



MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
Universidade Federal de Ouro Preto
Escola de Minas – Departamento de Engenharia Civil
Curso de Graduação em Engenharia Civil



Letícia Gualberto Caldeira De Paula

ANÁLISE DE PILARES MISTOS TUBULARES CIRCULARES DE PAREDES
ESBELTAS

Ouro Preto
2019

Letícia Gualberto Caldeira De Paula

ANÁLISE DE PILARES MISTOS TUBULARES CIRCULARES DE PAREDES
ESBELTAS

Monografia apresentada ao Curso de Engenharia Civil da Universidade Federal de Ouro Preto como parte dos requisitos para a obtenção do Grau de Engenheiro Civil.

Orientadora: Prof^a. D. Sc. Arlene Maria Cunha Sarmanho

Coorientadora: M. Sc. Ellen Martins Xavier

Ouro Preto

2019

P324a Paula, Leticia Gualberto Caldeira de.
Análise de pilares mistos tubulares circulares de paredes esbeltas
[manuscrito] / Leticia Gualberto Caldeira de Paula. - 2019.

69f.: il.: color; graf.; tabs; Quadros.

Orientadora: Prof^ª. Dr^ª. Arlene Maria Cunha Sarmanho.
Coorientadora: Prof^ª. MSc^ª. Ellen Martins Xavier.

Monografia (Graduação). Universidade Federal de Ouro Preto. Escola de Minas. Departamento de Engenharia Civil.

1. Pilares mistos preenchidos com concreto (PMPC). 2. Perfil tubular de parede fina. 3. Concreto leve. 4. Aditivo expensor. I. Sarmanho, Arlene Maria Cunha. II. Xavier, Ellen Martins. III. Universidade Federal de Ouro Preto. IV. Título.

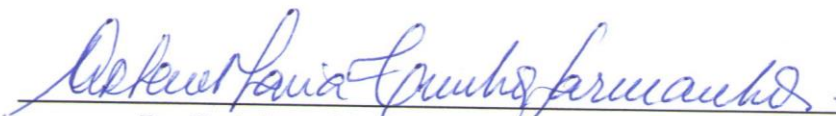
CDU: 624

Catálogo: ficha.sisbin@ufop.edu.br

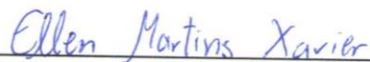
Letícia Gualberto Caldeira De Paula

ANÁLISE DE PILARES MISTOS TUBULARES CIRCULARES DE PAREDES
ESBELTAS

Monografia de conclusão de curso
para obtenção do grau de
Engenheiro Civil na Universidade
Federal de Ouro Preto defendida e
aprovada em 16 de julho de 2019
como parte dos requisitos para a
obtenção do Grau de Engenheiro
Civil. Banca examinadora:



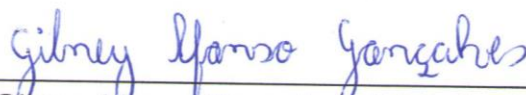
Prof^a. Arlene Maria Cunha Sarmanho (D.Sc.) – UFOP



Ellen Martins Xavier (M.Sc.) – UFOP



Prof. Lucas Roquete Amparo (D.Sc.) – UFSJ



Gilney Afonso Gonçalves (M.Sc.) – UFOP

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, Onésimo e Valéria, por todo apoio e não medirem esforços para me ajudar durante a graduação.

À minha irmã Daniella e meus primos Gabriel e André por serem meu suporte e por não me deixarem desistir da caminhada.

À professora Arlene e Ellen, pela disponibilidade, paciência e por me incentivarem sempre.

Aos amigos do Laboratório de Estruturas Metálicas e Mistas por todo carinho e companheirismo e conhecimento compartilhado durante esses últimos três anos de graduação, em especial Luiz e João Batista.

Ao Laboratório Reciclos, pela parceria entre os laboratórios e disponibilidade de ajuda.

À FAPEMIG pelo apoio e incentivo à pesquisa.

A todos os meus amigos que contribuíram de alguma forma para que me tornasse uma engenheira civil.

RESUMO

O uso de pilares mistos preenchidos com concreto (PMPCs) tem ganhado espaço em estruturas modernas como pontes e edifícios comerciais devido à praticidade e economia que pilar misto proporciona quando comparado aos pilares convencionais, fabricados apenas com aço ou concreto. Pesquisas anteriores verificaram que há um aumento na capacidade resistente desse tipo de pilar promovido pelo efeito de confinamento que o tubo de aço gera sobre o núcleo de concreto. Também foi verificado que o concreto leve e o uso de aditivos expansores aumentam o efeito do confinamento e, conseqüentemente, promovem um aumento na capacidade resistente do PMPC. Porém, as formulações teóricas da norma brasileira não consideram a contribuição do confinamento no cálculo da capacidade resistente. Este trabalho tem como objetivo analisar experimentalmente a capacidade resistente de PMPCs com seção tubular circular de parede fina preenchidos com concreto leve e concreto leve com aditivo expensor, verificando a contribuição do efeito do confinamento na resistência desse pilar misto. Os resultados experimentais foram comparados aos resultados teóricos obtidos a partir das formulações da norma brasileira (ABNT NBR 8800:2008), da norma americana (ANSI AISC 360-16) e da norma européia (EN 1994-1-1:2004). Além das análises com protótipos PMPCs, foi ensaiado também à compressão um protótipo de perfil tubular sem preenchimento, comparando o resultado experimental da capacidade resistente do tubo de aço segundo as formulações da ABNT NBR 8800:2008. A partir dos resultados encontrados, observou-se que o PMPC com concreto leve sem aditivo apresentou resultado similar ao PMPC com concreto leve com aditivo expensor, o que mostra que é possível utilizar a segunda opção sem perda de capacidade resistente da seção e ainda com peso próprio menor que o da primeira estrutura. Ao comparar os resultados experimentais de capacidade resistente dos PMPCs de parede esbelta submetidos à compressão com as formulações teóricas da EN 1994-1-1:2004, NBR 8800:2008 e ANSI AISC 360-16, observa-se que o efeito de confinamento não é significativo.

Palavras-Chave: PMPC, perfil tubular de parede fina, concreto leve, aditivo expensor.

ABSTRACT

The use of concrete-filled steel tubes (CFSTs) subjected to the compression load has gained space in modern structures such as bridges and commercial buildings. This has occurred because composite structures allow new frameworks design and environmental gains, as well as cost reductions at the end of the project. Previous research has shown that there is an increase in the axially compressive capacity of this type of section promoted by the confinement effect that the steel tube generates on the concrete core. It has also been found that lightweight concretes and the use of expansive additive in the concrete matrix increase the confinement effect and consequently promote an increase in strength on thin-walled sections. However, the theoretical formulations of the Brazilian standard do not consider the contribution of this effect in thin-walled composite sections. This work aims to experimentally analyze the resistant capacity of CFSTs with thin-walled circular tubular section filled with lightweight concrete and lightweight concrete with expansive additive, verifying the contribution of the confinement effect on the resistance of this mixed section. The experimental results were compared to the theoretical results obtained from the Brazilian standard formulations (ABNT NBR 8800: 2008), the American standard (ANSI AISC 360-16) and the European standard (EN 1994-1-1: 2004). In addition to the analyzes with CFSTs prototypes, a non-filled steel tube prototype was also tested for compression, comparing the experimental result of the steel tube resistant capacity according to ABNT NBR 8800: 2008 formulations.

From the results, it was observed that the CFST with lightweight concrete without additive presented similar results to the CFST with lightweight concrete with expansive additive, which shows that it is possible to use the second option without loss of resistant capacity of the section and decrease the own weight.

When comparing the experimental results of the strength in CFST subjected to compression with the theoretical formulations in EN 1994-1-1:2004, NBR 8800:2008 and ANSI AISC 360-16, it is observed that the confinement effect is not significant in this type of sections.

Keywords: CFST, thin-walled, lightweight concrete, expansive additive.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1- <i>North Glass Building</i> construído com pilares mistos circulares preenchidos com concreto. (<i>North Glass, 2017</i>).	13
Figura 1.2- Tipos de seções transversais de pilares mistos. (ABNT NBR 8800:2008).	14
Figura 1.3 – Desenho esquemático dos mecanismos da aderência natural presentes na interação do aço-concreto (a) Adesão; (b) Micro travamento; (c) Macro Travamento (Qu <i>et al.</i> , 2013).	16
Figura 1.4 – Curva de Tensão <i>versus</i> Deslocamento em PMPCs. (a) Mecanismos de aderência descritos ao longo do ensaio de cisalhamento direto; (b) possíveis comportamentos das curvas influenciados pelo macro travamento (Qu <i>et al.</i> , 2015).	17
Figura 1.5- Comparação das curvas de Tensão <i>versus</i> deformação do concreto confinado e não confinado (Johansson e Åkesson, 2002).	20
Figura 1.6- Tensões no concreto e no aço quando submetidos à esforços de compressão. (Johansson e Åkesson, 2002).	21
Figura 1.7 – Tensões de confinamento em seções (a) circulares e (b) quadradas.	22
Figura 2.1 - Agregados leves utilizados na matriz cimentícia do concreto leve: (a) CINEXPAN 1506 (b) CINEXPAN 2215.	30
Figura 3.1 - Nomenclatura dos protótipos.	42
Figura 3.2 – Configuração de ensaio dos protótipos.	46
Figura 3.3- Disposição dos extensômetros externos (a) e internos (b).	47
Figura 3.4– Disposição do LVDT vertical na configuração de ensaio.	48
Figura 4.1- Comparação entre os protótipos PMPC e o protótipo tubular de aço.	51
Figura 4.2 - Curvas de Carga <i>versus</i> Deformação do protótipo CLSA-102x1,9-SM: (a) da parede externa; e (b) interna do perfil tubular.	56
Figura 4.3 – Curvas de Carga <i>versus</i> Deformação do protótipo CLEX-102x1,9-SM: (a) da parede externa; e (b) interna do perfil tubular.	56
Figura 4.4- Deformação na parede do tubo do protótipo CLSA-102x1,9-SM após ensaio de compressão.	57
Figura 4.5 - Deformação na parede do tubo do protótipo CLEX-102x1,9-SM: (a) localização da plastificação do tubo na parte frontal do protótipo; (b) ponto de instrumentação da roseta sem deformações plásticas visuais.	58
Figura 4.6 - Deformação da parede do tubo do protótipo sem concreto.	58
Figura 4.7 - Perfil tubular do protótipo CLSA-102x1,9-SM aberto após o ensaio.	59
Figura 4.8 - Perfil tubular do protótipo CLEX-102x1,9-SM aberto após o ensaio.	59
Figura A - Curva de Tensão <i>versus</i> Deformação dos corpos de prova submetidos à tração.	68

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Caracterização do aço dos tubos.	43
Tabela 3.2 – Caracterização do concreto utilizado como preenchimento para cada protótipo.	44
Tabela 4.1 – Capacidades resistentes dos protótipos do tubo de Aço, Concreto Leve sem o tubo e a soma do Tubo de aço e do concreto leve.	52
Tabela 4.2 – Comparação da capacidade resistente do protótipo de PMPC com a capacidade resistente do tubo de aço somado com o concreto não confinado.	52
Tabela 4.3 - Comparação do resultado experimental da capacidade resistente do aço ao esforço axial de compressão com as formulações ABNT NBR 8800:2008.	53
Tabela 4.4 - Comparação dos resultados experimentais da capacidade resistente ao esforço axial de compressão com as formulações da EN 1994-1-1:2004.	53
Tabela 4.5 - Comparação dos resultados experimentais da capacidade resistente ao esforço axial de compressão com as formulações da ABNT NBR 8800:2008.	54
Tabela 4.6 - Comparação dos resultados experimentais da capacidade resistente ao esforço axial de compressão com as formulações da AISC 360-16:2016.	55
Tabela A - Tensão de escoamento f_y e tensão de ruptura f_u dos corpos de prova.	68

LISTA DE QUADROS

Quadro 2.1 – Classificação dos PMPCs para consideração do efeito de flambagem local (AISC 360-16:2016).	40
Quadro 4.1- Deformações na parede interna e externa dos protótipos CLSA-102x1,9-SM e CLEX- 102x1,9-SM nas direções (0°, 45°, 90°).	60
Quadro 4.2– Deformações principais máximas e mínimas e ângulo de distorção dos protótipos CLSA-102x1,9-SM e CLEX- 102x1,9-SM nas paredes externa e interna do perfil tubular.	60

LISTA DE SÍMBOLOS

- γ – Coeficiente de ponderação de compressão;
- χ - Fator de redução da força axial de compressão resistente, associado à flambagem global;
- A_a - Área de seção transversal do perfil de aço;
- A_c - Área de seção transversal do concreto;
- A_s - Área de seção transversal da armadura longitudinal;
- D - Diâmetro externo da seção tubular circular;
- E - Módulo de elasticidade do aço;
- E_a - Módulo de elasticidade do aço
- E_c - Módulo de elasticidade do concreto;
- E_s - Módulo de elasticidade da armadura longitudinal;
- f_{cd} - Resistência de cálculo do concreto à compressão;
- f_{ck} - Resistência característica do concreto à compressão
- f_y - Resistência característica de escoamento do aço;
- f_{yd} - Tensão de escoamento de cálculo do aço;
- f_{ys} - Resistência característica ao escoamento do aço da armadura longitudinal;
- f_{sd} - Resistência de cálculo ao escoamento do aço da armadura longitudinal;
- I_a - Momento de inércia do aço;
- I_c - Momento de inércia do concreto;
- I_s - Momento de inércia da armadura longitudinal;
- KL - Comprimento de flambagem do pilar;
- L - Comprimento longitudinal do perfil tubular;
- M_{ed} – Momento fletor de cálculo;
- N_e -Força axial de flambagem global elástica;
- N_{ed} – Força axial de compressão de cálculo;
- $N_{pl,Rd}$ - Força axial resistente à compressão de cálculo da seção mista;
- t - Espessura da parede do tubo.

Sumário

1	INTRODUÇÃO	13
1.1	Considerações iniciais	13
1.2	Interação Aço e Concreto em PMPCs	15
1.3	Efeito do confinamento em PMPC	19
1.4	Revisão bibliográfica	22
1.5	Objetivos	25
1.6	Justificativa	25
1.7	Metodologia	27
2	ANÁLISE TEÓRICA	29
2.1	Concreto leve	29
2.2	Aditivos em concretos	31
2.3	Perfis formados à frio	31
2.3.1	Avaliação teórica da resistência do tubo de aço à compressão	32
2.4	Avaliação teórica da capacidade resistente do PMPC	34
2.4.1	Segundo a norma brasileira ABNT NBR 8800:2008	34
2.4.2	Segundo a norma europeia EUROCODE 4 (EN 1994-1-1:2004)	36
2.4.3	Segundo a norma americana AISC 360-16:2016	38
3	PROGRAMA EXPERIMENTAL	41
3.1	Configuração dos Protótipos	41
3.2	Materiais utilizados para a fabricação dos protótipos	42
3.2.1	Caracterização do perfil tubular de aço	42

3.2.2	Dosagem e caracterização do concreto leve e concreto leve com aditivo expansor.....	43
3.3	Fabricação dos Protótipos	45
3.4	Metodologia de ensaio.....	45
3.4.1	Equipamento e configuração de ensaio.....	45
3.4.2	Instrumentação dos protótipos	46
3.4.3	Procedimento experimental e sistema de aquisição de dados	48
4	APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS.....	50
4.1	Comparação dos resultados experimentais.....	50
4.2	Comparação da capacidade resistente à compressão teórica e experimental....	53
4.2.1	Para o tubo de aço sem preenchimento.....	53
4.2.2	Para o PMPC segundo as determinações da EN 1994-1-1:2004.....	53
4.2.3	Para o PMPC segundo as determinações da ABNT NBR 8800:2008	54
4.2.4	Para o PMPC segundo as determinações da AISC 360-16:2016	55
4.3	Deformações nas paredes dos tubos dos PMPCs	55
5	CONCLUSÕES.....	61
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	64
	APÊNDICE A	68

1 INTRODUÇÃO

1.1 Considerações iniciais

O uso de estruturas mistas constituídas de aço e concreto têm aumentado de forma significativa em construções no Brasil e no mundo, principalmente em edifícios residenciais e comerciais. Tal fato ocorre devido à praticidade e economia que o processo construtivo do modelo citado proporciona para a construção civil, além de permitir inovações estéticas e ganhos ambientais (Xu *et al.*, 2009). Com relação às estruturas constituídas somente por perfil em aço, as estruturas mistas permitem uma redução considerável do consumo de aço, auxiliam na proteção da estrutura contra incêndio e corrosão, além de apresentarem alta resistência à torção, às cargas axiais e aos efeitos combinados (CBCA, 2012).

Dentre os elementos estruturais mistos destacam-se os pilares mistos, que apresentam vantagens como o uso de perfis mais esbeltos, a diminuição dos efeitos de flambagem no perfil de aço devido a presença do concreto e uma boa relação resistência/peso quando comparado aos pilares de concreto armado (Ekmekyapar, Talha; Al-Eliwi, 2016). A Figura 1.1 ilustra o prédio da empresa *NorthGlass* nos Estados Unidos da América, com altura de 127 m, que foi construído em estrutura mista. O prédio foi projetado com pilares mistos circulares preenchidos com concreto, onde a escolha por pilares mistos possibilita ganho de espaço nos pavimentos, além de permitir o aplicação de um design arquitetônico moderno (*North Glass*, 2017).



Figura 1.1- *North Glass Building* construído com pilares mistos circulares preenchidos com concreto. (*North Glass*, 2017).

Segundo a norma brasileira ABNT NBR 8800:2008, Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto em Edifícios, os pilares mistos são classificados em três tipos: perfil de aço totalmente revestido por concreto (Figura 1.2-a), perfil de aço parcialmente revestido por concreto (Figura 1.2-b) ou tubo de aço com seção retangular, quadrada ou circular preenchido com concreto (Figura 1.2-c e Figura 1.2-d).

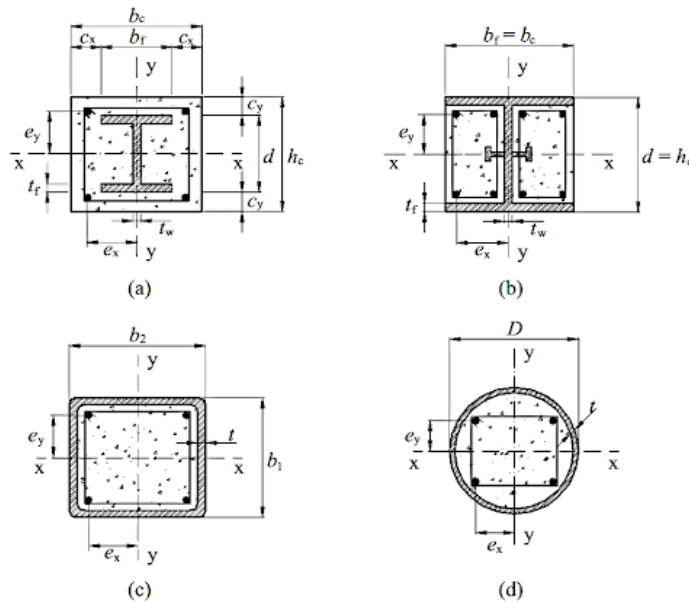


Figura 1.2– Tipos de seções transversais de pilares mistos. (ABNT NBR 8800:2008).

Segundo Giakoumelis e Lam (2004) e Lai, Varma e Zhang (2014), dentre os pilares mistos citados, os pilares mistos tubulares preenchidos com concreto (PMPCs), Figura 1.2-c e Figura 1.2-d, apresentam as seguintes vantagens:

- Dispensa fôrmas para sua confecção, a menos que seja necessário revestir o aço com concreto em condições de situação de incêndio;
- Aumento da resistência do concreto, devido ao efeito de confinamento que o tubo de aço exerce sobre núcleo de concreto durante a aplicação de carga no PMPC;
- O perfil tubular promove um reforço externo ao pilar de concreto, auxiliando também no suporte da construção em vários níveis antes da concretagem do pilar;

- Redução de ocorrência de flambagem local ou global do perfil tubular devido à introdução do concreto dentro do tubo de aço.

Porém, essas vantagens só ocorrem quando há interação entre o tubo de aço e o núcleo de concreto do PMPC, garantindo que haja transferência de cargas de um material para o outro e resultando em uma estrutura com comportamento misto (Qu *et al.*, 2013).

1.2 Interação Aço e Concreto em PMPCs

Segundo a norma ABNT NBR 8800:2008, a interação entre o aço e o concreto é importante para manter o comportamento conjunto do PMPC, principalmente em regiões de introdução de cargas, como na ligação de pilar com viga, locais de emenda de pilar ou ligação de pilar com a base. Nessas regiões, ocorrem variações localizadas dos esforços solicitantes, sendo ainda mais importante garantir que ocorra a distribuição dos esforços do tubo para o núcleo de concreto. Para ocorrer a consolidação e ação conjunta do PMPC, deve-se evitar um escorregamento significativo na interface. A interação entre o aço e o concreto no PMPC é proporcionada pela aderência natural que surge na interface dos dois materiais ou utilizando conectores de cisalhamento.

Segundo Qu *et al.* (2013), a aderência natural é composta por três mecanismos de transferência de carga: a adesão, o micro travamento e o macro travamento.

A adesão é a propriedade da matéria pela qual se unem duas superfícies de substâncias iguais ou diferentes quando entram em contato, e se mantém juntas por forças intermoleculares (Educalingo, 2019).

No PMPC, a adesão é um mecanismo que surge durante o processo de hidratação do cimento, em que os cristais formados pela reação do cimento com água na tentativa de expandir-se entram em contato com a parede do perfil tubular e se mantêm unidos (Figura 1.3-a). Esse mecanismo é influenciado pela relação água/cimento, pelo tipo de cimento e pelos tipos de agregados presentes no concreto (Qu *et al.*, 2013). Na maioria dos casos, esse processo de reação química do cimento conduz a uma perda de água na matriz cimentícia devido à ação ser exotérmica, o que leva conseqüentemente a uma redução de volume (retração do concreto). Com essa redução de volume, os cristais do

concreto perdem a ligação direta com a parede do perfil tubular, diminuindo a parcela de aderência relativa à adesão química entre o aço e o concreto (Mehta e Monteiro, 2014).

Segundo Qu *et al.* (2013), o micro travamento está relacionado à rugosidade da parede interna do tubo de aço em escala microscópica, que pode auxiliar ou não na aderência e consequente ganho de resistência de ligação aço-concreto (Figura 1.3-b). Tao *et al.* (2016) em seu estudo do comportamento de PMPCs circulares e quadrados verificaram que aços com maior rugosidade, como o caso do aço carbono, apresentam forças de aderência maiores que aços com menor rugosidade, como os aços inoxidáveis.

Já o macro travamento (Figura 1.3-c), está relacionado às tolerâncias de fabricação associadas às variações das dimensões internas do tubo de aço durante sua fabricação, sendo responsável por 70 % da força de interação entre o aço e o concreto do PMPC (Feng *et al.*, 2018).

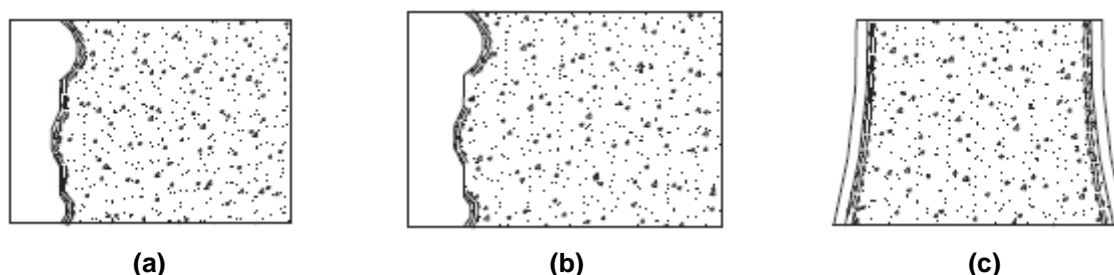


Figura 1.3 – Desenho esquemático dos mecanismos da aderência natural presentes na interação do aço-concreto (a) Adesão; (b) Micro travamento; (c) Macro Travamento (Qu *et al.*, 2013).

Para avaliar a aderência entre o aço e o concreto no PMPC deve-se realizar ensaio de cisalhamento direto, semelhante ao *push-out test* recomendado para análises de vigas mistas definido pela norma europeia EN 1994-1-1:2004 – EUROCODE 4, *Design of composite steel and concrete structures*. Para PMPCs, esse ensaio é realizado restringindo o deslocamento do tubo de aço e aplicando carga apenas no núcleo de concreto, para assim medir a capacidade resistente de cisalhamento da ligação entre o aço e o concreto a partir do deslizamento relativo na interface dos dois materiais (Xavier *et al.*, 2019). A contribuição dos mecanismos de aderência pode ser verificada pela curva Tensão *versus* Deslocamento, conforme ilustra a Figura 1.4-a.

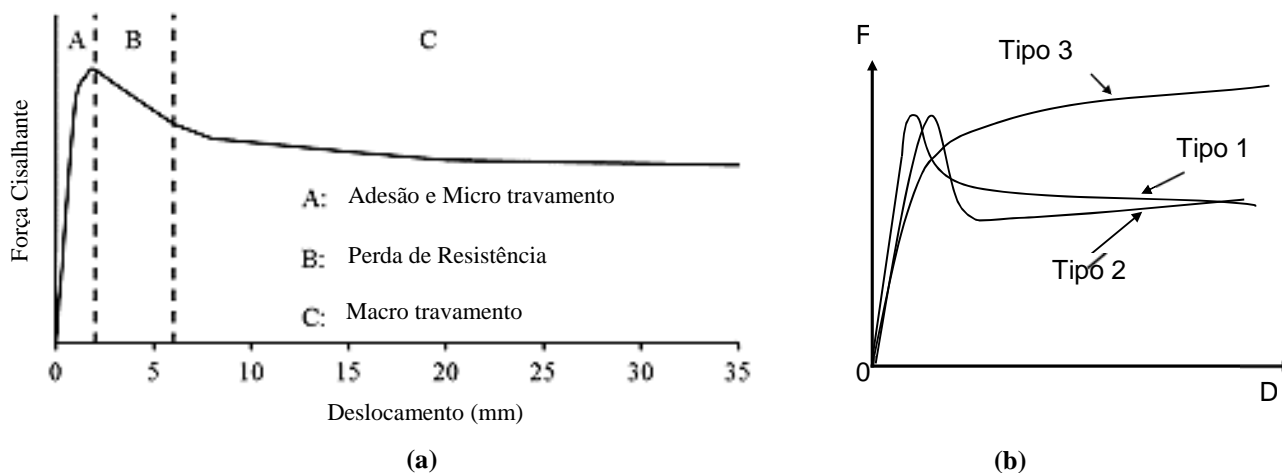


Figura 1.4 – Curva de Tensão *versus* Deslocamento em PMPCs. (a) Mecanismos de aderência descritos ao longo do ensaio de cisalhamento direto; (b) possíveis comportamentos das curvas influenciados pelo macro travamento (Qu *et al.*, 2015).

Segundo Qu *et al.* (2015) a primeira parte da curva é referente à adesão e o micro travamento e estão presentes nos estágios iniciais do carregamento, onde ainda não ocorreu um deslizamento relativo entre o concreto e o tubo de aço (Figura 1.4-a). Ambos contribuem para a tensão máxima da ligação entre o aço e o concreto. Já o macro travamento está restrito nos últimos estágios da curva carga *versus* deslocamento e corresponde a capacidade de carga residual da ligação. Essa capacidade de carga residual pode assumir três configurações na curva de força *versus* deslocamento (Figura 1.4-b), dependendo da contribuição do macro travamento na perda da aderência. A curva pode apresentar um máximo seguida de um ramo de queda (Tipo 1), um máximo, seguido inicialmente por um ramo que cai, que se eleva de novo para grandes deslocamentos (Tipo 2), ou não exibir nenhum máximo (Tipo 3) (Virdi e Dowling, 1980).

Além dos mecanismos da aderência os tipos de materiais utilizados na fabricação podem interferir na capacidade resistente do PMPC. Estudos têm sido realizados a fim de verificar a influência de diferentes tipos de concreto no comportamento da aderência natural em PMPCs. Dentre esses estudos destacam-se a utilização do concreto leve e do concreto leve com aditivo expansor, em que se verifica uma maior contribuição desses tipos de concreto na transferência de carga na interface aço-concreto com consequente melhora da capacidade resistente do pilar misto.

Nos ensaios de cisalhamento direto de Qu *et al.* (2015), para analisar a aderência em PMPCs retangulares, verificou-se que o tipo de cimento utilizado e a geometria da seção transversal podem alterar a capacidade resistente do PMPC. Observou-se que na geometria retangular ocorre a formação de tensões de aderência próximos aos vértices da seção retangular. Com relação ao tipo de cimento, quanto maior for a resistência do mesmo, maiores são as chances de retração do concreto, devido a maior perda de água durante reação exotérmica. Essa retração prejudica a adesão entre o aço e concreto. Em relação a seção transversal, quanto maior a esbeltez da peça menor é o efeito de confinamento e conseqüentemente menor a capacidade resistente de aderência aço-concreto.

Rodrigues (2016) analisou experimentalmente a aderência do concreto em tubos circulares de aço de parede fina, onde concluiu que os PMPCs preenchidos com concreto leve apresentaram melhor desempenho em relação a aderência em comparação com os PMPCs preenchidos com concreto convencional. A maior aderência dos concretos leves é proporcionada pela utilização da argila expandida como agregado graúdo, o que produz um concreto com menor módulo de elasticidade. O módulo de elasticidade está relacionado a rigidez do concreto. Ao utilizar a brita como agregado, o acúmulo de tensões ocorre na região da pasta de cimento, entre os agregados, e devido a irregularidade da brita pode ocorrer a formação de poros entre a pasta e o agregado, o que deixa o concreto mais frágil. Ao utilizar uma superfície arredondada, como o caso da argila expansiva, não há um acúmulo de tensões na interface, o que contribui para a aderência mecânica e conseqüente melhora da resistência na interface aço-concreto.

Xavier (2017) verificou experimentalmente o comportamento da aderência natural em PMPCs retangulares preenchidos com concreto convencional, variando a esbeltez da seção transversal do tubo retangular. A partir dos resultados encontrados na pesquisa, observou-se que as seções menos esbeltas apresentam maior aderência, apresentando, portanto, maior capacidade resistente ao cisalhamento na interface aço-concreto.

Xu *et al.* (2009) em seu estudo sobre a aderência na interface aço-concreto de PMPCs, observou que o efeito do cimento expansivo compensa a retração convencional presente no concreto, e também induz uma pré-tensão radial no núcleo de concreto antes

do tempo de cura. Essa pré-tensão gera maior adesão dos materiais e também proporciona um ganho de capacidade resistente que se mantém constante depois de 25 dias.

1.3 Efeito do confinamento em PMPC

O concreto é um material heterogêneo que possui agregados de diversos tamanhos, onde cada tipo de agregado apresenta diferentes capacidades resistentes. Estes agregados se conectam com a pasta (cimento e água) por coesão. Quando se aplica uma carga de compressão em um elemento de concreto, essa coesão é vencida e o concreto começa a se fissurar paralelo à aplicação da carga. Ao adicionar o concreto como núcleo de um perfil tubular, à medida que se aplica a carga, o concreto tende a expandir-se devido a formação de microfissuras, porém, o mesmo é contido pelo tubo de aço (Oliveira, 2008).

Segundo Oliveira (2008), a origem do efeito de confinamento vem de pressões laterais que o tubo de aço exerce sobre o núcleo de concreto devido à tentativa de expansão quando o concreto é comprimido. Esse efeito proporciona ganho de resistência aos PMPCs.

Os primeiros pesquisadores a constatar que o confinamento proporciona aumento da capacidade resistente em PMPCs foram Richart, Brandtzaeg e Brown (1928), no estudo sobre os modos de falha combinados à esforços de compressão em concretos confinados e não confinados. Foi observado que concretos confinados atingem uma capacidade resistente máxima maior e com maiores deformações do que concretos não confinados, conforme ilustra a Figura 1.5.

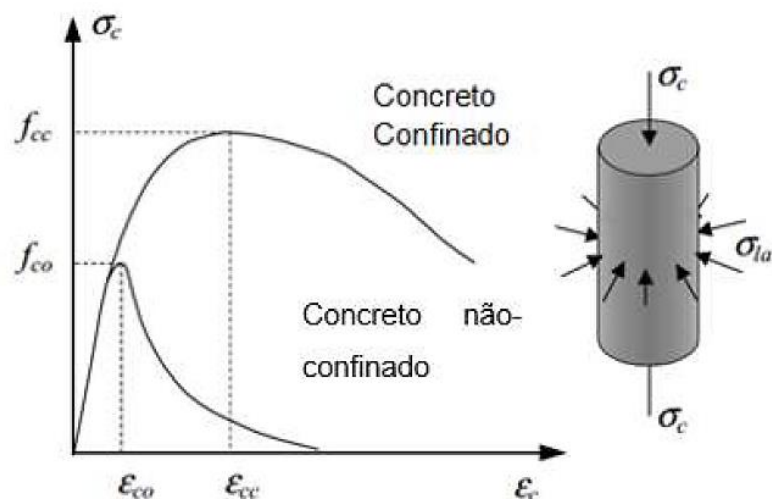


Figura 1.5- Comparação das curvas de Tensão versus deformação do concreto confinado e não confinado (Johansson e Åkesson, 2002).

O confinamento ocorre quando a seção completa do PMPC (aço e concreto) encontra-se apoiada e carregada durante o ensaio experimental à compressão. Como o coeficiente de Poisson do concreto é menor que o do aço, nas primeiras etapas de carregamento o tubo de aço se expande na direção radial de forma mais rápida que o núcleo de concreto (Johansson e Åkesson, 2002). Nessa fase ainda não há confinamento. À medida que aumenta-se a carga aplicada, o concreto microfissura e se expande de tal forma que a deformação radial do concreto começa a solicitar a parede do perfil tubular (σ_r). Neste ponto, o concreto está submetido a um estado triaxial de tensões, devido à carga de compressão vertical (σ_c) e à restrição que o tubo gera à tentativa de expansão radial. Já o tubo de aço está submetido a um estado biaxial de tensões em que são aplicados esforços longitudinais (σ_{al}) e circunferenciais (σ_{ah}). O estado biaxial de tensões do aço impossibilita o perfil tubular de manter sua resistência ao escoamento, transferindo os esforços para o núcleo de concreto (Figura 1.6). Dessa forma, o valor da capacidade resistente da estrutura mista, torna-se superior à soma dos valores das parcelas de resistência do tubo de aço e do núcleo de concreto. Nesse momento surge a tensão de confinamento do tubo de aço sobre o núcleo de concreto, que gera maior ductibilidade e aumento da capacidade resistente do concreto (Araújo *et al.*, 2016).

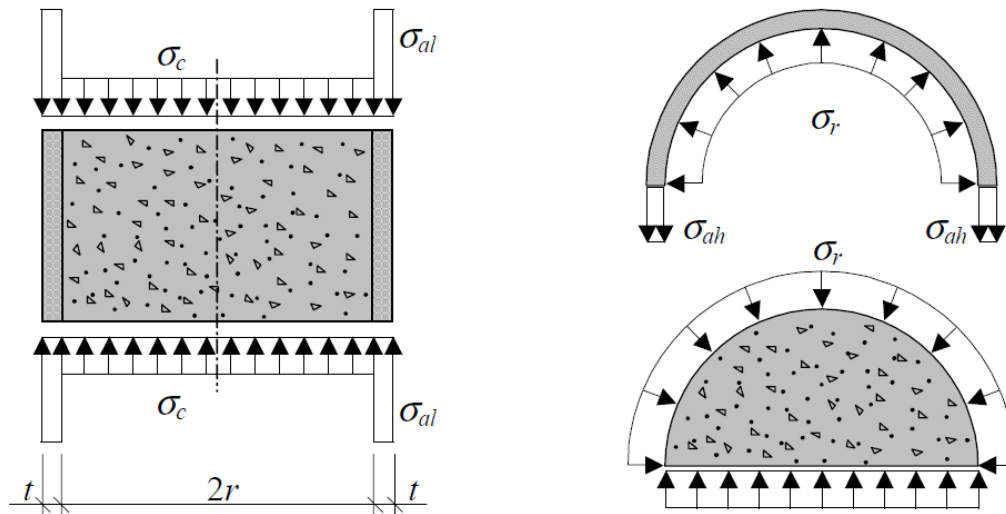
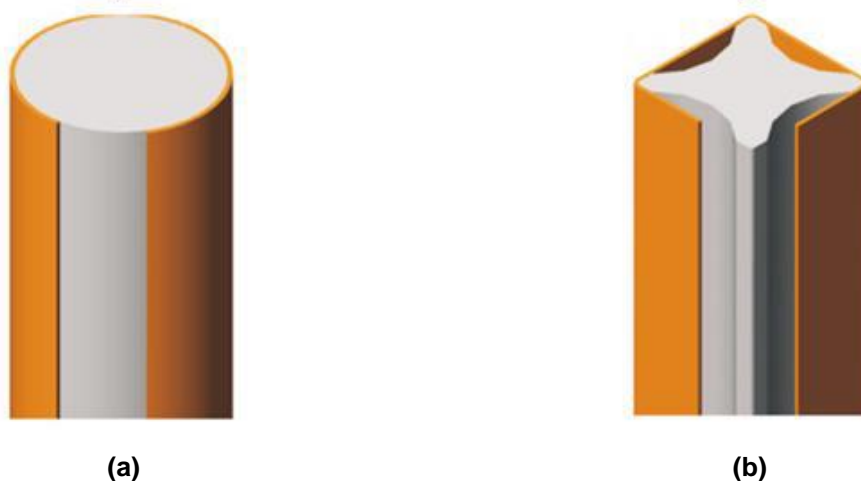


Figura 1.6- Tensões no concreto e no aço quando submetidos à esforços de compressão. (Johansson e Åkesson, 2002)

Alguns parâmetros podem influenciar no maior ou menor efeito do confinamento em PMPCs, estes são a geometria da seção transversal do tubo (circular, quadrado ou retangular), a esbeltez global (L/D); a esbeltez local (D/t); e o tipo de concreto ou cimento utilizado.

Segundo De Nardin (1999), a geometria da seção transversal do tubo de aço tem grande influência no efeito de confinamento. Em seções circulares, as tensões de confinamento são distribuídas uniformemente em toda seção transversal, logo, todo o concreto de preenchimento está sujeito a um mesmo grau de confinamento, conforme ilustrado na Figura 1.7-a. Já nas seções quadradas e retangulares, o efeito de confinamento é maior nos cantos e no centro do tubo, pois as laterais do tubo não apresentam rigidez suficiente para suportar à pressão exercida pelo concreto em expansão (Figura 1.7-b).



(a) (b)
Figura 1.7 – Tensões de confinamento em seções (a) circulares e (b) quadradas.
Fonte: (Oliveira; De Nardin; El Debs, 2009)

De Nardin e El Debs (2007) analisaram o comportamento de PMPCs de seção circular, retangular e quadrada submetidos à esforços axiais de compressão. Verificou-se que perfis circulares tem maior confinamento que perfis retangulares e que quanto maior a relação de (L/D) do perfil retangular, menor é o efeito de confinamento no pilar misto. Oliveira (2008) verificou que a esbelteza local (D/t) e a esbelteza global (L/D) influenciam no confinamento do concreto em PMPCs. O autor observou que o confinamento aumenta de acordo com o aumento da espessura (t) do perfil tubular, isso porque há maior pressão lateral quanto maior a espessura. Além disso, concluiu-se que a medida que se aumenta o comprimento (L) há uma diminuição na capacidade resistente do PMPC, devido a maior instabilidade que ocasiona uma flambagem global do pilar antes de ocorrer deformações suficientes para mobilizar o efeito de confinamento.

1.4 Revisão bibliográfica

Oliveira, De Nardin e El Debs (2009), em sua investigação sobre o efeito do confinamento em PMPCs de seção circular submetidos à compressão axial, compararam a capacidade resistente de PMPCs preenchidos com concretos de diferentes resistências e variações no comprimento, diâmetro e espessura do perfil tubular de aço. Observou-se

que PMPCs com tubo de parede espessa e concreto de resistência convencional apresentam melhor ganho de resistência dentre as tipologias analisadas quando submetidos à compressão devido ao confinamento promovido pelo tubo de aço.

Quando se trata de seções esbeltas, os fenômenos de instabilidade global apresentam-se antes de serem manifestadas deformações suficientes para mobilizar o efeito de confinamento. Conseqüentemente, é constatado que PMPCs com parede espessa são mais eficientes e apresentam maior ganho de capacidade resistente pois o perfil tubular confina mais o concreto que os tubos de parede fina. Tanto em seções esbeltas quanto em seções de parede espessa, à medida que se aumenta a relação (L/D), a capacidade resistente do pilar misto diminui (Oliveira, De Nardin e El Debs, 2009).

Verifica-se que tanto para perfis de parede fina quanto para perfis de parede espessa, não é possível associar que o aumento da capacidade resistente do PMPC é proporcional ao aumento da resistência do concreto utilizado como preenchimento. Porém, é observado que a capacidade resistente de PMPCs com a mesma esbeltez L/D e a mesma resistência do concreto é maior em perfis de maior espessura do que perfis de menor espessura (Oliveira, De Nardin e El Debs, 2009).

Oliveira, De Nardin e El Debs (2009) também compararam os resultados experimentais com os resultados teóricos obtidos pelas equações da EN 1994-1-1:2004 e ABNT NBR 8800:2008 para determinação da capacidade resistente de PMPCs. Os autores verificaram que as equações da ABNT NBR 8800:2008 apresentaram resultados mais conservadores que os resultados experimentais, enquanto as equações da EN 1994-1-1:2004 apresentaram resultados superiores aos experimentais, contra a segurança, para protótipos de parede fina. A comparação dos resultados experimentais com os resultados teóricos da EN 1994-1-1:2004, em que as formulações da norma europeia levam em conta o confinamento do concreto, confirmam que a contribuição do confinamento para PMPCs de parede espessa é significativo, porém, para elementos de parede fina os valores não atendem aos limites de aplicabilidade.

De Nardin e El Debs (2007) estudaram o efeito do confinamento de PMPCs com concreto de alta resistência submetidos à carga concêntrica. A partir da análise do

comportamento, pode-se concluir que o concreto de alta resistência se torna dúctil quando confinado por um perfil de aço, porém este efeito não é significativo no resultado final da estrutura, visto que com o aumento de resistência há uma maior retração do concreto, o que prejudica a adesão entre o aço e o concreto.

Natalli (2017) realizou um estudo sobre o desempenho do concreto leve em PMPCs, verificando o comportamento dos aditivos expansor e incorporador de ar quando adicionados ao concreto leve. Verificou-se que tanto o aditivo expansor quanto o incorporador de ar contribuíram para um bom desempenho dos núcleos de preenchimento com a melhora nos mecanismos de aderência. Foi verificado que o uso de aditivo expansor em PMPCs induz tensões na direção radial do tubo melhorando a pressão de confinamento, resultando em PMPCs com maior resistência. Além disso, segundo Natalli (2017), a utilização do concreto leve como preenchimento de colunas de aço também proporciona ganhos na interação aço-concreto e aumento na capacidade resistente do pilar misto, devido à sua porosidade que provoca um aumento na ductilidade do concreto.

Ekmekyapar e Al-Eliwi (2016) avaliaram experimentalmente o comportamento de PMPCs circulares variando o tipo de aço, tipo de concreto e a altura do perfil. Observou-se que colunas curtas apresentam bom efeito de confinamento quando submetidas à compressão e à medida que há um aumento (L/D), o efeito de confinamento diminui. Verificou-se que a resistência do concreto também é um fator preponderante para o efeito de confinamento. Quanto maior for a resistência do concreto maior é a retração do concreto, devido a maior quantidade de cimento, e menor é o efeito de confinamento. Observou-se também que ao utilizar as equações da EN 1994-1-1:2004 para o cálculo da capacidade resistente teórica de PMPCs de baixas espessuras, os resultados teóricos ficaram acima dos resultados experimentais, logo, é necessário que a norma tenha uma espessura mínima para permitir o cálculo de dimensionamento de PMPCs levando em consideração o confinamento, já que para perfis de parede fina as equações se tornam contra a segurança. A comparação dos resultados experimentais com as formulações teóricas da EN 1994-1-1:2004 e da norma americana AISC-360-16:2016, *Specification for Structural Steel Buildings*, confirmam que a esbeltez global (L/D) tem relação direta

com o aumento de capacidade resistente. Para PMPCs compactos, com esbeltezes globais baixas (L/D), a EN 1994-1-1:2004 é indicada. Para PMPCs não-compactos ou esbeltos, é indicado utilizar a formulação da AISC-360-16:2016 para a determinação da capacidade resistente teórica do pilar misto.

1.5 Objetivos

No presente trabalho pretendeu-se realizar uma análise teórico-experimental em PMPCs, avaliando experimentalmente a capacidade resistente de protótipos de PMPC compactos de seção tubular circular de parede fina preenchidos com concreto leve, concreto leve com aditivo expensor e do tubo sem preenchimento.

O objetivo da pesquisa é comparar os resultados experimentais com os resultados teóricos obtidos por meio das formulações da norma brasileira ABNT NBR 8800:2008, da norma europeia EN 1994-1-1:2004 e da norma americana AISC-360-16:2016. O resultado experimental do tubo sem preenchimento será comparado com o resultado teórico obtido pelas formulações da ABNT NBR 14762: 2010, Dimensionamento de Estruturas de Aço Constituídas por Perfis Formados a Frio.

Além disso, os resultados da capacidade resistente dos protótipos de PMPC serão comparados com os resultados dos ensaios do tubo sem preenchimento somado com o ensaio de resistência de compressão dos corpos de prova de concreto não envoltos pelo aço, para verificar se há acréscimo da capacidade resistente quando o concreto se encontra confinado por um perfil tubular de parede fina.

1.6 Justificativa

Como pôde ser observado na revisão bibliográfica, pesquisas foram desenvolvidas a fim de buscar compreensão sobre quais fatores interferem em menor ou maior grau na capacidade resistente e na eficiência dos PMPCs, para assim propor soluções que apresentem uma boa relação de custo-benefício.

O efeito do confinamento é um fator que contribui para o aumento da resistência do PMPC. Alguns parâmetros podem interferir no confinamento e conseqüentemente na resistência dos pilares mistos, dentre eles, verifica-se a espessura da parede do perfil tubular. Pesquisas realizadas por Neto (2016) e Xavier (2017) com PMPCs de parede espessas mostram que os pilares mistos apresentam acréscimo de capacidade resistente, devido ao confinamento, quando comparados ao elemento constituído apenas por aço ou concreto.

Porém, analisar o comportamento desses elementos com tubos de paredes mais finas poderia otimizar a utilização do aço e do concreto, reduzindo ainda mais o volume e peso próprio das estruturas.

Na pesquisa desenvolvida por Rodrigues (2016) verificou-se que o concreto leve utilizado para preenchimento de PMPCs apresentou um bom desempenho em relação a aderência quando comparado à PMPCs preenchidos com concreto convencional. Natalli (2017) deu continuidade ao estudo de desempenho da aderência em pilares mistos e constatou que a utilização de aditivo expensor na matriz cimentícia do concreto leve em PMPCs apresentou bom desempenho na aderência e confinamento do pilar misto quando comparado à PMPCs com concreto sem aditivo. Analisar a capacidade resistente do perfil tubular sem preenchimento e comparar com a capacidade do PMPC pode ser uma maneira de verificar o quão eficiente os PMPCs de paredes finas são.

A norma brasileira ABNT NBR 8800:2008, dispõe de equações para dimensionamento de PMPCs submetidos à compressão. Porém, de acordo com as recomendações normativas, essas equações só podem ser utilizadas para dimensionar pilares mistos com concretos de densidade normal. A fim de avaliar se a norma brasileira atende também à pilares mistos com concreto leve, os dados experimentais resultantes dessa pesquisa serão comparados as formulações teóricas da norma.

Segundo Caldas, Fakury e Jr. (2007), a ABNT NBR 8800:2008 é inspirada na norma americana AISC 360-16:2016. A AISC-360-16:2016, também possui formulações para o dimensionamento de pilares mistos, porém não é restringido em seus cálculos tipos de concreto e de aço.

Vários autores como De Nardin e El Debs (2007), Oliveira (2008) e Ekmekyapar e Al-Eliwi (2016), já constataram que o confinamento provocado pelo perfil tubular sobre o núcleo de concreto contribui em maior ou menor grau para o acréscimo da capacidade resistente do PMPC. A norma europeia EN 1994-1-1:2004 possui formulações teóricas que levam em consideração o efeito do confinamento na capacidade resistente do PMPC.

Logo, verifica-se a necessidade de realização de análises experimentais da eficiência de PMPCs fabricados com perfis tubulares de parede fina utilizando concreto leve como núcleo de preenchimento, verificando a ocorrência de confinamento e a interferência do uso de concretos leves e aditivo expensor na composição do pilar misto. Torna-se necessário também realizar uma comparação entre os resultados experimentais e os resultados teóricos obtidos pelas formulações normativas da ABNT NBR 8800:2008, EN 1994-1-1:2004 e AISC-360-16:2016, a fim de verificar qual equação seria mais adequada para representar o comportamento dos PMPCs analisados nessa pesquisa, onde utiliza-se tubos de parede fina preenchidos com concreto leve.

1.7 Metodologia

Este trabalho de conclusão de curso tem como propósito realizar uma continuação de estudos na área de PMPCs iniciados por Neto (2016); Rodrigues (2016); Natalli (2017); Xavier (2017) em uma parceria entre o Laboratório de Estruturas “Prof. Altamiro Tibiriçá Dias” e o Laboratório de Materiais de Construção (Reciclos) da Universidade Federal de Ouro Preto (UFOP).

Para a realização do presente trabalho, inicialmente foi realizada uma revisão bibliográfica sobre PMPC, buscando assimilar conceitos, técnicas experimentais e análise crítica para interpretação e comparação de resultados. Para isso, estudou-se sobre as dissertações e teses dos laboratórios mencionados anteriormente, bem como prescrições normativas e outros trabalhos já citados nesse capítulo.

Para realização do ensaio, foram utilizados dois protótipos de PMPCs preenchidos com concreto de colunas curtas, com comprimento de apenas 20 centímetros. Realizou-

se o ensaio dos protótipos com o concreto no estado endurecido, após 28 de cura, sendo os mesmos submetidos à compressão para verificação da capacidade resistente. Para avaliar a deformação do perfil tubular de aço, os protótipos foram instrumentados com extensômetros tanto na parede interna do tubo quanto na parede externa.

Após a realização dos ensaios foi possível comparar os resultados experimentais dos PMPCs aos resultados experimentais do perfil tubular de aço sem preenchimento somado à capacidade resistente dos corpos de prova do concreto não confinado. Também foi possível comparar os resultados experimentais com as prescrições normativas e avaliar a deformação da parede do perfil tubular.

2 ANÁLISE TEÓRICA

Tendo em vista o principal objetivo dessa pesquisa, que é a comparação entre os resultados experimentais e teóricos, neste capítulo serão apresentadas as prescrições normativas vigentes no Brasil, Estados Unidos e Europa para determinação da capacidade resistente teórica do PMPC, com as devidas formulações.

Para isso, antes é necessário conceituar alguns termos que são utilizados no desenvolvimento do trabalho. Portanto serão apresentados a seguir as definições de concreto leve, atuação dos aditivos na matriz cimentícia (principalmente o aditivo expensor), o conceito de perfis formados a frio e como determina-se a capacidade resistente à compressão de acordo com a norma ABNT NBR 8800:2008.

2.1 Concreto leve

A nomenclatura concreto leve é utilizada para identificar concretos com massa específica inferior à dos concretos convencionais, abaixo de 2000 kg/m^3 (ABNT NBR 8953:2015 - Concreto para Fins Estruturais - Classificação pela Massa Específica, por Grupos de Resistência e Consistência).

Esse tipo de concreto é composto por cimento Portland, água, agregado miúdo (utiliza-se areia ou restante do britamento de rochas estáveis) e agregado graúdo obtido por tratamento térmico de argila, ardósia, entre outros ou por materiais naturais, como a pedra-pomes. Como exemplos de agregados graúdos, têm-se as argilas expandidas (Figura 2.1), poliestireno, ardósias e escórias de alto-forno (Mehta e Monteiro, 2014). As argilas expandidas possuem estrutura interna porosa coberta por uma camada vitrificada, formato arredondado e granulometria variada. Suas principais características são: leveza, isolamento térmico, baixa densidade, isolamento acústico, durabilidade e resistência a altas temperaturas (Rossignolo, 2009).



**Figura 2.1 - Agregados leves utilizados na matriz cimentícia do concreto leve: (a) CINEXPAN 1506
(b) CINEXPAN 2215.
Fonte: (Natalli, 2017)**

Esse tipo de concreto, por utilizar-se de agregados com peso específico menor que os agregados convencionais, como a brita, diminui o peso próprio das estruturas em cerca de 30% (Natalli, 2017).

Também é necessário considerar que o módulo de elasticidade de um concreto leve é maior que de um concreto convencional, logo, esse tipo de concreto tem maior capacidade de resistir a cargas sem deformação definitiva e essa capacidade de deformação é um fator que contribui para o aumento do efeito de confinamento (Natalli, 2017). Natalli (2017) verificou também que o concreto leve apresenta uma zona de transição entre agregado e a pasta de cimento reduzida, o que mantém a capacidade resistente do concreto.

A microestrutura da zona de transição é formada por filmes de água que envolvem os agregados, resultando em uma maior relação água/cimento na região próxima ao agregado. A maior relação água/cimento próxima dos agregados graúdos, possibilita a produção de cristais de etringita, hidróxido de cálcio e silicato de cálcio, o que torna a região mais porosa e com maior concentração de cristais do que a verificada na matriz de cimento (Mehta e Monteiro, 2014).

2.2 Aditivos em concretos

Os aditivos têm por finalidade melhorar as características físicas do concreto nos estados fresco e endurecido, de forma que esse atenda às necessidades para qual foi projetado. Os benefícios vão desde o aumento da plasticidade sem que seja necessário aumentar o consumo de água, diminuição da retração, controle de resistência até o aumento do confinamento, devido ao desenvolvimento de tensões pré-radiais na parede do tubo durante o período de cura do concreto, e aumento da aderência do concreto a parede do tubo em PMPCs (Rodrigues, 2016).

Segundo Mehta e Monteiro (2014), a retração é um fenômeno onde ocorre o encolhimento da peça de concreto causada pela perda de água adsorvida na pasta de cimento durante a transição do seu estado fresco para o endurecido. Em ambos os casos, a redução de água pode provocar fissuras e redução de volume do concreto, diminuindo a capacidade resistente do mesmo. Normalmente em concretos sem aditivo, a retração é preponderante à expansão e, portanto, a adesão química (parcela que contribui para a formação da aderência natural entre aço-concreto) não acontece.

O aditivo expensor é eficiente quanto à compensação da retração, pois ele aumenta a porosidade, o que conseqüentemente gera expansão no concreto, sendo essa expansão preponderante à retração (Xu *et al.*, 2009). Em PMPCs, o uso do aditivo expensor induz um pré-tensionamento na parede do tubo na direção radial, melhorando a pressão de confinamento e auxiliando na aderência natural devido a presença da adesão química entre o aço e o concreto. Tanto o efeito do confinamento quanto o aumento da aderência resultam em um PMPC com maior capacidade resistente (Carballosa *et al.*, 2015).

2.3 Perfis formados à frio

Perfis de aço formados a frio são elementos estruturais obtidos a partir de processos de conformação à temperatura ambiente, por dobramento, em uma prensa dobradeira, ou por perfilagem, tratando-se de conformação em mesa de roletes. Para

conformação a frio são utilizadas chapas finas de aço, com espessura de até 8 milímetros (ABNT NBR 14762:2010 - Dimensionamento de aço constituídas por perfis formados a frio).

Os perfis formados à frio são cada vez mais empregados como elementos estruturais na construção civil, sendo uma boa opção para coberturas, mezaninos, galpões de pequeno e médio porte, casas populares e edifícios pequenos. As vantagens são principalmente a rapidez de construção e economia que esses elementos estruturais mais leves proporcionam ao empreendimento (CBCA, 2014).

Outra vantagem é a maleabilidade que as chapas finas de aço proporcionam, permitindo a variação de geometrias da seção transversal do perfil formado a frio. Essa maleabilidade permite desde a fabricação de formas mais simples, como as cantoneiras que são eficientes quando submetidas à esforços de tração, até seções tipo caixão, que possuem rigidez à esforços de torção (CBCA, 2014).

Com a diminuição da espessura há o aumento da esbeltez da seção transversal do perfil. Perfis de seções esbeltas submetidos à compressão ficam susceptíveis à ocorrência de modos de instabilidade, como flambagens local e global (Souza, Freitas e Freitas, 2006). Essa instabilidade provoca diminuição na capacidade resistente dos perfis de paredes finas, pois o modo de falha por flambagem acontece antes que ocorra o escoamento do material. A norma brasileira ABNT NBR 16239:2013, Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edificações com Perfis Tubulares, contém formulações para a determinação da capacidade resistente de elementos estruturais de aço, mistas e de concreto, porém, em seu escopo, a norma indica para dimensionamento de barras submetidas à esforços axiais de compressão utilizar as formulações da ABNT NBR 8800:2008.

2.3.1 Avaliação teórica da resistência do tubo de aço à compressão

Para a verificação da capacidade resistente de perfis tubulares submetidos à compressão, os estados-limites últimos utilizados são a flambagem global por flexão ou torção e a flambagem local. Para tubos compactos, onde a seção transversal e o

comprimento proporcionam baixas esbeltezes do elemento e, portanto, esses estados-limites não ocorrem, o colapso da peça dá-se pelo escoamento da seção bruta do material (Araújo, *et al.* 2016).

A ABNT NBR 16239:2013 indica que para dimensionamento de barras submetidas à força axial de compressão constituídas de perfis tubulares, laminados a quente sem costura ou tratados termicamente para alívio de tensões com ou sem costura deve-se utilizar as formulações teóricas da ABNT NBR 8800:2008 que contém um procedimento geral aplicável que reflete com maior precisão o comportamento dos perfis tubulares. Logo, para determinação da capacidade resistente de perfis formados à frio, foram utilizadas. As equações da ABNT NBR 8800:2008.

Essa norma estabelece que a força axial de compressão resistente de cálculo ($N_{c,rd}$) de uma barra pode ser calculada conforme Equação 2.1:

$$N_{c,rd} = \frac{\chi Q A_a f_y}{\gamma} \quad (2.1)$$

Segundo a ABNT NBR 8800:2008, para tubos circulares o fator de redução da flambagem local da parede (Q) é determinado a partir das Equações 2.2 e 2.3.

$$\text{a) } Q = 1,00 \quad \text{para} \quad \frac{D}{t} \leq 0,11 \frac{E}{f_y} \quad (2.2)$$

$$\text{b) } Q = \frac{0,038 E}{D/t f_y} + \frac{2}{3} \quad \text{para} \quad 0,11 \frac{E}{f_y} < \frac{D}{t} \leq 0,45 \frac{E}{f_y} \quad (2.3)$$

Caso esse fator de redução da flambagem local seja igual 1,00, deve-se considerar o fator de redução de flambagem global (χ) também igual a 1,00, pois, caso não haja ocorrência de flambagem local, não haverá flambagem global. Para comparação de dados obtidos experimentalmente com as equações da ABNT NBR 8800:2008 não é necessário considerar o coeficiente de ponderação (γ).

2.4 Avaliação teórica da capacidade resistente do PMPC

A seguir serão apresentadas as recomendações normativas utilizadas no Brasil (ABNT NBR 8800:2008), Europa (EN 1994-1-1:2004) e Estados Unidos (AISC 360-16:2016) para determinação da capacidade resistente teórica à compressão de pilares mistos preenchidos com concreto.

2.4.1 Segundo a norma brasileira ABNT NBR 8800:2008

Segundo a norma brasileira de tubos ABNT NBR 16239:2013, o dimensionamento de PMPCs deve ser realizado de acordo com a ABNT NBR 8800:2008.

Com base nas recomendações da ABNT NBR 8800:2008, algumas hipóteses devem ser consideradas antes do dimensionamento dos PMPCs, a fim de garantir a eficiência da aplicação do pilar misto. Essas considerações são:

- Deve-se ter interação completa entre o aço e o concreto;
- As imperfeições iniciais nos PMPCs estão associadas as imperfeições adotadas para o dimensionamento de barras de aço sob compressão axial;
- A flambagem local não pode ser um estado-limite último predominante para a força axial e momento fletor, obedecendo a relação conforme a Equação 2.4, para as seções tubulares circulares preenchidas com concreto.

$$\frac{D}{t} \leq 0,15 \cdot \frac{E_a}{f_y} \quad (2.4)$$

Segundo a ABNT NBR 8800:2008, existem alguns limites de aplicabilidade que devem ser analisados antes de iniciar dimensionamento dos pilares mistos circulares preenchidos, esses são:

- Esses pilares devem possuir seção transversal constante e dupla simetria;
- O concreto de preenchimento deve ter densidade normal;

- O fator de contribuição do aço no pilar (δ), conforme Equação 2.5, deve estar entre 0,2 e 0,9 para esse ser dimensionado como pilar misto.

$$\delta = \frac{A_a f_{yd}}{N_{pl,Rd}} \quad (2.5)$$

A ABNT NBR 8800:2008 também sugere que a esbeltez relativa do pilar não deve ser superior a 2,0 e que seções transversais tubulares de pilares preenchidos com concreto podem ser fabricadas sem existir nenhum tipo de armadura, exceto em algumas condições para situações de incêndio.

No anexo P da ABNT NBR 8800:2008 estão definidos os procedimentos de cálculo para determinação da força axial resistente de cálculo de pilares mistos submetidos à compressão axial (N_{Rd}). Segundo a norma brasileira esse parâmetro pode ser calculado conforme apresentado na Equação 2.6.

$$N_{Rd} = \chi N_{pl,Rd} \quad (2.6)$$

Em que a força axial resistente de cálculo da seção transversal à plastificação total, $N_{pl,Rd}$, é a soma das forças axiais resistentes de cálculo dos materiais que compõem o PMPC, perfil de aço ($N_{pl,a,Rd}$), núcleo de concreto ($N_{pl,c,Rd}$) e armadura ($N_{pl,s,Rd}$) quando necessário. Esses valores são definidos a partir das Equações 2.7, 2.8, 2.9 e 2.10 apresentadas a seguir (ABNT NBR 8800:2008).

$$N_{pl,Rd} = N_{pl,a,Rd} + N_{pl,c,Rd} + N_{pl,s,Rd} \quad (2.7)$$

$$N_{pl,a,Rd} = A_a f_{yd} \quad (2.8)$$

$$N_{pl,c,Rd} = A_c \alpha f_{cd} \quad (2.9)$$

$$N_{pl,s,Rd} = A_s f_{sd} \quad (2.10)$$

Onde:

α é um coeficiente igual a 0,95 para seções tubulares circulares preenchidas com concreto e 0,85 para as demais seções.

Como já mencionado na seção anterior, χ é o fator de redução da força axial de compressão resistente, que para os pilares mistos é definido em função do índice de esbeltez reduzido ($\lambda_{0,m}$), calculado conforme Equação 2.11.

$$\lambda_{0,m} = \sqrt{\frac{N_{pl,R}}{N_e}} \quad (2.11)$$

Onde:

$N_{pl,R}$ é calculado como $N_{pl,Rd}$, considerando f_y , f_{ck} e f_{ys} no lugar de f_{yd} , f_{cd} e f_{sd} na Equação 2.7;

N_e é a força axial de flambagem elástica, calculada de acordo com a Equação 2.12.

$$N_e = \frac{\pi^2(EI)_e}{(KL)^2} \quad (2.12)$$

Onde:

$(EI)_e$ é a rigidez efetiva à flexão da seção mista, calculada de acordo com a ABNT NBR 16239:2013, conforme apresentado na Equação 2.13.

$$(EI)_e = E_a I_a + 0,70 E_c I_c + E_s I_s \quad (2.14)$$

2.4.2 Segundo a norma europeia EUROCODE 4 (EN 1994-1-1:2004)

A EN 1994-1-1:2004 também considera algumas hipóteses e limites de aplicabilidade antes de se iniciar o dimensionamento de pilares mistos preenchidos com concreto, semelhantes as prescrições já citadas para a ABNT NBR 8800:2008. Segundo

a norma, além de atender o fator de contribuição e a dupla simetria, o PMPC deve possuir um concreto com capacidade resistente entre 20 e 60 MPa, o aço capacidade resistente entre 235 e 460 MPa e a relação máxima (D/t) deve atender a condição da Equação 2.15.

$$\text{máx } (D/t) = 90 \frac{235}{f_y} \quad (2.15)$$

A norma europeia leva em consideração o aumento da resistência do concreto causado pelo confinamento do tubo de aço no cálculo da capacidade resistente do PMPC. Para isso a esbeltez relativa λ , calculada pela Equação 2.25, não deve exceder 0,5 e a relação $\frac{e}{D}$ deve ser menor que 0,1, onde e é a excentricidade de carga dada por M_{ed}/N_{ed} (EN 1994-1-1:2004). A resistência plástica à compressão ($N_{pl,Rd}$) pode então ser calculada a partir da Equação 2.16:

$$N_{pl,Rd} = \eta_a A_a f_{yd} + A_c f_{cd} \left(1 + \eta_c \frac{t}{D} \frac{f_y}{f_{cd}} \right) \quad (2.16)$$

Onde η_a e η_c são os coeficientes de confinamento do aço e do concreto, calculados pelas Equações 2.17 e 2.18, para elementos com excentricidade de carga igual a zero.

$$\eta_a = \eta_{ao} = 0,25(3 + 2\lambda) \quad (2.17)$$

$$\eta_c = \eta_{co} = 4,9 - 18,5\lambda + 17\lambda^2 \quad (2.18)$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{N_{pl,Rk}}{N_{cr}}} \quad (2.19)$$

Onde:

$N_{pl,Rk}$ é o valor característico da resistência plástica à compressão dada pela Equação 2.20 para PMPCs;

N_{cr} é a força elástica crítica de flambagem (Equação 2.21), calculada com base na rigidez de flexão efetiva $(EI)_{eff}$ (Equação 2.22).

$$N_{pl,Rk} = A_a f_y + A_c f_{ck} + A_s f_{ys} \quad (2.20)$$

$$N_{cr} = \pi^2 \frac{(EI)_{eff}}{KL^2} \quad (2.21)$$

$$(EI)_{eff} = E_a I_a + E_s I_s + K_c E_c I_c \quad (2.22)$$

Onde K_c um fator de correção igual a 0,6.

2.4.3 Segundo a norma americana AISC 360-16:2016

De acordo com a norma americana AISC 360-16:2016, para a determinação da capacidade resistente teórica, os materiais que compõem a estrutura mista devem atender às seguintes limitações:

- O concreto convencional deve possuir resistência à compressão maior que 21 MPa e menor que 69 MPa, enquanto que o concreto leve deve ter resistência entre 21 MPa e 41 MPa;
- A tensão de escoamento mínima do perfil em aço não deve ser maior que 525 MPa;
- A tensão de escoamento mínima das armaduras não deve exceder 550 MPa. Para os PMPCs não é necessário à utilização de armadura longitudinal;
- No caso dos PMPCs, a área da seção transversal de aço deve compor pelo menos 1% da área da seção transversal total do pilar.

A AISC 360-16:2016 estabelece equações para determinar a capacidade resistente de PMPCs duplamente simétricos submetidos à carga axial de compressão (P_n), levando em consideração as rigidezes dos materiais.

Para dimensionamento desses PMPCs, deve-se determinar qual o estado limite de flambagem por flexão a peça se enquadra. O cálculo é realizado através das Equações 2.23 e 2.24 (AISC 360-16:2016):

$$\bullet \text{ Quando } \frac{P_{no}}{P_e} \leq 2,25 \quad P_n = P_{no} \left(0,658 \frac{P_{no}}{P_e} \right) \quad (2.23)$$

$$\bullet \text{ Quando } \frac{P_{no}}{P_e} > 2,25 \quad P_n = 0,877P_e \quad (2.24)$$

Onde:

P_n é o valor característico da resistência plástica do PMPC à compressão;

P_{no} é a capacidade de compressão nominal da seção mista;

P_e é a carga crítica de Euler (Equação 2.25), calculada com base na rigidez efetiva (EI_{eff}) da Equação 2.26.

$$P_e = \pi^2 \frac{(EI_{eff})}{L_c^2} \quad (2.25)$$

$$EI_{eff} = E_a I_a + E_s I_s + C_3 E_c I_c \quad (2.26)$$

Em que L_c é o comprimento efetivo da coluna e C_3 é um coeficiente para o cálculo da rigidez efetiva do PMPC sujeito a compressão, calculado pela Equação 2.27.

$$C_3 = 0,45 + 3 \left(\frac{A_a + A_s}{A_g} \right) \leq 0,9 \quad (2.27)$$

A capacidade nominal de compressão da seção mista (P_{no}) é calculada considerando o efeito da flambagem local. A AISC 360-16:2016 determina a ocorrência flambagem local de acordo com a classificação de PMPCs de seção circular em compacto, não compacto e esbelto, conforme apresentado na Quadro 2.1.

Quadro 2.1 – Classificação dos PMPCs para consideração do efeito de flambagem local (AISC 360-16:2016).

Compacto	Não compacto	Esbelto
$\frac{D}{t} \leq \lambda_p = 0,15 \frac{E_a}{f_y}$	$\lambda_p = 0,15 \frac{E_a}{f_y} < \frac{D}{t} \leq \lambda_r = 0,19 \frac{E_a}{f_y}$	$\lambda_r = 0,19 \frac{E_a}{f_y} < \frac{D}{t} \leq \lambda_{m\acute{a}x} = 0,31 \frac{E_a}{f_y}$

Para os PMPCs compactos, objeto de estudo desse trabalho, P_{no} é igual a capacidade resistente a plastificação da seção mista (P_{no}). Ou seja, nas colunas compactas o modo de falha não ocorre pela flambagem local e sim pela plastificação da seção, calculado conforme Equação 2.28.

$$P_{no} = P_p = f_y A_a + C_2 f'_c \left(A_c + A_s \frac{E_s}{E_c} \right) \quad (2.28)$$

Onde:

f'_c é a capacidade resistente do concreto,

C_2 é 0,85 para seções retangulares e 0,95 para seções circulares.

3 PROGRAMA EXPERIMENTAL

Este programa experimental é uma continuação da pesquisa desenvolvida no Laboratório de Estruturas da UFOP por Natalli (2017). O trabalho de Natalli (2017) teve como objetivo a verificação do comportamento de diferentes tipos de concreto leve na aderência e no confinamento em PMPCs, analisando o comportamento da matriz cimentícia em estado fresco e endurecido. Como continuidade o presente trabalho utiliza esse mesmo tipo de concreto como preenchimento de tubos circulares de parede fina, porém as análises experimentais tiveram como foco a verificação da capacidade resistente à compressão do PMPC, comparando os resultados experimentais com os resultados teóricos das principais prescrições normativas do mundo.

Este capítulo contempla a descrição do programa experimental, definindo desde a nomenclatura dos protótipos ensaiados, procedimentos para a fabricação dos protótipos de PMPC, instrumentação desses protótipos para realização dos ensaios, até a metodologia de ensaio utilizada na técnica experimental.

3.1 Configuração dos Protótipos

Para as análises experimentais, foram utilizados 3 protótipos com perfis tubulares circulares com altura de 200 milímetros, onde o primeiro protótipo não foi preenchido com concreto, o segundo foi preenchido com concreto leve e o terceiro foi preenchido com concreto leve contendo aditivo expensor.

Os protótipos possuem seção transversal com dimensões nominais de fabricação de diâmetro externo (D) igual a 100 milímetros e espessura (t) igual a 2 milímetros.

A fim de facilitar a identificação dos protótipos, foi adotada uma nomenclatura para cada protótipo ensaiado, conforme ilustrado na Figura 3.1.



Figura 3.1 - Nomenclatura dos protótipos.

A principal diferença entre os protótipos é o tipo de concreto utilizado no preenchimento. Portanto, utilizou-se a seguinte nomenclatura:

- SCONC-102x1,9-SA para os tubos sem preenchimento de concreto;
- CLSA-102x1,9-SM para os protótipos mistos preenchidos com concreto leve sem aditivo; e
- CLEX-102x1,9-SM para os protótipos mistos preenchidos com concreto leve e aditivo expansor.

3.2 Materiais utilizados para a fabricação dos protótipos

3.2.1 Caracterização do perfil tubular de aço

Para a fabricação dos protótipos de PMPC foi utilizado perfil tubular circular de aço formado a frio com costura, produzidos com aço de baixa liga SAE1020, segundo especificações do fabricante.

Os tubos utilizados foram cortados em peças com comprimento de 200 milímetros de altura no Laboratório de Estruturas “Prof. Altamiro Tibiriçá Dias”. Após o corte, foram verificados se os tubos possuíam a superfície de corte regular, com uma angulação de aproximadamente 90° com o eixo longitudinal da peça. Os protótipos que não estavam nivelados, foram regularizados com auxílio da lima.

Os dois protótipos preenchidos com concreto, CLSA-102x1,9-SM e CLEX-102x1,9-SM, tiveram uma chapa metálica soldada na parte inferior do tubo para possibilitar a realização das análises desenvolvidas no trabalho de Natalli (2017), onde a

autora verificou o comportamento de expansão do concreto fresco durante seu período de cura.

Para a caracterização do aço foram realizados ensaios de tração utilizando três corpos de prova, fabricados conforme as especificações da ABNT NBR ISO 6892:2018 Materiais metálicos — Ensaio de Tração Parte 1: Método de ensaio à temperatura ambiente. Como resultados foram obtidas as resistências médias ao escoamento (f_y) e à ruptura (f_u) do aço do tubo, conforme apresentado na Tabela 3.1. Os resultados isolados das resistências de cada corpo de prova ensaiados encontram-se no Apêndice A.

Tabela 3.1 - Caracterização do aço dos tubos.

Perfil tubular (dimensões Dxt)	f_y (MPa)	f_u (MPa)
102x1,9	344,14	418,20

3.2.2 Dosagem e caracterização do concreto leve e concreto leve com aditivo expensor

Para a produção dos concretos leves utilizou-se areia natural como agregado miúdo e argila expandida nacional nas graduações de 6-15 mm (CINEXPAN 1506) e 15-22 mm (CINEXPAN 2215) como agregado graúdo.

O cimento utilizado foi o cimento pozolânico CPIV-32RS, fabricado pela empresa Liz, produzido de acordo com a ABNT NBR 5736:1991- Cimento portland pozolânico. A classe de resistência considerada no dimensionamento das misturas foi a C15 (15 MPa) aos 28 dias.

O traço do concreto leve, desenvolvido por Natalli (2017) após estudo do melhor tipo dosagem de argamassa empregada na matriz cimentícia, utilizou relação de 1: 1,35: 0,49: 0,52 (Cimento: Agregado Miúdo: Agregado Graúdo 1 - argila 1506: Agregado Graúdo 2 - argila 2215), com fator água/cimento (A/C) igual a 0,55.

Para fabricação do concreto leve e aditivo expensor, foi adicionada à matriz cimentícia o aditivo MC-Quellmittel fabricado pela empresa Bauchemie. Após a realização

de estudos por Natalli (2017) da dosagem do aditivo expensor, foi utilizada a dosagem de 1%, adotando o mesmo fator A/C do concreto leve sem aditivo.

Para realizar a mistura do concreto foi utilizado o misturador horizontal CSM MF 270LM®. No momento da concretagem dos protótipos de PMPC, também foram concretados os moldes para a fabricação dos corpos de prova de concreto, adensados em 2 camadas com 12 golpes, conforme prescrições da ABNT NBR 5738:2015 - Concreto - Procedimento para Moldagem e Cura de Corpos de Prova. Todos os corpos-de-prova foram desmoldados após 24 horas e curados cobertos por uma manta umedecidos. Esses corpos de prova foram rompidos aos 28 dias e foi analisada a capacidade resistente média f_{cm} e o desvio padrão S_d , sendo a base para a determinação da capacidade resistente do concreto (f_{ck}), conforme a Equação 3.1.

$$f_{ck} = f_{cm} - 1,65 \cdot S_d \quad (3.1)$$

Com os resultados obtidos na caracterização do concreto foi possível determinar a resistência à compressão (f_{ck}) e o módulo de elasticidade (E), conforme apresentado na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Caracterização do concreto utilizado como preenchimento para cada protótipo.

Protótipo	Tipo	Concreto Leve	
		f_{ck} (MPa)	E (MPa)
CLSA-102x1,9-SM	Sem adição	20,96	20240
CLEX-102x1,9-SM	Com aditivo expensor	21,00	24990
SCONC-102x1,9-SA	-	-	-

3.3 Fabricação dos Protótipos

Após o corte do perfil tubular e instrumentação com extensômetros internos e externos, os protótipos foram preenchidos com concreto conforme o traço projetado.

Os PMPCs foram vedados com uma chapa na parte superior através de parafusos que conectam as chapas situadas na parte superior e inferior. Os protótipos foram monitorados por extensômetros durante 28 dias para a realização do ensaio de pré-confinamento de Natalli (2017). Após esse período, a chapa superior foi retirada para realização dos ensaios de compressão previstos nesse trabalho.

3.4 Metodologia de ensaio

3.4.1 Equipamento e configuração de ensaio

Os ensaios experimentais foram realizados na prensa servo-hidráulica modelo HVL da série INSTRON SATEC 5569, fabricado pela empresa *Instron* com célula de carga com capacidade de 2.000 kN e precisão de +/- 0,5% da carga aplicada.

Os protótipos foram centralizados na rótula inferior da prensa acoplada ao prato inferior através de um gabarito. O gabarito foi confeccionado para representar o centróide da seção transversal do perfil de modo a coincidir com os eixos centrais do prato inferior. No prato superior, também foi acoplado uma rótula com a finalidade de garantir a centralização e verticalidade da carga aplicada durante o ensaio de compressão, conforme ilustra a Figura 3.2.

Para auxiliar a medição do deslocamento da peça, foi posicionado uma chapa metálica em cima do protótipo a ser ensaiado.

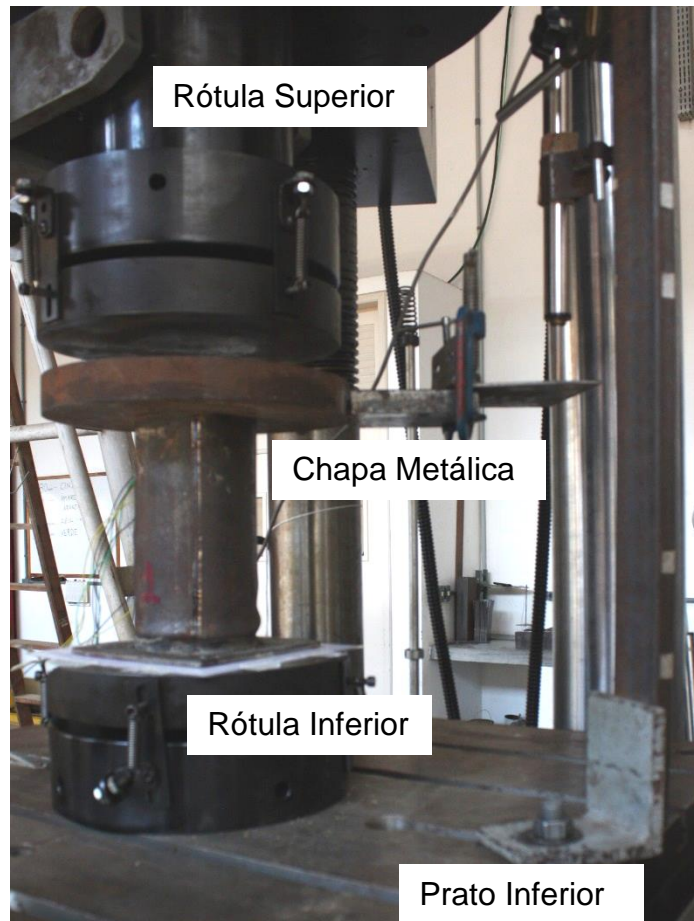


Figura 3.2 – Configuração de ensaio dos protótipos.

3.4.2 Instrumentação dos protótipos

Para os protótipos preenchidos com concreto, CLSA-102x1,9-SM e CLEX-102x1,9-SM, foram utilizados extensômetros elétricos de resistência (EER) tipo roseta 45° colados tanto na parede externa (Figura 3.3-a) quanto na parede interna (Figura 3.3b) na metade do comprimento longitudinal dos tubos de aço para verificar as deformações do aço. Para possibilitar a medição das leituras dos extensômetros internos, foi feita uma perfuração próximo aos extensômetros nas paredes dos tubos para a passagem dos fios de transmissão.

As rosetas medem as deformações em três direções, 0° , 45° e 90° , e visa obter como estado plano de deformação o valor das deformações principais máximas e mínimas no ponto instrumentado.

A colagem dessas rosetas foi realizada antes da concretagem dos protótipos, a meia altura do perfil tubular, para medir as deformações ocasionadas pela expansão do concreto ainda no período de cura do material, utilizadas como dados da pesquisa de Natalli (2017).



(a) (b)
Figura 3.3- Disposição dos extensômetros externos (a) e internos (b).
Fonte: (Natalli, 2017)

No presente trabalho as rosetas têm como finalidade a medição das deformações nas paredes dos tubos durante o ensaio de compressão, verificando a influência dos tipos de concreto utilizado no preenchimento, com e sem expansor, no efeito do confinamento desse concreto. As rosetas foram coladas em um mesmo ponto, porém uma na parte interna outra na parte externa, para medir as deformações com e sem a interferência da espessura da parede do tubo. Para o tubo sem preenchimento não foi utilizada a instrumentação com extensômetros.

Os protótipos também foram instrumentados durante o ensaio experimental com um transdutor linear de deslocamento (*Linear Variational Displacement Transducer - LVDT*). Esse LVDT foi posicionado paralelamente ao eixo longitudinal do protótipo com sua haste móvel apoiada na chapa localizada sobre a seção transversal do protótipo,

conforme configuração de ensaio de acordo com a Figura 3.4. O LVDT tem a função de medir o deslocamento vertical do protótipo a medida que a carga de compressão é aplicada no protótipo durante o ensaio.

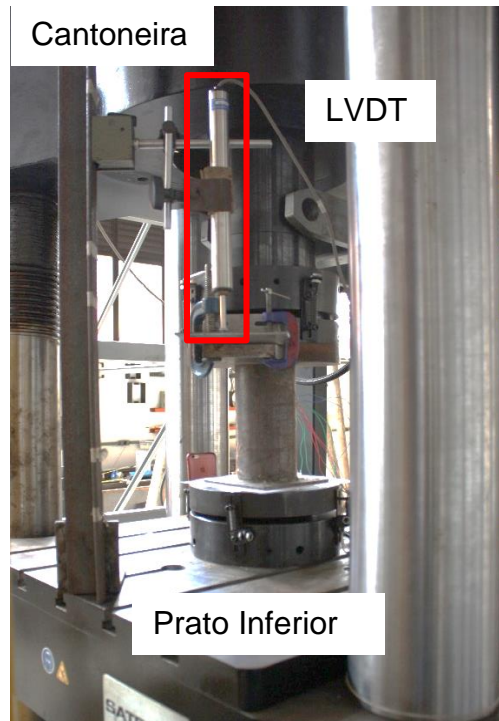


Figura 3.4– Disposição do LVDT vertical na configuração de ensaio.

3.4.3 Procedimento experimental e sistema de aquisição de dados

Para a realização do ensaio, a carga de compressão centrada foi aplicada diretamente na seção mista, aço e concreto, e no tubo de aço para o protótipo sem preenchimento, utilizando controle de deslocamento.

Inicialmente, para o protótipo CLSA-102x1,9-SM, foi utilizado o controle de deslocamento igual a 0,02mm/s, conforme recomendações de ensaios realizados por Xavier (2017). Devido a rapidez na execução desse ensaio, viu-se a necessidade de mudar velocidade para os ensaios dos demais protótipos, sendo utilizado o controle de deslocamento de 0,005 mm/s.

As leituras das cargas foram realizadas pelo sistema de aquisição de dados acoplado à prensa de ensaio, controlado pelo *software Partner 8.4a* da *Instron*. As leituras dos extensômetros e do LVDT foram realizadas pelo sistema de aquisição de dados *Spider 8*, controlado pelo *software Catman 4.5* da *HBM*.

Para análise dos dados, a aquisição de dados dos dois sistemas foi sincronizada de modo a possibilitar as medições simultâneas e posterior tratamento dos dados.

4 APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS

Neste capítulo, serão apresentados os resultados obtidos dos ensaios experimentais dos PMPCs e do perfil tubular de aço submetidos à compressão. Os resultados serão apresentados por meio de gráficos contendo as curvas de Carga *versus* Deslocamento, e, posteriormente, será realizada a análise e comparação desses resultados.

A partir do resultado obtido da curva de Carga *versus* Deslocamento do perfil tubular de aço, será verificado se o perfil atende as formulações teóricas da ABNT NBR 8800:2008. As curvas de Carga *versus* Deslocamento dos PMPCs também serão comparados as formulações teóricas da norma ABNT NBR 8800:2008, da norma AISC 360-16:2016 e da norma EN 1994-1-1:2004. Além disso, será realizada uma comparação entre os resultados experimentais dos protótipos de PMPC com os resultados do protótipo de perfil tubular somado com o resultado da resistência do corpo de prova de concreto, a fim de verificar se há acréscimo na capacidade resistente do PMPC devido ao efeito de confinamento.

Para os protótipos de PMPC instrumentados, também serão analisados os resultados das leituras das rosetas, por meio do comportamento das curvas de Carga *versus* Deformações nas direções 0° , 45° e 90° e calculadas as deformações principais máximas e mínimas do aço.

4.1 Comparação dos resultados experimentais

Ao realizar os ensaios de compressão, foi possível obter como resultados as curvas de Carga *versus* Deslocamento para os protótipos de PMPC e do tubo de aço, conforme ilustra a Figura 4.1. Comparando os resultados obtidos, observa-se que o uso do concreto aumenta a capacidade resistente do pilar misto quando comparado ao pilar de tubo de aço sem preenchimento (Figura 4.1). Isso ocorre, pois a presença do concreto aumenta a capacidade resistente da seção.

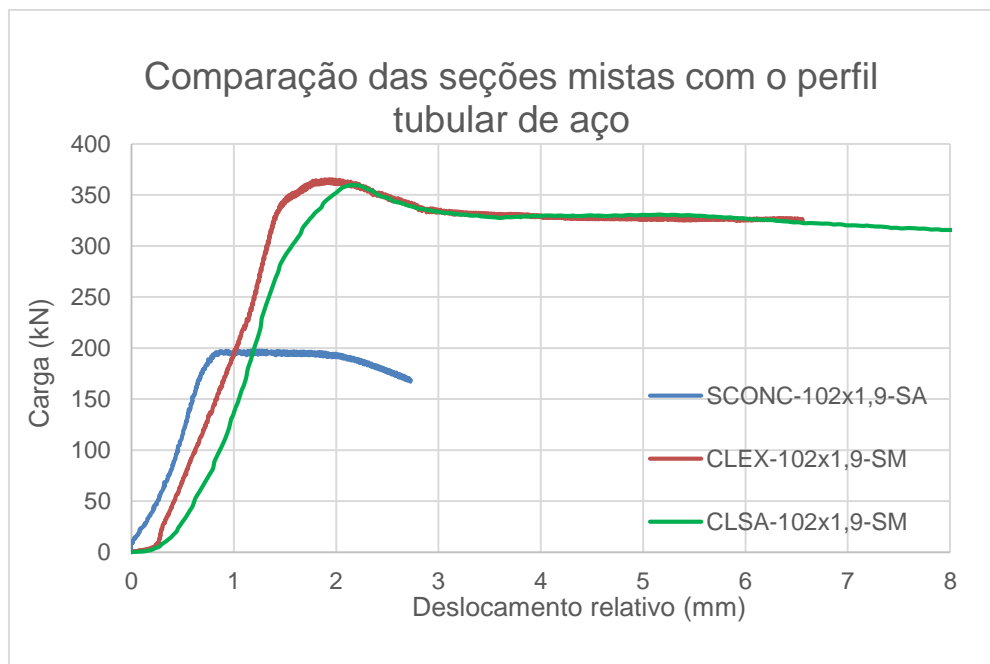


Figura 4.1- Compara o entre os protótipos PMPC e o protótipo tubular de aço.

Além disso,   possível observar que não há muita diferença entre a capacidade resistente dos protótipos de PMPC preenchido com concreto leve e aditivo expansor comparado ao PMPC que só possui concreto leve.

Comparando os resultados dos PMPCs, observa-se que o protótipo com aditivo expansor (CLEX-102x1,9-SM) apresenta capacidade resistente de 365,52 kN, e o concreto leve sem aditivo (CLSA-102x1,9-SM) de 359,44 kN. Isso demonstra que mesmo o concreto leve contendo aditivo expansor, sendo mais poroso que o concreto leve sem aditivo, a capacidade resistente do PMPC com expansor   um pouco superior ao PMPC sem aditivo. Isso pode ser explicado devido a diminui o da retra o causada pelo aditivo expansor, que proporciona maior aderência e um pr -confinamento e auxilia na capacidade resistente do concreto leve.

Para compara o com os resultados dos protótipos de PMPC, o resultado da capacidade resistente do tubo de aço (SCONC-102x1,9-SA) foi somado com o resultado da resistência do ensaio do corpo de prova de concreto CSA ($A_c f_{ck}$), considerando o concreto não confinado pelo tubo, conforme apresentado na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Capacidades resistentes dos protótipos do tubo de Aço, Concreto Leve sem o tubo e a soma do Tubo de aço e do concreto leve.

Tubo de aço (kN)	Concreto Leve (A_{cfck}) (kN)		Tubo de aço + Concreto Leve (kN)	
	CSA	CEX	SCONC-102x1,9-SA + CSA	SCONC-102x1,9-SA + CEX
197,42	158,75	159,05	356,17	356,47

Comparando os resultados da capacidade resistente do PMPC com soma do tubo de aço e do concreto não confinado, Tabela 4.2, é possível observar que o PMPC obteve um pequeno ganho de capacidade resistente, insignificante, quando comparado à soma da capacidade resistente dos dois materiais isolados.

Tabela 4.2 – Comparação da capacidade resistente do protótipo de PMPC com a capacidade resistente do tubo de aço somado com o concreto não confinado.

Tipo de concreto	Protótipo de PMPC (kN)	Tubo de aço + concreto leve (kN)	% Ganho de capacidade resistente
Concreto leve sem aditivo	359,44	356,17	0,91
Concreto leve com aditivo expensor	365,52	356,47	2,48

Apesar do ganho de capacidade resistente ser pequeno nos dois protótipos de PMPC, observa-se que ele é um pouco maior para o protótipo preenchido com concreto leve e aditivo expensor, cerca de 2,48% em comparação com 0,91% do concreto sem aditivo (Tabela 4.2). Isso pode ser explicado pela contribuição do aditivo expensor no efeito do confinamento e na aderência entre o aço e concreto, que contribuem para um acréscimo da capacidade resistente do pilar preenchido. Em contrapartida, perfis tubulares de parede fina não possuem rigidez o suficiente para proporcionar confinamento ao núcleo de concreto.

Para realizar uma análise mais precisa dos efeitos do confinamento, é necessário comparar esses valores experimentais com as formulações teóricas e verificar se esse confinamento é relevante em termos de cálculo estrutural. Para isso, será observado qual dos resultados teóricos se aproxima mais dos resultados experimentais, a norma europeia (que leva em consideração o confinamento) ou as normas brasileira e americana (que não consideram o confinamento).

4.2 Comparação da capacidade resistente à compressão teórica e experimental

4.2.1 Para o tubo de aço sem preenchimento

Para o cálculo da força axial de compressão resistente característico ($N_{c, rk}$) do tubo de aço, foram utilizadas as formulações teóricas descritas no Capítulo 3, conforme recomendações da ABNT NBR 8800:2008.

A fim de verificar a capacidade resistente da seção de aço, comparou-se o valor experimental obtido no ensaio com as formulações teóricas da norma ABNT NBR 8800:2008 (Tabela 4.3). Observa-se que o resultado experimental varia 4% do resultado da formulação teórica. Esse valor demonstra que o valor experimental está abaixo do valor teórico esperado, o que não é ideal, porém essa variação não é significativa a ponto das equações da ABNT NBR 8800:2008 serem consideradas contra a segurança.

Tabela 4.3 - Comparação do resultado experimental da capacidade resistente do aço ao esforço axial de compressão com as formulações ABNT NBR 8800:2008.

Protótipo	$N_{c, rk} \text{ teo (kN)}$	$N_{c, rk} \text{ exp (kN)}$	$N_{c, rk} \text{ exp} / N_{c, rk} \text{ teo}$
SCONC-102x1,9-SA	205,15	197,42	0,96

4.2.2 Para o PMPC segundo as determinações da EN 1994-1-1:2004

Para verificar se o pequeno confinamento verificado nos ensaios experimentais dos PMPCs é válido em termos de cálculo estrutural, comparou-se os valores experimentais com os valores teóricos obtidos pelas formulações da EN 1994-1-1:2004 (Tabela 4.4).

Tabela 4.4 - Comparação dos resultados experimentais da capacidade resistente ao esforço axial de compressão com as formulações da EN 1994-1-1:2004.

Protótipo	$N_{pl, rk} \text{ teo (kN)}$	$N_{pl, rk} \text{ exp (kN)}$	$N_{pl, rk} \text{ exp} / N_{pl, rk} \text{ teo}$
CLSA-102x1,9-SM	489,33	359,44	0,73
CLEX-102x1,9-SM	491,29	365,52	0,74

Observa-se que os resultados experimentais apresentam variação de 0,73 e 0,74 dos resultados teóricos. Logo, as formulações da EN 1994-1-1:2004 não devem ser aplicadas aos protótipos analisados, pois apresentam resultados contra a segurança.

Assim como Oliveira *et al.* (2009) e Ekmekyapar e AL-Eliwi, (2016), no presente trabalho também verifica-se que as equações da EN 1994-1-1:2004 apresentaram resultados inferiores aos experimentais, contra a segurança, para protótipos de parede fina. Isso porque a EN 1994-1-1:2004 leva em conta o confinamento do concreto nas suas formulações. Esse resultado corrobora com os resultados dos demais autores, que afirmam que para elementos de parede fina as equações da norma europeia não atendem aos limites de aplicabilidade. Conclui-se que o efeito do confinamento não é significativo para esse tipo de PMPC com parede fina, visto que a capacidade resistente teórica está contra a segurança.

4.2.3 Para o PMPC segundo as determinações da ABNT NBR 8800:2008

Ao comparar os resultados experimentais com as formulações da ABNT NBR 8800:2008, observa-se que as equações da norma brasileira fornecem resultados bem próximos dos experimentais, como apresentado na Tabela 4.5. Observa-se que os resultados experimentais apresentam variação de 1,01 e 1,03 dos resultados teóricos e, portanto, as equações da ABNT NBR 8800:2008 estão a favor da segurança para os protótipos analisados.

Tabela 4.5 - Comparação dos resultados experimentais da capacidade resistente ao esforço axial de compressão com as formulações da ABNT NBR 8800:2008.

Protótipo	$N_{pl, rk} teo$ (kN)	$N_{pl, rk} exp$ (kN)	$N_{pl, rk} exp / N_{pl, rk} teo$
CLSA-102x1,9-SM	355,43	359,44	1,01
CLEX-102x1,9-SM	355,78	365,52	1,03

Segundo os limites de aplicabilidade da ABNT NBR 8800:2008, o uso das equações para o cálculo da capacidade resistente teórica do PMPC à compressão é limitada para elementos preenchidos com concretos com densidade normal. Para este

trabalho, mesmo sendo utilizado o concreto leve, os resultados da norma brasileira se apresentaram mais satisfatórios que os da norma européia.

4.2.4 Para o PMPC segundo as determinações da AISC 360-16:2016

Para completar as análises entre os resultados teóricos e experimentais dos PMPCs, os valores experimentais também foram comparados as formulações da AISC 360-16:2016.

Ao comparar a capacidade resistente experimental com os valores teóricos da AISC 360-16:2016, observa-se que as equações da norma americana fornecem resultados muito próximos aos resultados da ABNT NBR 8800:2008, como apresentado na Tabela 4.6.

Tabela 4.6 - Comparação dos resultados experimentais da capacidade resistente ao esforço axial de compressão com as formulações da AISC 360-16:2016.

Protótipo	$N_{pl, rk} \text{ teo (kN)}$	$N_{pl, rk} \text{ exp (kN)}$	$N_{pl, rk} \text{ exp} / N_{pl, rk} \text{ teo}$
CLSA-102x1,9-SM	355,42	359,44	1,01
CLEX-102x1,9-SM	355,77	365,52	1,03

As formulações da ABNT NBR 8800:2008, para verificação da capacidade resistente à esforços axiais de compressão de PMPCs, foram baseadas nas formulações da AISC 360-16:2016. Logo, era esperada a proximidade dos resultados teóricos das duas normas. Porém essas normas se diferem em um ponto. Enquanto que as equações da ABNT NBR 8800:2008 limitam-se a concretos de densidade normal, a AISC 360-16:2016 considera que suas formulações podem ser aplicadas a concretos leves, desde que o concreto possua resistência entre 21 MPa e 41 MPa (limite de resistência aplicável para esse trabalho).

4.3 Deformações nas paredes dos tubos dos PMPCs

Analisando as Figuras 4.2 e 4.3, onde mostram as curvas de Carga *versus* Deformação medidas pelas rosetas dos protótipos CLSA-102x1,9-SM e CLEX-102x1,9-

SM, pode-se observar que está ocorrendo deformações na direção vertical de aplicação de carga, na direção horizontal e a 45° nas paredes externa e interna de ambos os protótipos de PMPC.

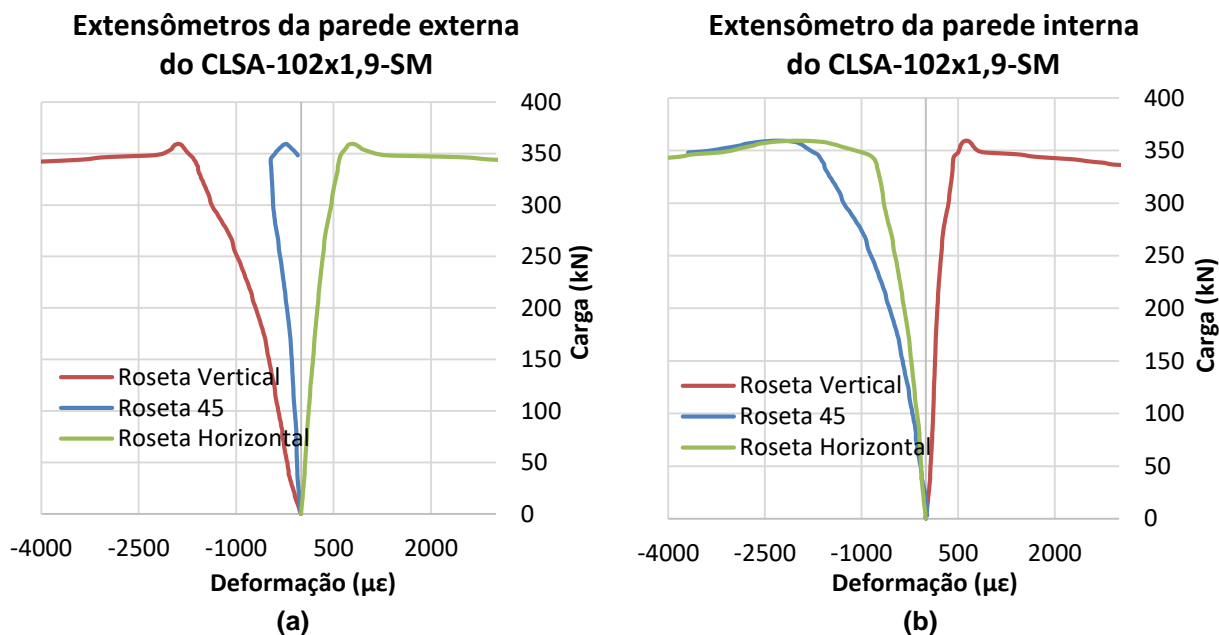


Figura 4.2 - Curvas de Carga versus Deformação do protótipo CLSA-102x1,9-SM: (a) da parede externa; e (b) interna do perfil tubular.

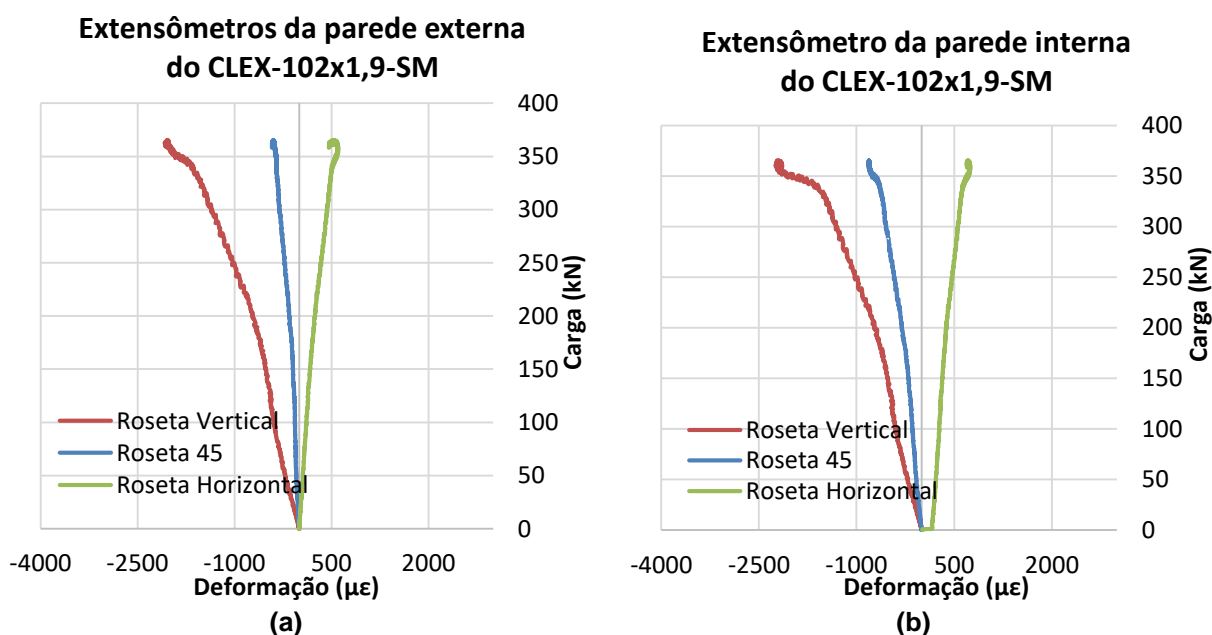


Figura 4.3 – Curvas de Carga versus Deformação do protótipo CLEX-102x1,9-SM: (a) da parede externa; e (b) interna do perfil tubular.

Verifica-se que tanto a parede externa quanto a parede interna do protótipo CLSA-102x1,9-SM apresentou deformações em todas as direções maiores que o protótipo CLEX-102x1,9-SM (Figura 4.2 e Figura 4.3).

Na roseta da parede interna do protótipo CLSA-102x1,9-SM (Figura 4.2-b) observa-se que o sinal do extensômetro vertical indica que está ocorrendo tração na parede interna do perfil tubular, enquanto que na parede externa o sinal do extensômetro vertical indica que ocorre compressão (Figura 4.2-a). O contrário ocorre com o extensômetro horizontal, que indica que ocorreu compressão na superfície interna (Figura 4.2-b) e tração na superfície externa (Figura 4.2-a). Uma possível explicação para a ocorrência desses sinais opostos seria a plastificação da parede do tubo, que nesse protótipo ocorreu exatamente no ponto de instrumentação, gerando uma plastificação com concavidade que traciona a superfície interna e comprime a superfície externa do aço na direção vertical, conforme ilustrado na Figura 4.4.



Figura 4.4- Deformação na parede do tubo do protótipo CLSA-102x1,9-SM após ensaio de compressão.

Conforme ilustra a Figura 4.3, o extensômetro vertical interno do protótipo com aditivo expansor CLEX-102x1,9-SM apresentou comportamento contrário ao sem aditivo, onde tanto o extensômetro vertical interno quanto o externo apresentaram deformações negativas. Uma possível explicação seria que neste caso não houve uma plastificação da parede do tubo sobre o ponto instrumentado, sendo o acúmulo de tensões e a

ocorrência de plastificação com concavidade se deram em outra região do protótipo, como ilustra a Figura 4.5.

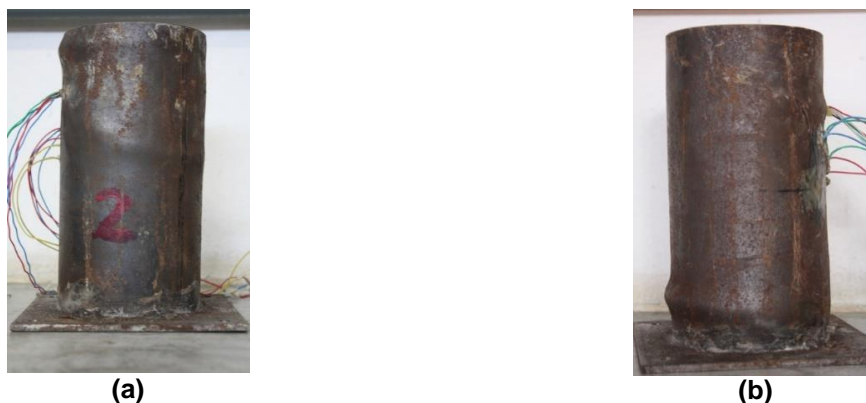


Figura 4.5 - Deformação na parede do tubo do protótipo CLEX-102x1,9-SM: (a) localização da plastificação do tubo na parte frontal do protótipo; (b) ponto de instrumentação da roseta sem deformações plásticas visuais.

Observou-se também que o carregamento da seção gerou deformações em pontos específicos das paredes do tubo, conforme ilustram as Figuras 4.4, 4.5 e 4.6, o que é esperado em função do efeito da concentração de tensões que para altos carregamentos causam deformações plásticas na parede do perfil tubular do tipo “pata de elefante”, nomenclatura utilizada para plastificação em tubos circulares.



Figura 4.6 - Deformação da parede do tubo do protótipo sem concreto.

Após o ensaio, os protótipos de PMPCs foram abertos de modo a verificar a integridade de concreto e dos extensômetros colados na parede interna. Observou-se que no protótipo CLSA-102x1,9-SM, houve descolamento do extensômetro de parede interna (Figura 4.7-a) e ruptura cisalhada lateral no concreto confinado (Figura 4.7-b e

Figura 4.7-c). Não é possível concluir se o descolamento e a ruptura ocorreram devido ao tipo de concreto utilizado ou devido ao alívio de tensões do perfil tubular após o corte.

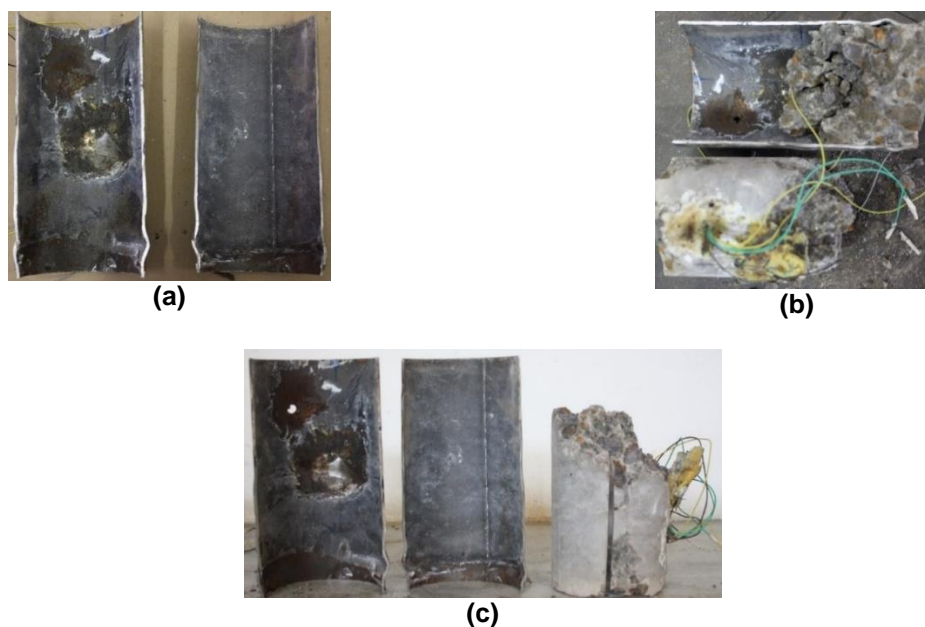


Figura 4.7 - Perfil tubular do protótipo CLSA-102x1,9-SM aberto após o ensaio.

Ao abrir o perfil tubular do protótipo CLEX-102x1,9-SM, verificou-se que não houve descolamento do extensômetro (Figura 4.8-a) e ruptura do concreto confinado (Figura 4.8-b). Observou-se que o aditivo expander proporcionou maior coesão ao concreto e manteve sua integridade.



Figura 4.8 - Perfil tubular do protótipo CLEX-102x1,9-SM aberto após o ensaio.

O Quadro 4.1 apresenta as deformações nas direções 0° , 45° e 90° , para os protótipos CLSA-102x1,9-SM e CLEX- 102x1,9-SM, para o carregamento de 203 kN, onde o aço está em regime elástico, visto que não é possível comparar de maneira

adequada o comportamento do aço em regime plástico devido ao modo de plastificação que ocorreu no ponto instrumentado do CLSA-102x1,9-SM.

Quadro 4.1- Deformações na parede interna e externa dos protótipos CLSA-102x1,9-SM e CLEX-102x1,9-SM nas direções (0°, 45°, 90°).

	<i>Extensômetros Externos ($\mu\epsilon$):</i>		<i>Extensômetros Internos ($\mu\epsilon$):</i>	
	<i>CLSA- 102x1,9-SM</i>	<i>CLEX- 102x1,9-SM</i>	<i>CLSA- 102x1,9-SM</i>	<i>CLEX- 102x1,9-SM</i>
Vertical	-708,96	-719,28	179,04	-725,52
45°	-222,00	-155,04	-557,44	-302,04
Horizontal	257,04	246,24	-343,44	308,88

A partir do estado plano de deformação é possível obter o valor das deformações principais no ponto instrumentado, conforme formulações apresentadas no Apêndice A. Foram calculadas as deformações principais máximas ϵ_1 e mínimas ϵ_2 da parede do perfil tubular e o ângulo de distorção γ_{xy} conforme indicado no Quadro 4.2.

Quadro 4.2- Deformações principais máximas e mínimas e ângulo de distorção dos protótipos CLSA-102x1,9-SM e CLEX- 102x1,9-SM nas paredes externa e interna do perfil tubular.

	<i>Extensômetros Externos ($\mu\epsilon$):</i>		<i>Extensômetros Internos ($\mu\epsilon$):</i>	
	<i>CLSA- 102x1,9-SM</i>	<i>CLEX- 102x1,9-SM</i>	<i>CLSA- 102x1,9-SM</i>	<i>CLEX- 102x1,9-SM</i>
γ_{xy}	229,92	318,00	-393,04	114,60
ϵ_1	270,53	271,75	244,70	312,04
ϵ_2	-722,45	-744,79	-409,10	-728,68

Ao analisar os resultados, comprova-se que as deformações das paredes do perfil tubular do protótipo CLEX-102x1,9-SM, em todas as direções tanto internas como externas, foram maiores que do perfil tubular CLSA-102x1,9-SM para um mesmo nível de carregamento. Isso indica que o concreto leve com aditivo expansor utilizado com núcleo de preenchimento solicita mais a parede do perfil tubular, ou seja, reage mais ao confinamento do que o concreto leve sem aditivo.

5 CONCLUSÕES

A partir dos resultados obtidos nos ensaios experimentais, foi possível verificar que os protótipos de PMPCs com concretos leves analisados apresentam um bom desempenho quanto a capacidade resistente.

O comportamento do pilar preenchido com concreto leve e aditivo expansor mostrou-se satisfatório quando comparado ao PMPC com concreto leve sem aditivo. Isso porque não há diminuição da capacidade resistente, mesmo com o aumento de índice de vazios, e ainda há uma redução no peso próprio da estrutura quando se utiliza o expansor. Comparando os resultados experimentais, verifica-se que há um pequeno acréscimo da capacidade resistente do PMPC quando utiliza-se o concreto com aditivo expansor. Com base nos estudos das bibliografias relacionadas ao tema, observou-se que esse acréscimo da capacidade resistente nos PMPCs é devido ao pré-tensionamento que o expansor provoca na parede do tubo, que melhora a pressão de confinamento e auxilia na formação da adesão química entre o aço e o concreto (parcela que contribui para a formação da aderência).

Porém quando comparam-se os resultados experimentais é possível observar que o PMPC obteve um ganho de capacidade resistente insignificante quando comparado à soma da capacidade resistente dos dois materiais isolados (tubo de aço + concreto não confinado). Apesar do ganho de capacidade resistente devido ao confinamento ser bem pequeno nos dois protótipos de PMPC, observa-se que ele é um pouco maior para o protótipo preenchido com concreto leve e aditivo expansor, cerca de 2,48% em comparação com 0,91% do concreto sem aditivo. Isso pode ser explicado pela contribuição do aditivo expansor no efeito do confinamento e na aderência entre o aço e concreto, que contribuem para um acréscimo da capacidade resistente do pilar preenchido. Em contrapartida, perfis tubulares de parede fina não possuem rigidez o suficiente para proporcionar confinamento ao núcleo de concreto.

Ao comparar os dados experimentais dos ensaios de compressão dos protótipos preenchidos com concreto com as formulações teóricas da EN 1994-1-1:2004, verificou-se que o confinamento não pode mesmo ser considerado para esses protótipos de PMPC

de paredes finas. Observou-se que o dimensionamento desse tipo de seção mista utilizando as equações da norma européia, levam a resultados contra à segurança. Isso porque a EN 1994-1-1:2004 leva em consideração o confinamento para o cálculo da capacidade resistente de PMPCs.

Comparando esses resultados experimentais com as formulações teóricas da ABNT NBR 8800:2008, observa-se que os resultados teóricos apresentaram-se próximos experimentais e à favor da segurança, mesmo a norma brasileira determinando que as equações para o dimensionamento de PMPCs deve ser realizado apenas para elementos com concreto de densidade normal. Logo, verifica-se a necessidade de atualização dos limites de aplicabilidade das formulações teóricas da norma brasileira, considerando utiliza-lás também em pilares mistos preenchidos com concreto leve.

Ao comparar os resultados experimentais com as formulações teóricas da norma americana AISC 360-16:2016, observa-se que os protótipos também apresentam resultados experimentais próximos aos resultados teóricos e à favor da segurança. Além disso, os limites de aplicabilidade da norma americana englobam o concreto leve com capacidade resistente em 21 MPa e 41 MPa, portanto, verifica-se que é possível reformular os limites de aplicabilidade da ABNT NBR 8800:2008 para incluir também concretos leves.

A ABNT NBR 8800:2008 e a AISC 360-16:2016, não consideram o confinamento para a determinação da capacidade resistente teórica de PMPCs, logo, conclui-se que esses PMPCs de parede fina analisados nessa pesquisa não apresentam confinamento significativo.

Ao analisar os extensômetros dos PMPCs, verifica-se que o protótipo CLEX-100x2-SM obteve maior deformação na parede do perfil tubular do que protótipo CLSA-100x2-SM para um mesmo nível de carregamento com o aço em regime elástico. Isso era esperado, visto que o concreto leve com aditivo expansor além de ter menor módulo de elasticidade que o concreto convencional, também tem maior índice de vazios. A maior deformação com capacidade resistente similar confirma que a utilização de concreto leve com aditivo expansor solicita mais a parede do perfil tubular, ou seja, suporta melhor os esforços de compressão ao expandir-se, do que o concreto leve sem aditivo.

Com relação a comparação dos resultados experimentais do tubo sem preenchimento com as formulações teóricas da ABNT NBR 8800:2008, observa-se que a capacidade resistente experimental foi próxima da capacidade resistente teórica obtida pela equações da norma.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT. Associação Brasileira de Normas Técnicas. (1991) *NBR 5736: Cimento portland pozolânico*, in. Rio de Janeiro, RJ.

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

ABNT. Associação Brasileira de Normas Técnicas. (2010) *NBR 14762: Dimensionamento de aço constituídas por perfis formados a frio*. Rio de Janeiro, RJ.

ABNT. Associação Brasileira de Normas Técnicas. (2013) *NBR 16239: Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edificações com Perfis Tubulares*. Rio de Janeiro, RJ.

ABNT. Associação Brasileira de Normas Técnicas. (2015) *NBR 5738: Concreto - Procedimento para Moldagem e Cura de Corpos de Prova*. Rio de Janeiro, RJ.

ABNT. Associação Brasileira de Normas Técnicas. (2015) *NBR 8953: Concreto para Fins Estruturais - Classificação pela Massa Específica, por Grupos de Resistência e Consistência*. Rio de Janeiro, RJ.

ABNT. Associação Brasileira de Normas Técnicas. (2018) *ABNT NBR ISO 6892:2018 Materiais metálicos — Ensaio de Tração Parte 1: Método de ensaio à temperatura ambiente*. Rio de Janeiro, RJ.

AISC. American Institute of Steel Construction (2016) *360-16: Specification for Structural Steel Buildings*. Chicago, Illinois- EUA.

Araújo, A. H. M.; Sarmanho, A. M.; Batista, E. M.; Requena, J. A. V. . F. and R. H.; Pimenta, R. J. (2016) *Projeto de estruturas de edificações com perfis tubulares de aço*. Belo Horizonte.

Caldas, R. B.; Fakury, R. H.; Jr., J. B. M. de S. (2007) *Bases do dimensionamento de pilares mistos de aço e concreto segundo o projeto de revisão da NBR 8800*, Revista Escola de Minas, pp. 271–276.

Carballosa, P.; Calvo, J. L. G.; Revuelta, D.; Sánchez, J. J.; Gutiérrez, J. P. (2015) *Influence of cement and expansive additive types in the performance of self-compacting concretes for structural elements*, Construction and Building Materials, 93(223–229).

CBCA. Centro Brasileiro da Construção em Aço. (2012) *Manual de Construção em Aço*:

Estruturas Mistas, Vol. 1. 2. ed. Rio de Janeiro.

CBCA. Centro Brasileiro da Construção em Aço. (2014) *Manual de Estruturas compostas por perfis formados à frio*.

De Nardin, S.; El Debs, A. L. H. C. (2007) *Axial load behaviour of concrete-filled steel tubular columns*, Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings, 160(1), pp. 13–22. doi: 10.1680/stbu.2007.160.1.13.

De Nardin, S. (1999) *Estudo teórico-experimental de pilares mistos compostos por tubos de aço preenchidos com concreto de alta resistência*. Dissertação de Mestrado. São Carlos, SP: Universidade de São Paulo.

Educalingo (2019) *Dicionário da língua portuguesa*. Available at: <https://educalingo.com/pt/dic-pt/adesao> (Accessed: 5 June 2019).

Ekmekyapar, T. e Al-Eliwi, B. J. M. (2016) *Experimental behaviour of circular concrete filled steel tube columns and design specifications*, Thin-Walled Structures, 105, pp. 220–230. doi: 10.1016/j.tws.2016.04.004.

EN 1994-1-1:2004. Eurocode 4: (2004) *Design of Composite Steel and Concrete Structures, Part 1.1: General Rules and Rules for Buildings*. Brussels, Belgium: European Committee for Standardization.

Feng, R.; Chen, Y.; He, K.; Wei, J.; Chen, B.; Zhang, X. (2018) *Push-out tests of concrete-filled stainless steel SHS tubes*, Journal of Constructional Steel Research, 145, pp. 58–69. doi: 10.1016/j.jcsr.2018.02.016.

Giakoumelis, G. e Lam, D. (2004) *Axial capacity of circular concrete-filled tube columns*, Journal of Constructional Steel Research, 60(7), pp. 1049–1068. doi: 10.1016/j.jcsr.2003.10.001.

Glass, N. (2017) *North Glass*. Available at: <http://www.northglass.global/news/detail/id/93.html> (Accessed: 3 June 2019).

Johansson, M. e Åkesson, M. (2002) *Finite element study of concrete-filled steel tubes using a new confinement-sensitive concrete compression model*, Nordic Concrete Research, 2(27), pp. 43–62.

Lai, Z., Varma, A. H. e Zhang, K. (2014) *Noncompact and slender rectangular CFT members: Experimental database, analysis, and design*, Journal of Constructional Steel Research, 101, pp. 455–468. doi: 10.1016/j.jcsr.2014.06.004.

Mehta, P. e Monteiro, P. J. M. (2014) *Concreto: Microestrutura, Propriedades e Materiais*. 2a ed. São Paulo, 2014: IBRACON.

- Natalli, J. F. (2017) *Desempenho do concreto leve em seções mistas*. Dissertação de Mestrado. Ouro Preto, MG: Universidade Federal de Ouro Preto.
- Neto, J. G. R. (2016) *Análise teórico-experimental do uso de parafuso estrutural como conector de cisalhamento em pilar misto composto de perfil tubular preenchido com concreto*. Tese de Doutorado. Ouro Preto, MG: Universidade Federal de Ouro Preto.
- Oliveira, W. L. A. de; De Nardin, S.; El Debs, A. L. H. de C. (2009) *Dimensionamento de pilares preenchidos de seção circular submetidos à compressão simples, segundo a NBR 8800:2008 e Eurocode 4:2004: comparação com resultados experimentais*, Revista Escola de Minas, pp. 73–85.
- Oliveira, W. L. A. de (2008) *Análise teórico-experimental de pilares mistos preenchidos de seção circular*. Tese de Doutorado. São Carlos, SP: Universidade de São Paulo.
- Qu, X.; Chen, Z.; Nethercot, D. A.; Gardner, L.; Theofanous, M. (2013) *Load-reversed push-out tests on rectangular CFST columns*, Journal of Constructional Steel Research, 81, pp. 35–43. doi: 10.1016/j.jcsr.2012.11.003.
- Qu, X.; Chen, Z.; Nethercot, D. A.; Gardner, L.; Theofanous, M. (2015) *Push-out tests and bond strength of rectangular CFST columns*, Steel and Composite Structures, 19(1), pp. 21–41. doi: 10.12989/scs.2015.19.1.021.
- Richart, F. E.; Brandtzaeg, A.; Brown, R. L. (1928) *A study of the failure of concrete under combined compressive stresses*, Engineering Experimental Station, p. 104.
- Rodrigues, B. H. (2016) *Estudo da aderência ao aço dos concretos convencional, leve e com ar incorporado em seções mistas de perfis tubulares*. Dissertação de Mestrado. Ouro Preto, MG: Universidade Federal de Ouro Preto.
- Rosignolo, J. A. (2009) *Concreto leve estrutural: produção, propriedades, microestrutura e aplicações*. PINI. São Paulo, SP, Brasil.
- Souza, D. A. de; Freitas, M. S. da R.; Freitas, A. M. S. (2006) *Estabilidade de colunas com seções enrijecidas em perfis de aço formados a frio*, Rem: Revista Escola de Minas, 59(2), pp. 199–205. doi: 10.1590/S0370-44672006000200009.
- Tao, Z.; Song, T.; Uy, B.; Han, L.-H. (2016) *Bond behavior in concrete-filled steel tubes*, Journal of Constructional Steel Research, 120, pp. 81–93. doi: 10.1016/j.jcsr.2015.12.030.
- Virdi, K. S. e Dowling, P. J. (1980) *Bond strength in concrete filled steel tubes*, IABSE - International Association for Bridge and Structural Engineering, (3), pp. 125–137.
- Xavier, E. M.; Neto, J. G. R.; Sarmanho, A. M. C.; Roquete, L.; Paula, L. G. C. D. (2019)

Experimental analysis of bolts employed as shear connectors in circular concrete-filled tube columns, Revista IBRACON de Estruturas e Materiais, 12(2), pp. 337–370. doi: 10.1590/s1983-41952019000200008.

Xavier, E. M. (2017) *Análise teórico-experimental do uso de parafuso estrutural como conector de cisalhamento em pilar misto composto de perfil tubular retangular preenchido com concreto*. Dissertação de Mestrado. Ouro Preto, MG: Universidade Federal de Ouro Preto.

Xu, C.; Chengkui, H.; Decheng, J.; Yuancheng, S. (2009) *Push-out test of pre-stressing concrete filled circular steel tube columns by means of expansive cement*, Construction and Building Materials, 23(1), pp. 491–497. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2007.10.021.

APÊNDICE A

Neste apêndice serão apresentados os dados dos corpos de prova do aço submetidos à tração, a fim de apresentar como foi calculado a tensão de escoamento (f_y) e de ruptura (f_u) do aço, bem como apresentar as formulações para cálculo das deformações principais ε_1 e ε_2 da parede do tubo interna e externa através dos extensômetros.

Para verificar a capacidade resistente dos corpos de prova do aço submetidos à tração, foi feito um ensaio com três corpos de prova. A Figura A ilustra os resultados obtidos durante o ensaio e a Tabela A apresenta um resumo das tensões de escoamento (f_y) e tensões de ruptura (f_u) dos corpos de prova.

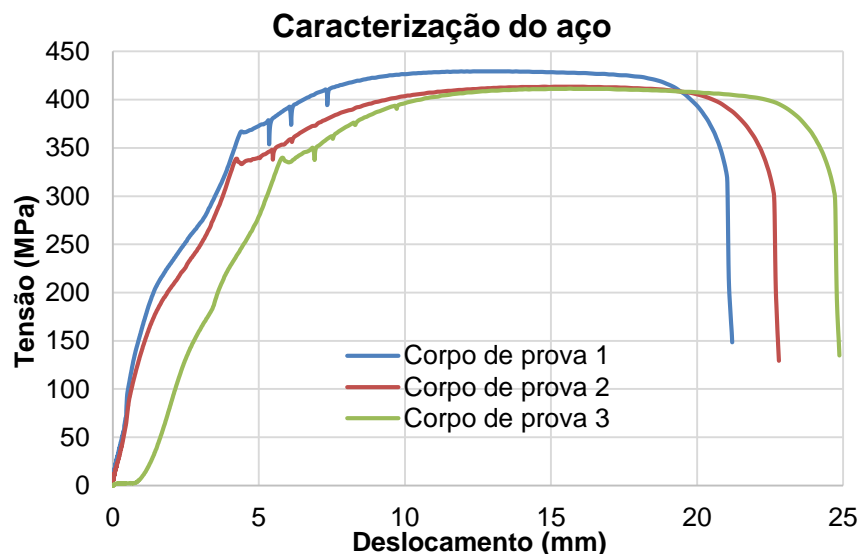


Figura A - Curva de Tensão *versus* Deformação dos corpos de prova submetidos à tração.

Tabela A – Tensão de escoamento f_y e tensão de ruptura f_u dos corpos de prova.

	Corpo de Prova 1	Corpo de Prova 2	Corpo de Prova 3	Média
f_y	366,09	335,06	333,23	344,14
f_u	429,50	413,41	411,58	418,20

Ao encontrar a média dos resultados da resistência de escoamento (f_y) verificou-se que o valor do corpo de prova 1 variou cerca de 9% dos outros valores. Mesmo assim, optou-se por não descartar a amostra.

Para calcular as deformações principais máximas ε_1 e mínimas ε_2 da parede do perfil tubular, é necessário utilizar as Equações A.1 e A.2:

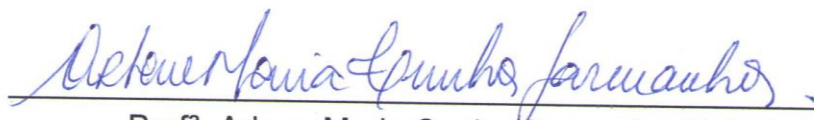
$$\varepsilon_1 = \frac{\varepsilon_x + \varepsilon_y}{2} + \sqrt{\left(\frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{2}\right)^2 + \left(\frac{\gamma_{xy}}{2}\right)^2} \quad (\text{A.1})$$

$$\varepsilon_2 = \frac{\varepsilon_x + \varepsilon_y}{2} - \sqrt{\left(\frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{2}\right)^2 + \left(\frac{\gamma_{xy}}{2}\right)^2} \quad (\text{A.2})$$

Sendo a distorção angular calculada pela Equação A.3:

$$\gamma_{xy} = \varepsilon_{45} - (\varepsilon_x + \varepsilon_y) \quad (\text{A.3})$$

Certifico que o aluno(a): **Letícia Gualberto Caldeira De Paula**, autor(a) do trabalho de conclusão de curso intitulado “**Análise de Pilares Mistos Tubulares Circulares de Paredes Esbeltas**”, efetuou as correções sugeridas pela banca examinadora e que estou de acordo com a versão final do trabalho.



Prof^a. Arlene Maria Cunha Sarmanho (D.Sc.) – UFOP

Orientador(a)

Ouro Preto, 17 de julho de 2019.