com todas as dimensões na escala geométrica,  $k_l$ , o que resultaria em  $k_\gamma$  igual a  $1/k_l$ , já que  $k_E$  é igual a 1. Como o material do modelo é o mesmo do protótipo, podem ser adicionadas massas de forma a atender a semelhança entre o peso próprio do modelo e do protótipo. Neste caso,

$$k_{pp} = k_\gamma k_A k_l = \frac{1}{k_l} k_l^3 = k_l^2 \quad (4-3)$$

e  $k_\gamma$  igual a  $1/k_l$  seria atendido de forma indireta. Para atender o número  $\Pi_2$ , a escala das forças aplicadas será

$$k_F = k_E k_l^2 = k_l^2 \quad (4-4)$$

2) Em estruturas submetidas, basicamente, a esforços axiais, a rigidez da seção transversal depende do produto  $EA$ . Então, pode-se distorcer a escala das dimensões das seções transversais, respeitando a semelhança de  $EA$  e atendendo  $k_E = k_l$  de forma indireta, para satisfazer o nº  $\Pi_3$  com  $k_\gamma$  igual a 1. Pode-se, então, atender a nova escala das áreas da seguinte maneira:

$$k_{EA} = k_E k_A = k_l k_l^2 = k_l^3 \therefore k_A = \frac{k_l^3}{k_E} \quad (4-5)$$

Como o material do modelo é o mesmo do protótipo ( $k_E = 1$ , de fato), obtém-se  $k_A = k_l^3$ . As barras da treliça no modelo reduzido terão comprimento reduzido na escala geométrica e área de seção transversal distorcida, reduzida na escala  $k_l^3$ .

Em vez da distorção nas áreas pode-se fazer a distorção em uma das dimensões dos elementos estruturais. As seções transversais adotadas no protótipo e no modelo são tubulares circulares, sendo  $D$  o diâmetro externo do tubo e  $t$  a espessura do tubo. Tomando-se o diâmetro  $D$  na escala geométrica pode-se distorcer a escala  $k_t$  da espessura, que será diferente da escala geométrica.

$$k_{EA} = k_E k_D k_t = k_l^3 \therefore k_t = \frac{k_l^3}{k_l k_E} = \frac{k_l^2}{k_E} \quad (4-6)$$

Como  $k_E = 1$ , obtém-se  $k_t = k_l^2$ .

Como a área do modelo está distorcida, deverão ser adicionados pesos ao modelo reduzido de modo a representar a parcela de carga de peso próprio:

$$k_{pp} = k_{\gamma_{parente}} k_A k_l = k_l^3 \therefore k_{\gamma_{parente}} = \frac{k_l^3}{k_l k_A} = \frac{k_l^3}{k_l^4} = \frac{1}{k_l} \quad (4-7)$$

Então, o peso específico aparente do modelo deverá ser o peso específico do material do modelo dividido pela escala do modelo.

Em consequência da distorção, devem-se adicionar massas ao modelo e, para atender o número  $\Pi_2$ , a escala das forças aplicadas será

$$k_F = k_E k_l^2 = k_l^3 \quad (4-8)$$

Adotando-se o modelo com o mesmo material do protótipo, sempre será necessário adicionar massas. Porém, o modelo distorcido tem as seguintes vantagens em relação ao modelo em escala geométrica: facilita a escolha dos perfis, pois o que importa é a área da seção transversal e não uma dimensão em particular; permite a utilização de perfis de menor área, disponíveis no mercado e possibilita aplicação de cargas externas menores, tendo em vista que a escala de forças é  $k_F = k_l^3$ .

## 4.2 MODELO REDUZIDO

A semelhança dos modelos físicos foi aplicada apenas aos tubos de compósito. Os nós de aço e os fios de protensão foram adotados sem respeitar os fatores de escala. Os nós de aço foram projetados apenas para a treliça do modelo reduzido. Os nós do protótipo serão, proporcionalmente, mais leves do que os nós adotados no modelo reduzido, porque a espessura das peças no modelo reduzido ficou limitada à espessura mínima necessária para a execução das soldas.

No projeto do modelo reduzido da treliça foi adotada a escala  $k_l = 1/2,3$  e a distorção das áreas, em consequência, tem-se as seguintes escalas:

- área dos perfis:  $k_l = k_l^3 = 1/(2,3)^3$
- peso específico aparente:  $k_{\gamma\text{aparente}} = 1/k_l = 2,3$
- peso próprio:  $k_{pp} = k_l^3 = 1/(2,3)^3$
- carga móvel aplicada:  $k_F = k_l^3 = 1/(2,3)^3$

As seções transversais dos elementos da treliça são apresentadas na figura 4-1 e suas propriedades geométricas são mostradas na tabela 4-1.

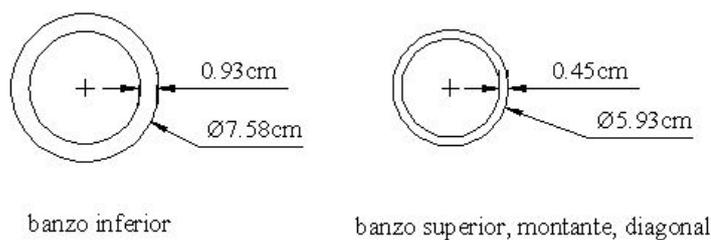


Figura 4-1 – Seções transversais dos membros da treliça no modelo reduzido.

Tabela 4-1 – Propriedades geométricas dos perfis do modelo reduzido.

Elementos	A (cm <sup>2</sup> )	I(cm <sup>4</sup> )
banzo inferior	19,38	109,28
banzo superior, montante, diagonal	7,71	29,18

#### 4.2.1 Esforços normais e momentos fletores resistentes dos elementos da treliça no modelo reduzido

Os esforços normais de compressão e os momentos fletores resistentes dos elementos da treliça foram calculados conforme o EUROCOMP [3] (ver item 2.2.4) e são apresentados na tabela 4-2.

Tabela 4-2 – Esforços normais e momentos fletores resistentes nos elementos da treliça.

Elemento	L <sub>fl</sub> (m)	Momentos fletores (kNm)	Esforços normais (kN)		
			Resistência da seção	Flambagem	
				global	local
BI	0,69	5,24	437,2	-	-
BS	0,69	1,90	169,2	144,5	
M	0,93	1,90	169,2	81,1	-
D	1,36	1,90	169,2	51,9	-

# Capítulo 5

## ANÁLISE EXPERIMENTAL DE PAINÉIS EM BALANÇO

### 5.1 DESCRIÇÃO DO MODELO E DOS ENSAIOS

Ensaio preliminares foram realizados para se testar a metodologia de montagem da treliça e se verificar a resistência dos elementos constitutivos montados em uma estrutura menor do que o modelo reduzido da viga treliçada, com treze metros de comprimento. Com dois painéis treliçados montou-se uma viga engastada e livre com 1,3 metros de comprimento (figura 5-1), onde o ponto de aplicação da carga simula o apoio de uma viga biapoiada. Foram realizados quatro ensaios sendo os três primeiros com o esquema estrutural da figura 5-2a e o quarto ensaio com o esquema da figura 5-2b. As vigas foram montadas a partir de tubos pultrudados com seção circular, cintados nas extremidades com laminação manual de material compósito, interligados com nós de aço conforme o projeto descrito no Capítulo 4. No interior dos tubos passam fios e barras redondas de aço que, após serem protendidos, fazem com que os tubos trabalhem à compressão. Nos três primeiros ensaios, foram executadas ligações flangeadas entre os tubos de compósito e os nós de aço. Tubos de aço com flanges rosqueados foram introduzidos no interior dos tubos de compósito. Estes flanges foram parafusados aos flanges dos nós metálicos (figuras 5-3a e 5-4). No último ensaio, devido à dificuldade em se aparafusar os flanges e o elevado tempo gasto nesta montagem, substituiu-se as ligações flangeadas por ligações por contato do tubo de compósito nos flanges dos nós de aço e foram utilizadas luvas de material compósito internamente a ambos (figura 5-3b).

Os painéis foram montados em uma mesa e transportados para uma estrutura metálica auxiliar, que lhes proporcionou engaste e contenção lateral

(figura 5-1). Em seguida, foram aplicadas as protensões. As protensões do banzo inferior e superior foram dadas por meio de um macaco de protensão (figura 5-5) e as protensões dos montantes e diagonais foram aplicadas com um torquímetro (figura 5-6a). As luvas e o efeito da protensão propiciam certa rigidez à rotação entre os elementos interligados, produzindo ligações semi-rígidas entre os elementos da treliça. A etapa seguinte foi de aplicação de carga concentrada no nó inferior da extremidade em balanço da estrutura. Esse carregamento foi aplicado por meio de um macaco hidráulico (figura 5-9b). Foram realizadas várias etapas de carregamento e descarregamento antes da ruptura da estrutura.



Figura 5-1 – Estrutura em painéis, engastada e contida lateralmente pela estrutura auxiliar (foto do ensaio 1).

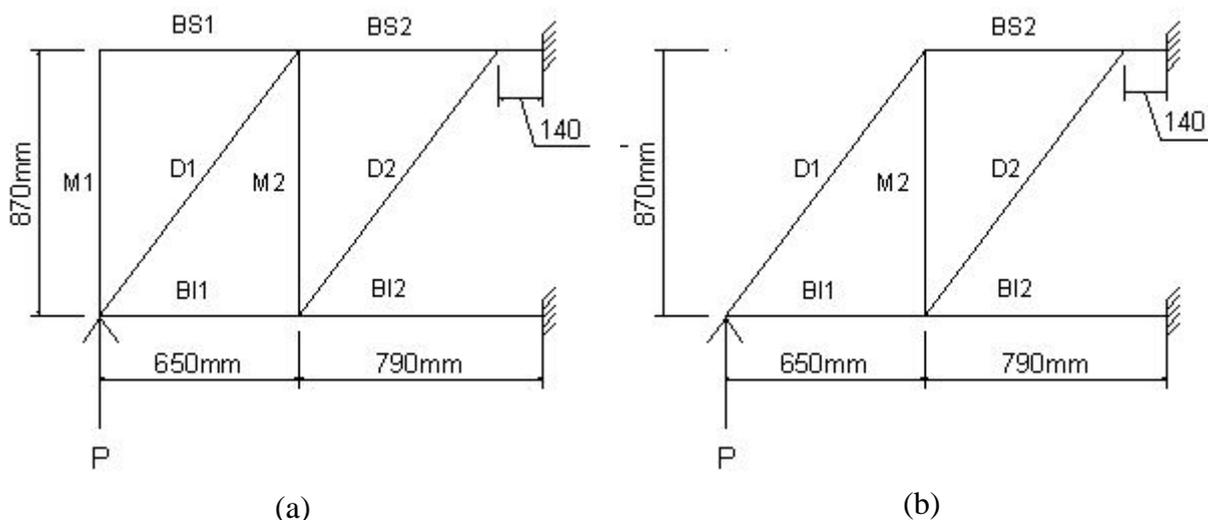


Figura 5-2 – Esquemas estruturais da viga: (a) ensaios 1, 2 e 3; (b) ensaio 4.

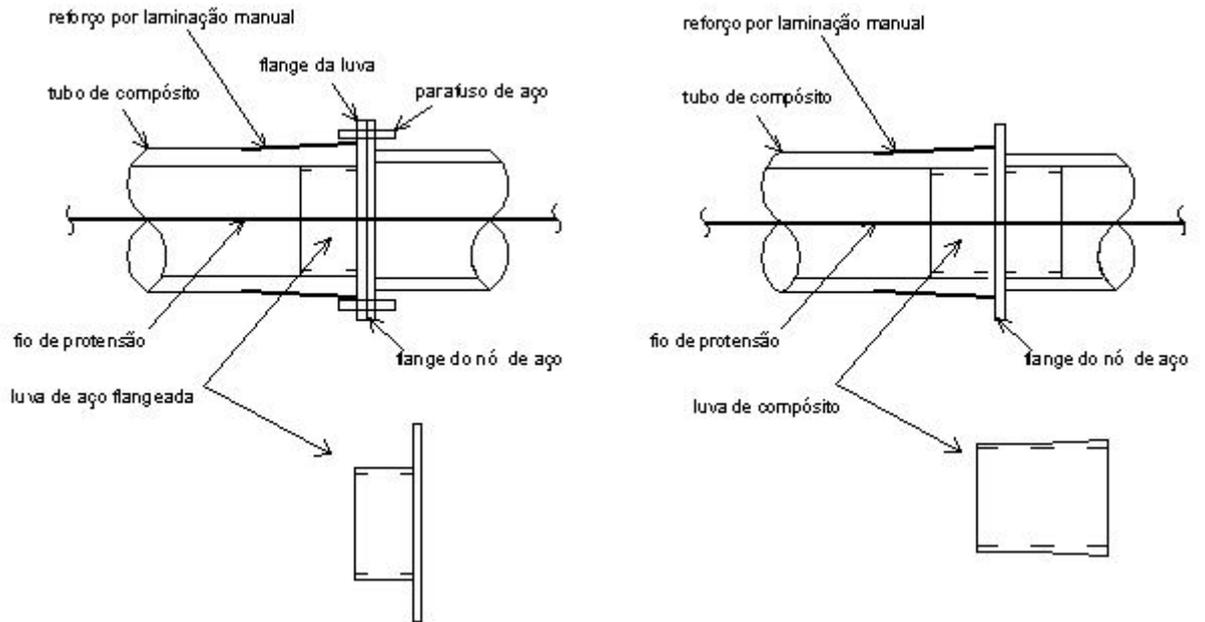


Figura 5-3 – Detalhes das ligações tubo-nó: (a) ligação com flanges parafusados; (b) ligação por contato tubo-flange, com luva interna de compósito.



(a)



(b)

Figura 5-4 – Fotos do ensaio 1: (a) nó superior no apoio; (b) nó inferior no apoio.



Figura 5-5 – Aplicação das protensões: (a) banzo inferior (foto do ensaio 1); (b) banzo superior (foto do ensaio 4).



(a)



célula de carga

(b)

Figura 5-6 – (a) Torquímetro para aplicação de protensão nos montantes e diagonais; (b) macaco para aplicação da carga vertical e célula de carga.

No primeiro ensaio as treliças foram protendidas por meio de aplicação de torque nas porcas das barras de aço de 14,29mm de diâmetro, localizadas no interior dos tubos do banzo inferior, montante e diagonal. A aplicação da protensão nestas barras foi difícil e verificou-se a necessidade de aplicação de protensão também no banzo superior, para fins de montagem da estrutura. No segundo ensaio utilizaram-se fios de aço especial de 7,93mm de diâmetro, rosqueados nas extremidades, para aplicação da protensão. Neste ensaio ocorreu a ruptura do fio do montante M2 por tração. No ensaio seguinte foram colocados dois fios de protensão no interior do montante M2. Neste ensaio foi verificada a importância dos elementos retirados para a rigidez da estrutura.

Os elementos do banzo inferior e dos montantes, que ficariam tracionados por ação da carga P, devem ser fortemente protendidos enquanto que os elementos do banzo superior e D (que são comprimidos por ação de P) devem ser levemente protendidos para resistir ao peso próprio e ações de montagem.

As seqüências e os valores de protensão aplicados em cada ensaio são apresentados na tabela 5-1. Observa-se que a protensão do banzo inferior no ensaio 4 foi muito menor do que nos ensaios anteriores e que a protensão do banzo superior foi bem maior. Isto ocorreu porque o macaco de protensão começou a vazar óleo e a carga máxima que se conseguia aplicar era entre 35kN e 40kN. Então, a solução adotada foi aplicar as protensões máximas possíveis nos banzos

para aproximar o valor total da carga de protensão dos banzos neste ensaio dos valores aplicados nos ensaios anteriores.

Tabela 5-1 – Seqüência e valores de protensão aplicados nos ensaios.

Ensaio	Seqüência de protensão	BI	BS	M1	M2	D1	D2
1	BI/M2/M1/ D2/D1	2 fios de 7,93mm	-	1 barra de 14,3mm			
		93,5kN		36,6kN	34,1kN	26,6kN	34,6kN
2	BS/M1/M2/ D1/D2/BI	2 fios de 7,93mm		1 fio de 7,93mm			
		85,5kN	10,0kN	25,0kN	28,8kN	9,6kN	10,6kN
3*	M1/M2/D1/ D2	2 fios de 7,93mm		1 fio de 7,93mm	2 fios de 7,93mm	1 fio de 7,93mm	
		85,5kN	10,0kN	20,8kN	15,0kN	22,5kN	10,7kN
4	BS/M2/D2/ D1/BI/BS	2 fios de 7,93mm		-	2 fios de 7,93mm	1 fio de 7,93mm	
		39,4kN	35,7kN		42,6kN	28,8kN	23,4kN

\* O ensaio 3 foi realizado com as protensões remanescentes do BI e BS do ensaio 2.

## 5.2 INSTRUMENTAÇÃO DOS PAINÉIS

Os tubos de compósito e os fios e barras de aço foram instrumentados com extensômetros elétricos de resistência (eer's). Foram colados dois eer's na altura média de cada elemento. Esses eer's foram conectados em ½ ponte de Wheatstone e ligados a um sistema de aquisição de dados da marca Lynx, conectado a um microcomputador. Nos banzos superior e inferior dos painéis e no ponto de aplicação da carga P foram instaladas células de carga. As células de carga instaladas nos banzos foram dimensionadas e fabricadas especificamente para esses ensaios. A instrumentação dos painéis é ilustrada na figura 5-7. Uma foto da estrutura instrumentada é apresentada na figura 5-8. Nos ensaios 2 e 3 o flexímetro elétrico foi posicionado no nó superior do montante M1 (figura 5-9) e no ensaio 4 ele foi colocado no nó superior do montante M2.



Figura 5-7 – Instrumentação dos painéis: (a) ensaios 1, 2 e 3; (b) ensaio 4.



Figura 5-8 – Estrutura instrumentada (foto do ensaio 1).



Figura 5-9 – Flexímetro sobre o nó superior do montante M1 (foto do ensaio 3).

### 5.3 PROPRIEDADES DOS MATERIAIS

As seções transversais dos tubos de compósito, as áreas, os módulos de elasticidade longitudinais médios e as tensões de compressão características e médias correspondentes, obtidos experimentalmente no Capítulo 3, são apresentados na tabela 5-2. A tabela 5-3 mostra as propriedades dos fios de protensão e barras de aço e a tabela 5-4 apresenta as propriedades dos tubos de aço utilizados na fabricação das conexões.

Tabela 5-2 – Propriedades dos tubos de compósito.

Tubo	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)	$A_{média}$ (mm <sup>2</sup> )	$E_{médio}$ (GPa)	$f_k$ (MPa)	$f_m$ (MPa)
BI	76	9,3	1938	28,2	181,6	225,2
BS, M e D	59	4,5	771	24,1	192,5	218,5

$f_k$  = tensão característica na compressão;  $f_m$  = tensão média na compressão

Tabela 5-3 – Propriedades dos fios de protensão e barras de aço.

Aço	Diâmetro (polegadas)	Tipo	$A_{média}$ (mm <sup>2</sup> )	$f_{rup}$ (MPa)	$f_y$ (MPa)
barra	9/16	SAE1045	160,3	1500	-
fio	5/16	CP150RBL	49,5	560	310

$f_y$  = tensão de escoamento na tração;  $f_{rup}$  = tensão de ruptura na tração; RB = relaxação baixa; L = liso

Tabela 5-4 – Propriedades dos tubos de aço dos nós.

Tubo	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)	$A_{média}$ (mm <sup>2</sup> )	Tipo	$f_{rup}$ (MPa)	$f_y$ (MPa)
BI	73	6,20	1301	Vmec134AP	510	343
BS, M e D	60,3	5,54	953	A106B	415	240

$f_y$  = tensão de escoamento na tração;  $f_{rup}$  = tensão de ruptura na tração

### 5.4 RESULTADOS EXPERIMENTAIS

A seguir são apresentados os resultados experimentais obtidos nos ensaios realizados. Na segunda coluna da tabela 5-5 se tem os valores das cargas aplicadas

(P na figura 5-2) que levaram à ruptura a estrutura da viga-treliça em balanço, nos quatro ensaios realizados. Nas demais colunas dessa tabela mostram-se os correspondentes esforços axiais nos elementos da estrutura, devidos à ação combinada de peso próprio, protensão e carga P.

No primeiro ensaio ocorreu a ruptura do tubo da diagonal D2 por compressão no valor de 85,4kN, que corresponde a uma tensão de 110,8MPa. A figura 5-10 ilustra a treliça após a ruptura e um detalhe da diagonal D2 na seção de ruptura. O tubo rompido foi substituído e a treliça foi remontada para o segundo ensaio.

No segundo ensaio ocorreu a ruptura por tração do fio de protensão do montante M2 conforme ilustrado na figura 5-11. O fio de protensão foi substituído e foi acrescentado outro fio, com o objetivo de diminuir a tensão de tração dos fios desse montante.

No terceiro ensaio ocorreu a ruptura do tubo da diagonal D1 (ver figura 5-12) por compressão no valor de 64,1kN. A julgar pelo esforço de ruptura diagonal D2 no ensaio 1 (igual a 85,4kN) que, teoricamente é igual ao da diagonal D1, estima-se que D1 tenha sido danificada no primeiro ensaio e por isso rompeu prematuramente no terceiro ensaio. O tubo da diagonal D1 foi substituído e a treliça foi remontada para o quarto ensaio.

No quarto ensaio ocorreu a ruptura do tubo da diagonal D1, por compressão, no valor de 82,1kN, que corresponde a uma tensão de 106,5MPa, valor bem próximo do valor obtido no primeiro ensaio. A figura 5-13a apresenta uma foto da estrutura na iminência da ruptura. Observa-se a flexão nas diagonais D1 e D2 e no elemento BI1 do banzo inferior. As figuras 5-13b e 5-13c ilustram a treliça após a ruptura e um detalhe da diagonal D1 na seção de ruptura.

A tensão de ruptura das diagonais nos ensaios de painéis em balanço foi bem menor do que a tensão média de ruptura obtida para tubos curtos nos ensaios de compressão centrada realizados na prensa (218,5MPa, ver a tabela 3-11). Isto porque, nas diagonais ocorreu flambagem por flexão, a qual se deu no plano da treliça, devida aos inerentes desvios da geometria idealizada.

Tabela 5-5 – Esforços normais nos elementos da treliça na ruptura.

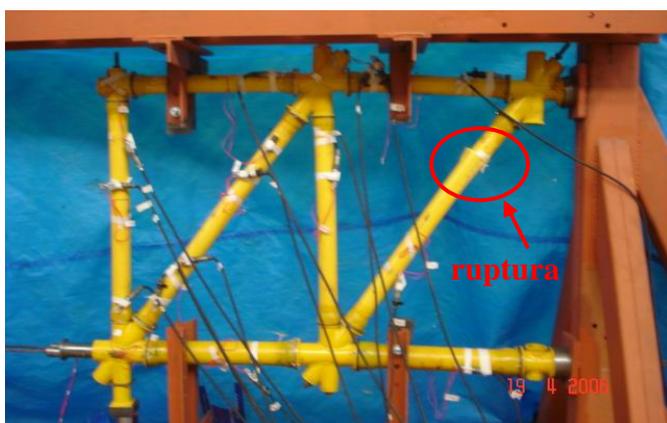
Ensaio	P (kN)	N (kN)							
		BI1	BI2	BS1	BS2	M1	M2	D1	D2
1	74,2	-66,1	-4,6	_	-56,3	-38,3	-6,4	-84,2	<b>-85,4</b>
2	63,1	-54,6	-4,1	-7,5	-46,5	-27,4	<b>0,9</b>	-66,6	-86,3
3	56,2	-59,8	-16,8	-8,7	-50,5	-	-2,7	<b>-64,1</b>	-82,2
4	67,9	-54,2	0,0	8,7	-68,1	-	-14,3	<b>-82,1</b>	-80,9

Notas: N(-) compressão; valores em negrito = ruptura do elemento

Na figura 5-14 são comparadas as flechas medidas nos ensaios 2, 3 e 4. No ensaio 4 o flexímetro, posicionado conforme a figura 5-7, não funcionou, então a flecha foi obtida no nó do balanço, medindo-se com uma régua a abertura do macaco hidráulico na ruptura.

Nos ensaios 2 e 3 as rigidezes das estruturas foram iguais, como teria que ser. A estrutura do ensaio 4, sem o montante M1, apresentou flechas bem maiores.

Nos gráficos de deslocamento dos ensaios 2 e 3 verifica-se o comportamento linear da estrutura com ruptura prematura. Observando as figuras 5-13 e 5-14a, estima-se um comportamento não linear em deslocamento vertical próximo à ruptura.



(a)



(b)

Figura 5-10 – Ensaio 1: (a) treliça rompida; (b) detalhe da diagonal D2 rompida.

ruptura do fio do  
montante M2



Figura 5-11 – Vista da treliça rompida do ensaio 2.



(a)

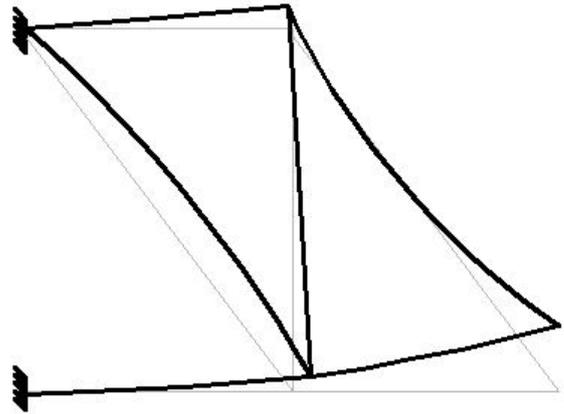


(b)

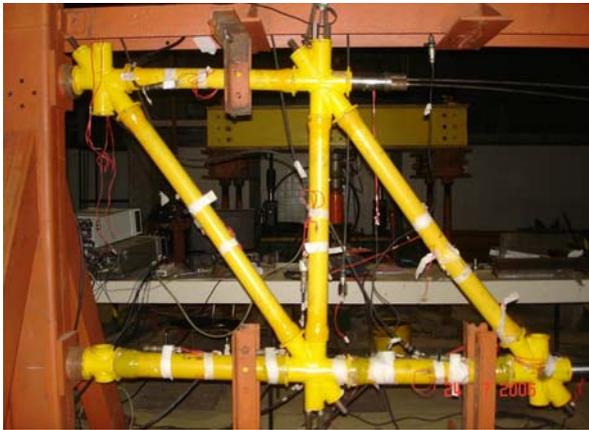
Figura 5-12 – Ensaio 3: (a) treliça rompida; (b) detalhe da diagonal D1 rompida.



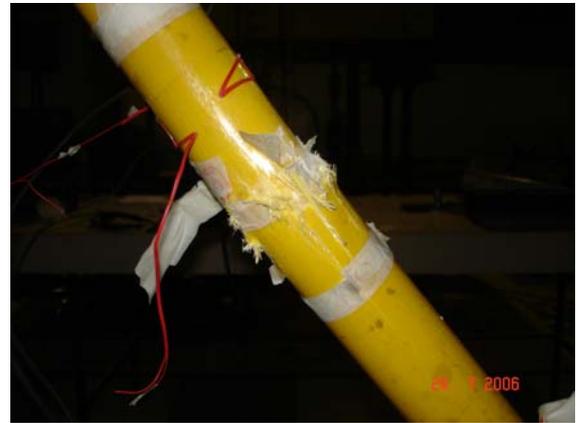
(a)



(b)

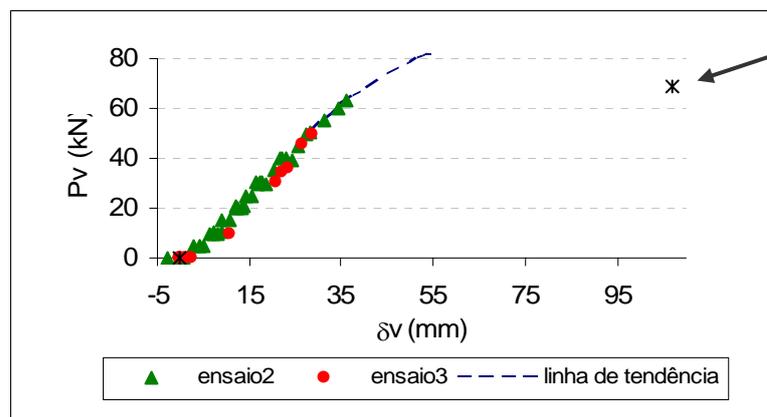


(c)



(d)

Figura 5-13 – Ensaio 4: (a) treliça na iminência da ruptura; (b) croquis da deformada da estrutura; (c) treliça antes do ensaio; (d) detalhe de D1 rompida.



abertura do macaco na ruptura medida com régua no ensaio 4

Figura 5-14 – Flechas verticais nos ensaios 2 e 3.

Nas figuras 5-15 a 5-18 são apresentados os esforços axiais internos nos tubos de compósito, barras de aço e fios de protensão em função da carga P aplicada nos ensaio 1, 2, 3 e 4.

Os elementos do banzo inferior BI1 e BI2 descomprimiram com o aumento da carga P. Os pontos correspondentes à carga P nula se referem aos esforços devidos à ação de peso próprio mais protensão (ver valores na tabela 5-5).

No ensaio 4 foi aplicada pouca protensão no banzo inferior, por isso, ocorreu a descompressão total do tubo de compósito BI2 na carga P de 30kN (ver figura 5-15b). Para esta mesma carga do ensaio 4, observa-se, na figura 5-15a, que o elemento BI1 apresentou reversão de esforços incrementais, que eram de tração e passaram a compressão. Ocorreu que, com a descompressão do elemento BI2, o fio de protensão passou a absorver a tração incremental de BI2 que é o dobro da tração incremental de BI1. Desta forma, BI1 passou a ficar mais comprimido a partir de 30kN.

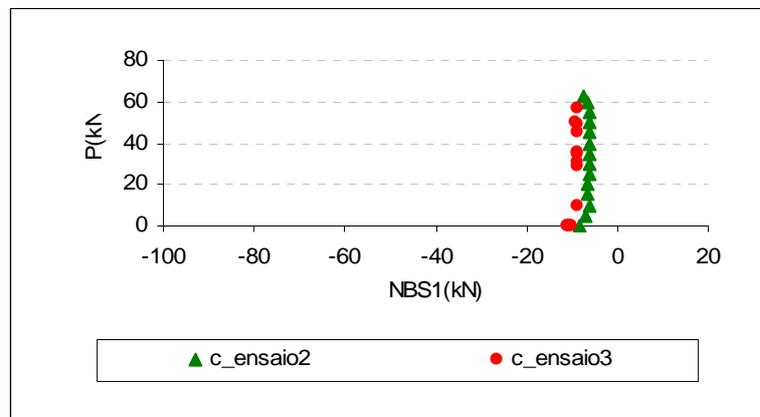
O elemento BS1 não sofre efeito do carregamento vertical aplicado (figura 5-15), mas ele, juntamente com o montante M1, é importante para dar rigidez ao primeiro painel da estrutura. O elemento BS2 é comprimido por ação do carregamento.

O montante M1 não é solicitado. Nos ensaios 2 e 3 o montante M2 foi pouco protendido e descomprimiu completamente a partir da carga P de 35kN. O acréscimo de tração passou a ser resistido pelos fios de aço somente (ver maiores inclinações dos gráficos para os fios na figura 5-17). No ensaio 2, com apenas um fio no montante M2, o fio de protensão começou a plastificar na região de menor área e rompeu. O fio de aço no interior do tubo da diagonal D2 destracionou neste nível de carga (figura 5-18b).

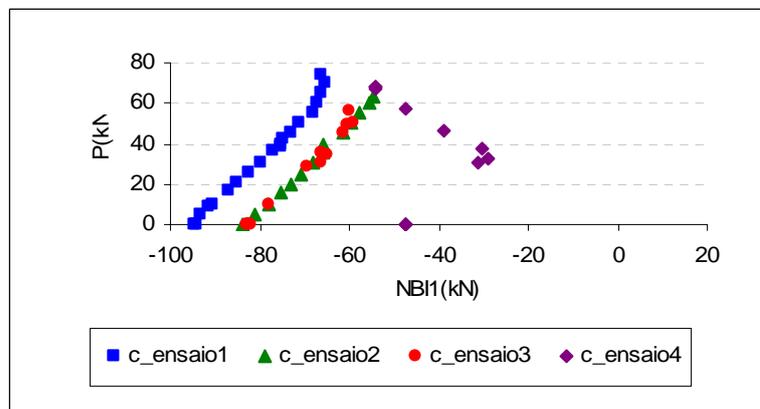
As diagonais D1 e D2 são comprimidas por ação do carregamento, reduzindo a protensão nas barras de aço, que, eventualmente, poderão ficar com tensão nula.

Os extensômetros colados no fio de protensão da diagonal D2 no ensaio 1 da diagonal D1 nos ensaios 2 e 3 não funcionaram.

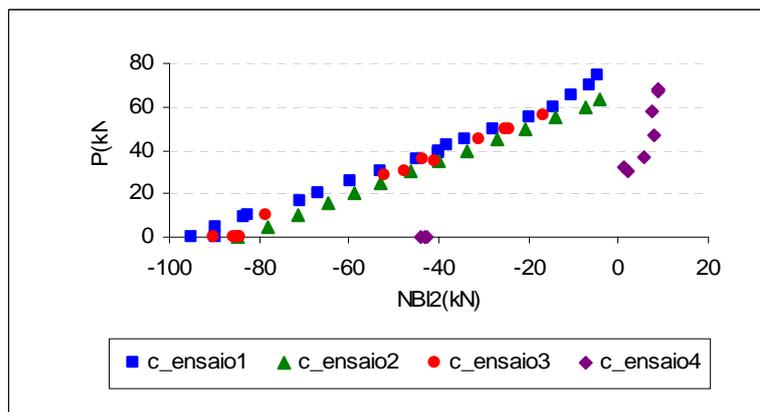
Pelos gráficos apresentados confirma-se o comportamento linear dos perfis de compósito e a ruptura brusca.



(a)

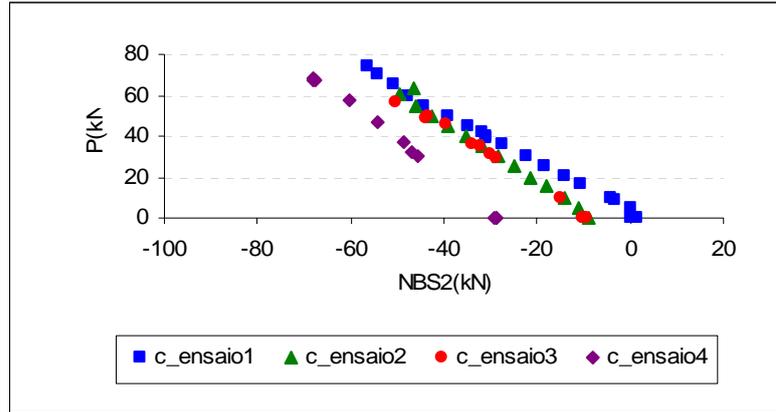


(a)



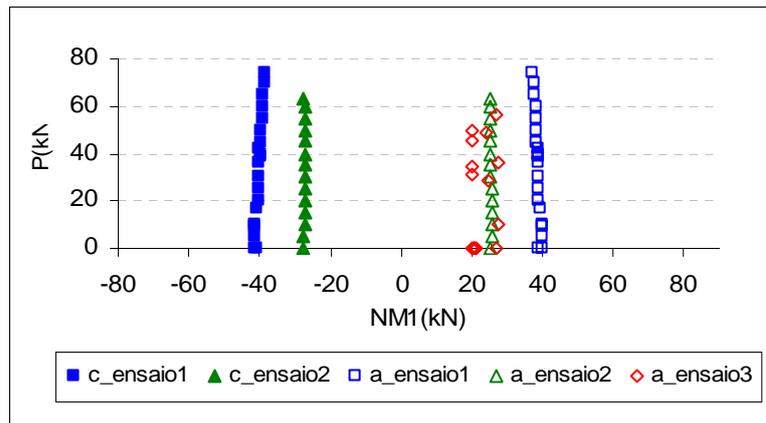
(b)

Figura 5-15 – Esforços axiais nos tubos de compósito do banco inferior x carga P nos ensaios 1, 2, 3 e 4: (a) BI1; (b) BI2.

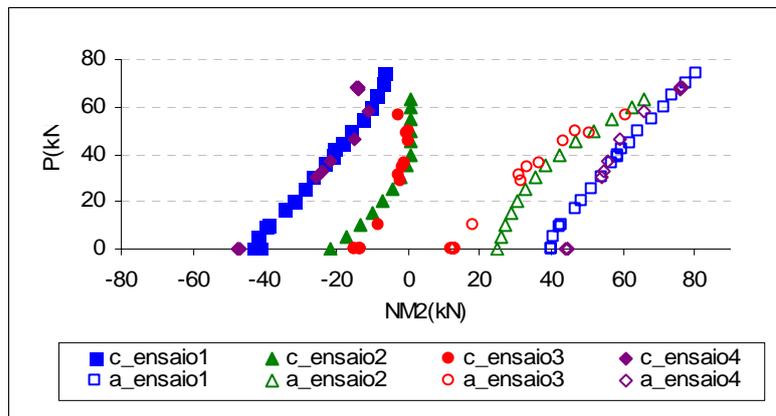


(b)

Figura 5-16 – Esforços axiais nos tubos de compósito do banzo superior x carga P nos ensaios 1, 2, 3 e 4: (a) BS1; (b) BS2.



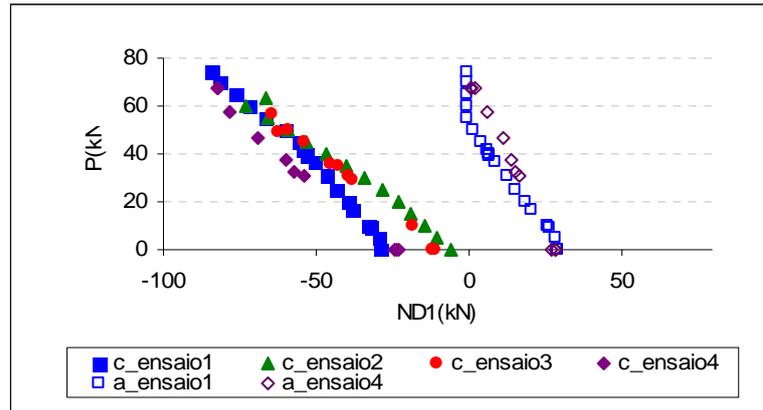
(a)



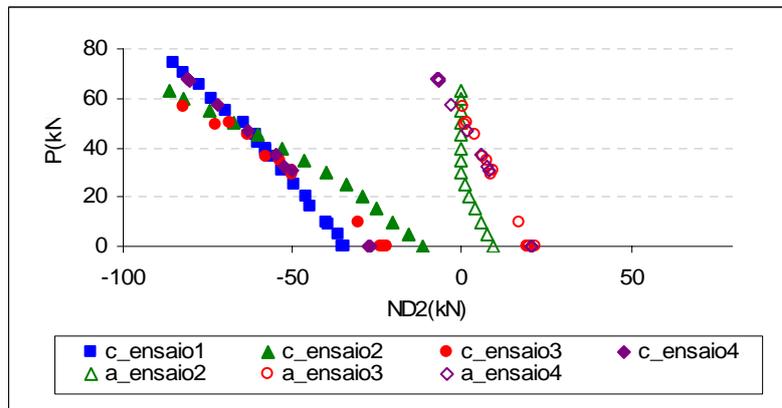
c: compósito; a: aço

(b)

Figura 5-17 – Esforços axiais nos tubos de compósito e nas barras de aço dos montantes x carga P nos ensaios 1, 2, 3 e 4: (a) M1; (b) M2.



(a)



c: compósito; a: aço

(b)

Figura 5-18 – Esforços normais nos tubos de compósito e nas barras de aço das diagonais x carga P nos ensaios 1, 2, 3 e 4: (a) D1; (b) D2.

## 5.5 DIMENSIONAMENTO DO PAINEL CONFORME O EUROCOMP

Na tabela 5-6 são apresentados os esforços normais resistentes dos elementos da treliça, calculados conforme o EUROCOMP [3] (item 2.2.4).

Para efeito de comparação com os esforços de ruptura obtidos experimentalmente, a tensão resistente característica,  $\sigma_k$  e o módulo de elasticidade longitudinal característico,  $E_k$  foram substituídos pelos correspondentes valores médios.

Na verificação da flambagem global dos elementos foram consideradas duas situações:

1) o comprimento da barra igual à distância entre os nós da treliça e coeficiente de flambagem igual a 0,85, conforme sugere GALAMBOS [44] para o caso de treliças com flambagem no plano e na qual as tensões máximas de ruptura nos membros não ocorrem simultaneamente;

2) o comprimento da barra igual ao comprimento do tubo de compósito (entre seções de apoios nos flanges dos nós de aço) e desprezando-se a rigidez da luva de compósito, isto é, considerando-se coeficiente de flambagem igual a 1.

Os esforços de ruptura das diagonais D1 e D2 obtidos nos ensaios 1 e 4, respectivamente, se situam entre os valores de esforço resistente teórico calculados para os dois comprimentos de flambagem do tubo (tabela 5-6), estando mais próximos do valor obtido para a condição  $k=0,85$ . A ruptura das diagonais por flambagem global era a ruptura prevista no cálculo teórico. Os outros elementos da treliça (BI, BS e M) encontravam-se, na ruptura, com esforços bem inferiores aos teóricos resistentes apresentados na tabela.

Tabela 5-6 – Esforços normais resistentes teóricos nos elementos da treliça.

Elemento	$L_{fl}$ (m)	Esforços normais resistentes (kN)		
		Resistência da seção	Flambagem	
			global	local
BI	0,55*	437,2	-	-
	0,51**		-	-
BS	0,55*	169,2	164,8	-
	0,52**		-	-
M	0,74*	169,2	127,3	-
	0,70**		140,9	-
D	0,93*	169,2	<b>81,1</b>	-
	0,84**		99,6	-

\*  $k = 0,85$ ; \*\*  $k = 1,0$

# Capítulo 6

## ANÁLISE EXPERIMENTAL DE TRELIÇAS

### BIAPOIADAS

A construção e os ensaios do modelo reduzido da treliça da ponte foram realizados com os seguintes objetivos: (a) verificação dos processos de montagem idealizados; (b) análise do comportamento estático da estrutura até a ruptura e (c) determinação das características dinâmicas da viga por ensaio de vibração livre. Nos ensaios foram medidas deformações, flechas, cargas, frequências fundamentais e taxa de amortecimento da estrutura.

Os resultados experimentais obtidos são apresentados neste capítulo, além da descrição das etapas de montagem e instrumentação.

#### 6.1 ESQUEMA ESTRUTURAL

Foram realizadas três montagens do modelo reduzido da treliça da ponte, aqui denominadas Montagens 1, 2 e 3. A viga foi montada pela associação de dezesseis painéis treliçados, compondo uma estrutura com 13,04 metros de comprimento. Os painéis da treliça foram montados a partir de tubos pultrudados com seção circular, cintados nas extremidades com laminação manual de material compósito, interligados com nós de aço. No interior dos tubos passam fios de aço que, após serem protendidos, fazem com que os tubos trabalhem à compressão. Luvas de material compósito foram utilizadas internamente aos nós de aço e aos tubos de compósito da treliça. A partir dos resultados dos ensaios das vigas em balanço apresentados no Capítulo 5 e visando a obter uma estrutura menos flexível, aumentou-se a altura dos painéis de 0,87 metros para 1,09 metros, o que corresponde a um protótipo com 2,5 metros de altura. Para que o ângulo de inclinação das diagonais não fosse alterado, cada painel passou a ter 0,815 metros comprimento. O esquema estrutural da viga ensaiada é apresentado na figura 6-1.

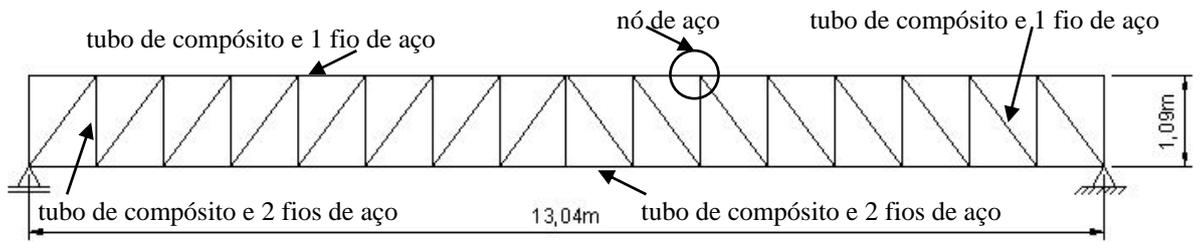


Figura 6-1 – Esquema estrutural da viga treliçada.

## 6.2 INSTRUMENTAÇÃO DA TRELIÇA

A viga foi instrumentada com extensômetros elétricos de resistência (eer's), células de carga, flexímetros elétricos e acelerômetros, conforme a figura 6-2. Todos os sensores foram conectados a um sistema de aquisição de dados ligado ao computador (figura 6-3).

Foram colados dois eer's na altura média de cada tubo de compósito. Esses eer's foram conectados em  $\frac{1}{2}$  ponte de Wheatstone e ligados a um sistema de aquisição de dados da marca Lynx, conectado a um microcomputador. Em uma das diagonais da treliça os sensores foram conectados em  $\frac{1}{4}$  de ponte de Wheatstone (sensores D1 e D1A). Os esforços axiais nos tubos de compósito foram calculados a partir das deformações específicas medidas pelos eer's e considerando-se os valores médios dos módulos de elasticidade longitudinais obtidos experimentalmente e apresentados no Capítulo 3.

Três flexímetros elétricos com capacidade para medir até 100 milímetros de deslocamento, com precisão de  $10^{-2}$ mm, foram posicionados verticalmente sobre nós superiores da treliça (figuras 6-2 e 6-4) e um flexímetro elétrico com capacidade para medir até 50 milímetros, com precisão de  $10^{-2}$ mm, foi posicionado horizontalmente no nó do apoio direito da treliça (figura 6-5).

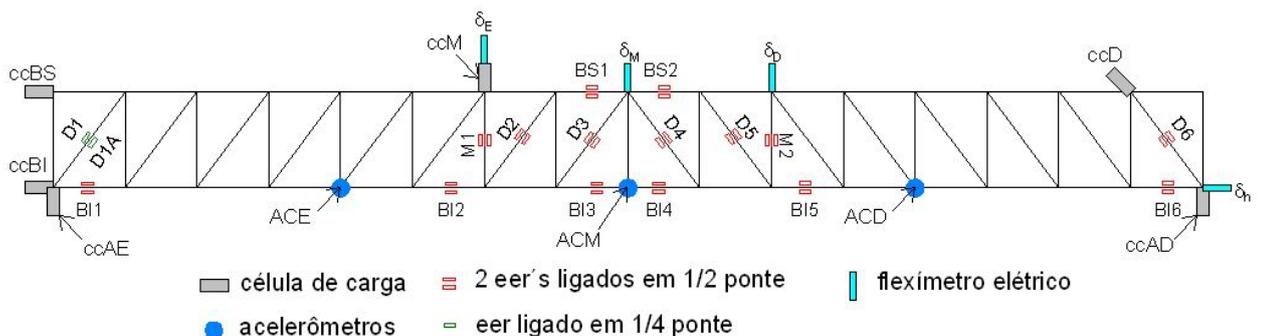
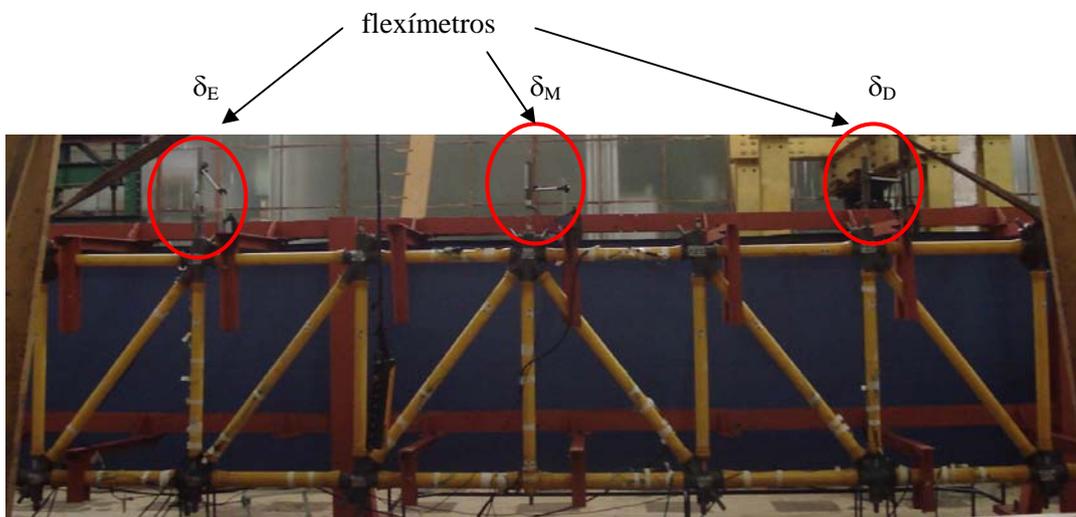


Figura 6-2 – Instrumentação da viga treliçada.



Figura 6-3 – Equipamentos de aquisição de dados utilizados nos ensaios.



(a)



(b)

Figura 6-4 – (a) Disposição dos flexímetros na treliça, (b) detalhe do flexímetro  $\delta_M$ .

As células de carga instaladas nos banzos, na diagonal, no montante e nos apoios da estrutura (figura 6-6) foram dimensionadas e fabricadas especificamente para esses ensaios.

Os acelerômetros foram utilizados para a análise de vibração livre da estrutura.

tripé para  
fixação do  
flexímetro

flexímetro  $\delta_h$



prumo

célula de carga (ccAD)

Figura 6-5 – Detalhe do apoio instrumentado com flexímetro horizontal ( $\delta_h$ ) e célula de carga.



(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 6-6 – Detalhes das células de carga: (a) do apoio à esquerda e do banzo inferior; (b) do apoio à esquerda; (c) e (d) do apoio à direita.

## 6.3 DESCRIÇÃO DAS ETAPAS DE MONTAGEM

### 6.3.1 Fabricação e montagem da estrutura de contenção lateral

Para garantir a estabilidade lateral da treliça, simulando as contenções laterais oferecidas pelo tabuleiro da ponte no banzo inferior da treliça e pelas mãos francesas no banzo superior, foi projetada, fabricada e montada no Laboratório de Estruturas da COPPE (Labest) uma estrutura metálica auxiliar que propiciou a contenção lateral necessária à estrutura principal. Essa estrutura auxiliar foi montada a partir da estrutura construída para os ensaios de painéis, sendo um prolongamento da mesma e foi fixada na laje de reação do laboratório. As figuras 6-7 e 6-8 apresentam uma vista transversal e uma vista longitudinal da estrutura, respectivamente.

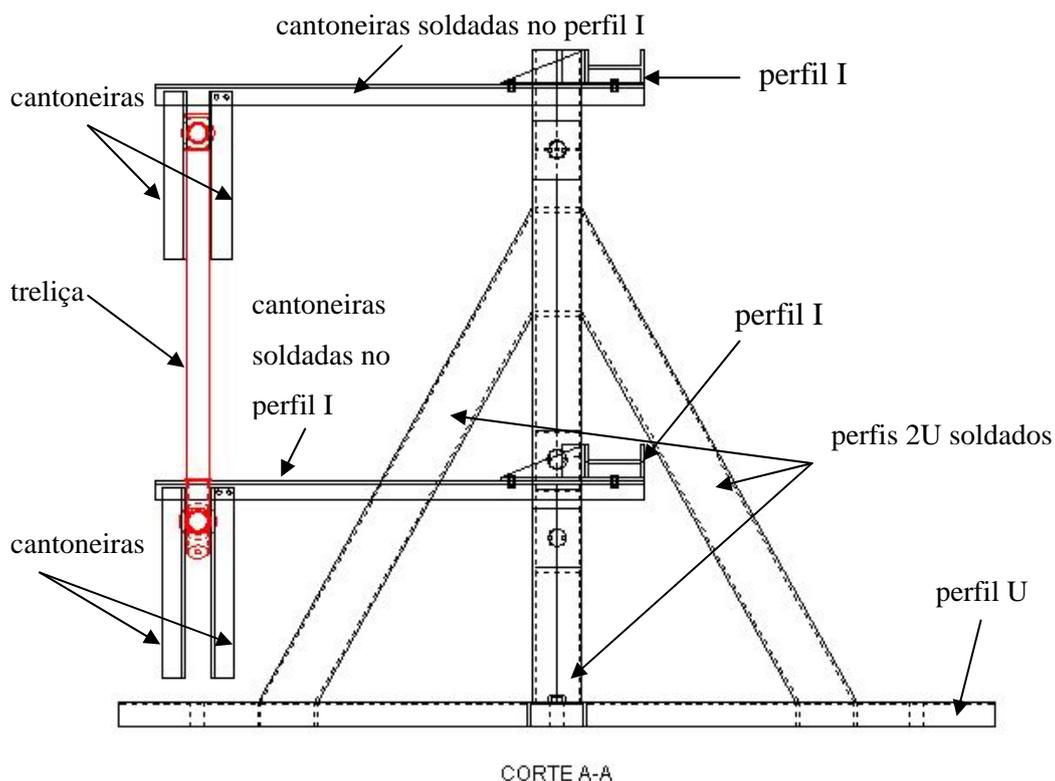


Figura 6-7 – Seção transversal da estrutura de contenção lateral.

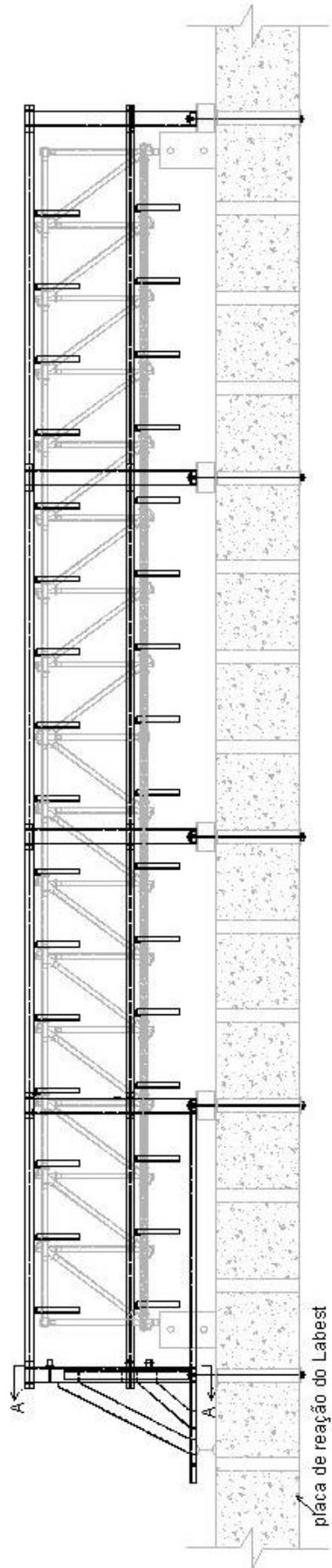


Figura 6-8 – Vista longitudinal da estrutura de contenção lateral.

### 6.3.2 Montagem da treliça (encaixe dos tubos de compósito e nós de aço)

A viga-treliça foi montada a partir da união de perfis tubulares pultrudados, cintados nas extremidades por reforço de material compósito laminado, e nós de aço. A montagem da viga foi feita sobre uma bancada, fabricada especialmente para este trabalho, no Labest (figura 6-9). Após a montagem da viga, os fios de protensão foram inseridos. Utilizaram-se dois fios de protensão no banzo inferior, um fio de protensão no banzo superior, dois fios de protensão nos montantes e um fio de protensão nas diagonais. As propriedades dos fios de protensão, dos tubos de compósito e dos aços dos nós já foram apresentadas na tabelas 5-2, 5-3 e 5-4 do Capítulo 5.



Figura 6-9 – Estrutura de contenção lateral e treliça sobre a bancada.

### 6.3.3 Protensão inicial da treliça na bancada (protb)

A protensão dos montantes e diagonais foi aplicada por meio de um torquímetro e a dos banzos inferior e superior foi executada com um macaco de protensão para fio de oito milímetros (figura 6-10). Como nos ensaios de painel, luvas de material compósito foram inseridas, internamente aos nós de aço e aos tubos de compósito da treliça, que juntamente com o efeito da protensão propiciam certa rigidez à rotação entre os elementos interligados, produzindo ligações semi-rígidas entre os elementos da treliça.

A protensão do banzo inferior (tracionado por ação das cargas) foi dada em etapas, sendo a 1ª etapa aplicada na bancada. A protensão inicial foi dimensionada de modo a garantir esforços de compressão nestes elementos durante a etapa de içamento e quando a treliça estivesse sobre os apoios (ação de peso próprio). Já no banzo superior, nas diagonais e nos montantes foram aplicadas as protensões totais necessárias com a treliça sobre a bancada.



Figura 6-10 – Protensão dos banzos da treliça na bancada: (a) inferior; (b) superior.

#### **6.3.4 Içamento e posicionamento da treliça sobre os apoios**

Para o içamento da treliça e posicionamento sobre os apoios, alças foram laçadas nos nós de aço superiores da estrutura, nos terços do comprimento. A figura 6-11 ilustra a seqüência de içamento e colocação da treliça nos apoios.

Após a colocação da treliça nos apoios, a sua verticalidade foi verificada com a utilização de prumos. Então, as cantoneiras superiores e as inferiores do sistema de contenção lateral foram alinhadas e ajustadas à treliça.



(a)



(b)



(c)



(d)



(e)



(f)

Figura 6-11 – Sequência de içamento e colocação da treliça nos apoios.

## 6.4 ETAPAS DE ENSAIO PROGRAMADAS

### 6.4.1 Ensaio de peso próprio + protensão inicial (pp + protb)

Com as células de carga nos apoios e com os flexímetros verticais pode-se obter o peso próprio da treliça e as flechas devidas ao peso próprio e às protensões aplicadas sobre a bancada. O procedimento adotado é o de se elevar a treliça acima dos apoios, zerar o sistema de aquisição, recolocar a treliça nos apoios e novamente elevá-la. Então, tem-se o valor do deslocamento quando a treliça está sobre os apoios e o valor do deslocamento no instante em que as células de carga de apoio estão com carga zero (perda de contato da treliça com os apoios). A diferença entre os deslocamentos é a flecha devida ao peso próprio e à protensão na bancada (pp + protb). O procedimento de elevação e abaixamento da treliça foi repetido algumas vezes e a flecha considerada foi a média dos valores obtidos.

### 6.4.2 Aplicação da protensão final do banzo inferior (protf)

Com a treliça sobre os apoios foi aplicada a protensão final do banzo inferior (figura 6-12). Nesta ocasião verificou-se que a necessidade de se aprimorar o projeto das células de carga dos apoios, que eram encaixadas no nó e na chapa de apoio (figura 6-6) e tendiam a se desencaixar à medida que a viga-treliça deformava. As células de carga foram fixadas entre os nós de aço e a chapa de apoio por meio de anéis e parafusos metálicos (figura 6-13).



Figura 6-12 – Protensão do banzo inferior da treliça sobre os apoios.



Figura 6-13 – Célula de carga do apoio à direita (ccAD) modificada.

#### 6.4.3 Ensaio de vibração livre

Utilizando-se um martelo de borracha, são dados impactos na estrutura em intervalos de 30 segundos. As acelerações são medidas e pode-se obter as frequências fundamentais de vibração da estrutura e a sua taxa de amortecimento.

#### 6.4.4 Instalação do sistema de carga

Foi projetado um sistema de carga para possibilitar a aplicação de duas cargas concentradas nos nós da treliça distantes entre si de 3,26 metros, que corresponde a um quarto do comprimento total da viga-treliça. Os efeitos destas cargas se aproximam do efeito de uma carga distribuída sobre a viga-treliça. O croquis do sistema de carga é mostrado na figura 6-14 . Os detalhes da viga inferior, dos ganchos, das chapas e da viga superior são mostrados nas figuras 6-16 e 6-15. Dois macacos são posicionados sobre a viga inferior. À medida que o macaco se abre contra a laje, os tirantes são tracionados e a treliça é carregada.

Os dois tirantes foram instrumentados com eer's para determinação da força aplicada. Eles foram ensaiados, previamente, à tração, quando se obteve a constante de calibração em  $\text{kN}/\mu\epsilon$ , que foi adotada nos ensaios de carregamento.

O peso total do sistema de carga é de 4,21kN (psc), que corresponde ao peso que deveria ser adicionado à estrutura para manter a semelhança entre o modelo reduzido distorcido e o protótipo (ver Capítulo 4).

O sistema de carga instalado é mantido escorado conforme a figura 6-16.

#### 6.4.5 Ensaio de carregamento ( $P = psc + pm$ )

A primeira parcela do carregamento corresponde ao peso do sistema de carga ( $psc = 4,21kN$ ). A parcela remanescente corresponde à carga aplicada pelos macacos ( $pm$ ). A figura 6-17 mostra os macacos posicionados na viga inferior. Os macacos foram acionados manualmente de forma a se aplicar cargas praticamente iguais nos dois tirantes, sendo os valores das cargas controlados pelo registro dos eers' s neles instalados.

As etapas de ensaio descritas foram iniciadas, mas devido a rupturas não previstas da treliça, alterações foram realizadas o que culminou em três montagens da treliça: Montagem 1, Montagem 2 e Montagem 3, que serão detalhadas a seguir.

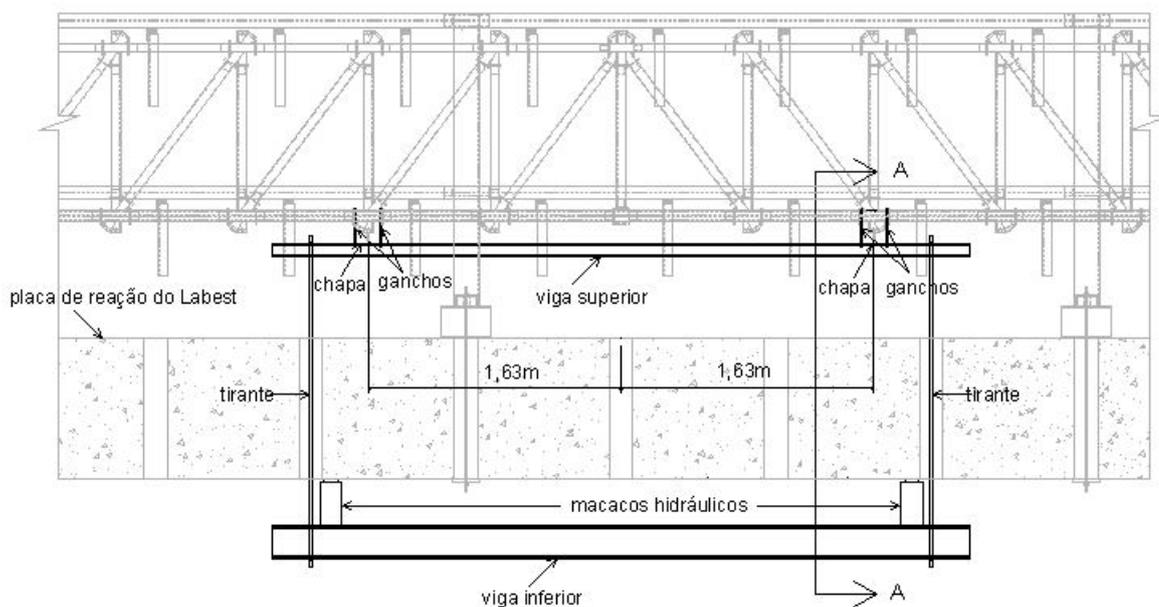


Figura 6-14 – Croquis do sistema de carga da treliça em quatro pontos.

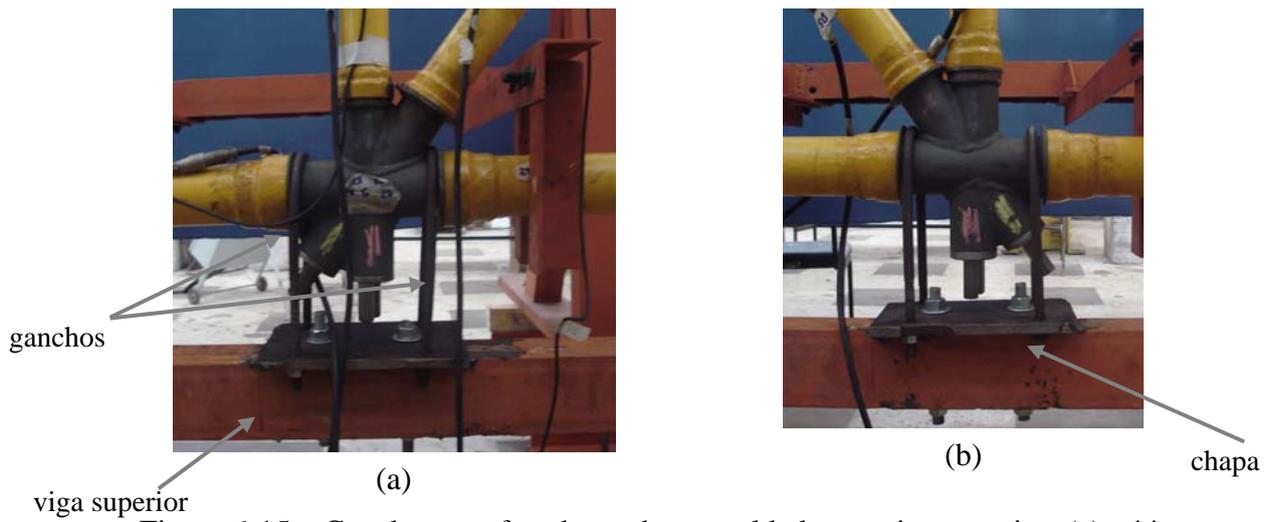


Figura 6-15 – Ganchos parafusados e chapas soldadas na viga superior: (a) nó à esquerda; (b) nó à direita.



Figura 6-16 – Subsolo da placa de reação do Labest: viga inferior e tirantes.



Figura 6-17 – Macacos hidráulicos posicionados na viga inferior.

## 6.5 MONTAGEM 1

### 6.5.1 Protensão inicial da treliça na bancada (protb)

A treliça foi montada sobre a bancada e a protensão foi aplicada pelo torquímetro com 20 quartos de volta nos montantes e com 11 quartos de volta nas diagonais. Nos banzos a protensão foi aplicada com macaco de protensão.

As forças de protensão aplicadas nesta etapa e nas seguintes e os esforços axiais gerados nos tubos de compósito são mostrados na tabela 6-1 para os elementos mais solicitados: BI3, BI4, D1méd e D6, além das forças registradas pelas células de carga (ver a figura 6-2). Os eer's em BI3 e BI4 não mediram bem durante a protensão da treliça na bancada. Esses extensômetros foram substituídos e funcionaram bem nas etapas seguintes de ensaio. Os eer's BS1 e BS2 apresentaram problemas e suas medidas foram descartadas.

Os esforços axiais em todos os tubos de compósito instrumentados são apresentados no Anexo C.

Tabela 6-1 – Esforços axiais de compressão na Montagem 1.

Sensores e elementos (ver figura 6-2)	F (kN)				
	Trelliça na bancada	Trelliça nos apoios			
		protensão inicial (protb)	protensão do banzo inferior		
	inicial (protb)		intermediária1 (protint1)	intermediária2 (protint2)	
ccBS	-5,0	-5,4	-7,0	-3,7	-3,9
ccBI	-5,4	-4,0	-27,3	-75,2	-118,4
ccM	-25,4	-25,3	-25,2	-25,1	-25,0
ccD	-7,0	-7,3	-7,3	-6,6	-6,8
BI3	-	-0,6	-30,0	-72,3	-114,4
BI4	-	-0,7	-36,7	-80,4	-126,5
médD1	-11,3	-11,3	-10,2	-13,3	-13,1
D6	-8,9	-8,5	-7,2	-9,2	-8,8

### 6.5.2 Ensaio de peso próprio + protensão inicial (pp + protb)

As flechas devidas ao peso próprio (pp) e protensão inicial (protb - aplicada com a treliça sobre a bancada) na montagem 1 são apresentadas na tabela 6-2. As flechas médias foram de 15,2mm ( $\delta_E$ ); 16,5mm ( $\delta_M$ ) e 16,4mm ( $\delta_D$ ). O peso próprio da treliça foi obtido pela soma das reações de apoio registradas pelas células de carga ccAE e ccAD ilustradas na figura 6-6. O valor medido foi de 2,85kN, valor bem próximo ao obtido pesando-se cada peça da treliça em uma balança digital do laboratório, que foi de 2,94kN.

Tabela 6-2 – Montagem 1: peso próprio da treliça e flechas (pp + protb).

Ensaio	$\delta_{pp+protb}$ (mm)			Peso próprio (kN)
	$\delta_E$	$\delta_M$	$\delta_D$	
1	16,35	16,97	16,32	2,25
2	12,50	14,24	14,53	3,32
3	15,65	17,12	17,46	2,94
4	16,08	17,69	17,25	2,89
Valores médios	15,15	16,51	16,39	2,85
Desvio padrão	1,55	1,34	1,16	0,38

$\delta$  positivo ( $\downarrow$ )

### 6.5.3 Aplicação da protensão final do banzo inferior (protf)

As flechas e os deslocamentos horizontais obtidos em todas as etapas de ensaios com a treliça sobre os apoios são apresentados na tabela 6-3. O flexímetro localizado mais à esquerda da treliça ( $\delta_E$ ) apresentou resultado discrepante dos outros dois flexímetros durante a aplicação da protensão intermediária 2 no banzo inferior e esse valores foram descartados.

Tabela 6-3 – Flechas na Montagem 1.

Sensores (ver a Fig. 6.2)	Flechas (mm)			
	Treliza nos apoios – protensão do banzo inferior			
	protb	protint1	protint2	protf
$\delta_E$	15,2	-26,1	-	-
$\delta_M$	16,5	-14,3	-30,9	-46,0
$\delta_D$	16,4	-11,6	-27,6	-42,8
$\delta_h$	0,05	0,05	0,15	0,24

$\delta$  positivo ( $\downarrow$  e  $\leftarrow$ )

#### 6.5.4 Ensaio de vibração livre

O ensaio de vibração livre da treliza foi repetido algumas vezes e o sinal típico das acelerações no domínio da frequência obtido é apresentado na figura 6-18. Os impactos com o martelo de borracha foram aplicados nas porcas do nó inferior localizado no meio do vão da trelizada. As três primeiras frequências naturais de vibração obtidas foram: 7,57Hz; 26,37Hz e 38,94Hz.

Para uma viga biapoiada com propriedades uniformes, as frequências naturais de vibração são dadas por [45]

$$f_n = \frac{n^2 \pi^2}{2\pi} \sqrt{\frac{EI}{\bar{m} L^4}}, \quad n = 1, 2, \dots \quad (6-1)$$

onde

E= módulo de elasticidade longitudinal da viga = 26,3GPa (média entre os valores para BI e BS)

I = momento de inércia da viga =  $6,69 \times 10^{-4} \text{ m}^4$

$\bar{m}$  = massa da viga por unidade de comprimento =  $285/13,04 = 21,86\text{kg/m}$

L = comprimento da viga = 13,04m.

Então, os valores teóricos obtidos para as três primeiras frequências naturais de vibração da estrutura foram: 8,29Hz, 33,15Hz e 74,58Hz. A frequência associada ao primeiro modo de flexão apresentou boa correlação teórico-

experimental, mas o mesmo não ocorreu para a segunda e a terceira frequências naturais de vibração.

As frequências naturais de vibração também foram obtidas considerando-se um modelo bidimensional de pórtico plano analisado por meio do programa SAP2000 [34], com discretização dos tubos de compósito e dos fios de protensão, conforme já descrito no Capítulo 2. As três primeiras frequências naturais de vibração obtidas foram: 7,23Hz, 22,42Hz e 44,05Hz. Esses valores se aproximaram bastante dos valores experimentais.

A taxa de amortecimento do primeiro modo de vibração da estrutura foi estimada pelo método do decremento logarítmico, a partir da resposta da estrutura medida nos acelerômetros (figura 6-19):

$$\xi = \frac{1}{2(n-i)} \ln \frac{X_i}{X_n}, n = 1, 2, \dots \quad (6-2)$$

onde

i = ciclo inicial

n = ciclo final

$X_i$  = amplitude do sinal no ciclo inicial

$X_n$  = amplitude do sinal no ciclo final

A taxa de amortecimento média obtida foi de 7,24% com desvio padrão de 0,27%.

### **6.5.5 Instalação do sistema de carga**

Após o ensaio de vibração livre da estrutura, o sistema de carga foi instalado e foi mantido escorado até o início do ensaio de carregamento. A protensão total do banzo inferior já estava instalada havia, aproximadamente, 40 horas, quando o banzo inferior da treliça rompeu abruptamente (figuras 6-20 e 6-21). Trinta minutos após a ruptura do banzo inferior, ocorreu a ruptura do banzo superior da treliça (figuras 6-22 e 6-23).

A protensão que estava instalada no banzo inferior era de 118,38kN (tabela 6-1), que corresponde a 61,1MPa de tensão de compressão uniforme na seção transversal do tubo, valor muito inferior à tensão característica de ruptura de 181,6MPa, obtida experimentalmente (ver Capítulo 3). No entanto, durante o ensaio de vibração livre as cantoneiras do sistema de contenção lateral foram tiradas do alinhamento e reposicionadas, o que possibilitou o movimento horizontal da estrutura, gerando compressões não uniformes nos tubos de compósito, no plano perpendicular ao da treliça.

Após a ruptura, escorou-se e amarrou-se a treliça na estrutura auxiliar de contenção lateral e os painéis foram sucessivamente retirados e recolocados sobre a mesa (figura 6-24).

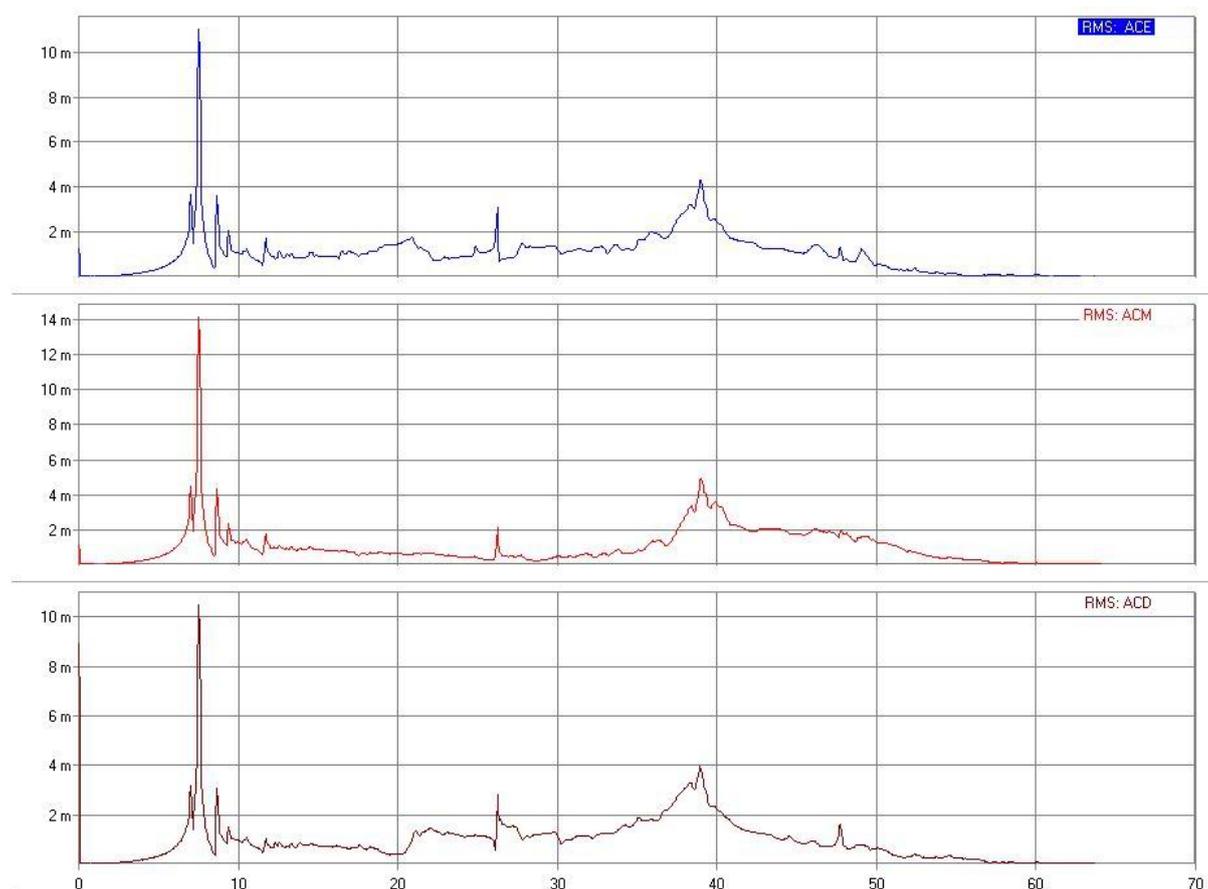


Figura 6-18 – Espectro de freqüências do ensaio de vibração livre da treliça.

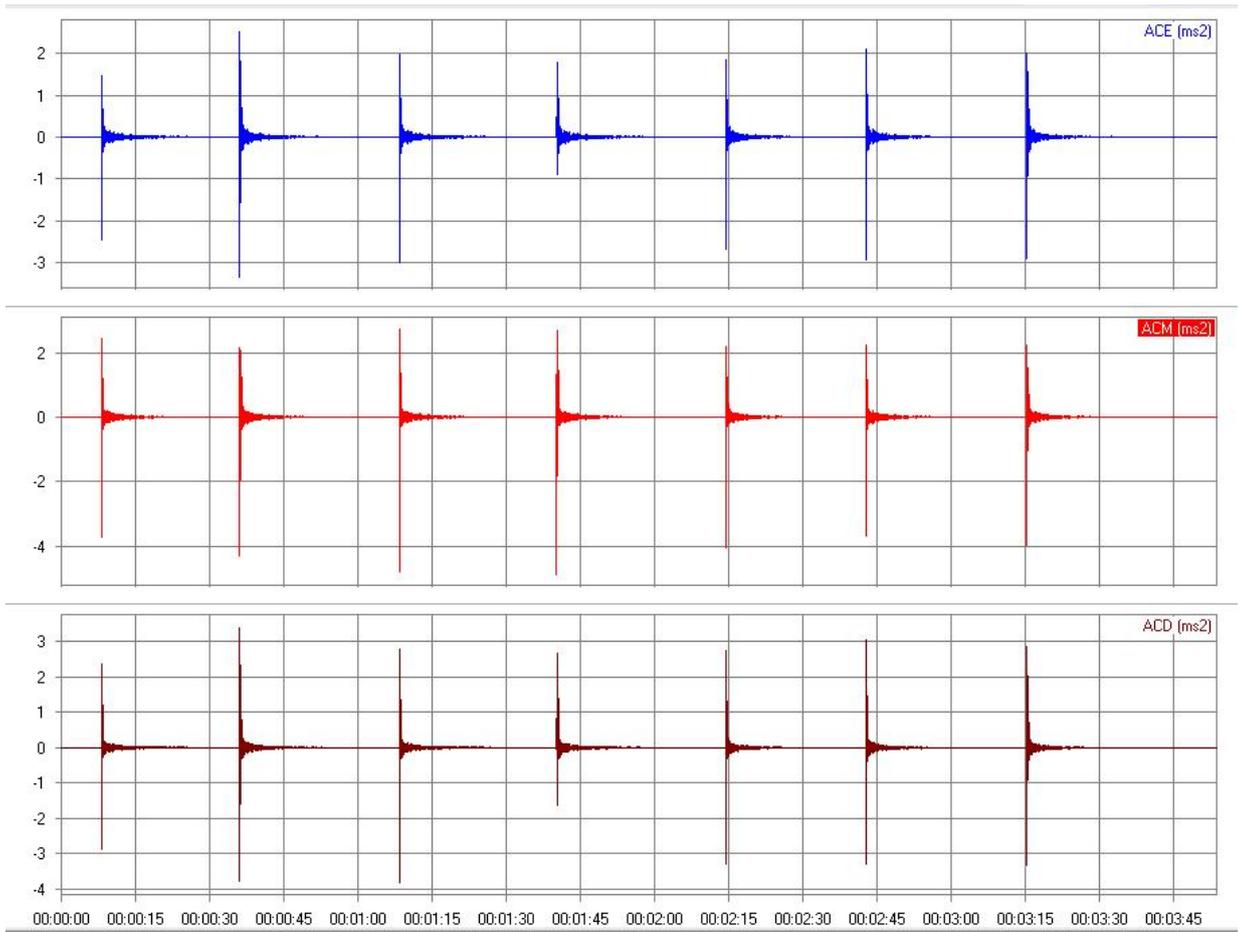


Figura 6-19 – Resposta da estrutura no ensaio de vibração livre.

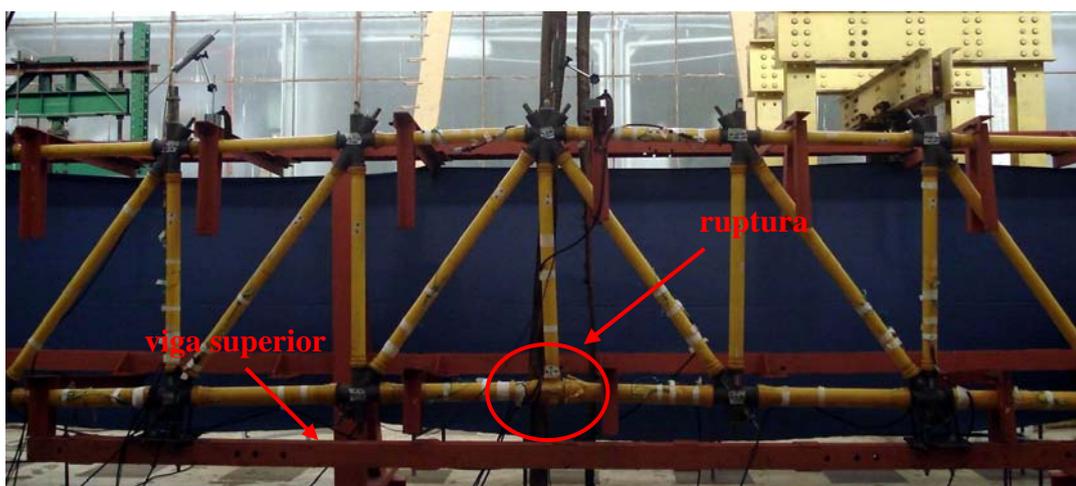


Figura 6-20 – Treliça rompida no banzo inferior sob ação de protensão.



Figura 6-21 – Detalhes da ruptura do banzo inferior.



Figura 6-22 – Treliça rompida no banzo inferior e no banzo superior.



Figura 6-23 – Detalhe da ruptura do banzo superior.



Figura 6-24 – Desmontagem da treliça rompida.

## **6.6 MONTAGEM 2**

### **6.6.1 Montagem por encaixe dos perfis de compósito e nós de aço**

Os tubos rompidos do ensaio anterior foram substituídos e reiniciou-se o processo de montagem da treliça descrito no item 6.3.

### **6.6.2 Protensão inicial da treliça na bancada (protb)**

Para a protensão dos montantes girou-se o torquímetro de 16 quartos de volta e para a protensão das diagonais aplicou-se 12 quartos de volta, com exceção da diagonal D6 em que foram dados 10 quartos de volta.

### **6.6.3 Ensaio de peso próprio + protensão inicial (pp + protb)**

As flechas devidas ao peso próprio e protensão inicial, aplicada com a treliça sobre a bancada, foram de 6,98mm ( $\delta_E$ ); 5,22mm ( $\delta_M$ ) e 4,56mm, ( $\delta_D$ ) (ver tabela 6-2).

#### 6.6.4 Aplicação de protensão no banzo inferior (protint e protf) e instalação do sistema de carga (psc)

Com a treliça sobre os apoios iniciaram-se os ensaios de carregamento precedidos da aplicação da protensão do banzo inferior. Para evitar a ruptura do banzo inferior da treliça devido à aplicação da protensão, optou-se por só aplicar a protensão total nesse elemento com o sistema de carga instalado e liberado. Então, o banzo inferior da treliça foi protendido até 34kN (protint – protensão intermediária), o sistema de carga foi instalado e liberado (aplicação da carga psc) e o banzo inferior foi protendido até 89kN (protf). Os esforços axiais nos tubos de compósito, mais solicitados (BS1, BS2, BI3, BI4, D1a, e D6), e as forças registradas nas células de carga são mostrados na tabela 6-4. O eer's D1 não funcionou. Os esforços axiais em todos os tubos de compósito instrumentados são apresentados no Anexo C.

Tabela 6-4 – Esforços axiais de compressão na Montagem 2.

Sensores e elementos	F (kN)				
	Treliça na bancada	Treliça nos apoios			
	protb	protensão do banzo inferior			
		protb	protint	protint + psc	protf + psc
ccBS	-5,2	-4,6	-4,0	-3,3	-3,1
ccBI	-5,1	-5,9	-33,6	-34,4	-88,8
ccM	-24,4	-25,2	-25,1	-24,5	-24,5
ccD	-10,0	-9,7	-9,7	-10,1	-10,0
BS1	-6,9	-8,1	-11,5	-16,1	-18,0
BS2	-5,1	-6,1	-8,5	-11,3	-12,1
BI3	-5,7	-3,5	-23,0	-19,2	-70,2
BI4	-7,0	-4,7	-36,5	-31,4	-94,4
D1a	-5,9	-8,1	-10,7	-12,0	-13,5
D6	-6,9	-7,8	-9,6	-10,5	-11,0

\* problemas na aquisição

As flechas obtidas em todas as etapas de ensaios são mostradas na tabela 6-5. O flexímetro localizado mais à esquerda da treliça ( $\delta_E$ ) apresentou resultado discrepante de flecha para a protensão intermediária de 34kN no banzo inferior. Este flexímetro também apresentou problema durante a protensão da treliça na Montagem 1.

Tabela 6-5 – Flechas na Montagem 2.

Sensores	Flechas (mm)			
	Treliça nos apoios – protensão do banzo inferior			
	protb	protint	protint+psc	protf+psc
$\delta_E$	7,0	-	-0,9*	-16,7*
$\delta_M$	5,2	-1,4	0,7	-15,4
$\delta_D$	4,6	-1,8	-1,0	-13,9
$\delta_h$	0,1	1,2	1,1	2,1

$\delta$  positivo ( $\downarrow$  e  $\leftarrow$ ); \* sem protint

#### 6.6.5 Ensaio de carregamento (P = psc + pm)

No ensaio de carregamento a carga foi aplicada até 20,5kN e o carregamento foi mantido por 8 minutos (1º carregamento). A treliça foi descarregada e depois recarregada até 24,2kN (2º carregamento). Após 4 minutos de manutenção da carga dos macacos hidráulicos, o banzo superior BS2 rompeu (figura 6-25).

Na tabela 6-6 são apresentados os resultados de esforços axiais de compressão nos elementos mais solicitados e os registros de força nas células de carga devidos ao peso próprio, à protensão final e ao carregamento. Verifica-se que o elemento BS2 rompeu com um esforço axial menor (39,7kN) do que o esforço registrado para o elemento BS1 (57,0kN).

A ruptura do banzo superior ocorreu sob esforço normal de compressão bem inferior à carga de flambagem esperada de 144,5kN (ver item 4.2.1). No entanto, observou-se que, por serem flexíveis, as luvas tubulares de material compósito, de espessura igual a 3mm, não são capazes de impedir a rotação relativa

entre as extremidades do tubo e do nó de aço. Com o carregamento da treliça, a solicitação nas faces de contato passa de pré-compressão centrada (nas etapas de protensão) a compressão excêntrica, podendo chegar a ocorrer a perda de contato em parte da ligação, o que precipitaria a ruptura.

Após a ruptura do banzo superior em BS2, ocorreu redistribuição de esforços na treliça. O nó de aço à direita de BI4 abaixou e o nó seguinte à direita elevou (figura 6-25), acarretando compressão excêntrica nos tubos. Oito minutos após a primeira ruptura, o tubo BI4 também rompeu (figura 6-26). Detalhes dos banzos rompidos são mostrados na figura 6-27.

Na tabela 6-7 são mostradas as flechas e os deslocamentos horizontais devidos ao peso próprio, à protensão final e ao carregamento. O flexímetro  $\delta_E$  não mediu bem na etapa de protensão intermediária (ver tabela 6-5), afetando o valor da flecha total ( $pp + protf + psc + pm$ ). Porém, as flechas devidas apenas ao carregamento ( $pm$ ) foram parecidas nos três flexímetros. Em  $\delta_E$  foi de 34,1mm, em  $\delta_M$  foi de 33,8mm e em  $\delta_D$  foi de 28,3mm.

A figura 6-28 mostra a evolução das flechas medidas no nó central ( $\delta_M$  da figura 6-4) em todas as etapas de ensaio da Montagem 2. Observa-se que os gráficos são lineares a partir da carga de 10kN.

A evolução dos esforços axiais nas barras instrumentadas será apresentada mais adiante, juntamente com os resultados da Montagem 3.



Figura 6-25 – Montagem 2: ruptura do banzo superior em BS2.

Tabela 6-6 – Esforços axiais de compressão na Montagem 2 (pp + prof + P)

Carga P	1º carregamento					2º carregamento				
	4,2	7,2	13,8	18,8	20,6	4,2	10,0	13,6	18,1	24,2
Sensor	F (kN)*									
ccBS	3,1	2,7	2,1	2,1	1,9	3,1	2,3	2,3	2,1	1,9
ccBI	88,8	89,1	90,8	92,7	93,4	88,8	90,0	91,4	92,5	94,7
ccM	24,5	24,1	23,0	21,8	21,4	24,5	23,5	22,8	21,9	20,6
ccD	10,0	10,2	11,1	11,8	12,0	10,0	10,6	11,1	11,6	12,5
BS1	18,0	22,1	32,6	43,4	47,7	18,0	26,8	34,0	43,0	57,0
BS2	12,1	15,1	24,0	30,7	33,5	12,1	18,6	22,8	30,3	<b>39,7</b>
BI3	70,2	65,4	53,5	43,8	40,4	70,2	61,2	55,0	46,3	36,5
BI4	94,4	90,1	77,2	66,1	61,7	94,4	84,6	76,8	67,1	54,6
D1a	13,5	14,5	16,7	19,3	20,3	13,5	15,6	17,3	20,0	23,5
D6	11,0	11,7	14,2	15,8	16,5	11,0	12,7	13,9	15,4	17,6

\*F(kN) são esforços axiais de compressão (sinais negativos foram omitidos); P = psc + pm

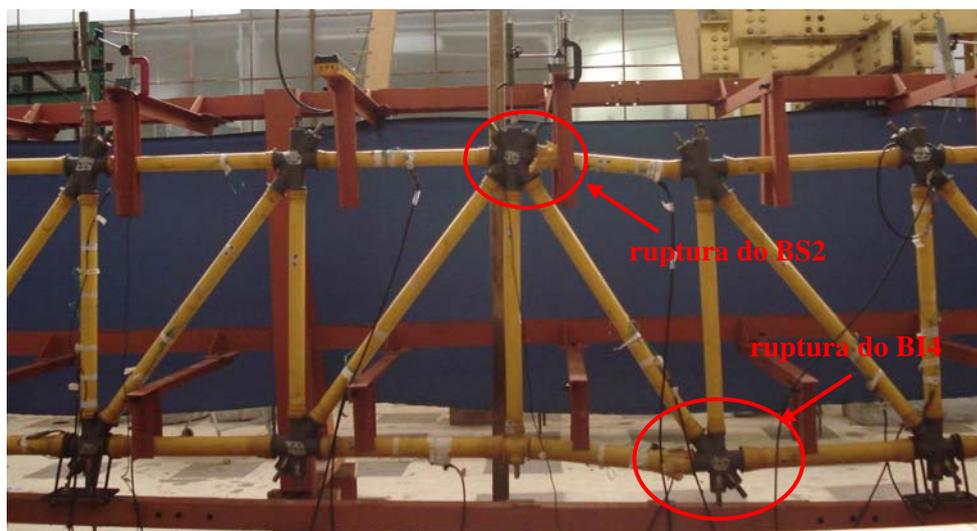


Figura 6-26 – Montagem 2: ruptura do banzo inferior em BI4.

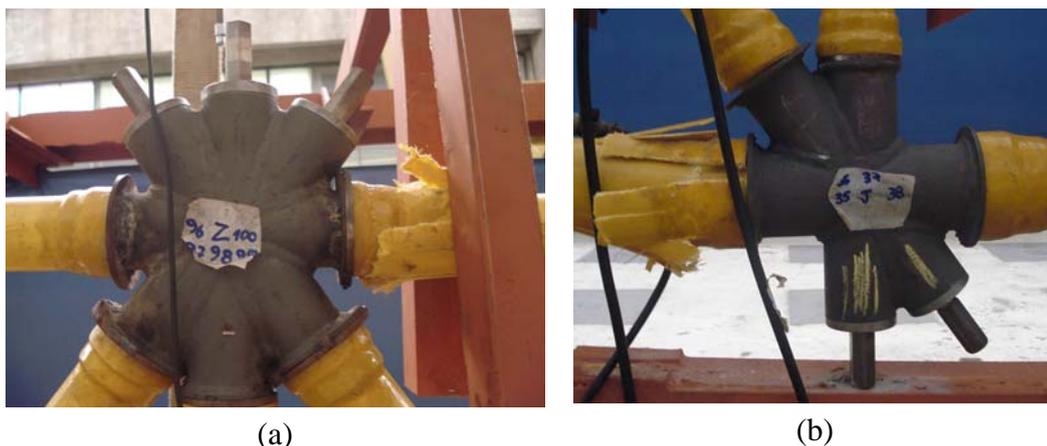


Figura 6-27 – Detalhe dos elementos rompidos após a ruptura de BI4 na Montagem 2: (a) BS2; (b) BI4.

Tabela 6-7 – Flechas na Montagem 2 (pp + prof + psc + pm, onde P = psc + pm).

Carga P (kN)	1º carregamento					2º carregamento				
	4,2	7,2	13,8	18,8	20,6	4,2	10,0	13,6	18,1	24,2
Sensor	$\delta$ (mm)									
$\delta_E$	-16,7*	-33,1	-23,7	-13,7	-10,5	-33,6	-30,5	-17,7	-14,2	0,47
$\delta_M$	-15,4	-15,0	-9,22	1,91	7,97	-15,4	-12,8	-4,24	5,25	18,3
$\delta_D$	-13,9	-13,5	-8,39	-0,83	4,54	-13,9	-10,9	-4,46	3,00	14,4
$\delta_h$	2,07	2,11	2,11	2,13	2,11	2,07	2,04	2,02	2,01	1,97

$\delta$  positivo ( $\downarrow$  e  $\leftarrow$ ); \* sem protint (ver tabela 6-5)

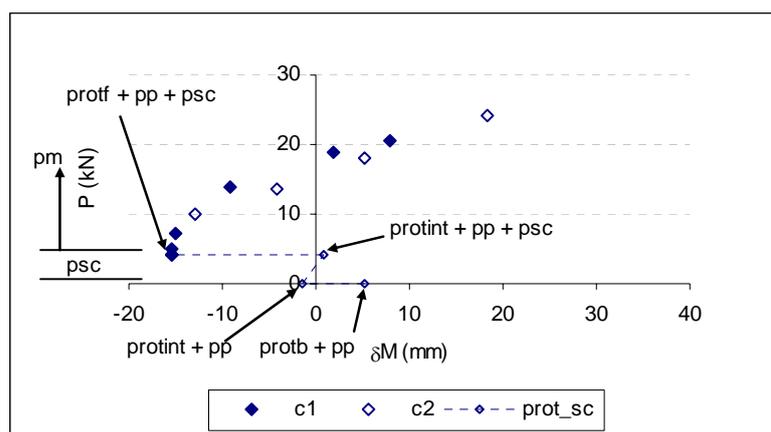


Figura 6-28 – Flechas medidas na Montagem 2 pelo flexímetro central ( $\delta_M$ ).

## 6.7 ENSAIO DE COMPRESSÃO NÃO UNIFORME

Na Montagem 2, a ruptura do banzo superior da treliça ocorreu sob ação de um esforço de compressão bem inferior ao esperado (39,7kN). Isto ocorreu,

possivelmente, porque a flexibilidade das luvas de compósito na ligação tubo de compósito - nó de aço permitiu a diminuição da área de contato do tubo em relação ao nó quando a treliça foi submetida ao carregamento vertical e os tubos passaram a ser solicitados à compressão não uniforme.

Para verificar o comportamento dos tubos de compósito quando solicitados à compressão não uniforme, foram realizados, na prensa Shimatzu do Laboratório de Ensaios Mecânicos da COPPE, ensaios de amostras curtas dos tubos de 59mm x 4,5mm, reforçados nos bordos com cintamento em laminação manual de material compósito.

Foram ensaiadas duas amostras em que a excentricidade aplicada foi de 13mm (ver figuras 6-29 e 6-32). Os dados das amostras e outros detalhes dos ensaios são apresentados no anexo C.

Nas amostras 11 e 12 o carregamento foi aplicado em etapas com a manutenção da cada etapa de carga por quinze minutos. Pretendia-se ainda verificar a ocorrência de fluência da amostra sob compressão não uniforme. O intervalo de quinze minutos foi adotado, pois o banzo superior da treliça na Montagem 2 rompeu com quatro minutos de manutenção da carga. Nos ensaios de tração e protensão (compressão centrada) apresentados no Capítulo 3, o material compósito pultrudado não sofreu fluência. Os gráficos de carga x tempo dos ensaios das amostras 11 e 12 são mostrados nas figuras 6-30 e 6-33 e os gráficos de deslocamento x tempo são apresentados nas figuras 6-31 e 6-34. Pelos resultados dos gráficos de deslocamento x tempo verifica-se que também não houve fluência no ensaio de compressão não uniforme, sem imposição de cisalhamento.

A tabela 6-8 apresenta as dimensões das amostras, as cargas de ruptura e as tensões máximas e mínimas, experimentais e teóricas, obtidas. As tensões experimentais foram obtidas a partir das medidas dos extensômetros multiplicadas pelo módulo de elasticidade aparente médio do tubo, obtido experimentalmente e já apresentado no Capítulo 3. As tensões teóricas foram obtidas do cálculo elástico, considerando a interação entre esforço normal e momento fletor. A amostra 11 rompeu por compressão do tubo logo abaixo do reforço do bordo superior, com carga de 99,8kN e tensão máxima de compressão de 192,8MPa. Essa ruptura de

extremidade foi semelhante à ruptura do tubo BS2 na Montagem 2 (ver figura 6-29). A amostra 12 rompeu por cisalhamento do reforço do bordo superior, com carga de 101,8kN e tensão máxima de compressão de 228,6MPa. A tensão máxima de compressão experimental da amostra 12 apresentou boa correlação com o resultado teórico e os resultados da amostra 11 tiveram alguma discrepância, que pode ser atribuída a eventuais imperfeições no corte da peça. Os gráficos de tensão x carga obtidos nos dois ensaios (figuras 6-35 e 6-36) mostram que não houve redistribuição de tensões e que a ruptura foi frágil.

O valor médio das tensões máximas obtidas nos dois ensaios, considerando o esforço normal e o momento fletor atuantes, foi de 210,7MPa que corresponde a 96% do valor de tensão média obtida para tubos semelhantes submetidos à compressão centrada (218,5MPa). Para a carga média de ruptura (igual a 100,8kN, para a excentricidade de 13mm adotada), houve uma redução de 40% em relação ao valor obtido no ensaio de compressão centrada.

O ensaio de compressão excêntrica realizado não impôs cisalhamento na amostra, ao contrário do que ocorre nas ligações tubo-nó que estão sujeitas aos esforços de flexão simples além da compressão axial. A interação entre compressão excêntrica e cisalhamento pode acarretar redução de resistência à compressão já que em ambos os casos a matriz polimérica tem um papel importante na resistência.

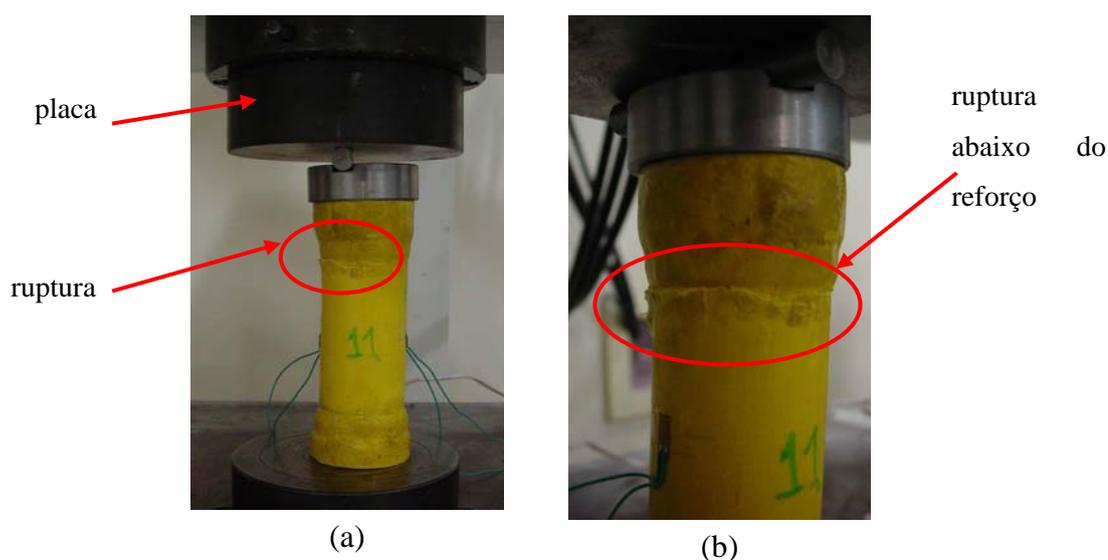


Figura 6-29 – Amostra 11 rompida: (a) na prensa; (b) detalhes da ruptura.

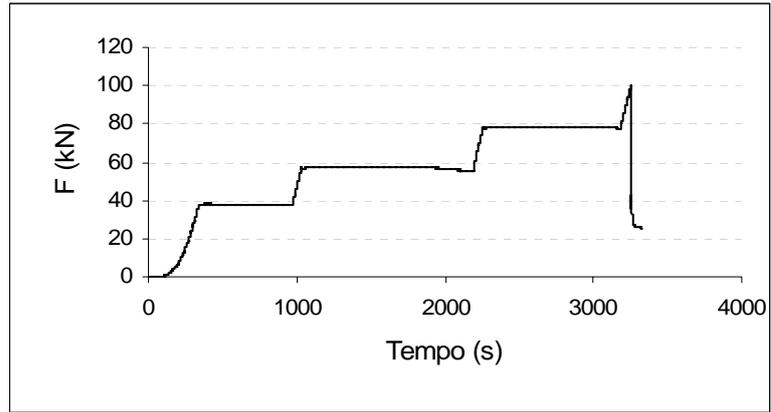


Figura 6-30 – Gráfico de carga x tempo da amostra 11.

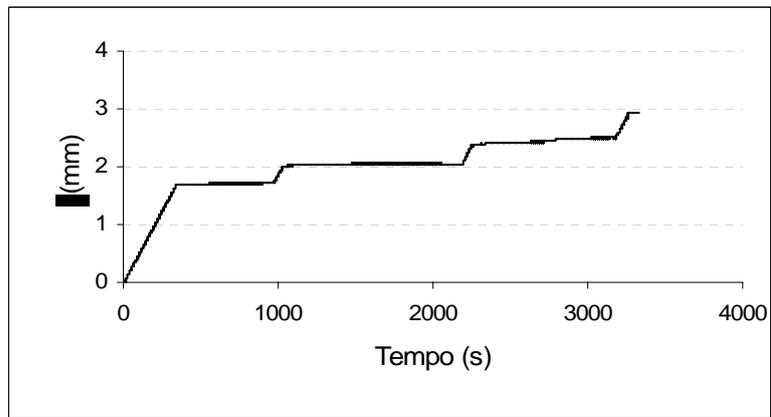


Figura 6-31 – Gráfico de deslocamento x tempo da amostra 11.

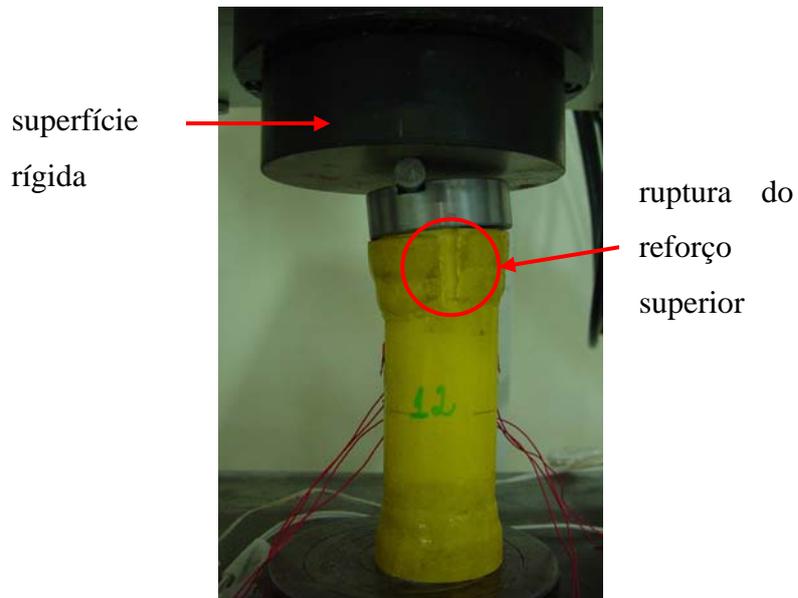


Figura 6-32 – Amostra 12 rompida na prensa.

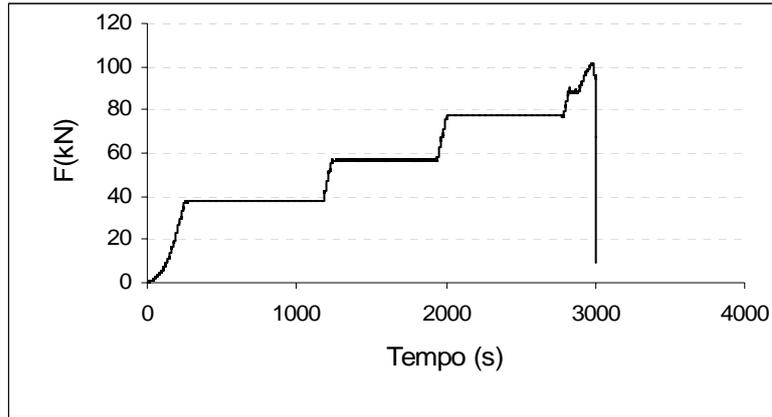


Figura 6-33 – Gráfico de carga x tempo da amostra 12.

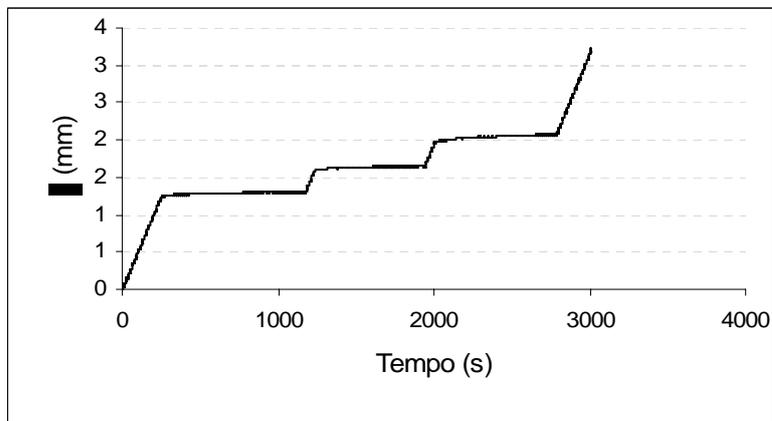


Figura 6-34 – Gráfico de deslocamento x tempo da amostra 12.

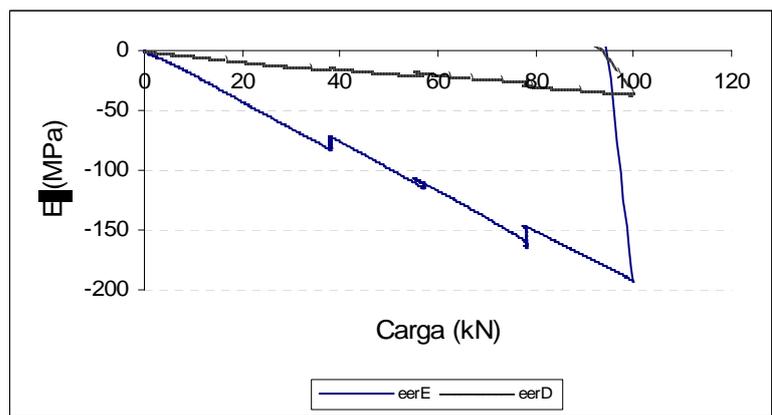


Figura 6-35 – Gráfico de tensão x carga da amostra 11.

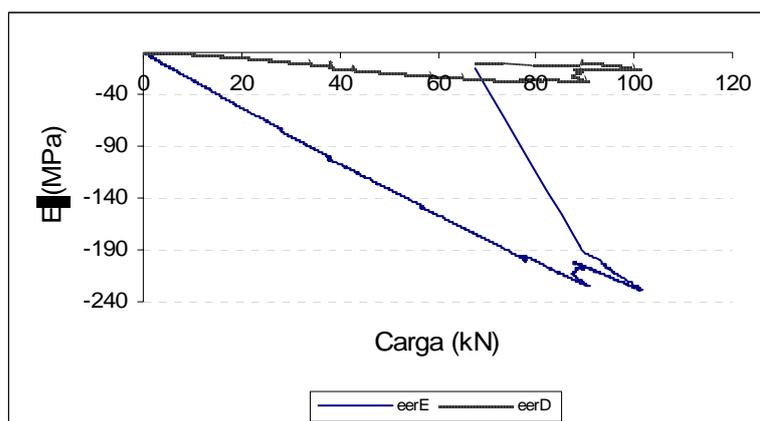


Figura 6-36 – Gráfico de tensão x carga da amostra 12.

Tabela 6-8 – Cargas de ruptura e tensões nas amostras sob compressão excêntrica.

Amostra	$\phi_{ext}$ (mm)	t(mm)	$P_{rup}$ (kN)	$f_{exp}$ (MPa)		$f_{teórica}$ (MPa)	
				mínimo	máximo	mínimo	máximo
11	59,8	4,6	99,8	-192,8	-36,1	-225,4	3,6
12	60,5	4,9	101,8	-228,6	-27,8	-242,9	3,9

## 6.8 ENSAIO DE LIGAÇÕES COM JAQUETAS DE AÇO

Visando a aumentar o grau de engastamento entre os nós de aço e os tubos de compósito e assim obter cargas de ruptura maiores para a treliça, um novo tipo de ligação foi projetado e ensaiado na prensa Shimatzu do Laboratório de Ensaios Mecânicos da COPPE. A jaqueta de aço é formada por um pescoço em uma das extremidades, que se encaixa no nó de aço, e por dois tubos soldados a um flange na outra extremidade. Entre os dois tubos se encaixa o tubo de compósito (figura 6-37).

Foram ensaiadas duas amostras (figuras 6-38 e 6-39) dos tubos de 59mm x 4,5mm com a jaqueta de aço. Os dados das amostras são apresentados na tabela 6-9. Para que a carga da prensa fosse aplicada na seção transversal do tubo, utilizou-se um tubo de aço apoiado no flange da jaqueta (figura 6-37). Os tubos de compósito foram instrumentados com dois extensômetros elétricos de resistência (eer's) na altura média da amostra e em posições opostas.

As duas amostras romperam na parte central do tubo. As tensões de ruptura e os módulos de elasticidade longitudinal obtidos são mostrados na tabela 6-10. Na curvas de carga x deslocamentos da amostra 1 (figura 6-40) verifica-se a ruptura frágil do material. Os resultados de tensão de ruptura obtidos para as amostras com jaquetas de aço foram bastante semelhantes aos resultados obtidos para os tubos com cintamento em laminação manual de material compósito.

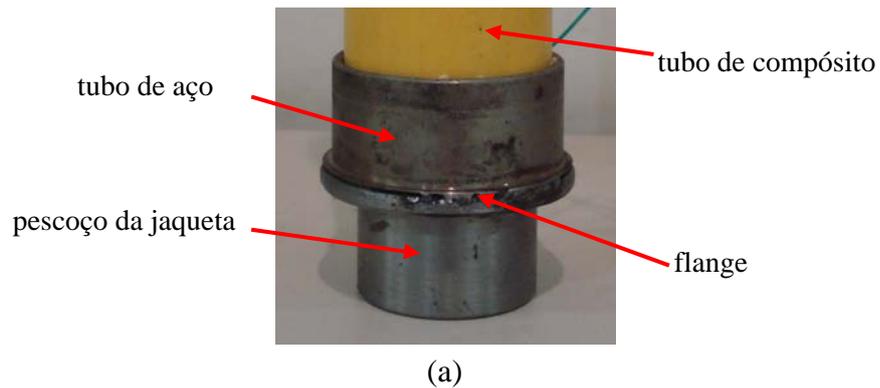


Figura 6-37 – Detalhe da jaqueta de aço.

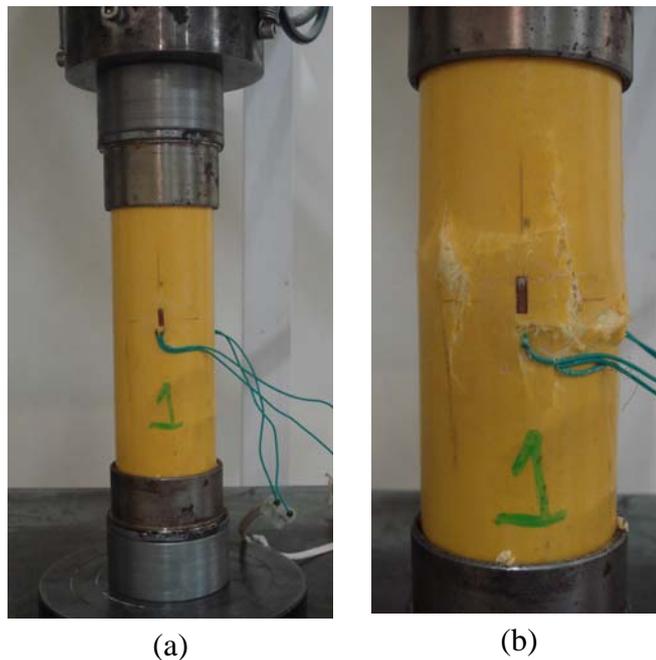


Figura 6-38 – Amostra 1: (a) na prensa; (b) rompida.



Figura 6-39 – Amostra 2: (a) na prensa; (b) rompida

Tabela 6-9 – Dados das amostras -  $D_{ext} = 59\text{mm}$ .

Amostra	$t_{méd}$ (mm)	$\phi_{méd}$ (mm)	A (mm <sup>2</sup> )	H (mm)
1	4,5	59,3	771	200
2	4,6	59,8	799	200

Tabela 6-10 – Tensões de ruptura e módulos de elasticidade -  $D_{ext} = 59\text{mm}$ .

Amostra	$\sigma_{ruptura}$ (MPa)	E (GPa)
1	229,7	23,9
2	204,5	23,2
Média	217,1	23,5
Desvio padrão	12,6	0,3

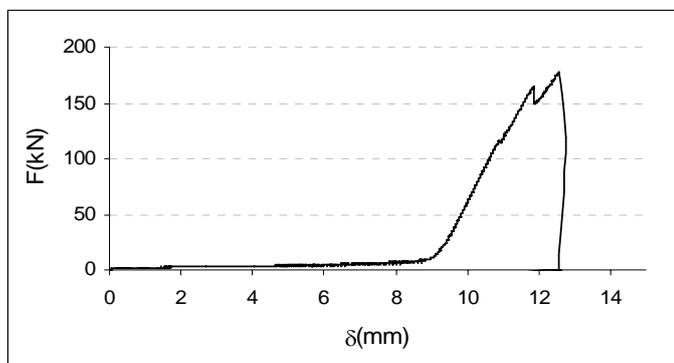


Figura 6-40 – Gráfico de carga x deslocamento da amostra 1.

## 6.9 MONTAGEM 3

### 6.9.1 Montagem por encaixe dos perfis de compósito e nós de aço

Na Montagem 3 foram adotados três tipos de ligações: com jaqueta de aço, com luva de aço e com luva de compósito, conforme a figura 6-41. O ideal seria ter usado jaqueta de aço em todas as ligações dos banzos superior e inferior, mas devido ao curto espaço de tempo para fabricar as peças e ensaiar a treliça, se optou pela adoção das jaquetas de aço apenas nas ligações dos tubos centrais dos banzos superior e inferior. Nos tubos adjacentes àqueles com jaqueta utilizou-se luva de aço em dois nós à esquerda e à direita e nos demais nós se utilizou luva de compósito como nas montagens anteriores. A treliça ensaiada é apresentada na figura 6-42.

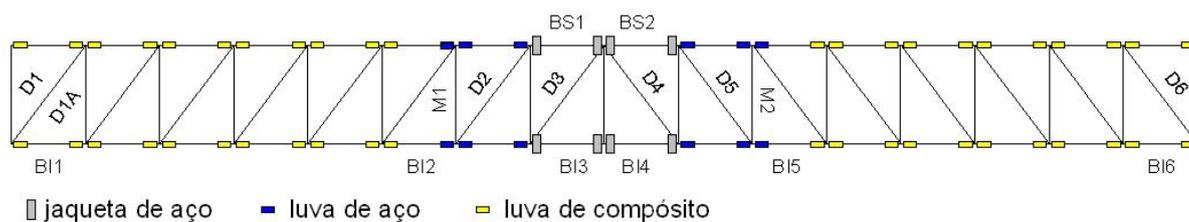


Figura 6-41 – Ligações adotadas na Montagem 3.



Figura 6-42 – Montagem 3: carregamento da estrutura.

### **6.9.2 Protensão inicial da treliça na bancada (protb)**

Na bancada os montantes foram protendidos com 30 quartos de volta do torquímetro e as diagonais foram protendidas com 15 quartos de volta, com exceção da diagonal D6 em que foram dados 18 quartos de volta. O banzo superior foi protendido com 8kN e o banzo inferior foi protendido com 13kN.

As células de carga dos banzos inferior e superior não funcionaram. Então, as protensões foram controladas pelos eer's colocados nos tubos de compósito. Essas células de carga foram fabricadas para a realização dos ensaios de painel. O envelhecimento precoce do adesivo utilizado para colar os extensômetros parece ter sido a causa do não funcionamento dos extensômetros, que estavam protegidos apenas por resina.

### **6.9.3 Ensaio de peso próprio + protensão inicial (pp + protb)**

As flechas devidas ao peso próprio e protensão inicial, aplicada com a treliça sobre a bancada, foram de -4,7mm ( $\delta_E$ ); -4,6mm ( $\delta_M$ ) e -4,5mm, ( $\delta_D$ ) (ver tabela).

### **6.9.4 Aplicação de protensão no banzo inferior (protint e prof) e instalação do sistema de carga (psc)**

A protensão total do banzo inferior só foi dada com o sistema de carga instalado e liberado. Então, com a treliça sobre os apoios, o banzo inferior foi protendido até 76kN (protint), o sistema de carregamento foi instalado e liberado e banzo inferior foi protendido até 111kN (prof). Os esforços axiais nos tubos de compósito, mais solicitados (BS2, BI3, BI4 e D1méd), e as forças registradas nas células de carga são mostrados na tabela 6-11. Os eer's de BS1 não mediram bem durante os ensaios de protensão, foram substituídos e funcionaram no ensaio de carregamento. Os eer's BI5 não mediram bem e suas medidas foram descartadas.

Os esforços axiais em todos os tubos de compósito instrumentados são apresentados no Anexo C.

As flechas obtidas em todas as etapas de ensaios são mostradas na tabela 6-12.

Tabela 6-11 – Esforços axiais de compressão na Montagem3 (pp+protensão).

Sensores	F (kN)				
	Treliça na bancada	Treliça nos apoios			
	protb	protensão do banzo inferior			
		protb	protint	protint + psc	protf + psc
ccM	-23,90	-23,97	-23,67	-22,97	-22,68
ccD	-8,53	-8,18	-8,53	-7,94	-6,51
BS2	-7,77	-9,76	-7,84	-14,93	-16,16
BI3	-16,00	-11,46	-85,46	-77,35	-124,24
BI4	-13,22	-8,68	-69,50	-75,16	-115,15
médD1	-17,31	-18,92	-18,26	-20,24	-20,52

Tabela 6-12 – Flechas na Montagem 3.

Sensores	Flechas (mm)			
	Treliça nos apoios – protensão do banzo inferior			
	protb	protint	protint+psc	protf+psc
$\delta_E$	4,7	-21,8	-14,7	-25,3
$\delta_M$	4,6	-23,1	-15,4	-24,3
$\delta_D$	4,5	-21,0	-14,2	-22,6

$\delta$  positivo ( $\downarrow$ )

### 6.9.5 Ensaio de carregamento (P = psc + pm)

A treliça foi carregada até 22,2kN, descarregada, recarregada até 22,6kN, descarregada e carregada até 32,9kN, quando ocorreu a ruptura do banzo superior na região de momento máximo da viga (figura 6-43). A ruptura da treliça ocorreu na extremidade esquerda do tubo de compósito adjacente a BS2 (ver a Fig. 6.38), a qual estava sem jaqueta metálica e com luva de aço. A carga de ruptura obtida foi 35% maior do que a carga de ruptura obtida na Montagem 2 (24,3kN).

As jaquetas de aço foram concebidas com o intuito de aumentarem o grau de engastamento dos tubos nos nós da treliça, restringindo a rotação relativa entre o tubo de compósito e o nó de aço. Além disso, o flange de aço soldado aos dois tubos da jaqueta, entre os quais é inserido o tubo de compósito distribui melhor os esforços axiais na seção transversal do tubo de compósito, que passa a suportar cargas maiores. As figuras 6-44a, 6-44b e 6-44c mostram três nós adjacentes do banzo superior da treliça, após a ruptura. Verifica-se que os tubos de compósito com jaqueta continuaram encaixados nos nós (figuras 6-44a e 6-44b) e que o mesmo não ocorreu no tubo sem jaqueta (6-44c).

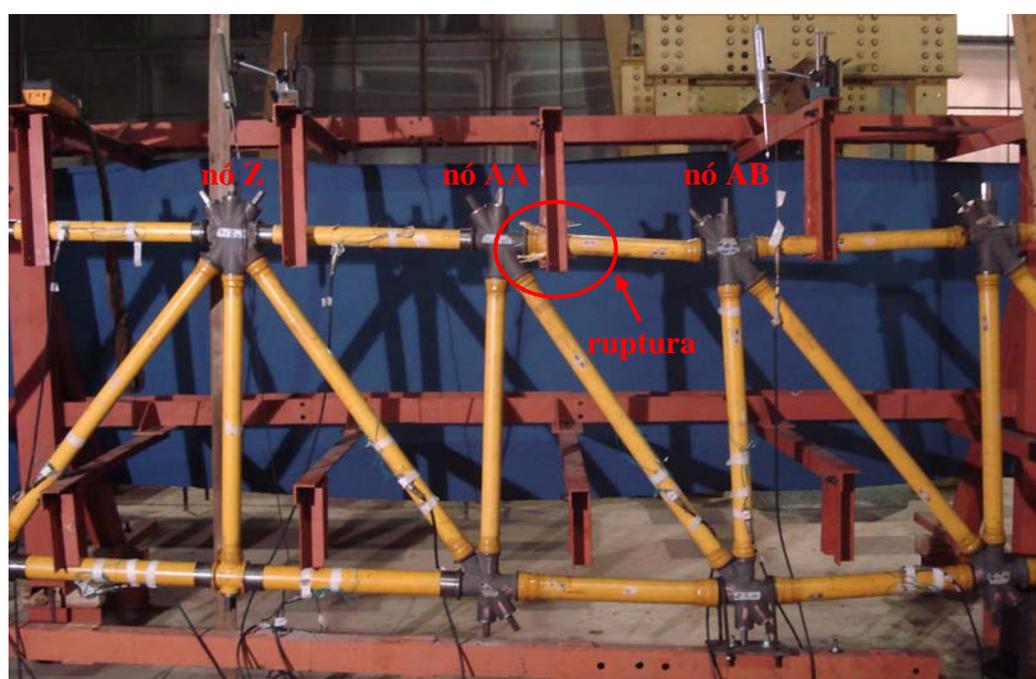


Figura 6-43 – Montagem 3: ruptura do tubo do banzo superior à direita de BS2.

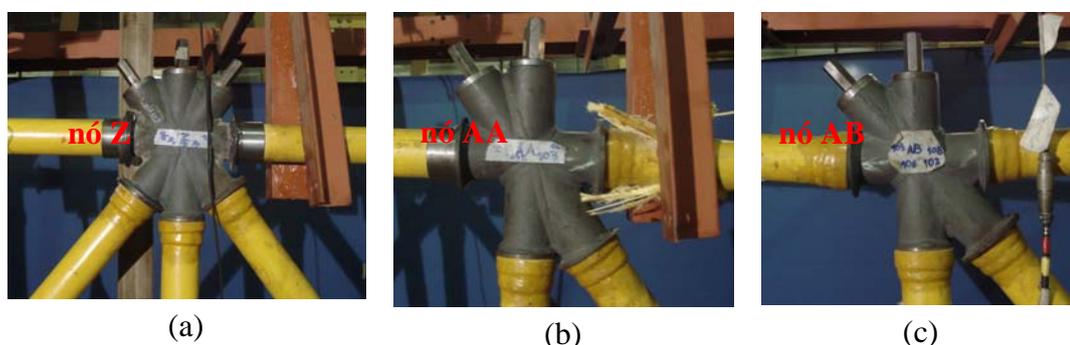


Figura 6-44 – Detalhes dos nós da treliça após a ruptura da Montagem 3: (a) e (b) tubos com jaqueta encaixados nos nós; (c) tubo descaixado.

Na tabela 6-11 são apresentados os resultados de esforços axiais de compressão nos elementos mais solicitados (BS1, BS2, BI3, BI4, D1 e D6) e os registros de força nas células de carga devidos ao peso próprio, à protensão final e aos ciclos de carregamento 1, 2, 3 e 5. Os resultados dos esforços axiais de compressão em todos os elementos nos cinco ciclos de carregamento realizados são apresentados no Anexo C.

Na tabela 6-14 são mostradas as flechas e os deslocamentos horizontais devidos ao peso próprio, à protensão final e ao carregamento. As flechas devidas apenas ao carregamento (pm) foram de -39,6mm ( $\delta_E$ ), -69,6mm ( $\delta_M$ ) e de -44,9mm ( $\delta_D$ ). No início do 3º carregamento ocorreu deslizamento no apoio de primeiro gênero da treliça o qual deslocou-se 7,8mm para a direita e com isso a treliça desceu 4,9mm no centro do vão.

As figuras 6-45, 6-46 e 6-47 mostram a evolução das flechas ( $\delta_E$ ,  $\delta_M$  e  $\delta_D$ ) registradas pelos flexímetros durante os ensaios da Montagem 3: aplicação de protensão e instalação do sistema de carga (prot\_sc), cinco etapas de carregamento (2\_c1, 2\_c2, 3\_c1, 3\_c2 e 3\_c3) e quatro etapas de descarregamento (2\_d1, 2\_d2, 3\_d1, 3\_d2). Observa-se que para os menores valores de P há uma grande dispersão nos valores de flecha. Para valores maiores de P as flechas obtidas nos vários ciclos de carga são parecidas.

A Montagem 3 mostrou a viabilidade e a eficiência na utilização de ligações com jaquetas de aço. Espera-se que, utilizando-se jaquetas de aço em todos os nós, a carga de ruptura P da treliça seja ainda maior e que as flechas diminuam. As luvas de aço se mostraram mais eficientes do que as luvas de compósito.

Tabela 6-13 – Esforços axiais de compressão (pp + prof + P)

Carga P* (kN)	1º carregamento			2º carregamento		3º carregamento			5º carregamento		
	4,2	10,6	22,2	6,3	22,6	5,6	25,8	10,2	4,3	10,9	32,9
Sensor	F(kN), esforços de compressão										
ccM	22,7	22,2	19,9	22,8	20,5	23,2	19,9	22,6	23,5	22,9	19,2
ccD	6,5	5,9	4,1	6,4	4,1	6,5	3,5	5,9	6,4	5,5	3,0
BS1**	-	12,0	40,9	7,5	42,5	6,2	48,5	13,3	7,7	17,7	67,8
BS2	16,2	23,1	46,9	17,4	47,8	16,6	54,7	22,5	17,8	28,6	70,0
BI3	124,2	118,0	90,2	122,6	89,1	124,2	83,6	116,3	121,9	110,3	68,9
BI4	115,2	109,2	84,2	114,5	83,8	115,9	79,2	110,2	114,7	103,7	66,5
médD1	20,5	22,0	28,3	20,9	28,7	20,5	29,5	22,2	21,0	23,3	33,4
D6	7,6	9,2	13,1	7,8	13,1	7,5	14,3	8,6	7,9	10,2	16,3

\* P = psc + carga do macaco; \*\* esforços devidos ao carregamento P apenas

Tabela 6-14 – Flechas na Montagem 3 (pp + prof + psc + carga do macaco).

Carga P*	1º carregamento			2º carregamento		3º carregamento			5º carregamento		
	4,2	10,6	22,2	6,3	22,6	5,6	25,8	10,2	4,3	10,9	32,9
Sensor	$\delta$ (mm)										
$\delta_E$	-25,3	-20,5	-0,31	-21,1	0,5	-23,0	3,6	-15,1	-19,5	-14,4	14,3
$\delta_M$	-24,3	-18,2	9,8	-16,9	10,6	-19,4	19,3	-5,9	-11,8	-8,1	45,3
$\delta_D$	-22,6	-18,5	1,4	-15,4	0,6	-17,7	8,8	-5,3	-8,8	-7,7	22,3
$\delta_h^{**}$	-	-0,0	0,1	0,6	0,6	<b>-7,7</b>	-4,8	-4,8	-4,1	-4,2	-2,7

$\delta$  positivo ( $\downarrow$ ); \* P = psc + carga do macaco; \*\* flechas devidas ao carregamento apenas

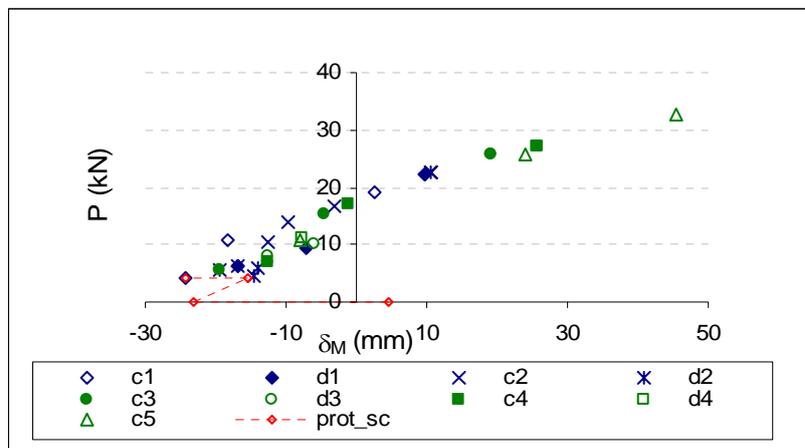


Figura 6-45 – Flechas medidas na Montagem 3 – flexímetro à esquerda.

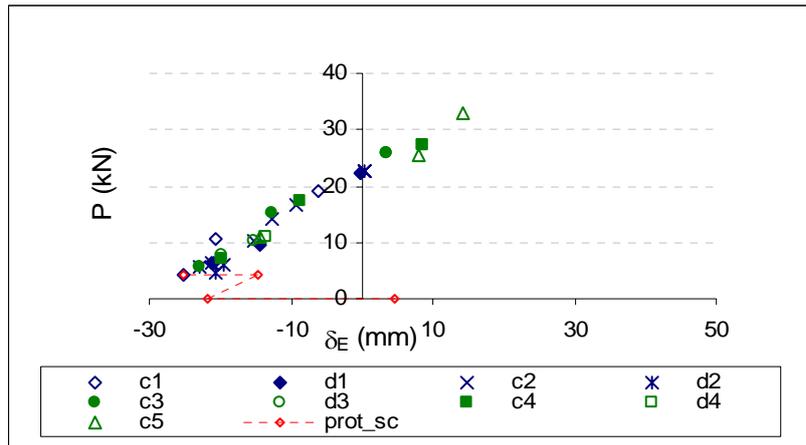


Figura 6-46 – Flechas medidas na Montagem 3 – flexímetro central.

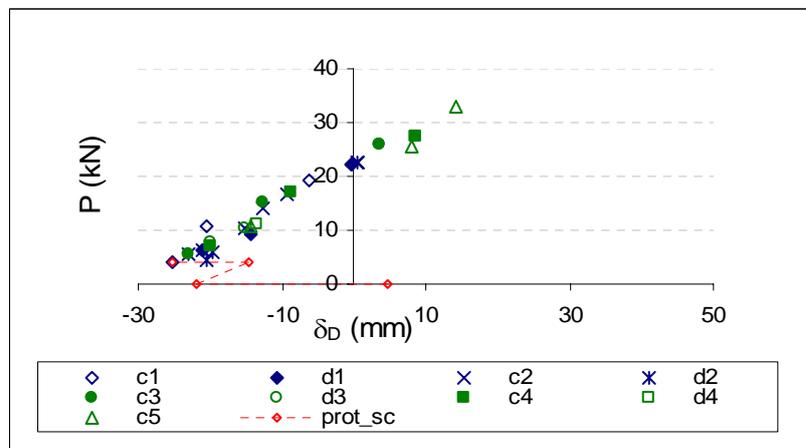


Figura 6-47 – Flechas medidas na Montagem 3 – flexímetro à direita.

## 6.10 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS

### 6.10.1 Flechas

Na tabela 6-15 são comparadas as flechas medidas pelo flexímetro central ( $\delta_M$ ) nas três montagens realizadas, devidas ao peso próprio e protensão inicial ( $pp + protb$ ) e à carga do macaco ( $pm$ ). Nas Montagens 2 e 3 as flechas devidas à protensão na bancada ( $protb$ ) e ao peso próprio ( $pp$ ) foram bem parecidas, mas diferiram da flecha obtida na Montagem 1, que foi maior. Os valores de flecha para  $pm = 20kN$ , na tabela 6-15, consideram apenas a ação da carga do macaco (sem peso próprio, protensão etc). Verifica-se uma boa correlação entre os valores obtidos nas Montagens 2 e 3.

Tabela 6-15 – Flechas obtidas nas montagens 1, 2 e 3.

Ensaio	$\delta_M$ (mm)		
	Montagem 1	Montagem 2	Montagem 3
protb + pp	16,3	5,2	4,6
pm = 20,0kN	-	33,7*	38,7**

$\delta$  positivo ( $\downarrow$ );\*carregamento 2; \*\* carregamento 3

### 6.10.2 Esforços axiais

As figuras 6-48 a 6-61 comparam os esforços axiais de compressão nos tubos de compósito obtidos nas montagens 2 e 3 (Mt2 e Mt3) nos ensaios de protensão e com a instalação do sistema de carga (prot\_sc) e nas etapas de carregamento e descarregamento. Na Montagem 2 foram realizados dois carregamentos (c1 e c2). Na Montagem 3 foram realizados cinco carregamentos (c1, c2, c3, c4 e c5) e quatro descarregamentos (d1, d2, d3 e d4). Verifica-se que os níveis de protensão instalados na treliça foram diferentes nas duas montagens, mas os esforços internos gerados pela aplicação do carregamento vertical foram bastante semelhantes. Nestes ensaios também se verifica o comportamento linear da estrutura. Observa-se ainda que os elementos BI1, BI6, D2, D3, D4 e D5 praticamente não apresentam variação de esforço normal com ação da carga vertical.

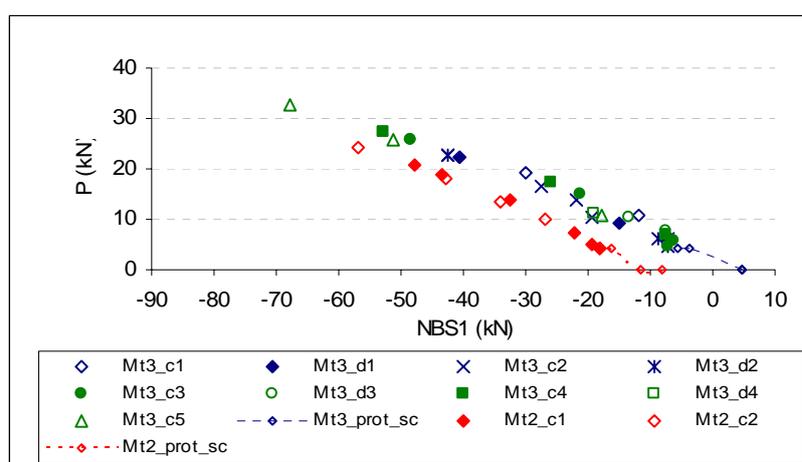


Figura 6-48 – Esforços axiais no banzo superior 1 – montagens 2 e 3.

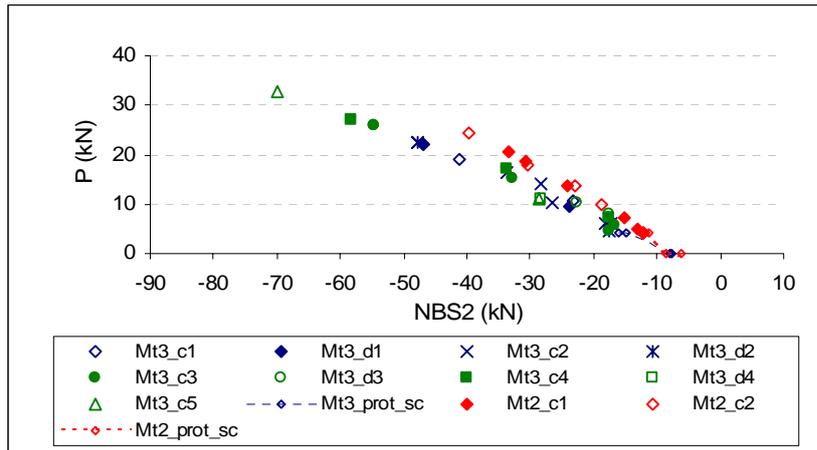


Figura 6-49 – Esforços axiais no banzo superior 2 – montagens 2 e 3.

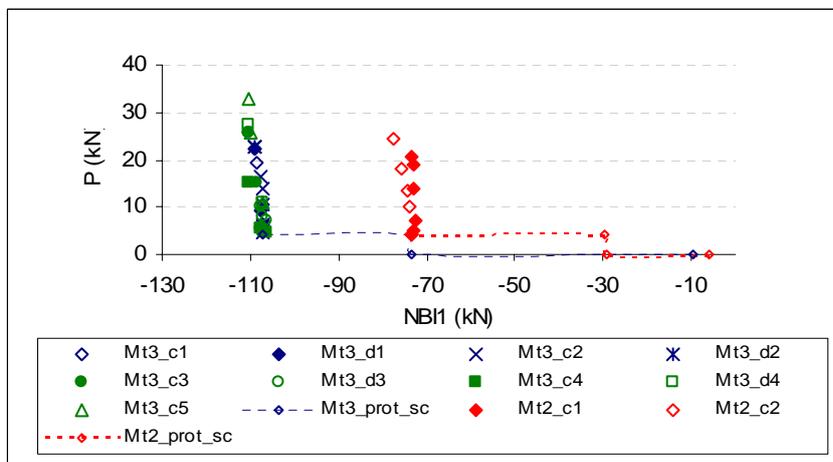


Figura 6-50 – Esforços axiais no banzo inferior 1 – montagens 2 e 3.

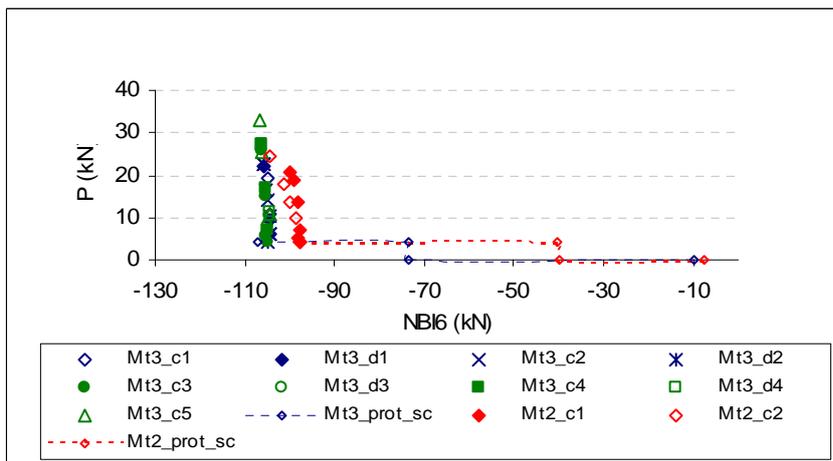


Figura 6-51 – Esforços axiais no banzo inferior 6 – montagens 2 e 3.



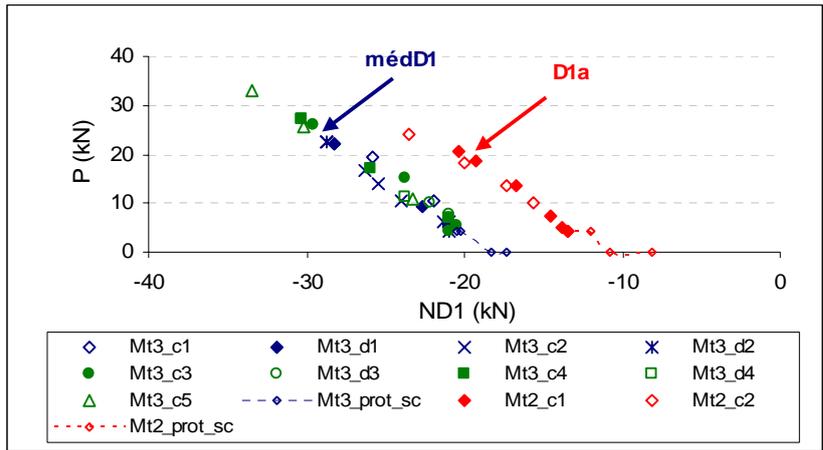


Figura 6-55 – Esforços axiais na diagonal 1 – montagens 2 e 3.

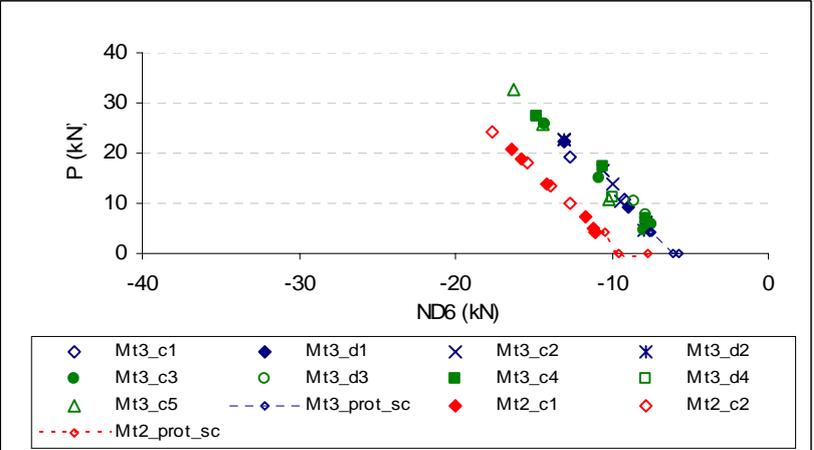


Figura 6-56 – Esforços axiais na diagonal 6 – montagens 2 e 3.

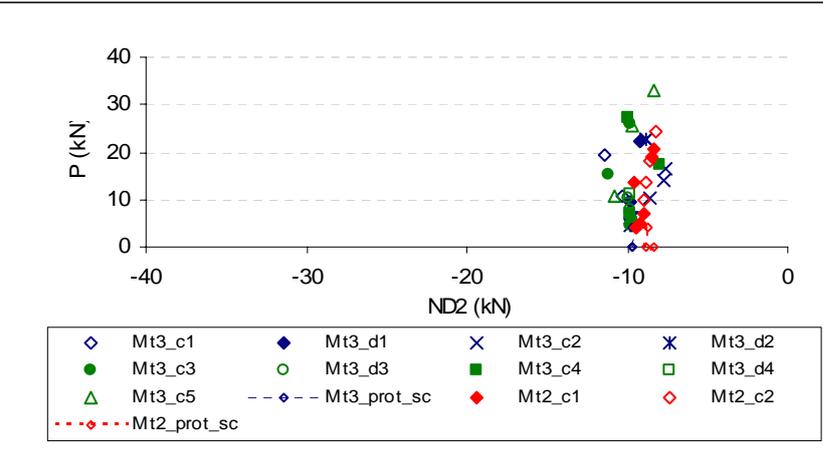


Figura 6-57 – Esforços axiais na diagonal 2 – montagens 2 e 3.

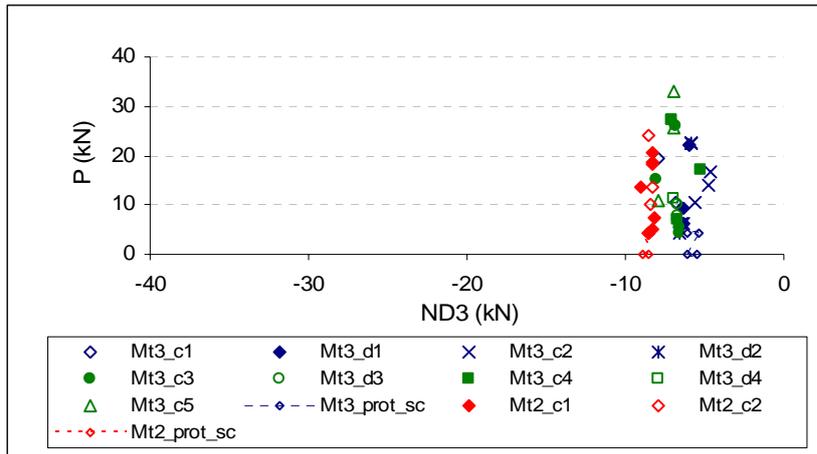


Figura 6-58 – Esforços axiais na diagonal 3 – montagens 2 e 3.

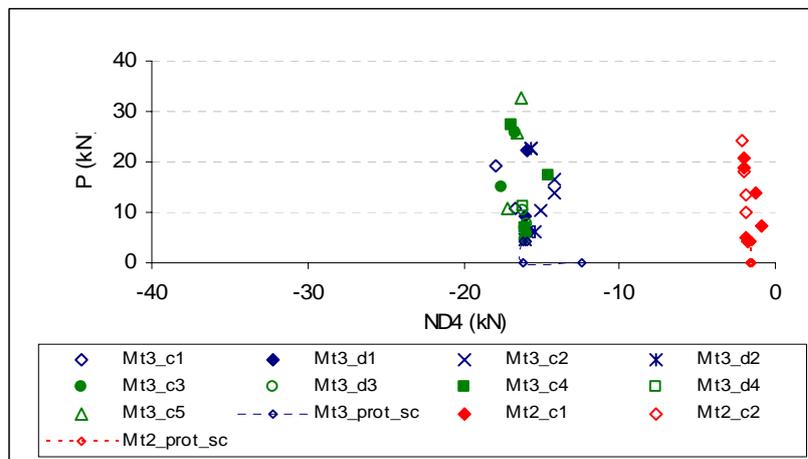


Figura 6-59 – Esforços axiais na diagonal 4 – montagens 2 e 3.

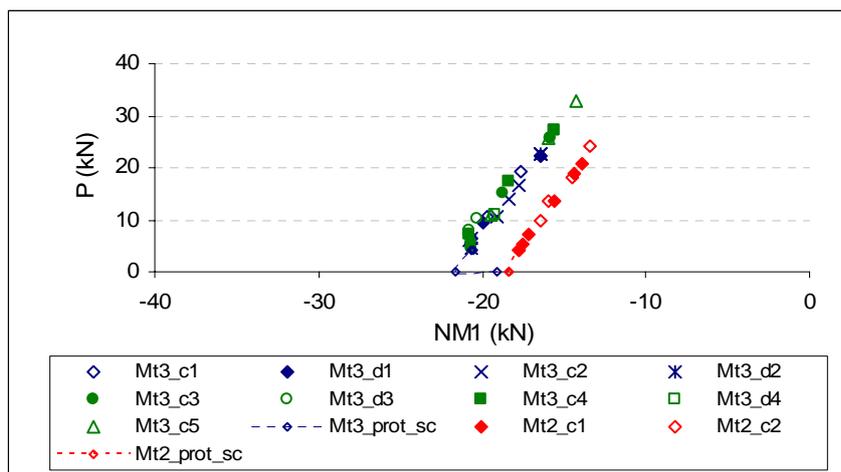


Figura 6-60 – Esforços axiais no montante 1 – montagens 2 e 3.

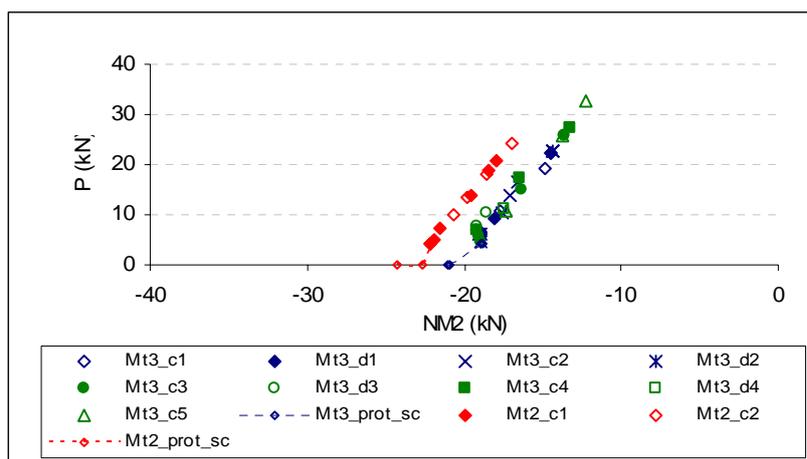


Figura 6-61 – Esforços axiais no montante 2 – montagens 2 e 3.

### 6.10.3 Esforços axiais de ruptura

A tabela 6-16 apresenta os esforços axiais de ruptura encontrados para os tubos de compósito com diâmetro externo de 59 milímetros, utilizados na diagonal, montante e banzo superior.

Tabela 6-16 – Esforços axiais no tubo de compósito ( $D_{ext} = 59\text{mm}$ ).

Ensaio	Tipo de ensaio	Reforço de extremidade	Local e tipo de ruptura	$N_{ruptura}$ (kN)	Sensores utilizados
1	tubo curto na prensa sob compressão centrada	cintamento em compósito	centro do tubo	169	célula de carga
2		jaqueta		167	
3	tubo curto na prensa sob compressão excêntrica	cintamento em compósito	transição do tubo com e sem reforço	100	
4	tubo da diagonal nos ensaios de viga em balanço	cintamento e luva em compósito	flambagem por flexão	82	eer's
5	tubo do banzo superior na Montagem 2	cintamento e luva em compósito	transição do tubo c/ e s/ reforço	40 (57)	
6	tubo do banzo superior na Montagem 3	cintamento em compósito e luva de aço	transição do tubo c/ e s/ reforço	70	eer's do tubo BS2, adjacente ao que rompeu

Nos ensaios realizados na prensa (ensaios 1, 2 e 3 da tabela 6-16), os tubos têm suas extremidades em contato com superfícies que se movimentam apenas na direção axial do tubo, configurando uma condição de contorno ideal. Nos ensaios de estruturas (ensaios 4, 5 e 6 da tabela 6-16), os desvios geométricos inerentes aos processos de fabricação e montagem são aumentados com o desenvolvimento da configuração deformada, por flexão global da viga-treliça, sob carga crescente, promovendo grandes deslocamentos relativos entre os nós, afastando-os da linha da deformada natural dos banzos, tal como mostra a figura 6-62.

Se as ligações são rígidas (figura 6-62b), as barras se deformam por flexão introduzindo momentos fletores. Teoricamente, estas ligações por contato pré-comprimidas funcionariam comprimidas, desde que houvesse compressão em toda a área de contato de modo que a ação dos momentos fletores seria de descompressão parcial da seção. Entretanto, devido às pequenas imperfeições de fabricação, tais como folgas, eventualmente existentes nas luvas por ser o diâmetro interno do tubo de compósito irregular, e empenamento do flange do nó de aço para apoio do tubo de compósito, a pressão de contato na ligação tubo-nó, quando se aplica a protensão, não se dá de modo uniforme.

Com a aplicação de elevada protensão no banzo inferior e do carregamento vertical, ocorre flexão do conjunto da treliça e acentua-se a compressão não-uniforme na ligação, podendo gerar grandes rotações relativas na ligação e a rotação do nó (figura 6-62c).

Nos ensaios de viga em balanço, de dois painéis apenas, o trabalho em flexão da treliça é bastante reduzido, de modo que a diagonal atinge sua resistência à flambagem com ruptura no meio do vão do elemento. Já nos ensaios de viga biapoiada, as rupturas ocorrem junto à região de transição com e sem reforço do tubo, por compressão não-uniforme e cisalhamento. Na Montagem 2 o esforço axial no tubo rompido foi bastante inferior ao dos demais ensaios (ensaio 5 da tabela 6-16). Com a adoção das jaquetas e luvas de aço e a conseqüente melhoria na rigidez da ligação, mesmo para compressão não uniforme, verificou-se um aumento no valor do esforço normal de ruptura do tubo.

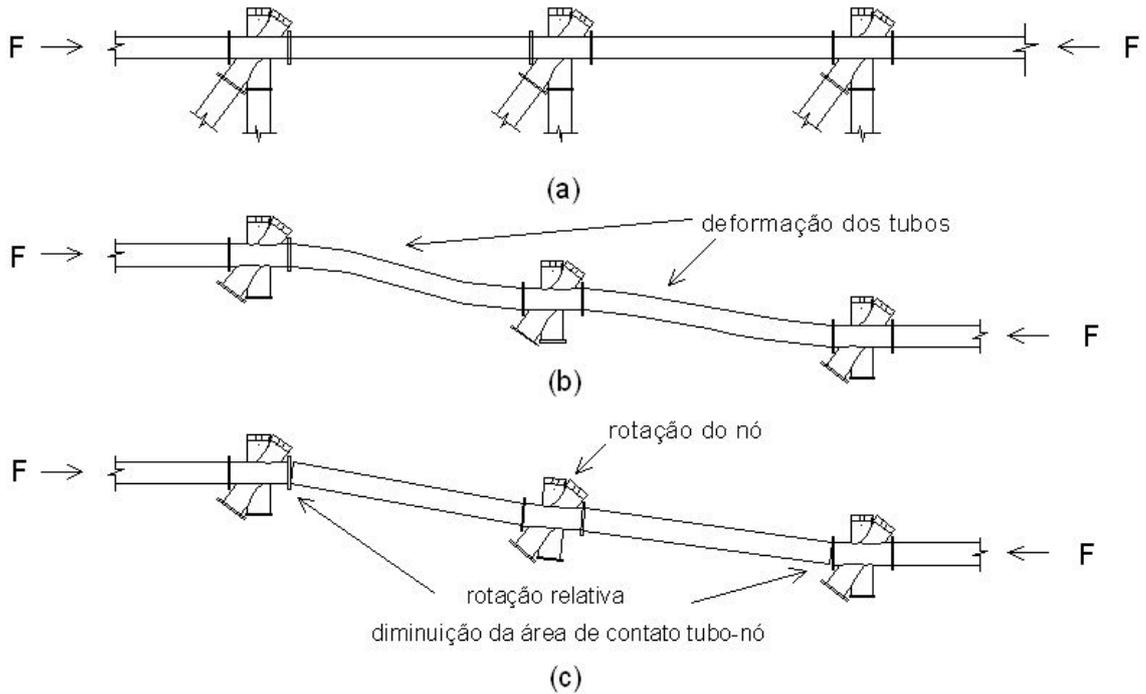


Figura 6-62 – Comportamento das ligações: (a) estrutura não deformada; (b) ligações rígidas; (c) ligações semi-rígidas.

## 6.11 RESULTADOS NO PROTÓTIPO

Utilizando-se a Teoria da Semelhança (ver Capítulo 4) e considerando os resultados dos ensaios na Montagem 3, conclui-se que o protótipo da treliça apresentaria o gráfico carga x deslocamento no meio do vão ( $\delta_M$ ) mostrado na figura 6-63 , correspondente a um dos carregamento da Montagem 3.

Como o carregamento no modelo não tem a mesma distribuição espacial do carregamento de projeto (figura 2-10) e sendo linear o comportamento em serviço, utiliza-se a analogia de viga para se calcular, a partir do gráfico da figura 6-63, a rigidez equivalente  $(EI)_{eq}$  de uma viga biapoiada:

$$(EI)_{eq} = \frac{Pa}{24 \delta_M} (3L^2 - 4a^2) \quad (6-3)$$

onde é  $a$  distância do apoio a uma das cargas  $P$ , conforme a figura 6-64.

$(EI)_{eq}$  é igual a  $1,46 \times 10^6 \text{kNm}^2$ , que é cerca de 31,5% maior que a correspondente rigidez  $EI$  calculada considerando apenas os tubos de compósito (ver o item 2.2.3).

Pode-se agora inferir, que o deslocamento no protótipo em serviço devido à carga móvel de projeto será igual a (ver a tabela 2-9):

$$\delta_2 = -50,8 \times \frac{1,11}{1,46} = -38,6 \text{ mm} = \frac{L}{776},$$

valor bastante próximo da recomendação da norma AASHTO [46], igual a  $L/800$ .

A rigor, os resultados em termos de esforços de ruptura no modelo reduzido não poderiam ser extrapolados para o protótipo, já que, utilizando-se os mesmos materiais no protótipo e no modelo reduzido, não se tem a semelhança física respeitada para a micromecânica do material. Entretanto, como as espessuras dos tubos de compósito no modelo são ainda bem superiores às dimensões das fibras, não é de se esperar que ocorram efeitos de escala. Sendo assim, e admitindo comportamento linear até a ruptura, utiliza-se a analogia de viga para se estimar o momento resistente da viga-treliça protótipo a partir dos resultados do modelo na Montagem 3.

As parcelas de momento resistente no modelo reduzido (Montagem 3) são as seguintes:

$$\text{– peso próprio: } M = \frac{2,85}{13} \times \frac{13^2}{8} = 4,6 \text{ kNm}$$

$$\text{– protensão: } M = -111 \times 0,31 + 8 \times 0,78 = -28,2 \text{ kN.m}$$

$$\text{– carga P: } M = \frac{32,85}{2} \times 4,89 = 80,3 \text{ kNm}$$

O momento resistente nominal da viga treliça no modelo reduzido é igual a 56,7kNm, o que no protótipo corresponderia a 1586,7kNm. Então, o momento resistente de projeto para a combinação combo2 (ver tabela 2-10) será  $1586,7/1,39 = 1141,5 \text{ kNm}$ .

A determinação do saldo do momento resistente no protótipo para a carga móvel fica prejudicada pelos seguintes aspectos:

– no modelo reduzido, os esforços devidos à carga P representam, além dos esforços de carga móvel, aqueles devidos às cargas permanentes e a uma parcela do peso próprio da viga decorrente do número  $\Pi_3 = \frac{\gamma L}{E}$  (ver item 4.1.2).

– como os nós de aço não foram executados de acordo com a semelhança física e foram fabricados com as menores espessuras de tubo viáveis para a execução de solda, estima-se que a parcela de esforços devidos ao peso próprio no modelo reduzido seja bem maior do que no protótipo.

A carga permanente estimada para o protótipo da treliça é composta pelas seguintes parcelas:

- peso próprio da treliça: 1,0kN/m;
- peso próprio de aço (nós, cordoalhas etc): 1,1kN/m;
- peso próprio do tabuleiro, transversinas e superfície de rolamento em madeira: 1,2kN/m.

As parcelas de momento global solicitante da viga no protótipo são as seguintes:

- peso próprio:  $M = (1,0 + 1,1 + 1,2) \times \frac{30^2}{8} = 371,25kNm$ ;
- protensão:  $M = -900 \times 0,71 + 61 \times 1,788 = -529,0kNm$ ;
- carga móvel:  $M = 532kNm$ .

O momento solicitante de projeto no protótipo para a combinação combo2 será:  $M_d = 1,35 \times 371,25 - 0,9 \times 529,03 + 1,8 \times 532 = 982,7kNm$ . Este valor é menor do que o momento resistente de projeto (1141,5kN.m).

O gráfico da figura 6-65 apresenta os pontos de interação entre esforço normal e momento fletor obtidos para a viga-treliça do protótipo para a combinação combo2. Verifica-se que a capacidade portante da viga-treliça satisfaz a condição de segurança requerida para a estrutura.

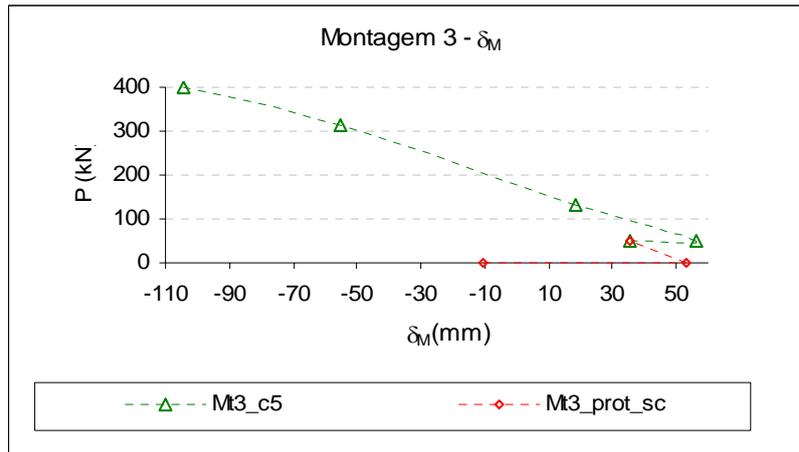


Figura 6-63 – Flechas no protótipo.

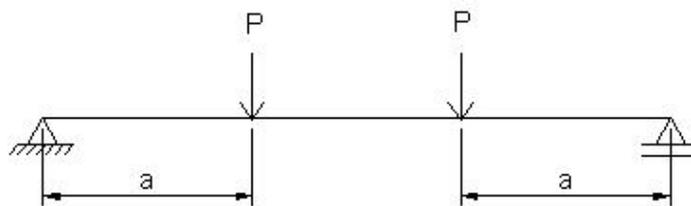


Figura 6-64 – Viga biapoiada com cargas concentradas simétricas.

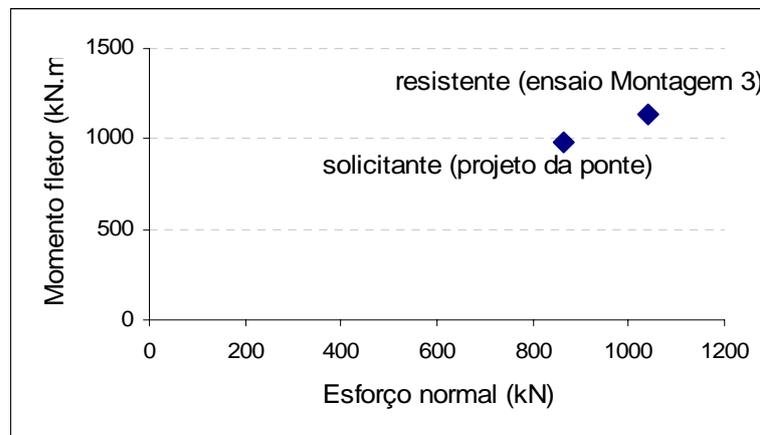


Figura 6-65 – Gráfico de interação esforço normal e momento fletor no protótipo para a combinação combo2.

# Capítulo 7

## MODELAGEM COMPUTACIONAL DAS VIGAS-TRELIÇA BIAPOIADAS

### 7.1 MODELOS NUMÉRICOS

A figura 7-1 ilustra os três modelos numéricos da estrutura treliçada ensaiada em laboratório, analisados com o programa SAP2000 [34].

O primeiro modelo, mod1 (figura 7-1a), considera os tubos de compósito como elementos de pórtico plano, sendo as protensões aplicadas como esforços internos.

No segundo modelo, mod2 (figura 7-1b), foram acrescentados os fios de protensão como elementos de pórtico plano. Os fios de protensão são representados por um único elemento em cada banzo, montante e diagonal. Os nós extremos do elemento em cada banzo estão nas extremidades da viga. A protensão foi aplicada como variação de temperatura.

O modelo mod3 (figura 7-1c) representa também os nós de aço da viga treliçada com elementos de pórtico plano e as ligações tubo-nó de aço através dos elementos de conexão, permitindo, assim, simular ligações semi-rígidas.

#### 7.1.1 Ensaios para obtenção de rigidezes à rotação nas ligações tubo-nó de aço

Para verificar a rigidez à rotação das ligações tubo de compósito-nó de aço foram realizados ensaios de conjuntos tubo-nó, sendo o nó fixado a uma plataforma rígida e o tubo ligado ao nó em uma extremidade e livre na outra. A figura 7-2 mostra os esquemas usados, onde se nota a aplicação das cargas na extremidade livre do tubo.

Os ensaios foram realizados nos dois tubos de compósito, de menor e de maior diâmetro, com dois tipos de ligações: luva de compósito no interior do tubo de compósito e do nó de aço e jaqueta de aço. Os ensaios foram realizados para vários níveis de protensão, aplicada por meio de um torquímetro e medida com uma célula de carga. Para cada nível de protensão, se aquisitou a flecha em função do carregamento vertical aplicado em dois ciclos de carregamento e descarregamento. O sistema de aquisição adotado é mostrado na figura 7-3. Os valores de rigidez à rotação da ligação foram obtidos descontando-se da leitura de flechas o valor esperado de deslocamento vertical do tubo devido à sua flexão, conforme a equação 7-1.

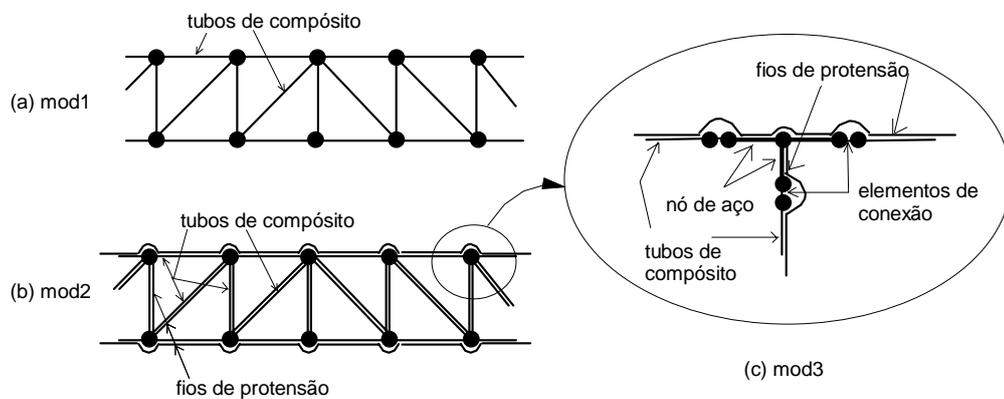


Figura 7-1 – Modelos numéricos



Figura 7-2 – Ensaios para obtenção de rigidez à rotação dos tubos de compósito: (a) tubo de 59mm x 4,5mm; (b) tubo de 76mm x 9,3mm.



Figura 7-3 – Sistema de aquisição do ensaio de rigidez à rotação.

$$k_{\theta} = \frac{PL}{\theta} = \frac{PL^2}{\delta} \quad (7-1)$$

onde  $k_{\theta}$  = rigidez à rotação

$P$  = carga vertical na extremidade do tubo

$L$  = comprimento do tubo

$\delta$  = deslocamento vertical na extremidade do tubo subtraído do deslocamento devido à flexão do tubo ( $\delta_{tubo} = \frac{Pl^3}{3EI}$ )

$$\theta = \arctg \frac{\delta}{L} \approx \frac{\delta}{L}$$

As tabelas 7-1 e 7-2 apresentam os valores de  $k_{\theta}$  encontrados para alguns níveis de protensão, para os tubos de diâmetro iguais a 76mm (usado no banzo inferior) e 59mm (usado nos outros elementos), respectivamente. As tabelas mostram também os valores estimados da parcela de deslocamento referente à flexão do tubo ( $\delta_{tubo}$ ) e das tensões normais máximas e mínimas na seção ( $\sigma_{máx} / \sigma_{mín}$ ). Os valores do deslocamento devido à flexão do tubo ( $\delta_{tubo}$ ) indicam que se trata de pequenos deslocamentos. Observa-se que os menores valores de  $k_{\theta}$  se referem aos casos em que as seções na ligação estão parcialmente descomprimidas.

Tabela 7-1 – Rigidez à rotação dos tubos de compósito –  $D_{ext} = 76\text{mm}$ .

Tipo de ligação	L (mm)	P (kN)	$\delta_{tubo}^*$ (mm)	Protensão N (kN)	$\sigma_{m\acute{a}x} / \sigma_{m\acute{i}n}^{**}$ (MPa)	$k_{\theta}$ (kN.m/rad)
luva de compósito	480	0,28	0,33	2,4	5,8/-3,4	62
				18,1	14,0/5,0	143
				32,7	22,0/12,0	165
				42,6	27,0/17,0	157
jaqueta de aço	670	0,28	0,90	0,0	6,4/-6,4	26
				8,7	11,0/-2,0	89
				21,3	17,0/4,5	190
				31,2	22,0/10,0	233

\*  $\delta_{tubo} = PL^3/3EI$ ; \*\*  $\sigma_{m\acute{a}x} / \sigma_{m\acute{i}n} = N/A \pm M/W$ ; (+) compressão; (-) tração

Tabela 7-2 – Rigidez à rotação dos tubos de compósito –  $D_{ext} = 59\text{mm}$ .

Tipo de ligação	L (mm)	P (kN)	$\delta_{tubo}^*$ (mm)	Protensão N (kN)	$\sigma_{m\acute{a}x} / \sigma_{m\acute{i}n}^{**}$ (MPa)	$k_{\theta}$ (kN.m/rad)
luva de compósito	590	0,18	1,74	1,1	12,0/-9,5	4,1
				11,7	26,0/4,3	$\infty$
				35,8	57,0/35,0	$\infty$

\*  $\delta_{tubo} = PL^3/3EI$ ; \*\*  $\sigma_{m\acute{a}x} / \sigma_{m\acute{i}n} = N/A \pm M/W$ ; (+) compressão; (-) tração

Para os tubos com diâmetro externo igual a 76mm, verificou-se que na ligação com luva de compósito, quando as seções se encontram comprimidas, os valores de  $k_{\theta}$ , para diferentes níveis de protensão, são bastante próximos. Já no caso de jaqueta de aço, o acréscimo da protensão promove o aumento de  $k_{\theta}$ .

Para os tubos de diâmetro externo igual a 59mm, os valores de deslocamento registrados foram menores do que as estimativas para  $\delta_{tubo}$ , daí o valor infinito de rigidez.

A tabela 7-3 apresenta os níveis de protensão aplicados nos diversos elementos nas Montagens 2 e 3. Sendo a protensão nos tubos do banzo inferior (BI)

bem mais elevada do que as da tabela 7-1, decidiu-se adotar  $k_{\theta}$  igual a “infinito” em todas as ligações, para a análise linear com pequenos deslocamentos.

Tabela 7-3 – Níveis de protensão instalados nos elementos da treliça.

Elemento	Protensão instalada (kN)	
	Montagem 2	Montagem 3
BI	36,5 a 104,6	54,8 a 124,0
BS	12,1 a 57,0	5,8 a 70,0
M	13,4 a 22,2	12,3 a 20,6
D	8,2 a 9,4	19,2 a 36,6

### 7.1.2 Comparação numérico-experimental dos resultados da Montagem 3

A seguir são comparados os resultados obtidos em todas as etapas de ensaios realizadas na Montagem 3.

### 7.1.3 Flechas

Na figura 7-4 as flechas medidas pelo flexímetro  $\delta_M$ , nas fases de protensão e carregamento (exp\_prot\_sc e exp), são comparadas com as flechas teóricas obtidas nos três modelos computacionais realizados. Comparando-se os resultados dos três modelos, observa-se a influência dos diversos componentes da treliça no seu comportamento. A inclusão dos fios de protensão (mod2) e dos nós de aço (mod3) forneceram acréscimos sucessivos de rigidez em relação ao modelo composto somente dos tubos de compósito (mod1). Verifica-se que houve uma ótima comparação das respostas experimentais com o modelo mod3.

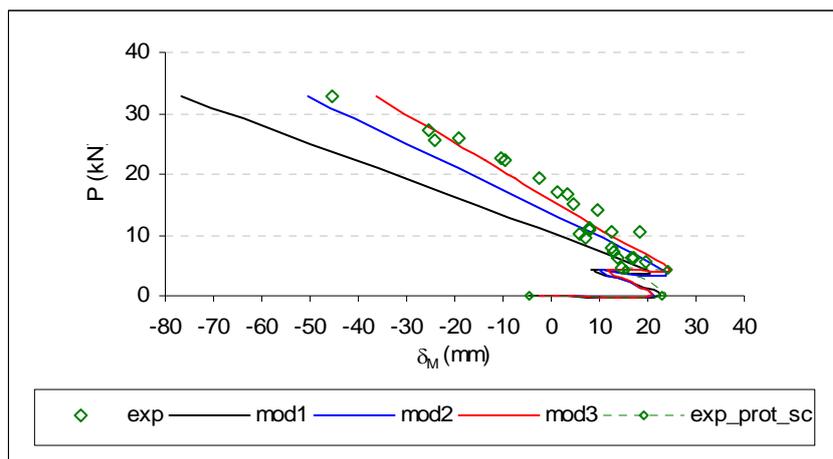


Figura 7-4 – Flechas experimentais x teóricas em  $\delta_M$ .

### 7.1.4 Esforços axiais

Nas figuras 7-5 a 7-19 são comparados os esforços axiais nos tubos da treliça obtidos experimentalmente na Montagem 3 e na modelagem computacional em todas as etapas de ensaio de carregamento.

O modelo mod1, que não considera a rigidez dos fios de protensão, não forneceu bons resultados de esforços normais na fase de carregamento da estrutura, principalmente, para os tubos de compósito BI1, BI6, M1 e M2. Esta discrepância pode ser entendida analisando-se a tabela 7-4, que apresenta os esforços axiais nos diferentes elementos para a treliça sob ação de carregamento unitário, ilustrado na figura 7-20, nos modelos mod1 e mod3. Observa-se que os esforços axiais atuantes nos tubos de compósito do modelo mod1 se distribuem entre os tubos e os fios de protensão no modelo mod3. Verifica-se, que no modelo mod3 os tubos em BI1 e BI6 não são solicitados pelo carregamento vertical. Isto pode ser observado nas figuras 7-7 e 7-8, onde se nota a boa correlação teórico-experimental dos modelos mod2 e mod3, ao contrário do modelo mod1. Os tubos M1 e M2 descomprimem bem mais sob ação do carregamento em mod1 do que em mod2 e mod3.

Na comparação teórico-experimental das figuras 7-5 a 7-19 observam-se diferenças nos valores de esforços axiais iniciais (para carga P nula), os quais são devidos à protensão. Isto ocorreu porque os valores de protensão fornecidos para os modelos foram os valores registrados nas células de carga instaladas conforme a figura 7-21. As protensões nos banzos superior e inferior foram medidas pelas

células de carga instaladas nas extremidades da treliça. Nos modelos, essas protensões foram consideradas constantes ao longo dos banzos, embora nos ensaios experimentais os níveis de protensão nos elementos do bazo inferior tenham sido diferentes, devidos a perdas de protensão por atrito entre os fios. A protensão foi medida em uma única diagonal, D6, e em um único montante, M1 e esses valores foram utilizados para todas as diagonais e todos os montantes dos modelos numéricos. Pretendeu-se aplicar protensões iguais nos elementos, mas, na prática, houve diferenças nos níveis de protensão instalados nas diagonais, conforme mostrado na tabela C-5 do Anexo C. No entanto, uma vez iniciado o carregamento da estrutura, os incrementos de esforços internos nos elementos apresentaram ótima correlação teórico-experimental. O modelo mod3 forneceu os melhores resultados de esforços axiais nos tubos do bazo superior BS1 e BS2 e nas diagonais D1 e D6, que são mais comprimidos. Nos demais elementos os modelos mod2 e mod3 forneceram resultados iguais.

Conclui-se que a modelagem mod3 representa bem o comportamento experimental da treliça em termos de esforços axiais e flechas.

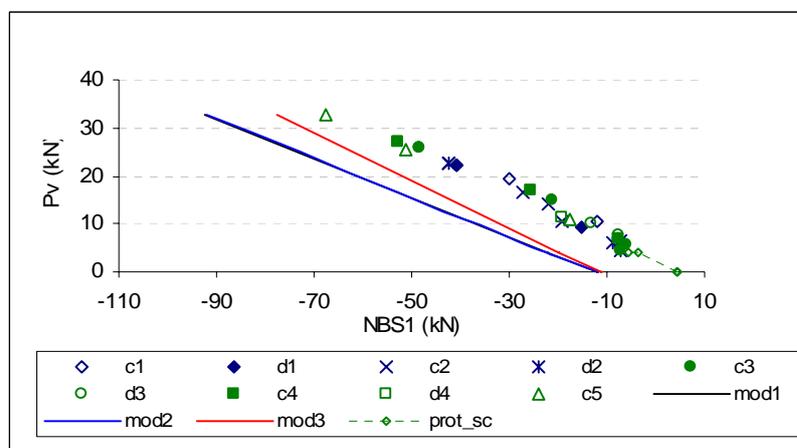


Figura 7-5 – Esforços normais experimentais x teóricos no bazo superior BS1.

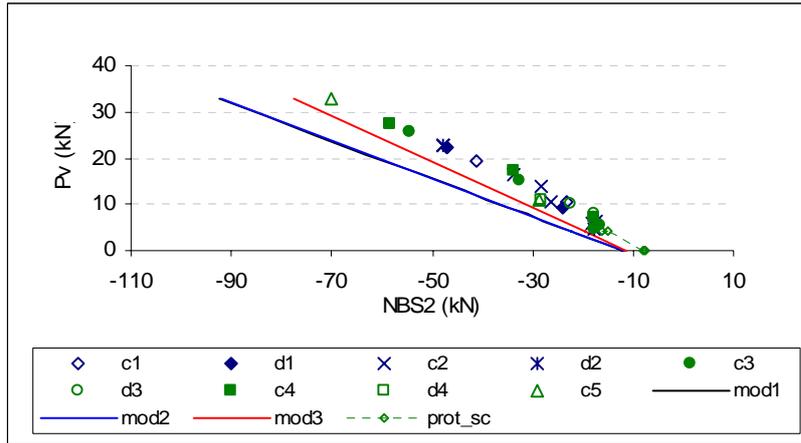


Figura 7-6 – Esforços normais experimentais x teóricos no banzo superior BS2.

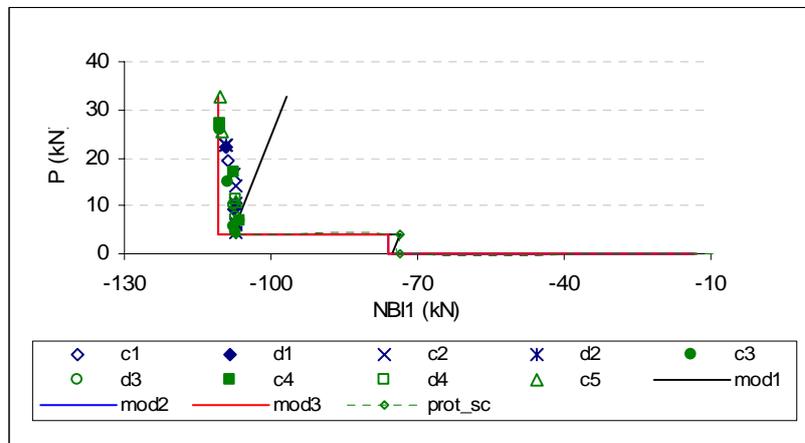


Figura 7-7 – Esforços normais experimentais x teóricos no banzo inferior BI1.

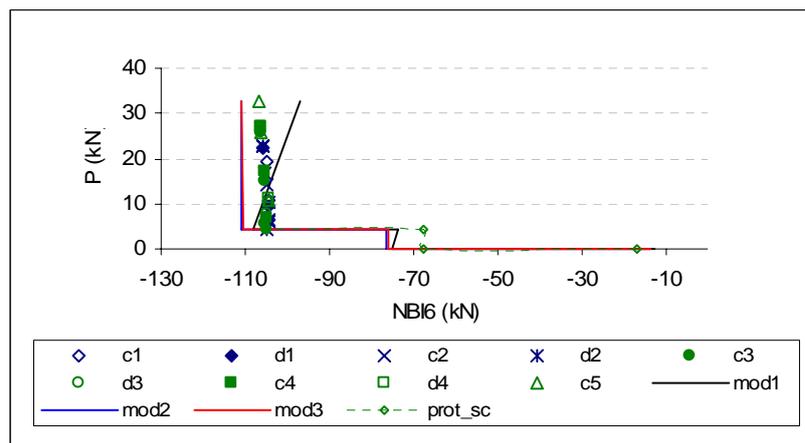


Figura 7-8 – Esforços normais experimentais x teóricos no banzo inferior BI6.

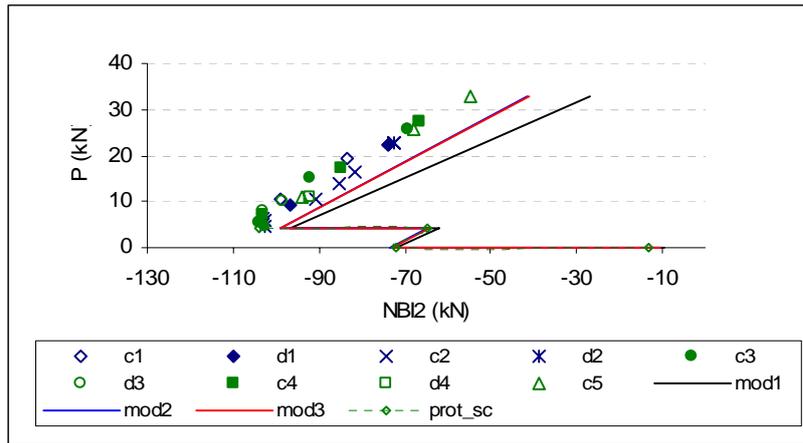


Figura 7-9 – Esforços normais experimentais x teóricos no banzo inferior BI2.

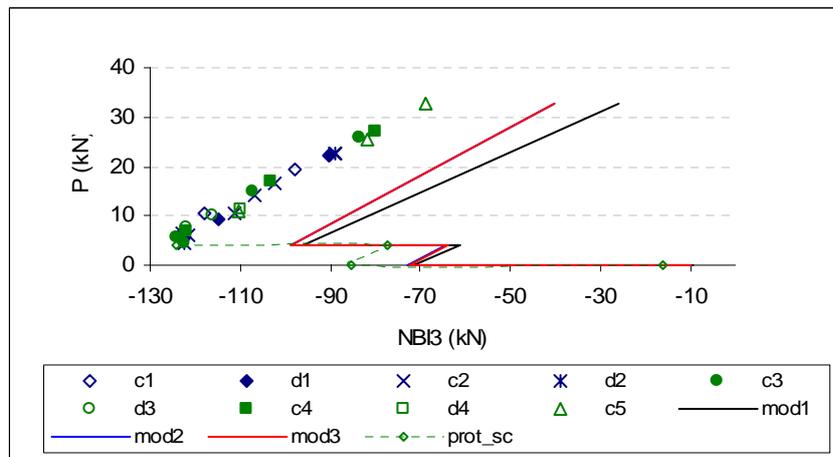


Figura 7-10 – Esforços normais experimentais x teóricos no banzo inferior BI3.

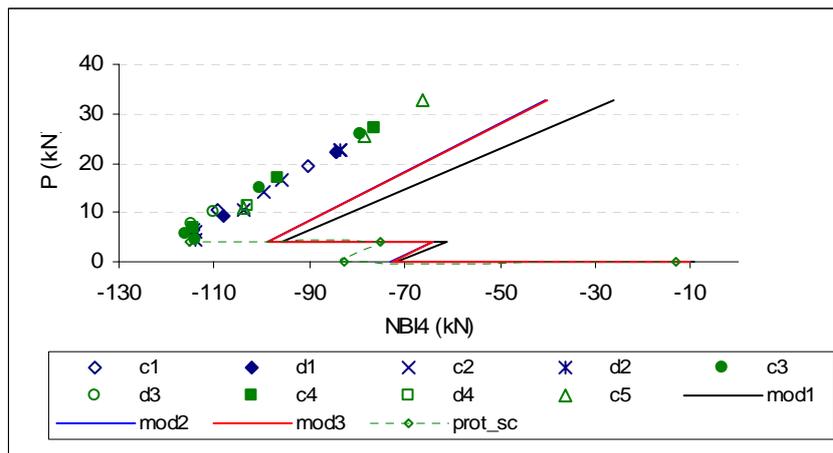


Figura 7-11 – Esforços normais experimentais x teóricos no banzo inferior BI4.

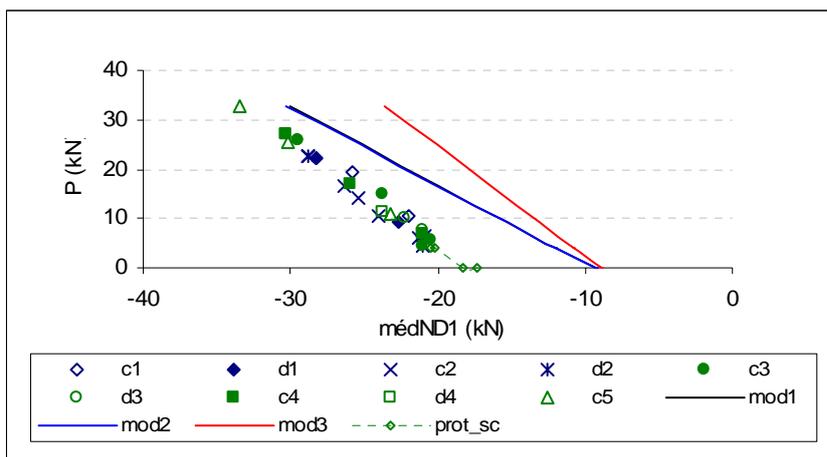


Figura 7-12 – Esforços normais experimentais x teóricos na diagonal D1.

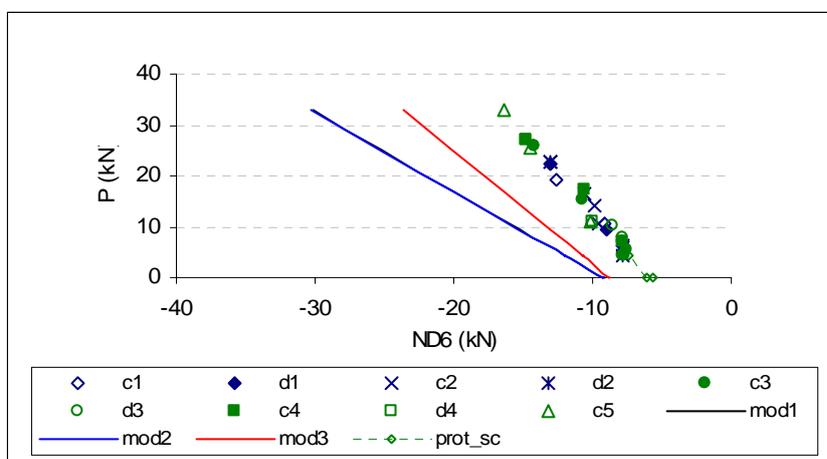


Figura 7-13 – Esforços normais experimentais x teóricos na diagonal D6.

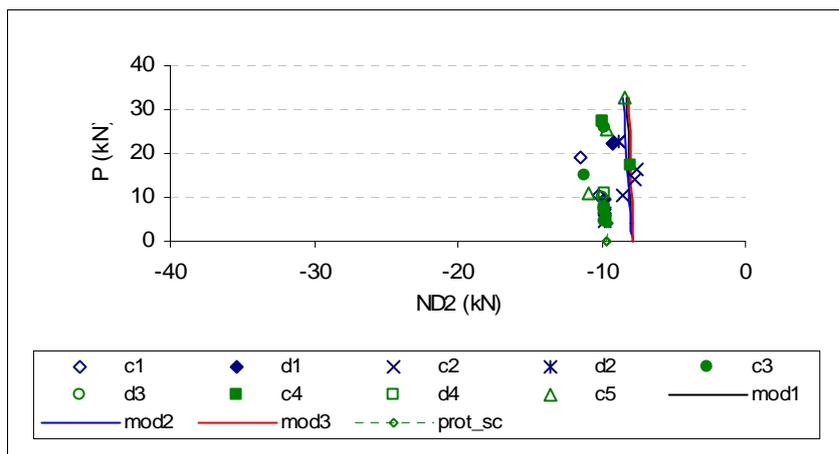


Figura 7-14 – Esforços normais experimentais x teóricos na diagonal D2.

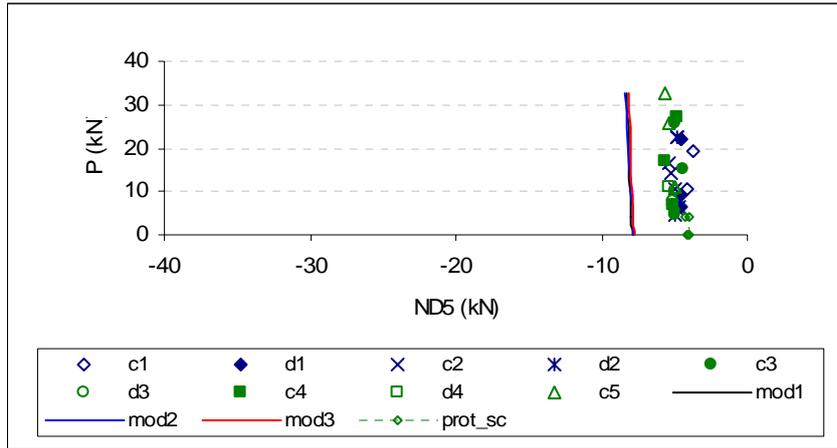


Figura 7-15 – Esforços normais experimentais x teóricos na diagonal D5.

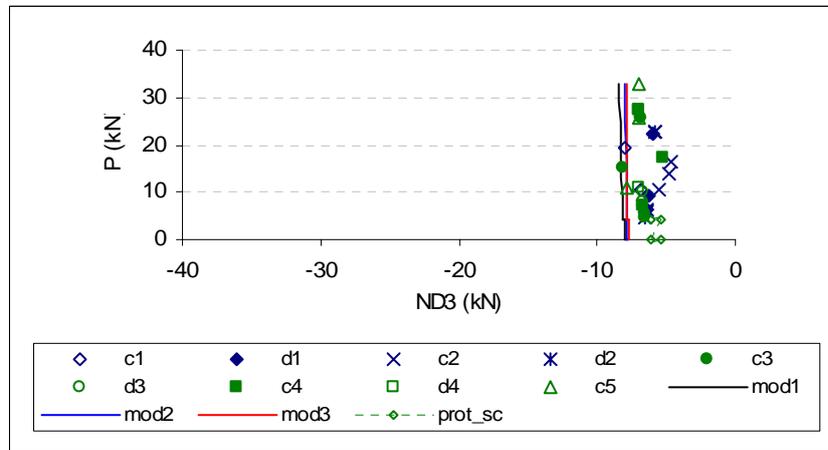


Figura 7-16 – Esforços normais experimentais x teóricos na diagonal D3.

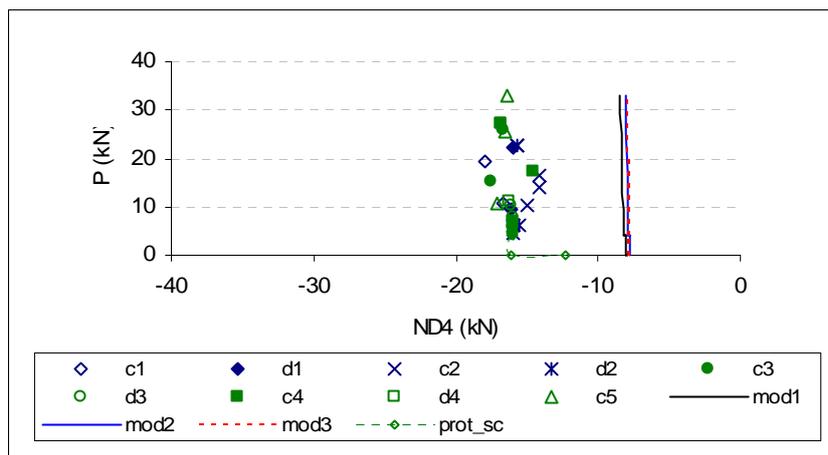


Figura 7-17 – Esforços normais experimentais x teóricos na diagonal D4.

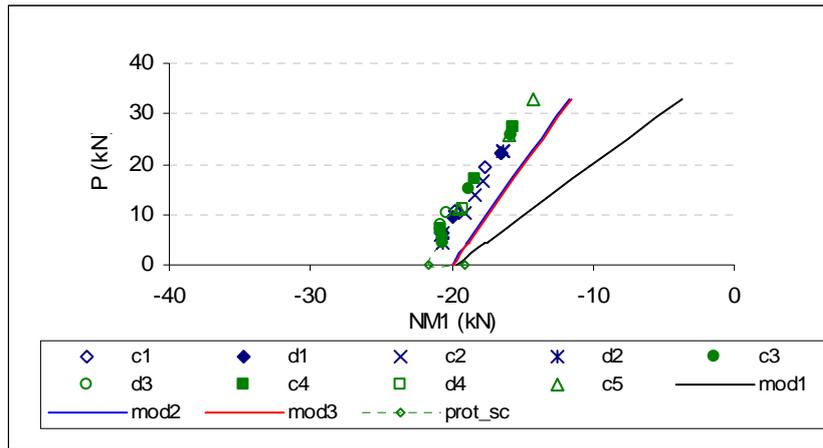


Figura 7-18 – Esforços normais experimentais x teóricos no montante M1.

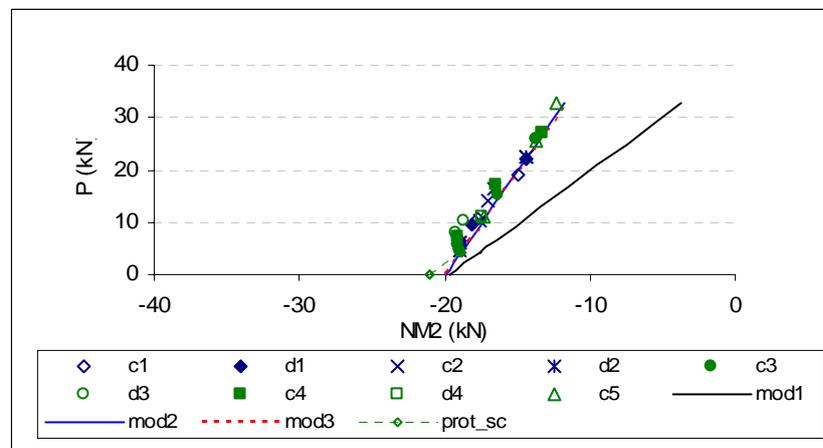


Figura 7-19 – Esforços normais experimentais x teóricos no montante M2.

Tabela 7-4 – Esforços normais nos tubos de compósito e nos fios de protensão devidos ao carregamento unitário da figura 7-20.

Modelo	Elemento	Esforços normais (kN)							
		BI1, BI6	BI2, BI5	BI3, BI4	BS1, BS2	D1, D6	D2, D5	D3, D4	M1, M2
Mod1	tubo de compósito	<b>0,40</b>	2,43	2,44	-2,44	-0,63	<b>-0,01</b>	-0,01	<b>0,49</b>
	fio de protensão	-	-	-	-	-	-	-	-
Mod3	tubo de compósito	-0,02	2,04	2,03	-2,02	-0,45	-0,01	-0,002	0,26
	fio de protensão	<b>0,41</b>	0,41	0,41	-0,42	-0,19	<b>-0,005</b>	0,001	<b>0,23</b>

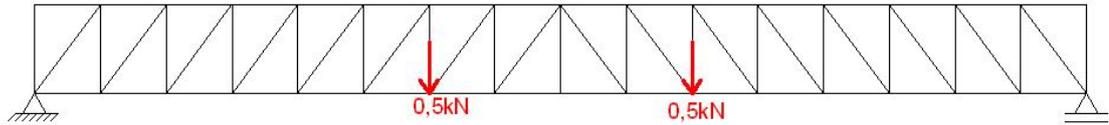


Figura 7-20 – Carregamento unitário aplicado nos modelos computacionais.

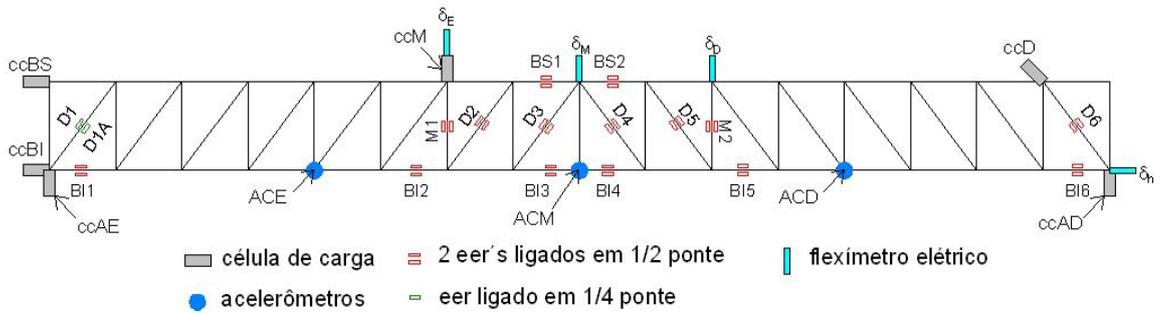


Figura 7-21 – Instrumentação da viga treliçada (reapresentação da figura 6-2).

# Capítulo 8

## CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA CONTINUIDADE DA PESQUISA

### 8.1 COMENTÁRIOS FINAIS E CONCLUSÕES

Uma nova concepção de ponte desmontável em material compósito de fibra de vidro com trinta metros de vão foi idealizada e o vigamento longitudinal foi dimensionado e testado em laboratório na forma de um modelo reduzido na escala 1:2,3.

Tendo em vista a sua disponibilidade no mercado brasileiro, foram adotados perfis tubulares pultrudados de resina polimérica reforçados com fibra de vidro. Um sistema estrutural de viga treliçada foi escolhido para, com sua geometria, compensar o baixo módulo de elasticidade longitudinal dos perfis pultrudados.

Com os valores de resistência à tração, fornecidos pelos fabricantes e com os ensaios experimentais realizados verificou-se que não seriam viáveis detalhes de ligações parafusadas. Foram adotadas ligações por contato, o que determinou a necessidade de pré-compressão dos elementos da viga treliçada tracionados por ação do carregamento. Chegou-se, então, à concepção de viga treliçada protendida formada pela associação de perfis tubulares pultrudados e nós de aço, sendo a ligação tubo-nó por contato. A montagem da viga é feita a partir dos elementos armazenados e transportados isoladamente: tubos pultrudados, nós de aço, luvas de emenda e cabos de protensão.

A primeira série de ensaios de caracterização mecânica dos perfis pultrudados foi efetuada em tubos de seção quadrada. As seguintes conclusões foram tiradas:

– os perfis não apresentaram fluência em tração e nem em compressão centrada à temperatura ambiente;

– a resistência à compressão do perfil ficou limitada pelo esmagamento das seções de contato indicando a necessidade de reforço nas duas extremidades para oferecer cintamento nesta região de descontinuidade de fibras;

– dos diversos detalhes de reforços de extremidade testados em tubos de seção quadrada, o melhor desempenho foi do reforço com anel de resina e braçadeira circular, indicando que perfis tubulares de seção circular teriam reforços mais eficientes e, portanto, maior resistência à compressão.

A partir da segunda série de ensaios de caracterização mecânica do material, agora em tubos de seção circular, adotou-se o reforço de extremidade em material compósito por laminação manual.

Utilizando-se a Teoria da Semelhança Física, projetou-se um modelo reduzido da viga treliçada em escala 1:2,3, o qual foi fabricado, montado e ensaiado até a ruptura no Laboratório de Estruturas da COPPE. O objetivo do modelo reduzido é o de representar o comportamento em serviço do protótipo. Como foram utilizados os mesmos materiais do protótipo, foram distorcidas as dimensões das seções transversais dos elementos da treliça de modo a respeitar a semelhança física em termos de rigidez axial. Em teoria, os resultados de resistência do modelo não poderiam ser extrapolados para o protótipo, já que não se considerou a semelhança física em termos de micromecânica do material compósito. Entretanto, como no modelo reduzido as dimensões geométricas são bastante grandes em relação às dimensões das fibras, não é de se esperar que ocorram efeitos de escala e assim pôde-se fazer uma estimativa do momento resistente do protótipo a partir dos resultados no modelo reduzido.

Uma vez fabricados os elementos do modelo, foram montadas vigas em dois esquemas estruturais: viga em balanço com 1,3 metros de comprimento, cuja montagem serviu para aprimorar detalhes de ligação e a viga biapoiada com 13 metros de vão.

Dos quatro ensaios realizados na viga em balanço chegou-se às seguintes conclusões:

- as ligações por contato com flanges parafusados eram inviáveis, devido à dificuldade em se parafusar os flanges e ao elevado tempo gasto nesta montagem;
- conforme esperado, a ruptura se deu por flambagem de uma das diagonais, exceto em um dos ensaios em que houve ruptura de um fio de protensão no montante;
- os esforços axiais de compressão das diagonais na ruptura apresentaram boa correlação com os valores teóricos;
- as flechas foram consideradas excessivas, o que motivou o aumento da altura da viga treliçada na montagem do esquema biapoiado.

Para a viga biapoiada foram realizadas três montagens.

Na Montagem 1 ocorreu ruptura prematura do banzo inferior após a etapa de protensão e antes da aplicação do carregamento. A ruptura se deu no tubo de compósito, na região de transição entre o tubo com e sem reforço e foi atribuída à flambagem lateral do banzo inferior que ocorreu em função de folgas existentes com as cantoneiras do sistema de contenção lateral. Adicionalmente verificou-se a sensibilidade da ligação aos esforços de compressão excêntrica.

Na Montagem 2, após a etapa de protensão, procedeu-se ao ensaio de carregamento que se encerrou com a ruptura de um elemento do banzo superior, na região de transição do reforço no tubo, sujeito a um esforço normal bastante inferior ao esforço resistente em compressão axial. Constatou-se a sensibilidade do conjunto aos esforços de compressão excêntrica introduzidos pelas imperfeições de fabricação e montagem e pela flexibilidade da luva de compósito.

Para aumentar a rigidez à rotação da ligação, os elementos mais solicitados dos banzos foram conectados aos nós de aço por meio de jaquetas metálicas na terceira montagem da viga. Os resultados indicaram que este detalhe de ligação deve ser estendido a todos os elementos para que maiores cargas de ruptura possam ser alcançadas.

A extrapolação dos resultados, em termos de deslocamentos verticais, do modelo reduzido ao protótipo indicou comportamento adequado para cargas em serviço. Em termos de momento resistente de projeto concluiu-se que a condição de segurança foi satisfeita para a combinação de cargas envolvendo a carga móvel.

Finalmente, um modelo numérico foi elaborado simulando todos os componentes da estrutura do modelo reduzido por elementos de pórtico plano e as ligações por elementos de conexão. A boa correlação teórico-experimental encontrada credencia o modelo como uma ferramenta para o projeto destas estruturas.

## **8.2 SUGESTÕES PARA A CONTINUIDADE DA PESQUISA**

Para melhor aproveitamento e utilização mais eficiente do material compósito pultrudado no projeto da viga-treliça, sugere-se:

- realizar duas novas montagens da viga-treliça biapoiada, com todas as ligações tubo-nó com jaquetas metálicas, para determinação dos esforços resistentes e da carga de ruptura nas duas combinações de carga (combo1 e combo2).
- projetar e fabricar nós fundidos de aço ou de alumínio, otimizando-se a sua geometria e as suas dimensões e reduzindo a incidência de defeitos oriundos do processo de fabricação, muito freqüentes nos nós de tubos de aço soldados;
- realizar ensaios de compressão excêntrica associada ao cisalhamento para investigar os mecanismos de ruptura e os possíveis efeitos reológicos;
- fabricar nós de compósito, implementando os necessários melhoramentos do processo manual;
- remontar a viga-treliça biapoiada com nós de compósito e ensaiar a estrutura até a ruptura;
- verificar as propriedades mecânicas dos perfis adotados no projeto, sob ação de temperatura até 60°C e com outros tipos de resinas;

– remontar a viga-treliça em balanço e realizar ensaios cíclicos considerando-se os efeitos higrotérmicos para verificação da durabilidade das peças;

– investigar a aplicabilidade do coeficiente  $\gamma_m$  para cargas de longa duração ao caso específico de perfis pultrudados.

A estrutura da ponte (tabuleiro, transversinas, vigas treliçadas e contraventamento lateral) deverá ser detalhada e o funcionamento conjunto da estrutura testado em laboratório, mantendo-se a escala reduzida. Futuramente, pretende-se fabricar, montar e ensaiar o protótipo da ponte.

---

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] MINISTÉRIO DO EXÉRCITO, ESTADO MAIOR DO EXÉRCITO, *Manual Técnico – Ponte de Painéis tipo Bailey, M2 montada sobre suportes fixos, 1ª parte (T5-277)*, 1ª edição, 1979.
- [2] BAILEY BRIDGES – Manufacture and Supply Portable Bridges – [www.baileybridge.com](http://www.baileybridge.com).
- [3] CLARKE, J. L., editor, *Structural Design of Polymer Composites – EUROCOMP Design Code and Handbook*, The European Structural Polymeric Composites Group, London, UK, E & FN SPON, 1996.
- [4] KELLER, T.; “Use of Fibre Reinforced Polymers in Bridge Construction”, *Structural Engineering Documents*, IABSE, 2003.
- [5] UFSC – [www.materiais.ufsc.br/Disciplinas/Emc5706/pdf/fibras.pdf](http://www.materiais.ufsc.br/Disciplinas/Emc5706/pdf/fibras.pdf).
- [6] AGARVAL, B. D.; BROUTMAN, L. J., *Analysis and Performance of Fiber Composites*. 2 ed. New York, John Wiley & Sons, Inc., 1999.
- [7] [www.netcomposites.com/education.asp?sequence=60](http://www.netcomposites.com/education.asp?sequence=60).
- [8] [www.netcomposites.com/education.asp?sequence=58](http://www.netcomposites.com/education.asp?sequence=58).
- [9] [www.vetrotexeuropa.com/fabrication\\_processes/re\\_handlay.html](http://www.vetrotexeuropa.com/fabrication_processes/re_handlay.html).
- [10] [www.vetrotexeuropa.com/fabrication\\_processes/re\\_smc.html](http://www.vetrotexeuropa.com/fabrication_processes/re_smc.html).
- [11] PULTRUDED PRODUCTS - STRONGWELL CORPORATION, EUA – [www.strongwell.com](http://www.strongwell.com).
- [12] BARBERO, E. J., *Introduction to Composite Materials Design*. Philadelphia, Taylor & Francis, 1999.
- [13] GLASFORMS INC., EUA – [www.glasforms.com](http://www.glasforms.com).
- [14] FIBERLINE COMPOSITES, Dinamarca – [www.fiberline.com](http://www.fiberline.com).

- 
- [15] CREATIVE PULTRUSIONS, Inc., EUA – [www.pultrude.com](http://www.pultrude.com).
- [16] TOPGLASS, Itália – [www.topglass.it](http://www.topglass.it).
- [17] ENMAC, Brasil – [www.enmac.com.br](http://www.enmac.com.br).
- [18] COGUMELO, Brasil – [www.cogumelo.com.br](http://www.cogumelo.com.br).
- [19] REZENDE, M. C.; BOTELHO, E. C., “O Uso de compósitos Estruturais na Indústria Aeroespacial”, *Polímeros*, v. 10, n. 2, São Carlos Apr./June, 2000 – [www.scielo.br](http://www.scielo.br).
- [20] HOTA, G. V. S.; HOTA, S. R. V., “Advances in fibre-reinforced polymer composite bridge decks”, *Progress in Structural Engineering and Materials*, v. 4, pp 161-168, 2002.
- [21] SEIBLE, F.; KARBHARI, V. M.; BURGUEÑO, R., “Kings Stormwater Channel and I-5/Guilman Bridges, USA”, *Structural Engineering International*, v. 4, pp 250-253, 1999.
- [22] SOBRINO, J. A.; PULIDO, M. D. G., “Towards Advanced Composite Material Footbridges”, *The Structural Engineer International*, v. 12, n. 2, pp. 84-86, May, 2002.
- [23] CHRISTOFFERSEN, J.; HAUGE, L.; JENSEN, H. E. et. al, “Design and Construction of a CFRP Cable Stayed Footbridge”, *International Association for Bridge and Structural Engineering, IABSE Conference Malmo*, Malmo, 1999.
- [24] KELLER, T., “Towards Structural Forms for Composite Fibre Materials”, *The Structural Engineer International*, v. 9, n. 4, pp. 297-300, November, 1999.
- [25] KELLER, T., “Recent all-composite and hybrid fibre reinforced polymer bridges and buildings”, *Progress in Structural Engineering and Materials*, v. 3, n. 2, pp 132-140, 2001.

- 
- [26] SEDLACEK, G.; TRUMPF, H., “Mobile Lightweight Fixed Bridges out of Pultruded Fiber-reinforced Polymer Profiles”, *Institute of Steel Construction, RWTH, Aachen, Alemanha*, 2002.
- [27] SEDLACEK, G.; TRUMPF, H., “Development of a Light-Weight Emergency Bridge”, *The Structural Engineer International*, v. 14, n. 4, pp. 282-287, November, 2004.
- [28] UNO, N.; KITAYAMA, N., “Design, Fabrication and Erection of the Pedestrian Bridge in the Road-Park of Ikei-Tairagawa in Okinawa”, *IHI Engineering Review*, v. 32, n.2, pp 35-39, June, 2003.
- [29] MIERES, J. M., CALVO, I., *et allen*, “First Bridge Constructed of Fibre-Reinforced Polymer in Spain”, *Composites in Construction 2005 – Third International Conference*, v. II, pp. 1037-1044, July, 2005.
- [30] [projects.bre.co.uk/composites/pdf/Bridge%20Decks.PDF](http://projects.bre.co.uk/composites/pdf/Bridge%20Decks.PDF).
- [31] [www.fhwa.dot.gov/bridge/frp/deckproj.htm](http://www.fhwa.dot.gov/bridge/frp/deckproj.htm).
- [32] STRUCTURAL ENGINEERING INTERNATIONAL, *Journal of the International Association for Bridge and Structural Engineering, IABSE*, foto da passarela na contra-capta da revista, v. 4, n. 1, February., 1994.
- [33] TEIXEIRA, A.M.A.J., Passarelas Estaiadas de Materiais Novos e Convencionais sob Ação de Cargas Dinâmicas Humanas, Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2000.
- [34] *SAP2000 NonLinear Version 7.42*, Structural Analysis Program, Computers and Structures Inc., 1995.
- [35] AVIBRÁS INDÚSTRIA AEROESPACIAL S/A.
- [36] ASTM D 297-93, *Standard Test Methods for Rubber Products – Chemical Analysis*, Philadelphia, PA, 1993.

- 
- [37] ASTM D 790M-93, *Standard Test Methods for Flexural Properties of Unreinforced and Reinforced Plastics and Electrical Insulating Materials [Metric]*, Philadelphia, PA, 1993.
- [38] ALMEIDA, S. P. S., *Avaliação das Propriedades Mecânicas de Compósitos Pultrudados de Matriz Polimérica com Reforço de Fibra de Vidro*, Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2004.
- [39] ASTM D 3039/ D3039M-95, *Standard Test Methods for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials*, Philadelphia, PA, 1995.
- [40] ASTM D 3410/ D3410M-94, *Standard Test Methods for Compressive Properties of Polymer Matrix Composite Materials with Unsupported Gage Section by Shear Loading*, Philadelphia, PA, 1994.
- [41] PFEIL, W., *Concreto Protendido – Processos Construtivos. Perdas de Protensão*, Editora Didática e Científica S. A., 3ª edição, 1991.
- [42] HER, S.-C., “Stress analysis of adhesively-bonded lap joints”, *Composite Structures*, v. 47, pp 673-678, 1999.
- [43] CARNEIRO, F. L., *Análise Dimensional e Teoria da Semelhança e dos Modelos Físicos*, Rio de Janeiro, Editora UFRJ, 1993.
- [44] GALAMBOS, T. V., *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures*, New York, Wiley Interscience, Fourth Edition, 1988.
- [45] Clough, R. W.; Penzien, J., *Dynamics of Structures*, McGraw-Hill, 2<sup>nd</sup> Edition, 1993.
- [46] *AASHTO Standard Specifications for Highway Bridges*, The American Association of State Highway and Transportation Officials, 1977, with the 1978 to 1981 Interim Specifications.

# ANEXO A – CONCEPÇÃO, PROJETO E MONTAGEM

## DA PONTE MODULAR

### A.1 ESTÁGIOS PRELIMINARES

#### A.1.1 Dimensionamento das ligações parafusadas

No projeto preliminar da treliça pretendia-se adotar as ligações parafusadas para a união entre painéis. No entanto, estas ligações se mostraram inviáveis, conforme apresentado a seguir.

##### *Ligação banzo-banzo*

O esforço de tração máximo de projeto no banzo inferior da treliça sob ação das cargas permanentes e da carga móvel é de 591,7kN, considerando-se os perfis com as seções transversais apresentadas na figura 2-8 e os fatores de majoração das cargas da tabela 2-1. Pelo método simplificado de dimensionamento de ligações parafusadas de corte duplo apresentado no EUROCOMP [3], verificou-se que o diâmetro máximo admissível para o furo é de 10mm e que o número máximo de parafusos por coluna (ao longo da largura de 130mm do perfil) é de 3 parafusos. A ref. [3] recomenda, no máximo, quatro colunas de parafusos em uma ligação. Então, a ligação entre os banzos está limitada a 12 parafusos de 10mm de diâmetro por face, totalizando 48 parafusos, mas este número de parafusos é insuficiente para resistir ao esforço máximo de projeto calculado. Caso se aumentasse a largura do perfil para 160mm, nem assim 16 parafusos por face seriam suficientes. Neste caso, a carga de ruptura dividida pelo coeficiente de redução de resistência dos materiais,  $\gamma_m$  igual a 1,82 (tabela A-1), seria igual 515,8kN, que é menor do que o esforço normal máximo de projeto de 591,7kN.

Tabela A-1 – Coeficientes de redução de resistência dos materiais.

Coeficientes	Valor	Descrição
$\gamma_{m1}$	1,5	Ligações parafusadas
$\gamma_{m2}$	1,1	Material pultrudado utilizado após cura total
$\gamma_{m3}$	1,1	$25^{\circ}\text{C} \leq T^{\circ} \leq 50^{\circ}\text{C}$ ; $80^{\circ}\text{C} \leq \text{HDT} \leq 90^{\circ}\text{C}$ ; carga de curta duração
	2,8	$25^{\circ}\text{C} \leq T^{\circ} \leq 50^{\circ}\text{C}$ ; $55^{\circ}\text{C} \leq \text{HDT} \leq 80^{\circ}\text{C}$ ; carga de longa duração

$T^{\circ}$  é a temperatura de operação, HDT é a temperatura de distorção térmica,  $\gamma_m = \gamma_{m1}\gamma_{m2}\gamma_{m3}$ .

### ***Ligação banzo-diagonal e ligação banzo-montante***

No projeto preliminar pretendia-se adotar as ligações coladas entre os elementos do painel para diminuir o tempo de montagem da treliça no campo. A seguir, mostra-se que mesmo para as ligações banzo-diagonal e banzo-montante as ligações parafusadas não seriam viáveis.

Os esforços de tração máximos de projeto nos montantes e nas diagonais do projeto preliminar, sob ação das cargas permanentes e da carga móvel já majoradas pelos fatores da tabela 2-1 são de 144,0kN e 60,2kN, respectivamente.

Analisando-se a ligação banzo-diagonal, verifica-se que, pelo EUROCOMP [3], a espessura do perfil apresentado na tabela 2-8 teria que ser aumentada para 4,4mm, possibilitando a utilização de parafusos de 6,3mm de diâmetro. A carga de ruptura dividida pelo coeficiente de redução de resistência dos materiais,  $\gamma_m$  (tabela A-1), da ligação parafusada com 36 parafusos de 6,3mm (9 parafusos em cada face dispostos em três colunas), é de 43,3kN, que é menor que 60,2kN.

### **A.1.2 Dimensionamento das ligações com nó moldado colado**

No projeto preliminar da treliça, idealizaram-se nós moldados, em que os membros da treliça são inseridos e colados nas quatro faces (figura 2-3b).

Segundo o EUROCOMP [3] os processos possíveis de moldagem para as resinas termorrígidas são: moldagem por transferência de resina (RTM), moldagem por compressão utilizando folhas de compósito (SMC). Em um pré-dimensionamento dos nós moldados, podem-se utilizar os procedimentos de projeto previstos para as ligações

de transpasse ou tala duplos, com comprimentos mínimos de transpasse ou tala ( $L$ ). Para componentes de seção fechada,  $L \geq 1,5D$  e  $L \geq 25t$ , onde  $D$  é o diâmetro externo do tubo ou, para seções não tubulares, é a raiz quadrada da área interna à superfície externa da seção transversal e  $t$  é a espessura da parede da seção transversal. Para componentes com outras seções transversais,  $L \geq 25t$ . O dimensionamento final das ligações moldadas deve basear-se em testes experimentais [3].

As ligações com nó moldado e colado foram dimensionadas conforme o procedimento rigoroso apresentado no EUROCOMP [3]. Este procedimento é válido para ligações de transpasse simples, transpasse duplo, tala simples e tala dupla, ilustradas na figura A-1, submetidas à tração ou à compressão. Para ligações submetidas à compressão, apenas a resistência cisalhante do adesivo é verificada (eq. A-2). Nas ligações de transpasse e tala simples a ref. [3] considera o momento atuante na ligação devido ao não alinhamento das cargas aplicadas.

As ligações foram dimensionadas como tala dupla.

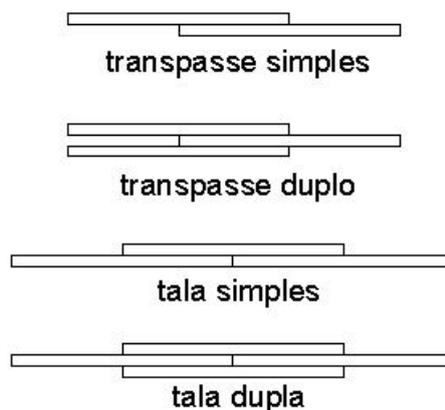


Figura A-1 – Ligações por transpasse e com tala.

***Procedimento rigoroso para dimensionamento de ligações coladas do tipo transpasse duplo ou tala dupla***

Determinação do comprimento de tala ou transpasse

O comprimento do transpasse ou tala,  $L = 2c$ , é obtido a partir do gráfico da figura A-2, sendo

$$\frac{\beta}{t} = \sqrt{\frac{8G_a t}{E t_a}} \quad (\text{A-1})$$

$G_a$  = módulo de cisalhamento do adesivo

$E$  = módulo de elasticidade do aderente

$t$  = espessura mínima do aderente

$t_a$  = espessura da camada de adesivo

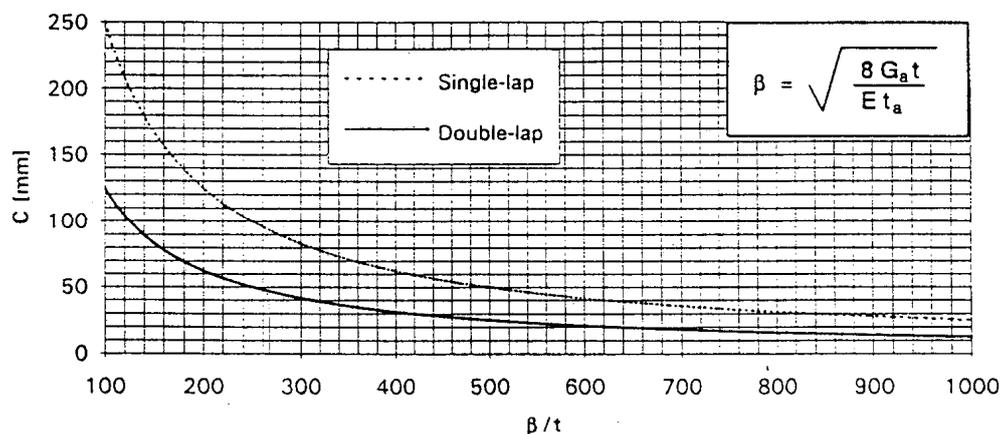


Figura A-2 – Gráfico para obtenção de c.

Verificação da tensão cisalhante máxima no adesivo

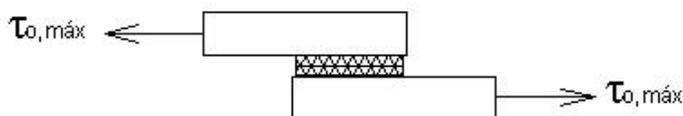


Figura A-3 – Carregamento de tração do aderente provocando cisalhamento do adesivo.

A tensão cisalhante solicitante máxima no adesivo deve ser menor ou igual à tensão cisalhante resistente no adesivo

$$\tau_{0,m\acute{a}x} \leq \tau_{0,Rd} \tag{A-2}$$

$$\tau_{0,Rd} = \frac{\tau_{0,k}}{\gamma_{m,adesivo}} \tag{A-3}$$

onde  $\tau_{0,k}$  é tensão cisalhante característica do adesivo, normalmente, considerada no limite elástico e  $\gamma_{m,adesivo}$  é o coeficiente de redução de resistência do adesivo.

Para ligações por transpasse ou tala duplos (figura A-4)

$$\tau_{0m\acute{a}x} = \frac{\lambda P_k \gamma_f}{4} \left[ \frac{\cosh(\lambda c)}{\sinh(\lambda c)} + \Omega \frac{\sinh(\lambda c)}{\cosh(\lambda c)} \right] \quad (A-4)$$

onde  $\lambda^2 = \frac{G_a}{t_a} \left( \frac{1}{E_o t_o} + \frac{2}{E_i t_i} \right)$  (A-5)

$P_k$  é o esforço característico por unidade de largura

$\Omega$  é o maior entre  $(1-\Psi)/(1+\Psi)$  e  $(\Psi-1)/(1+\Psi)$

$$\Psi = \frac{E_i t_i}{2 E_o t_o} \quad (A-6)$$

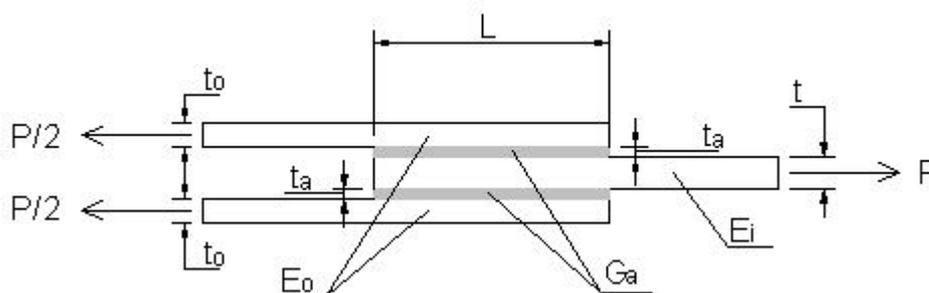


Figura A-4 – Ligação de transpasse duplo.

Verificação da tensão de tração perpendicular ao plano da ligação

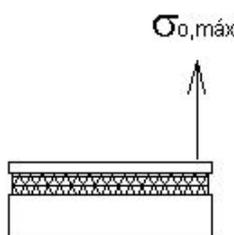


Figura A-5 – Carregamento de tração do adesivo, provocando descolamento do adesivo.

A tensão máxima solicitante no adesivo, no plano perpendicular ao plano da ligação, deve ser menor ou igual à tensão de tração resistente no adesivo

$$\sigma_{0,m\acute{a}x} \leq \sigma_{0,Rd} \quad (A-7)$$

e menor ou igual à tensão de tração resistente ao longo da espessura do aderente

$$\sigma_{0,m\acute{a}x} \leq \sigma_{z,Rd} \quad (A-8)$$

$$\sigma_{0,Rd} = \frac{\sigma_{0,k}}{\gamma_{m,adesivo}} \quad (A-9)$$

$$\sigma_{z,Rd} = \frac{\sigma_{z,k}}{\gamma_{m,aderente}} \quad (A-10)$$

onde  $\sigma_{0,k}$  é a tensão de tração característica do adesivo,  $\gamma_{m, adesivo}$  é o coeficiente de redução de resistência do adesivo,  $\sigma_{z,k}$  é a tensão de tração característica ao longo da espessura do aderente e  $\gamma_{m, aderente}$  é o coeficiente de redução de resistência do aderente.

Para ligações de transpasse ou tala duplos

$$\frac{\sigma_{0máx}}{\sigma} = \tau_{0máx} \left( \frac{3E'_a(1-\nu^2)t_0}{E_0t_a} \right)^{0,25} \quad (A-11)$$

$$E'_a = \left[ \frac{(1-\nu_a)}{(1+\nu_a)(1-2\nu_a)} \right] E_a \quad (A-12)$$

onde  $E'_a$  é o módulo de elasticidade transversal efetivo do adesivo

$\nu$  é o coeficiente de Poisson do aderente externo

$\nu_a$  é o coeficiente de Poisson do adesivo

Tabela A-2 – Propriedades do aderente e do adesivo de epóxi [3].

Aderente		Adesivo	
$\sigma_{z,k}$ (MPa)	94,3	$\sigma_{0,k}$ (MPa)	30
$E_o$ (MPa)	27420	$\tau_{0,k}$ (MPa)	10
$E_i$ (MPa)	27420	$G_a$ (MPa)	371
$\nu$	0,34	$E_a$ (MPa)	950
		$\nu_a$	0,28

Tabela A-3 – Coeficientes de redução das resistências dos materiais.

	$\gamma_m$	Combinações (tab. 2-2)
Aderente	3,54 (tab. 2-10)	combo1
	1,39 (tab. 2-10)	combo2
Adesivo	3,38 (tab.A-4)	combo1
	2,25 (tab.A-4)	combo2

Tabela A-4 – Coeficientes de segurança parciais do adesivo.

Coeficientes	Valor	Descrição
$\gamma_{m1}$	1,5	Propriedades do adesivo típicas ou obtidas na literatura
$\gamma_{m2}$	1,5	Aplicação manual, sem controle da espessura do adesivo
$\gamma_{m3}$	1,5	carga de curta duração
	1,0	carga de longa duração

$$\gamma_m = \gamma_{m1}\gamma_{m2}\gamma_{m3}\gamma_{m4}$$

Utilizou-se o método de dimensionamento apresentado em [3] para ligações do tipo tala dupla, pois não ocorre flexão das chapas. Como são quatro faces coladas, dividiu-se por dois o esforço normal atuante na ligação como se fossem duas ligações de tala dupla. Isto equivale a dimensionar a ligação como do tipo tala simples, considerando-se como largura da ligação todo o perímetro colado e desconsiderando-se a flexão dos aderentes [42]. As propriedades do aderente e do adesivo e os coeficientes de redução de resistência dos materiais adotados são mostrados nas tabelas A-2, A-3 e A-4. As propriedades do adesivo de epóxi foram obtidas do EUROCOMP [3]. No dimensionamento considerou-se a espessura do aderente interno,  $t_i$ , como a soma das espessuras das duas paredes opostas da seção transversal do montante e o módulo de elasticidade do aderente interno,  $E_i$ , igual ao módulo de elasticidade longitudinal do perfil do montante. Considerou-se o aderente externo com as mesmas propriedades do aderente interno.

Para o dimensionamento da ligação diagonal-banzo, tentou-se, primeiramente, utilizar o adesivo de epóxi com espessura de 0,5mm, mas a tensão cisalhante solicitante máxima obtida no adesivo foi maior do que a tensão cisalhante resistente. Então,

aumentou-se a espessura do adesivo para 1,5mm, que é uma espessura grande e mais difícil de ser aplicada.

Para o dimensionamento da ligação montante-banzo, nem a espessura de 1,5mm do adesivo foi suficiente, pois os esforços normais atuantes nos montantes são bem maiores do que os esforços atuantes nos banzos. Então, a ligação moldada não é viável.

### ***Dimensionamento da ligação diagonal-banzo, com nó moldado***

#### **Alternativa 1 - $t_a (m) = 0,0005$**

Cálculo do comprimento da tala

$$t_o (m) = 0,005 = t \quad \Rightarrow \beta/t = 208,11 \quad \therefore c_{\min} (m) = 0,055 \text{ e } L_{\min} (m) = 0,11$$

$$t_i (m) = 0,008$$

$$\text{para ligações moldadas } L \geq 1,5D \text{ e } 25t \quad \therefore L_{\min} (m) = 0,17$$

Adota-se  $L = 0,20m$ .

#### **Cálculo da tensão cisalhante máxima solicitante no adesivo (tala dupla)**

$$F_k \gamma_f (kN) = 62,4/2 \text{ e } w (m) = 0,13 \quad \therefore P_k \gamma_f (kN/m) = 240,0$$

$$\lambda = 110,36; \Psi = 0,8 \text{ e } \Omega = 0,11$$

$$\lambda_c = 11,04$$

$$\tau_{0\max} (kN/m^2) = 7357,6$$

#### **Verificação da tensão cisalhante resistente no adesivo**

$$\tau_{0,Rd} (kN/m^2) = 4444,4 < \tau_{0\max} \Rightarrow \text{não passa}$$

#### **Alternativa 2 - $t_a (m) = 0,0015$**

Cálculo do comprimento da tala

$$t_o (m) = 0,005 = t \quad \Rightarrow \beta/t = 120,15 \quad \therefore c_{\min} (m) = 0,1 \text{ e } L_{\min} (m) = 0,20$$

$$t_i (m) = 0,008$$

para ligações moldadas  $L \geq 1,5D$  e  $25t \therefore L_{\text{mín}} \text{ (m)} = 0,20$

Adota-se  $L = 0,20\text{m}$ .

Cálculo da tensão cisalhante máxima solicitante no adesivo (tala dupla)

$$F_k \gamma_f \text{ (kN)} = 62,4/2 \text{ e } w \text{ (m)} = 0,13 \therefore P_k \gamma_f \text{ (kN/m)} = 240,0$$

$$\lambda = 63,72; \Psi = 0,8 \text{ e } \Omega = 0,11$$

$$\lambda_c = 6,72$$

$$\tau_{0\text{máx}} \text{ (kN/m}^2\text{)} = 4247,9$$

Verificação da tensão cisalhante resistente no adesivo

$$\tau_{0,\text{adm}} \text{ (kN/m}^2\text{)} = 4444,4 > \tau_{0\text{máx}} \Rightarrow \text{passa}$$

Cálculo da tensão máxima de delaminação do adesivo

$$E_a' \text{ (kN/m}^2\text{)} = 1214,5$$

$$\sigma_{0\text{máx}} \text{ (kN/m}^2\text{)} = 3360,6$$

Verificação da tensão de delaminação resistente no adesivo

$$\sigma_{0,\text{adm}} \text{ (kN/m}^2\text{)} = 13333,3 > \sigma_{0\text{máx}} \Rightarrow \text{passa}$$

$$\sigma_{z,\text{adm}} \text{ (kN/m}^2\text{)} = 67768,6 > \sigma_{0\text{máx}} \Rightarrow \text{passa}$$

## ANEXO B – ENSAIOS PARA DETERMINAÇÃO DAS PROPRIEDADES FÍSICAS E MECÂNICAS DO MATERIAL

### B.1 PESO ESPECÍFICO

A balança utilizada foi do tipo Bell Mark 4100, com capacidades máxima e mínima de medida de 4100gf e 200mgf, respectivamente, e sensibilidade de 0,01gf/div. O paquímetro foi da marca Somet, com precisão de 0,05mm/div.

#### B.1.1 Tubo de seção quadrada

Tabela B-1 – Dimensões e pesos dos materiais compósitos testados.

Amostra	l (mm)	w (mm)	h (mm)	Peso ( $\times 10^{-5}$ kN)	Peso específico (kN/m <sup>3</sup> )
1	21,40	8,60	6,40	1,99	16,9
2	21,45	8,40	6,45	1,96	16,8
3	22,50	8,35	6,40	2,07	17,3
4	22,05	8,35	6,40	1,99	16,9
5	21,75	8,30	6,40	1,98	17,1
6	42,01	5,93	5,80	2,57	17,8
7	45,73	19,95	6,62	10,75	17,8
8	24,40	7,00	6,20	1,81	17,1
9	21,75	19,75	6,20	4,57	17,2
10	21,90	19,00	6,58	4,89	17,9
Média					17,3
Desvio padrão					0,4

### B.1.2 Tubo de seção circular

Tabela B-2 – Dimensões e pesos dos materiais compósitos testados.

Tipo de tubo	Tubo	Amostra	V (mm <sup>3</sup> )	Peso (x10 <sup>-5</sup> kN)	Peso específico (kN/m <sup>3</sup> )
59x4,5	1	1	1843,56	3,21	16,5
		2	2214,93	3,18	14,1
	2	3	1977,11	3,11	15,4
		4	1870,66	3,05	16,1
	3	5	2164,90	3,67	16,9
		6	1813,98	3,13	17,3
Média					16,1
Desvio padrão					1,1

Tabela B-3 – Dimensões e pesos dos materiais compósitos testados.

Tipo de tubo	Tubo	Amostra	V (mm <sup>3</sup> )	Peso (x10 <sup>-5</sup> kN)	Peso específico (kN/m <sup>3</sup> )
76x9,3	1	1	3914,01	7,46	19,1
		2	3260,75	5,60	17,2
	2	3	4242,01	7,18	16,9
		4	3194,19	5,33	16,7
	3	5	3702,60	6,50	17,6
		6	3394,59	5,69	17,8
Média					17,6
Desvio padrão					0,8

## B.2 ENSAIOS DE FLEXÃO

*Ensaio de flexão conforme a ASTM D 790-93[37]*

Tabela B-4 – Massas utilizadas.

Massa	1	2	3	4	5	6
Peso (kN)	504,2x10 <sup>-5</sup>	503,0x10 <sup>-5</sup>	499,1x10 <sup>-5</sup>	498,4x10 <sup>-5</sup>	482,6x10 <sup>-5</sup>	487,7x10 <sup>-5</sup>

Tabela B-5 – Dimensões, momentos de inércia e vãos das amostras testadas.

Amostra	b (mm)	h (mm)	c (mm)	I (mm <sup>4</sup> )	L (mm)
1	10,10	5,50	40,10	140,0	360
2	10,10	5,70	40,05	155,9	360
3	9,95	6,05	40,15	183,6	360
4	9,95	5,80	40,1	161,8	360
5	9,95	5,35	40,10	127,0	360

b e h = largura e espessura da amostra no meio do vão; c= comprimento da amostra.

As amostras foram medidas com o paquímetro da marca Somet e com uma régua com precisão de 1mm/div, as massas foram pesadas na balança digital Bell Mark 4100 e as flechas foram medidas com o flexímetro mecânico da marca Kyowa, com sensibilidade de 0,2mm/div.

Tabela B-6 – Resultados dos ensaios de flexão por quatro pontos.

Amostra	Ensaio	1	2	3	4	5	desvio padrão
1	P/δ (kN/m)	5,258	5,245	5,314	-	-	
	$E_{fl}$ (MPa)	25091,8	25029,7	25359,0	-	-	17,5
2	P/δ (kN/m)	6,582	6,536	6,574	-	-	
	$E_{fl}$ (MPa)	31410,1	31190,5	31371,9	-	-	11,7
3	P/δ (kN/m)	8,170	8,377	8,368	8,421	8,052*	
	$E_{fl}$ (MPa)	38988,2	39976,0	39933,0	40186,0	38425,1*	75,9
4	P/δ (kN/m)	8,104	8,187	8,215	8,048	7,977*	
	$E_{fl}$ (MPa)	38673,2	39069,3	39202,9	38406,0	38067,1*	46,8
5	P/δ (kN/m)	6,545	6,619	6,629	6,207*	6,271*	
	$E_{fl}$ (MPa)	31233,5	31586,6	31634,3	29620,5*	29925,9*	95,6

\* Amostras invertidas em relação à posição nos ensaios anteriores.

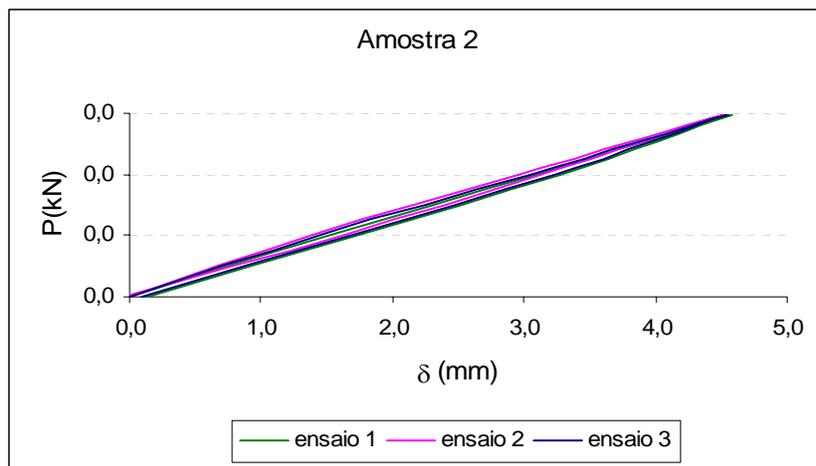


Figura B-1 – Curvas carga x deslocamento obtidas para a amostra 2.

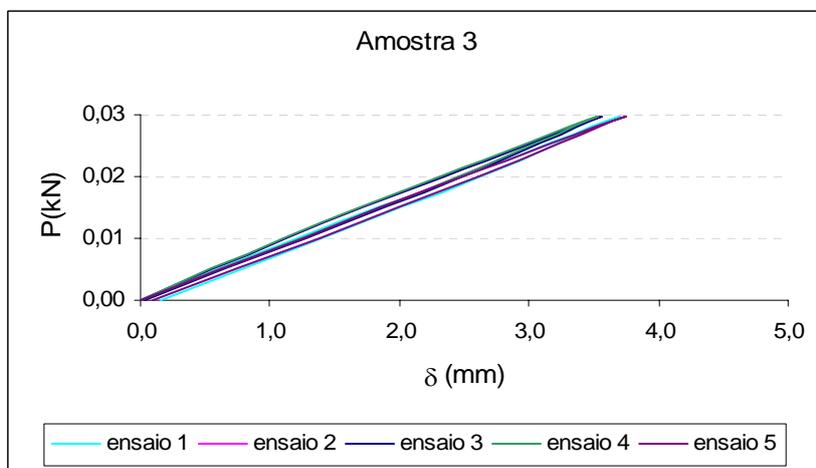


Figura B-2 – Curvas carga x deslocamento obtidas para a amostra 3.

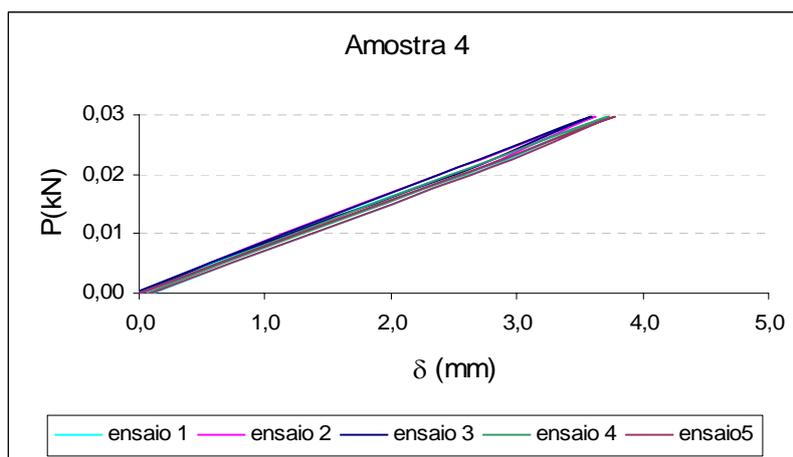


Figura B-3 – Curvas carga x deslocamento obtidas para a amostra 4.

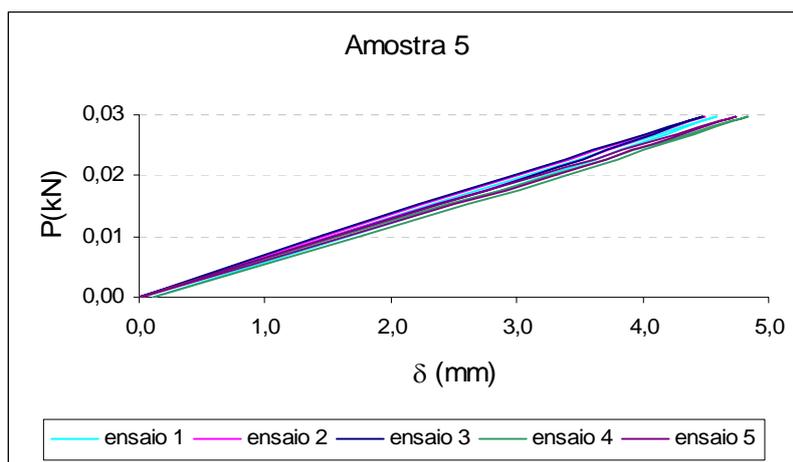


Figura B-4 – Curvas carga x deslocamento obtidas para a amostra 5.

### Ensaio de flexão do tubo

Foram utilizados três pesos de 0,05kN, dois de 0,02kN e dois de 0,01kN, de cada lado do tubo, totalizando 0,42kN. Os pesos foram aplicadas em sete etapas de carregamento e as flechas obtidas no meio do vão foram medidas durante as etapas de carregamento e de descarregamento. Os processos de medição e de cálculo utilizados foram os mesmos do ensaio de flexão das amostras apresentado anteriormente. As dimensões do tubo e o momento de inércia são mostrados na tabela B-7. Os resultados obtidos em cada ensaio são apresentados na tabela B-8.

Tabela B-7 – Dimensões e momento de inércia médio do tubo.

Extremidade	b (mm)	h (mm)	t <sub>1</sub> (mm)	t <sub>2</sub> (mm)	t <sub>3</sub> (mm)	t <sub>4</sub> (mm)
1	50,00	50,00	7,00	6,00	6,50	7,00
2	50,00	50,00	7,00	6,00	6,50	6,90
Média	50,00	50,00	7,00	6,00	6,50	6,95
I <sub>médio</sub> (mm <sup>4</sup> )	370388					

Tabela B-8 – Resultados dos ensaios de flexão do tubo.

Ensaio	1	2	3	4	5	6	7	8
P/δ (kN/m)	9,589	9,567	9,448	9,455	9,463	9,480	9,728	9,730
E <sub>fl</sub> (MPa)	39625,7	39535,2	39043,1	39071,2	39105,5	39174,9	40198,0	40208,8

### **B.3 DESCRIÇÃO DOS ENSAIOS DE TRAÇÃO**

Os equipamentos utilizados nos ensaios são mostrados na figura B-5 e os dados dos corpos de prova e dos reforços das amostras são apresentados na tabela B-9.



Figura B-5 – Equipamentos utilizados no ensaio de tração.

As amostras 1, 2 e 3 foram reforçadas nas extremidades com peças do mesmo material e com espessura constante, conforme se verifica na figura B-6a. Na amostra 1 a ruptura inicial ocorreu na região adjacente ao reforço, por delaminação da camada mais externa (figura B-6b). Essa camada é menos resistente, pois é composta por fibras curtas dispostas aleatoriamente, assumindo a aparência de um véu. Na amostra 2 a ruptura foi por cisalhamento da amostra na região da garra (figura B-7) e na amostra 3 ocorreu a ruptura por cisalhamento do reforço e da amostra na região da garra (figura B-8).

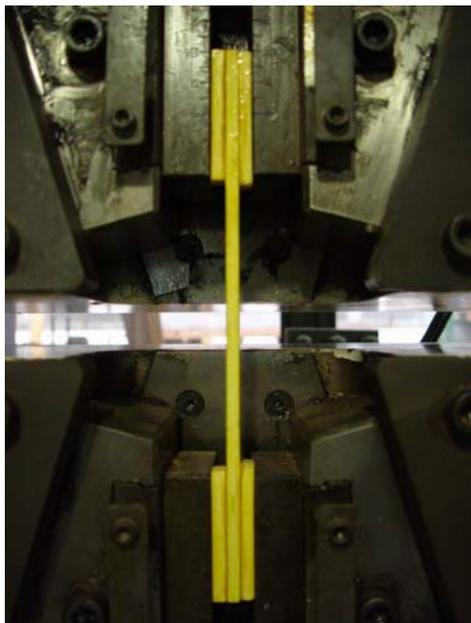
Tabela B-9 – Dados dos corpos de prova e dos reforços da amostras.

Nr	Corpo de prova				Reforço		Observações
	L (mm)	w <sub>méd</sub> (mm)	t <sub>méd</sub> (mm)	A (mm <sup>2</sup> )	L <sub>r</sub> (mm)	material	
1	253	15,10	5,90	89,1	60	compósito	reforço de espessura constante
2	250	15,17	7,10	107,7	60	compósito	
3	250	15,25	7,32	111,6	60	compósito	
5	250	15,25	6,75	102,9	60	alumínio	
6	251	14,45	6,95	100,4	65	alumínio	reforço com mísula
9	298	10,78	6,78	73,0	65	alumínio	
10	299	9,90	6,98	69,1	65	alumínio	
11	302	10,00	5,73	57,3	65	alumínio	
12	301	9,75	6,08	52,2	65	alumínio	
13	297	10,00	6,55	65,5	65	alumínio	
14	301	10,25	6,58	67,4	65	alumínio	
15	297	9,83	6,48	63,6	65	alumínio	
16	300	10,38	6,38	65,7	65	alumínio	
18	261	10,33	5,90	60,9	65	alumínio	
19	262	10,05	6,38	64,1	65	alumínio	
20	400	10,13	4,98	50,4	65	alumínio	reforço com mísula e corpo de prova sem o véu externo
21	400	10,05	4,20	42,2	65	alumínio	
22	400	10,18	2,85	29,0	65	alumínio	

L = comprimento; w<sub>méd</sub> = largura média; t<sub>méd</sub> = espessura média; L<sub>r</sub> = comprimento do reforço.

Tabela B-10 – Tensões de ruptura, módulos de elasticidade e coeficientes de Poisson obtidos nos ensaios de tração.

Amostra	$\sigma_{ruptura}$ (MPa)	E (GPa)	$\nu_{12}$	Início da ruptura
1	425,2	-	-	no corpo de prova, adjacente ao reforço
2	400,1	-	-	
3	412,4	-	-	na região do reforço
5	413,6	-	-	no corpo de prova, adjacente ao reforço
6	395,6	-	-	no corpo de prova, na região da garra
9	443,2	-	-	na região central
10	386,8	-	-	
11	-	28,52	-	ensaio não destrutivo
12	473,2	28,48	-	na região central
13	411,1	26,36	-	
14	448,7	25,74	-	
15	398,4	27,12	-	
16	-	27,10	-	ensaio não destrutivo
18	-	31,49	-	
19	-	26,92	0,342	
20	474,6	-	0,337	na região central
21	427,4	-	-	
22	409,2	-	-	



(a)



(b)

Figura B-6 – Amostra 1: (a) presa nas garras da máquina de ensaio; (b) após o ensaio.



Figura B-7 – Detalhe da amostra 2 após o ensaio.



Figura B-8 – Detalhe da amostra 3 após o ensaio.

A amostra 5 foi reforçada nas extremidades com peças de alumínio. A ruptura iniciou-se na região adjacente ao reforço, por delaminação das camadas mais externas da amostra e propagou-se ao longo da peça (figura B-9).



(a)

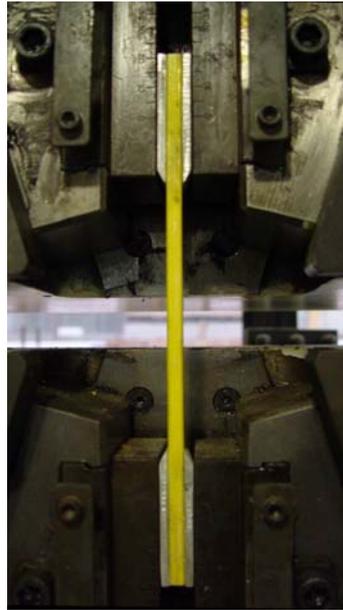


(b)

Figura B-9 – Amostra 5: (a) durante e (b) após o ensaio.

Na amostra 6 utilizou-se reforços de alumínio com mísula (figura B-10a) para que a transferência de tensões do reforço para a amostra ocorresse de maneira mais suave. Mesmo assim, a ruptura ocorreu por cisalhamento da amostra na região da garra (figura B-10b).

A tentativa seguinte de ensaio foi a confecção de amostras mais longas, com 30 centímetros de comprimento em vez de 25 centímetros e com redução da largura da seção, de 15 para 10 milímetros, fora da região do reforço. Testou-se a amostra 9 e a ruptura iniciou-se no meio da peça, nas camadas mais externas (figura B-11a), propagando-se para as fibras mais internas (figura B-11b). O gráfico de carga x deslocamento é mostrado na figura B-12.



(a)



(b)

Figura B-10 – Amostra 6: (a) durante e (b) após o ensaio.



(a)



(b)

Figura B-11 – Amostra 9: (a) durante e (b) após o ensaio.



Figura B-12 – Gráfico carga x deslocamento da amostra 9.

As amostras 10, 11, 12, 13, 14 e 15 têm a mesma geometria da amostra 9 e foram ensaiadas com dois eers colados no centro da amostra. Os sensores são específicos para materiais compósitos e têm comprimento de 5mm.

A amostra 11 foi carregada e descarregada duas vezes, sem que fosse atingida a ruptura. O módulo de elasticidade em cada um dos carregamentos foi obtido a partir das curvas tensão x deformação. As deformações consideradas foram a média dos resultados obtidos nos dois eers e o coeficiente angular da reta foi calculado no intervalo entre  $1000\mu$  e  $3000\mu$ , conforme previsto na norma ASTM adotada. Os módulos de elasticidade obtidos foram 29,0GPa e 28,0GPa. O gráfico de tensão x deformação do primeiro carregamento é apresentado na figura B-13.

Os modos de ruptura das amostras 10, 12, 13, 14 e 15 foram iguais aos da amostra 9 conforme se verifica nas figuras B-15, B-17, B-18, B-20 e B-21. A amostra 13 foi carregada, descarregada e recarregada até a ruptura e os módulos de elasticidade obtidos foram 25,8GPa e 25,7GPa. Os gráficos de tensão x deformação das amostras 10 e 12 são apresentados nas figuras B-14, B-16 e B-19. Nos ensaios verificou-se que os extensômetros para compósito nem sempre medem bem deformações superiores a  $7500\mu$ .

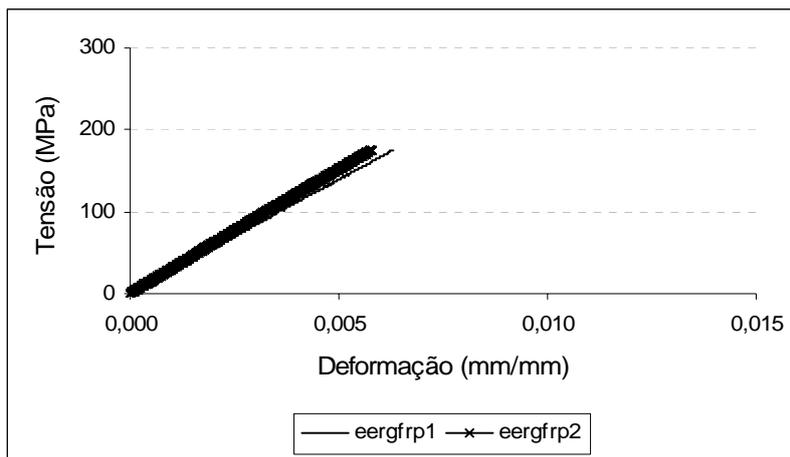


Figura B-13 – Gráfico de tensão x deformação do 1º carregamento da amostra 11.

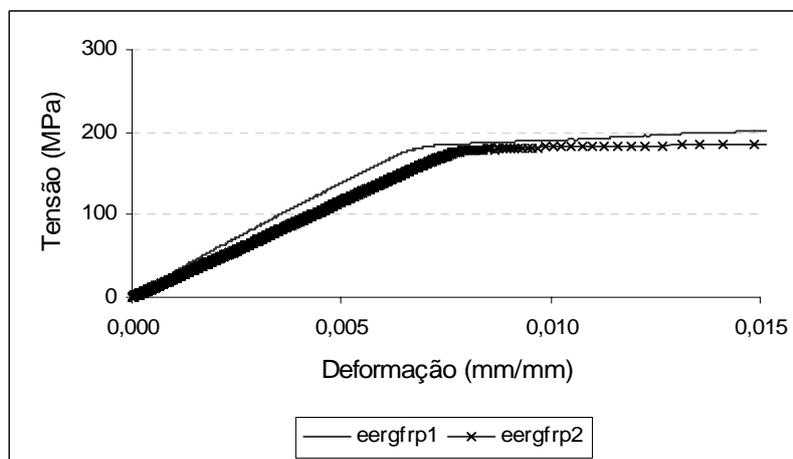


Figura B-14 – Gráfico tensão x deformação da amostra 10.



Figura B-15 – Detalhe da amostra 10 após o ensaio.

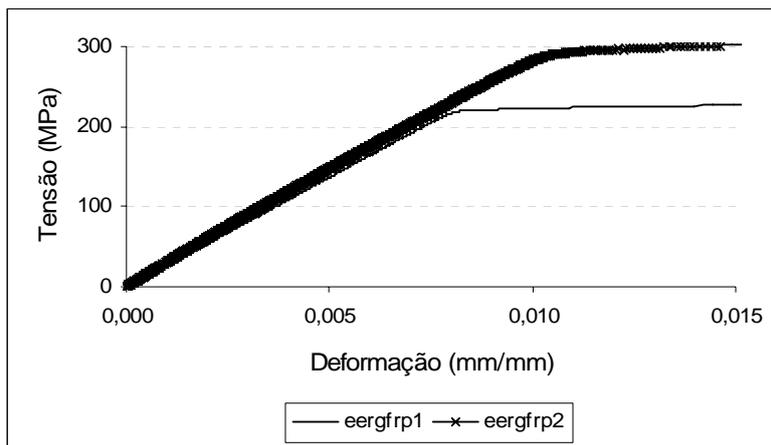


Figura B-16 – Gráfico de tensão x deformação da amostra 12.

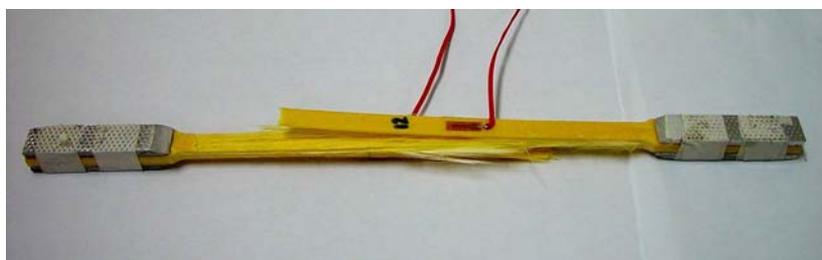


Figura B-17 – Amostra 12 após o ensaio.



Figura B-18 – Amostra 13 após o ensaio.

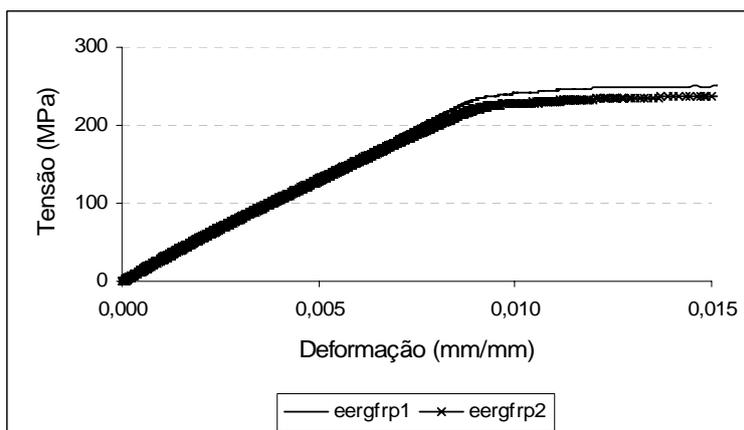


Figura B-19 – Gráfico de tensão x deformação da amostra 13.



Figura B-20 – Detalhe da amostra 14 após o ensaio.

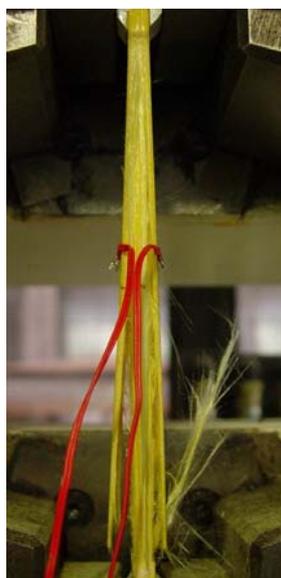


Figura B-21 – Detalhe da amostra 15 durante o ensaio.

As amostras 16, 18 e 19 têm a mesma geometria da amostra 5. Nelas colaram-se eers para aço e para compósito para que se pudesse comparar as medidas de deformação obtidas. As amostras não foram levadas à ruptura.

Na amostra 16 foram colados dois eers para compósito e dois para aço, todos na direção longitudinal. A amostra foi carregada e descarregada três vezes, sem ruptura. Os módulos de elasticidade obtidos foram 26,8GPa, 26,9GPa e 27,6GPa. A curva tensão x deformação do primeiro carregamento é apresentada na figura B-22.

Nas amostras 18 e 19 foram colados dois eers para compósito na direção longitudinal e dois para aço na direção transversal. As curvas tensão x deformação das amostras 18 e 19 são mostradas nas figuras B-23 e B-24, respectivamente. O coeficiente de Poisson de cada amostra foi calculado conforme a equação B-1, no trecho entre  $1000\mu$  e  $3000\mu$  de deformação longitudinal e considerando as médias das deformações longitudinais e transversais.

$$v_{12} = -\frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} \quad (B-1)$$

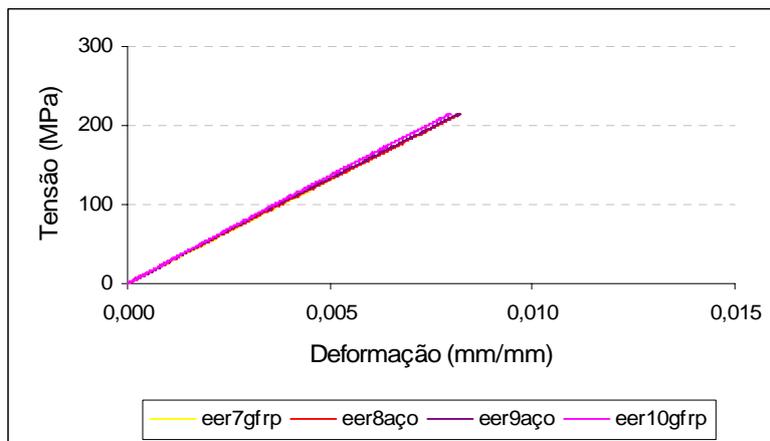


Figura B-22 – Gráfico de tensão x deformação relativa da amostra 16.

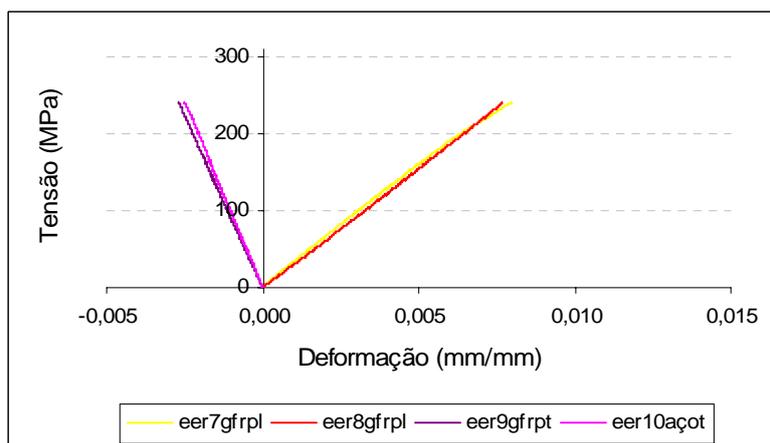


Figura B-23 – Gráfico de tensão x deformação relativa da amostra 18.

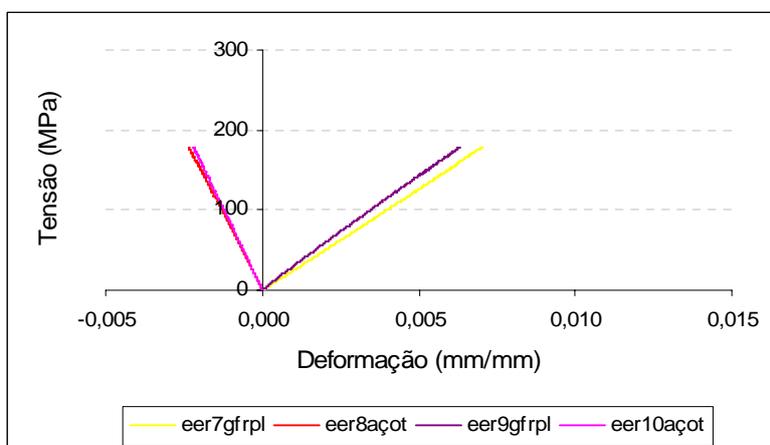


Figura B-24 – Gráfico de tensão x deformação relativa da amostra 19.

Para investigar a influência da camada mais externa, composta pelo véu, na resistência de ruptura do material, ensaiaram-se as amostras 20, 21 e 22 sem essas camadas. As amostras têm 40 centímetros de comprimento, largura constante e reforço de alumínio com mísula. As fotos das amostras durante e após os ensaios são mostradas nas figuras B-25, B-26 e B-27. Os valores de tensão de ruptura dessas três amostras foram superiores a 400MPa, com uma diferença de até 16% entre os resultados. E, de todas as amostras ensaiadas à tração, a amostra 20 foi a que atingiu a maior tensão de ruptura. Pelos resultados obtidos e analisando-se os modos de ruptura de todas as amostras ensaiadas, conclui-se que o véu reduz a resistência à tração do material compósito com fibras longas unidirecionais.



Figura B-25 – Amostra 20 durante o ensaio.



Figura B-26 – Amostra 21 durante o ensaio.



Figura B-27 – Amostra 22 durante o ensaio.

A tensão média de ruptura obtida nos ensaios realizados corresponde a 65% da tensão de ruptura fornecida pelo fabricante (tabela 1-3). A retirada da camada externa de véu das amostras ensaiadas aumentou em 11% a tensão de ruptura.

Nos ensaios verificou-se que os extensômetros para compósito, com cinco milímetros de comprimento, nem sempre mediram bem deformações superiores a  $7500\mu\text{r}$ , possivelmente devido à ruptura da cola (ver figura B-14).

Os valores das deformações obtidos com extensômetros para compósito e para aço ficam bem próximos.

#### **B.4 ENSAIOS LIGAÇÕES PARAFUSADAS**

Ensaíram-se seis ligações parafusadas submetidas ao corte duplo (chapas externas e parafusos de aço e chapa interna de compósito). As chapas (figura B-28) têm, em média, 50mm de largura ( $w$ ), 6mm de espessura ( $t$ ), 30mm de distância entre os furos ( $a$ ), 25mm a 30mm de distância do furo ao bordo tracionado da peça ( $e$ ), furos centralizados com 10mm de diâmetro ( $d_h$ ) e reforço com 35mm de comprimento ( $l_{\text{ref}}$ ). As rupturas das amostras 1, 2, 3 e 6 ocorreram por rasgamento e as rupturas das amostras 4 e 5 ocorreram por contato do furo no parafuso.

As cargas de ruptura ( $F_x$ ) e as tensões de ruptura,  $f_N = F_x/(wt)$  e médias,  $\sigma_{\text{méd}}$ , medidas nos bordos tracionados das chapas são mostradas na tabela B-11. As menores tensões nos bordos foram obtidas nas rupturas por apoio da chapa no parafuso. No gráfico carga x deslocamento da mesa da máquina de ensaio (figura B-29) da amostra 1 (ruptura por rasgamento) verificou-se um só pico de ruptura e na amostra 5 (ruptura por apoio), verificaram-se dois picos de ruptura. Estas observações indicam que a ruptura por rasgamento é uma ruptura mais frágil do que a ruptura por apoio. As tensões médias de ruptura ( $f_N$ ) obtidas nos ensaios das chapas parafusadas foram muito inferiores à

tensão característica de ruptura obtida no ensaio de tração apresentado no item 2.3 (377,1MPa), restringindo a utilização destes tipos de ligações em materiais compósitos pultrudados.

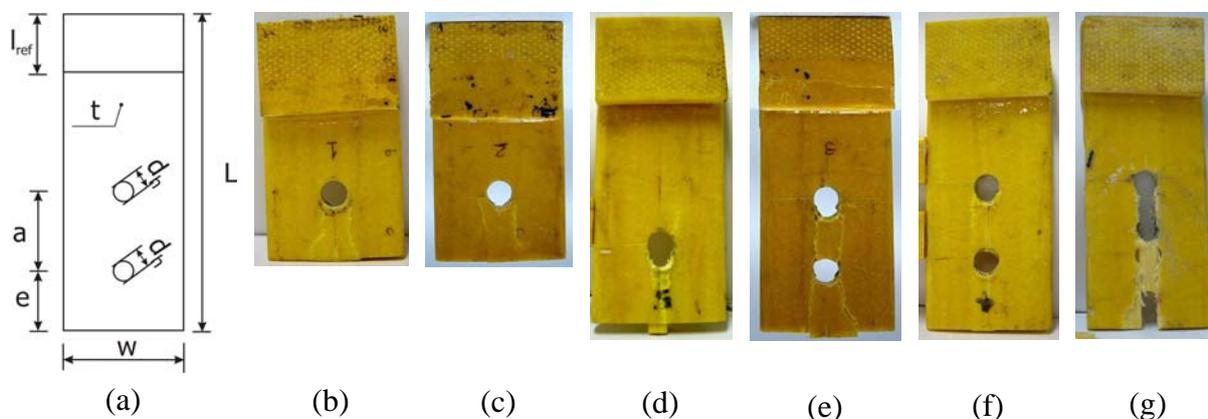
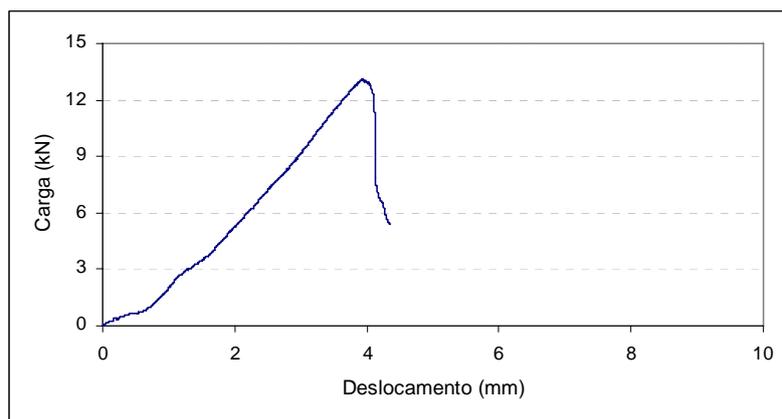


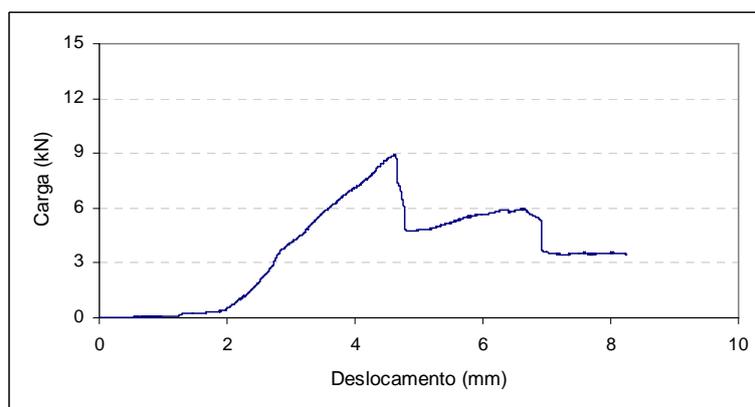
Figura B-28 – (a) Geometria das chapas; amostras: (b) 1; (c) 2; (d) 5; (e) 6; (f) 4; (g) 3.

Tabela B-11 – Cargas e tensões de ruptura nos bordos tracionados das chapas.

Chapa	Amostra	$F_x$ (kN)	$f_N$ (MPa)	$f_{méd}$ (MPa)	Desvio padrão	Tipo de ruptura
1 parafuso	1	13,1	41,9	33,7	7,2	rasgamento
	2	8,8	30,8			rasgamento
	5	9,0	28,4			por apoio
2 parafusos	3	19,8	65,0	59,0	6,6	rasgamento
	4	15,8	52,0			por apoio
	6	18,7	60,0			rasgamento



(a)



(b)

Figura B-29 – Curvas carga x deslocamento da mesa da máq.: amostra (a) 1; (b) 5.

## B.5 ENSAIOS DE LIGAÇÃO COLADA DE DUPLO TRANSPASSE

Preparou-se uma amostra com a geometria mostrada na figura B-30. A amostra é constituída por três chapas de compósito, compondo uma ligação colada de duplo transpasse (figura B-31). As chapas têm duzentos milímetros de comprimento, vinte e cinco milímetros de largura e seis milímetros de espessura. Para a ligação das peças foram utilizados três tipos de resina, duas de poliéster e uma de epóxi. A amostra foi ensaiada seis vezes na máquina Shimadzu do Laboratório de Ensaios Mecânicos da COPPE. Após cada ensaio toda cola era removida, as chapas eram lixadas e nova resina era aplicada. Este procedimento não é adequado, pois a utilização de lixa para a remoção da resina afeta a espessura das chapas, que ficam mais finas na região colada. Os ensaios foram realizados de 24 a 48 horas após a aplicação da resina, que foi curada sob pressão. As chapas foram reforçadas nas regiões em contato com as garras da máquina.

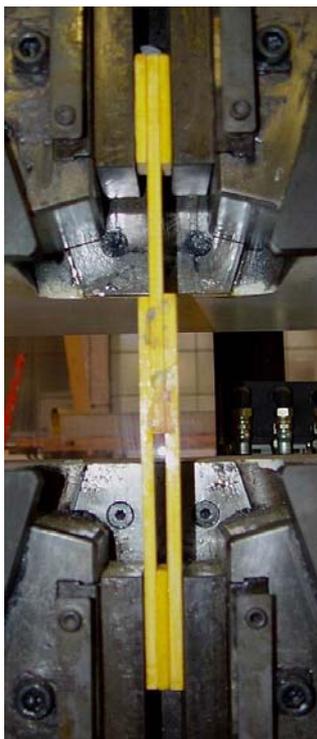


Figura B-30 – Configuração do ensaio de ligação colada.

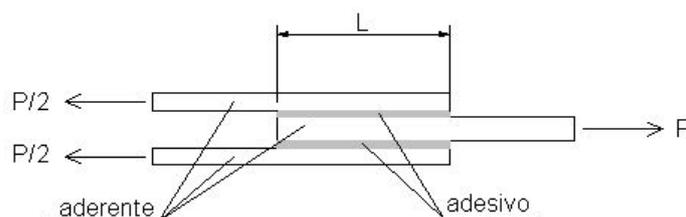


Figura B-31 – Ligação colada de duplo transpasse.

Os dados dos ensaios e os resultados obtidos são apresentados na tabela B-12. Verifica-se que as maiores tensões de cisalhamento na ruptura foram obtidas nos dois últimos ensaios, utilizando-se as resinas de epóxi e de poliéster 2. Nestes ensaios aplicaram-se maiores quantidades de resina. A resina de poliéster1 não aderiu bem às chapas. Seriam necessários mais ensaios com outras amostras, utilizando-se as resinas de epóxi e de poliéster 2, além de outros tipos de cola, na espessura adequada, para se concluir sobre qual é o melhor adesivo a ser empregado. Um detalhe da amostra rompida no ensaio 2 é mostrado na figura B-32. Neste ensaio verificou-se a ruptura do aderente na interface aderente-adesivo.

No dimensionamento de ligações coladas, o EUROCOMP [3] utiliza um adesivo de epóxi cuja resistência cisalhante característica é de 10MPa. Então, os resultados de

tensão cisalhante obtidos nos ensaios 4 e 5 correspondem, respectivamente, a 79% e a 78% do valor apresentado em [3].

Tabela B-12 – Dados e resultados dos ensaios de ligação colada.

Ensaio	Área colada (mm <sup>2</sup> )	Tipo de resina	L (mm)	F <sub>ruptura</sub> (kN)	τ <sub>ruptura</sub> (MPa)
1	1726,3	poliéster 1	70,0	8,23	4,76
2	1726,3	epóxi	70,0	11,20	6,49
3	2958,8	epóxi	120,2	15,42	5,21
4	2907,0	epóxi	118,2	22,98	7,91
5	2827,3	poliéster 2	115,8	22,11	7,82



Figura B-32 – Detalhe da amostra rompida no ensaio 2.

## B.6 ENSAIOS DE LIGAÇÃO POR CONTATO E RESISTÊNCIA À COMPRESSÃO CENTRADA

### B.6.1 Tubos de seção quadrada

Os dados das amostras são apresentados na tabela B-13. Os valores de tensão de ruptura, módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson obtidos para as amostras testadas são apresentados na tabela B-14.

A amostra 2 foi ensaiada com chapas de alumínio coladas nos bordos (figura B-33). Pela figura B-34 verifica-se que houve escoamento do alumínio, confirmado pela curva carga x deslocamento apresentada na figura B-35.

Tabela B-13 – Dados das amostras de tubos de 50mm x 50mm x 6,4mm.

Amostra	$w_{méd}$ (mm)	$t_{méd}$ (mm)	A (mm <sup>2</sup> )	H (mm)	Observações sobre reforços nos extremos do tubo
1	50,9	6,4	1145	149	sem reforço (figuras 3-16 e 3-17)
2	50,9	6,6	1165	153	chapas de alumínio coladas no topo e na base
5	50,6	6,6	1156	150	reforço externo com chapas pultrudadas coladas
6	50,5	6,5	1144	150	reforço externo e interno com cantoneiras pultrudadas coladas (observados defeitos)
7	51,0	6,4	1146	150	reforço interno com cantoneiras pultrudadas e externo com fitas de aço (figuras 3-18)
8	50,3	6,3	1101	140	idem amostra 6 + cintamento com fita de aço
10	50,9	6,5	1154	126	interior preenchido com 2cm de espessura de resina de epóxi e cintamento com fita de aço
11	50,9	6,2	1113	141	cantoneiras coladas internamente e cintamento com fita de aço
12	50,4	6,3	1117	140	interior preenchido com 2cm de resina de epóxi, anel externo de resina ( $\phi=10$ cm) + cintamento com braçadeira (figura 3-19)
13	51,0	6,2	1114	149	idem amostra 12, mas com anel de resina de $\phi=8$ cm (figuras 3-20)
14	51,0	6,6	1164	149	idem amostra 13, mas com resina de poliéster
15	50,9	6,4	1142	150	interior preenchido com 2cm de resina de epóxi
17	50,6	6,3	1112	149	idem amostra 13
18	50,8	6,3	1116	104	
19	50,9	6,4	1131	123	
22	50,4	6,2	1101	133	
23*	51,7	6,6	1183	120	idem amostra 22
24	50,9	6,4	1132	98	
24a	50,9	6,4	1132		reaproveitamento da amostra 24, mas foi ensaiada sem o cintamento
25	51,0	6,4	1143	102	interior preenchido com 2cm de resina de epóxi e cintamento externo por barras de aço parafusadas
26	50,9	6,3	1121	109	

$w_{méd}$  = largura média da seção;  $t_{méd}$  = espessura média da seção; H = altura do tubo; \* reaproveitamento da amostra já ensaiada (com algum dano).

Tabela B-14 – Tensões de ruptura, módulos de elasticidade e coeficientes de Poisson dos tubos de 50mm x 50mm x 6,4mm.

Amostra	$f_{ruptura}$ (MPa)	E (GPa)	$\nu_{12}$	Observações
1*	199,4	-	-	-
2	165,8	-	-	plastificação da chapa de alumínio
5	147,9	-	-	corte da superfície de contato fora de esquadro
6	181,4	-	-	-
7*	211,2	-	-	-
8	147,6	-	-	corte da superfície de contato fora de esquadro
10*	204,5	26,1	-	-
11	183,2	25,6	-	-
12*	230,6	29,8	0,45	-
13*	236,6	31,6	0,44	-
14	120,3	30,7	0,42	ruptura do anel de resina seguida de ruptura da braçadeira
15	134,5	28,8	0,44	corte da superfície de contato fora de esquadro
17	126,0	32,7	0,41	ruptura do anel de resina
18*	271,2	32,4	0,44	-
19	185,3	32,5	0,42	-
22	227,1	28,7	-	-
23	156,3	-	-	amostra reaproveitada (com algum dano inicial)
24	190,7	32,4	0,55	corte da superfície de contato fora de esquadro
24	171,3	-	-	amostra reaproveitada (com algum dano inicial)
25*	199,1	27,9	0,52	-
26	132,4	29,8	0,39	cinta de barras parafusadas frouxa
Média	-	30,0	0,43	-
D.padrão	-	2,40	0,05	-

\* amostras consideradas no cálculo da média e do desvio padrão da tensão de ruptura



Figura B-33 – Amostra 2 após o ensaio.



Figura B-34 – Detalhe das chapas de alumínio após o ensaio.

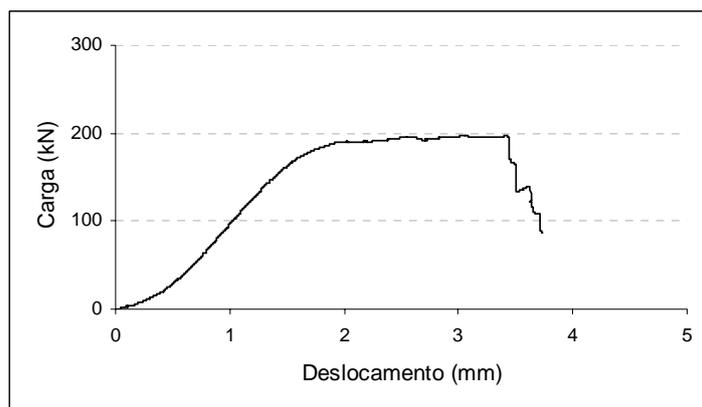


Figura B-35 – Gráfico carga x deslocamento da amostra 2.

A amostra 5 foi ensaiada com chapas do próprio material coladas externamente nas extremidades do tubo (figura B-36a). As chapas descolaram umas das outras e a amostra rompeu de modo muito localizado em um dos bordos (figura B-36a).

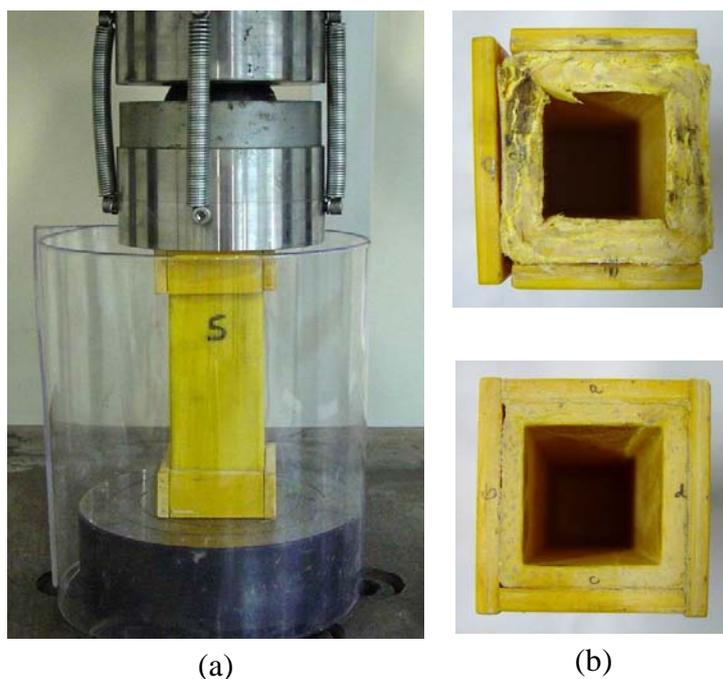


Figura B-36 – Amostra 5: (a) vista longitudinal; (b) seção transversal.

Como tentativa para conter a ruptura localizada na extremidade do tubo e possibilitar que o material rompesse sob ação de tensões maiores, ensaiou-se a amostra 6 com cantoneiras do próprio material coladas externamente e internamente nas extremidades do tubo (figura B-37a). Contudo duas cantoneiras externas descolaram (figura B-37a) e a amostra rompeu nesse bordo.

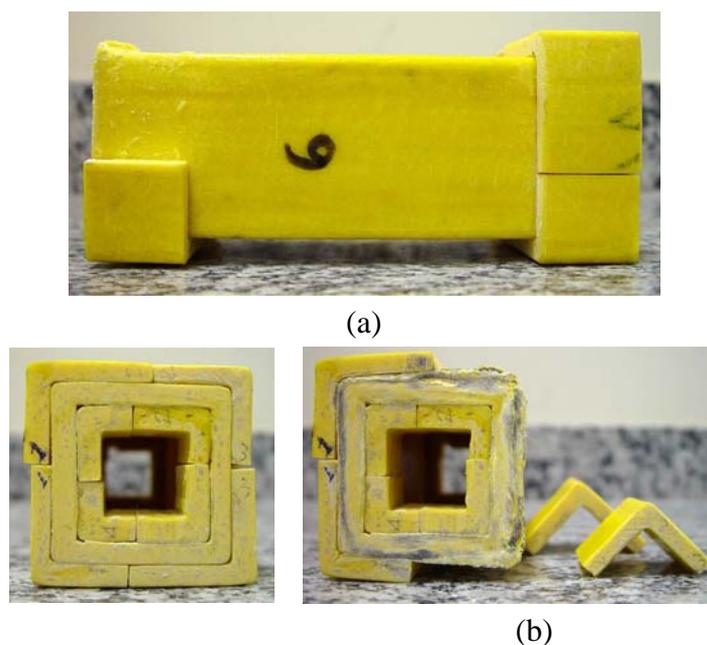


Figura B-37 – Amostra 6: (a) vista longitudinal; (b) seção transversal.

Ensaio-se a amostra 8 com duas fitas de aço de  $\frac{3}{4}$ " amarradas externamente, além das cantoneiras coladas internamente e externamente nas extremidades do tubo (figura B-38a). A ruptura, localizada em um dos bordos, é mostrada na figura B-38b. O gráfico carga x deslocamento é apresentado na figura B-39.

As fitas de aço adotadas funcionam como um cintamento ativo, pré-comprimindo o material. No entanto, como o perfil do tubo tem seção quadrada, a fita não se molda completamente a sua superfície, deixando espaço entre os dois e diminuindo a eficiência deste cintamento.

Na amostra 10 não foram utilizadas cantoneiras. O tubo foi preenchido internamente com dois centímetros de espessura de resina de epóxi e cintado externamente com fitas de aço de  $\frac{3}{4}$ " (figura B-40). Como tentativa para aumentar a eficiência do cintamento, também preencheu-se os espaços vazios entre as fitas e o tubo com a resina. A ruptura iniciou-se em um dos bordos, propagou-se longitudinalmente pelas quinas e culminou na ruptura transversal das fibras no meio da amostra (figuras B-40a e B-40b). Pela figura B-40c verifica-se que os bordos foram pouco danificados. Utilizou-se quatro extensômetros específicos para materiais compósitos e o diagrama tensão x deformação é mostrado na figura B-14.

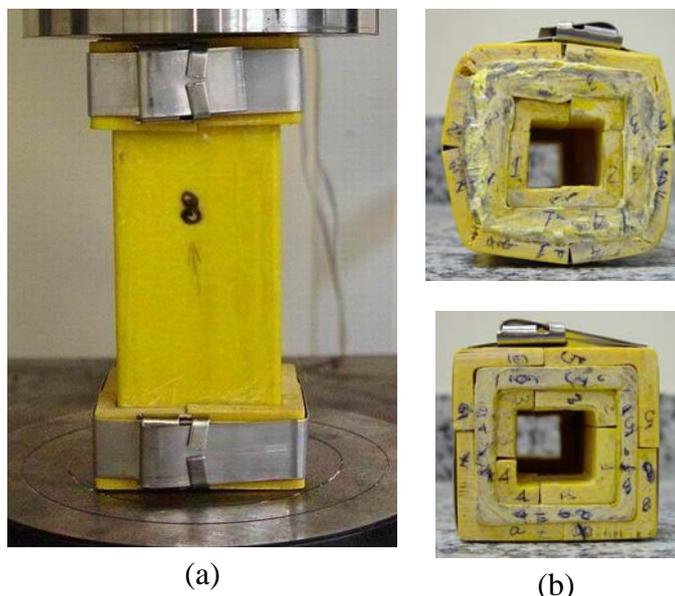


Figura B-38 – Amostra 8: (a) vista longitudinal; (b) seção transversal.

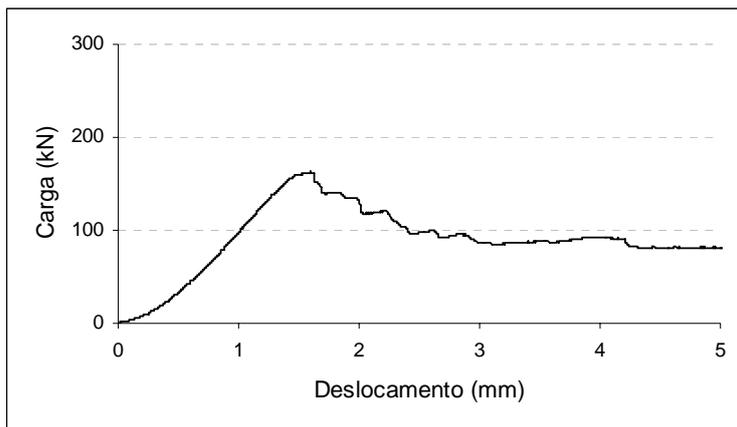


Figura B-39 – Gráfico carga x deslocamento da amostra 8.

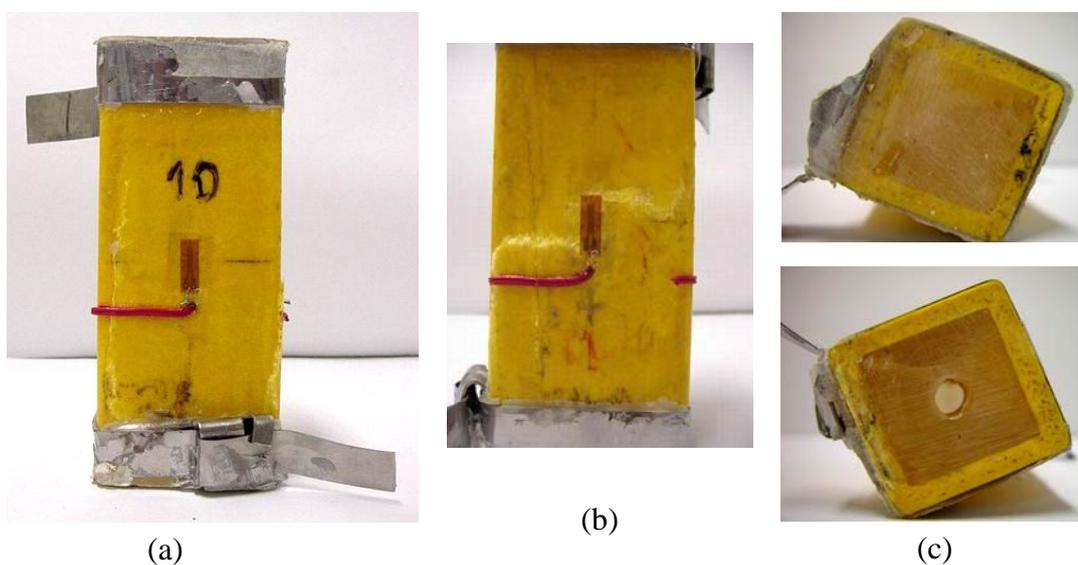


Figura B-40 – Amostra 10: (a) vista longitudinal; (b) detalhe; (c) seção transversal.

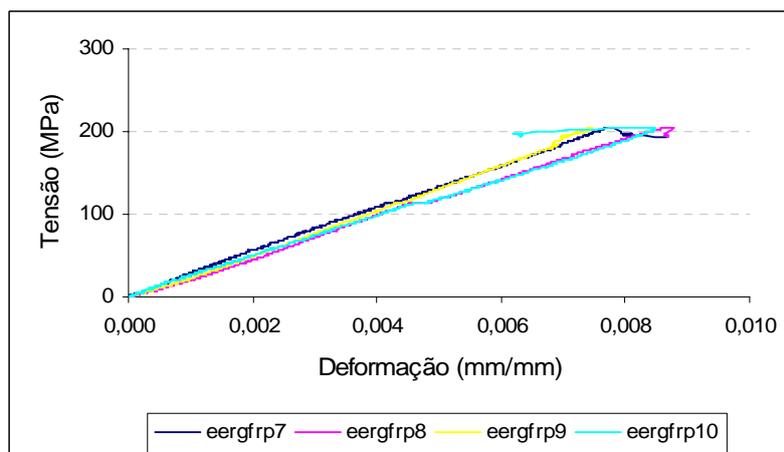


Figura B-41 – Gráfico tensão x deformação da amostra 10.

A diferença entre a configuração da amostra 10 e da amostra 11 foi o preenchimento do interior do tubo com dois centímetros de espessura de resina de epóxi, em vez da utilização de cantoneiras internas (figuras B-42). O selo, que prende a fita, é mais largo do que esta, então é ele que tangencia o bordo da amostra e não a fita. Desta maneira, sem as cantoneiras externas e com a fita na posição mais elevada, os bordos externos da amostra ficaram desprotegidos. A ruptura da amostra ocorreu em um dos bordos e o gráfico de tensão x deformação é mostrado na figura B-43.

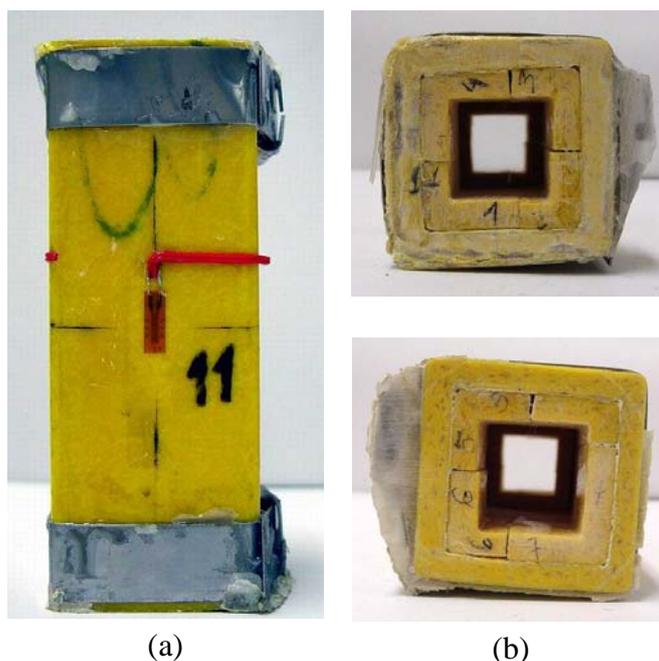


Figura B-42 – Amostra 11: (a) vista longitudinal; (b) seção transversal.

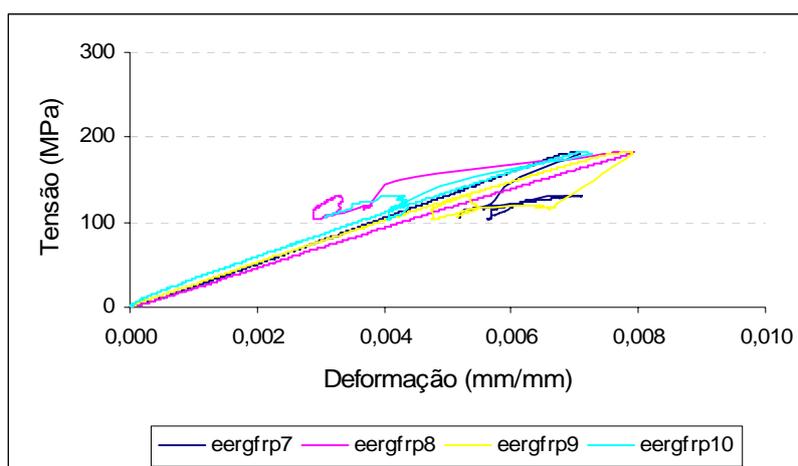


Figura B-43 – Gráfico de tensão x deformação da amostra 11.

Para melhorar o cintamento do tubo passou-se a moldar um anel de resina externamente aos tubos. Então, a amostra 12 foi ensaiada com o tubo preenchido

internamente e confinado externamente pela resina de epóxi e cintado por braçadeira parafusada (figura B-44). O anel de resina tem dez centímetros de diâmetro e dois centímetros de espessura. A amostra rompeu logo abaixo do anel de resina. Neste ensaio dois eers foram colados na direção longitudinal e outros dois na direção transversal, sendo todos para compósito. O gráfico de tensão x deformação obtido é mostrado na figura B-16.

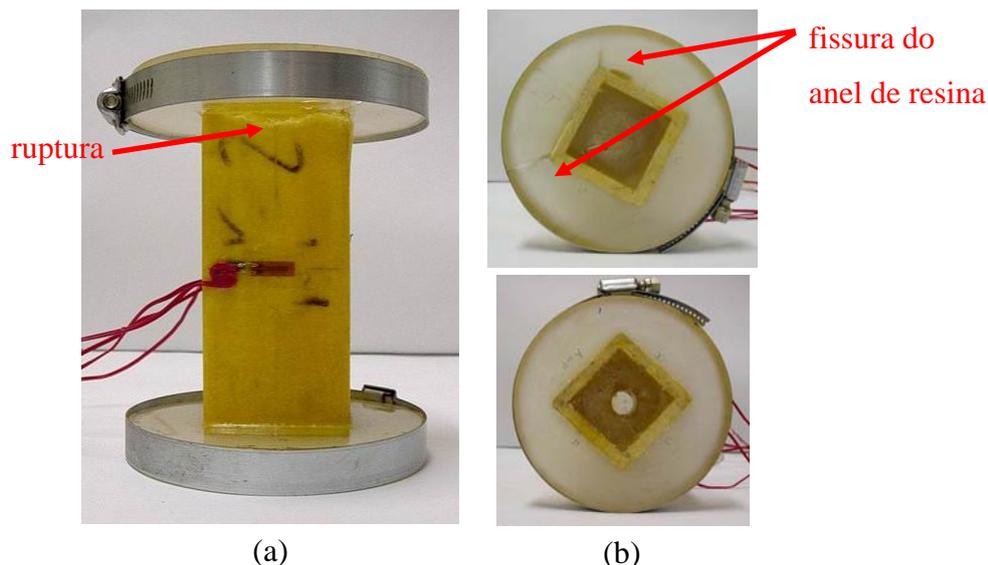


Figura B-44 – Amostra 12 (grupo 3): (a) vista longitudinal; (b) seção transversal.

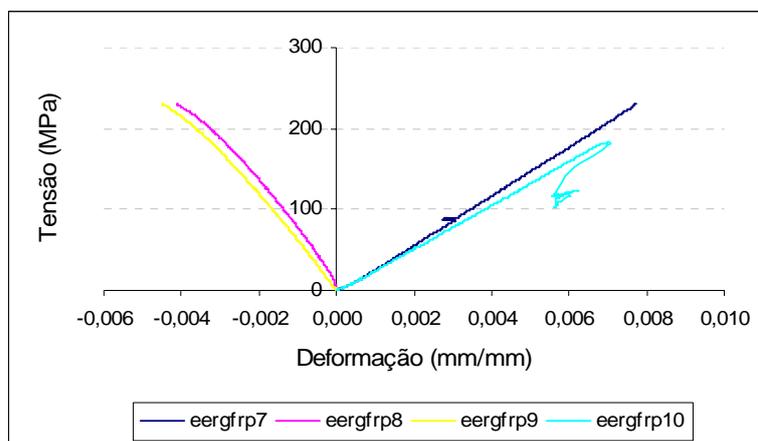


Figura B-45 – Gráfico de tensão x deformação da amostra 12.

Ensaiou-se a amostra 13 com a mesma configuração da amostra 12, porém com o anel de resina com oito centímetros de diâmetro. Durante o ensaio uma das braçadeiras sofreu colapso e a amostra rompeu conforme a figura B-46. Após a ruptura da braçadeira, a ruptura do anel se iniciou na direção dos vértices do tubo, com menor espessura de resina. Neste ensaio também se utilizaram dois eers colados na direção

longitudinal e outros dois na direção transversal, mas em cada direção havia um strain-gage para compósito e um para aço. Os gráficos de carga x deslocamento e tensão x deformação são apresentados nas figuras B-47 e B-48.

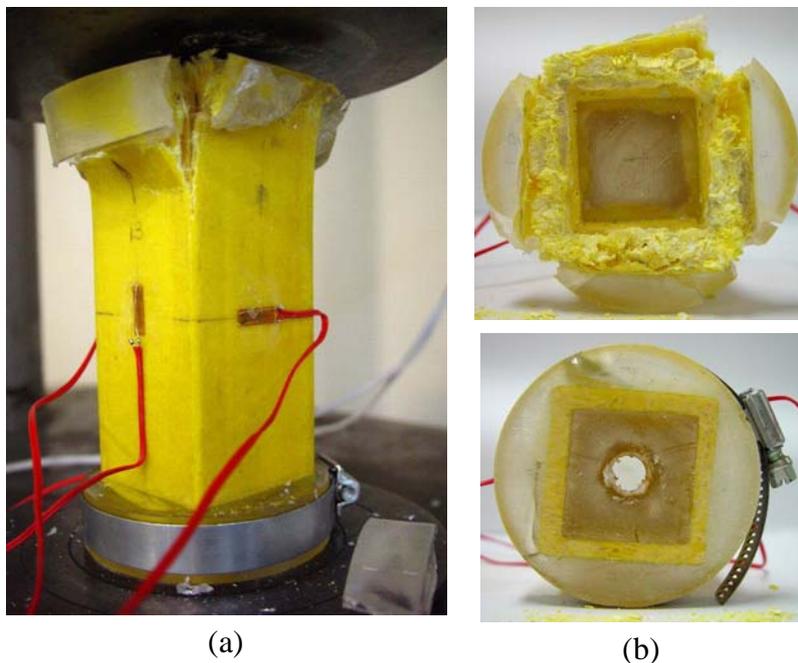


Figura B-46 – Amostra 13: (a) vista longitudinal; (b) seção transversal.

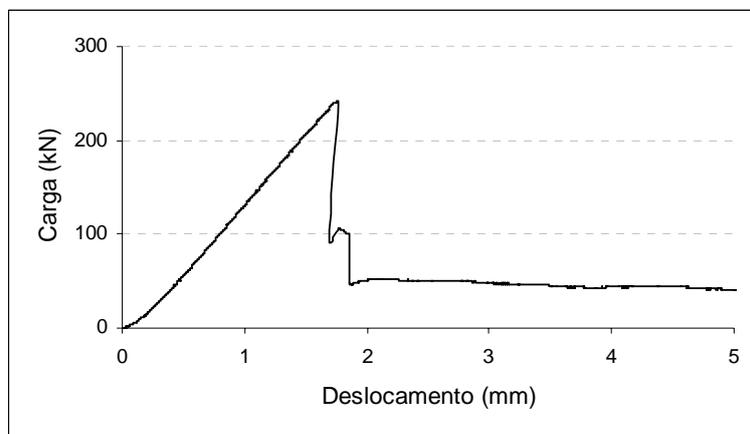


Figura B-47 – Gráfico de carga x deslocamento da amostra 13.

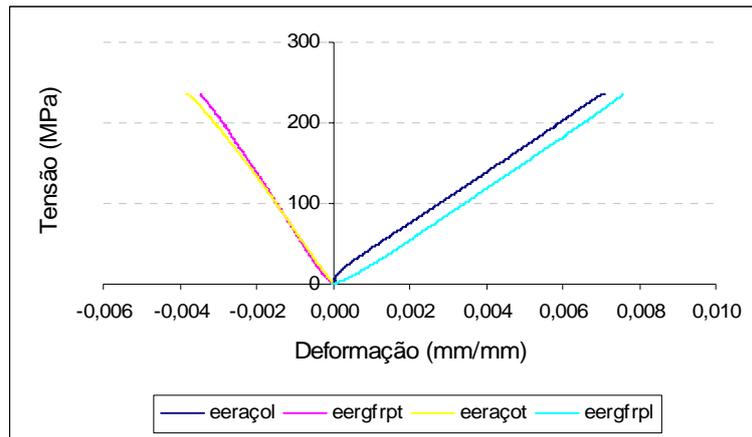


Figura B-48 – Gráfico de tensão x deformação da amostra 13.

A amostra 14 foi ensaiada conforme a amostra 13, mas com o uso de resina de poliéster em vez de resina de epóxi. Novamente, uma das braçadeiras arrebitou e o tubo rompeu de maneira bem localizada nesta borda. A resina de poliéster é menos resistente do que a resina de epóxi e na figura B-49 nota-se que ela rompeu nas duas extremidades do tubo, diferentemente da amostra 13. Os de gráficos de carga x deslocamento e tensão x deformação são apresentados nas figuras B-50 e B-51. Utilizaram-se quatro eer's para aço, sendo dois colados na direção longitudinal e outros dois na direção transversal.

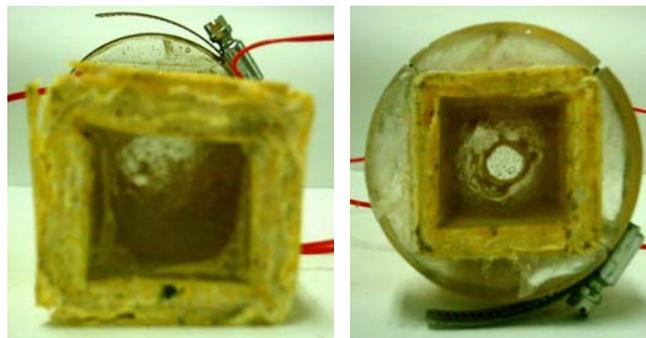


Figura B-49 – Detalhes dos bordos da amostra 14 após o ensaio.

A amostra 15 é composta apenas pelo tubo preenchido internamente nos bordos com dois centímetros de resina de epóxi. Conforme esperado, o modo de ruptura ocorreu em um dos bordos da peça. O gráfico de tensão x deformação é mostrado na figura B-52. Utilizaram-se quatro eer's, sendo um de cada tipo, para compósito e para aço, em cada direção.

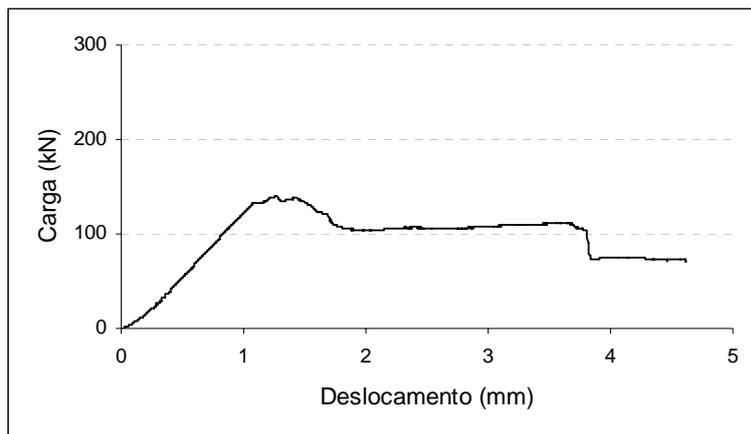


Figura B-50 – Gráfico de carga x deslocamento da amostra 14.

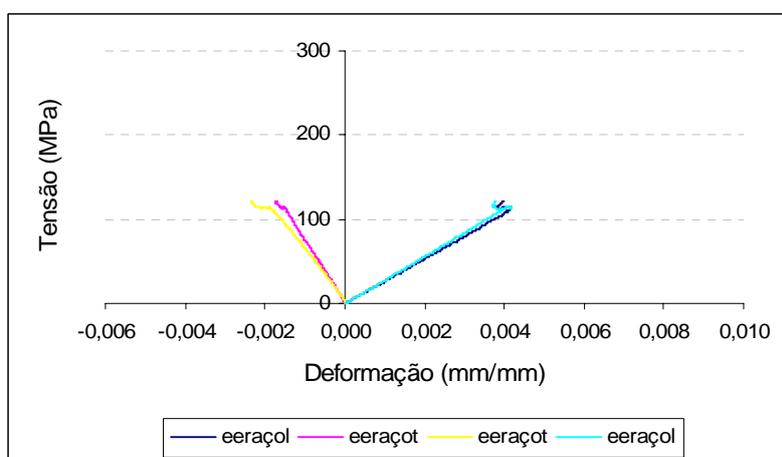


Figura B-51 – Gráfico de tensão x deformação da amostra 14.

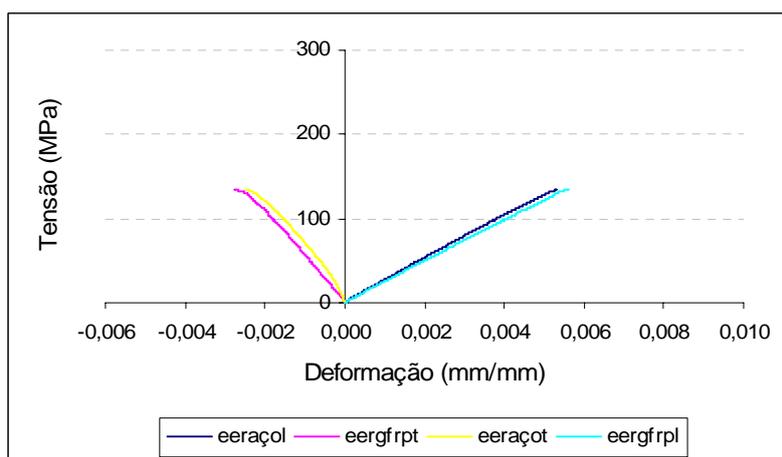


Figura B-52 – Gráfico de tensão x deformação da amostra 15.

As amostras 17, 18 e 19 foram ensaiadas com a mesma configuração da amostra 13. A ruptura da amostra 17 foi bem localizada em um dos bordos do tubo (figura B-53). Utilizaram-se somente eer's de aço e o gráfico de tensão x deformação é

mostrado na figura B-54. A ruptura da amostra 18 começou em um dos bordos e propagou-se até o meio da amostra (figura B-55). O gráfico de tensão x deformação é apresentado na figura B-56, tendo sido utilizados somente eer's de aço. A ruptura da amostra 19 localizou-se em um dos bordos (figura B-57). O gráfico de tensão x deformação é apresentado na figura B-58, tendo sido utilizados somente eer's de aço.

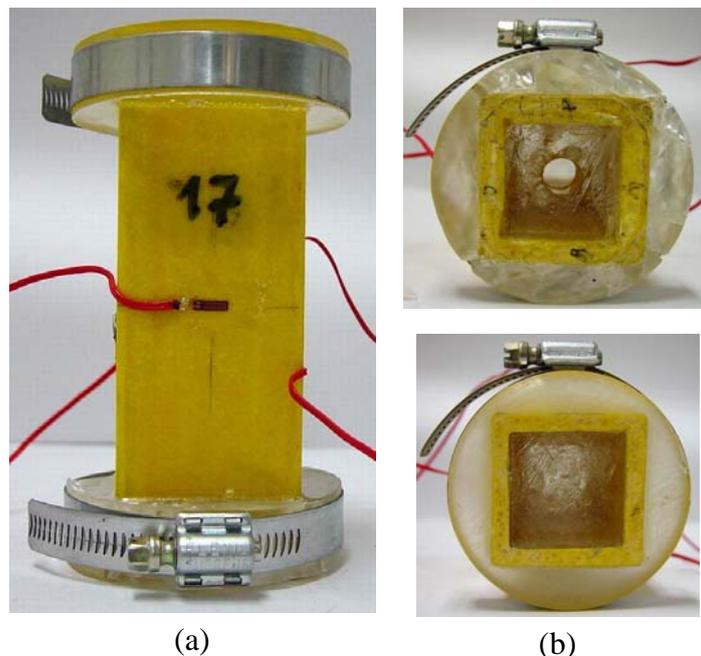


Figura B-53 – Amostra 17: (a) vista longitudinal; (b) seção transversal.

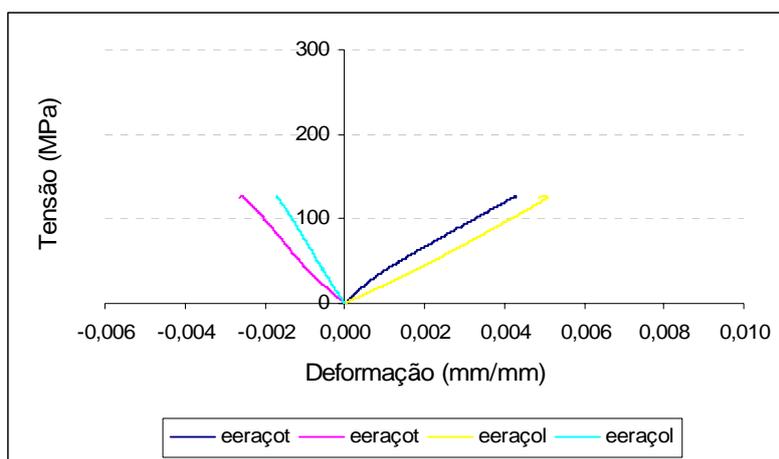


Figura B-54 – Gráfico de tensão x deformação da amostra 17.

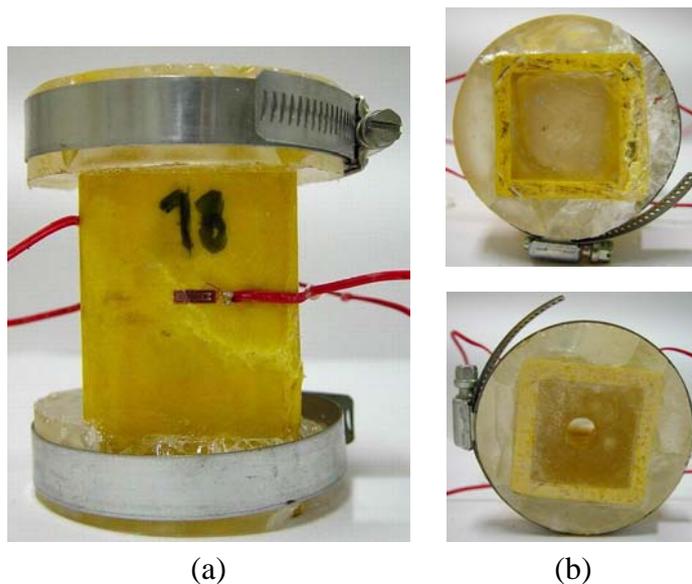


Figura B-55 – Amostra 18: (a) vista longitudinal; (b) seção transversal.

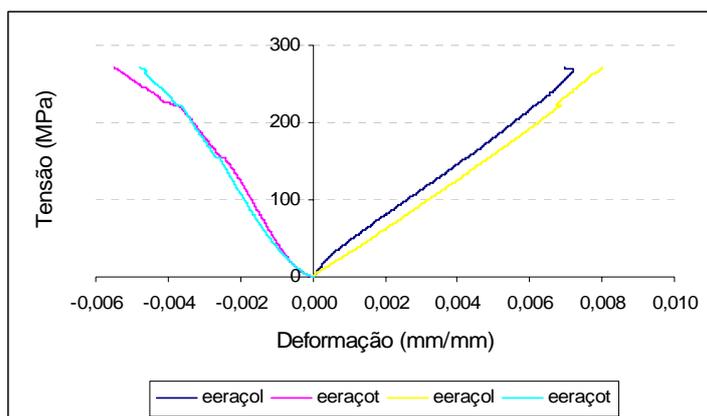


Figura B-56 – Gráfico de tensão x deformação da amostra 18.

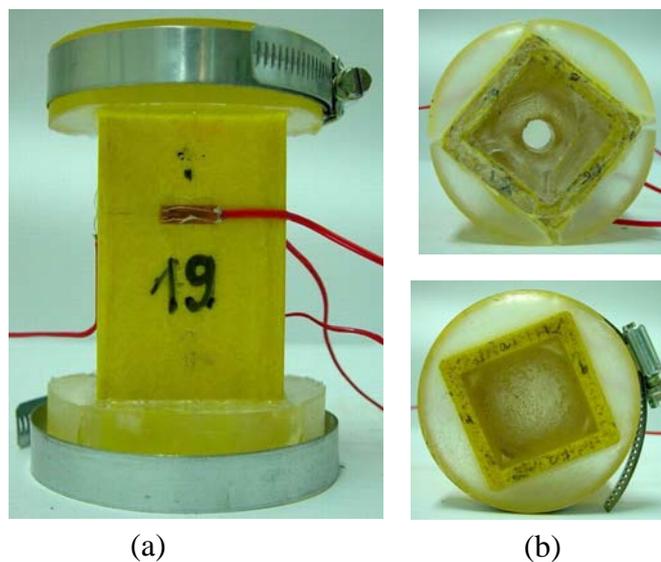


Figura B-57 – Amostra 19: (a) vista longitudinal; (b) seção transversal.

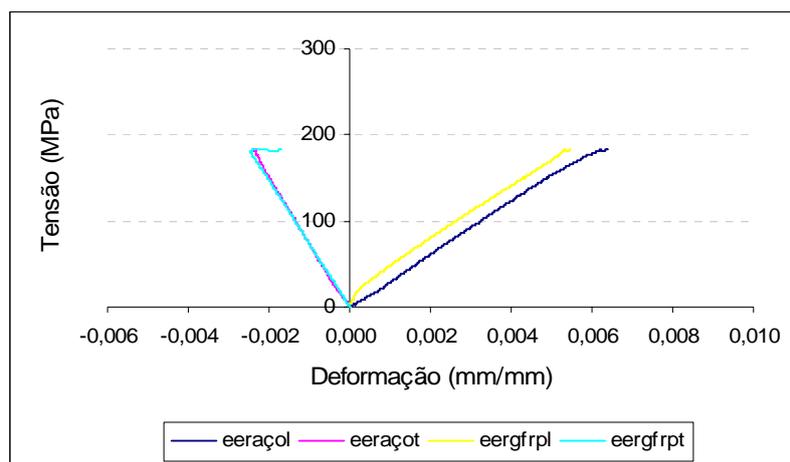


Figura B-58 – Gráfico de tensão x deformação da amostra 19.

As amostras 22, 23, 24, 25 e 26 foram ensaiadas com o tubo preenchido internamente nos bordos com dois centímetros de resina de epóxi e cintado por barras de aço unidas por parafusos.

A ruptura inicial da amostra 22 (figura B-59) ocorreu em um dos bordos e foi contida pela cinta, conforme se verifica pela curva carga x deslocamento (figura B-60). Interrompeu-se o ensaio antes da ruptura total do tubo, que foi ensaiado com quatro extensômetros de aço, sendo dois longitudinais e dois transversais. Um dos extensômetros transversais não mediu bem as deformações, por isso o valor do coeficiente de Poisson calculado foi desprezado. O gráfico de tensão x deformação é apresentado na figura B-61.

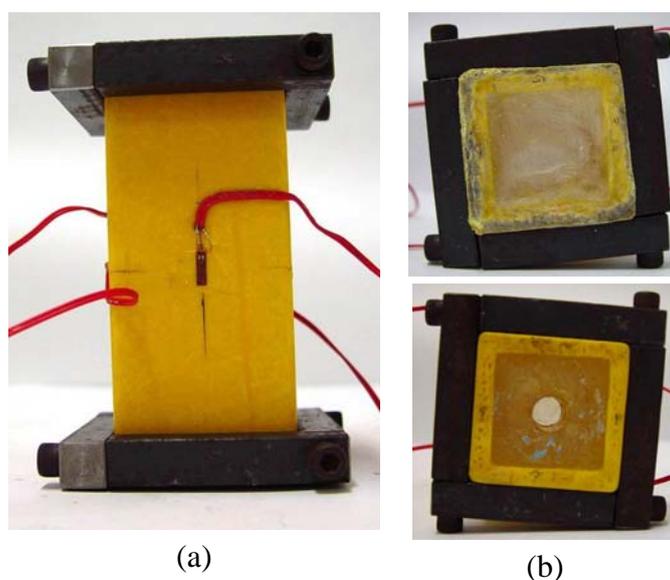


Figura B-59 – Amostra 22: (a) vista longitudinal; (b) seção transversal.

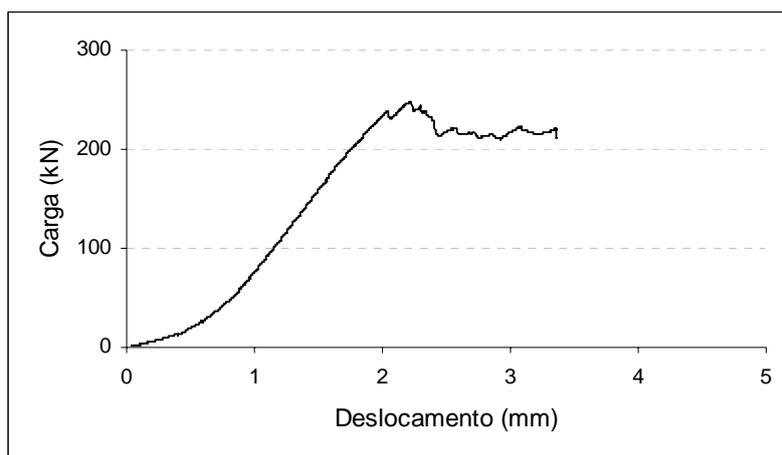


Figura B-60 – Gráfico de carga x deslocamento da amostra 22.

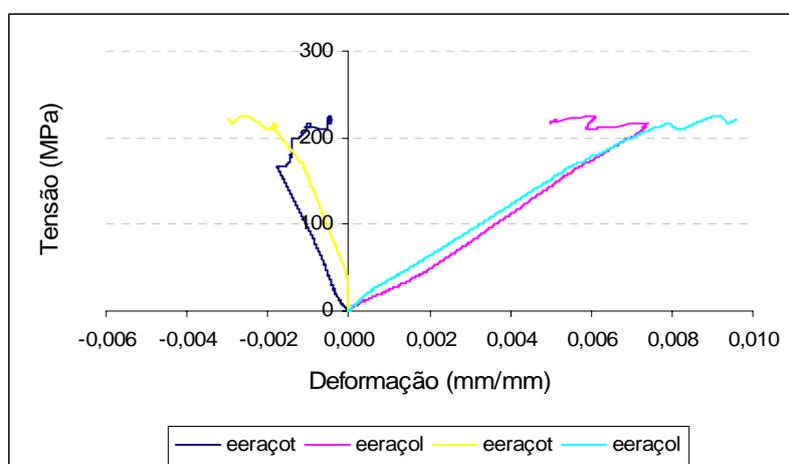


Figura B-61 – Gráfico de tensão x deformação da amostra 22.

A amostra 23 foi um reaproveitamento da amostra 5. Cortou-se o bordo inferior danificado e retirou-se as chapas do bordo não danificado. A ruptura da amostra 23 iniciou-se no bordo em que anteriormente existiam as chapas e se propagou pelo tubo (figura B-62).

A amostra 24 foi um reaproveitamento da amostra 19. Cortou-se o bordo inferior danificado e retirou-se o anel de resina do bordo superior. A ruptura da amostra 24 localizou-se no bordo inferior do tubo, escondida embaixo da cinta parafusada (figura B-63). O gráfico de tensão x deformação é apresentado na figura B-64. O coeficiente de Poisson calculado ficou bem acima do valor esperado.

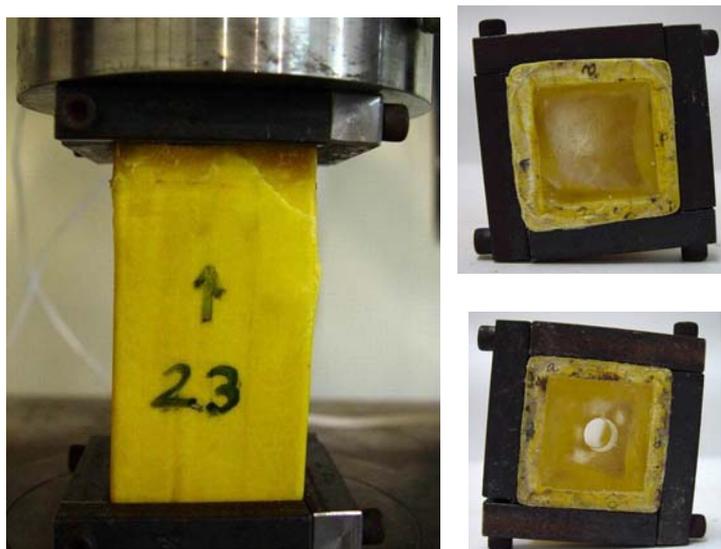


Figura B-62 – Amostra 23: (a) vista longitudinal; (b) seção transversal.



Figura B-63 – Amostra 24: (a) vista longitudinal; (b) seção transversal.

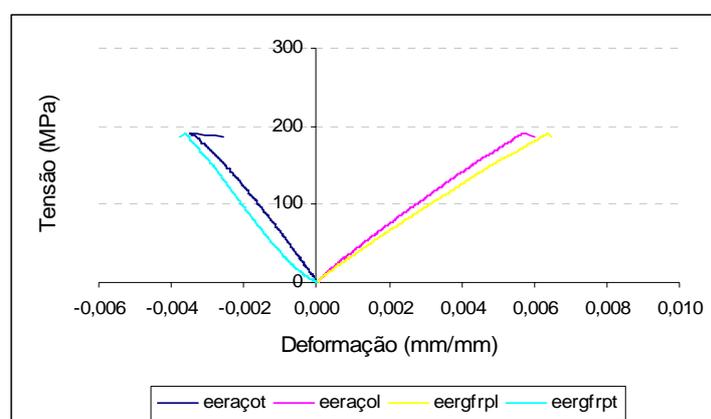


Figura B-64 – Gráfico de tensão x deformação da amostra 24.

A amostra 24a foi um reaproveitamento da amostra 24, cortando-se os bordos danificados. A amostra 24a foi ensaiada sem a cinta parafusada e a sua ruptura iniciou-se em um dos bordos, propagando-se pela amostra (figura B-65). Quer-se ressaltar que as faces superior e inferior do tubo não estavam paralelas, o que, provavelmente, afetou a sua resistência final. Os extensômetros não mediram bem, por isso não foram considerados.

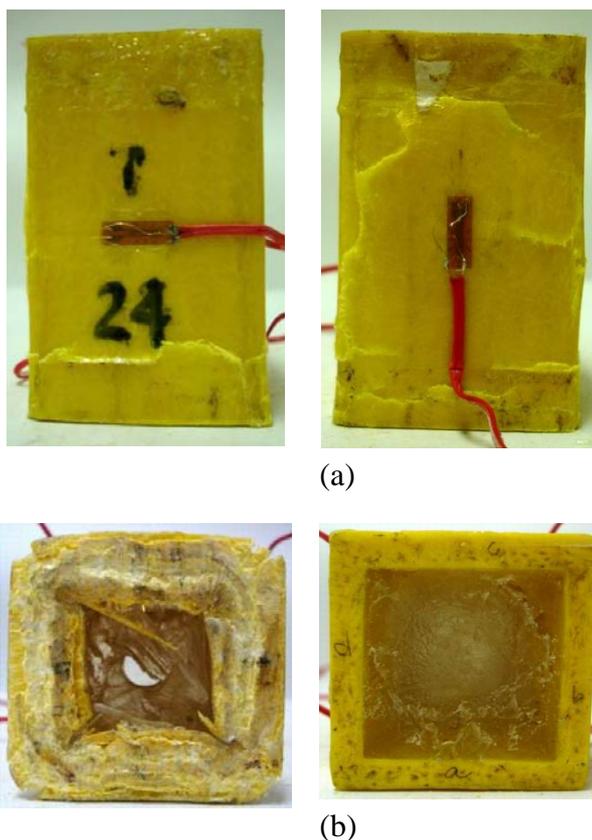
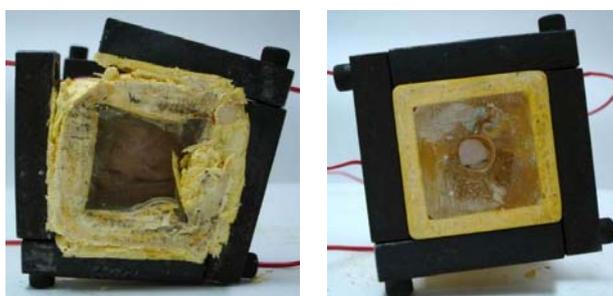


Figura B-65 – Amostra 24: (a) vistas longitudinais; (b) seção transversal.

No ensaio da amostra 25, um dos parafusos de união das barras rompeu, por tração, culminando na ruptura da amostra (figura B-66). Assim como na amostra 22, verifica-se o efeito do cintamento na curva de carga x deslocamento obtida (figura B-67). O coeficiente de Poisson calculado ficou bem acima do valor esperado.



(a)



(b)

Figura B-66 – Amostra 25: (a) vista longitudinal; (b) seção transversal.

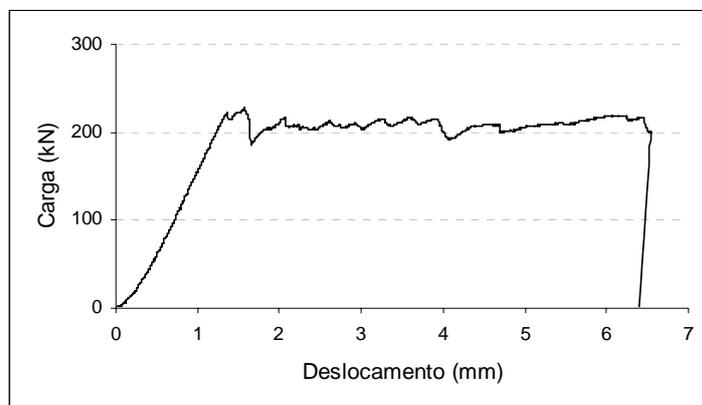


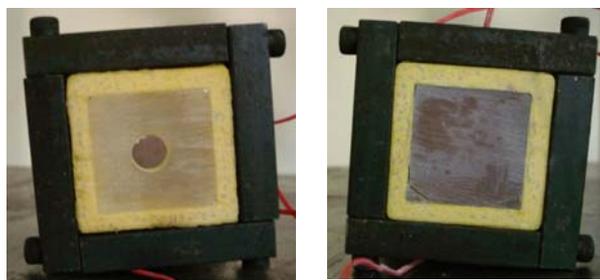
Figura B-67 – Gráfico de tensão x deformação da amostra 25.

A amostra 26 foi carregada até 65kN, descarregada e recarregada até a ruptura. Tentou-se apertar as cintas parafusadas, mas uma delas ficou frouxa e saiu da posição no decorrer do ensaio, deixando desprotegido o bordo, que, por isso, se rompeu (figura B-68a). Em um bordo da amostra preencheu-se o tubo com resina de epóxi e no outro com resina de poliéster. Pode-se perceber na figura B-68b, que a resina de poliéster não aderiu bem no contorno do tubo. Os módulos de elasticidade calculados no primeiro e

segundo carregamentos foram 28,6GPa e 30,0GPa e os coeficientes de Poisson foram 0,38 e 0,39, respectivamente.



(a)



(b)

Figura B-68 – Amostra 26: (a) detalhe do bordo desprotegido; (b) seção transversal.

A tensão média e a tensão característica foram calculadas considerando-se apenas as amostras cujas rupturas não se localizaram apenas na seção da borda. Não se considerou a amostra 23, porque antes do ensaio ela já estava danificada, nem a amostra 24, porque as superfícies de contato inferior e superior não estavam paralelas. Apenas as amostras 1, 7, 10, 12, 13, 18 e 25 foram consideradas nos cálculos das tensões. As tensões média e característica calculadas foram 221,1MPa e 181,2MPa, respectivamente e o desvio padrão foi 24,17.

A reutilização de extensômetros para aço ou para compósito, depois destes já terem sido submetidos a grandes deformações, não forneceu bons resultados.

### **B.6.2 Tubos de seção circular**

Os dados das amostras de seção circular são apresentados nas tabelas B-15 e B-16. Os valores de tensão de ruptura e de módulo de elasticidade obtidos estão nas tabelas B-17 e B-18.

Tabela B-15 – Dados das amostras de seção circular -  $D_{ext} = 76\text{mm}$ .

Amostra	$t_{méd}$ (mm)	$\phi_{méd}$ (mm)	A ( $\text{mm}^2$ )	H (mm)	Reforços nos extremos do tubo
2	6,1	75,4	1332	198	braçadeira de 32mm de largura s/ aleta (fig. 3-23)
3	6,1	75,2	1326	197	braçadeira de 32mm de largura s/ aleta e reforçada
4	6,0	75,8	1320	200	braçadeira bipartida (fig. 3-26)
5	6,3	75,7	1381	200	braçadeira de 32mm de largura s/ aleta e reforçada
6	6,4	75,7	1384	200	braçadeira bipartida
8	6,2	76,0	1362	200	braçadeira de 32mm de largura s/ aleta e reforçada
1	9,38	75,4	1945	209	cintamento em compósito (fig. 3-25)
2	9,48	76,8	2003	208	cintamento em compósito
3	8,96	75,2	1866	209	cintamento em compósito
4	9,44	76,0	1976	211	sem reforço
5	9,55	76,2	1998	210	sem reforço (fig. 3-27b)
6	9,41	76,1	1972	209	sem reforço
7	8,82	75,1	1837	210	cintamento em compósito
8	9,00	75,6	1882	210	cintamento em compósito
9	9,27	75,8	1939	210	cintamento em compósito

Tabela B-16 – Dados das amostras de seção circular -  $D_{ext} = 59\text{mm}$ .

Amostra	$t_{méd}$ (mm)	$\phi_{méd}$ (mm)	A ( $\text{mm}^2$ )	H (mm)	Reforços nos extremos do tubo
1	4,61	59,5	795	180	cintamento em compósito
2	4,60	59,6	795	177	cintamento em compósito
3	4,21	58,9	723	177	cintamento em compósito (fig. 3-26)
4	4,55	59,6	787	180	sem reforço (fig. 3-27a)
5	4,56	59,8	790	180	sem reforço
6	4,75	59,8	821	180	sem reforço
7	4,34	59,6	752	178	cintamento em compósito
8	4,60	59,7	800	179	cintamento em compósito
9	4,77	60,0	828	176	cintamento em compósito

Tabela B-17 – Tensões de ruptura e módulos de elasticidade (tubos  $D_{ext} = 76\text{mm}$ ).

Amostra	$\sigma_{ruptura}$ (MPa)	E (GPa)	Ruptura
1	257,0	27,00	meio do tubo
2	213,6	27,02	meio do tubo
3	257,0	30,52	meio do tubo
4	150,4	25,27	bordo do tubo
5	128,4	25,74	bordo do tubo
6	129,6	23,96	bordo do tubo
7	199,9	26,32	meio do tubo
8	282,7	29,74	meio do tubo
9	198,7	28,34	meio do tubo

Tabela B-18 – Tensões de ruptura e módulos de elasticidade ( $D_{ext} = 59\text{mm}$ ).

Amostra	$\sigma_{ruptura}$ (MPa)	E (GPa)	Ruptura
1	226,5	-	meio do tubo
2	234,3	24,15	meio do tubo
3	230,3	24,80	meio do tubo
4	164,2	23,67	bordo do tubo
5	178,7	21,47	bordo do tubo
6	153,5	22,01	bordo do tubo
7	160,7	26,43	bordo do tubo; cinta rompeu
8	282,7	29,74	meio do tubo
9	198,7	28,34	meio do tubo

## B.7 FLUÊNCIA NA COMPRESSÃO

As características do fio de protensão utilizado no ensaio são apresentadas na tabela B-19.

Foram utilizados dois tipos de eer's da marca Kyowa, com cinco milímetros de comprimento: para materiais compósitos e para aço. Os eer's foram colados na metade do tubo, paralelamente ao seu eixo longitudinal, um de cada tipo em cada face (figura B-69), e ligados aos pares em meia ponte de Wheatstone. Esses sensores foram ligados a

um condicionador de sinais da marca Kyowa e a um sistema de aquisição de dados da marca Lynx conectado a um computador portátil (figura B-70).

Tabela B-19 – Características do fio de protensão.

Diâmetro (mm)	$\sigma_{ruptura}$ (MPa)	A (mm <sup>2</sup> )	F <sub>ruptura</sub> (kN)
7	1500	38,48	57,73

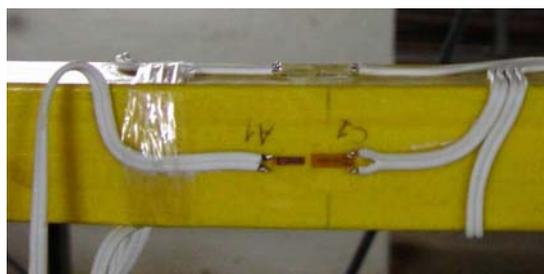


Figura B-69 – Detalhe dos eers.



Figura B-70 – Sistema de aquisição e gravação de dados do ensaio de protensão.

As curvas tensão x deformação obtidas são mostradas na figura B-71. Consideraram-se as deformações médias obtidas em cada tipo de sensor. Os módulos de elasticidade calculados foram 28,9GPa e 27,5GPa, o que equivale a uma diferença de apenas 5% entre os resultados.

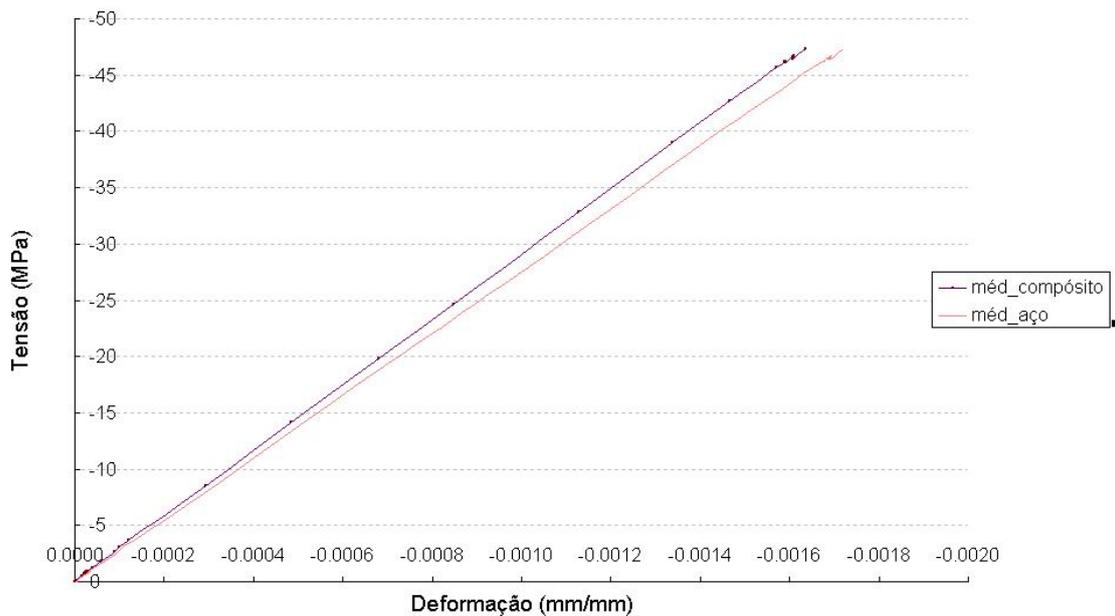


Figura B-71 – Curvas tensão x deformação antes da ancoragem do fio.

# ANEXO C – ANÁLISE EXPERIMENTAL DE TRELIÇAS BIAPOÇADAS

## C.1 MONTAGEM 1

Tabela C-1 – Esforços axiais de compressão na Montagem 1.

Esforços axiais e deformações transversais	Treliça na bancada	Treliça nos apoios			
	protensão inicial	protensão do banzo inferior			
		inicial	adicional1	adicional2	final
ccBS(kN)	-5,0	-5,4	-7,0	-3,7	-3,9
ccBI(kN)	-5,4	-4,0	-27,3	-75,2	-118,4
ccM(kN)	-25,4	-25,3	-25,2	-25,1	-25,0
ccD(kN)	-7,0	-7,3	-7,3	-6,6	-6,8
BI1(kN)	-4,7	-4,5	-28,6	-68,6	-101,5
BI2(kN)	-4,1	-4,6	-44,3	-88,3	-131,5
BI3(kN)	-	-0,6	-30,0	-72,3	-114,4
BI4(kN)	-	-0,7	-36,7	-80,4	-126,5
BI5(kN)	-6,1	-6,7	-40,7	-78,9	-118,3
BI6(kN)	-4,9	-4,7	-28,54	-69,5	-106,9
M1(kN)	-16,9	-16,9	-17,3	-17,7	-17,9
M2(kN)	-17,9	-17,9	-18,0	-17,9	-18,0
D1(kN)	-12,8	-12,8	-12,0	-15,8	-14,3
D1a(kN)	-9,7	-9,8	-8,4	-10,8	-11,8
médD1(kN)	-11,3	-11,3	-10,2	-13,3	-13,1
D2(kN)	-3,5	-3,3	-4,0	-4,4	-4,2
D3(kN)	-4,6	-4,6	-8,9	-9,0	-9,3
D5(kN)	-6,90	-6,9	-6,9	-6,8	-6,7
D6(kN)	-8,9	-8,5	-7,2	-9,2	-8,8

## C.2 MONTAGEM 2

Tabela C-2 – Esforços axiais de compressão na Montagem 2.

Esforços axiais	Treliça na bancada	Treliça nos apoios			
	protensão inicial	protensão do banzo inferior			
		inicial	intermediária	sc+intermediária	sc+final
ccBS(kN)	-5,20	-4,64	-3,98	-3,29	-3,08
ccBI(kN)	-5,10	-5,88	-33,56	-34,38	-88,77
ccM(kN)	-24,40	-25,15	-25,12	-24,51	-24,54
ccD(kN)	-10,05	-9,69	-9,74	-10,12	-9,95
BS1 (kN)	-6,86	-8,06	-11,50	-16,10	-17,99
BS2(kN)	-5,05	-6,11	-8,46	-11,27	-12,13
BI1(kN)	-5,32	-5,81	-29,19	-29,58	-73,63
BI2(kN)	-6,85	-4,32	-30,63	-27,85	-81,98
BI3(kN)	-5,68	-3,45	-22,97	-19,17	-70,22
BI4(kN)	-7,05	-4,65	-36,48	-31,41	-94,42
BI5(kN)	-6,09	-3,83	-33,57	-30,09	-78,09
BI6(kN)	-7,04	-7,78	-39,72	-40,37	-97,93
M1(kN)	-19,01	-18,37	-18,36	-17,74	-17,81
M2(kN)	-24,33	-24,33	-22,72	-22,10	-22,17
D1(kN)	<b>-18,33</b>	-18,57	-18,98	-20,06	-19,73
D1a(kN)	-5,88	-8,08	-10,74	-12,03	-13,46
médD1(kN)	-12,11	-13,32	-14,86	-16,05	-16,59
D2(kN)	-8,47	-8,29	-8,86	-8,71	-9,43
D3(kN)	-8,95	-8,95	-8,51	-8,69	-8,49
D5(kN)	-8,31	-8,33	-8,85	-8,90	-9,07
D6(kN)	-6,91	-7,76	-9,58	-10,45	-11,04

número em vermelho = problemas na aquisição

Tabela C-3 – Montagem 2: esforços axiais de compressão (pp+prof+psc + pm).

F (kN)	Carga P = psc + pm (kN)									
	4,2	7,2	13,8	18,8	20,6	4,3	10,0	13,6	18,1	24,2
ccBS	3,08	2,66	2,12	2,09	1,94	3,08	2,28	2,25	2,13	1,94
ccBI	88,77	89,05	90,79	92,71	93,39	88,77	89,96	91,35	92,51	94,72
ccM	24,54	24,12	22,98	21,79	21,41	24,54	23,48	22,75	21,88	20,58
ccD	9,95	10,17	11,11	11,76	11,97	9,95	10,64	11,09	11,60	12,45
BS1	17,99	22,05	32,64	43,43	47,74	17,99	26,82	33,98	42,95	<b>56,95</b>
BS2	12,13	15,07	24,00	30,71	33,51	12,13	18,63	22,83	30,28	<b>39,71</b>
BI1	73,63	72,72	72,93	72,86	73,46	73,63	73,86	74,33	75,56	77,77
BI2	81,98	76,37	65,48	54,15	50,61	81,98	72,32	66,19	57,28	47,67
BI3	70,22	65,44	53,45	43,81	40,35	70,22	61,21	54,97	46,32	36,46
BI4	94,42	90,12	77,16	66,06	61,69	94,42	84,61	76,83	67,09	54,56
BI5	78,09	74,48	62,49	55,36	52,47	78,09	70,05	64,75	57,38	48,90
BI6	97,93	97,82	98,20	99,00	99,81	97,93	98,44	99,89	101,16	<b>104,63</b>
M1	17,81	17,13	15,64	14,34	13,90	17,81	16,42	15,90	14,53	13,36
M2	22,17	21,51	19,57	18,40	17,98	22,17	20,70	19,81	18,57	<b>16,96</b>
<b>D1</b>	19,73	20,87	23,61	26,33	26,96	19,73	21,99	23,83	25,20	26,07
D1a	13,46	14,49	16,73	19,30	20,34	13,46	15,61	17,33	19,97	23,51
médD1	16,59	17,68	20,17	22,81	23,65	16,59	18,80	20,58	22,59	<b>24,79</b>
D2	9,43	8,93	9,62	8,49	8,40	9,43	8,98	8,79	8,64	8,19
D3	8,49	8,23	9,06	8,24	8,30	8,49	8,45	8,26	8,29	8,50
<b>D4</b>	1,74	0,87	1,27	1,97	2,04	1,74	1,83	1,90	2,01	2,09
D5	9,07	9,34	8,38	9,18	9,34	9,07	9,10	9,21	9,23	9,13
D6	11,04	11,71	14,21	15,78	16,45	11,04	12,69	13,91	15,42	17,58

F(kN) são esforços axiais de compressão (sinais negativos foram omitidos)

### C.3 ENSAIO DE COMPRESSÃO CENTRADA

Foram ensaiadas três amostras (figuras C-1, 6-29 e 6-32), cujos dados são apresentados na tabela C-4. Os tubos ensaiados foram preenchidos, internamente, com resina no bordo inferior. Externamente, nos dois bordos, eles foram reforçados com cintamento em laminação manual de material compósito. Uma tampa de aço foi

fabricada para se encaixar internamente no bordo superior do tubo. Esta tampa tem um rebaixo para apoiar um rolete de 14 milímetros de diâmetro, excêntrico de 13 milímetros em relação ao centro da tampa.

A amostra 10 foi ensaiada com uma rótula no bordo superior, mas esta configuração não se mostrou eficiente, pois durante o ensaio a rótula girou e se apoiou na tampa (figura C-1). A ruptura da amostra ocorreu no reforço no bordo inferior. A ruptura inicial ocorreu com carga de 76kN, que corresponde a uma tensão devida ao esforço normal e ao momento fletor de 108,9MPa. O gráfico de força x tempo deste ensaio é mostrado na figura C-2.

Tabela C-4 – Dados das amostras -  $D_{ext} = 59\text{mm}$ .

Amostra	$t_{méd}$ (mm)	$\phi_{méd}$ (mm)	A (mm <sup>2</sup> )	H (mm)
10	5,0	59,9	855,1	179
11	4,6	59,8	795,0	179
12	6,0	60,5	4,85	179

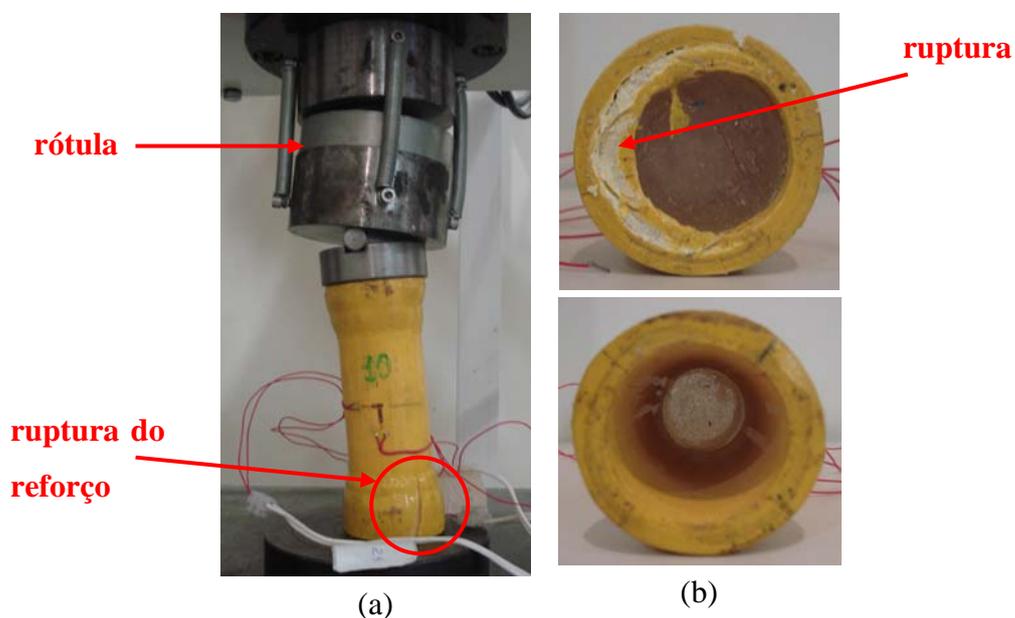


Figura C-1 – Amostra 10 rompida: (a) na prensa; (b) detalhes dos bordos.

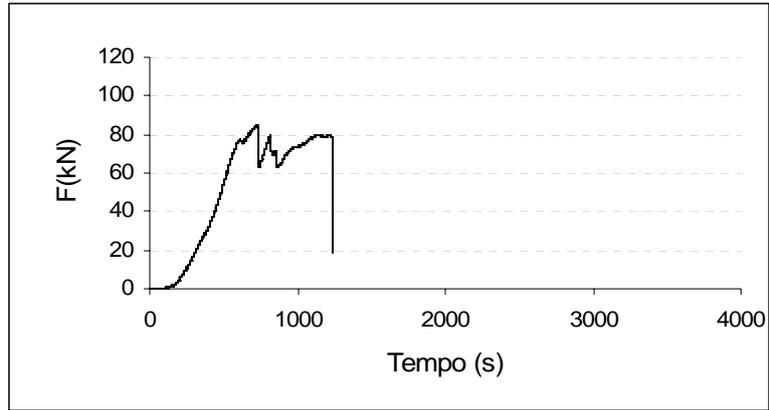


Figura C-2 – Gráfico de carga x tempo da amostra 10.

### C.4 MONTAGEM 3

Tabela C-5 – Esforços axiais de compressão na Montagem 3.

F (kN)	Treliça na bancada	Treliça nos apoios			
	protb	protensão do banzo inferior			
		protb	protint	protint + psc	protf + psc
ccBI	-7,97	-8,47	-	-	-
ccM	-23,90	-23,97	-23,67	-22,97	-22,68
ccD	-8,53	-8,18	-8,53	-7,94	-6,51
BS2	-7,77	-9,76	-7,84	-14,93	-16,16
BI1	-9,72	-10,67	-73,66	-73,66	-107,00
BI2	-13,09	-9,14	-72,17	-64,73	-103,88
BI3	-16,00	-11,46	-85,46	-77,35	-124,24
BI4	-13,22	-8,68	-69,50	-75,16	-115,15
BI6	-16,79	-17,33	-67,62	-67,62	-107,00
M1	-19,12	-19,35	-21,59	-20,61	-20,60
M2	-21,10	-21,10	-20,99	-18,78	-18,91
D1	-20,87	-21,82	-20,50	-22,01	-21,82
D1a	-13,75	-16,02	-16,02	-18,47	-19,23
médD1	-17,31	-18,92	-18,26	-20,24	-20,52
D2	-9,66	-9,67	-9,66	-9,47	-9,64
D3	-5,44	-5,22	-6,13	-5,42	-6,15
D4	-12,35	-11,60	-16,13	-16,13	-15,94
D5	-4,16	-4,16	-3,97	-3,97	-4,34
D6	-5,72	-7,05	-6,10	-7,42	-7,61

O eers D1 não mediu bem durante a protensão da treliça na bancada e foi substituído para os ensaios seguintes.

Houve diferenças significativas nos esforços de compressão nos tubos do banzo inferior e das diagonais devidos às protensões.

Tabela C-6 – Montagem 3: esforços axiais de compressão e flechas (pp+protf+psc + pm).

F (kN)	Carga P = psc + pm (kN)																	
	1º carregamento			2º carregamento				3º carregamento e descarregamento				4º carregamento e descarregamento				5º carregamento		
	4,2	10,6	22,2	6,3	10,4	14,0	22,6	5,6	15,2	25,8	10,2	7,8	17,2	27,2	11,1	4,3	10,9	32,9
ccM	22,7	22,2	19,9	22,8	22,0	21,6	20,5	23,2	22,2	19,9	22,6	23,2	22,0	19,9	22,7	23,5	22,9	19,2
ccD	6,5	5,9	4,1	6,4	5,7	5,4	4,1	6,5	5,1	3,5	5,9	6,3	5,1	3,4	5,2	6,4	5,5	3,0
BS1	-	12,0	40,9	7,5	19,2	22,0	42,5	6,2	21,3	48,5	13,3	7,5	25,8	52,7	19,0	7,7	17,7	67,8
BS2	16,2	23,1	46,9	17,4	26,5	28,4	47,8	16,6	32,8	54,7	22,5	17,7	33,6	58,4	28,3	17,8	28,6	70,0
BI1	107,0	107,0	109,2	107,0	107,0	107,0	109,2	107,6	108,6	110,3	107,6	107,5	107,5	110,3	107,0	106,6	107,0	110,5
BI2	103,9	98,9	73,9	103,1	91,0	85,1	72,6	104,1	91,9	69,3	98,7	103,0	84,7	66,7	92,0	102,9	94,2	54,8
BI3	124,2	118,0	90,2	122,6	111,3	106,6	89,1	124,2	107,3	83,6	116,3	122,0	103,3	80,2	109,8	121,9	110,3	68,9
BI4	115,2	109,2	84,2	114,5	103,9	99,4	83,8	115,9	100,3	79,2	110,2	114,6	96,7	76,6	103,1	114,7	103,7	66,5
BI6	104,8	104,2	105,9	104,2	104,2	104,8	105,9	105,3	105,3	106,4	104,2	104,8	105,3	106,4	104,5	104,5	104,2	106,7
M1	20,6	19,8	16,5	20,7	19,0	18,3	16,4	20,7	18,7	15,9	20,4	20,8	18,4	15,6	19,3	20,9	19,5	14,2
M2	18,9	17,7	14,5	19,0	17,5	17,1	14,4	19,0	16,4	13,6	18,6	19,2	16,5	13,3	17,4	19,2	17,3	12,3
D1	21,8	22,9	27,9	22,0	24,6	25,8	28,1	21,3	23,3	27,7	22,9	22,0	26,1	28,2	24,4	22,0	23,9	30,3
D1a	19,2	21,0	28,7	19,9	23,4	25,0	29,4	19,8	24,1	31,4	21,5	20,0	25,9	32,3	23,2	20,0	22,6	36,6
médD1	20,5	22,0	28,3	20,9	24,0	25,4	28,7	20,5	23,7	29,5	22,2	21,0	26,0	30,3	23,8	21,0	23,3	33,4
D2	9,6	10,3	9,2	9,8	8,6	7,7	8,9	9,7	11,2	9,8	9,9	9,8	8,0	9,9	9,8	9,9	10,8	8,3

F (kN)	Carga P = psc + pm (kN)																	
	1° carregamento			2° carregamento				3° carregamento e descarregamento				4° carregamento e descarregamento				5° carregamento		
	4,2	10,6	22,2	6,3	10,4	14,0	22,6	5,6	15,2	25,8	10,2	7,8	17,2	27,2	11,1	4,3	10,9	32,9
D3	6,2	6,9	6,0	6,3	5,6	4,8	5,8	6,5	8,1	6,9	6,7	6,7	5,3	7,1	7,0	6,8	7,0	7,0
D4	15,9	16,7	15,9	16,0	15,0	14,2	15,7	15,9	17,6	16,7	16,2	16,0	14,6	16,9	16,2	16,1	17,2	16,4
D5	4,3	4,2	4,5	4,6	5,0	5,3	4,9	5,0	4,4	5,0	5,0	5,2	5,6	4,8	5,3	5,2	5,0	5,7
D6	7,6	9,2	13,1	7,8	9,5	9,9	13,1	7,5	10,8	14,3	8,6	7,9	10,6	14,8	10,0	7,9	10,2	16,3
$\delta_E$	25,3	20,5	0,31	21,1	15,2	12,7	-0,5	23,0	12,7	-3,6	15,1	19,8	8,7	-8,6	13,5	19,5	14,4	-14,3
$\delta_M$	24,3	18,2	-9,8	16,9	12,7	9,6	-10,6	19,4	4,7	-19,3	5,9	12,7	1,1	-25,6	7,7	11,8	8,1	-45,3
$\delta_D$	22,6	18,5	-1,4	15,4	13,1	12,3	-0,6	17,7	5,7	-8,8	5,3	10,0	3,8	-12,4	6,9	8,8	7,7	-22,3
$\delta_h^*$	-	-0,0	0,1	0,6	0,6	0,6	0,6	<b>-7,7</b>	-7,4	-4,8	-4,8	-4,8	-4,8	-4,1	-4,1	-4,1	-4,2	-2,7