



**Universidade Federal do Rio de Janeiro**  
**Escola Politécnica**  
**Programa de Projeto de Estruturas**

Gustavo Costa Val Moura Leite

**ANÁLISE EXPERIMENTAL DE SISTEMA DE PISO MISTO EM ESTRUTURA  
DE PERFIS DE AÇO FORMADOS A FRIO E PLACAS MISTAS OSB-  
CIMENTÍCIAS**



UFRJ

Gustavo Costa Val Moura Leite

ANÁLISE EXPERIMENTAL DE SISTEMA DE PISO MISTO EM ESTRUTURA DE  
PERFIS DE AÇO FORMADOS A FRIO E PLACAS MISTAS OSB-CIMENTÍCIAS

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Projeto de Estruturas, Escola Politécnica, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Projeto de Estruturas.

Orientadores:

Ricardo Valeriano Alves  
Eduardo de Miranda Batista

Rio de Janeiro

2020

Leite, Gustavo Costa Val Moura

Análise experimental de sistema de piso misto em estrutura de perfis de aço formados a frio e placas mistas OSB-Cimentícias / Gustavo Costa Val Moura Leite - 2020  
p.130: 30 cm.

Dissertação (Mestrado em Projeto de Estruturas) – Universidade Federal do Rio de Janeiro, Escola Politécnica, Programa de Projeto de Estruturas, Rio de Janeiro, 2020.

Orientadores: Ricardo Valeriano Alves e Eduardo de Miranda Batista

1. Análise Experimental, 2. Pisos mistos, 3. Perfis formados a frio. I. Alves, Ricardo Valeriano e Batista, Eduardo de Miranda II. Universidade Federal do Rio de Janeiro. Escola Politécnica. III. Título.



UFRJ

ANÁLISE EXPERIMENTAL DE SISTEMA DE PISO MISTO EM ESTRUTURA DE  
PERFIS DE AÇO FORMADOS A FRIO E PLACAS MISTAS OSB-CIMENTÍCIAS

Gustavo Costa Val Moura Leite

Orientadores:

Ricardo Valeriano Alves  
Eduardo de Miranda Batista

Dissertação de Mestrado apresentada Programa de Projeto de Estruturas, Escola Politécnica, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Projeto de Estruturas.

Aprovada pela Banca:

---

Prof. Eduardo de Miranda Batista, D.Sc., UFRJ

---

Prof. Ricardo Valeriano Alves, D.Sc., UFRJ

---

Prof. Júlio Jerônimo Holtz Silva Filho, D.Sc., UFRJ

---

Prof. Wendell Diniz Varela, D.Sc., UFRJ

---

Prof. Juarez Moara Santos Franco, D.Sc., UFRJ

Rio de Janeiro  
2020

## AGRADECIMENTOS

À toda a minha família, em especial à minha mãe, Isabel, ao meu pai, Wander, e a minha irmã, Juliana, por todo o carinho, ajuda e compreensão durante esses anos. São os grandes responsáveis pelo meu desenvolvimento pessoal, profissional e minhas realizações.

À minha esposa, Flávia Krueel, pelo companheirismo, amor e incentivo durante toda a jornada do mestrado. Sem seu apoio nada disso seria possível.

Aos meus orientadores, Eduardo de Miranda Batista e Ricardo Valeriano Alves, pela amizade e por todo o ensinamento transmitido, tornando possível a realização deste trabalho.

Aos funcionários do LABEST, em especial ao Anísio e ao Santiago, por todo o suporte e empenho necessários para a realização dos ensaios.

A todos os meus colegas do PPE e da COPPE, que me acompanharam por toda essa jornada e contribuíram de alguma forma para a realização deste trabalho.

À empresa GypSteel, em especial aos profissionais Helena, João Mesquita, Fernando e Thiago, pelo fornecimento dos perfis de aço formados a frio.

## RESUMO

LEITE, Gustavo Costa Val Moura. **Análise experimental de sistema de piso misto em estrutura de perfis de aço formados a frio e placas mistas OSB-Cimentícias.** Rio de Janeiro, 2020. Dissertação (Mestrado) – Programa de Projeto de Estruturas, Escola Politécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro. 2020

O emprego de sistemas estruturais de piso misto conduz a soluções econômicas, aprimorando tanto a resistência quanto a rigidez na flexão. Muitas pesquisas são descritas na literatura no estudo dos sistemas mistos constituídos de vigas em aço e laje de concreto armado. No entanto, há poucas referências a respeito da interação entre perfis metálicos e painéis utilizados em lajes secas e mezaninos. A presente pesquisa tem como objetivo estudar o comportamento misto de pisos constituídos por perfis de aço formados a frio (PFF) e placas cimentícias com miolo em OSB. O sistema estrutural projetado para ensaios experimentais de flexão apresenta vão de 3,0m, composto por PFF U enrijecido com altura de 140mm e espessura de 0,95mm, espaçados a cada 400mm. Os painéis OSB-Cimentícios com 40mm de espessura são fixados aos perfis de aço por meio de parafusos auto-atarraxantes. Os ensaios à flexão permitem a avaliação da rigidez na flexão e do desempenho do sistema misto, levando em consideração distintas condições de espaçamento entre parafusos de fixação. Os resultados experimentais obtidos serviram para a aferição do desempenho estrutural e de modelos de cálculo e dimensionamento do sistema de piso misto.

Palavras-chave: Análise experimental de estruturas; Pisos mistos; Perfis de aço formados a frio; Painéis de OSB

## ABSTRACT

LEITE, Gustavo Costa Val Moura. **Experimental analysis of composite floor system of cold-formed steel joist and OSB-Cement based structural panels**. Rio de Janeiro. 2020. Dissertação (Mestrado) – Programa de Projeto de Estruturas, Escola Politécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro. 2020.

Composite floor systems leads to economic solutions and slabs with better structural performance. Many works have been developed about composite system with steel beams and concrete slab, but there are just a few studies about the interaction between steel joist and floor panels usually applied in light weight floor systems and mezzanine slabs. This work aims at investigating the structural behavior of floor system with cold-formed steel joist and wood-based structural panels. The composite floor with 3,0m span is composed of steel joist spaced each 400mm, designed with 140mm (high) and 0.95mm thick lipped channel members. The panels are 40mm thick, formed by OSB core and cement-based finishing, connected to the steel joist with the help of self-tapping screws. Flexural tests were carried out to evaluate the stiffness and the overall structural behavior of the system considering variations on the screws distribution. The results are useful for the qualification of the structural system and design procedures.

**Keywords:** Experimental analysis of structures; Composite floor system; Cold formed steel member; OSB panel

## SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO .....	14
1.1. Considerações iniciais .....	14
1.2. Motivação .....	15
1.3. Objetivos e metodologia.....	15
1.4. Organização da dissertação .....	16
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	17
2.1. Introdução.....	17
2.2. Sistema construtivo “ <i>Light Steel Framing</i> ” .....	17
2.2.1. Conceituação e breve histórico .....	17
2.3. Vigas mistas .....	25
2.4. Vigas mistas com placas fixadas sobre vigas.....	29
2.4.1. <i>Materiais</i> .....	30
2.4.2. <i>Comportamento estrutural</i> .....	32
2.4.3. <i>Presença de juntas</i> .....	33
2.4.4. <i>Direção das placas sobre o vigamento</i> .....	35
2.4.5. <i>Estudos com Vigas Mistas PFF-Madeira</i> .....	36
2.4.6. <i>Estudos com Vigas Mistas Madeira-Madeira</i> .....	45
2.5. Dimensionamento de vigas mistas .....	49
2.5.1. <i>Cálculo do momento fletor resistente</i> .....	50
2.5.2. <i>Cálculo do deslocamento</i> .....	59
3. PROGRAMA EXPERIMENTAL .....	65
3.1. Considerações iniciais .....	65
3.2. Definição dos materiais utilizados .....	66
3.3. Fabricação dos perfis.....	70
3.4. Montagem do piso misto .....	72
3.5. Esquema geral dos ensaios .....	74
3.6. Sistema de aplicação de cargas .....	77
3.7. Instrumentação .....	79
3.8. Considerações adicionais .....	82
4. APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS.....	84
4.1. Considerações iniciais .....	84
4.2. Análise dos mecanismos de colapso .....	85

4.3. Análise dos resultados .....	90
4.3.1. Avaliação da carga última.....	90
4.3.2. Distribuição das deformações ao longo da seção de aço e das placas de OSB-Cimentícias.....	95
4.3.3. Comparativo entre os ensaios.....	98
4.3.4. Cálculo do grau de interação .....	103
4.3.5. Comparativo com os cálculos analíticos de capacidade resistente .....	104
4.3.6. Consideração sobre os cálculos analíticos de deslocamento e inércia efetiva.....	105
5.CONCLUSÕES.....	106
6.REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	109
ANEXO A.....	115
ANEXO B .....	125
ANEXO C .....	126
ANEXO D.....	130

## LISTA DE SÍMBOLOS

### LETRAS ROMANAS MAIÚSCULAS

$A$	Área da seção transversal do perfil;
$A'$	Área transformada da seção composta;
$A_b$	Área do painel de laje;
$A_{b,c}$	Área da laje à compressão;
$A_{b,t}$	Área da laje à tração;
$A_s$	Área da viga;
$C$	Fator de contribuição do comportamento misto;
$E_b$	Módulo de elasticidade da placa;
$E_b A_b$	Rigidez axial da placa;
$E_s A_s$	Rigidez axial do perfil;
$EA_1$	Rigidez à compressão do flange;
$EA_2$	Rigidez à compressão da alma;
$EA'_1$	Rigidez modificada do flange superior;
$EA'_2$	Rigidez modificada do flange inferior;
$EI_{composto}$	Rigidez à flexão com interação total;
$EI_{viga}$	Rigidez à flexão da viga isolada;
$E_b I_b$	Rigidez à flexão da placa;
$E_s I_s$	Rigidez à flexão do perfil;
$EI_{efetivo}$	Rigidez à flexão efetiva do sistema;
$I_x$	Momento de inércia da seção transversal do perfil em relação ao eixo x;
$I_y$	Momento de inércia da seção transversal do perfil em relação ao eixo y;
$I_a$	Momento de inércia da seção do perfil de aço isolado;
$I_{tr}$	Momento de inércia da seção mista homogeneizada;
$L'$	Distância entre as juntas entre placas;
$M_y$	Momento fletor calculado no início do escoamento da seção efetiva para a seção composta;
$M_{cy}$	Momento fletor calculado no início do escoamento da seção

	efetiva para o perfil isolado;
$M_{pl,bare}$	Momento resistente plástico da seção isolada;
$M_{pl,Rd}$	Momento resistente de uma seção composta com interação parcial;
$M_{pl,comp}$	Momento plástico da seção composta com interação completa;
S	Módulo de deslizamento normalizado;
$W_x$	Módulo de resistência elástico da seção transversal do perfil em relação ao eixo x;
$W_y$	Módulo de resistência elástico da seção transversal do perfil em relação ao eixo y;
$(W_{tr})_i$	Módulo de resistência elástico inferior da seção mista;
$(W_{tr})_s$	Módulo de resistência elástico superior da seção mista;
$W_a$	Módulo de resistência elástico inferior do perfil de aço;
$W_c$	Módulo de resistência à flexão efetivo do perfil isolado;

#### LETRAS ROMANAS MINÚSCULAS

$b_{eff}$	Largura de influência;
$c$	Coefficiente de influência da altura do perfil e a resistência do aço;
$d$	Diâmetro do conector;
$d_{thr}$	Diâmetro útil do conector;
$f_y$	Tensão de escoamento do aço;
$f_u$	Tensão de ruptura do conector;
$f_{cbd}$	Resistência à compressão de cálculo da placa de madeira;
$f_{tbd}$	Tração resistente da placa;
$h$	Altura da seção de aço;
$k_0$	Módulo de deslizamento;
$s_f$	Espaçamento entre parafusos
$t_c$	Espessura do OSB;
$t_b$	Espessura da placa;
$y_{s,c}$	Distância da fibra inferior da seção composta ao centroide da seção de aço à compressão;
$y_{s,t}$	Distância da fibra inferior da seção composta ao centroide da

seção de aço à tração;

## LETRAS GREGAS MINÚSCULAS

$\alpha$	Coeficiente de influência do espaçamento entre vigas;
$\alpha_E$	Relação entre o módulo de elasticidade do aço e o módulo de elasticidade do concreto;
$\beta$	Coeficiente de influência do espaçamento entre parafusos;
$\eta$	Grau de interação do sistema;
$\sigma_{td}$	Tensão de tração de cálculo na mesa inferior do perfil de aço;
$\sigma_{cd}$	Tensão de compressão de cálculo na face superior da laje de concreto;
$\gamma$	Coeficiente de cisalhamento da ligação;
$\gamma_M$	Coeficiente de segurança;
$\gamma_{M2}$	Coeficiente de segurança;

# **1    INTRODUÇÃO**

## **1.1. Considerações iniciais**

O uso de sistemas mistos tem por objetivo aproveitar a combinação de dois materiais distintos para obter elementos estruturais de maior desempenho. No caso das vigas mistas, essa combinação é feita interligando as lajes às vigas por meio de conectores de cisalhamento na interface entre os componentes. A capacidade em se obter peças mais esbeltas, eficientes e econômicas garantiram a expansão do sistema e uma adoção cada vez maior por parte dos projetistas.

Os maiores estudos e avanço nas pesquisas em vigas mistas são realizados para as combinações de materiais em vigas de aço de alma cheia com laje de concreto interligados com diferentes dispositivos mecânicos. Entretanto, ainda são poucos os estudos que buscam analisar o comportamento misto em seções constituídas por perfis formados a frio (PFF).

As principais vantagens dos PFF são a produção de peças leves, fáceis de transportar e armazenar, e com uma boa relação resistência/peso. Estas qualidades fizeram com que estes perfis passassem a ocupar uma posição maior na construção civil, sendo utilizados em diversas aplicações e em novas soluções construtivas. Dentre as inúmeras soluções construtivas que surgiram com PFF, está o sistema “*Light Steel Framing*” (LSF), que se destaca pela sua praticidade e agilidade.

O sistema de laje analisado neste trabalho foi retirado do sistema LSF. Sendo assim, um estudo da aplicação de vigas mistas nesse sistema tem como objetivo principal otimizar essas soluções de piso, reduzindo o uso de aço e aumentando o desempenho da estrutura.

## **1.2. Motivação**

Soluções mistas tem a capacidade de criar sistemas mais eficientes e econômicos. O mercado brasileiro, ainda com uma construção muito artesanal e com uma demanda alta por produtividade no canteiro de obras, anseia por soluções que reduzam custos e agilizem a produção. Por essa razão, sistemas estruturais com potencial inovador em solução mista, com redução do consumo de aço e garantia de desempenho adequado da edificação, devem ser objeto de estudo.

Neste trabalho, será feito um estudo experimental da aplicação de perfis formados a frio como vigas, interligados a painéis de piso, buscando-se atingir os benefícios gerados pelos sistemas mistos. Atualmente, o cálculo desse tipo de vigamento não leva em consideração qualquer contribuição da ligação entre a estrutura de aço e os painéis, tanto no momento resistente quanto na rigidez do sistema de piso (KYVELOU *et al.* 2005).

Alguns trabalhos recentes foram realizados buscando avaliar se a fixação dos painéis sobre as vigas seria capaz de mobilizar um comportamento misto. Outros estudos buscaram avaliar o módulo de deslizamento da ligação entre vigas em PFF e painéis de madeira, para que se pudesse avaliar a interação entre estes elementos. Apesar de ainda serem poucos os estudos na área, todos os trabalhos evidenciaram o potencial da solução mista para essa configuração de piso. Por esta razão, este trabalho visa contribuir no desenvolvimento de vigas mista em PFF conectados a painéis de madeira, buscando também esclarecer algumas incertezas relacionadas ao comportamento estrutural do sistema.

## **1.3. Objetivos e metodologia**

O objetivo desta dissertação é analisar o comportamento estrutural de vigas mistas compostas por perfis de aço formados a frio, lajes em painéis mistos com miolo em OSB, interligados com parafusos auto-atarraxantes. Através de três ensaios em escala real, buscou-se variar o espaçamento entre os conectores para avaliar o grau de interação obtido e a sua influência na rigidez e capacidade resistente da laje.

As lajes ensaiadas possuem um comprimento total de 3,0m, com vigas em perfis Ue140x41x12x0,95mm, espaçadas a cada 400mm. Sobre estas foram chapeados painéis mistos constituído por miolo em OSB com 32mm de espessura, revestido por placas cimentícias de 4mm de espessura, uma em cada face do painel, totalizando 40mm de

espessura total de placa. A ligação entre os componentes de aço e de madeira é feita com auxílio de parafusos auto-atarraxantes 5,5x76mm, que perfura de cima para baixo a placa e o perfil.

Os resultados dos ensaios são analisados e comparados com os métodos de cálculo existentes para vigas mistas de aço e concreto com seções esbeltas.

#### **1.4. Organização da dissertação**

O presente trabalho está dividido em cinco capítulos. Neste primeiro capítulo serão feitas as considerações iniciais do que será apresentado neste trabalho, junto com as motivações, metodologia e os objetivos traçados.

No capítulo 2 será apresentada uma revisão bibliográfica que visa dar embasamento ao que será abordado nesta dissertação. Primeiramente será apresentado o sistema construtivo LSF de onde foi extraído o sistema de laje que será analisado neste trabalho. Posteriormente serão apresentados os estudos realizados com vigas mistas que possam contribuir com o desenvolvimento desta dissertação.

No capítulo 3 será apresentado o programa experimental proposto neste trabalho. Serão descritos com detalhes o esquema geral do ensaio, passando pelos materiais utilizados, a fabricação das peças e a instrumentação utilizada.

No capítulo 4 são apresentados os resultados dos ensaios e as discussões levantadas pela análise do comportamento estrutural dos protótipos. Além disso, serão feitas comparações entre os resultados e os métodos de cálculo propostos por diferentes autores na capacidade resistente e na rigidez de lajes compostas por vigas mistas em perfis formados a frio.

No capítulo 5 será apresentada a conclusão deste trabalho, reunindo todas as informações obtidas a partir dos resultados dos ensaios, os comparativos entre os modelos e as sugestões para trabalhos futuros.

## **2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

### **2.1. Introdução**

A seguir serão apresentados os estudos realizados que contribuíram e embasaram este trabalho. Primeiramente será apresentado em detalhes o sistema construtivo LSF, que é importante para contextualizar o piso analisado em sua aplicação na construção civil. Posteriormente, será tratado o assunto de vigas mistas, primeiramente abordando de uma forma geral, para em seguida dar enfoque nas vigas mistas constituídas por PFF e painéis de laje.

### **2.2. Sistema construtivo “*Light Steel Framing*”**

#### **2.2.1. Conceituação e breve histórico**

O *Light Steel Framing* (LSF) é um sistema construtivo cuja principal característica é a utilização de perfis formados a frio de aço galvanizado para compor as estruturas das paredes, lajes e cobertura de uma edificação. A união desses elementos estruturais constitui um “esqueleto” em aço que dá forma a construção e funciona em conjunto para resistir às solicitações de carregamento impostas à estrutura. Para a concepção correta de uma construção em LSF, faz-se necessária a escolha adequada dos materiais que serão utilizados nos fechamentos da estrutura. Esses componentes devem ser específicos para o sistema para garantir velocidade na execução, baixo desperdício de material e o bom desempenho da edificação (SANTIAGO, 2012).

O LSF é um sistema construtivo bem estabelecido nos Estados Unidos (EUA) Austrália e Japão. Ao longo dos anos, o Japão foi o país que apresentou o maior “boom” no crescimento do sistema devido a Segunda Guerra Mundial. A grande destruição de habitações em decorrência daquele conflito e a escolha do governo japonês por não utilizar madeira, fomentaram um crescimento significativo no país, que exigia soluções rápidas para a construção de moradias. Nos EUA, onde o sistema foi criado, o período pós-guerra não chegou a se traduzir em um crescimento tão expressivo frente à grande concorrência do sistema ao *Light Wood-Frame*. Já no mercado brasileiro, e em específico no setor habitacional, o sistema encontra muitas barreiras culturais tendo em vista a tradição em soluções estruturais em concreto armado e alvenaria. A figura 1 apresenta uma vista isométrica de uma residência em LSF (SILVESTRE, 2013).

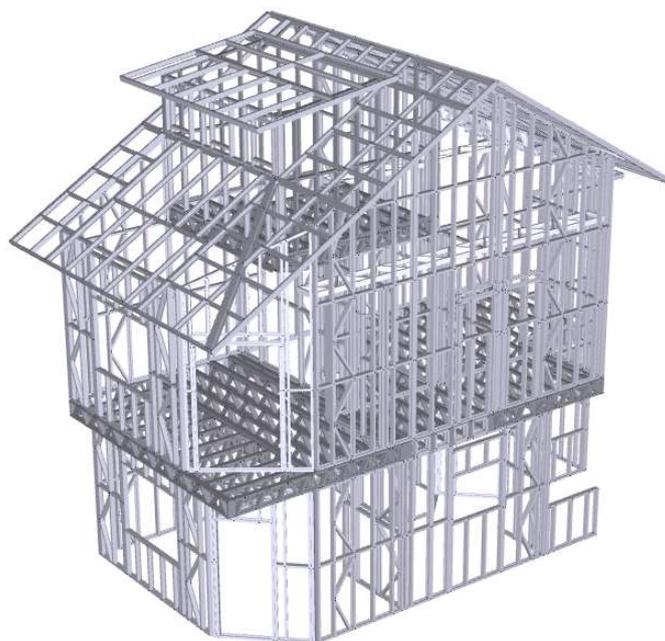


Figura 1- Vista Isométrica de uma residência em *Light Steel Framing* (Acervo do autor)

Santiago (2012) define três principais fundamentos que são característicos no sistema LSF: estrutura “painelizada”; modulação (de estrutura e revestimentos); e o conceito de estrutura alinhada.

O termo estrutura “painelizada” faz referência ao procedimento de montagem e verticalização da estrutura. Por serem compostos por uma grande quantidade de perfis galvanizados leves, cada elemento da estrutura (parede, laje ou cobertura) é montado em painéis e posteriormente verticalizado e colocado em sua posição. Este formato de montagem permite uma produção em série de cada trecho da estrutura, com poucos funcionários em cada etapa (SILVESTRE, 2013; SANTIAGO, 2012).

A modulação dos elementos estruturais e de fechamento é umas das características que permitem ao sistema uma alta produtividade e baixo desperdício de material. Como as placas de fechamento, em sua maioria, são fornecidos em dimensões de 1200mm x 2400mm, os perfis estruturais, onde as placas são fixadas, devem respeitar essa modulação. Através do cálculo estrutural, são definidos espaçamentos de 400mm ou 600mm para a estrutura, garantindo o uso eficaz dos materiais e evitando o corte e ajuste das peças “in loco” (SILVESTRE, 2013; SANTIAGO, 2012).

Outro fundamento importante do sistema construtivo em LSF é o conceito de estrutura alinhada. Para garantir que se predominem esforços axiais nos perfis, todos os elementos estruturais são alinhados seguindo a modulação definida em projeto. Assim, as peças superiores transferem seu carregamento diretamente a estrutura inferior,

garantindo uma adequada transmissão dos esforços. A figura 2 ilustra o conceito de estrutura alinhada, onde os elementos se alinham da cobertura ao piso. A figura 3 mostra uma obra de LSF em andamento (SANTIAGO, 2012).

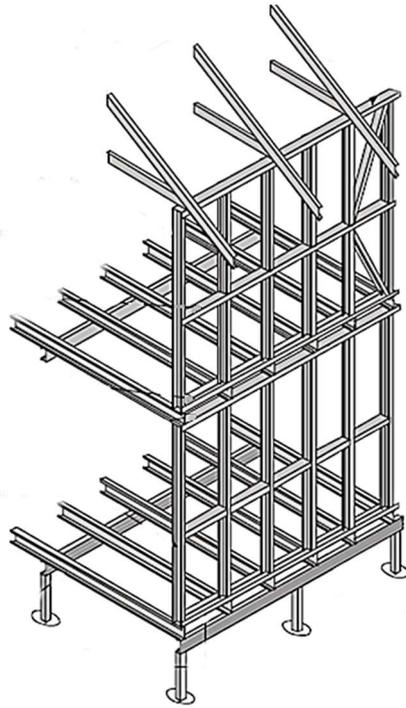


Figura 2 - Representação do conceito de estrutura alinhada (Adaptado de NEW ZEALAND NASH STANDARD, 2010)



Figura 3 – Obra em LSF: Centro de Mídia no Parque Olímpico / RJ (Acervo do autor)

### 2.2.2. *Vantagens*

As principais vantagens da utilização do LSF, frente às soluções tradicionais em concreto e alvenaria, podem ser classificadas em três grandes grupos: (1) qualidade da construção, (2) prazo de execução e (3) sustentabilidade. A qualidade da construção está

relacionada aos materiais empregados e ao desempenho final da obra. Todos os elementos utilizados, do aço ao parafuso, são produzidos em fábrica com dimensões padronizadas, com alta tecnologia envolvida e rigoroso controle de qualidade. O aço é um material de comprovada resistência e de alta qualidade quando utilizado como matéria-prima, garantindo à construção precisão dimensional e desempenho. Além disso, o processo de galvanização por imersão à quente em zinco, que as chapas de aço são submetidas, garantem uma proteção mais eficaz e econômica do aço contra a corrosão (SILVESTRE, 2013; SANTIAGO, 2012).

O desempenho termo-acústico do LSF se destaca devido à facilidade em se combinar diferentes materiais de isolamento e fechamento para elevar o desempenho do sistema. A utilização de materiais isolantes adequados no interior das paredes, como a lã de vidro e a lã de rocha, garantem uma grande proteção contra as variações de temperatura com menor espessura de parede se comparado às construções em alvenaria. Com relação ao desempenho acústico, o sistema LSF adota uma tipologia conhecida como massa-mola-massa nas paredes para evitar a propagação de ruídos. Essa tipologia é constituída por um material com massa, no caso as placas de gesso, intercaladas com materiais de baixa densidade e elevado amortecimento, no caso as lãs colocadas internamente, que atuam em conjunto para a proteção e dispersão dos ruídos (SILVESTRE, 2013).

Outra vantagem que se destaca no sistema LSF é o prazo reduzido de execução da obra. Estima-se que a conclusão de uma construção residencial em LSF chegue a 1/3 do tempo comparado com a alvenaria convencional. O principal fator que permite o reduzido tempo de execução é a pré-fabricação dos elementos metálicos, tornando o canteiro de obra apenas um local de montagem. Outro fator que também ajuda na redução do prazo de execução das obras é a facilidade de manuseio e transporte das peças, devido à leveza dos componentes do sistema. Esses fatores implicam também na redução de custo geral, já que uma obra concluída mais rapidamente reflete em um menor custo de mão de obra (SANTIAGO, 2012; SILVESTRE, 2013).

Em relação à sustentabilidade, a construção em LSF também se destaca devido à possibilidade da reutilização de seus elementos; a facilidade na montagem e desmontagem da estrutura; o baixo consumo de água e energia; e o uso de materiais recicláveis, características estas que garantem um baixo impacto ambiental do sistema. Como a construção civil é uma das atividades que mais utiliza recursos naturais, é importante pensar em métodos e procedimentos que minimizem esse impacto no meio ambiente (SILVESTRE, 2013; DUBINA, 2012).

### 2.2.3. Perfis formados a frio (PFF)

As estruturas de aço podem ser divididas em três grandes grupos de elementos estruturais: os perfis laminados, os perfis soldados e os perfis formados a frio (PFF). Os PFF são perfis obtidos a partir da dobragem, em temperatura ambiente, de chapas metálicas de espessura reduzida, de 0,4mm a até 8mm. Estes perfis podem ser produzidos em uma prensa dobradeira onde, sobre uma mesa, as chapas são pressionadas para realizar a dobra e, após sucessivos reposicionamentos, obtém-se a seção desejada. Estes perfis também podem ser obtidos a partir de perfiladeiras. Nestas, uma tira de chapa passa continuamente em cilindros que vão conformando o perfil e formando sua seção final. O uso de perfiladeiras permite um processo mais industrializado, com alta produtividade, sendo, portanto, utilizado pela maioria das empresas que comercializam perfis (CARVALHO, 2014; SILVESTRE, 2013; SANTIAGO, 2012).

Estes dois procedimentos permitem, de forma simples, a formação de perfis com seções e dimensões variadas visando atender necessidades específicas. Desta forma, os PFF podem ser empregados em muitas áreas da construção civil, como, por exemplo, nos setores residenciais, comerciais e industriais, telhados, *racks*, telhas e painéis de fechamento (CARVALHO, 2014).

As principais vantagens dos PFF são o melhor aproveitamento do perfil para atender uma solicitação específica, levando a concepções cada vez mais esbeltas e econômicas. Além disso, a simplicidade de sua produção permite que, com apenas algumas chapas em estoque, se tenha um amplo leque de seções a serem produzidas para atender diferentes aplicações na indústria. A figura 4 ilustra as diferentes seções que podem ser confeccionadas com os PFF (RODRIGUES, 2016; CARVALHO, 2014).

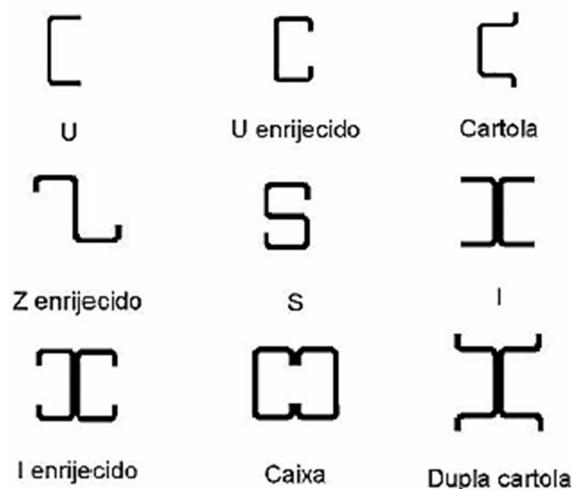


Figura 4- Seções transversais produzidas em PFF (SANTIAGO, 2012)

#### 2.2.4. Perfis utilizados no sistema Light Steel Framing

A NBR 15253:2014 estabelece que, para o sistema LSF, os PFF devem ser do tipo Zincado de Alta Resistência (ZAR), possuir resistência ao escoamento ( $f_y$ ) mínimo de 230 MPa e espessuras de chapa variando entre 0,80mm a 3,00mm. A norma também recomenda que a relação entre a resistência à ruptura e a resistência ao escoamento ( $f_u / f_y$ ) seja maior ou igual a 1,08, visando garantir a ductilidade do aço. As bobinas utilizadas na produção do perfil devem possuir massas mínimas de revestimento, com zinco ou liga alumínio-zinco por imersão a quente, segundo a tabela 1 (RODRIGUES, 2016; SANTIAGO, 2012).

Tabela 1 - Revestimento mínimo das bobinas de aço (NBR14762:2010)

Tipo de revestimento	Perfis Estruturais	
	Massa mínima do revestimento <sup>a</sup> g/m <sup>2</sup>	Designação do revestimento conforme normas
Zincado por imersão a quente	275	Z275 (ABNT NBR 7008)
Alumínio-zinco por imersão a quente	150	AZ150 (ABNT NBR 15578)
<sup>a</sup> A massa mínima refere-se ao total nas duas faces (média do ensaio triplo) e sua determinação deve ser conforme a ABNT NBR 7008 e ABNT NBR 15578		

As seções mais comuns no sistema são os perfis U ou U enrijecido (Ue) com dimensões que variam entre 90 a 300mm. No Brasil, as dimensões mais utilizadas são as de 90mm, 140mm e 200mm, com mesas variando entre 35 a 45mm, dependendo do fabricante do perfil (SANTIAGO, 2012).

#### 2.2.5. Subsistemas estruturais

O sistema construtivo LSF pode ser dividido em subsistemas que juntos dão forma a estrutura. Esses subsistemas são as paredes, os pisos e a cobertura, explicados em detalhes a seguir.

##### 2.2.5.1. Paredes

As paredes da edificação são compostas por perfis U enrijecidos (Ue), denominados montantes, posicionados na vertical e espaçados a cada 400 ou 600mm, conforme projeto. Os montantes são fixados no topo e na base às guias, formadas por perfis U. Essa configuração, ilustrada na figura 5, dá forma ao painel estrutural, que, associado aos elementos de vedação forma a parede do sistema construtivo (RODRIGUES, 2016).

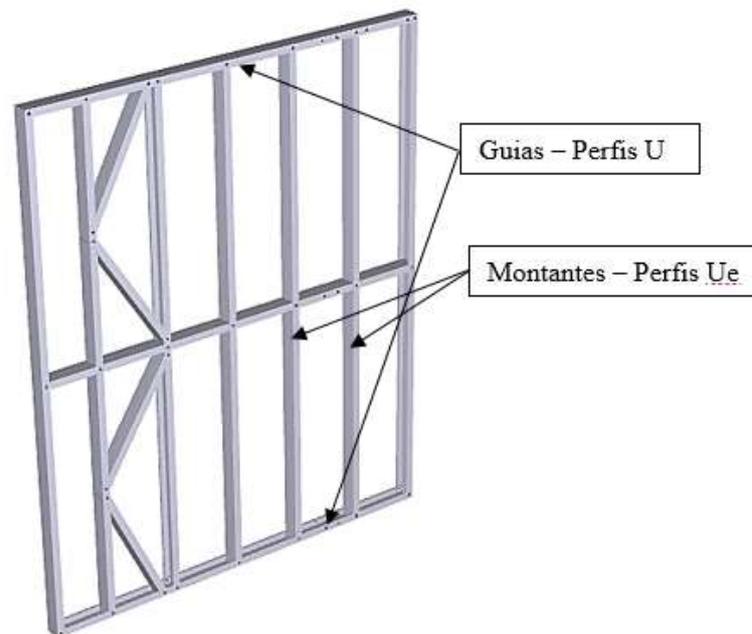


Figura 5 - Painel em LSF

As vedações devem ser compatíveis com o conceito do sistema, sendo, portanto, compostas por elementos leves, de fácil fixação à estrutura das paredes e propiciando uma obra “seca”. Os componentes empregados nesta etapa devem ser capazes de atender às normas de desempenho, aos critérios de segurança ao fogo, conforto termo-acústico, durabilidade, dentre outros (SANTIAGO, 2012).

O chapeamento externo mais comum no Brasil é feito com placas cimentícias de 10mm fixados diretamente sobre a estrutura metálica. Esta solução pode vir acompanhada de uma camada com placas OSB por baixo, o que garantirá maior desempenho termo-acústico e rigidez à estrutura. Outras soluções tradicionais podem ser, o “siding vinílico” – sistema este bastante comum nas residências norte-americanas - composto por régua de PVC na horizontal; o Sistema EIFS (“*Exterior Insulation and Finish System*”), muito comum na Europa, composto por quatro camadas, entre elas substrato, EPS, impermeabilização e revestimento. Além destes, o mercado inova cada vez mais nas opções de fechamentos de fachada, surgindo recentemente no mercado brasileiro as opções de placas de gesso revestidas com fibra de vidro, como é o caso da GlassRoc X, do grupo Saint Goban, e a DensGlass, da Georgia-Pacific. O chapeamento interno é feito geralmente com placas de gesso ST em áreas normais e chapa de gesso RU em áreas molhadas (SANTIAGO, 2012).

#### 2.2.5.2. Pisos

Os pisos no sistema LSF – foco de estudo principal deste trabalho - seguem o mesmo princípio descrito anteriormente, com perfis U enrijecidos, espaçados a cada 400 ou 600mm, obedecendo a modulação dos perfis dos painéis e mantendo o conceito de estrutura alinhada. Estas vigas de piso, que formam o engradado metálico em PFF, são responsáveis por transmitir o carregamento a que estão sujeitas - peso próprio e sobrecarga - para as paredes em que se apoiam. Dependendo do carregamento e do vão, as vigas podem ser reforçadas com a adição de um perfil Ue, perfil U, ou uma combinação destes. A figura 6 apresenta as diferentes combinações de peças que podem ser elaboradas em um projeto de piso.

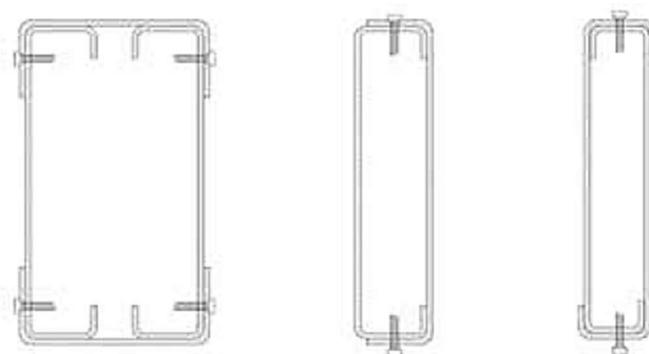


Figura 6 – Seção transversal de perfis combinados formando vigas mais reforçadas (SANTIAGO, 2012)

Estas vigas também podem ser feitas treliçadas, possibilitando vencer vãos maiores e mantendo o tipo de perfil Ue que foi utilizado no painel. Esta tipologia de piso pode ser vista com frequência em obras de empresas que possuem apenas uma perfiladeira, onde é possível produzir apenas um tipo de perfil Ue, sendo mais vantajoso produzir todos os elementos com a mesma seção de perfil. As opções de placas e revestimentos utilizados sobre os perfis metálicos serão explicadas mais adiante. A figura 7 apresenta as duas configurações de piso que podem ser elaborados em um projeto em LSF.



(a)

(b)

Figura 7- Pisos no sistema LSF: (a) com Perfis Ue; (b) Com treliças formadas por perfis Ue (Acervo do autor)

### 2.2.5.3. Coberturas

As coberturas no sistema LSF se assemelham muito a construção em madeira, substituindo apenas o madeiramento das tesouras por perfis galvanizados. As telhas podem ser as comumente utilizadas em outros métodos construtivos, como, por exemplo, as telhas cerâmicas, de aço, fibrocimento; ou serem mais específicas para as construções à seco, como é o caso da telha “*Shingle*”, mais comum no mercado norte-americano. O espaçamento da estrutura do telhado usualmente é de 1,20m por conta do menor carregamento na cobertura e da resistência do ripamento. Independentemente da tipologia de telhado, a versatilidade do sistema construtivo permite um amplo leque de soluções, não impondo limitações a arquitetura.

## 2.3. Vigas mistas

### 2.3.1. Introdução

A expressão “construção mista”, ou “sistema misto”, abrange uma variedade de concepções estruturais na construção civil, como, por exemplo, vigas mistas, colunas mistas, treliças mistas, dentre outros. Geralmente, o termo “misto” é utilizado para caracterizar elementos estruturais de concreto em solidarização com perfis de aço soldados, laminados ou em chapa dobrada (ANDRADE e VELLASCO,2016).

O comportamento misto configura-se quando dois elementos são ligados de tal forma a se deformarem como um único elemento. No caso das vigas mistas, estas são formadas pela interligação da laje que se apoia sobre a viga. Em situações com momentos

positivos, a laje passa a agir como parte da mesa em compressão do perfil, criando uma seção transversal mista, com ambos elementos agindo em conjunto. Essa solidarização é garantida através de conectores mecânicos - posicionados na interface entre os dois materiais - que impedem a separação física e absorvem os esforços cisalhantes horizontais desenvolvidos na região (PFEIL,2008; ANDRADE e VELLASCO,2016; QUEIROZ,2012).

Neste trabalho, o foco principal será o estudo de pisos mistos utilizando vigas em perfis de aço formados a frio e laje em placas predominantemente de madeiras. Sendo assim, sempre que forem mencionados os termos “sistemas ou soluções mistas”, será feita referência ao sistema utilizando diferentes materiais, genericamente. Quando for necessário especificar os elementos que o compõe, eles serão devidamente identificados junto ao nome. Por exemplo, vigas mistas PFF-Madeira seria a solução com vigas em perfis formados a frio e laje em madeira, enquanto vigas mistas Aço-Concreto seria o conjunto formado por vigas em aço e laje de concreto.

As principais vantagens na utilização desse sistema de vigas mistas são: a redução no peso de aço final em comparação as vigas de aço calculadas isoladamente; o melhor aproveitamento dos materiais; e a redução na altura total da solução de piso. Todas essas vantagens conduzem a soluções mais econômicas e eficientes do que caso os dois materiais atuassem isoladamente (PFEIL,2008; ANDRADE e VELLASCO,2016).

A principal desvantagem na consideração do sistema misto está nos possíveis custos adicionais, de material e mão de obra, envolvidos na colocação de conectores adicionais para garantir o trabalho conjunto da viga com a laje. Porém, quando bem projetado, a redução da seção de aço compensa o custo adicional dos conectores (PFEIL,2008; ANDRADE e VELLASCO,2016).

### 2.3.2. *Funcionamento da viga mista*

Levando-se em consideração uma viga biapoiada sob carregamento vertical, os materiais podem se relacionar de três formas diferentes quando posicionados um sobre o outro. Estas formas são: sem interação, viga mista com interação completa/total e viga mista com interação parcial.

Na primeira delas, na ausência de conectores e desprezando-se o atrito na superfície de contato, o deslizamento na interface é livre e são geradas duas linhas neutras independentes. Ambos elementos, viga e laje, sofrem flexão em torno de seu próprio

centro de gravidade e participam da resistência à flexão de acordo com sua rigidez isolada.

Na viga mista com interação completa, por sua vez, não há deslizamento entre os materiais e apenas uma linha neutra é gerada, onde a flexão se dá em torno do centro de gravidade do conjunto.

Já a viga mista com interação parcial representa uma situação intermediária entre os dois casos acima citados. Nesta forma de interação, como os conectores não têm resistência suficiente para absorver a totalidade dos esforços cisalhantes, ocorre deslizamento entre as peças e novamente duas linhas neutras são geradas. Neste caso, as linhas neutras não são independentes e sua posição dependerá do grau de interação mobilizado pelos conectores (PFEIL, 2003; PFEIL, 2008; ANDRADE e VELLASCO, 2016; QUEIROZ, 2012).

A figura 8 ilustra os três casos descritos de comportamento misto para uma viga à flexão.

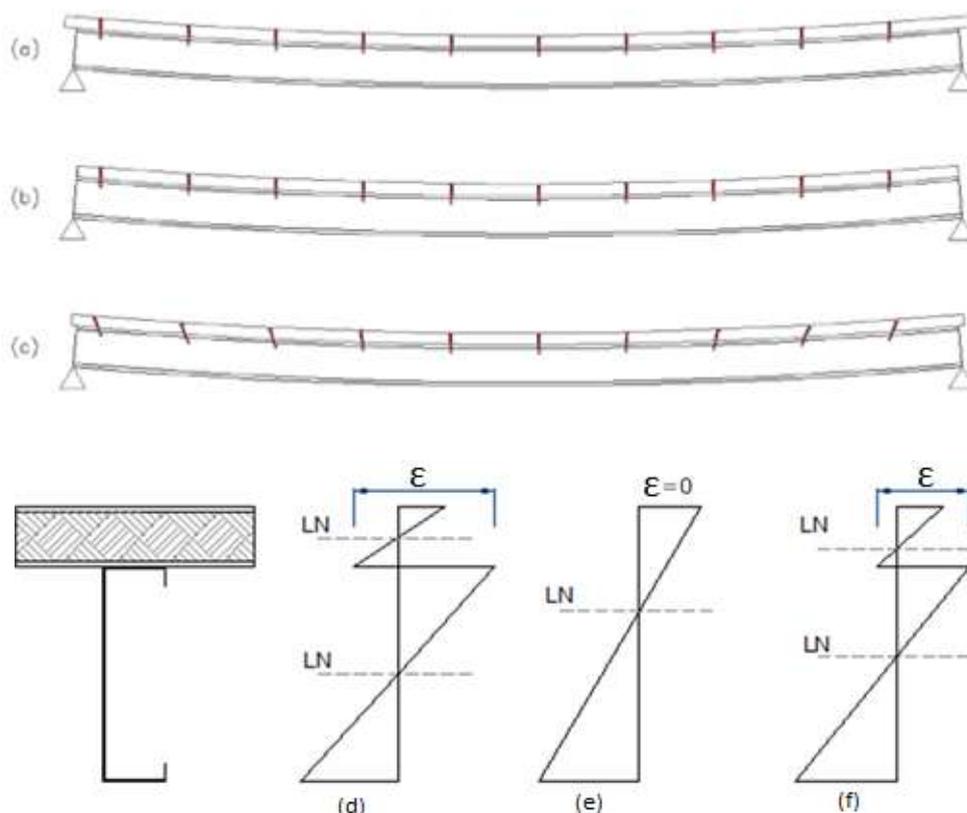


Figura 8 - Deformações em vista e na seção transversal da viga mista: (a) sem interação, (b) com interação completa, (c) com interação parcial; (d) deformação específica na seção transversal para caso a, (e) deformação específica na seção transversal para caso b, (f) deformação específica na seção transversal para caso c; (adaptado de ANDRADE e VELLASCO, 2016)

Este trabalho dará maior enfoque às vigas mistas com interação parcial pois, além delas serem mais utilizadas na prática por razões econômicas, também representam o tipo de interação que inevitavelmente ocorre devido à configuração do sistema misto com parafusos auto-atarraxantes conectando os painéis às vigas em PFF. Este assunto será abordado com mais detalhes na seção 2.4 (ARAUJO *et al.*, 2016; KYVELOU, 2016).

### 2.3.3. Conectores de cisalhamento

Sem uma efetiva ligação entre os componentes, o painel apresenta apenas a função de laje estrutural, distribuindo os carregamentos que incidem sobre ela para o viga metálico. Ao se utilizar de conectores de cisalhamento para mobilizar o comportamento misto, a laje passa também a fazer parte do viga (PFEIL, 2008).

A resistência destes conectores está diretamente relacionada à capacidade de transmissão dos esforços horizontais que ocorrem na interface entre os componentes. Ou seja, a escolha de um conector adequado para a viga mista é crucial para o correto comportamento estrutural do sistema (KYVELOU, 2017; ANDRADE e VELLASCO, 2016).

A relação entre a resistência ao corte do conector e o deslizamento relativo entre os materiais na superfície de contato é determinada por meio de ensaios de “*push-out*” padronizados pela norma técnica EN1994:2014. Estes ensaios permitem classificar os conectores em dúcteis ou não-dúcteis, de acordo com sua capacidade de deformação. Os conectores dúcteis, normalmente os únicos utilizados na prática, seriam aqueles que se deformam mantendo sua resistência ao transferir os esforços para os conectores menos solicitados. Essa capacidade em se deformar é importante pois, para cargas próximas ao colapso estrutural, pode se pressupor uma distribuição igual de esforço cisalhamento em cada conector, independentemente de sua posição, podendo assim serem distribuídos igualmente espaçados ao longo do vão (PFEIL, 2008; KYVELOU, 2016; ANDRADE e VELLASCO, 2016).

No cálculo da viga mista, em um cenário com interação total, a resistência última é limitada pelo momento resistente do sistema misto e não pela resistência dos conectores. Neste caso, os conectores são calculados em função da resistência do sistema e não do carregamento atuante. Caso não se alcance a quantidade e resistência dos conectores necessária para isso, a interação é parcial e um grau de interação é definido (KYVELOU, 2017; PFEIL, 2008).

## 2.4. Vigas mistas com placas fixadas sobre vigas

Este item apresenta as características específicas relacionadas às vigas mistas com placas fixadas sobre vigas. Apesar do funcionamento estrutural ser o mesmo das vigas mistas convencionais, esse sistema apresenta algumas particularidades inerentes ao processo de chapeamento e os materiais empregados. Dentre eles podemos citar: a configuração da conexão entre os elementos, a direção das placas na laje e a presença de juntas entre placas. A figura 9 ilustra o sistema de piso com vigas em PFF e painéis de laje aparafusados por cima.

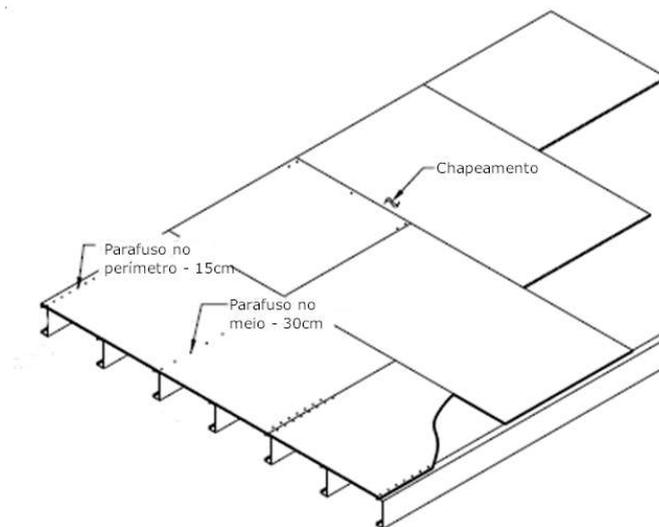


Figura 9 – Sistema de piso com vigas em PFF e placas aparafusadas sobre o vigamento (Adaptado de NAHB RESEARCH CENTER, 2001)

Os sistemas “*Light Steel Framing*” e o “*Light Wood Framing*” compartilham de muitas similaridades. Dentre elas, as soluções de pisos, que utilizam materiais parecidos e apresentam a mesma sequência construtiva. As diferenças entre as soluções seriam a utilização de prego ao invés dos parafusos auto-atarraxantes, e as vigas em madeira ao invés do PFF. Entretanto, o conceito estrutural é igual, com a fixação das placas sobre as vigas, tornando interessante, portanto, a análise dos estudos das vigas com esses materiais. Esta solução de piso será chamada neste trabalho de vigas mistas Madeira-Madeira.

Os estudos referentes ao comportamento misto para vigas mistas Madeira-Madeira começaram bem antes das primeiras análises envolvendo vigas mistas PFF-Madeira. Sendo assim, neste trabalho serão apresentadas algumas considerações feitas nos estudos de vigas mistas Madeira-Madeira que possam contribuir para o desenvolvimento do sistema em PFF.

### 2.4.1. *Materiais*

Existem no mercado diversos fabricantes de painéis cimentícios com miolo em madeira. Dentre as opções disponíveis, cabe citar o LP Mezanino, da LP; o Painel Wall, da Eternit; o Painel Masterboard, da Brasilit e o Painel Wall Wood, da Decorlit. Todos possuem características e resistências semelhantes, segundo os próprios fabricantes. A maioria desses painéis são formados por três camadas, sendo as externas compostas por chapas cimentícias com 4mm de espessura e as internas com chapas de madeira com espessura de 15mm ou 32mm.

A utilização de painéis industrializados em mezaninos e lajes secas é uma boa opção no mercado da construção a seco. As vantagens no seu uso são principalmente a velocidade na execução, o baixo peso próprio e a facilidade na instalação. Sua instalação se dá com a fixação das placas diretamente sobre o viga metálico ou de madeira, através de presilhas, parafusos auto-atarraxantes ou pregos, no caso da viga de madeira (LP BUILDING PRODUCTS, 2012).

Para selecionar os produtos e os tipos de piso apropriados para cada situação, é essencial não só definir as cargas atuantes e realizar o dimensionamento da estrutura, mas também verificar a compatibilidade com os revestimentos que serão adotados nos pisos, de acordo com a rigidez das placas. A tabela 2 apresenta algumas opções de painéis para piso em sistemas LSF e a figura 10 ilustra os materiais utilizados.

Tabela 2 – Opções de painéis em lajes seca (LP BUILDING PRODUCTS, 2012, INFIBRA, 2017)

<b>Placa</b>	<b>Espessura (mm)</b>	<b>Espaçamento máximo entre apoios (mm)</b>	<b>Carga máxima admissível (kgf/m<sup>2</sup>)</b>
<b>LP OSB Home</b>	15,1	400	400
	18,3	400	650
	18,3	600	215
<b>Painéis Mistos</b>	23	833	500
<b>Madeira-Cimentício</b>	40	1250	500
<b>Placa Cimentícia NTF</b>	20	600	500
	25	600	800
	30	600	1100

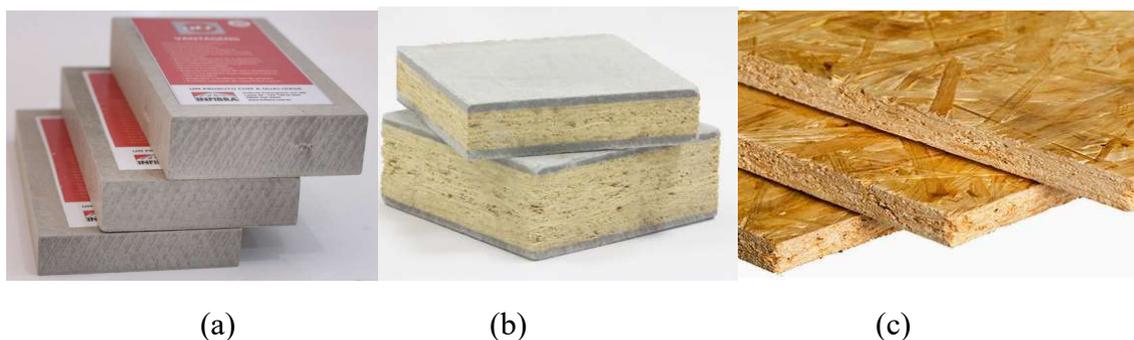


Figura 10 – Tipos de placas utilizadas como laje chapeadas sobre o viga: (a) Placas cimentícias NTF INFIBRA; (b) Painéis Mistos Madeira-Cimentício; (c) Placas OSB (LP BUILDING PRODUCTS, 2012; INFIBRA, 2017)

O OSB é composto por fios de madeira de formato retangular, dispostos em camadas orientadas a 90° uma com as outras e coladas sobre pressão com adesivo. Essa construção em camadas gera uma distribuição desigual na direção dos fios da madeira, com duas camadas alinhadas ao comprimento do painel e uma alinhada a largura. Com isso, as propriedades mecânicas são diferentes entre as direções, sendo o painel mais resistente e rígido no eixo longitudinal da placa (APA, 2012).

DIAS *et al.* (2004) determinaram as propriedades mecânicas das placas OSB produzidas no Brasil através de ensaios com as chapas de 12 e 18mm. Foram avaliadas a resistência e a rigidez na flexão longitudinal, transversal e vertical e a resistência e rigidez ao cisalhamento ao longo da espessura. As chapas OSB 18mm apresentaram resistência à flexão longitudinal em torno de 27,3MPa, com módulo de elasticidade à flexão longitudinal de 5.867MPa. Já as placas OSB 12mm apresentaram valores de 22,9MPa e 5463,1MPa, respectivamente.

Com o objetivo de avaliar a viabilidade em se adotar painéis de cisalhamento no sistema LSF, VILLELA (2016) conduziu um estudo experimental para determinar as propriedades mecânicas das placas OSB e o comportamento entre elas e o reticulado de aço. Foram realizados 360 ensaios de flexão de 3 pontos nas placas com as espessuras comerciais do OSB (9,5mm, 11,1mm, 15,1mm e 18mm) para a determinação do Módulo de Elasticidade e a Tensão de Ruptura do OSB. Além disso, foram realizados 12 ensaios de “*Push-Out*” com as placas fixadas com parafusos auto-atarraxantes aos perfis para avaliação do comportamento dessa ligação. Os ensaios de *push out* serão analisados mais adiante.

VILLELA (2016) encontrou valores maiores de Módulo de Elasticidade e de Tensão de Ruptura nos CPs retirados no sentido longitudinal da placa do que nos CPs retirados na direção transversal. Essa diferença já era esperada devido ao processo de

fabricação das placas, com a distribuição desigual de camadas no processo de prensagem da chapa. Concluiu-se também que, no geral, o Módulo de Elasticidade das placas aumenta ligeiramente quanto maior for a espessura destas.

Os valores encontrados para a Tensão de Ruptura no sentido longitudinal não variaram com o aumento de espessura da placa, com o valor médio de 30MPa. Já os valores do Módulo de Elasticidade aumentaram ligeiramente, com um valor médio de 5.500MPa. Foi realizado um comparativo com os resultados obtidos por DIAS (2014) para as placas de 12mm e 18mm, encontrando valores similares nas duas espessuras.

#### 2.4.2. *Comportamento estrutural*

Os sistemas de piso com perfis de aço ou madeira são dimensionados para um determinado carregamento considerando as vigas atuando como barra isoladas. Essa consideração assume que as placas têm a função apenas de transferir as cargas para as vigas, desprezando qualquer aumento de resistência e rigidez no sistema vindo da interação entre a viga e a placa (McCUTCHEON, 1977; SHERWOOD e MOODY, 1989).

SHERWOOD e MOODY (1989) citam dois atributos em que o painel aparafusado sobre a viga contribui para o desempenho do piso e faça com que este não se comporte apenas como vigas isoladas, seriam: (i) função de laje estrutural e (ii) comportamento misto. A função de laje estrutural se refere a capacidade das placas em distribuírem o carregamento para as vigas, funcionando como uma comprida faixa que se apoia continuamente sobre estes elementos. Essa função ajudaria a reduzir o deslocamento diferencial que ocasionalmente ocorre devido à diferença nas propriedades das vigas e da posição do carregamento. Sendo assim, quanto mais rígida a placa no sentido perpendicular a viga, maior será esse efeito e menor será a variação desses deslocamentos. A figura 11 ilustra essa redução nos deslocamentos diferenciais relacionado ao aumento na rigidez das placas.

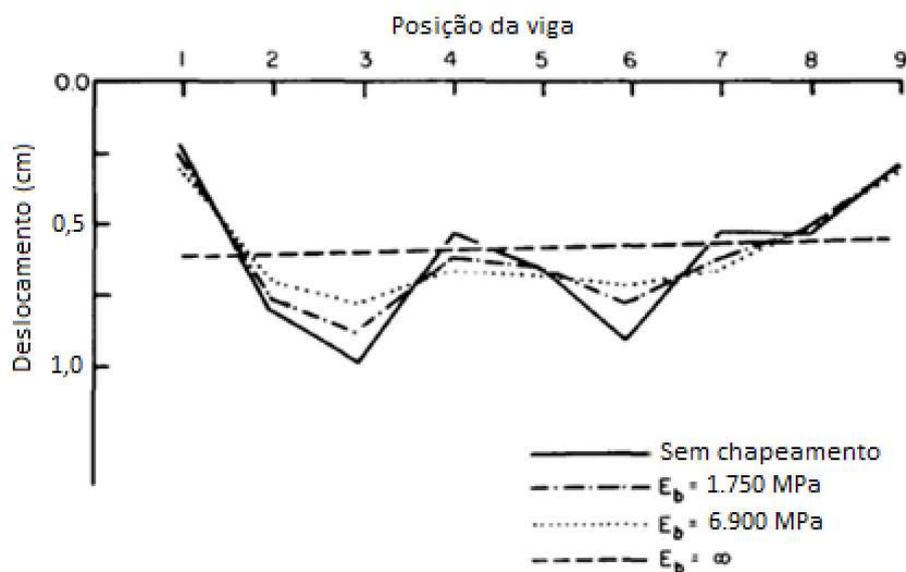


Figura 11- Relação entre deslocamentos diferenciais e rigidez das placas (Adaptado de SHERWOOD e MOODY, 1989)

O efeito do comportamento misto se refere ao fato dos painéis atuarem juntamente com o perfil metálico formando uma viga “T”. O aumento de rigidez e de resistência que surge desse efeito depende principalmente da resistência axial do painel, da rigidez na ligação aço-placa e a presença ou não de juntas ao longo do comprimento da viga (SHERWOOD e MOODY, 1989).

Caso não haja conexão entre a placa e a viga, ambos elementos atuam independentes à flexão e a contribuição do comportamento misto é nula. No caso de uma ligação total entre os elementos, e sem a presença de juntas, essa interação é completa e a definição das propriedades da viga “T” pode ser feita pelo cálculo da área transformada da seção. Como a conexão entre a placa e o perfil metálico é feita utilizando conectores não-rígidos, no caso parafusos auto-atarraxantes, há um certo deslizamento na interface dessa ligação. Com isso, o comportamento da estrutura se situa entre a ligação total e a ausência de conexão. Juntas ao longo do comprimento da viga, interrompendo a continuidade do flange da viga “T”, tornam a análise dessa interação ainda mais complicada (McCUTCHEON, 1977; SHERWOOD e MOODY, 1989).

#### 2.4.3. Presença de juntas

Como qualquer outro produto em madeira, o OSB poderá se expandir ou contrair após a sua instalação. Sem a junta entre painéis, essa movimentação poderá refletir em problemas de ondulação no piso, ocasionando trincas nos revestimentos. Por isso, a

maioria dos fabricantes recomenda uma junta de 3 mm entre placas. Painéis com bordas “macho-fêmea” possuem essa folga já embutida nos encaixes. A figura 12 mostra o encaixe “macho-fêmea” na extremidade dos painéis.



Figura 12 - Encaixe “Macho-Fêmea” nas bordas das placas de OSB (LP BUILDING PRODUCTS, 2012)

A presença de juntas entre placas pode reduzir a efetividade da placa na função como laje estrutural assim como no comportamento misto, fatores que contribuem para o desempenho do piso. Para a função como laje estrutural, como normalmente a chapa se apoia ao longo de várias vigas e a junta entre essas placas é defasada (não coincidentes), essa redução não é muito acentuada. Já com relação ao impacto na contribuição do comportamento misto – foco principal do presente trabalho – essa redução é muito significativa e, por se tratar de uma especificação dos fabricantes, a análise estrutural do piso deve ser capaz de considerar a presença destas. A figura 13 ilustra o conceito de juntas não coincidentes na paginação das placas de piso (SHERWOOD e MOODY, 1989).

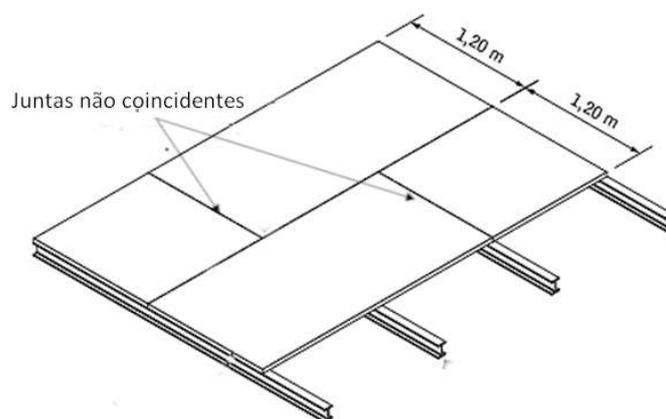


Figura 13- Paginação das placas de piso (Adaptado de ETERNIT, 2020)

#### 2.4.4. Direção das placas sobre o vigaumento

Conforme mencionado no item 2.4.1, há um eixo mais resistente associado ao processo de manufatura dos painéis OSB. MENDES *et al.* (2012) conduziram ensaios para comparar a rigidez e a resistência à compressão paralela e perpendicular entre painéis OSB, compensado e madeira maciça. Foram realizados ensaios com painéis de OSB de 15mm comerciais e encontrados valores 80% maiores para a resistência à compressão na direção paralela ao eixo longitudinal da placa em comparação à direção perpendicular. Como conclusão, indicaram que esses painéis, quando em uma aplicação estrutural submetidos a esforços de compressão, devem ser utilizados no sentido paralelo ao eixo longitudinal.

Os fabricantes desse tipo de painel, visando apenas uma efetiva distribuição do carregamento para os elementos de apoio, indicam sempre a instalação das chapas no sentido perpendicular às vigas. Dessa forma, o eixo resistente da placa é direcionado entre apoios de forma que possa vencer o maior vão possível. A figura 14 demonstra a direção sobre o vigaumento usualmente indicada para instalação das placas.

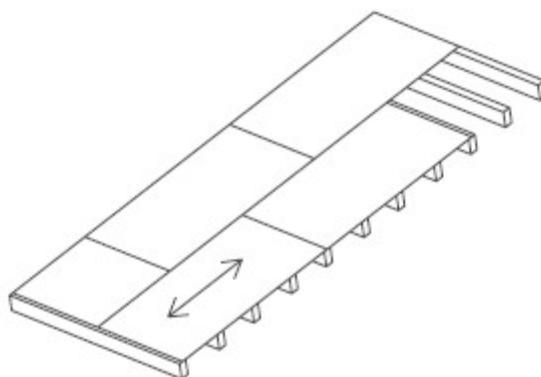


Figura 14 - Indicação na direção das placas sobre o vigaumento (LP BUILDING PRODUCTS, 2012)

Como o efeito do comportamento misto é otimizado quanto maior for a resistência a compressão da chapa e maior for a distância entre as juntas, o uso das placas com seu eixo longitudinal paralelo às vigas é o mais indicado. Já o efeito de laje estrutural é aprimorado quanto maior for a rigidez à flexão das placas na direção perpendicular às vigas, atenuando deslocamentos diferenciais no piso. Sendo assim, a colocação da placa com o eixo longitudinal perpendicular às vigas, como é feito usualmente, é o mais indicado (SHERWOOD e MOODY, 1989).

Esses efeitos ocorrem simultaneamente no piso e são dependentes do mesmo elemento estrutural, a placa. Pode-se perceber, portanto, que alcançar os dois objetivos,

aumentar a rigidez do sistema, através do comportamento misto, e melhor distribuir o carregamento sobre o piso, através da função de laje estrutural, são demandas conflitantes devido a anisotropia dos materiais empregados e o formato retangular das placas. Sendo assim, é importante os projetistas levarem essas questões em consideração para o desenvolvimento de novas práticas construtivas. A figura 15 exemplifica o conceito de eixo resistente da placa perpendicular ou paralelo às vigas (SHERWOOD e MOODY, 1989).

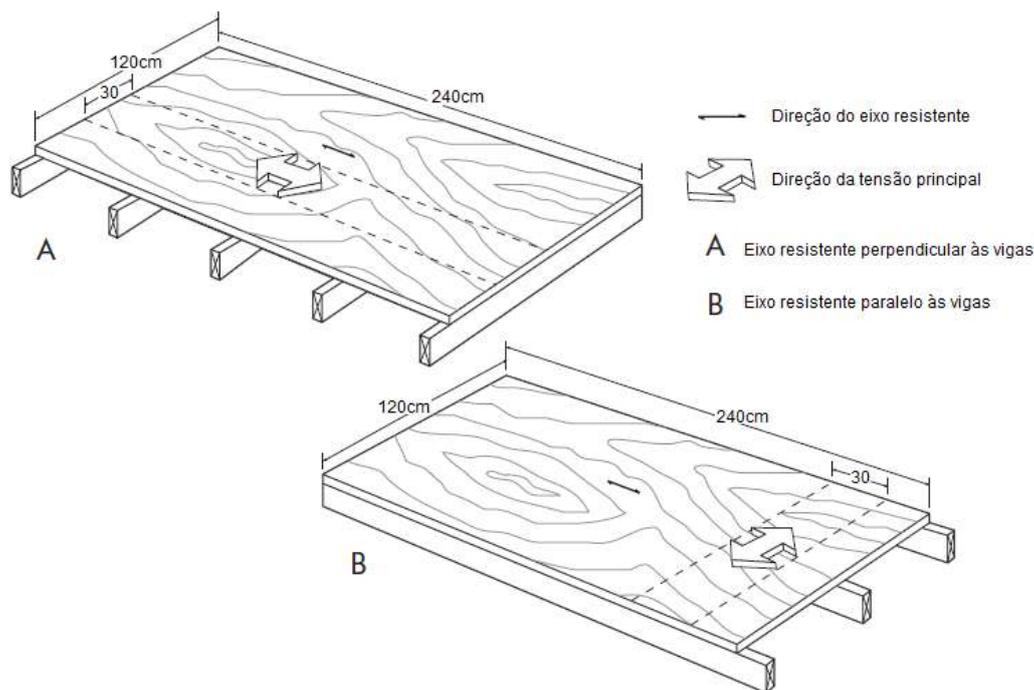


Figura 15- Instalação das placas: (a) com o eixo resistente perpendicular às vigas; (b) paralelo às vigas (Adaptado de PANEL DESIGN SPECIFICATION, 2012)

#### 2.4.5. Estudos com Vigas Mistas PFF-Madeira

A seguir serão apresentados os estudos referentes ao sistema misto composto por vigas em PFF e lajes com placas em madeira. A apresentação foi separada em duas partes. A primeira aborda o cálculo do módulo de deslizamento e alguns ensaios de *push-out* desenvolvidos com os materiais. Essa definição é de suma importância na avaliação do grau de interação envolvido no comportamento misto do sistema. A segunda parte detalha os estudos que envolveram ensaios em escala real assim como outras análises que contribuíram na concepção dos ensaios realizados neste trabalho.

##### 2.4.5.1. Determinação do Módulo de Deslizamento

NORTHCUTT (2012) realizou quatro ensaios experimentais para determinar os

valores do módulo de deslizamento entre vigas em perfis formados a frio e painéis de *plywood*. O objetivo era criar uma metodologia de cálculo para considerar o aumento de resistência e rigidez dada pela interação parcial com os dois elementos em um sistema de laje.

Para isso, foram realizados ensaios de *push out* variando-se a espessura das chapas de aço (0,84 mm, 1,37mm, 1,73mm e 2,46mm) e da placa de *plywood* (1,27cm e 1,83cm), com três testes para cada composição. Para os conectores foram utilizados dois parafusos auto-atarraxantes #10 Phillips ponta broca a cada 30cm de cada lado, em todos os ensaios.

Os ensaios de *push out* foram realizados com duas placas de *plywood* (15cm x 61cm) de cada lado com o perfil metálico de 61cm de comprimento no meio. Foram instalados flexímetros ao lado de cada placa para medir os deslocamentos entre os materiais. A figura 16 apresenta a configuração do ensaio de *push-out* realizado por NORTHCUTT (2012).

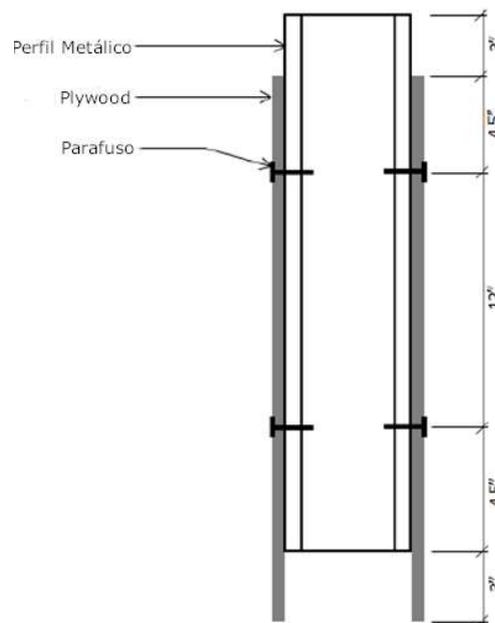


Figura 16- Ensaio de *push out* (Adaptado de NORTHCUTT, 2012)

Os resultados demonstraram que as cargas últimas foram aumentando conforme a espessura das chapas de aço aumentaram. Com exceção dos ensaios com a chapa de 2,46mm de espessura, com ruptura devido ao cisalhamento do parafuso, todos os testes apresentaram falha por “*screw tilting*”, que consiste no giro do parafuso com a cabeça deste adentrando na placa.

Através do cálculo da inércia efetiva do sistema composto, NORTHCUTT (2012) encontrou valores em média 1,5x maiores do que a inércia do perfil isolado. Esses

resultados demonstram a importância de se levar em consideração a interação entre os materiais no cálculo da rigidez do piso.

Seguindo a linha de pesquisa dos testes realizados por NORTHCUTT (2012), MARTIN (2014) ampliou os estudos com duas outras séries de ensaios. A primeira envolveu manter o espaçamento dos parafusos (30cm) e a espessura da chapa de *plywood* (1,27cm) constantes, enquanto se variava a espessura da chapa de aço (1,10mm, 1,37mm, 2,46mm). A segunda consistiu em manter a espessura da chapa de aço constante (1,10mm), variando apenas o espaçamento dos parafusos, a cada 15cm, 20cm, 25cm e 30cm, conseguindo avaliar, portanto, o efeito desse espaçamento nos valores do módulo de deslizamento.

Os ensaios de *push-out* seguiram o mesmo modelo dos ensaios de NORTHCUTT (2012), com duas placas de *plywood* de 15cm x 61cm nas extremidades, perfil metálico no meio e fixação com parafusos auto-atarraxantes #10 Phillips ponta broca.

As rupturas nos ensaios se deram na maioria dos casos com a ocorrência de “screw tilting”. Nos ensaios em que o espaçamento entre os parafusos era menor, 15cm e 20cm, a falha ocorreu no painel de *plywood*, que quebrou próximo ao apoio antes que se pudesse atingir a falha por cisalhamento do parafuso.

Prosseguindo com o cálculo do coeficiente de cisalhamento da ligação e da inércia efetiva, foram encontrados valores em média 16,83% maiores para a inércia efetiva do sistema composto comparando com a viga de aço isolada. Apesar dos valores menores do que os encontrados em NORTHCUTT (2012), ainda foi observada uma notável interação entre os materiais.

LOEHR (2016) deu continuidade aos estudos efetuados na Kansas State University, alterando o formato dos ensaios realizados anteriormente. O estudo teve como objetivos avaliar o efeito do espaçamento dos parafusos no módulo de deslizamento, reduzir as inconsistências nos resultados encontrados pelos outros pesquisadores e elevar o nível de confiança nos resultados.

Os ensaios consistiram em variar o espaçamento dos parafusos, a cada 15cm, 20cm, 25cm e 30cm, mantendo as outras variáveis constantes. Foram utilizadas Placas OSB de 15mm, perfil Ue150x41x12x1,1mm e parafusos auto-atarraxantes #10 Phillips ponta broca. Através de uma análise estatística dos estudos anteriores, foi definido que seriam necessários quinze testes para cada espaçamento de parafuso para atingir um estudo conclusivo com o intervalo de confiança adequado. Para evitar que ocorressem as falhas por flambagem nas placas de madeira, visto nos ensaios de MARTIN (2014), LOEHR

(2016) adicionou uma peça na base para travar as placas.

Apesar das dificuldades em se comparar os resultados obtidos com os estudos anteriores, tendo em vista a alteração no material da laje (de *plywood* para OSB) a precisão dos resultados foi melhorada com as alterações na composição dos ensaios. Através destes novos ensaios, pôde-se observar que, quanto maior o espaçamento entre os parafusos, maior a ocorrência de deslizamento entre o perfil e a placa e, conseqüentemente, menor o módulo de deslizamento.

LIU (2018) conduziu experimentos similares, com mesma quantidade de ensaios e com os mesmos materiais, visando corrigir alguns erros de montagem e de procedimento dos estudos anteriores. O objetivo principal de LIU (2018) foi determinar o módulo de deslizamento de acordo com os espaçamentos entre parafusos e comparar com os resultados obtidos por LOEHR (2016).

VILLELA (2016) realizou ensaios de *push-out*, ilustrados na figura 17, com quatro séries de ensaio e três testes em cada uma. Cada série foi composta de uma combinação entre dois tipos de perfis, Ue90x41x12x0,95 e Ue200x41x12x0,95, dois espaçamentos entre montantes, 400mm e 600mm, e dois espaçamentos entre parafusos, 150mm e 300mm. Como o objetivo era a avaliação do uso das placas OSB como elementos de contraventamento no sistema LSF, foram ensaiadas as placas de espessura 9,5mm e 11,0mm, as mais utilizadas em fechamento de parede.



Figura 17- Modelos de ensaio “Push-out” de VILLELA (2016) (Adaptado de VILLELA (2016))

Os resultados obtidos por VILLELA (2016) nos ensaios de *push out* demonstram

que a configuração parafuso auto-atarraxante com placas OSB e PFF apresenta um comportamento dúctil, com valores de deslizamento característicos superiores a 6,0mm. Pode se observar uma grande influência no aumento de resistência da ligação conforme se aumentou a espessura da placa OSB. VILLELA (2016) explica que, quanto maior a espessura da placa, maior sua capacidade de resistir ao esmagamento, ao rasgamento, e maior o deslizamento suportado pela ligação. Esta foi a variável do sistema com o impacto mais significativo na capacidade resistente da ligação, alcançando uma diferença de até 71% entre as placas 11,0mm e 9,5mm. Em todos os testes a falha na fixação ocorreu na placa OSB e não no parafuso.

KYVELOU (2017) realizou nove ensaios de *push out* variando a disposição dos parafusos auto-atarraxantes, a aplicação ou não de cola nas juntas entre placas e a utilização ou não de resina epóxi na interface aço-placa. Todos os ensaios apresentaram falhas similares, com um comportamento dúctil até a falha por corte do parafuso. Foi observado também o rasgamento na parte superior da chapa de madeira devido à considerável inclinação dos parafusos até próximo a falha por corte destes. As exceções foram os testes com adesivos, onde a conexão ficou consideravelmente mais rígida inicialmente e conduziu a uma falha frágil na ligação aço-placa. Com base no resultado dos ensaios, KYVELOU (2017) apresentou um modelo de cálculo para a relação carga-deslizamento em sistemas com parafusos auto-atarraxantes conectando vigas em PFF e placas a base de madeira. A figura 18 apresenta o ensaio de *push-out* realizado por KYVELOU (2017).



Figura 18 - Modelos de ensaio *Push-out* de KYVELOU (Adaptado de KYVELOU, 2017)

#### 2.4.5.2. *Ensaaios em pisos com vigas mistas PFF-Madeira*

ZHOU *et al.* (2014) estudaram a capacidade resistente de pisos mistos formados por PFF e placa de OSB. Através dos ensaios realizados por ZHOU (2013), foi feita a validação de um modelo em elementos finitos para a realização de uma extensa análise paramétrica. Sobre os dados do estudo paramétrico, foi proposto um método para calcular a capacidade resistente do sistema de piso. ZHOU (2013) ensaiou dois modelos de piso com 2,40m de largura e 4,80m de comprimento, sendo sete perfis C305x41x14x1,6mm espaçados a cada 400mm, fixados com placas OSB de 18mm e conexão com parafusos auto-atarraxantes ST4.8. A única diferença nos modelos foi o espaçamento dos parafusos. O primeiro adotou espaçamentos de 150mm no perímetro das placas e 300mm no meio, enquanto o segundo foi feito com 300mm e 600mm, respectivamente.

Nos ensaios, por conta da ausência de travamentos intermediários, ambos modelos falharam com os perfis desenvolvendo flambagem por flexo-torção. O aumento no espaçamento dos parafusos resultou em uma redução na capacidade resistente do piso de 14,32%. ZHOU *et al.* (2014) concluíram que os pisos mistos compostos por vigas em PFF e painéis de OSB tem alta capacidade resistente e pequena deformação. Com as análises paramétricas avaliando a influência do espaçamento dos parafusos no desempenho do sistema, sugeriram como medidas ideais 150mm nas bordas e de 150mm a 300mm no meio das placas.

CAO *et al.* (2015) realizaram um estudo da capacidade resistente de pisos mistos constituídos por vigas em PFF e placas OSB de 18mm. Os ensaios foram realizados em pisos com dimensões de 3,6m x 4,0m constituídas por perfis Ue 80x50x20x2,3mm espaçados a cada 400mm. A instalação do OSB foi feita na direção perpendicular às vigas, com parafusos auto-atarraxantes espaçados a cada 150mm nas bordas e 250mm no meio das placas. Com os gráficos dos ensaios é possível notar que a linha neutra da seção sobe com o incremento de carga, indicando a contribuição do OSB na capacidade resistente da viga. Os resultados experimentais e os modelos em elementos finitos por fim mostraram que o sistema misto, com vigas em perfil formado a frio e placas OSB conectados por parafusos auto-atarraxantes, possui uma boa capacidade resistente e ductilidade.

WENFENG (2011) desenvolveu diversas fórmulas para os cálculos do momento fletor resistente e do deslocamento do piso misto formado por laje em placas OSB e vigas em PFF. Os cálculos foram desenvolvidos levando-se em consideração o deslizamento na interface OSB-Aço e um coeficiente de redução na rigidez do piso devido a

configuração dos parafusos auto-atarraxantes. Para o cálculo do momento fletor resistente, WENFENG (2011) inclui um coeficiente, multiplicando o momento fletor da seção mista no início do escoamento, que leva em consideração o deslizamento na interface OSB-aço pela resistência do parafuso.

KYVELOU (2017) conduziu um extenso estudo experimental com vigas em PFF e lajes com painéis estruturais de madeira. O objetivo foi avaliar o grau de interação entre os materiais e os benefícios gerados pelo comportamento misto. Foram realizados diversos ensaios do sistema de piso à flexão e ensaios de *push out* com parafusos auto-atarraxantes e adesivos estruturais. Os doze ensaios do sistema à flexão foram feitos com diferentes combinações, variando a espessura do aço (1,5mm e 3,0mm), o espaçamento entre parafusos (sem fixação, 600mm, 300mm, 150mm, 100mm e 75mm), o uso ou não de adesivo nas bordas das placas e a aplicação ou não de adesivo estrutural na interface entre os elementos.

Os ensaios foram realizados em um piso de 6,0m de comprimento, com 5,80m de vão livre, e largura de 1,20m. Foram utilizados dois perfis Ue250x64x18 com duas espessuras diferentes, 1,50m e 3,00mm, espaçados em 600mm. As placas de madeira possuíam 38mm de espessura com 3,0m x 1,20m e foram posicionadas com o eixo resistente paralelo ao sentido do vão, formando uma junta no meio. Esta possuía o encaixe “macho-fêmea” e alguns ensaios buscaram avaliar a efetividade em se aplicar um adesivo nesta região de contato. A figura 19 mostra uma vista longitudinal do ensaio e a figura 20 ilustra a seção transversal e um resumo dos experimentos realizados por KYVELOU (2017).

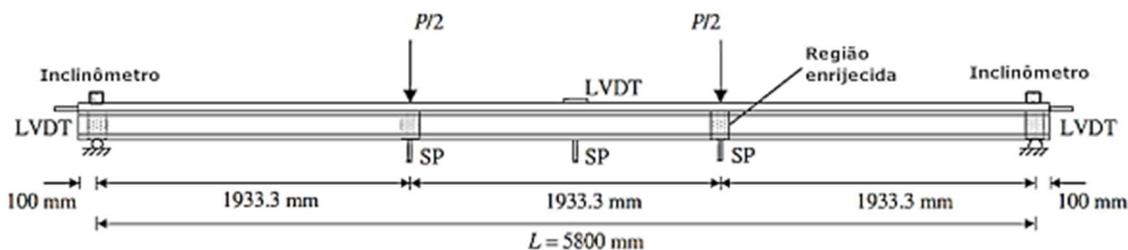


Figura 19- Vista longitudinal do ensaio de KYVELOU (Adaptado de KYVELOU, 2017)

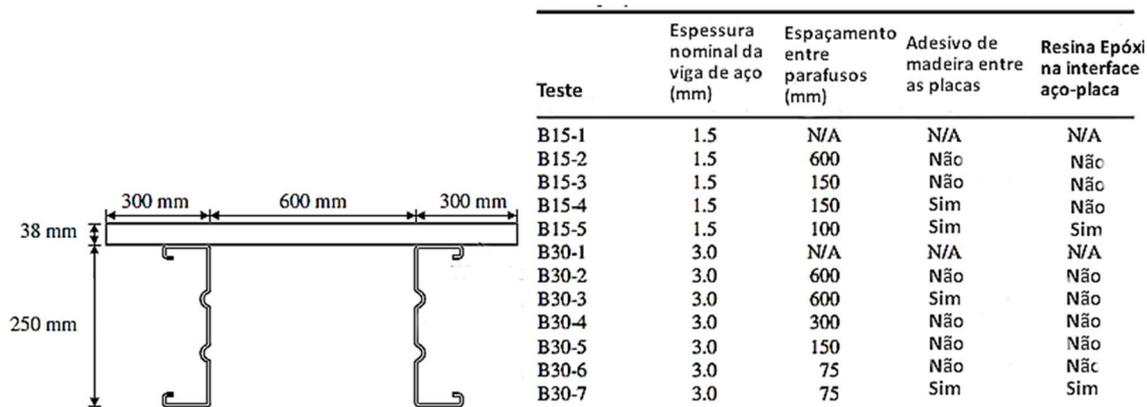


Figura 20- Seção transversal e ensaios realizados por KYVELOU (Adaptado de KYVELOU, 2017)

Todos os testes falharam por flambagem distorcional entre parafusos na área de momento constante, com exceção do último ensaio, realizado com parafusos a cada 75mm e resina epóxi na interface placa-aço. Neste, ocorreu o escoamento do flange inferior da seção resultando em deformações excessivas, levando a interromper o ensaio com 230mm de flecha no meio do vão. O comprimento de onda pela flambagem distorcional foi reduzido conforme se diminui o espaçamento entre parafusos.

Puderam ser observadas melhorias significativas no desempenho da laje conforme se aumentava o grau de interação entre os elementos. Os sistemas mistos com seções de aço mais esbeltas se beneficiaram mais da interação com os painéis de laje. Isso pode ser explicado pela maior relação entre a área da placa sobre a área de aço. Para o aço com espessura de 3,0mm, o aumento na capacidade resistente foi de até 50%, com ganho de rigidez em torno de 25%, enquanto para o aço com espessura de 1,5mm os incrementos foram de até 100% e 40%, respectivamente. A linha neutra da seção mista ficou posicionada no perfil metálico em todos os ensaios e a colocação de adesivo de madeira nas juntas entre placas aumentou significativamente a rigidez do piso.

KYVELOU *et. al* (2017) estabeleceram um procedimento completo de cálculo para o momento fletor resistente e a rigidez à flexão em pisos mistos PFF-Madeira. O principal objetivo era aumentar a eficiência estrutural desse sistema de piso através do estabelecimento de fórmulas práticas de dimensionamento e comparar os resultados com os dos 12 ensaios do sistema e 80 modelos numéricos realizados pelos autores.

As bases da formulação proposta pelos autores estão, no cálculo do grau de interação parcial do sistema, com a utilização dos parafusos auto-atarraxantes, e no desenvolvimento da rigidez efetiva do piso misto, com o cálculo do coeficiente de

cisalhamento da ligação. Esse procedimento será apresentado mais à frente em 2.5.2.2.

KYVELOU *et al.* (2018) prosseguiram os estudos com os ensaios realizados em KYVELOU *et al.* (2017), elaborando uma análise paramétrica com modelos em elementos finitos. O objetivo era avaliar os parâmetros-chaves a serem alterados na solução mista proposta, buscando maximizar os benefícios do comportamento misto no aumento da capacidade resistente e rigidez do piso. Os parâmetros analisados foram: a altura e espessura do perfil, o espaçamento entre parafusos e o tamanho da junta entre placas. Foi modelado também um modelo sem conexão entre os elementos para fornecer valores de referência.

Os estudos para a avaliação das juntas entre as placas foram feitos com as juntas variando entre 0mm e 1,0mm e com dois espaçamentos entre parafusos, 600mm e 150mm. Foi possível observar que o aumento na distância entre as juntas das placas reflete em uma redução gradativa na capacidade resistente do piso misto, alcançando até 17% para o sistema com parafusos a cada 150mm e 1mm de junta. Já com relação a rigidez, esta reduz drasticamente na presença da menor junta possível e se mantém constante com o aumento da abertura. Sendo assim, a eliminação das juntas, com a aplicação de adesivo no encaixe entre placas, e não apenas a redução da abertura, é a solução para se alcançar maior rigidez com o sistema.

Para a avaliação da influência da geometria do perfil e do espaçamento entre parafusos, foram feitos modelos com três alturas diferentes de perfil (220mm, 250mm e 300mm), e seis espessuras diferentes de aço (1,0mm, 1,25mm, 1,50mm, 2,0mm, 2,5mm e 3,0mm). Para cada espessura foram testados cinco espaçamentos de parafusos (600mm, 300mm, 160mm, 80mm e 40mm) e mantida constante em 2,0mm a junta entre placas.

A maioria dos modelos apresentaram falha por flambagem distorcional no flange superior enquanto as tensões nas placas foram muito inferiores à resistência do material. Como esperado, a redução no espaçamento resultou em uma maior mobilização do comportamento misto, com um aumento de até 140% na capacidade resistente e de até 40% na rigidez para o conjunto com a menor espessura de aço, 1,0mm, e menor espaçamento entre parafusos, 40mm, em comparação a ausência de conexão entre os elementos.

Foi possível observar novamente que as seções mais esbeltas obtiveram um incremento mais expressivo de capacidade resistente e rigidez, mesmo não tendo maior interação. Isto é, os graus de interação mais elevados foram obtidos com as espessuras de aço maiores, porém, os maiores acréscimos de resistência e rigidez ocorreram nas seções

mais esbeltas. Isso se dá por conta da maior relação entre as áreas da placa de madeira sobre o perfil metálico quanto mais fina for a seção de aço.

Para construções em *wood-frame*, a AF&PA (2005) permite a adoção de um fator de acréscimo na resistência à flexão de vigas, treliças, caibros, montantes, quando estes participam de um sistema repetitivo. Esse tipo de sistema é caracterizado quando três ou mais elementos estão espaçados a no máximo 600mm e conectados em cima por um componente capaz de distribuir o carregamento. No cálculo de uma laje de madeira, com a viga se enquadrando nos requisitos de um sistema repetitivo, este fator pode majorar a resistência em até 1,5 vezes comparado ao cálculo da viga isolada (CLAYTON e STEPHENS, 2010; ASTM, 2003)

Baseado na similaridade entre os sistemas LSF e *wood-frame*, CLAYTON e STEPHENS (2010) analisaram se é possível aplicar o mesmo conceito de sistema repetitivo para as estruturas em LSF que atendessem os mesmos requisitos prescritos na ASTM (2003) para estruturas de madeira.

O fator de majoração do sistema repetitivo leva em consideração os efeitos do comportamento misto, dado pela interação da placa com a viga formando uma viga “T”, e da distribuição de carregamento, caracterizada pela transferência de carga do elemento mais frágil a um elemento próximo mais rígido. Este último efeito é baseado em análises de probabilidades e não será o foco deste trabalho. (CLAYTON e STEHPENS, 2010)

CLAYTON e STEPHENS (2010) realizaram alguns cálculos para chapas OSB de 12,7mm aparafusadas em perfis Ue150x41x12x0,90 espaçados a cada 400mm. Não foram considerados os efeitos das juntas entre as placas e o deslizamento na interface entre os materiais. Foi possível demonstrar que a utilização de um fator de majoração na resistência dado pela concepção do sistema repetitivo é possível para pisos com PFF. O acréscimo na resistência ficou entre 14% a 26%, sendo a maior parte dada pelo comportamento misto (12% a 24%). A baixa contribuição do efeito de distribuição de carregamento, neste caso, se justifica pela pequena variação nas propriedades do aço em comparação as peças de madeira.

#### 2.4.6. Estudos com Vigas Mistas Madeira-Madeira

McCUTCHEON (1977) apresentou um procedimento de cálculo para o deslocamento em pisos mistos formados por vigas e placas em madeira, considerando a rigidez do parafuso e a descontinuidade das placas. Para embasar as formulações teóricas

no cálculo do deslocamento, que serão apresentadas na seção 2.5.2, foram realizados ensaios com sete pisos mistos com vãos de 3,6m e largura de 4,0m. Toda a laje foi feita com placas de *plywood* de 16mm fixadas com o sentido longitudinal dos painéis (eixo mais resistente) no sentido perpendicular às vigas.

Quatro ensaios foram feitos com a fixação convencional com pregos, a cada 15cm nas extremidades e 20cm nas vigas intermediárias, e junta de 1,5mm entre placas. O outros três ensaios utilizaram na fixação, além dos pregos convencionais, um adesivo estrutural na interface entre as madeiras e no encaixe macho-fêmea, representando, segundo McCUTCHEON (1977), um piso contínuo.

Para a viga “T”, foi considerado que a largura do flange é igual ao espaçamento entre vigas. McCUTCHEON (1977) aponta que essa consideração é válida para espaçamento razoáveis e que pequenas alterações não afetarão o resultado da análise.

McCUTCHEON (1986) estende as pesquisas incluindo nos cálculos a consideração do das placas fixadas nas duas faces das vigas, em cima e embaixo, resultando em uma viga com seção em formato “I”. Foram realizados 12 ensaios com a viga “T” e 24 com as vigas “I” para validar os cálculos desenvolvidos, que serão apresentados mais à frente.

Os ensaios foram realizados com vãos de 2,45m, vigas com duas alturas diferentes, 89mm e 184mm, e flanges com dimensões de 400mm. Os flanges foram feitos com OSB de 11mm ou *plywood* de 19mm, pregados com um espaçamento de 15cm. Uma manta de polietileno foi colocada na interface dos materiais para reduzir a variação de atrito na região dependendo da placa. Os ensaios com viga “T” foram realizados ou com OSB no topo ou *plywood*, enquanto os com viga “I” foram feitos com OSB-OSB (OSB no topo e OSB embaixo), PLY-PLY, ou uma combinação entre os materiais, OSB-PLY e PLY-OSB. A figura 21 ilustra as duas configurações dos ensaios, como viga “T” ou viga “I”.

Os resultados demonstraram um acréscimo considerável na rigidez do piso comparado a viga isolada, variando de 9% a mais, para uma viga “T” com 184mm de altura, a até 109% de acréscimo na rigidez, para uma viga “I” com 89mm de altura.

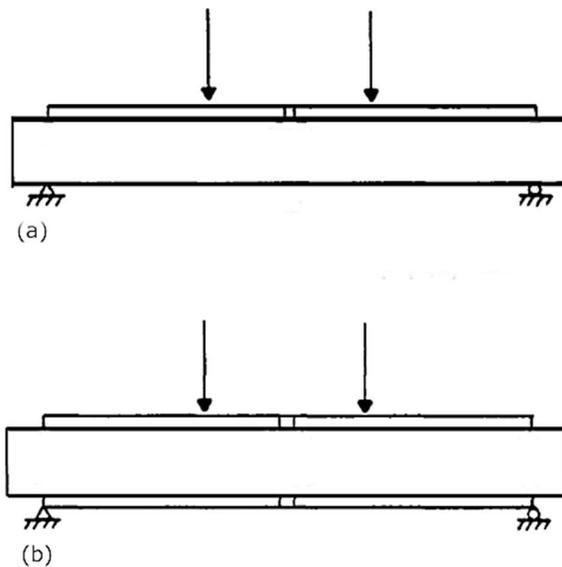


Figura 21- Esquema dos ensaios realizados por McCUTCHEON com: (a) Ensaio com placa por cima e (b) Ensaio com placa em cima e embaixo (Adaptado de McCUTCHEON, 1986)

Baseado nos conceitos de sistema repetitivo para wood-frame, McCUTCHEON (1984) amplia o estudo do comportamento misto para vigas “T”, apresentado por McCUTCHEON (1977), adicionando os efeitos da variabilidade na rigidez das vigas e o efeito de distribuição do carregamento nos cálculos de deslocamento do piso. Para considerar os dois efeitos atuando no modelo, são necessárias duas abstrações. A primeira seria a simplificação dos painéis em uma barra que se apoia sobre as vigas distribuindo o carregamento. A segunda seria a consideração das vigas com molas que suportam o carregamento vindo da barra. Cada mola já incluiria os efeitos do comportamento misto com a interação aço-placa, definido nos cálculos apresentados em McCUTCHEON (1977). A figura 22 ilustra o conceito do modelo estrutural com molas no cálculo de vigas mistas.

A consideração das placas sendo barras transversais às vigas tem por finalidade contabilizar os efeitos da descontinuidade ocasionada pelas juntas neste sentido, no caso de os comprimentos das placas serem menores que a largura total do piso. Sendo assim, por exemplo, caso cada placa se apoie em seis vigas, o normal para uma placa com 2,40m de comprimento, a rigidez da barra seria reduzida em um sexto devido a essa descontinuidade.

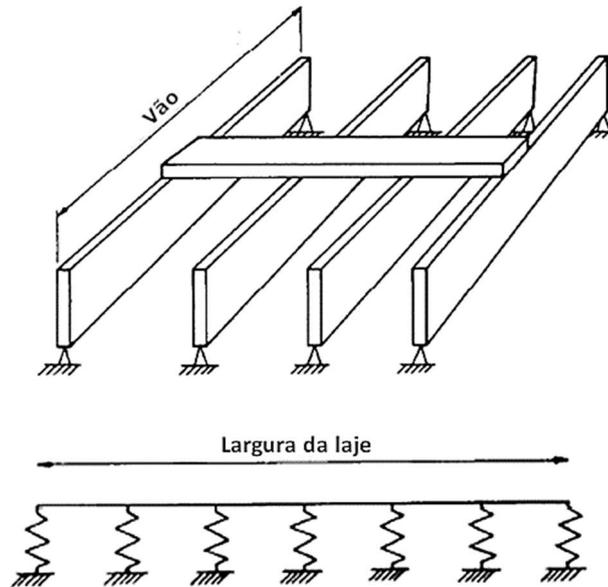


Figura 22- Esquema estrutural com molas idealizado por McCUTCHEON (Adaptado de McCUTCHEON, 1986)

Em 1968, A APA (“*The Engineered Wood Association*”) realizou uma série de experimentos para determinar um fator de comportamento misto em pisos mistos formados por painéis de *plywood* fixados com adesivo e prego a vigas de madeira. Diversos estudos subsequentes foram feitos adequando os resultados para o chapeamento com OSB (WILLIANSON e YEH, 2008).

ROSS (1968) definiu os valores para o fator de comportamento misto ( $C$ ) em painéis de *plywood* com vigas de madeira. Para pisos com as placas fixadas com adesivo e parafuso e com aplicação de adesivo no encaixe macho-fêmea,  $C=0,90$ . Caso o encaixe macho-fêmea for apenas aparafusado,  $C=0,45$ . Para pisos apenas aparafusado e sem o uso de adesivo na interface placa-viga, é definido que não há comportamento misto e, portanto,  $C=0$ . Com base neste fator, é calculada a rigidez efetiva do sistema misto, dada pela equação 2.1.

$$EI_{efetivo} = (C)EI_{composto} + (1 - C)EI_{viga} \quad (2.1)$$

Sendo,

$EI_{efetivo}$  é a rigidez à flexão efetiva do sistema;

$C$  é o fator de contribuição do comportamento misto;

$EI_{composto}$  é a rigidez à flexão com interação total;

$EI_{viga}$  é a rigidez à flexão da viga isolada.

A equação 2.1 pode ser reescrita para caso se realizem ensaios que se definam os valores de  $EI_{efetivo}$ ,  $EI_{composto}$ ,  $EI_{viga}$  e queira se obter o fator de contribuição do comportamento misto, ficando, portanto:

$$C = \frac{\text{aumento na rigidez real}(\%)}{\text{aumento caso fosse interação total}(\%)} = \frac{\frac{EI_{efetivo}}{EI_{viga}} - 1}{\frac{EI_{composto}}{EI_{viga}} - 1} \quad (2.2)$$

WILLIASON e YEH (2008) realizaram um estudo experimental para revisar o fator de comportamento misto na rigidez de pisos com vigas de madeira, chapeamento em OSB e fixação com adesivo e prego. Essa revisão foi motivada pela redução nas propriedades do OSB produzido nos Estados Unidos e pela evolução no desenvolvimento dos adesivos estruturais utilizados nas fixações.

Os ensaios conduzidos por WILLIASON e YEH (2008) foram formados por três vigas de madeira com 240mm de altura espaçadas a cada 400mm em um vão de 4,50m. Primeiramente foram realizados ensaios não-destrutivos nessa composição para se obter a rigidez à flexão da viga ( $EI_{viga}$ ). Posteriormente foram fixadas placas de OSB com 15mm de espessura no sentido perpendicular às vigas com o uso de pregos e adesivo estrutural na interface entre os materiais. Os pregos foram instalados com um espaçamento de 30cm, a junta entre painéis foi de 3mm e não foi aplicado adesivo no encaixe macho-fêmea (M-F) entre placas.

Com os resultados dos ensaios, WILLIASON e YEH (2008) sugeriram um aumento no fator C, para os casos em que não se aplicam adesivo no encaixe M-F, passando de 0,45 para 0,55.

## 2.5. Dimensionamento de vigas mistas

Em vigas mistas convencionais aço-concreto, o procedimento de cálculo está bem estabelecido pelas normas NBR8800:2008, EN1994-1-1 e a AISC. Esta seção apresentará brevemente o procedimento de cálculo para vigas mistas aço-concreto definido na NBR8800:2008 e as considerações da NBR14762:2010 para as vigas mistas constituídas por perfis formados a frio.

Posteriormente, será apresentado o procedimento de cálculo proposto por KYVELOU *et al.* (2017) e ZHOU *et al.* (2014) que tratam de vigas mistas com PFF e laje em madeira. O modelo de KYVELOU *et al.* (2017) será abordado com mais detalhes porque é baseado no equilíbrio de forças da seção na análise plástica, igual ao procedimento da NBR8800:2008, adicionando algumas considerações referentes as seções em PFF e as lajes com painéis de madeira.

### 2.5.1. Cálculo do momento fletor resistente

Da mesma forma que para vigas de aço, as vigas mistas podem ter sua resistência à flexão determinada por: (i) plastificação da seção, (ii) flambagem local da seção de aço e (iii) flambagem lateral. Como a mesa superior possui travamento lateral contínuo devido a fixação dos conectores com as placas, não haverá flambagem lateral nas regiões de momento positivo (ANDRADE, 2016; PFEIL, 2008).

A NBR8800:2008 define que as seções devem possuir uma determinada relação de esbeltez entre seus elementos para que possa ser realizado o cálculo da viga mista.

Para seções com a relação entre a altura da alma ( $h_w$ ) sobre espessura ( $t_0$ ) menor ou igual a  $3,76\sqrt{E/f_y}$ , conforme na equação (2.3), a seção é classificada como compacta. Neste caso, não ocorre flambagem local antes da plastificação total da seção e, portanto, pode se admitir a plastificação total para o cálculo do momento fletor resistente da seção mista. Isto é feito considerando uma análise rígido-plástica com os materiais completamente plastificados e com ductilidade ilimitada (ANDRADE, 2016; PFEIL, 2008).

$$\frac{h_w}{t_0} \leq 3,76 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.3)$$

Para seções em que a relação entre a altura da alma ( $h_w$ ) sobre espessura ( $t_0$ ) é menor que  $5,70\sqrt{E/f_y}$ , conforme equação (2.4), a seção é classificada como semicompacta e, como a flambagem local da alma ocorre antes da plastificação total da seção, o cálculo do momento fletor resistente da seção deve ser obtido com o diagrama de tensões no regime elástico. Quando se tem a interação total, a resistência é determinada ou pela plastificação do concreto ou pela tração na seção de aço. Para essa hipótese, deve-se garantir um número de conectores maior do que ambas as resistências.

$$3,76 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \leq \frac{h_w}{t_0} \leq 5,70 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.4)$$

Impondo o equilíbrio de forças na seção mista, sujeita a momentos positivos, tem-se três possibilidades para a posição da linha neutra plástica: (i) na laje de concreto, (ii) na mesa superior comprimida da viga de aço ou (iii) na alma da viga de aço (ANDRADE e VELLASCO, 2016).

A NBR14762:2010 determina, no Anexo G, que o dimensionamento para vigas mistas com PFF pode ser definido pela NBR8800:2008, no que for aplicável, com mais algumas considerações. A principal delas seria referente ao dimensionamento em regiões de momento positivo onde, novamente, é enfatizado que se deve admitir uma distribuição elástica de tensões, com as propriedades da seção mista homogeneizada. Além disso, a alma da viga deve apresentar largura efetiva igual à própria largura ( $b_{eff} = b$ ), calculada segundo a NBR14762:2010.

#### 2.5.1.1. Método Elástico pela NBR8800:2010

Para vigas semicompactas, a NBR 8800:2008 estabelece duas limitações: (i) a tensão de tração de cálculo na face inferior do perfil de aço não ultrapassar  $f_{yd}$ ; e (ii) a tensão de compressão de cálculo na face superior da laje de concreto não ultrapassar  $f_{cd}$ . Assim, as tensões devem ser determinadas no regime elástico, com base nas propriedades da seção mista homogeneizada.

O cálculo das tensões com interação completa é definido por:

$$\sigma_{td} = \frac{M_{sd}}{(W_{tr})_i} \quad (2.5)$$

$$\sigma_{cd} = \frac{M_{sd}}{(\alpha_E W_{tr})_s} \quad (2.6)$$

Sendo,

$\sigma_{td}$  é a tensão de tração de cálculo na mesa inferior do perfil de aço;

$\sigma_{cd}$  é a tensão de compressão de cálculo na face superior da laje de concreto;

$(W_{tr})_i$  é o módulo de resistência elástico inferior da seção mista;

$(W_{tr})_s$  é o módulo de resistência elástico superior da seção mista;

$\alpha_E$  é a relação entre o módulo de elasticidade do aço e o módulo de elasticidade do concreto.

Para os casos com interação parcial, o cálculo se mantém, alterando-se apenas o valor de  $(W_{tr})_i$  para  $W_{ef}$ , sendo:

$$W_{ef} = W_a + \sqrt{n}[(W_{tr})_i - W_a] \quad (2.7)$$

Onde,

$W_a$  é o módulo de resistência elástico inferior do perfil de aço;

$n$  é o grau de interação da conexão.

Como a quantidade e a disposição dos conectores ao longo da viga é definida a partir do diagrama plastificado do fluxo cisalhante, a NBR8800:2008 e a AISC definem que, apesar da resistência à flexão ser determinada em regime elástico, para se aplicar as mesmas definições de interação total e parcial para o caso da seção semicompacta deve substituir-se o valor de  $(W_{tr})_i$  para  $W_{ef}$  em caso de interação parcial (PFEIL, 2008).

#### 2.5.1.2. Método proposto em ZHOU *et al.* (2014)

ZHOU *et al.* (2014) apresentam um modelo simplificado de cálculo baseado nos ensaios experimentais e modelos numéricos apresentados em 2.4.5.2. Conforme suas observações, os pisos mistos ensaiados suportavam ainda bastante carga após a fase elástica, mas os deslocamentos cresciam rapidamente conforme o desenvolvimento da flambagem nos perfis. Deste modo, determinou-se o limite do momento fletor de cálculo no início de escoamento do perfil na seção composta, assim como é considerado para o cálculo dos perfis isolados a flexão.

O momento resistente da seção composta seria determinado, portanto, calculando-se a capacidade resistente do perfil isolado no início do escoamento, multiplicando-o por um coeficiente. Este fator majora a resistência da seção de acordo com a influência de cada parâmetro no comportamento misto, dentre eles: a espessura do OSB, o espaçamento entre parafusos, o espaçamento entre as vigas e a altura, espessura e tensão de escoamento do aço.

O cálculo do momento resistente da seção composta é determinado pela equação:

$$M_y = \eta \cdot M_{cy} \quad (2.8)$$

Sendo,

$M_y$  é o momento fletor calculado no início do escoamento da seção efetiva para a seção composta;

$\eta$  é o coeficiente do efeito combinado, sendo igual a:

$$\eta = \alpha \cdot \beta \cdot (0,0168t_c + c) \quad (2.09)$$

$M_{cy}$  é o momento fletor calculado no início do escoamento da seção efetiva para o perfil isolado, igual a:

$$M_{cy} = W_c \cdot f_y \quad (2.10)$$

$W_c$  é o módulo de resistência à flexão efetivo do perfil isolado;

$f_y$  é a tensão de escoamento do aço;

$\alpha$  é o coeficiente de influência do espaçamento entre vigas, sendo  $\alpha$  igual a 1 quando a cada 400mm ou  $\alpha$  igual a 1,09 com as vigas a cada 600mm;

$t_c$  é a espessura do OSB;

$\beta$  é o coeficiente de influência do espaçamento entre parafusos, sendo  $\beta$  igual a 1 com espaçamento de 150/150 mm (Nas bordas da placa / no centro da placa), e  $\beta$  igual a 0,85 com espaçamento 150/300 mm;

$c$  é o coeficiente de influência da altura do perfil e a resistência do aço, com valores tabelados entre 0,847 até 1,002.

Tabela 3 - Valores para o coeficiente c (Adaptado de ZHOU *et al.*, 2014)

Viga	$f_y = 235$ MPa	$f_y = 345$ MPa
C205 x 41 x 14 x 1.6	1,002	0,959
C255 x 41 x 14 x 1.6	0,953	0,904
C305 x 41 x 14 x 1.6	0,905	0,847

### 2.5.1.3. Método proposto em KYVELOU *et al.* (2017)

KYVELOU *et al.* (2017) estabeleceram um procedimento completo de cálculo para o momento fletor resistente e a rigidez à flexão em pisos mistos PFF-Madeira.

As bases da formulação proposta pelos autores estão no cálculo do grau de interação parcial do sistema, com a utilização dos parafusos auto-atarraxantes, e no

desenvolvimento da rigidez efetiva do sistema, com o cálculo do coeficiente de cisalhamento da ligação.

- *Cálculo do grau de interação*

O esforço cortante que incide na interface entre a placa e o perfil é transferido para os conectores e sua resistência é limitada ou pela resistência ao corte dos parafusos ( $P_v$ ) ou pela resistência ao esmagamento da placa em contato com os conectores ( $P_b$ ). Esses valores foram ajustados segundo a curva carga-deslizamento proposta por KYVELOU *et al.* (2017) para parafusos auto-atarraxantes, conectando vigas em PFF e lajes em placas de madeira. O menor valor entre  $P_v$  e  $P_b$  define a resistência ao cisalhamento do conector (Q).

Esmagamento da placa:

$$P_b = \frac{t_b \cdot d \cdot f_{cbd}}{\gamma_{M2}} \quad (2.11)$$

Resistência ao cisalhamento do conector:

$$P_v = \frac{1}{\gamma_{M2}} \frac{\pi d_{thr}^2}{4} \frac{f_u}{\sqrt{3}} \quad (2.12)$$

Onde:

$t_b$  é a espessura da placa;

$d$  é o diâmetro do conector;

$f_{cbd}$  é a resistência à compressão de cálculo da placa de madeira, definida por:

$$f_{cbd} = f_{cb} / \gamma_M \quad (2.13)$$

Sendo  $\gamma_M$  igual a 1,30 segundo a EN 1995-1-1 (2004);

$\gamma_{M2}$  é o coeficiente de segurança, com valor recomendado igual a 1,25;

$d_{thr}$  é o diâmetro útil do conector, geralmente igual a 0,75d;

$f_u$  é a tensão de ruptura do conector.

Para uma interação completa, o esforço transferido para o conector (V1) é o menor valor entre a resistência a compressão na placa ( $C_b$ ) ou a resistência à tração do aço ( $T_s$ )

$$C_b = A_b \cdot f_{cbd} \quad (2.14)$$

$$T_s = A_s \cdot f_y \quad (2.15)$$

Sendo,

$A_s$  é a área da viga;

$A_b$  é a área do painel de laje, definida por:

$$A_b = b_{eff} \cdot t_b \quad (2.16)$$

$b_{eff}$  é a largura efetiva da laje, sendo igual ao espaçamento entre vigas.

Assim, a quantidade necessária de parafusos ao longo do vão para se alcançar uma interação completa ( $\eta_f$ ), é igual a:

$$\eta_f = 2 \frac{V_1}{Q} \quad (2.17)$$

Sendo a quantidade de parafusos empregado ao longo do vão ( $\eta$ ) igual ao comprimento da viga ( $L$ ), dividido pelo espaçamento entre os conectores ( $s_f$ ).

$$\eta = L/s_f \quad (2.18)$$

O grau de interação é, portanto:

$$\eta_d = \frac{\eta}{\eta_f} \leq 1 \quad (2.19)$$

- Cálculo do Momento Resistente da seção composta com interação completa

O cálculo do momento fletor resistente da seção composta  $M_{pl,comp}$  depende da posição da linha neutra plástica ao longo da altura da seção, sendo possível três cenários: (i) Linha neutra plástica na interface entre a placa e a viga, (ii) Linha neutra plástica na placa e (iii) Linha neutra plástica na seção de aço. A figura 23 ilustra os três cenários possíveis.

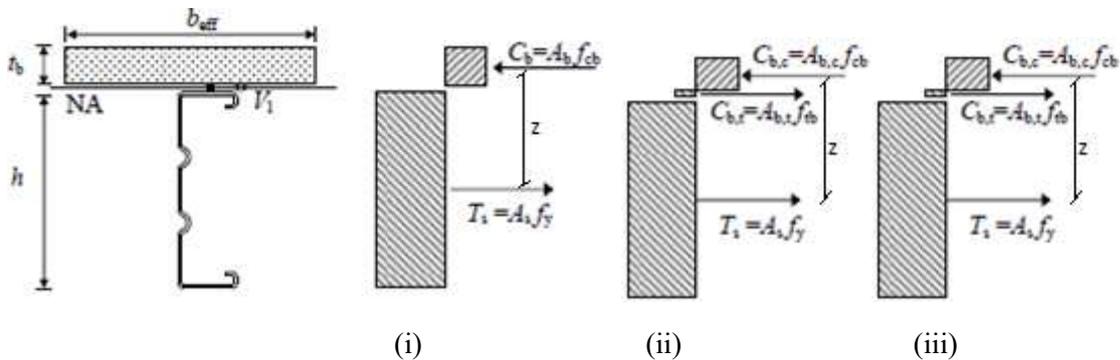


Figura 23- Diagrama de esforços na seção mista PFF-madeira (KYVELOU *et al.* 2017)

Pelo Método do Equilíbrio e com o eixo de referência sobre o esforço de tração na seção de aço ( $T_s$ ), as equações, para cada cenário, ficam iguais a:

(i) Linha neutra plástica na interface entre a placa e a viga

$$M_{pl,comp} = A_b f_{cbd} \left( \frac{h}{2} + \frac{t_b}{2} \right) \quad (2.20)$$

(ii) Linha neutra plástica na placa

$$M_{pl,comp} = A_{b,c} \cdot f_{cbd} \left( \frac{h}{2} + t_b - \frac{x}{2} \right) - A_{b,t} \cdot f_{tbd} \left( \frac{h}{2} + \frac{t_b - x}{2} \right) \quad (2.21)$$

Sendo,

$A_b$  é a área da laje;

$A_{b,c}$  é a área da laje à compressão;

$A_{b,t}$  é a área da laje à tração;

$h$  é a altura da seção de aço;

$f_{tbd}$  é a tração resistente da placa;

$f_{cbd}$  é a compressão resistente da placa;

$x$  é a distância da linha neutra plástica do topo da seção composta;

$z$  é a distância entre os centróides da seção de aço à tração e compressão.

(iii) Linha neutra plástica na seção de aço

$$M_{pl,comp} = A_b \cdot f_{cbd} \left( \frac{t_b}{2} + h - y_{s,t} \right) + A_{s,c} \cdot f_y (y_{s,c} - y_{s,t}) \quad (2.22)$$

Onde,

$A_{s,c}$  é a área de aço sobre compressão;

$y_{s,c}$  é a distância da fibra inferior da seção composta ao centroide da seção de aço à compressão;

$y_{s,t}$  é a distância da fibra inferior da seção composta ao centroide da seção de aço à tração.

- Cálculo do Momento Resistente da seção composta com interação parcial

De acordo com a NBR 8800:2008 e o EN1994-1-1, em vigas compactas, o momento resistente de uma seção composta com interação parcial ( $M_{pl,Rd}$ ) ficará entre o momento resistente plástico da seção isolada ( $M_{pl,bare}$ ) e o momento plástico da seção

composta com interação completa ( $M_{pl,comp}$ ). A figura 24 apresenta a curva Momento-Resistente vs grau de interação de uma viga mista.

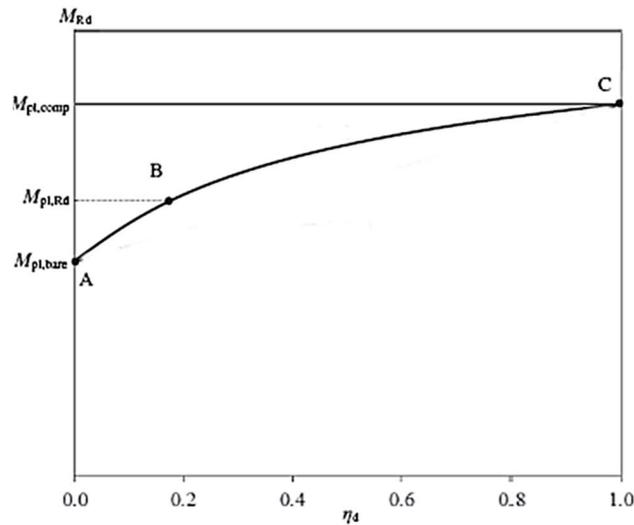


Figura 24- Curva Momento-Resistente da seção com interação parcial vs grau de interação (KYVELOU *et al.* 2017)

O momento resistente plástico da seção de aço isolada ( $M_{pl,bare}$ ) é igual a:

$$M_{pl,bare} = \frac{A_s}{2} \cdot f_y \cdot z \quad (2.23)$$

Como a maioria dos PFF são caracterizados por seções semicompactas (ou Classe 3, segundo a EN 1993-1-1), seu momento plástico não pode ser alcançado e usualmente o cálculo do momento fletor resistente deve ser feito limitando a resistência à flexão ao regime elástico. Isto ocorre devido as inúmeras instabilidades locais a que os perfis estão suscetíveis antes de atingirem a tensão de escoamento. (KYVELOU, 2017)

Em se tratando das seções de PFF utilizadas usualmente no sistema LSF, estas se apresentam na maioria dos casos como seções esbeltas (classe 4, EN 1993-1-1), sendo ainda mais suscetíveis a instabilidades locais.

No cálculo do momento resistente com interação completa, há situações onde a linha neutra plástica pode ficar posicionada na placa, levando a seção de aço a ficar inteiramente tracionada. Sendo assim, de acordo com o método proposto por KYVELOU (2017), pode-se considerar a viga como compacta (ou Classe 1, segundo o EN 1993-1-1) e o momento fletor plástico pode ser calculado.

KYVELOU (2017) propõe uma adequação na curva A-C apresentada na figura 24, onde o momento fletor da viga mista originalmente varia entre o momento plástico da seção isolada até o momento plástico da seção composta com interação completa. Essa

adequação é feita através de uma redução linear do momento plástico da seção, através da fórmula 2.24 apresentada a seguir

$$M_{c,Rd} = M_{pl,Rd} - (1 - \eta_d)(M_{pl,bare} - M_{bare}) \quad (2.24)$$

Assim, é gerada uma nova curva, A'-C, onde o momento resistente da viga mista com interação parcial varia agora entre o momento resistente elástico da seção isolada, sem interação, até o momento resistente da seção composta com grau de interação igual a 1. Essa nova curva é apresentada na figura 25.

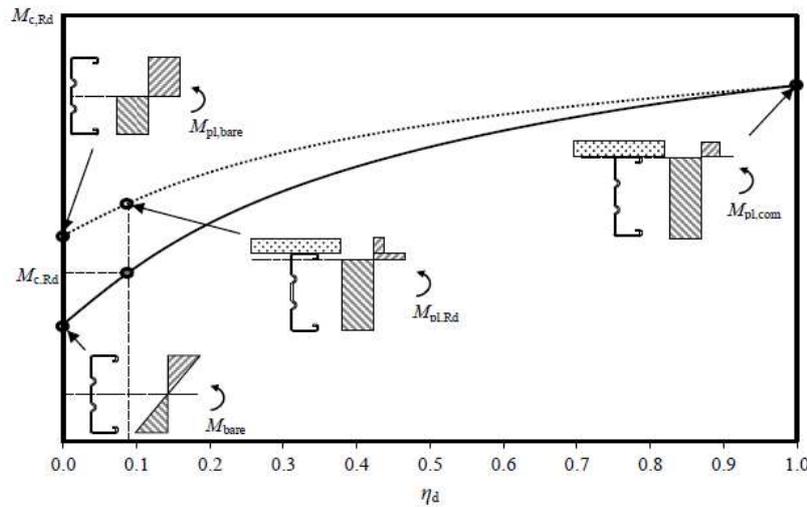


Figura 25- Adaptação na curva Momento-Resistente da seção com interação parcial vs grau de interação no método proposto por KYVELOU (Adaptado de KYVELOU *et al.*, 2017)

- Considerações sobre o grau de interação mínimo exigido

Um grau mínimo de interação é definido para que os conectores permaneçam elásticos sob carga de serviço, impedindo deformações excessivas e não comprometendo a hipótese plástica de dimensionamento (KYVELOU, 2017).

Para vigas mistas aço-concreto, a NBR 8800:2008 define que o grau de interação ( $n_i$ ), das vigas mistas aço-concreto de alma cheia com mesas de áreas iguais e vão efetivo menor que 25m, deve ser no mínimo maior ou igual a:

$$n_i \geq 0,40 \quad (2.25)$$

e

$$n_i \geq 1 - \frac{E}{578f_y}(0,75 - 0,03L_e). \quad (2.26)$$

No entanto, KYVELOU (2017) aponta que, para sistemas mistos com vigas em PFF e lajes em madeira, essa limitação se mostra excessivamente conservadora. Através das simulações numéricas de seu trabalho, KYVELOU (2017) conclui que a fórmula 2.24 pode ser utilizada corretamente para valores do grau de interação maiores que 5%. Entretanto, para valores menores que 5%, aconselha-se a desprezar o efeito do comportamento misto e utilizar a capacidade resistente à flexão do perfil isolado.

### 2.5.2. Cálculo do deslocamento

#### 2.5.2.1. Perfil isolado

O cálculo de deslocamento do perfil isolado é realizado para se comparar com os resultados dos ensaios e poder avaliar se a mobilização do comportamento misto foi efetiva no aumento de rigidez do piso.

O principal aspecto no cálculo do deslocamento em vigas constituídas por PFF é que, devido a esbeltez das peças, há uma redução na rigidez da seção transversal – associado à flambagem local – que reflete em uma diminuição da inércia do perfil ao longo da seção. Os detalhes deste procedimento de cálculo serão abordados no Anexo A (CARVALHO, 2014; NBR 14762:2010).

#### 2.5.2.2. Viga mista pela NBR8800:2010

Os deslocamentos são calculados por meio de uma análise elástica, através da definição do momento de inércia efetivo, sendo este igual a:

$$I_{ef} = I_a + \sqrt{n}(I_{tr} - I_a) \quad (2.27)$$

Sendo,

$I_a$  é o momento de inércia da seção do perfil de aço isolado;

$I_{tr}$  é o momento de inércia da seção mista homogeneizada;

$n$  é o grau de interação do sistema.

#### 2.5.2.3. Método proposto por KYVELOU et al. (2017)

KYVELOU et al. (2017) apresentam uma formulação para o cálculo dos deslocamentos em uma seção mista formada por PFF-Madeira. A premissa principal é calcular uma rigidez efetiva do sistema já contabilizando o efeito da interação parcial e,

então, substituir na fórmula padrão de deslocamento para vigas biapoiadas.

O cálculo da rigidez efetiva da seção mista ( $EI_{eff}$ ) formulado pelos autores é baseado no Anexo B da norma EN 1995-1-1, Seção B.2, que trata da rigidez efetiva de vigas de madeiras interligadas mecanicamente. A rigidez efetiva da seção mista é igual a:

$$EI_{eff} = E_b I_b + E_s I_s + \frac{E_b A_b \cdot \gamma \cdot \alpha^2}{1 + \gamma \frac{E_b A_b}{E_s A_s}} \quad (2.28)$$

Onde,

$E_b I_b$  é a rigidez à flexão da placa;

$E_s I_s$  é a rigidez à flexão do perfil;

$E_b A_b$  é a rigidez axial da placa;

$E_s A_s$  é a rigidez axial do perfil;

$\alpha$  é o fator relacionado a deformação da seção transversal, sendo igual a:

$$\alpha = \frac{t_b + h}{2} \quad (2.29)$$

$\gamma$  é o coeficiente de cisalhamento da ligação, sendo seu cálculo definido por:

$$\gamma = \frac{1}{1 + \frac{\pi E_b A_b}{L^2 k}} \quad (2.30)$$

Sendo:

$k$  é o módulo de deslizamento normalizado da seção mista igual a:

$$k = \frac{k_0}{s_f} \quad (2.31)$$

Onde,

$k_0$  é o módulo de deslizamento;

$s_f$  é o espaçamento entre parafusos.

### 2.5.2. Considerações adicionais no cálculo do deslocamento em vigas mistas Madeira-Madeira

Os estudos na área de vigas mistas Madeira-Madeira são mais completos que as formulações de cálculo para vigas mistas PFF-Madeira. Sendo assim, a seguir são apresentadas algumas considerações feitas nestes estudos relacionados a inclusão da junta entre placas no cálculo do deslocamento.

Os primeiros estudos no desenvolvimento de equações que possibilitassem a consideração do comportamento misto entre os painéis de laje e as vigas de madeira são apresentados por KUENZI e WILKINSON (1971). Sobre este trabalho, McCUTCHEON (1977) desenvolveu equações simplificadas que definem a flecha para vigas biapoiadas, com interação parcial e consideração das juntas entre as placas. A rigidez do sistema composto é calculada através das propriedades dos elementos isolados e a consideração da junta é feita através de uma adequação no método básico. A figura 26 apresenta a seção transversal e a vista longitudinal do sistema misto constituído por vigas e placas em madeira conectados por pregos e com a ilustração da junta entre placas.

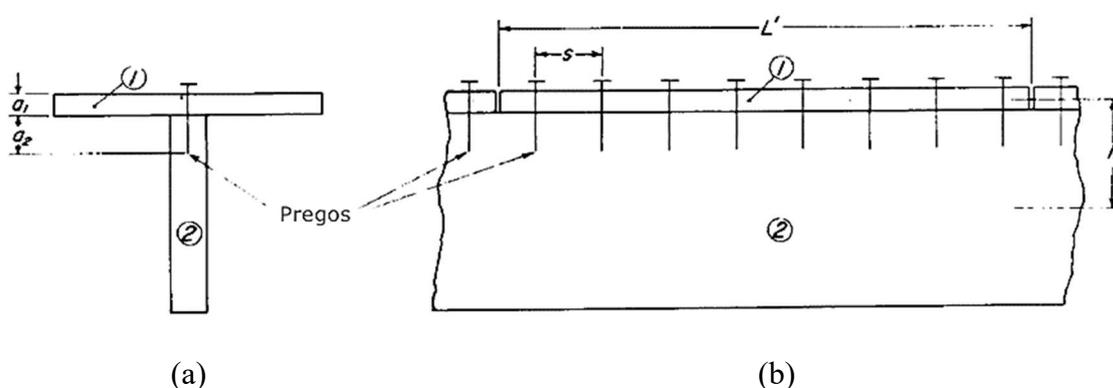


Figura 26- Modelo da Viga T com a placa sendo o flange superior: (a) Seção Transversal; (b) Vista longitudinal (Adaptado de McCUTCHEON, 1977)

Através do desenvolvimento nas formulações primeiramente apresentadas por KUENZI e WILKINSON (1971), McCUTCHEON (1977) apresenta a fórmula geral simplificada para o cálculo da flecha em sistemas com interação parcial, para qualquer tipo de carregamento:

$$\Delta = \Delta_R \left[ 1 + f_{\Delta} \left( \frac{EI_R}{EI_U} - 1 \right) \right] \quad (2.32)$$

Sendo:

$\Delta$  é o deslocamento da viga;

$\Delta_R$  é o deslocamento caso os componentes da viga fossem rigidamente conectados\*;

\*Para um carregamento uniformemente distribuído:

$$\Delta_R = \frac{5 q l^4}{384 EI_R} \quad (2.33)$$

$EI_R$  é a rigidez à flexão caso os componentes fossem rigidamente conectados;

$EI_U$  é a rigidez à flexão caso os componentes fossem completamente desconectados.

O fator  $f_\Delta$ , apresentada pela equação 2.34, é uma constante ajustada para qualquer tipo de carregamento e em função do comprimento do vão (L), e da constante  $\alpha$ , expressa pela equação 2.35.

$$f_\Delta = \frac{10}{(L\alpha^2) + 10} \quad (2.34)$$

A constante  $\alpha$  se dá em função das propriedades geométricas da placa e do perfil, e do tipo de ligação entre estes elementos.

$$\alpha^2 = \frac{h^2 S}{EI_R \cdot EI_U} \left( \frac{EI_R}{EI_U} \right) \quad (2.35)$$

Sendo:

$h$  é a distância entre os centroides da viga e da placa;

$S$  é o módulo de deslizamento normalizado.

O valor de  $EI_R$  pode ser calculado pela equação 2.36:

$$EI_R = EI_U + \frac{(EA_1)(EA_2)}{EA_1 + EA_2} h^2 \quad (2.36)$$

Onde:

$EA_1$  e  $EA_2$  são a rigidez à compressão do flange e da alma, respectivamente;

$h$  é a distância entre os centroides do flange e da alma, conforme figura 26;

Uma outra maneira de se obter o deslocamento do sistema com interação parcial seria primeiramente calcular a rigidez à flexão efetiva e inserir essa rigidez diretamente na equação de deslocamento. Isso poderia ser feito rescrevendo a equação 2.32 do deslocamento  $\Delta$  em termos de uma rigidez à flexão efetiva, obtendo a equação 2.37, onde  $EI$  é a rigidez à flexão efetiva.

$$EI = \frac{EI_R}{1 + f_\Delta \left( \frac{EI_R}{EI_U} - 1 \right)} \quad (2.37)$$

Sendo a conexão completamente rígida,  $S = \infty$ ,  $f_\Delta = 0$  e  $EI = EI_R$ . O oposto, quando não se tem conexão,  $S = 0$ ,  $f_\Delta = 1$  e  $EI = EI_U$ .

As juntas nas placas, até então não consideradas nos cálculos, causam uma

descontinuidade no flange da viga T e podem reduzir a contribuição das placas no sistema misto.

Conforme demonstrado pela equação 2.37, quanto maior for o fator  $f_{\Delta}$ , menor será a rigidez à flexão do sistema misto. Este fator se dá em função do comprimento do vão (L), e da constante  $\alpha$ , como essa constante é em função apenas das propriedades geométricas do sistema e do tipo de ligação entre os elementos.

Quanto menor o comprimento do vão (L), mais o fator  $f_{\Delta}$  se aproxima de 1, e, portanto, mais a rigidez à flexão efetiva do conjunto se aproxima da rigidez da viga isolada ( $EI = EI_U$ ).

Sendo assim, a solução adotada para incluir o efeito das juntas no cálculo da rigidez do sistema misto foi a alteração da equação 2.34 com  $L'$  (distância entre as juntas) ao invés do L (comprimento entre vãos). A nova equação para o fator  $f_{\Delta}$  fica então:

$$f_{\Delta} = \frac{10}{(L'\alpha^2) + 10} \quad (2.38)$$

Sendo:

$L'$  é a distância entre as juntas entre placas;

Assume-se que as juntas estão igualmente espaçadas ao longo do vão. Para uma laje sem juntas,  $L' = L$  e as equações 2.34 e 2.38 se igualam.

McCUTCHEON (1986) estende as pesquisas incluindo nos cálculos a consideração do comportamento misto nas duas faces do piso, em cima e embaixo, resultando em uma viga com seção em formato “I”. Para essa consideração, altera-se a rigidez à compressão dos flanges para as equações 2.39 e 2.40 e então calcula-se a rigidez da nova seção, viga “T” (uma chapa em cima) ou viga “I” (uma chapa em cima e uma embaixo) pelo método da área transformada. A figura 27 ilustra as dimensões consideradas para a viga mista.

$$EA'_1 = \frac{EA_1}{1 + 10 \frac{EA_1}{S \cdot L^2}} \quad (2.39)$$

$$EA'_2 = \frac{EA_2}{1 + 10 \frac{EA_2}{S \cdot L^2}} \quad (2.40)$$

Sendo:

$EA'_1$  é a rigidez modificada do flange superior;

$EA'_2$  é a rigidez modificada do flange inferior.

A nova área transformada da seção fica sendo, portanto:

$$A' = EI_w + EA'_1 + EA'_2 \quad (2.41)$$

Sendo,

$A'$  é a área transformada da seção composta.

Com a linha neutra sendo igual:

$$y' = \frac{h_1 \cdot EA'_1 - h_2 \cdot EA'_2}{A'} \quad (2.42)$$

A rigidez à flexão efetiva se torna, portanto:

$$EI = EI_u + EA'_1 \cdot h_1^2 + EA'_2 \cdot h_2^2 + A' \cdot y'^2 \quad (2.43)$$

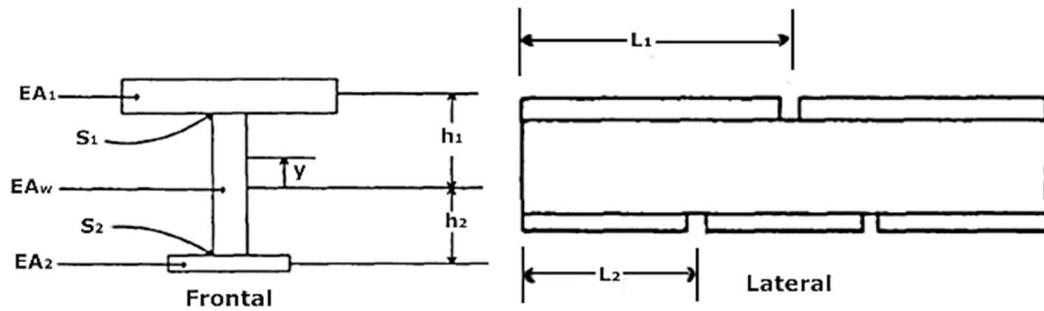


Figura 27 - Seção transversal e vista lateral da seção mista Madeira-Madeira (adaptado de McCUTCHEON, 1986)

### 3. PROGRAMA EXPERIMENTAL

#### 3.1. Considerações iniciais

O programa de pesquisa experimental incluiu um conjunto de testes em sistema de piso composto por perfis de aço formados a frio e painéis mistos OSB-Cimentícios, para avaliar a contribuição desses painéis na resistência e rigidez do sistema. Esta avaliação foi feita variando-se o espaçamento entre parafusos auto-atarraxantes na fixação dos painéis de piso às vigas em PFF. Os ensaios foram realizados no Laboratório de Estruturas e Materiais Fernando L. L. B. Carneiro (LABEST), da COPPE/UFRJ.

Foram realizados três ensaios experimentais do tipo “flexão em quatro pontos” que foram fundamentais para o melhor entendimento do comportamento estrutural do sistema. A seguir serão abordados, para todos os ensaios, os preparativos, a instrumentação e os cuidados adotados. A figura 28 apresenta a configuração do ensaio e a figura 29 ilustra uma vista geral do mesmo.

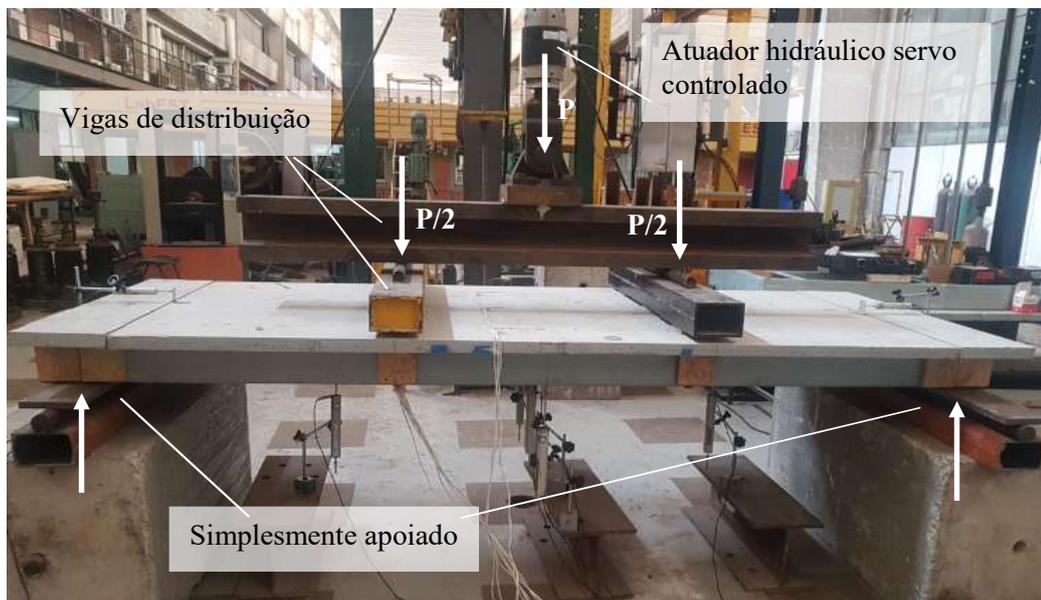


Figura 28 – Configuração do ensaio



Figura 29 – Vista geral do ensaio

### 3.2. Definição dos materiais utilizados

A seguir são apresentados os materiais adotados na composição do sistema misto.

#### 3.2.1. Aço

O perfil formado a frio utilizado para formar o piso foi o Ue 140x41x12x0,95mm, com as dimensões da seção transversal e propriedades geométricas apresentadas na Figura 30 e na tabela 4.

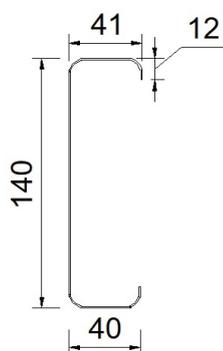


Figura 30 – Seção transversal do perfil (mm)

Tabela 4 – Propriedades geométricas do perfil Ue 140x41x12x0,95mm

Perfil	A (cm <sup>2</sup> )	I <sub>x</sub> (cm <sup>4</sup> )	I <sub>y</sub> (cm <sup>4</sup> )	W <sub>x</sub> (cm <sup>3</sup> )	W <sub>y</sub> (cm <sup>3</sup> )	m (kg/m)
Ue140x41x12x0,95	2,195	61,695	4,346	8,825	1,458	1,723

Foram extraídos quatro corpos de prova da bobina de aço utilizada na confecção dos perfis formados a frio para a determinação das propriedades do material. Os ensaios de caracterização do aço foram realizados seguindo os padrões da NBR ISO 6892 (ABNT, 2013) para ensaios de tração direta, com auxílio da máquina de ensaios SHIMADZU AGX, apresentada na figura 31. Os ensaios foram realizados com controle

de deslocamento, a uma taxa de 1mm/minuto. A deformação foi medida com auxílio de extensômetro do tipo *clip gage* com base de medida de 25 mm da marca MTS. O módulo de elasticidade do aço foi obtido pelo coeficiente angular do trecho linear da curva tensão-deformação, entre os limites de 10% a 70% de  $f_y$ . A figura 31 mostra a configuração do ensaio de caracterização do aço.



Figura 31 - Ensaio de tração direta para caracterização do aço

A tabela 5 resume as propriedades mecânicas obtidas e o anexo C apresenta os resultados de cada ensaio. A média dos valores foi utilizada como referência para a análise dos resultados experimentais e os cálculos teóricos. Os valores obtidos foram em média 15% maiores do que os valores de referência esperados para o ZAR345 (denominação comercial de aço em chapa fina da fabricante CSN), que seriam  $f_y = 345$  MPa e  $f_u = 430$  MPa. A figura 32 ilustra a amostra de 182mm extraída da bobina utilizada na fabricação dos perfis e os corpos de prova ensaiados. A figura 33 mostra a curva tensão-deformação obtida no ensaio do CP 1.

Tabela 5 – Propriedades mecânica do aço obtida pelos ensaios de tração

Corpo de Prova	Tensão de escoamento $f_y$ (MPa)	Tensão de ruptura $f_u$ (MPa)	Módulo de Elasticidade E (GPa)
CP 1	396	493	188
CP 2	397	491	203
CP 3	397	494	194

CP 4	391	486	210
<b>Média</b>	395	491	199
<b>Desvio Padrão</b>	2,5	3,1	8,4
<b>CV (%)</b>	0,6	0,6	4,2

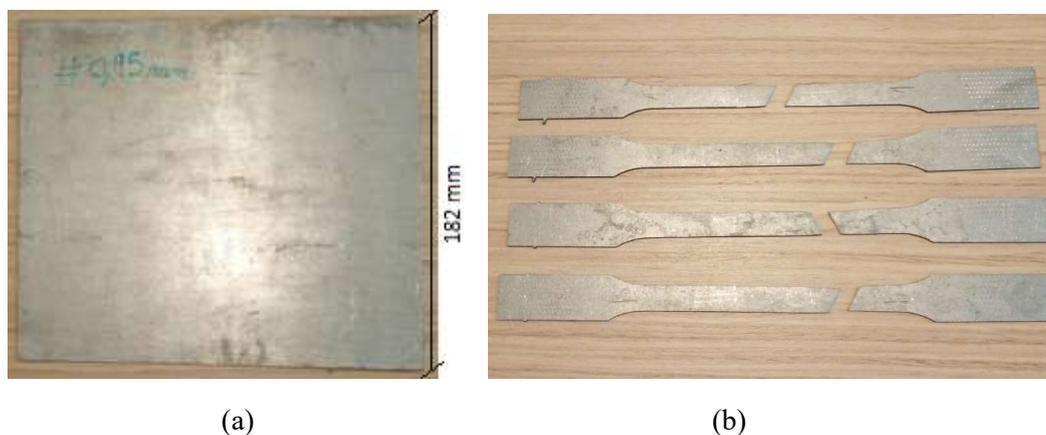


Figura 32- Caracterização do aço: (a) Amostra de 182mm extraída da bobina; (b) Corpos de prova ensaiados



Figura 33- Curva tensão-deformação do ensaio de tração CP 01

### 3.2.2. Painel misto OSB-Cimentício

O painel escolhido no presente trabalho foi o LP Mezanino Cimentício de 40mm da LP (LP, 2020). A principal razão desta escolha se deu pelo fato do miolo destes painéis conter OSB, enquanto nas placas dos outros fabricantes o miolo é composto por madeira sarrafeada. Como o OSB é um material com mais referências de pesquisas na literatura, sua escolha possibilita ter mais conhecimento dos materiais envolvidos no estudo de piso

misto deste trabalho.

O painel misto OSB-Cimentício é uma placa constituída por um miolo em OSB de 32mm de espessura revestida nas duas faces por placas cimentícias de 4mm de espessura. Na ausência de ensaios que definam as características dos painéis, suas propriedades mecânicas foram estimadas segundo os trabalhos apresentados em 2.4.1. e as informações dos catálogos da empresa Sonae Arauco (SONAE ARAUCO, 2020), apresentadas no Anexo D. Com isso, foi definida uma faixa de valores para que nos cálculos elaborados em 4.3 fossem apresentados resultados mínimos e máximos esperados para os graus de interação. A tabela 6 apresenta os valores considerados para as propriedades mecânicas do painel misto.

Tabela 6 – Propriedades mecânicas do painel misto (SONAE-ARAUCO – ANEXO D)

Direção	Módulo de Elasticidade à compressão $E_{cb}$ (MPa)	Resistência à compressão $f_c$ (MPa)	Coefficiente de Poisson $\nu$
Longitudinal	4.000 a 5.000	14,0 a 17,0	0,3

### 3.2.3. Conector de cisalhamento

A fixação entre as placas e o vigamento metálico é realizada através de parafusos auto-atarraxantes 5,5 x 76mm cabeça chata e ponta broca com asas. Estes parafusos são fixados de cima para baixo com a utilização de uma parafusadeira e atravessam toda a placa até se fixar no perfil metálico. A figura 33 ilustra os detalhes deste parafuso.



Figura 34- Detalhe parafuso auto-atarraxante (DECORLIT, 2020)

Devido à concepção de sua rosca, esses parafusos possuem a capacidade de realizar em uma só etapa as funções de furação e fixação, dispensando a etapa posterior usual em parafusos de se adotar porca e arruela para aperto. As aletas de expansão (as “asas” na especificação do parafuso) servem para abrir um furo maior na primeira camada

de placas, no caso a placa cimentícia, para que ao fim do processo a cabeça do parafuso possa ficar acomodada neste espaço. A figura 35 ilustra a seção transversal da seção mista com o parafuso interligando os materiais.

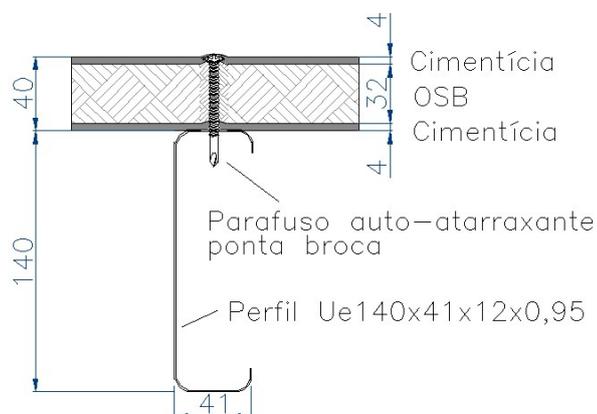


Figura 35- Detalhe da fixação na interface aço-placa (mm)

### 3.3. Fabricação dos perfis

Na GypSteel, empresa localizada em Saquarema/RJ, a produção dos perfis para uma obra em *Light Steel Frame* é feita utilizando as soluções de software e maquinário da empresa FRAMECAD (FRAMECAD, 2020). Esta é uma empresa Neozelandesa, líder no segmento de soluções integradas para o sistema LSF, com presença em diversos países e mais de 25 anos de mercado.

O ciclo de produção de uma estrutura em LSF começa na elaboração do projeto estrutural utilizando o software FRAMECAD *Structure*. Com este, é possível fazer o dimensionamento da estrutura e definir os tipos de perfis que serão utilizados. Finalizada esta etapa, o arquivo é exportado para o software FRAMECAD *Detailer*, que será responsável por toda a etapa de nomeação dos painéis, treliças e ajustes nas peças a serem produzidas. Feito isso, é gerado um arquivo de produção que será “lido” pelo software FRAMECAD *Factory*, instalado na perfiladeira, que produzirá os perfis de acordo com as medidas e furações do projeto. A figura 36 apresenta as possibilidades de cortes e furos na produção de um perfil pelas perfiladeiras.

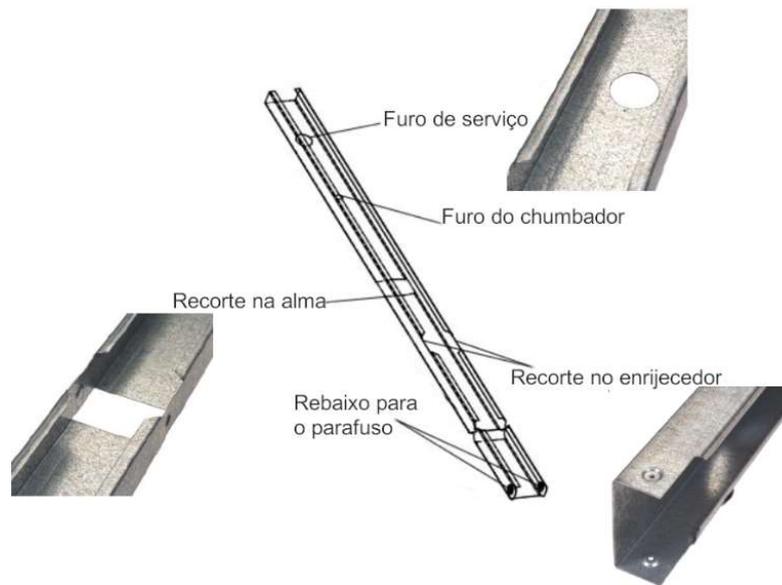
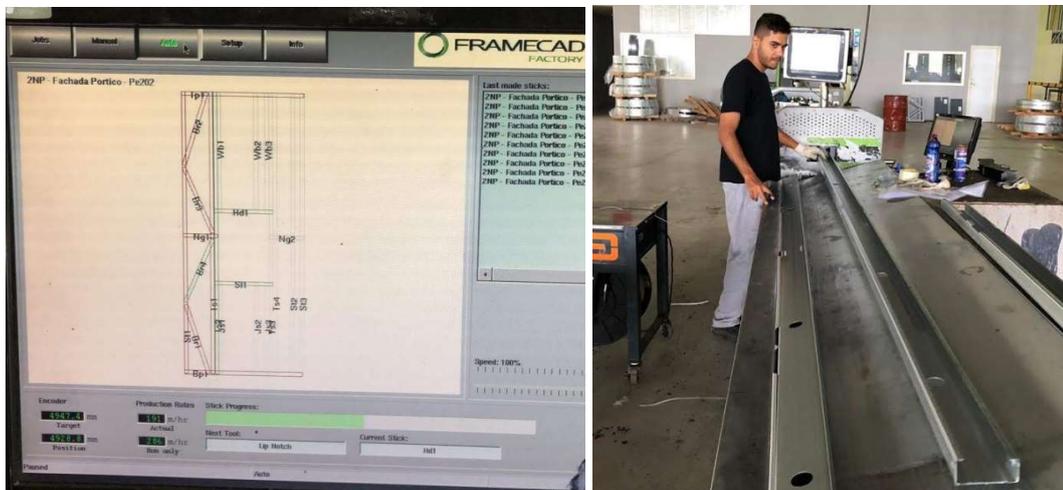


Figura 36 – Diferentes tipos de recortes e furos feitos automaticamente pela perfiladeira, de acordo com projeto enviado à máquina

Com relação à matéria-prima que será utilizada na confecção da estrutura, o aço vindo da indústria pode ser fornecido de duas formas para os fabricantes de perfis metálicos. A primeira seria em uma bobina inteira, com medida padrão de 1.200mm de largura e peso estimado entre 8 a 12 toneladas. Nesse formato, a bobina ainda tem que passar por um processo de “*slit*” na fábrica, para cortá-la em fatias com as dimensões das peças que se deseja produzir. Essas podem ser um perfil cartola (92mm), Guia de 90 (168mm), Montante de 90 (182mm), Montante de 140 (231mm), dentre outras. A segunda forma seria fazer o pedido já com a medida da peça que se deseja produzir, evitando o processo de corte da bobina na fábrica. Nessas duas formas, as bobinas de aço já vêm beneficiadas com a galvanização por imersão a quente e com as especificações de resistência (ZAR230; ZAR280; ZAR345) e de galvanização (Z275; Z350) de acordo com a definição do projeto estrutural. A figura 37 mostra a perfiladeira FRAMECAD na fábrica da GypSteel enquanto a figura 38 ilustra o processo de fabricação dos perfis.



Figura 37 – Perfiladeira FRAMECAD na fábrica da GypSteel em Saquarema, RJ  
(Acervo do autor)



(a)

(b)

Figura 38 – Produção dos perfis: (a) Tela da perfiladeira identificando a peça a ser produzida; (b) Saída dos perfis fabricados na perfiladeira (Acervo do autor)

### 3.4. Montagem do piso misto

Os perfis metálicos, que formam as vigas e os travamentos do piso, foram despachados ao LABEST embalados e identificados para as montagens nos ensaios programados. A montagem da estrutura, conforme apresentado na figura 39, prosseguiu de acordo com as indicações do caderno de montagem, ilustrado na figura 40, que acompanha o material fornecido. Neste caderno, cada peça vem identificada conforme sua posição e função no painel (St=Stud; Ng=Nogging; Tp=Top Plate; Bp=Bottom Plate). A ligação entre as peças de aço foi feita utilizando parafusos auto-atarraxantes do tipo cabeça flangeada #4,8x19mm ponta broca, conforme apresentado na figura 41.



Figura 39 – Recebimento e montagem do engradado metálico

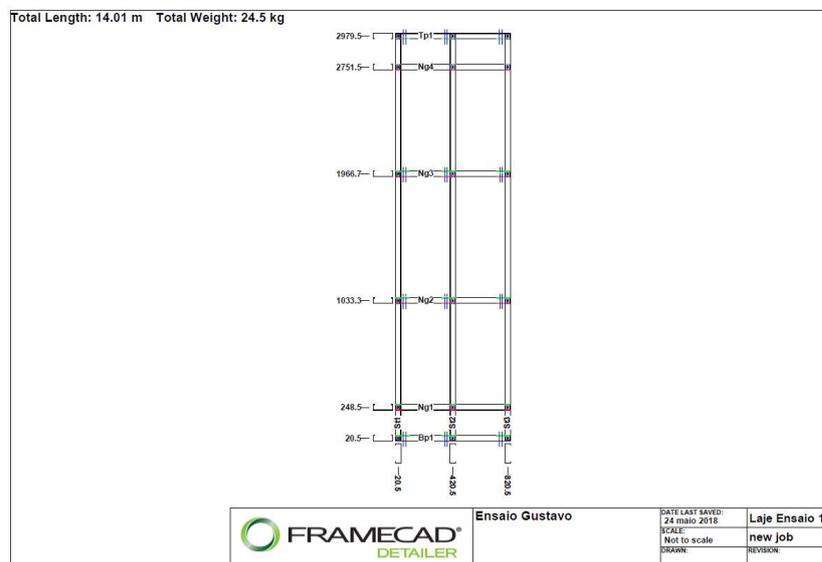


Figura 40 – Caderno de montagem



Figura 41 – Detalhe de fixação entre as peças de aço, com uso de parafusos auto atarraxantes com cabeça flangeada #4,8x19mm e ponta broca

### 3.5. Esquema geral dos ensaios

O programa experimental consistiu em três ensaios de flexão de pisos biapoiados, com vão de 2,80m, sujeitos à ação de duas cargas simétricas e uniformemente distribuídas na largura do piso. A figura 28 apresentou fotos do sistema de ensaios e a figura 42 apresenta o arranjo geral adotado para os ensaios. Foram utilizadas três variações de espaçamentos dos parafusos auto-atarraxantes entre as placas e os perfis. O primeiro ensaio foi realizado com espaçamentos de 30cm entre parafusos, que seriam a indicação padrão dos fabricantes para as fixações destes painéis, enquanto o segundo e o terceiro foram realizados com espaçamentos de 15cm e 7,5cm, respectivamente. O espaçamento  $s$  entre parafusos está indicado na figura 42 e a figura 43 apresenta a seção transversal do piso misto.

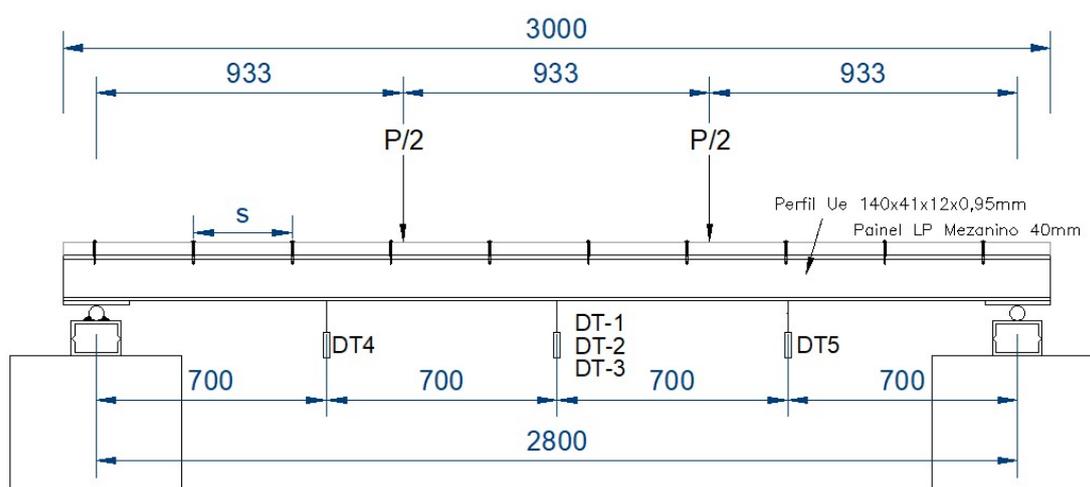


Figura 42 – Vista lateral esquemática dos ensaios (mm)

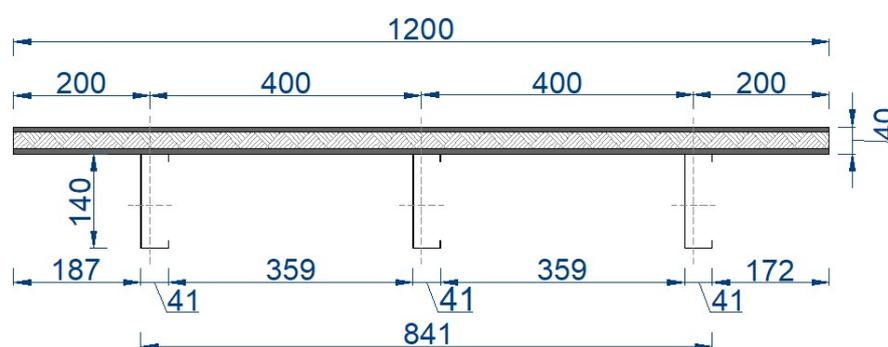


Figura 43 – Seção transversal do piso misto (mm)

As vigas metálicas principais consistem em perfis Ue140x41x12x0,95mm com espaçamento entre eixos a cada 400mm e comprimento total de 3,0m. Nos apoios e nos pontos de aplicação de carga foram instalados perfis transversais secundários, que serviram para conectar as vigas principais e travar os banzos inferiores destas. Essa

configuração do engradado metálico pode ser observada na figura 44.

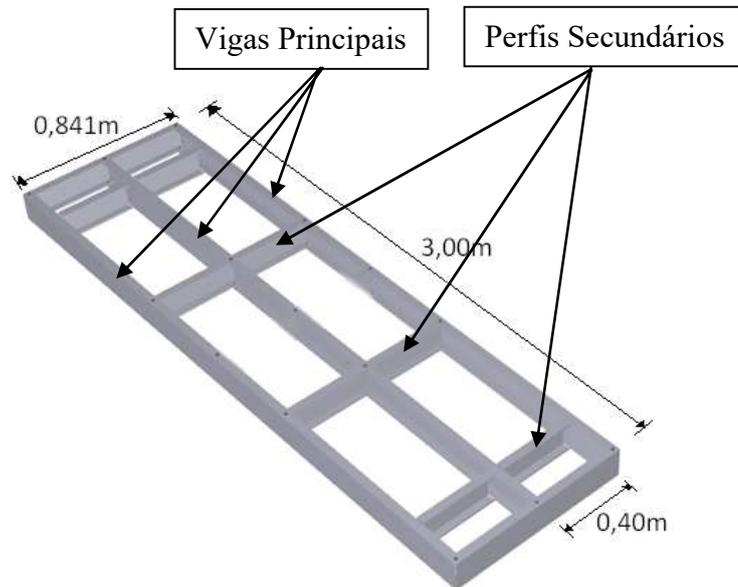


Figura 44 – Modelo da estrutura metálica

Nos apoios e nos pontos de aplicação de carga foram adicionados mais um perfil para reforço e ainda aparafusadas peças de OSB 18mm com dimensões de 150 mm, dos dois lados, com 5 parafusos cabeça chata estriada 5,5x32mm, conforme pode ser visto na figura 45 (a). Os perfis utilizados nos extremos da estrutura metálica são compostos pelos mesmos perfis das vigas principais, porém, com um recorte no enrijecedor para o encaixe entre as peças. Esse recorte pode ser visualizado na figura 45 (b).



(a)

(b)

Figura 45 – (a) Instalação das placas de OSB como reforços para as cargas pontuais; (b) Recorte no enrijecedor para o encaixe das vigas principais nas peças transversais de bordo

Os três ensaios foram realizados com um painel inteiro do LP Mezanino 40mm (2,50m de comprimento) sendo posicionado com seu comprimento paralelo às vigas do piso. O restante, 25cm de cada lado, foi finalizado com o chapeamento de um pedaço da placa. A figura 46 ilustra a vista superior do piso, sendo possível destacar a instalação da placa paralela às vigas e os detalhes em sua fixação. Cada placa possui a dimensão de 2,50 x 1,20m e pesa 94kg.

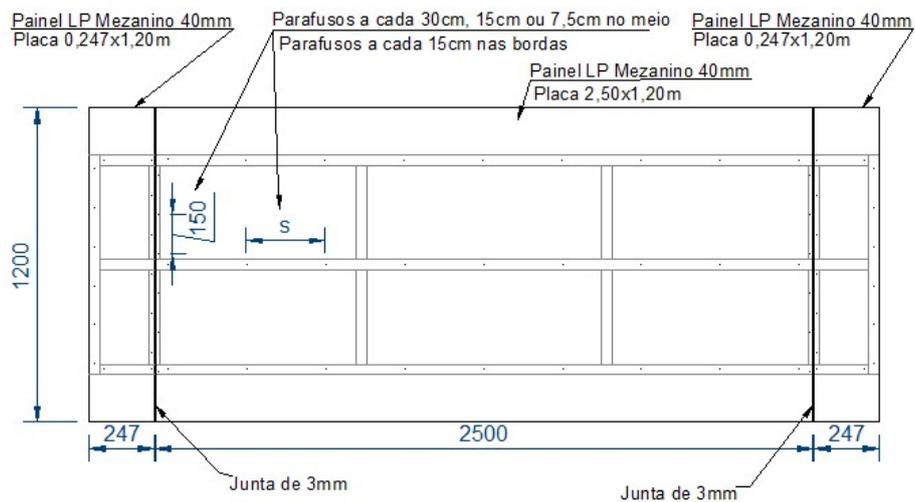


Figura 46 – Vista superior do piso misto (mm)

Como neste trabalho o objetivo principal é estudar os efeitos do comportamento misto no desempenho no sistema de piso leve, optou-se pela instalação das placas paralelas ao sentido das vigas. Dessa forma, além de tirar proveito da maior resistência à compressão da placa nessa direção, as juntas ao longo da viga ficam espaçadas a cada 2,50m, ao invés dos usuais 1,20m da instalação padrão. A figura 47 ilustra as duas formas de se fixar a placa no vigamento metálico.

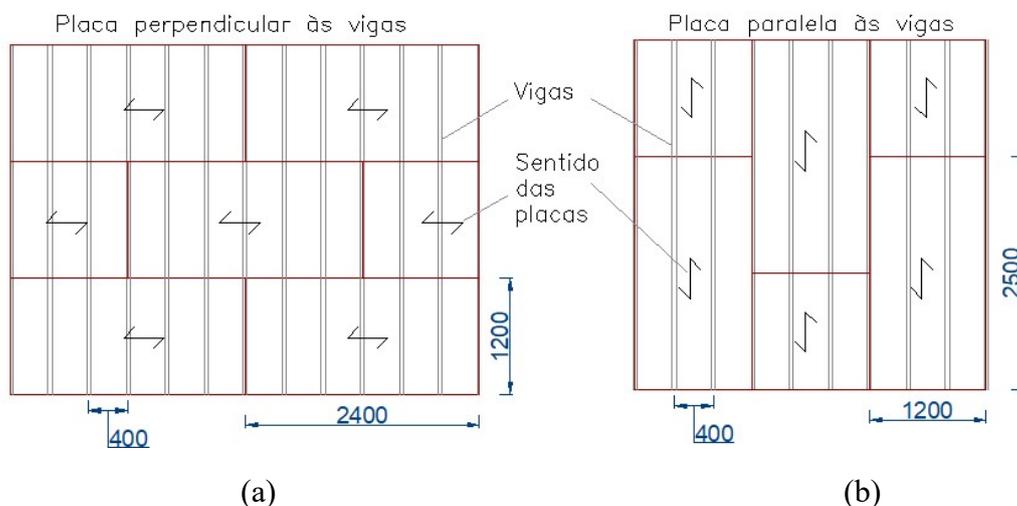


Figura 47 – Vista superior - Instalação das placas em um piso: (a) Instalação padrão: Placas perpendiculares às vigas; (b) Instalação do ensaio: Placas paralelas às vigas

A instalação sendo feita dessa forma coloca o eixo de menor resistência para vencer o vão do espaçamento entre vigas, conforme visualizado na figura 15. Essa consideração não causa maiores problemas, nesta pesquisa, devido ao pequeno espaçamento entre vigas (400mm), e a elevada espessura do painel misto (40mm). Caso se queira avaliar o efeito do comportamento misto para placas menos espessas, como o OSB 18,3mm e o LP Mezanino de 23mm, uma avaliação mais rigorosa deve ser considerada para evitar deslocamentos excessivos nessa direção. O mesmo deve ser feito para maiores espaçamentos entre vigas, por exemplo de 600mm, muito adotado na prática.

A dimensão comercial dos painéis, de 2,50m x 1,20m, é outro motivo, ainda que de menor relevância, que justifica a fixação das placas da forma descrita anteriormente. A medida padrão de comprimento com 2,50m é adotada visando o mercado das estruturas em aço convencional, com espaçamento entre perfis metálicos de 1,25m. Para lajes e mezaninos em LSF, como a modulação do sistema utiliza espaçamentos a cada 40cm ou 60cm, deve-se cortar 10cm de cada placa para que suas juntas se posicionem sobre as vigas.

Para a correta representação dos apoios fixos e móveis foi utilizado um conjunto formado por perfis de apoio, chapas metálicas e roletes. Nos apoios fixos os roletes receberam um ponto de solda junto ao perfil de apoio, enquanto nos apoios móveis o rolete foi deixado livre para deslizar. A figura 48 apresenta os tipos de apoio adotados nos ensaios.



Figura 48 – Tipos de apoio: (a) Apoio móvel; (b) Apoio fixo

### 3.6. Sistema de aplicação de cargas

A aplicação do carregamento foi realizada através de um atuador hidráulico servo controlado com 250kN de capacidade de carga. Conforme apresentado nas figuras 28, 42

e 49, a força  $P$  do atuador hidráulico é dividida pela viga rígida de distribuição em duas forças simétricas iguais a  $0,5P$ . Essas forças, por sua vez, são transmitidas ao piso por meio de vigas de distribuição tubulares retangulares, formadas por dois perfis de aço do tipo U soldados. A transferência de forças entre as vigas de distribuição é feita com auxílio de roletes de aço. O carregamento sobre o sistema de piso misto ocorre por repartição da carga sobre as três vigas principais, com auxílio de placas de OSB 18mm posicionadas entre as vigas de distribuição e o painel, conforme pode ser verificado nas figuras 49 e 50.

O carregamento foi aplicado com controle de deslocamento do pistão a uma taxa de  $0,02\text{mm/s}$  permitindo-se detectar com clareza a carga última e analisar com precisão o comportamento estrutural pré e pós-colapso. Antes do ensaio, com a aplicação do carregamento até a ruptura do protótipo, foram realizados dois ciclos de carga e descarga para mobilizar a estrutura e aferir a instrumentação. O primeiro ciclo carregou a estrutura de zero até  $6\text{kN}$  e o segundo foi até  $8\text{kN}$  de carga, após a descarga total do ciclo de carga anterior. A figura 49 apresenta a vista geral do ensaio com o sistema de aplicação de carga descrito. A figura 50 mostra as peças de OSB 18mm de  $15 \times 15\text{cm}$  utilizadas para apoiar as vigas de distribuição.



Figura 49 – Vista geral do ensaio com o sistema de aplicação de carga



Figura 50 – Vigas de distribuição apoiadas sobre peças de OSB 18mm, posicionadas no alinhamento das vigas principais

### 3.7. Instrumentação

O desempenho do piso misto foi avaliado por meio da instalação de cinco transdutores de deslocamentos, quatro extensômetros de concreto e cinco extensômetros de aço. Para a avaliação do deslocamento vertical do sistema, foram posicionados, na viga central, um transdutor no meio do vão (DT-2) e dois transdutores, um em cada quarto de vão (DT-4 e DT-5). Outros dois transdutores de deslocamento foram posicionados nas vigas adjacentes, no meio do vão, para avaliar a simetria do carregamento ao longo do ensaio (DT 1 e DT-3). A figuras 51 e 52 ilustram o posicionamento adotado para os transdutores de deslocamento.



Figura 51 – Transdutores de deslocamentos posicionados sob as vigas principais

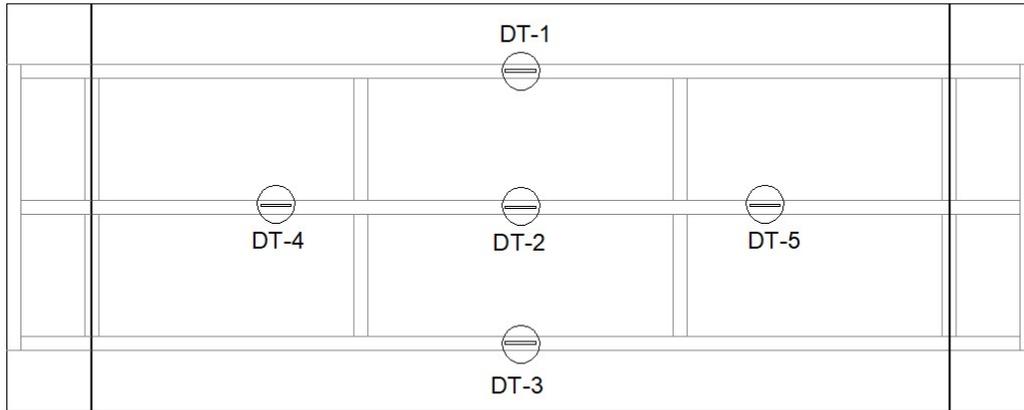


Figura 52 – Vista inferior com o posicionamento dos transdutores de deslocamento verticais

Para medir as deformações do perfil metálico durante o ensaio, foram instalados, no meio do vão, cinco extensômetros posicionados ao longo da seção transversal da viga central (SG1-A; SG2-A; SG3-A; SG4-A; SG5-A). Esse conjunto de extensômetros distribuídos na seção metálica foi importante para a definição da posição da linha neutra conforme se aumentava o carregamento.

Nas placas mistas OSB-Cimentícias foram instalados três extensômetros para concreto na face superior da placa (SG1-P; SG2-P e SG3-P) e um na face inferior da placa (SG4-P). Estes foram posicionados no meio do vão e alinhados com as vigas metálicas. O objetivo de se colocar os extensômetros também sobre as vigas adjacentes foi para poder acompanhar se a carga originada do atuador hidráulico estava sendo bem distribuída ao longo do ensaio. A distribuição dos extensômetros no aço e nas placas pode ser visualizada nas figuras 53 e 54.

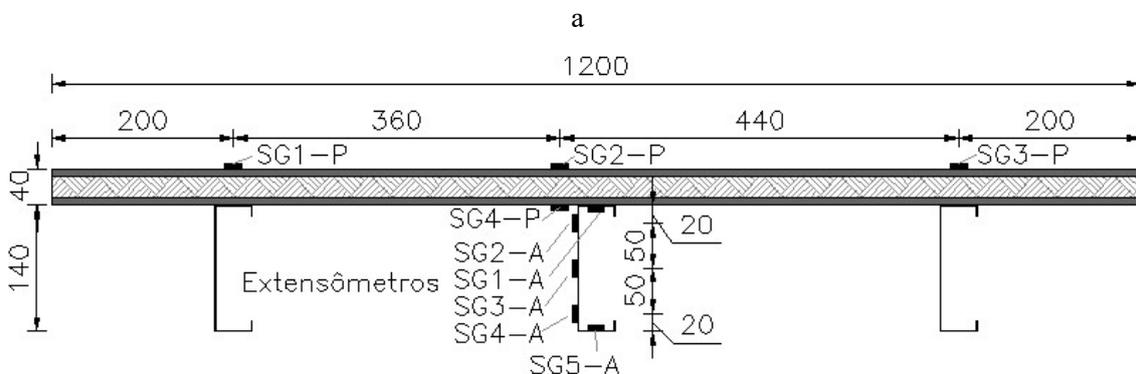


Figura 53- Seção transversal no meio do vão com a posição dos extensômetros (mm)

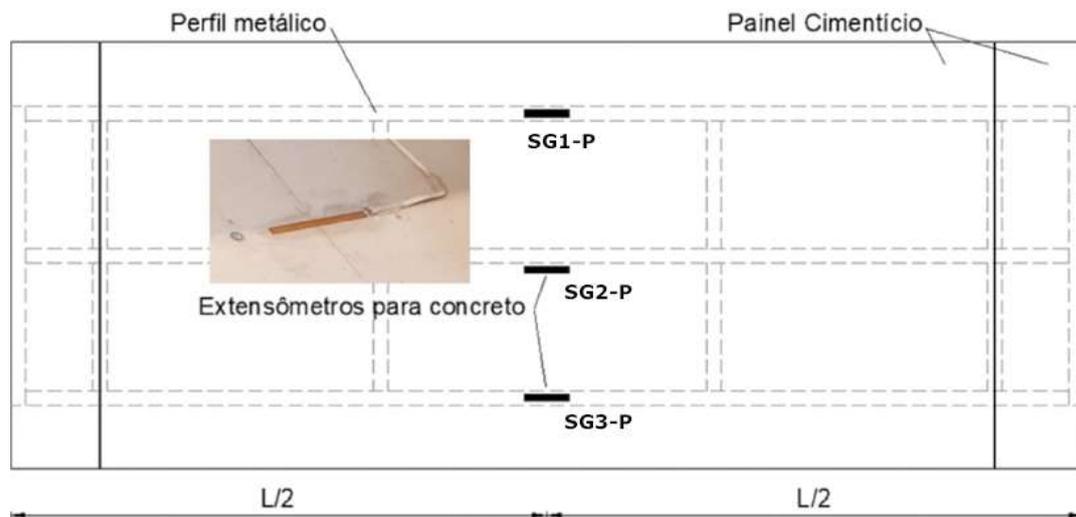


Figura 54- Vista superior com a posição dos extensômetros para concreto

Um transdutor de deslocamento foi posicionado na horizontal em cada extremo do piso, para verificar o deslizamento relativo entre a estrutura de aço e as placas de OSB durante o ensaio. As bases magnéticas dos transdutores foram fixadas na estrutura de aço, enquanto o medidor se apoiou em uma cantoneira colada à placa principal, conforme pode-se observar na figura 55.

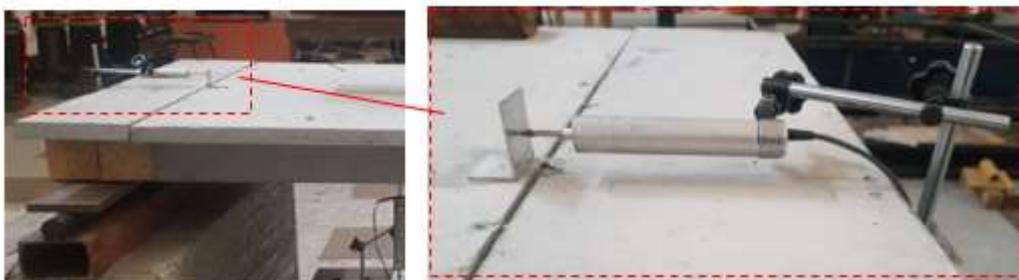
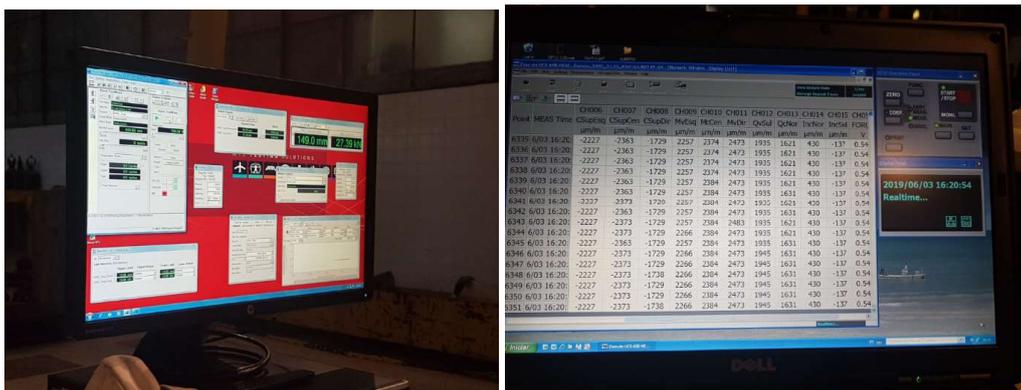


Figura 55 – Posicionamento do transdutores de deslocamento horizontal nas extremidades do sistema de piso

O Sistema de aquisição dos dados é feito por dois softwares em duas telas distintas, conforme pode ser observado na figura 56. Na primeira tem-se o controle da carga aplicada e do deslocamento do pistão do atuador hidráulico do sistema de ensaios de estruturas MTS. Na segunda tela estão registradas as leituras dos extensômetros e dos transdutores de deslocamentos, com auxílio do sistema de aquisição de dados experimentais, um *data logger* da marca Kyowa.



(a)

(b)

Figura 56 – Sistema de aquisição dos dados: (a) Tela com o controle da carga e deslocamento do pistão do sistema de ensaios MTS; (b) Tela com as medições da instrumentação pelo *data logger* Kyowa

### 3.8. Considerações adicionais

A ideia inicial deste trabalho era realizar um quarto ensaio, onde se manteria o espaçamento entre parafusos de um dos ensaios (15cm, por exemplo) só alterando a posição da junta entre placas. Esta junta ficaria posicionada no meio do vão, ao invés de nos extremos, com o objetivo de avaliar a interferência das juntas na resistência e rigidez do piso misto. Não foi possível realizá-lo, ficando apenas como sugestão para trabalhos futuros a comparação entre vigas mistas variando, além do espaçamento dos conectores, a posição das juntas entre as placas. A figura 57 ilustra como seria o quarto ensaio, com a posição da junta entre as placas no meio do vão.



Figura 57- Quarto ensaio - não realizado - com metade da placa aparafusada aos perfis e a junta posicionada no meio do vão

Ao invés de ser realizado com parafusos espaçados a cada 7,5cm, o terceiro ensaio era para ser feito originalmente com uma configuração de conexão diferente. A ideia inicial era adotar um adesivo de resina epóxi na interface entre o aço e a placa, finalizando a fixação com apenas mais alguns parafusos.

A aplicação do adesivo e a fixação das placas chegaram a ser realizadas (Figura 58 a), porém, posteriormente, verificou-se que o adesivo não interligou o perfil à placa, ficando um pequeno espaço entre eles (Figura 58- b). Assim, decidiu-se por alterar o ensaio, reduzindo o espaçamento entre parafusos de 15 para 7,5 cm.

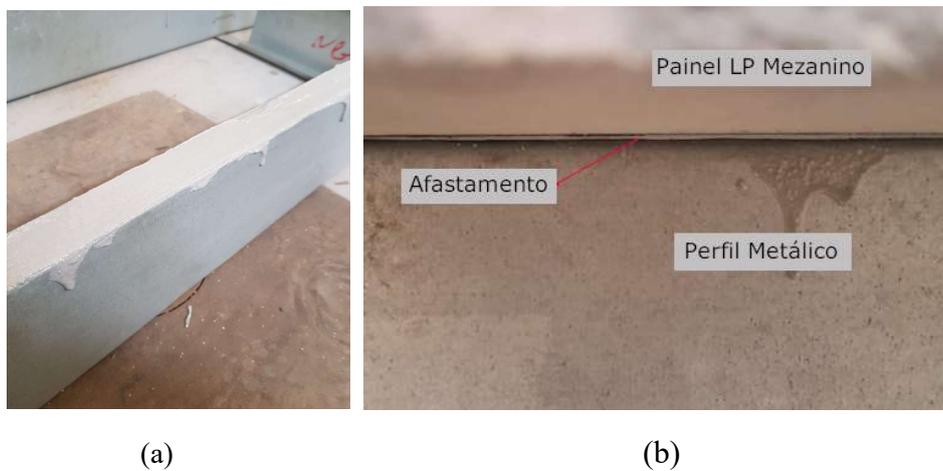


Figura 58- (a) Viga metálica com o adesivo na mesa superior; (b) Afastamento entre o perfil metálico e os painéis de laje

## **4. APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS**

Neste capítulo serão apresentados os resultados dos três ensaios realizados. Primeiramente, serão apresentadas as considerações iniciais, com um panorama geral das falhas e dos ocorridos. Em seguida, será feita uma avaliação dos mecanismos de colapso que ocorreram em cada ensaio, apresentando-os em detalhes. Posteriormente, será feita uma análise dos resultados através dos gráficos gerados pelas instrumentações, analisando cada um isoladamente e depois traçando comparativos entre os diferentes testes. Por fim, serão apresentados os modelos teóricos de cálculo existentes, comparando-os com os resultados dos ensaios experimentais.

### **4.1. Considerações iniciais**

Tal como esperado, os resultados demonstraram que, quanto menor o espaçamento entre os parafusos maior é a capacidade resistente do sistema misto. Com relação à rigidez, pode-se observar que um aumento efetivo da rigidez devido ao comportamento misto, ao longo de todo o ensaio, só foi concretizado no teste com parafusos espaçados a cada 7,5 cm. Todos os ensaios apresentaram falha por flambagem local nos trechos de flexão pura, próximo ao ponto de aplicação da carga, conforme pode ser observado na figura 59. O momento fletor ocasionou a flambagem local nas mesas comprimidas, com efeito secundário na alma dos perfis (devido à interação entre os elementos de placa – paredes – da seção transversal).



Figura 59 - Ensaio 01: Flambagem local próximo ao ponto de aplicação de carga

Em todos os ensaios, os conectores na interface aço-painel OSB foram capazes de restringir a flambagem lateral com torção e em nenhum ensaio ocorreu flambagem distorcional, nos trechos entre os parafusos, na mesa superior dos perfis. A figura 60 ilustra o piso misto deformado ao final dos ensaios.



Figura 60 – Vistas do piso misto deformado ao final dos ensaios

#### **4.2. Análise dos mecanismos de colapso**

Nos ensaios 2 e 3 (ensaios com parafusos a cada 15cm e 7,5cm, respectivamente) o aumento da capacidade resistente do sistema levou os protótipos a atingirem grandes deformações. Estes dois ensaios apresentaram, ainda, uma grande capacidade resistente mesmo após o surgimento de flambagem local em determinados trechos. O ensaio 02 foi interrompido, já com uma flecha acentuada, quando houve o rasgamento da mesa inferior de uma das vigas, ilustrado na figura 61.



Figura 61- Ensaio 2: Ruptura do trecho tracionado do perfil metálico

Mesmo ainda apresentando capacidade residual de carga, o ensaio 3 teve que ser interrompido devido ao excesso de deslocamento, que colocava em risco o conjunto da montagem do ensaio e as instrumentações. Neste momento, os perfis da viga apresentavam o efeito de “*curling*”, onde, devido a tração elevada nas mesas inferiores, estas se mantiveram retilíneas e curvadas para cima, conforme ilustrado na figura 62.



Figura 62- Ensaio 03: efeito de *curling* na mesa inferior dos perfis

O ensaio 1, com parafusos a cada 30cm, não demonstrou uma capacidade de carga residual após as flambagem dos perfis, não apresentando, portanto, deslocamentos tão

expressivos quanto os outros ensaios, sendo interrompido prematuramente em relação aos demais.

Com o avanço do carregamento, em todos os ensaios, pode-se observar que as juntas entre placas foram se fechando até se encostarem. Com isso, a partir desse momento, há um aumento de rigidez à flexão do sistema estrutural. A figura 63 ilustra o fechamento das juntas ao final dos ensaios.



Figura 63 – Ensaio 2: Fechamento das juntas entre placas.

Ao final dos ensaios, os painéis foram retirados para que se pudesse visualizar melhor as falhas que ocorreram nos perfis metálicos. Durante todo o ensaio, não foram observadas falhas nas placas OSB-Cimentícias. As figuras 64 e 65 ilustram as falhas que ocorreram nos ensaios 1 e 2, observadas após a retirada das placas.

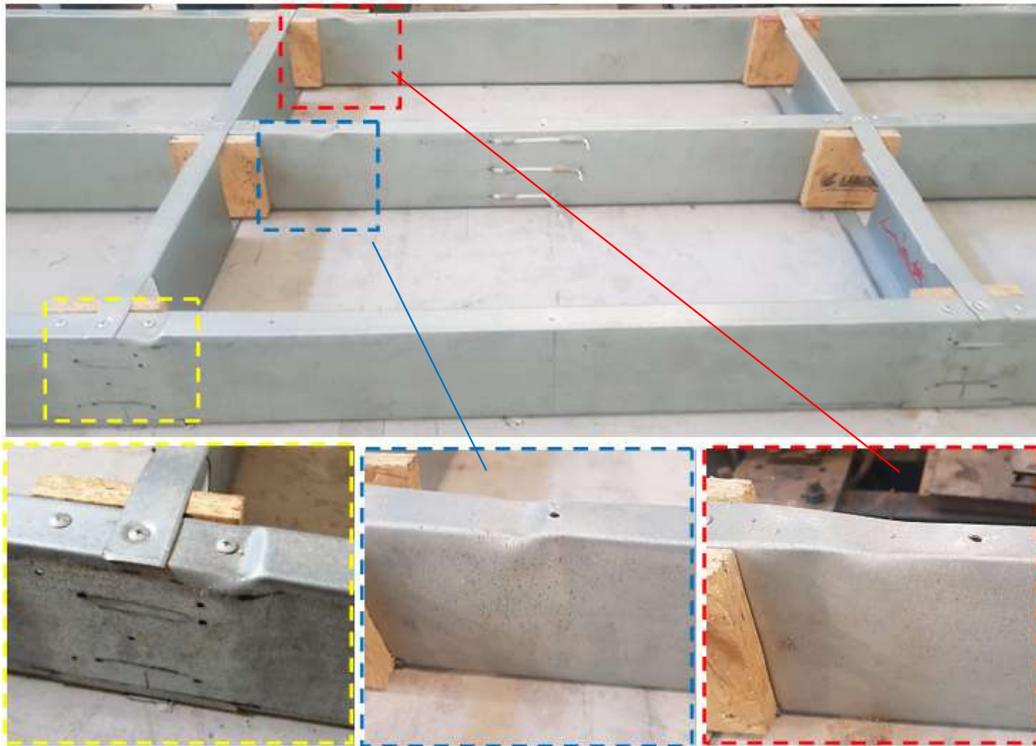


Figura 64 - Ensaio 01: Flambagem local próximo ao ponto de aplicação de carga, de um lado da laje

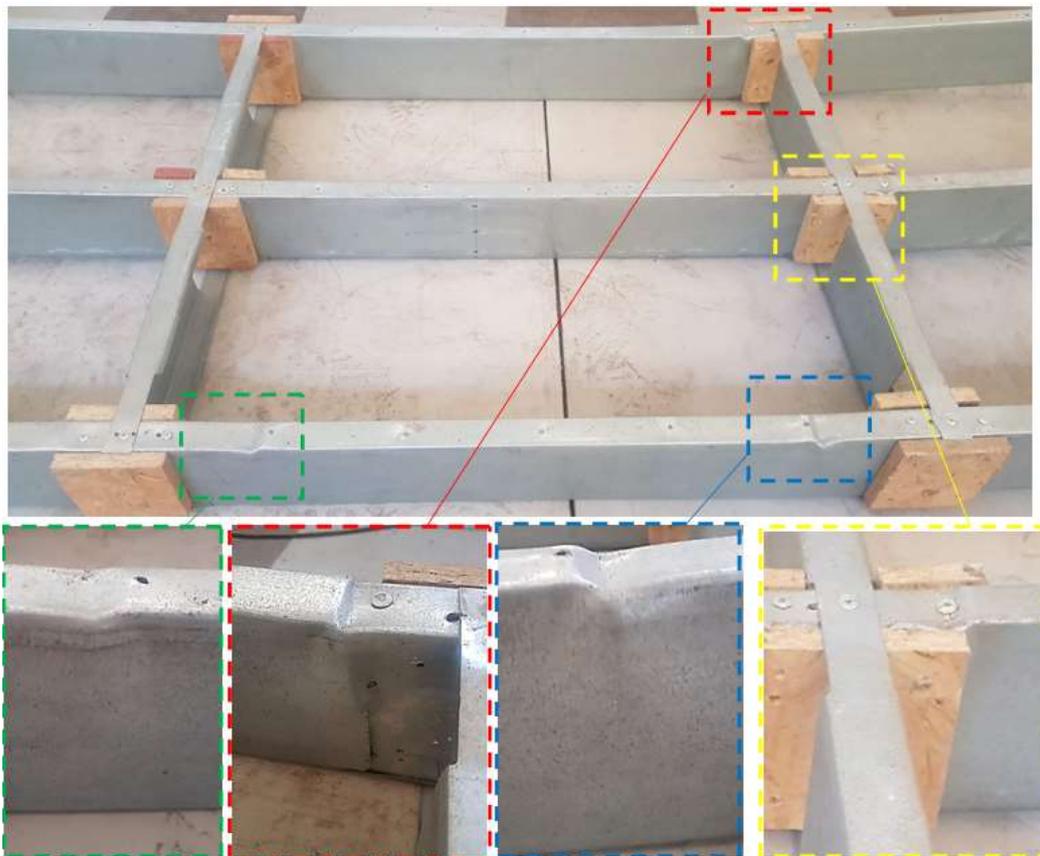


Figura 65- Ensaio 02: Flambagem local próximo ao ponto de aplicação de carga

Nos ensaios 02 e 03, os parafusos auto-atarraxantes posicionados nos extremos do piso apresentaram pequenas deformações ao final do ensaio. A figura 66 ilustra a diferença final entre estes parafusos comparando-os com os retirados no centro do vão.



Figura 66 – Parafusos retirados após o ensaio, em diferentes posições do sistema de piso: (a) nos extremos; (b) no centro.

A mesma diferença entre os parafusos dos extremos e os do meio do vão pode ser vista com relação aos furos realizados nos perfis. A figura 67 demonstra que, devido às solicitações nos conectores de cisalhamento, os furos apresentaram alongamento e deformação para cima quanto maior foi o grau de interação na interface entre os elementos. Já as placas OSB-Cimentícias não apresentaram sinais de rasgamento ou afundamento da cabeça do parafuso.



Figura 67 – Ensaio 2: Furos levemente alargados e puxados para cima com o aumento do grau de interação entre os elementos

Esta maior solicitação nos parafusos extremos pode ser observada durante os ensaios 2 e 3, onde, próximo ao apoio, os parafusos foram inclinando conforme o aumento do carregamento, situação apresentada na figura 68.



Figura 68- Ensaio 03: Inclinação dos parafusos próximos ao apoio.

### 4.3. Análise dos resultados

A seguir serão apresentados, para cada ensaio, as curvas-carga *vs* deslocamento, os deslocamentos verticais ao longo do vão e a distribuição de deformação ao longo da seção transversal. Cada um desses gráficos tem como objetivo analisar aspectos específicos do comportamento misto do sistema. Cada ensaio será avaliado individualmente, sendo os comparativos entre estes resultados apresentados na seção 4.3.3.

Para facilitar a visualização do deslocamento com o aumento do carregamento, são definidos três pontos de análise distribuídos ao longo da curva carga *vs* deslocamento. A tabela 7 apresenta estes valores.

Tabela 7 - Pontos utilizados como referência nas análises

Ponto	Carga final no pistão (kN)
01	4,75
02	10,8
03	23,0

#### 4.3.1. Avaliação da carga última

No ensaio 1, a carga última obtida foi de 26,6 kN e a deformação de escoamento na

mesa inferior do perfil ocorreu para valores de carga de 15,9 kN. Conforme observado no ensaio, a estrutura de aço não apresentou um grande deslocamento, tendo falhado assim que foi possível visualizar a flambagem local na alma e na mesa das seções próximas à aplicação da carga. A figura 69 apresenta a curva carga vs deslocamento do Ensaio 1 e a figura 70 ilustra o deslocamento vertical ao longo da viga para os pontos de análises mostrados na tabela 7.

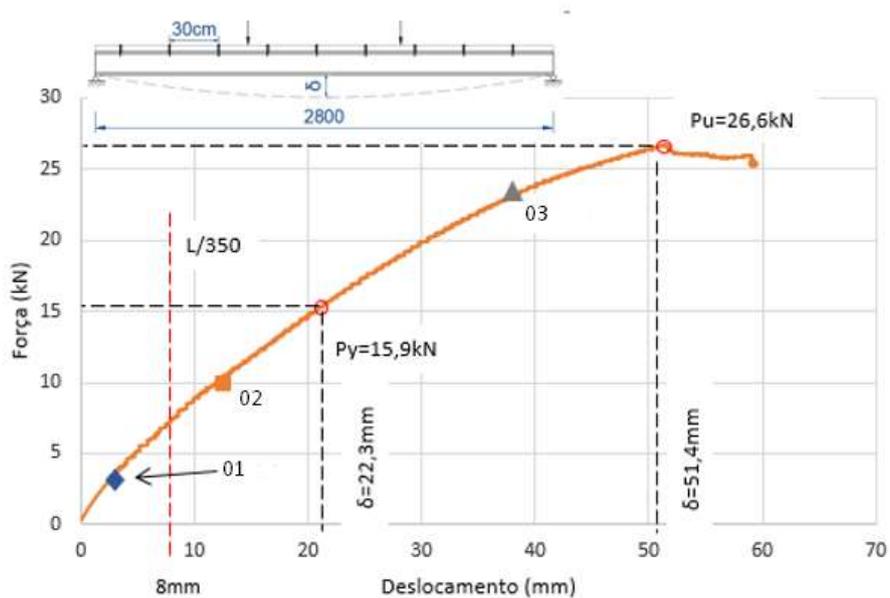


Figura 69 – Curva-carga vs deslocamento – Ensaio 1

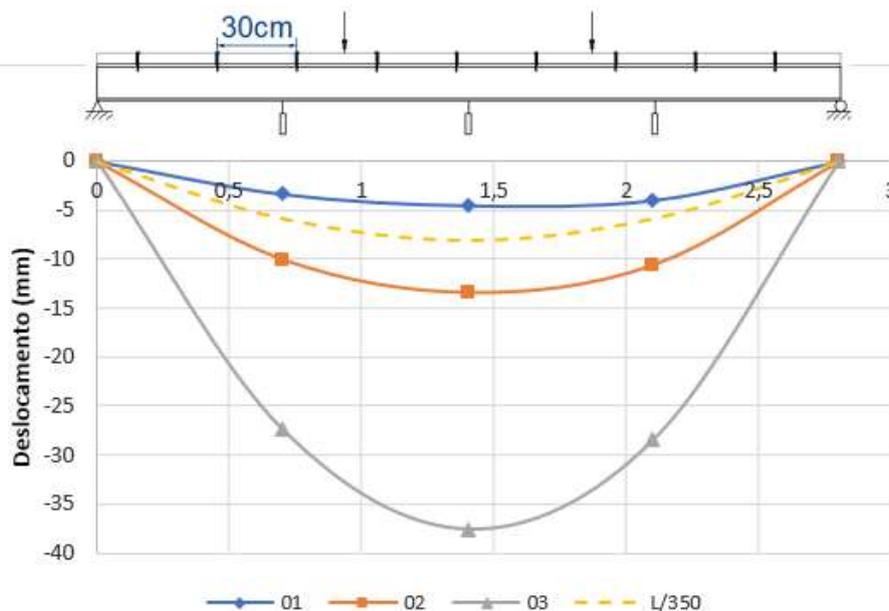


Figura 70 - Deslocamento vertical ao longo do comprimento da viga – Ensaio 1

A carga última considerada no Ensaio 02 foi de 35,6 kN, apesar da estrutura ainda apresentar uma resistência que se prolongou até o colapso total do protótipo, em 39,9 kN, conforme pode ser observado na figura 71. Essa consideração se justifica por diversos

fatores. O primeiro deles seria que essa reserva de resistência ocorre devido ao fechamento das juntas entre placas, o que alterou a rigidez das vigas. Isto pode ser observado na marcação dos flexímetros posicionados nas placas, conforme figura 72. Além disso, essa capacidade resistente extra foi atingida, já com o ensaio apresentando diversos pontos de flambagem local nas seções, conforme pode ser visualizado na figura 65.

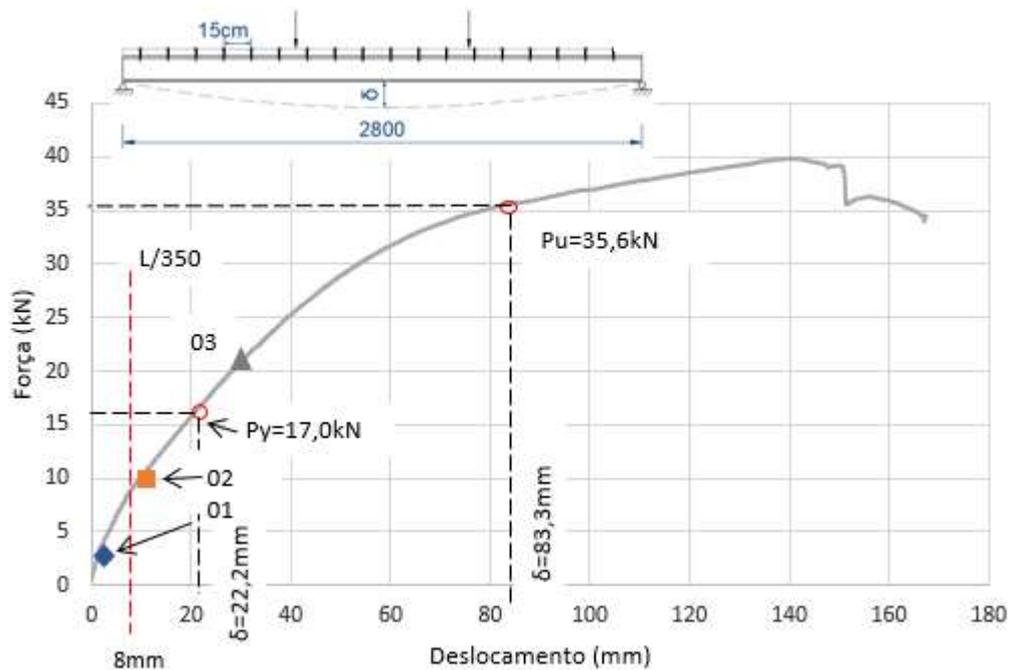


Figura 71 – Curva-carga vs deslocamento – Ensaio 2

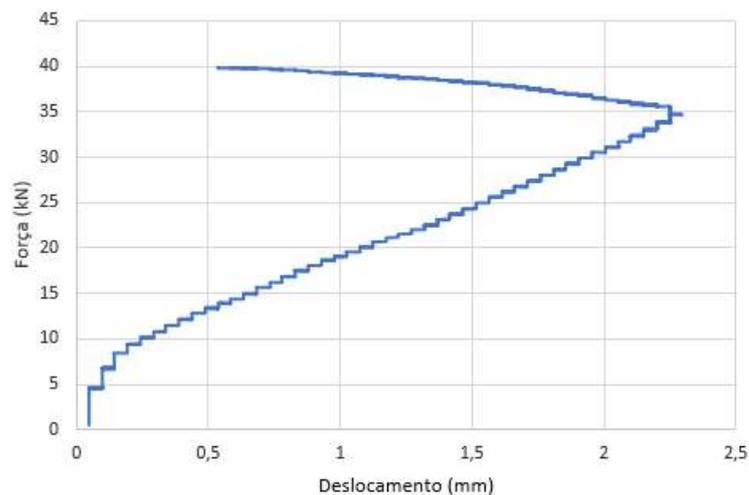


Figura 72 – Curva- carga vs deslocamento do flexímetro posicionado na placa – Ensaio 2

Próximo à carga de 9,0kN a curva-carga vs deslocamento apresentou um pequeno deslizamento, ocasionado provavelmente por alguma acomodação na interface aço-placa.

A deformação de início de escoamento do aço na mesa inferior do perfil ocorreu para carga  $P_y = 17,0$  kN, similar ao valor obtido no ensaio 1, de 15,9 kN. Um comportamento não-linear mais claro pode ser visto a partir dos valores próximos a 30,0 kN. A estrutura apresentou um comportamento dúctil considerável, apresentando no momento do colapso flecha excessiva, muito superior à limitação regular de norma, igual a  $L/350$ , conforme pode ser observado na figura 73.

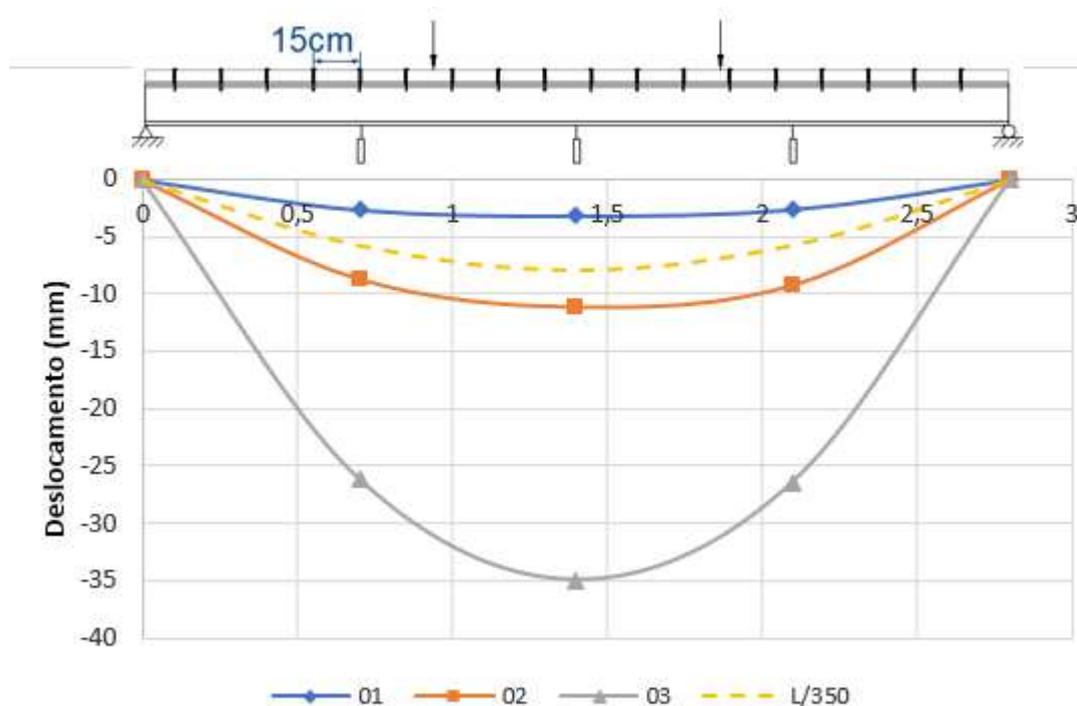


Figura 73 - Deslocamento vertical ao longo do comprimento da viga – Ensaio 2

O Ensaio 3 teve que ser interrompido antes do colapso total da estrutura por conta dos deslocamentos excessivos apresentados, que colocavam em risco a montagem e a instrumentação. Apesar disso, o mesmo raciocínio para definir a carga última do Ensaio 2 pode ser feito para este ensaio. O aumento de rigidez pelo fechamento das juntas pode ser observado pelos flexímetros fixados à placa para valores de 44,0 kN, conforme observado na figura 74. Assim como no Ensaio 2, a estrutura de aço já apresentava falhas por flambagem local em diversos trechos no momento da interrupção do ensaio.

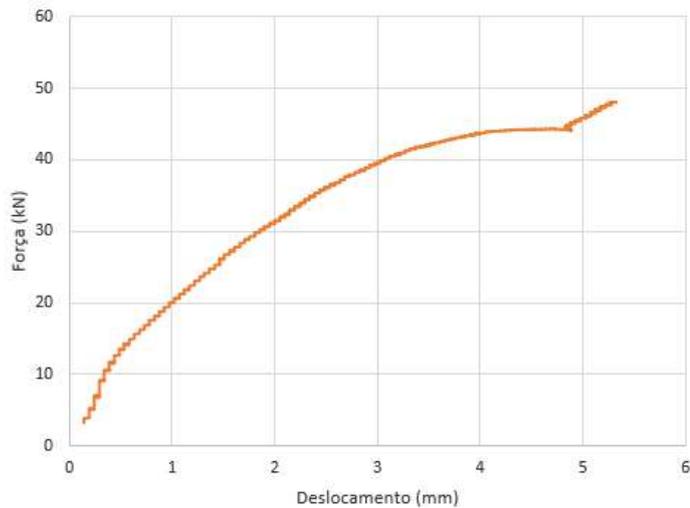


Figura 74 – Curva- carga vs deslocamento de flexímetro posicionado na placa – Ensaio 3

O mesmo deslizamento na interface aço-placa, apresentado no Ensaio 2, pode ser visto neste ensaio 03, ocorrendo para valores próximos a 11,0kN. A deformação de escoamento na mesa inferior do perfil ocorreu para valores de carga de 17,1kN e um comportamento não-linear mais claro pode ser visto a partir dos valores próximos a 34,0kN. A figura 75 apresenta a curva carga vs deslocamento do Ensaio 3.

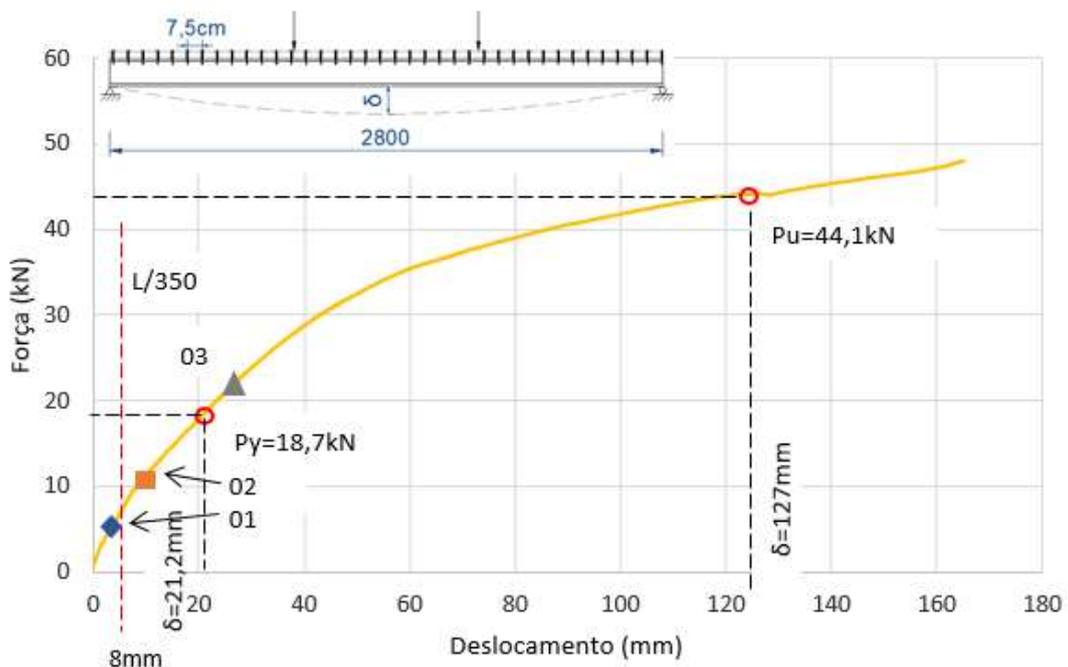


Figura 75 – Curva-carga vs deslocamento – Ensaio 03

Através da análise da figura 76, que ilustra o deslocamento vertical ao longo da viga, foi possível observar um nítido ganho de rigidez da estrutura em comparação aos outros ensaios.

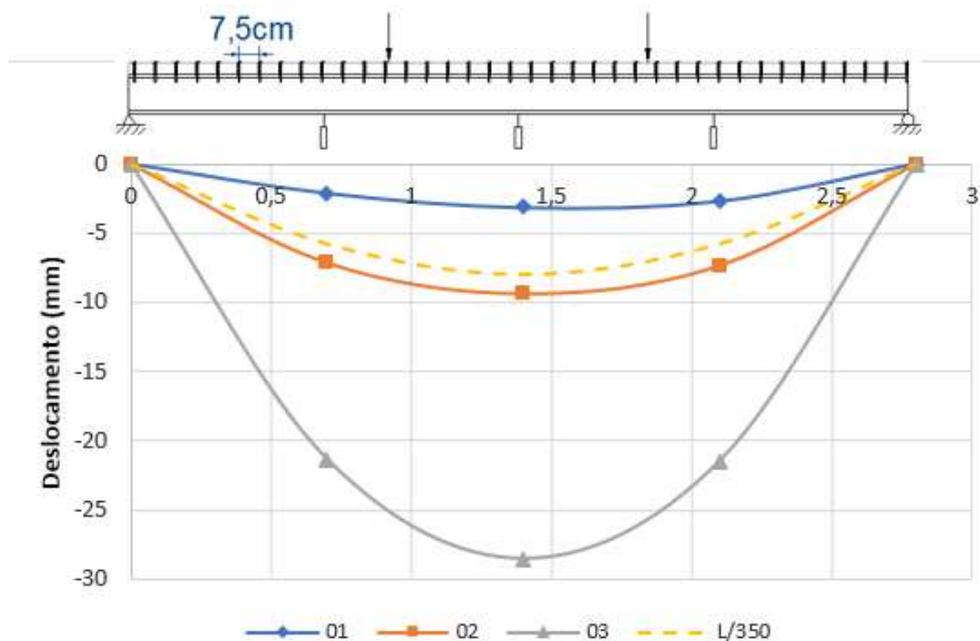


Figura 76 - Deslocamento vertical ao longo do comprimento da viga – Ensaio 3

#### 4.3.2. Distribuição das deformações ao longo da seção de aço e das placas de OSB-Cimentícias

A seguir são apresentadas as seções transversais da viga mista com a distribuição das deformações medidas. Assim, é possível avaliar, pela posição da linha neutra, se foi possível obter algum grau de interação entre os componentes do sistema. A posição das linhas neutras, no aço e na placa OSB, são determinadas na hipótese de distribuição linear das deformações ao longo da altura desses trechos da estrutura.

Foram escolhidos dois momentos para que fosse possível analisar o desempenho da seção ao longo do ensaio: a carga última e 25% da carga última. Este último foi escolhido pelo fato do perfil se situar ainda no regime elástico. A figura 77 apresenta as deformações ao longo da seção para o Ensaio 1.

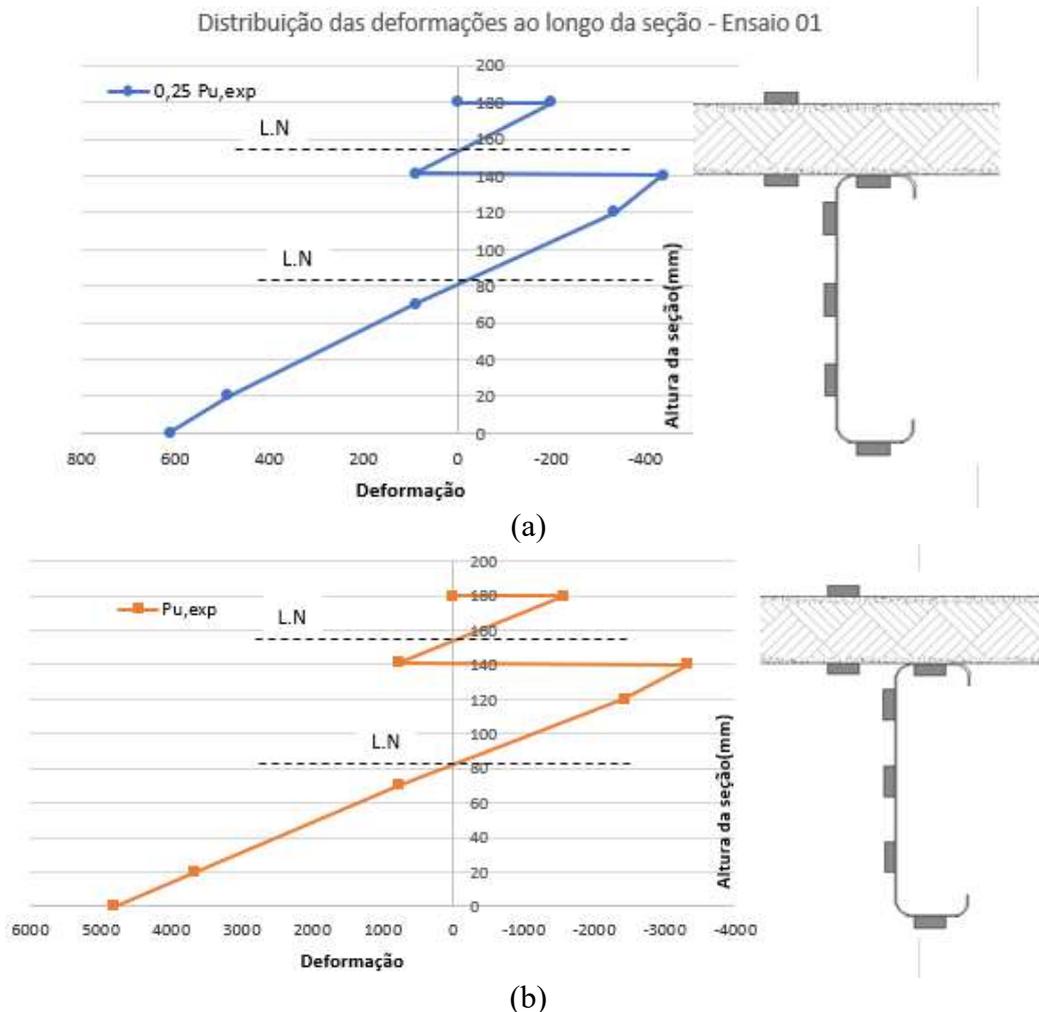


Figura 77 – Distribuição das deformações ( $\mu\epsilon$ ) ao longo da seção no Ensaio 1: (a) para  $0,25P_u$  e (b) para a carga última  $P_u$

A análise das deformações do Ensaio 1 demonstra claramente a formação de duas linhas neutras desde a fase inicial de carregamento. Pode-se notar um grau de interação muito pequeno entre os componentes, ficando a linha neutra da seção de aço apenas um pouco acima da meia altura do perfil. Um ponto importante é que, como a tendência de um PFF à flexão é que sua linha neutra desça conforme o aumento de carregamento, devido a flambagem local da alma e da mesa superior à compressão, o grau de interação com as placas foi capaz de manter essa linha neutra fixa até o final do ensaio.

A análise das deformações no Ensaio 2 demonstra um quadro totalmente diferente. Pode se ver na figura 78 que no carregamento inicial, ainda em regime elástico, tem-se uma interação parcial considerável, levando a criação de apenas uma linha neutra mais próxima ao topo da seção de aço. Ao final do ensaio, tem-se o surgimento da linha neutra na placa, devido a ocorrências das flambagens locais e do deslizamento na interface aço-placa. No colapso, não foi possível registrar as medições da deformação na mesa inferior

do perfil, tendo o extensômetro atingido seu limite.

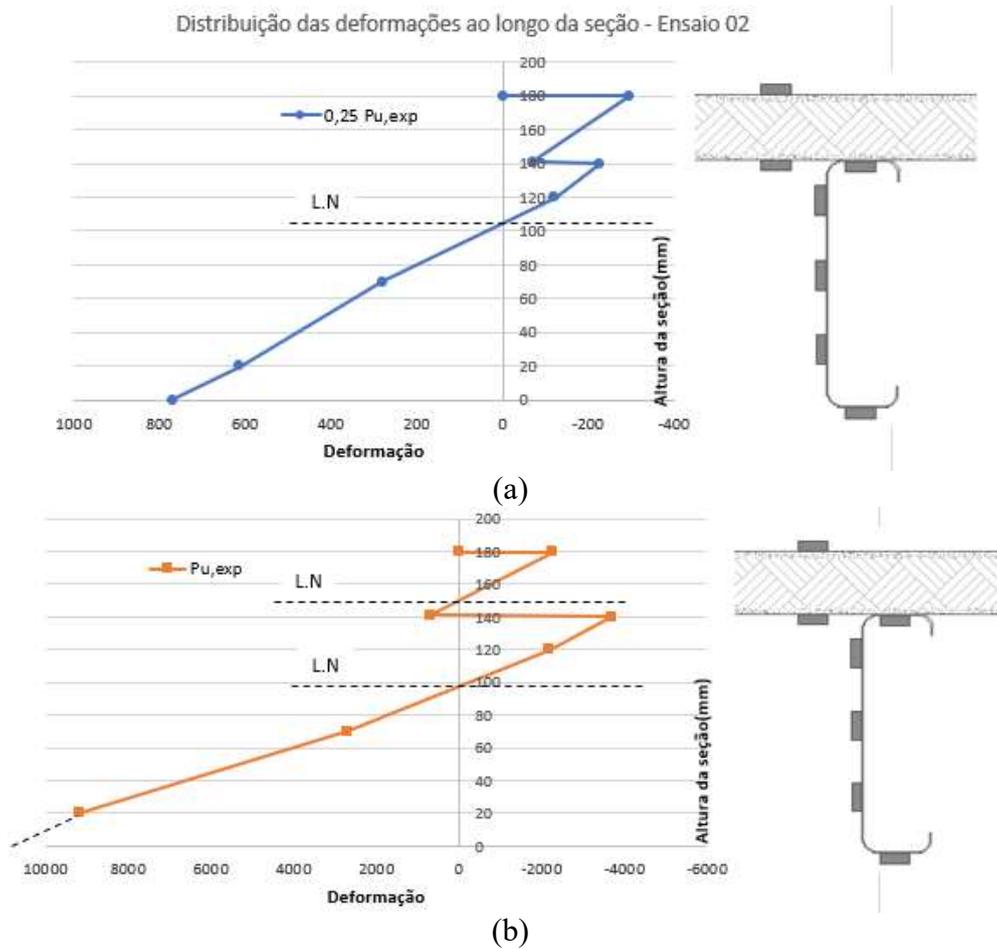


Figura 78 – Distribuição das deformações ( $\mu\epsilon$ ) ao longo da seção no Ensaio 2: (a) para  $0,25P_u$  e (b) para a carga última  $P_u$

O Ensaio 3 apresenta uma distribuição de deformações similar ao Ensaio 2. A linha neutra na seção de aço se mantém mais próximo ao topo do perfil e chega a subir mais ao final do ensaio. Isto demonstra que o grau de interação é de tal modo que compensa a tendência de deslocamento para baixo da linha neutra, devido à flambagem local dos elementos comprimidos. A figura 79 ilustra essa distribuição no Ensaio 3.

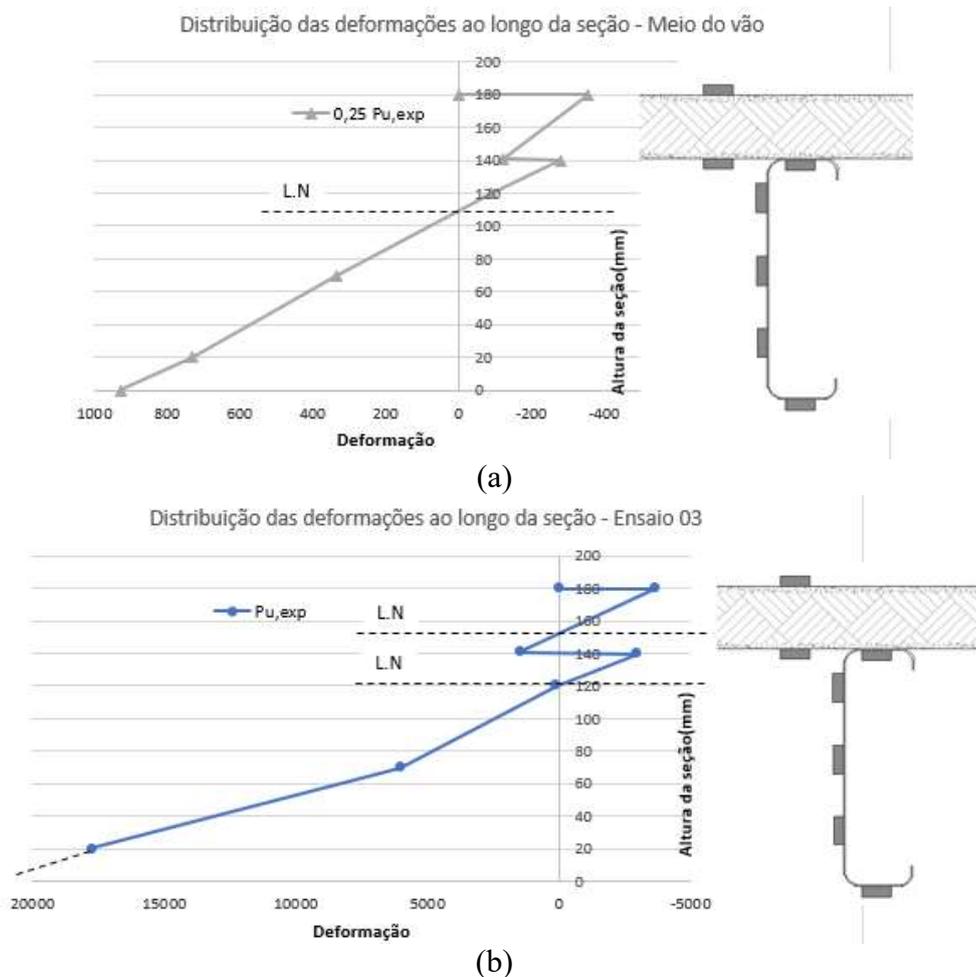


Figura 79 – Distribuição das deformações ( $\mu\epsilon$ ) ao longo da seção no Ensaio 3: (a) para  $0,25P_u$  e (b) para a carga última  $P_u$

#### 4.3.3. Comparativo entre os ensaios

A seguir são apresentados os comparativos entre os ensaios para a carga última, incluindo os deslocamentos na vertical (flechas) ao longo do vão e a distribuição das deformações na seção transversal. São inseridos nos gráficos os valores teóricos para o perfil Ue140x41x12x0,95, sendo, portanto, possível comparar a influência da interação entre elementos nos casos em que não se considera qualquer contribuição das placas. Os cálculos teóricos do perfil isolado são apresentados no Anexo A, seguindo o procedimento de cálculo para o momento fletor resistente pela NBR14762:2010. A figura 80 apresenta esses resultados.

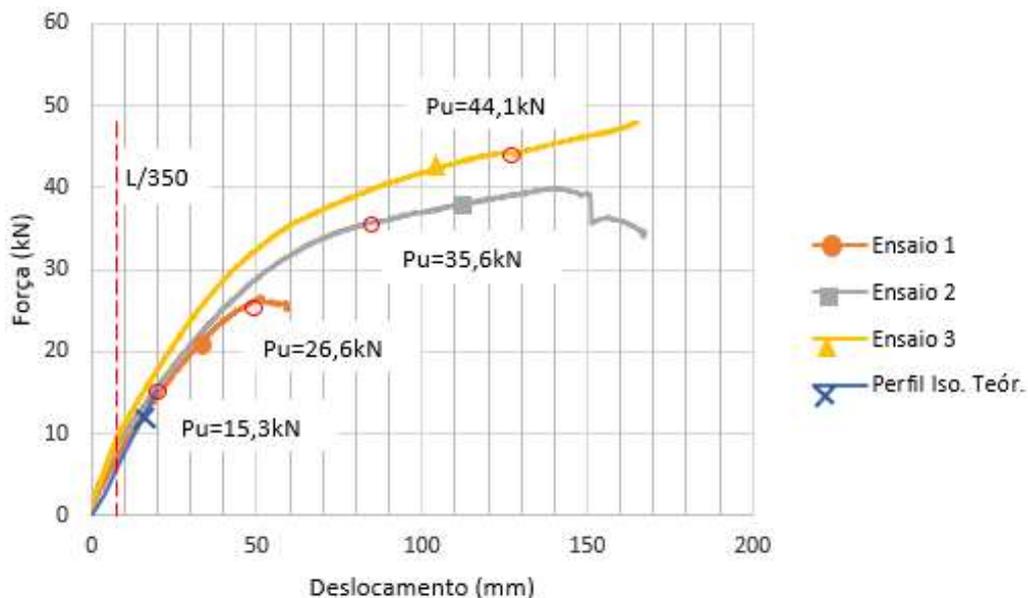
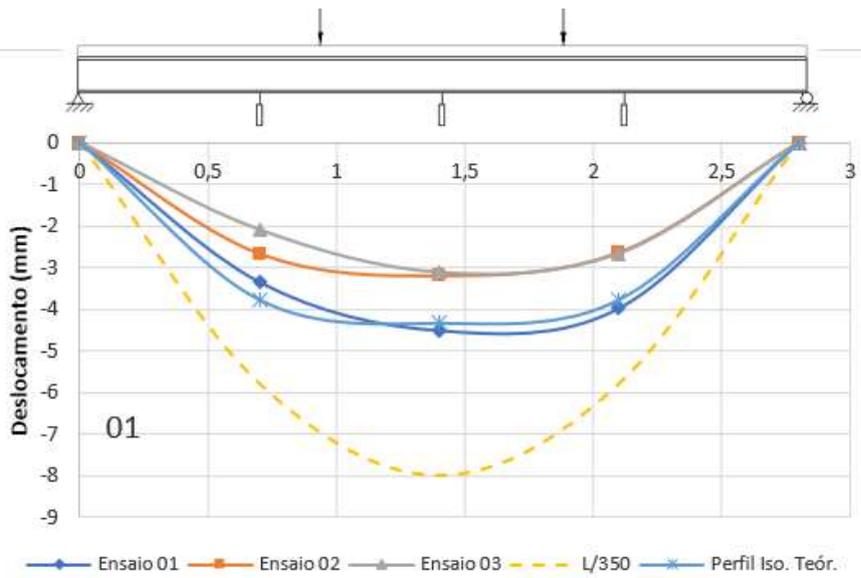


Figura 80 – Curvas-carga vs Deslocamento para os três ensaios e resultado teórico para perfil de aço isolado (sem interação)

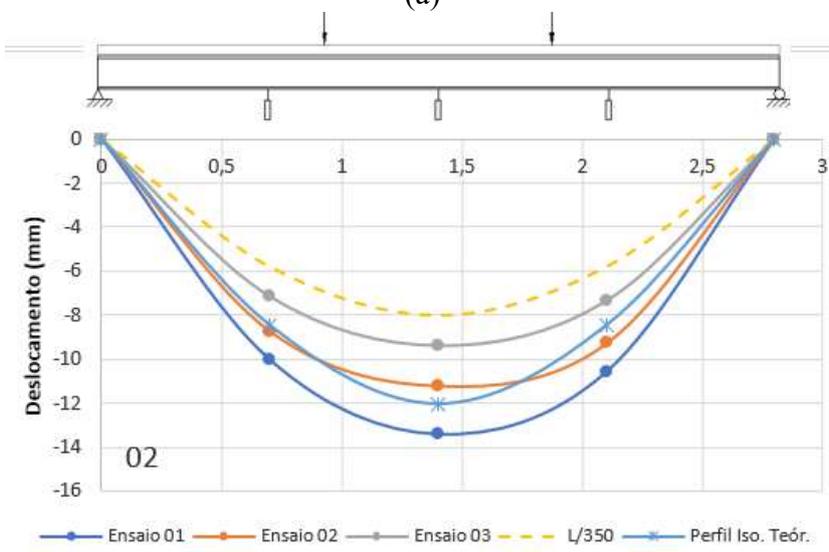
Pode-se observar que, mesmo com o baixo grau de interação obtido no Ensaio 1, o aumento na capacidade resistente foi de 73%, comparado ao cálculo teórico do perfil isolado à flexão. O aumento no momento resistente no Ensaio 2 foi de 132% e no Ensaio 3 de 288%.

Com relação à rigidez da estrutura, pode-se notar que o Ensaio 3 demonstra um considerável aumento na rigidez do sistema, com parafusos a cada 7,5cm. A análise dos deslocamentos pode ser vista com mais clareza na figura 81, acompanhando o acréscimo de carregamento no ensaio e comparando com o deslocamento do perfil isolado teórico.

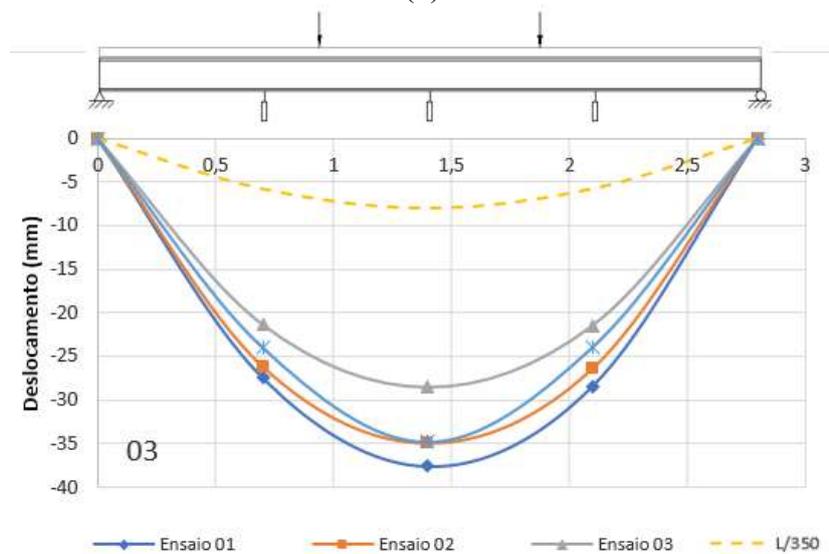
Pode ser observado que, considerando as devidas imprecisões no cálculo do perfil teórico e comparado diretamente com o modelo ensaiado, o único ensaio que apresenta um ganho efetivo de rigidez ao longo de todo o teste é o protótipo com espaçamento a cada 7,5cm, com um acréscimo em torno de 25%. O Ensaio 1 apresenta quase nenhum aumento na rigidez enquanto o Ensaio 2 inicia com uma rigidez próxima ao Ensaio 3, mas logo essa rigidez vai decrescendo rapidamente, se assemelhando ao ensaio a cada 30cm e à previsão teórica do perfil isolado. Essa situação pode ser explicada por conta do espaçamento entre parafusos de 15cm não ser capaz de impedir o surgimento da flambagem local que ocorrem com o aumento de carga, sendo esta flambagem local responsável pela redução da inércia efetiva do perfil. A figura 81 apresenta os deslocamentos verticais para os três ensaios em três etapas distintas de carregamento (01, 02 e 03).



(a)



(b)



(c)

Figura 81 – Comparativo do deslocamento vertical ao longo do comprimento da viga nas etapas: (a) 01; (b) 02 e (c) 03

Com relação à comparação da distribuição das deformações ao longo da seção transversal, a figura 82 apresenta a sequência de gráficos gerados para cada trecho analisado (01, 02 e 03) para ilustrar o comportamento da estrutura na medida em que se aumenta o carregamento.

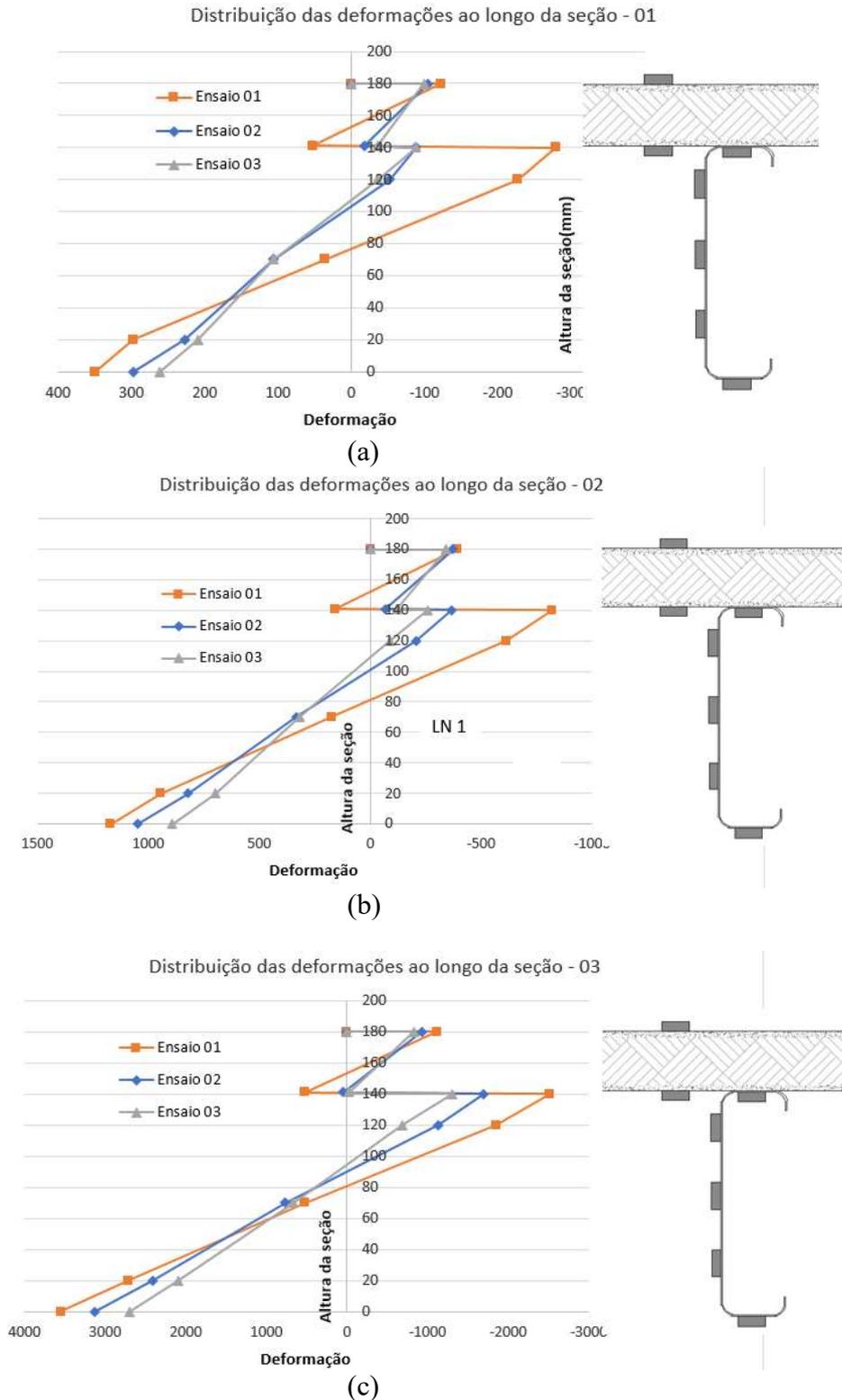


Figura 82 – Comparativo da distribuição das deformações ao longo da seção nas etapas: (a) 01; (b) 02 e (c) 03

Os gráficos mostram uma similaridade considerável com relação ao grau de interação nos Ensaio 2 e 3, principalmente no estágio inicial de carregamento. O Ensaio 1 apresentou uma interação muito menor, com a linha neutra na placa desde o início do carregamento e um comportamento muito similar ao do perfil de aço isolado. A tabela 8 resume os principais resultados encontrados nos três ensaios.

Tabela 8 - Principais resultados dos ensaios

Parâmetro / Ensaio	Ensaio 01 (@30cm)	Ensaio 02 (@15cm)	Ensaio 03 (@7,5cm)
$P_u$ (kN)	26,6	35,6	44,1
$P_y$ (kN)	15,9	17,0	18,7
$\delta_u$ (mm)	51,4	83,3	127,0
$\delta_y$ (mm)	22,3	22,2	21,2
$EI_{exp\ 25\%}$ (Nm <sup>2</sup> )	123.045	145.813	180.219

Sendo,

$P_u$  é a carga última no colapso;

$P_y$  é a carga no início do escoamento da mesa inferior do perfil;

$\delta_u$  é o deslocamento no colapso;

$\delta_y$  é o deslocamento no início do escoamento do perfil;

$EI_{exp\ 25\%}$  é a rigidez experimental, calculada conforme indicado a seguir.

Obteve-se, para cada ensaio, a flecha atingida no meio do vão, em um carregamento com 25% da carga última (regime elástico). Assim, calcula-se a rigidez à flexão do modelo ( $EI_{exp\ 25\%}$ ) através da fórmula da mecânica dos materiais.

$$\delta_{m\acute{a}x} = \frac{P \cdot a}{24EI} (3L^2 - 4a^2) \quad (4.1)$$

Onde,

$\delta_{m\acute{a}x}$  é o deslocamento vertical máximo na viga, no meio do vão para vigas biapoiadas;

P é a carga pontual aplicada simetricamente no vão;

a é a distância da carga ao apoio;

L é o comprimento do vão.

A tabela 9 compara os resultados obtidos pelos ensaios com o cálculo teórico da rigidez do perfil isolado.

Tabela 9 – Comparativo entre os ensaios e o cálculo do perfil isolado teórico

Parâmetro / Ensaio	Ensaio 01 (@30cm)	Ensaio 02 (@15cm)	Ensaio 03 (@7,5cm)
$\delta_{exp\ 25\%}$ (mm)	7,0	8,0	9,5
$EI_{exp\ 25\%}$ (Nm <sup>2</sup> )	123.045	145.813	180.219
$EI_{Perfil\ Iso.}$ (Nm <sup>2</sup> )	123.396	114.640	106.692
$EI_{exp}/EI_{pi}$	1	1,27	1,69

Realizando-se uma comparação entre os resultados experimentais de cada ensaio com o cálculo teórico da rigidez do piso com o perfil isolado, é possível observar que o ensaio 1, com parafusos espaçados a cada 30 cm, não apresentou nenhum ganho de rigidez comparado ao perfil isolado. O ensaio 2 apresentou um ganho inicial de 27% na rigidez, mas, conforme apontado em 4.3.3, esse aumento não se manteve ao longo de todo ensaio. O ensaio 3, por sua vez, obteve um aumento de rigidez de 69%, que, ainda que essa rigidez tenha se reduzido ao longo do ensaio, se manteve com valores bem acima dos demais.

#### 4.3.4. Cálculo do grau de interação

O cálculo do grau de interação do sistema misto é feito através da relação apresentada pela equação 4.2, de acordo com a EN 1994-1-1.

$$\eta = \frac{N_c}{N_{c,f}} \quad (4.2)$$

Onde,

$N_c$  é a força de compressão na placa, obtida no ensaio;

$N_{c,f}$  é a força de compressão na placa em um sistema misto com interação total.

O cálculo de  $N_{c,f}$  é feito na situação de momento resistente da seção mista com interação total, dado pela equação 4.3, onde se teria a compressão total na placa.

$$N_{c,f} = A_b \cdot F_{cb} \quad (4.3)$$

O cálculo de  $N_c$  é feito através da análise dos resultados mostrados nas figuras 77, 78 e 79 que ilustram a distribuição das deformações ao longo da seção. A tabela 10 resume os resultados encontrados, pelas faixas de valores conforme explicado em 3.2.2, e o anexo B apresenta os cálculos envolvidos.

Tabela 10- Faixa dos valores de  $N_c$  e Grau de interação

Ensaio	$N_c$ (kN)	$\eta$ (%)
01	32,8 – 41,0	12 – 18
02	54,6 – 68,3	20 – 30
03	83,1 – 103,9	30 - 46

Observa-se que o grau de interação vai aumentando conforme se reduz o espaçamento entre os parafusos auto-atarraxantes. O Ensaio 1 apresentou valores de interação bem baixo, entre 12 a 18%, enquanto os Ensaios 2 e 3 apresentaram valores na faixa de 20 a 30% e 30 a 46%, respectivamente.

#### 4.3.5. Comparativo com os cálculos analíticos de capacidade resistente

A tabela 11 apresenta os resultados dos cálculos analíticos seguindo os procedimentos apresentados em 2.5.1 para a capacidade resistente do sistema. Os valores do momento fletor resistentes são apresentados com os diferentes graus de interação obtidos pelos ensaios. Os cálculos, demonstrados no Anexo A, são realizados considerando um perfil isolado com a largura de influência da placa de 400 mm.

Tabela 11 – Valores obtidos pelos cálculos analíticos do momento resistente

Graus de interação obtidos pelos ensaios	Método Elástico NBR8800 (kN.m)	KYVELOU et al. (2017) (kN.m)	Experimental (kN.m)	Perfil Isolado (kN.m)
$\eta = 12 - 18\%$ (Ensaio 1)	3,38 – 3,68	3,33 – 3,94	4,04	
$\eta = 20 - 30\%$ (Ensaio 2)	3,71 – 4,09	4,13 – 5,05	5,43	2,27
$\eta = 30 - 46\%$ (Ensaio 3)	4,09 – 4,52	5,05 – 6,27	6,76	

É possível observar que os dois métodos de cálculo do sistema misto apresentaram valores abaixo do que os obtidos nos ensaios experimentais. O Método Elástico da NBR8800:2008 apresentou valores muito conservadores e, conforme foi se aumentando o grau de interação, estes valores foram ficando cada vez mais distantes dos resultados experimentais.

Com relação ao método proposto por KYVELOU et al. (2017), este apresentou resultados melhores do que o Método Elástico e foi capaz de representar com maior

eficiência o ganho de capacidade resistente conforme se aumentou o grau de interação do sistema.

#### *4.3.6. Consideração sobre os cálculos analíticos de deslocamento e inércia efetiva*

##### *4.3.6.1. Método proposto por KYVELOU et al. (2017)*

Devido à ausência de ensaios de *push out* para definir o módulo de deslizamento na interação aço-placa e o coeficiente de cisalhamento da ligação, conforme apresentado em 2.5.1.3, não foi possível obter valores confiáveis de cálculo dos deslocamentos utilizando o modelo proposto por KYVELOU *et al.* (2017).

##### *4.3.6.2. Deslocamento de viga mista pela NBR8800:2008*

O cálculo do deslocamento por meio da definição da inércia efetiva da NBR8800:2008, apresentada pela equação 2.24, se mostrou ineficiente no cálculo da inércia efetiva para o sistema com interação parcial apresentado neste trabalho. Um modelo de cálculo que leve em consideração um coeficiente de cisalhamento da interface aço-placa, conforme o proposto em KYVELOU *et al.* (2017), deve ser considerado para o efetivo cálculo da inércia do sistema misto com interação parcial com os conectores sendo formados por parafusos auto-atarraxantes.

## **5. CONCLUSÕES**

Neste trabalho foram realizados três ensaios de um sistema de piso misto composto por perfis de aço formados a frio e painéis mistos OSB-Cimentícios. O objetivo principal era avaliar se, com essa configuração de sistema misto e variando o espaçamento entre conectores, seria possível obter um aumento na capacidade resistente e na rigidez do piso.

Os resultados dos ensaios demonstraram que é possível obter um incremento na capacidade resistente e na rigidez do piso através do comportamento misto obtido pela interação entre a placa e o aço interligados por parafusos auto-atarraxantes. A intensidade desse comportamento misto variou dependendo do espaçamento entre conectores. Como esperado, menores espaçamentos entre os parafusos conduziram a uma maior resistência e rigidez no sistema de piso.

O ensaio com parafusos espaçados a cada 30cm - espaçamento este recomendado na instalação padrão das placas - apresentou um grau de interação entre 12 e 18%; um aumento no momento resistente de 73%, mas nenhum incremento na rigidez do piso em comparação ao perfil isolado sem interação com a placa. Este resultado foi obtido mesmo com a placa sendo instalada com seu eixo resistente paralelo às vigas, o que foi feito visando aproveitar a maior resistência da placa nessa direção e reduzir a quantidade de juntas entre placas. Isto sugere que, para a instalação padrão, com as placas perpendiculares às vigas, não é esperado nenhum aumento na rigidez do piso e que os valores para o grau de interação e para o momento resistente seriam ainda menores do que os obtidos neste ensaio.

O ensaio 2, com parafusos espaçados a cada 15cm, apresentou um grau de interação entre 20 e 30%; um aumento na capacidade resistente de 132% e um incremento na rigidez do sistema de piso de 27%. Devido ao baixo incremento na rigidez do piso, o sistema apresentou um excessivo deslocamento até sua ruptura. Na prática, esta configuração de espaçamento entre conectores apresentou uma boa relação entre aumento na resistência e esforço/custo na confecção do piso misto.

O ensaio 3, com parafusos a cada 7,5cm, apresentou um grau de interação entre 30% a 46%; um aumento no momento resistente de 288% e um aumento na rigidez de 69% comparado ao cálculo teórico do perfil isolado. Apesar de ser uma solução com maior emprego de mão de obra (homem/hora) em sua confecção e um alto custo devido à quantidade de parafusos, este ensaio serviu para mostrar os altos valores de capacidade resistente e rigidez que podem ser atingidos com um sistema misto com vigas em PFF e

placas mistas OSB-Cimentícias.

É possível observar que, em todos os ensaios, houve um expressivo aumento na capacidade resistente do piso mesmo com um baixo grau de interação obtido pela fixação com parafusos auto-atarraxantes. Essa situação sugere que é possível visualizar um sistema misto de alta capacidade resistente e rigidez caso sejam desenvolvidas melhores configurações de fixação entre a placa e o aço.

Com relação aos modelos de cálculo do momento fletor resistente do sistema misto, ambos modelos considerados neste trabalho apresentaram valores conservadores comparados aos resultados dos ensaios. O método de cálculo proposto por KYVELOU *et al.* (2017) apresentou resultados melhores do que o Método Elástico da NBR8800:2008 e foi capaz de prever com mais exatidão a capacidade resistente conforme se aumentou o grau de interação do sistema.

Com relação aos modelos de cálculo da rigidez do sistema misto, este trabalho não conseguiu apresentar resultados confiáveis devido à ausência de ensaios que pudessem avaliar o comportamento da ligação e as propriedades da placa e do parafuso. Foi possível apenas indicar um caminho de cálculo que envolve, além dos procedimentos apresentados por KYVELOU *et al.* (2017), as considerações apresentadas pelos estudos de vigas mistas Madeira-Madeira, referente à redução da rigidez com a adição das juntas entre placas.

Como sugestões para trabalhos futuros, são apontados os seguintes tópicos:

- Ensaios de pisos mistos com a utilização de outros painéis industrializados, como o OSB de 18mm ou as placas cimentícias NTF de 20mm, 25mm e 30mm da INFIBRA.
- Ensaios de referências apenas com as vigas em PFF.
- Ensaios de piso misto variando-se os PFF utilizados nas vigas, com perfis maiores e mais espessos.
- Ensaios de pisos mistos, variando-se a posição da junta entre placas, para avaliar o quanto a descontinuidade nas placas interfere na capacidade resistente e na rigidez do sistema misto.
- Ensaios de *push out* com as configurações de PFF e as placas industrializadas para a

determinação do módulo de deslizamento na interface aço-placa.

- Ensaios de piso misto utilizando outros tipos de conectores, como por exemplo o adesivo epóxi na interface entre o perfil de aço e a placa.

- Desenvolvimento de modelos numéricos que consigam representar o comportamento misto entre vigas em perfis formados a frio interligados às placas com parafusos auto-atarraxantes.

## **6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS**

ABNT NBR 8800:2008, *Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios*. Rio de Janeiro, ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas.

ABNT NBR 14762:2010, *Dimensionamento de Estruturas de Aço Constituídas por Perfis Formados a Frio – Procedimento*. Rio de Janeiro, ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas.

ANDRADE, S., VELLASCO, P. *Comportamento e projeto de estruturas de aço*. 1º Edição, Elsevier: Editora Puc Rio. Rio de Janeiro, 2016.

APA – THE ENGINEERED WOOD ASSOCIATION. *Panel Design Specification* Disponível em: <<https://www.apawood.org/publication-search?q=d510&tid=1>>. Acesso em: 6 fev. 2020.

ARAÚJO, A. H. M. *et al.* *Projeto de estruturas de edificações com perfis tubulares de aço*. Belo Horizonte, Ed. do Autor, 2016.

CAO, B., XU, H., OMARY, TENG, X. *Experimental investigation on the bearing capacity of cold-formed thin-walled steel-OSB Composite floor*. Advanced Materials Research, v. 1065-1069, pp. 1169-1173, 2015

CARVALHO, P. R. M., GRIGOLETTI, G., BARBOSA, G. D., *Curso Básico de Perfis de aço formados a frio*. 3º Edição, Porto Alegre, 2014.

CSI COMPUTERS & STRUCTURES, INC., *SAP2000*, Integrated Software for Structural Analysis & Design, Version 19. CSI Inc, Berkeley, California, USA, 2010

CEN, EN 1994-1-1. *Eurocode 4: Design of Composite Steel and Concrete Structures, Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings*, Brussels, 2004.

CLAYTON, S., STEPHENS, S. F. Feasibility study for a repetitive member factor for cold-formed steel framing systems. *International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*. 1. 2010

DECORLIT. *Painel Wall – Decorlit – Soluções Construtivas*. Disponível em: <<https://decorlit.com.br/painel-wall/>>. Acesso em: 6 fev. 2020.

DIAS, G. L., SANTOS, A. C., LIMA, A. L., SZUCS, C. A. Determinação das propriedades mecânicas do OSB. *IX Encontro brasileiro em madeiras e em estruturas de madeira*. Cuiabá, Julho, 2004

DUBINA, D; UNGUREANU, V; LANDOLFO, R. *Design of cold-formed steel structures. Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-3 Design of cold-formed steel structures*. European Convention for Constructional Steelwork (ECCS). Berlim, 2012.

ETERNIT. *Soluções Construtivas Eternit – Painel Wall*. Disponível em: <<https://www.eternit.com.br/site/wp-content/uploads/2019/07/ETN-381-at%C3%A1logo-T%C3%A9cnico-Painel-Wall-22x297cm-Web-1.pdf>>. Acesso em: 6 fev. 2020.

FRAMECAD. Disponível em: <<http://pt.framecad.com/>>. Acesso em: 6 fev. 2020.

GERE, J. M., GOODNO, B. J. *Mecânica dos Materiais*. 7ª Edição. Cengage Learning. São Paulo, 2014.

INFIBRA. *Especificações técnicas para mezanino e piso elevado com placas cimentícias NTF*. Ficha técnica. Setembro, 2017

KYVELOU, P. *Structural behaviour of composite cold-formed steel systems*. Ph.D. Dissertation, Department of Civil and Environmental Engineering, Imperial College London, Londres, 2017.

KYVELOU, P., GARDNER, L., NETHERCOT, D. A. Design of composite cold-

formed steel flooring systems. *Structures*, v.12. pp. 242–252, 2017

KYVELOU, P., GARDNER, L., NETHERCOT, D. A. Composite action between cold-formed steel beams and wood-based floorboards. *International Journal of Structural Stability and Dynamics*. April, 2015

KYVELOU, P., GARDNER, L., NETHERCOT, D. A. Testing and analysis of composite cold-formed steel and wood-based flooring systems. *J. Struct. Eng.* pp. 143(11), 2017

KYVELOU, P., GARDNER, L., NETHERCOT, D. A. Finite element modelling of composite cold-formed steel flooring systems. *Engineering Structures*, v.158 pp. 28–42, 2018.

LIU, H. *The slip modulus between cold formed steel and timber sheathing based on fastener spacing increment*. Dissertação de mestrado, Department of Civil Engineering, Kansas State University, Manhattan, Kansas, 2018.

LOEHR, W. *The influence of fastener spacing on the slip modulus between cold formed steel and wood sheathing*. Dissertação de mestrado, Department of Civil Engineering, Kansas State University, Manhattan, Kansas, 2016.

LP BUILDING PRODUCTS. *Catálogo Técnico – Placas estruturais para construção CES*. Disponível em: <[https://www.lpbrasil.com.br/wp-content/uploads/2017/06/Catalogo\\_Tecnico\\_LP-OSB-APA.pdf](https://www.lpbrasil.com.br/wp-content/uploads/2017/06/Catalogo_Tecnico_LP-OSB-APA.pdf)>. Acesso em: 6 fev. 2020.

LP BUILDING PRODUCTS. Disponível em: <<https://www.lpbrasil.com.br>>. Acesso em: 6 fev. 2020.

MARTIN, G. *Investigation of the slip modulus between cold formed steel and plywood sheathing*. Dissertação de mestrado, Department of Architectural Engineering and Construction Sciences College of Engineering, Kansas State University, Manhattan, Kansas, 2014

MC CUTCHEON, W. J. *Method for predicting the stiffness of wood-joist floor systems with partial composite action*. U.S. Department of Agriculture Forest Service, Forest Products Laboratory, Research paper, FPL 289, Madison, 1977.

MC CUTCHEON, W. J. Stiffness of framing members with partial composite action. *Journal of Structural Engineering*, Vol.112, No. 7, Julho, 1986.

MC CUTCHEON, W. J. *Deflections of uniformly loaded floors: A beam-spring analog*. Res. Pap. FPL 449. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, p. 15, 1984.

NAHB RESEARCH CENTER, INC. *Builders' Guide to Residential Steel Floors*. Upper Marlboro, MD. Maio, 2001.

NEW ZEALAND NASH STANDARD. **Residential and low-rise Steel Framing – Part 1: Design Criteria**. Version 2, Outubro, 2010

NORTHCUTT, A. L., KRAMER, K. W., STEPHENS, S. F. Slip modulus of cold-formed steel members sheathed with wood structural panels. *International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*, 2012.

OLIVEIRA, L.A.F. *Estudo do comportamento e da resistência das vigas mistas de aço-concreto constituídas por perfis formados a frio e lajes pré-fabricadas*. Dissertação de Mestrado. Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, 2001.

PFEIL, W., PFEIL, M. *Estruturas de Aço: Dimensionamento Prático de Acordo com a NBR8800:2008*. 8ª edição. Gen / LTC, Rio de Janeiro, 2009.

PFEIL, W., PFEIL, M. *Estruturas de madeira*. 6º Edição. LTC Editora. Rio de Janeiro, 2003.

RODRIGUES, F. C., CALDAS, R. B., *Steel framing: engenharia*. 2º Edição, Aço Brasil/CBCA, Rio de Janeiro, 2016.

SANTIAGO, A. K., FREITAS, A. M. S., CRASTO, R. C. M., *Steel framing: arquitetura*. 2º Edição, Instituto Aço Brasil/CBCA, Rio de Janeiro, 2012.

SHERWOOD, G., MOODY, R. C. *Light-frame wall and floor systems – Analysis and performance*. Gen. Tech. Rep. FPL-GTR-59. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, 1989. 162 p.

SILVESTRE, N., PIRES, J., SANTOS, A. *Manual de concepção de estruturas e edifícios em LSF*. CMM – Associação Portuguesa de Construção Metálica e Mista, Outubro, 2013.

SONAE ARAUCO. Disponível em: <<https://www.sonaearauco.com/pt/>>. Acesso em: 6 fev. 2020.

THE ENGINEERED WOOD ASSOCIATION (APA), *Panel Design Specification*. Disponível em: <<http://www.apawood.org>>. Acesso em: 6 fev. 2020.

VELLASCO, P. C. G. S. *et al. Modelagem de estruturas de aço e mistas*. 1º Edição. Elsevier. Rio de Janeiro, 2014.

VILLELA, S. M. *Determinação das propriedades mecânicas das placas de OSB e do comportamento da ligação entre as placas de OSB e o reticulado de aço do sistema Light Steel Framing*. Dissertação de Mestrado, Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2015.

XU, L; TANGORRA, F.M. Experimental investigation of lightweight residential floors supported by cold-formed steel C-shape joists. *Journal of Constructional Steel Research*, v.63, pp. 422-435, 2007.

WENFENG, D., TENG, X., CAO, B., JIN, C., ZHANG. *Bearing capacity performance research on cold formed thin-walled steel-OSB composite floor*. Education Bureau of Jilin Province technology program, Jilin Architectural and Civil Engineering Institute technology program. (169), 2009.

WILLIAMSON, T. G., YEH, B. *Composite action of I-Joist floor systems*. Meeting Forty One, St. Andrews, Canada, August 2008.

YU, W., LABOUBE, R. A. *Cold-Formed Steel Design*. Fourth Edition, John Wiley & Sons, Inc., Missouri, 2010.

ZHOU, X. H., SHI, Y., WANG, R. C., LIU, Y. J. Study on the flexural capacity of cold-formed steel joists-OSB composite floors. *International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*, 2014

## ANEXO A

- Cálculo do momento fletor resistente do Perfil Ue140x41x12x0,95 isolado

### **Barras submetidas à flexão simples**

O momento fletor resistente é definido pelo menor valor calculado entre o início de escoamento da seção, a flambagem lateral com torção e a flambagem distorcional.

1 – Início de escoamento da seção efetiva

Cálculo do momento fletor de flambagem local elástica:

$$M_l = k_l \frac{\pi^2 \cdot E}{12(1 - \nu^2) \left(\frac{b_w}{t}\right)^2} W_c = 29,57 \frac{\pi^2 \cdot 20.000}{12(1 - 0,3^2) \left(\frac{14}{0,095}\right)^2} 8,825$$

$$M_l = 2,17 \text{ kNm}$$

Valor do coeficiente de flambagem local para a seção completa,  $k_l$ , pela Tabela 13 da NBR 14762:2010 para U enrijecido)

$$n = b_f/b_w = 0,29$$

$$u = D/b_w = 0,08$$

n	KL		
	u ≤ 0,2	u = 0,25	u = 0,3
0,2	32,0	25,8	21,2
0,3	29,3	23,8	19,7
0,4	24,8	20,7	18,2
0,5	18,7	17,6	16,0
0,6	13,6	13,3	13,0
0,7	10,2	10,1	10,1
0,8	7,9	7,9	7,9
0,9	6,2	6,3	6,3
1,0	5,1	5,1	5,1

$$k_l = 29,57$$

Cálculo da seção efetiva da seção transversal da barra:

$$\lambda_p = \left(\frac{W_c \cdot f_y}{M_l}\right)^{0,5} = \left(\frac{8,825 \times 39,5}{217,0}\right)^{0,5} = 1,267$$

Pelo Método da Seção Efetiva:

$$W_{ef} = W \quad \text{para } \lambda_p \leq 0,673$$

$$W_{ef} = W \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_p}\right) \frac{1}{\lambda_p} \quad \text{para } \lambda_p > 0,673$$

Como  $\lambda_p = 1,267$

$$W_{ef} = 8,825 \left(1 - \frac{0,22}{1,267}\right) \frac{1}{1,267}$$

$$W_{ef} = 5,75 \text{ cm}^3$$

Cálculo do momento resistente de início de escoamento da seção:

$$M_{Rd} = \frac{W_{ef} \cdot f_y}{\gamma} = \frac{5,75 \cdot 39,5}{1,10}$$

$$M_{Rd} = 2,06 \text{ kNm}$$

Sem o fator de minoração da resistência:

$$M_{Rd} = 2,27 \text{ kNm}$$

## 2- Flambagem lateral com torção

A fixação com parafusos se mostrou capaz de impedir a flambagem lateral com torção. Sendo assim,  $\chi = 1$  e o momento fletor resistente calculado é igual ao momento fletor de início de escoamento da seção.

## 3- Flambagem distorcional

Com base na análise de estabilidade elástica feita pelo programa CUFSM

$$M_{dist} = 2,94 \text{ kNm}$$

Cálculo do índice de esbeltez reduzido:

$$\lambda_{dist} = \left(\frac{W \cdot f_y}{M_{dist}}\right)^{0,5} = \left(\frac{8,825 \times 39,5}{294,0}\right)^{0,5} = 1,089$$

Cálculo do fator de redução do momento fletor resistente:

$$\chi_{dist} = 1 \quad \text{para } \lambda_{dist} \leq 0,673$$

$$\chi_{dist} = \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_{dist}}\right) \frac{1}{\lambda_{dist}} \quad \text{para } \lambda_{dist} > 0,673$$

Como  $\lambda_{dist} = 1,089$

$$\chi_{dist} = \left(1 - \frac{0,22}{1,089}\right) \frac{1}{1,089}$$

$$\chi_{dist} = 0,707$$

Cálculo do momento fletor resistente para flambagem distorcional:

$$M_{Rd} = \frac{\chi_{dist} \cdot W \cdot f_y}{\gamma} = \frac{0,707 \times 8,825 \times 39,5}{1,10}$$

$$M_{Rd} = 2,24 \text{ kNm}$$

Sem o fator de minoração da resistência:

$$M_{Rd} = 2,46 \text{ kNm}$$

4 – Momento fletor resistente de cálculo

Utilizando o menor valor calculado para o momento fletor.

$$M_{Rd} = 2,27 \text{ kNm}$$

- Cálculo do deslocamento do Perfil Ue140x41x12x0,95 isolado

O cálculo dos deslocamentos deve ser feito considerando a redução de rigidez associada à flambagem local, por meio de um momento de inércia efetivo da seção ( $I_{ef}$ ).

$$I_{ef} = I_g \quad \text{para } \lambda_{pd} \leq 0,673$$

$$I_{ef} = I_g \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_{pd}}\right) \frac{1}{\lambda_{pd}} \quad \text{para } \lambda_{pd} > 0,673$$

$$I_g = 61,95 \text{ cm}^4, \text{ para o perfil Ue140x41x12x0,95}$$

Sendo o fator de redução  $\lambda_{pd}$  igual a:

$$\lambda_{pd} = \left( \frac{M_n}{M_l} \right)^{0,5}$$

Sendo,

$M_n$  é o momento fletor solicitante

$M_l$  é o momento fletor de flambagem local elástica, calculado conforme demonstrado anteriormente,  $M_l = 2,17 \text{ kNm}$ .

Como o momento fletor solicitante varia ao longo do comprimento da barra, o cálculo da inércia do perfil depende do grau de precisão que se deseja obter. Neste trabalho, foi feito um modelo computacional no software SAP2000 e dividiu-se a barra em vários elementos em que, para cada trecho, foi considerado um momento de inércia efetivo de acordo com o momento solicitante. A figura 79 ilustra os modelos computacionais para o cálculo e a tabela 8 resume os valores de inércia obtidos de acordo com os pontos de análises definidos em 4.3.

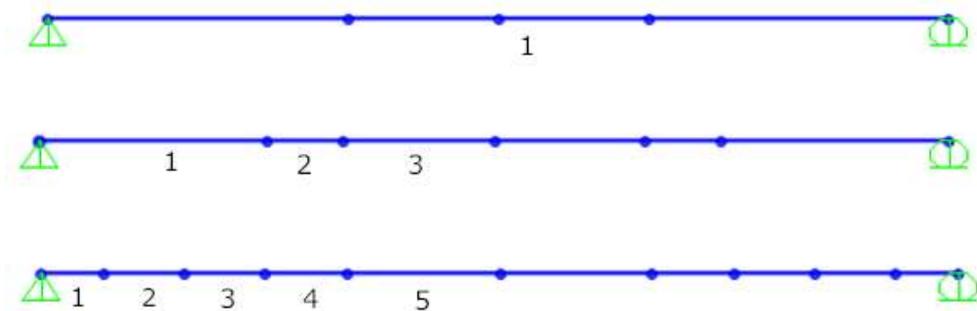
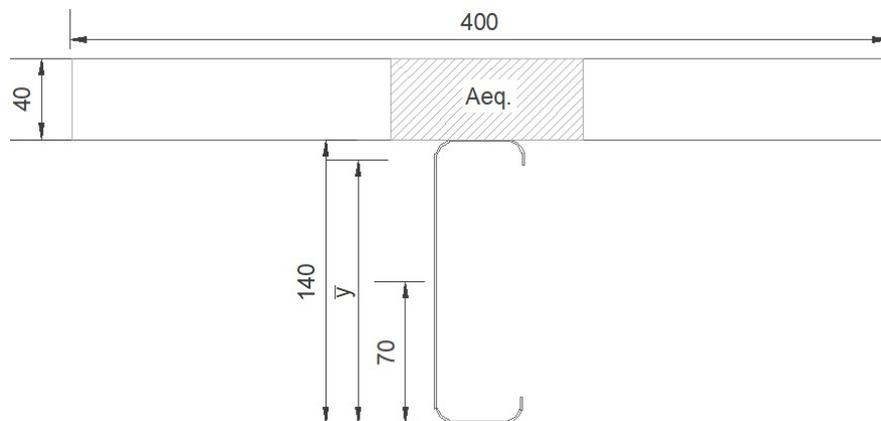


Figura 83 – Modelo da viga biapoiada – vão de 2,80m

Tabela 12 - Cálculo da inércia efetiva da seção em diferentes trechos da barra

Combinação	Carga no pistão (kN)	Momento fletor solicitante em diferentes trechos, por perfil (kNm)		Inércia Efetiva ( $cm^4$ )
ELS1	4,75	1	0,63	61,95
		1	0,80	61,95
ELS2	10,80	2	1,38	55,90
		3	1,57	53,70
ELU1	23,00	1	0,45	61,95
		2	1,18	58,60
		3	2,10	48,60
		4	3,00	42,60
		5	3,40	40,56

- Cálculo das propriedades da seção mista



Relação entre os módulos de elasticidade da madeira e do aço:

$$\alpha_e = \frac{E_a}{E_{cb}} = \frac{200.000}{5.000} = 40,0$$

Sendo a nova área da placa, transformada em área de aço equivalente igual a:

$$A_{eq} = \frac{A_b}{\alpha_e} = \frac{160}{40} = 4,00 \text{ cm}^2$$

O centróide da nova seção transformada é igual a:

$$\bar{y} = \frac{\sum A y}{A} = \frac{y_c \cdot A_a + A_{eq} \cdot \left(h + \frac{t_b}{2}\right)}{A_a + A_{eq.}} = \frac{7,0 \times 2,19 + 4,00 \left(14,0 + \frac{4,0}{2}\right)}{2,19 + 4,00}$$

$$\bar{y} = 12,82 \text{ cm}$$

Como 12,82cm é menor do que a altura de 14cm do perfil metálico, o centróide encontra-se no topo da seção de aço.

Pelo Teorema dos Eixos Paralelos obtêm-se a inércia da seção mista:

$$I_{comp} = I_a + \frac{b_{eff} \cdot t_b^3}{12n} + A_a(\bar{y} - y_c)^2 + A_{eq}\left(h + \frac{t_b}{2} - \bar{y}\right)^2$$

$$I_{comp} = 61,698 + \frac{40,0 \times 4,0^3}{12 \times 40,0} + 2,19(12,82 - 7,0)^2 + 4,00\left(14,0 + \frac{4,0}{2} - 12,82\right)^2$$

$$I_{comp} = 181,66 \text{ cm}^4$$

A rigidez à flexão do conjunto fica sendo igual a:

$$(EI)_{comp} = 20.000 \text{ kN/cm}^2 \times 181,66 \text{ cm}^4 = 3.633.200 \text{ kNcm}^2 = 363.320 \text{ Nm}^2$$

O módulo de resistência à flexão fica igual a:

$$W_{I.comp} = \frac{I_{comp}}{y_1} = \frac{181,66 \text{ cm}^4}{12,82 \text{ cm}} = 14,17 \text{ cm}^3$$

$$W_{S.comp} = \frac{I_{comp}}{y_2} = \frac{181,66 \text{ cm}^4}{5,18 \text{ cm}} = 35,07 \text{ cm}^3$$

Módulo de Elasticidade	$\alpha_e$	$\bar{y}$ (cm)	$I_{comp}$ ( $\text{cm}^4$ )	$(EI)_{comp}$ ( $\text{Nm}^2$ )	$W_{I.comp}$ ( $\text{cm}^3$ )	$W_{S.comp}$ ( $\text{cm}^3$ )
E = 4.000	40,0	12,82	181,66	363.320	14,17	35,07
E = 5.000	50,0	12,34	171,28	342.560	13,88	30,26

- Cálculos Analíticos da capacidade resistente

- Método Elástico pela NBR8800:2010

O cálculo das tensões com interação completa é definido por:

$$\sigma_{td} = \frac{M_{sd}}{(W_{tr})_i} \quad (2.5)$$

$$\sigma_{cd} = \frac{M_{sd}}{(\alpha_E W_{tr})_s} \quad (2.6)$$

Para os casos com interação parcial o valor de  $(W_{tr})_i$  é alterado para  $W_{ef}$ .

$$W_{ef} = W_a + \sqrt{\frac{\Sigma Q_{Rd}}{F_{hd}}} [(W_{tr})_i - W_a] \quad (2.7)$$

Ensaio 01

$$W_{ef} = W_a + \sqrt{\frac{\Sigma Q_{Rd}}{F_{hd}}} [(W_{tr})_i - W_a] = 5,75 + \sqrt{0,12}(13,88 - 5,75)$$

$$W_{ef,mín} = 8,57 \text{ cm}^3$$

$$W_{ef,máx} = 9,32 \text{ cm}^3$$

Adaptando as equações 2.5 e 2.6 para o cálculo do Mrd:

$$M_{Rd,mín} = \sigma_{td} \cdot W_{ef,mín} = 39,5 \text{ kN/cm}^2 \times 8,57 \text{ cm}^3 = 338,5 \text{ kNcm} = 3,38 \text{ kNm}$$

$$M_{Rd,max} = \sigma_{td} \cdot W_{ef,máx} = 39,5 \text{ kN/cm}^2 \times 9,32 \text{ cm}^3 = 368,1 \text{ kNcm} = 3,68 \text{ kNm}$$

$$M_{Rd,mín} = \sigma_{cd} \cdot (\alpha_E W_{tr})_s = 1,4 \text{ kN/cm}^2 \times 40 \times 35,04 \text{ cm}^3 = 1.962 \text{ kNcm} = 19,62 \text{ kNm}$$

Ensaio 02

$$W_{ef,mín} = 9,39 \text{ cm}^3$$

$$W_{ef,máx} = 10,36 \text{ cm}^3$$

$$M_{Rd,mín} = \sigma_{td} \cdot W_{ef,mín} = 39,5 \text{ kN/cm}^2 \times 9,39 \text{ cm}^3 = 370,9 \text{ kNcm} = 3,71 \text{ kNm}$$

$$M_{Rd,max} = \sigma_{td} \cdot W_{ef,máx} = 39,5 \text{ kN/cm}^2 \times 10,36 \text{ cm}^3 = 409,2 \text{ kNcm} = 4,09 \text{ kNm}$$

### Ensaio 03

$$W_{ef,mín} = 10,36 \text{ cm}^3$$

$$W_{ef,máx} = 11,46 \text{ cm}^3$$

$$M_{Rd,mín} = \sigma_{td} \cdot W_{ef,mín} = 39,5 \text{ kN/cm}^2 \times 10,36 \text{ cm}^3 = 409,2 \text{ kNcm} = 4,09 \text{ kNm}$$

$$M_{Rd,max} = \sigma_{td} \cdot W_{ef,máx} = 39,5 \text{ kN/cm}^2 \times 11,46 \text{ cm}^3 = 452,7 \text{ kNcm} = 4,52 \text{ kNm}$$

### - Método proposto por Kyvelou et al. (2017)

#### 1 – Resistência da interação aço-placa e cálculo do grau de interação

A resistência é determinada pelo menor valor entre as resistências do rasgamento da placa ou o cisalhamento do parafuso. O grau de interação é calculado estipulando a quantidade de parafusos que serão utilizados ao longo do vão e dividindo esse valor pela quantidade de parafusos necessários para que se obtenha a interação total. Na ausência de alguns valores que definam as propriedades do parafuso e seu módulo de deslizamento, serão utilizados os valores do grau de interação obtidos no ensaio.

Memória de cálculo para o Ensaio 2, com:

Propriedades da viga de aço	Propriedades da placa
As = 2,190 cm <sup>2</sup>	tb = 4,0 cm
fy = 395,0 MPa	beff = 40,0 cm
Is = 61,698 cm <sup>4</sup>	fc b = 17,0 MPa
Es = 199000 MPa	Ab = 160,00 cm <sup>2</sup>
	Ib = 213,333 cm <sup>4</sup>
	Ebd = 5.000 MPa

Grau de interação:  $\eta = 30\%$

#### 2- Cálculo considerando a interação total

$$C_b = A_b \cdot f_{cbd}$$

$$A_b = t_b \cdot b_{eff} = 4,0 \text{ cm} \times 40 \text{ cm} = 160,0 \text{ cm}^2$$

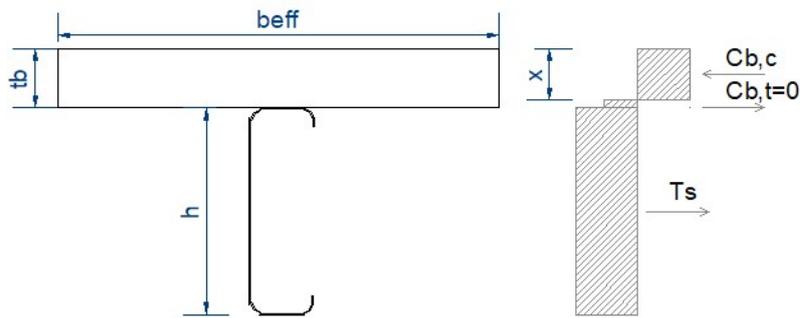
$$f_{cbd} = f_{cb} / \gamma_M = 1,70 / 1 = 1,70 \text{ kN/cm}^2$$

$$C_b = 160,0 \text{ cm}^2 \times 1,70 \text{ kN/cm}^2 = 272 \text{ kN}$$

$$T_s = A_s \cdot f_y / \gamma_{M0} = 2,19 \text{ cm}^2 \times 39,5 \text{ kN/cm}^2 = 87 \text{ kN}$$

$V_1 = 87 \text{ kN}$  – Linha neutra plástica na placa

### 3 – Cálculo do momento resistente do sistema



#### Posição da linha neutra

$$T_s = C_{b,c} ; C_{b,t} = 0$$

$$x = \frac{A_s \cdot f_y}{b_{eff} \cdot f_{cbd}} = \frac{2,19 \times 39,5}{40,0 \times 1,7} = 1,27 \text{ cm} < 4,0 \text{ cm OK}$$

#### Momento plástico com ligação total

$$M_{pl,comp} = A_{b,c} \cdot f_{cbd} \left( \frac{h}{2} + t_b - \frac{x}{2} \right) - A_{b,t} \cdot f_{tbd} \left( \frac{h}{2} + \frac{t_b - x}{2} \right)$$

$$\text{Com } f_{tbd} = 0$$

$$M_{pl,comp} = 40 \times 1,27 \times 1,70 \left( \frac{14}{2} + 4,0 - \frac{1,27}{2} \right) / 100$$

$$M_{pl,comp} = 8,95 \text{ kNm}$$

#### Momento resistente da seção isolada

$$M_{bare} = 2,27 \text{ kNm (Demonstrado anteriormente)}$$

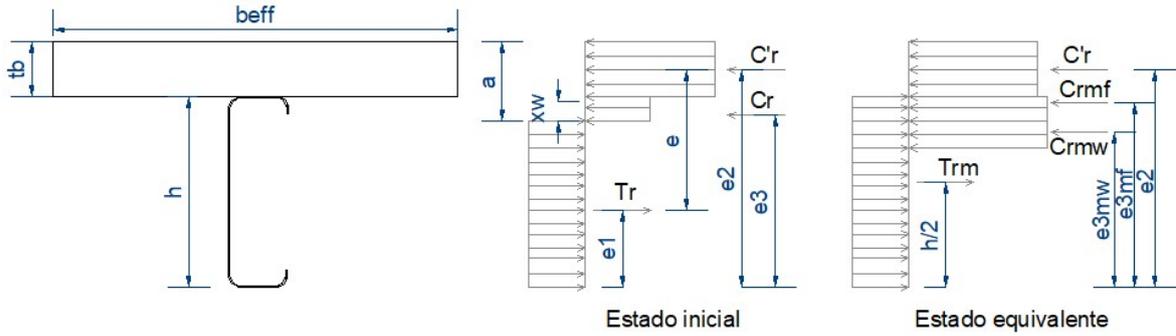
#### Momento plástico resistente da seção isolada

$$M_{pl,bare} = \frac{A_s \cdot f_y}{2} z = \frac{2,19 \cdot 39,5}{2} 9,78 \quad z = 9,78 \text{ cm}$$

$$M_{pl,bare} = 4,23 \text{ kNm}$$

#### Momento plástico resistente com interação parcial

$$\eta = 30\%$$



$$x = \frac{\eta \cdot A_s \cdot f_y}{b_{eff} \cdot f_{cbd}} = \frac{0,30 \cdot 2,19 \cdot 39,5}{40,0 \cdot 1,70} = 0,38 \text{ cm}$$

$$C_r = (R_{td} - R_{cd})/2 = (86,5 - 0,3 \times 85,5)/2$$

$$C_r = 30,28 \text{ kN} = C_r$$

$$x_w = \frac{C_{ad} - f_y \cdot b_f \cdot t_f}{f_y \cdot t_0} = \frac{30,28 - 39,5 \times 4,1 \times 0,095}{39,5 \times 0,095}$$

$$x_w = 3,96 \text{ cm}$$

$$a_2 = t_c + t_f + x_w = 4,0 + 0,095 + 3,96$$

$$a_2 = 8,06 \text{ cm}$$

$$e_2 = h + t_c - x/2 = 14,0 + 4,0 - 0,38/2$$

$$e_2 = 17,81 \text{ cm}$$

$$C_{rmf} = 2 \cdot b_f \cdot t_f \cdot f_y = 2 \times 4,1 \times 0,095 \times 39,5 = 30,77 \text{ kN}$$

$$e_{3m} = h \cdot t_f/2 = 14,0 \times 0,095/2 = 13,95 \text{ cm}$$

$$C_{rmw} = 2C_r - C_{rmf} = 2 \times 30,28 - 30,77 = 29,78 \text{ kN}$$

$$e_{3mw} = h - [a_2 - (t_c + t_f)/2] = 14,0 - [(8,06 - 0,095 + 4,0)/2] = 12,02 \text{ cm}$$

$$T_{rm} = A_g \cdot f_y = 2,19 \times 39,5 = 86,50 \text{ kN}$$

$$M_{pl,Rd} = C'_r \cdot e_2 + C_{rmf} \cdot e_{3mf} + C_{rmw} \cdot e_{3mw} - T_{rm} \cdot (h/2)$$

$$M_{pl,Rd} = 0,3 \times 86,5 \times 0,1781 + 30,77 \cdot 0,1395 + 29,78 \cdot 12,02 - 86,5 \cdot (0,14/2)$$

$$M_{pl,Rd} = 6,44 \text{ kNm}$$

$$M_{c,Rd} = M_{pl,Rd} - (1 - \eta)(M_{pl,bare} - M_{bare})$$

$$M_{c,Rd} = 6,44 - (1 - 0,3)(4,23 - 2,27)$$

$$M_{c,Rd} = 5,05 \text{ kNm}$$

## ANEXO B

- Cálculo de  $N_{c,f}$

$$N_{c,f} = A_b \cdot F_{cb}$$

$$N_{c,f} = 40\text{cm}^2 \times 4,0\text{cm} \cdot 1,4 \text{ kN/cm}^2$$

$$N_{c,f} = 224 \text{ kN}$$

Com  $f_c = 14,0 \text{ MPa}$  ;  $N_{c,f} = 224 \text{ kN}$

Com  $f_c = 17,0 \text{ MPa}$  ;  $N_{c,f} = 272 \text{ kN}$

- Cálculo de  $N_c$

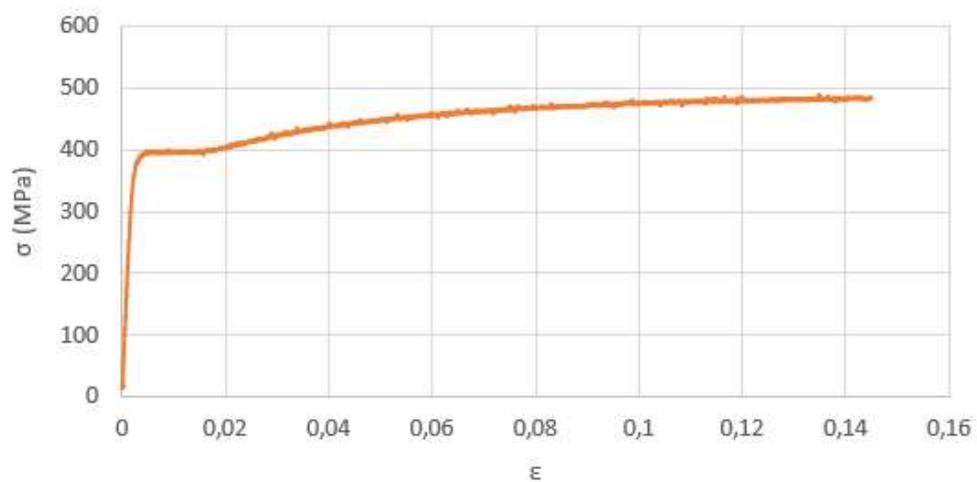
Ensaio 01	Ensaio 02	Ensaio 03
$\varepsilon = -1578 \times 10^{-6}$ (extensômetro)	$\varepsilon = -2277 \times 10^{-6}$ (extensômetro)	$\varepsilon = -3710 \times 10^{-6}$ (extensômetro)
$\sigma_{cb} = \varepsilon \cdot E$ $\sigma_{cb} = -1578 \times 10^{-6} \times$ $400 \text{ kN/cm}^2$ $\sigma_{cb} = -0,6312 \text{ kN/cm}^2$ $\sigma_{cb} = -6,312 \text{ MPa}$	$\sigma_{cb} = \varepsilon \cdot E$ $\sigma_{cb} = -2277 \times 10^{-6} \times$ $400 \text{ kN/cm}^2$ $\sigma_{cb} = -0,9108 \text{ kN/cm}^2$ $\sigma_{cb} = -9,108 \text{ MPa}$	$\sigma_{cb} = \varepsilon \cdot E$ $\sigma_{cb} = -3710 \times 10^{-6} \times$ $400 \text{ kN/cm}^2$ $\sigma_{cb} = -1,484 \text{ kN/cm}^2$ $\sigma_{cb} = -14,84 \text{ MPa}$
$A_b = L \cdot h_{LN}$ $A_b = 40 \text{ cm} \times 2,6 \text{ cm}$ $A_b = 104 \text{ cm}^2$	$A_b = L \cdot h_{LN}$ $A_b = 40 \text{ cm} \times 3,0 \text{ cm}$ $A_b = 120 \text{ cm}^2$	$A_b = L \cdot h_{LN}$ $A_b = 40 \text{ cm} \times 2,8 \text{ cm}$ $A_b = 112 \text{ cm}^2$
$N_c = \sigma_{cb} \cdot A_b / 2$ $N_c = 0,6312 \times 104 / 2$ $N_c = 32,8 \text{ kN}$	$N_c = \sigma_{cb} \cdot A_b / 2$ $N_c = 0,9108 \times 120 / 2$ $N_c = 54,6 \text{ kN}$	$N_c = \sigma_{cb} \cdot A_b / 2$ $N_c = 1,484 \times 112 / 2$ $N_c = 83,1 \text{ kN}$
$\eta_{\min} = \frac{N_c}{N_{c,f}} = \frac{32,8}{272} = 0,12$ $\eta_{\max} = \frac{N_c}{N_{c,f}} = \frac{41,0}{224} = 0,18$	$\eta_{\min} = \frac{N_c}{N_{c,f}} = \frac{54,6}{272} = 0,20$ $\eta_{\max} = \frac{N_c}{N_{c,f}} = \frac{68,3}{224} = 0,30$	$\eta_{\min} = \frac{N_c}{N_{c,f}} = \frac{83,1}{272} = 0,30$ $\eta_{\max} = \frac{N_c}{N_{c,f}} = \frac{103,9}{224} = 0,46$

## ANEXO C

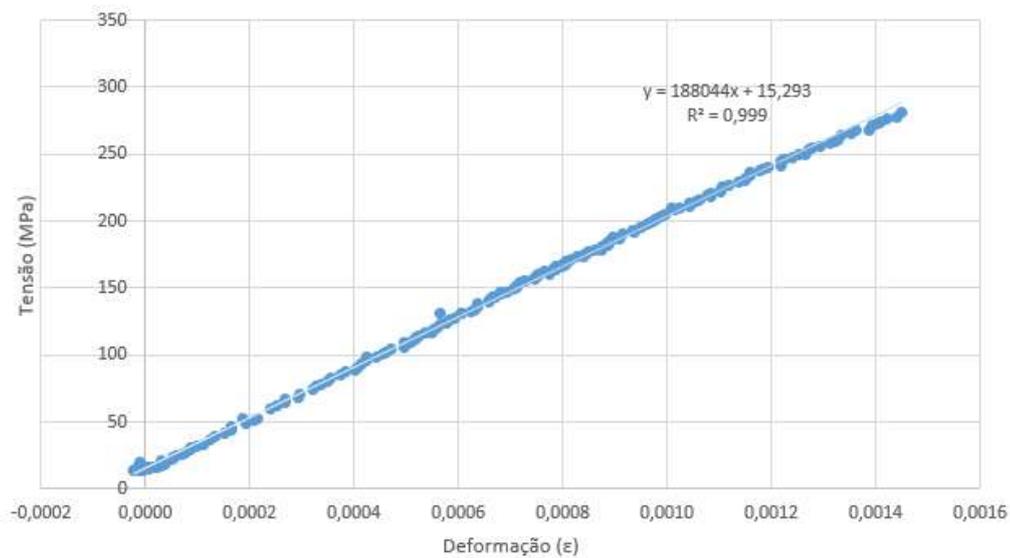
Resultado dos ensaios de caracterização do aço.

- Corpo de prova 01

Curva tensão-deformação

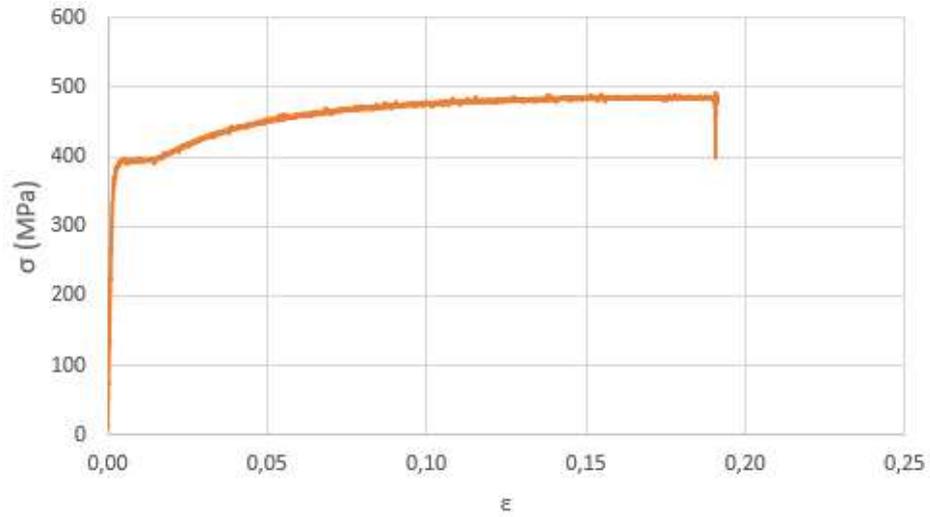


Inclinação da reta em 10 a 70% de  $f_y$

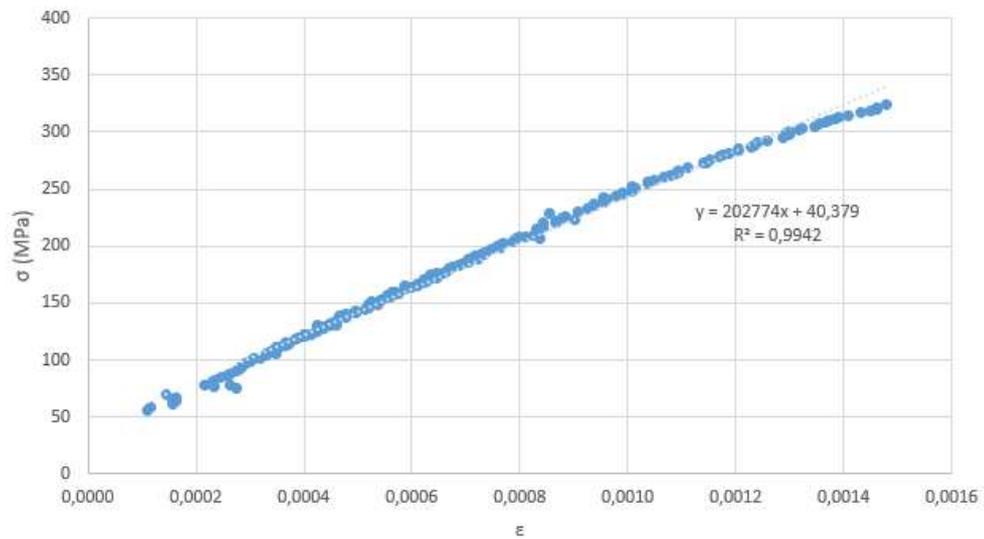


- Corpo de prova 02

Curva tensão-deformação

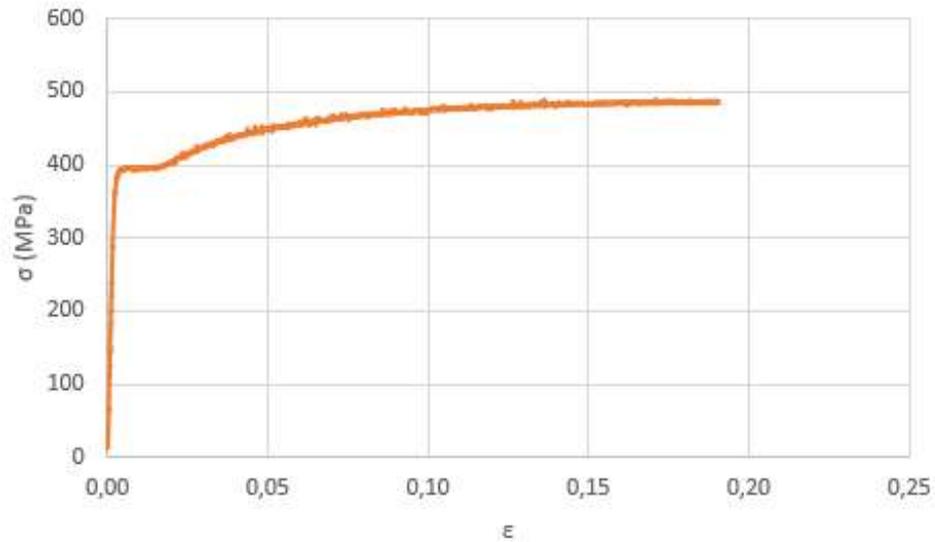


Inclinação da reta em 10 a 70% de  $f_y$

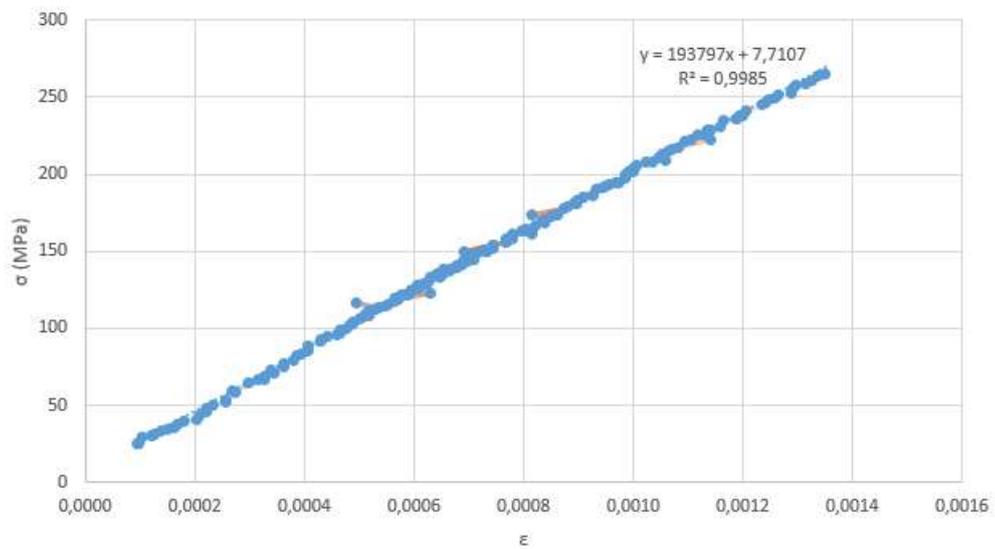


- Corpo de prova 03

Curva tensão-deformação

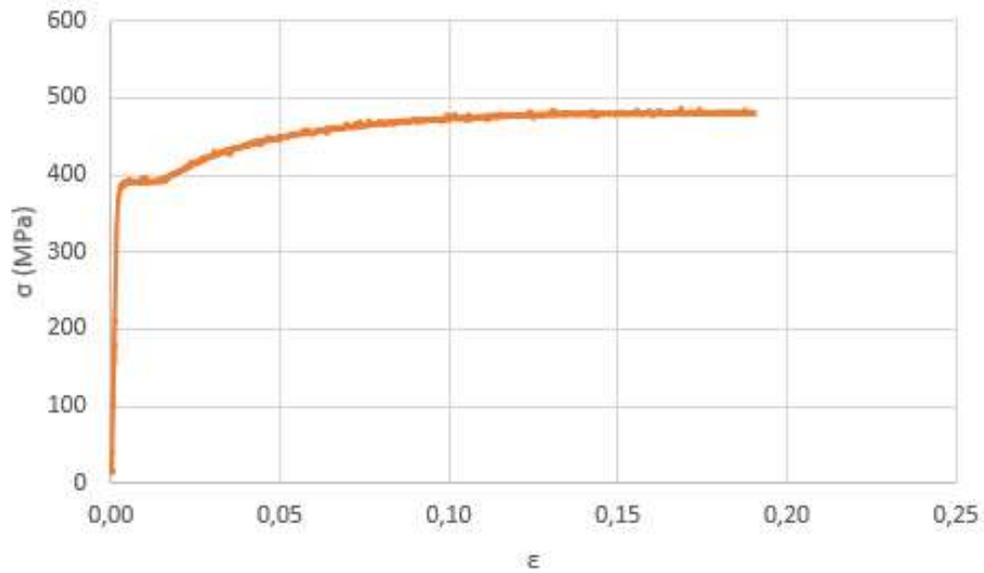


Inclinação da reta em 10 a 70% de  $f_y$

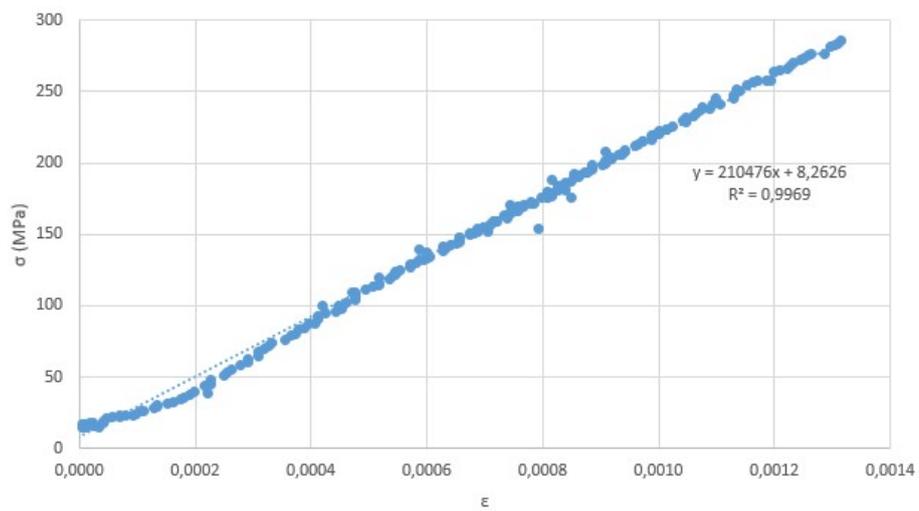


- Corpo de prova 04

Curva tensão-deformação



Inclinação da reta em 10 a 70% de  $f_y$



# ANEXO D

Catálogo técnico da empresa Sonae Arauco com as propriedades das placas OSB

 Taking wood further		LEISTUNGSEKLÄRUNG DECLARATION OF PERFORMANCE DOP NO.: 3 661 04 11 Sonae Arauco Deutschland GmbH Grecostraße 1   49716 Meppen   Germany Strohmweg 1   38489 Nettgau   Germany		Hersteller / Manufacturer Hauptsitz / Headquarter Werk / Plant		EINHEIT UNIT		HARMONISIERTE NORM HARMONIZED STANDARD	
WESSENTLICHE MERKMALE ESSENTIAL CHARACTERISTICS		DEKLARIERTE LEISTUNGEN DECLARED PERFORMANCES		EINHEIT UNIT		HARMONISIERTE NORM HARMONIZED STANDARD			
Dickenbereich	Range of thickness	6 - 10	>10 - <18	18 - 25	>25 - 32	mm			
<b>Charakteristische Festigkeiten</b>									
Characteristic strength									
- Biegung $f_m$ 0°	Bending $f_m$ 0°	24,5	23,0	21,0	-	N/mm <sup>2</sup>			
- Biegung $f_m$ 90°	Bending $f_m$ 90°	13,0	12,2	11,4	-	N/mm <sup>2</sup>			
- Zug $f_t$ 0°	Tension $f_t$ 0°	11,9	11,4	10,9	-	N/mm <sup>2</sup>			
- Zug $f_t$ 90°	Tension $f_t$ 90°	8,5	8,2	8,0	-	N/mm <sup>2</sup>			
- Druck $f_c$ 0°	Compression $f_c$ 0°	18,1	17,6	17,0	-	N/mm <sup>2</sup>			
- Druck $f_c$ 90°	Compression $f_c$ 90°	14,3	14,0	13,7	-	N/mm <sup>2</sup>			
- Schub quer zur Plattenebene $f_v$	Panel shear $f_v$	6,9			-	N/mm <sup>2</sup>			
- Schub in Plattenebene $f_p$	Panel shear $f_p$	1,1			-	N/mm <sup>2</sup>			
<b>Charakteristische Steifigkeiten</b>									
Characteristic stiffness (MOE)									
- Biegung $E_m$ 0°	Bending $E_m$ 0°	6780			-	N/mm <sup>2</sup>			
- Biegung $E_m$ 90°	Bending $E_m$ 90°	2680			-	N/mm <sup>2</sup>			
- Zug $E_t$ 0°	Tension $E_t$ 0°	4300			-	N/mm <sup>2</sup>			
- Zug $E_t$ 90°	Tension $E_t$ 90°	3200			-	N/mm <sup>2</sup>			
- Druck $E_c$ 0°	Compression $E_c$ 0°	4300			-	N/mm <sup>2</sup>			
- Druck $E_c$ 90°	Compression $E_c$ 90°	3200			-	N/mm <sup>2</sup>			
- Schub quer zur Plattenebene $G_v$	Panel shear $G_v$	1090			-	N/mm <sup>2</sup>			
- Schub in Plattenebene $G_p$	Panel shear $G_p$	60			-	N/mm <sup>2</sup>			
<b>Stoßsicherung:</b>									
<b>Festigkeit und Steifigkeit unter Punktlast für tragende Verwendungen</b>									
Strength and stiffness under point load for structural use (punching shear)									
<b>Stoßfestigkeit:</b>									
<b>Stoßwiderstand für tragende Verwendungen</b>									
Impact resistance for structural use									

EN 13986:2004+A1:2015