



Universidade do Estado do Rio de Janeiro

Centro de Tecnologia e Ciências

Faculdade de Engenharia

Juan Manuel Villar dos Santos

**Análise numérica de colunas curtas do tipo *CFDST* com tubo
externo em aço inoxidável**

Rio de Janeiro

2020

Juan Manuel Villar dos Santos

**Análise numérica de colunas curtas do tipo *CFDST* com tubo externo em aço
inoxidável**

Dissertação apresentada, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre, ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, da Universidade do Estado do Rio de Janeiro. Área de concentração: Estruturas.

Orientadores: Prof. Dr. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco
Prof. Dr. André Tenchini da Silva

Rio de Janeiro
2020

CATALOGAÇÃO NA FONTE
UERJ / REDE SIRIUS / BIBLIOTECA CTC/B

S237 Santos, Juan Manuel Villar dos.
Análise numérica de colunas curtas do tipo CFDST com tubo externo em aço inoxidável / Juan Manuel Villar dos Santos. – 2020.
140f.

Orientadores: Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco, André Tenchini da Silva.

Dissertação (Mestrado) – Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia.

1. Engenharia civil - Teses. 2. Colunas metálicas - Teses. 3. Aço inoxidável - Teses. 4. Construção mista - Teses. 5. Resistência de materiais - Teses. 6. Método dos elementos finitos - Teses. I. Vellasco, Pedro Colmar Gonçalves da Silva. II. Silva, André Tenchini da. III. Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia. IV. Título.

CDU 624.075.24

Bibliotecária: Júlia Vieira – CRB7/6022

Autorizo, apenas para fins acadêmicos e científicos, a reprodução total ou parcial desta tese, desde que citada a fonte.

Assinatura

Data

Juan Manuel Villar dos Santos

**Análise numérica de colunas curtas do tipo CFDST com tubo externo em aço
inoxidável**

Dissertação apresentada, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre, ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, da Universidade do Estado do Rio de Janeiro. Área de concentração: Estruturas.

Aprovado em: 27 de agosto de 2020.

Banca Examinadora:



Prof. Dr. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco (Orientador)
Faculdade de Engenharia – UERJ



Prof. Dr. André Tenchini da Silva (Orientador)
Faculdade de Engenharia – UERJ



Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima
Faculdade de Engenharia – UERJ



Prof. Dr. Inácio Benvegno Morsch
Escola de Engenharia – UFRGS

Rio de Janeiro

2020

DEDICATÓRIA

À sutileza e a magnanimidade da natureza, a qual sempre me fascinou e inspirou, e à ciência que incansavelmente busca sua interpretação e razões.

As regras nascem quando falta quem pense. (...) O mal de nossa época é que a poesia já esteja reduzida a arte, de modo que, para ser verdadeiramente original é preciso romper, violar, desprezar, deixar de parte inteiramente os costumes e os hábitos e as noções de normas, de gêneros etc., recebidas de todos.

Leopardi apud Campos (1969, p. 187)

RESUMO

SANTOS, Juan Manuel Villar. *Análise numérica de colunas curtas do tipo CFDST com tubo externo em aço inoxidável*. 2020. 140f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2020.

O uso e estudo de elementos mistos em sistemas estruturais tem tido um aumento significativo, em especial, as soluções que usam o aço inoxidável. A utilização desses elementos pode otimizar o consumo dos materiais, principalmente, quando incluem materiais de alto valor de aquisição, como o aço inoxidável. O aço inoxidável quando incorporado a uma estrutura traz consigo diversas vantagens, tais como, elevada resistência à corrosão, durabilidade e elevado apelo estético. O objeto deste trabalho é o estudo de colunas curtas do tipo *CFDST* (Concrete Filled Double Skin Tubular). Esta é uma tipologia de coluna mista formada por dois perfis tubulares concêntricos, sendo o espaço entre os dois perfis preenchido com concreto. Neste trabalho, foi adotado o aço inoxidável no tubo externo, que quando utilizado nessa posição, confere ao elemento suas vantagens, e ainda, influencia o seu comportamento mecânico. Pretende-se com este trabalho, investigar a validade da proposta de dimensionamento existente, corroborar para a elaboração de uma norma nacional sobre esta tipologia, e assim, incentivar sua utilização no Brasil. O seu comportamento estrutural foi avaliado a partir de uma análise paramétrica através do programa de elementos finitos *Abaqus 6.14* com auxílio de uma rotina codificada em *Python*. Este modelo foi inicialmente validado com resultados de ensaios experimentais. Foi estudada a influência de parâmetros geométricos e dos materiais tais como: espessura e diâmetro dos tubos, tensão de escoamento do aço carbono, resistência característica do concreto e diferentes ligas comerciais de aço inoxidável, incluindo ligas de aço inoxidável austenítico, ferrítico e duplex. Os resultados da análise paramétrica mostraram que o comportamento mecânico e a resistência da coluna têm grande influência dos parâmetros adotados para o tubo externo de aço inoxidável e o núcleo de concreto. Quando foi estudada a variação dos parâmetros referentes ao tubo interno, verificou-se que este possui pouca contribuição na resistência, como esperado inicialmente. Os resultados obtidos foram compatíveis com a formulação de dimensionamento existente, contudo para uma melhor representação do espaço amostral, foi proposto um ajuste na fórmula estudada.

Palavras-chave: Colunas tubulares mistas; Aço inoxidável; *CFDST*; Modelagem numérica; Método dos elementos finitos.

ABSTRACT

SANTOS, Juan Manuel Villar (2004). *Numerical analysis of stub CFDST columns with s stainless steel outer tube*. 2020. 140f. Dissertation (MSc in Civil Engineering) - Faculty of Engineering, State University of Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2020.

The use and study of composite elements in structural systems have had a significant increase, especially the stainless-steel solutions. The use of these elements can optimize materials consumption, mainly when they include high-cost materials, such as stainless steel. Stainless steel, when incorporated into a structure, enhances several advantages, such as high corrosion resistance, durability and high aesthetic appeal. The aim is the study of stub CFDST (Concrete Filled Double Skin Tubular) columns. This is a composite column typology formed by two concentric tubular profiles, while concrete is employed in the space between the two profiles. In this work, stainless steel was adopted in the outer tube, in which, when used in this configuration, provides its advantages to structural element, and also influences its mechanical behaviour. This work aimed to investigate the accuracy of the existing design methodology and to contribute in the elaboration of a national design standard related to this typology while encouraging the use in Brazil. Its structural behaviour was evaluated utilizing a parametric analysis through the finite element program Abaqus 6.14 with the aid of a Python-coded routine. This model was initially validated against experimental test results. After the calibration, the influence of geometric materials parameters, such as, tube thickness and diameter, carbon steel yield stress, concrete compressive characteristic strength and different stainless-steel type, including austenitic, ferritic and duplex stainless-steel alloys, were investigated. The results of the parametric analysis indicated that the mechanical behaviour and the column resistance had a substantial influence over the stainless-steel outer tube and the concrete core. Alternatively, the inner tube parameters proved, as initially expected, to be less relevant to composite column resistance. The results obtained were compatible with the existing formulation, however for a better representation of the studied range, an improvement has been proposed.

Keywords: Composite tubular columns; Stainless steel; CFDST; Numerical modelling; Finite element method.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Produção e capacidade produtiva de estruturas metálicas no Brasil [3] ..	17
Figura 2 – Consumo de aço inoxidável no Brasil – (a) Consumo em milhares de toneladas por ano (b) Razão entre produção nacional e importação em 2018 [5]	19
Figura 3 – Utilização de colunas <i>CFT - Fleet Place House</i> , Londres [9]	20
Figura 4 – Configurações de seções de colunas <i>CFDST</i> [10].....	20
Figura 5 – Utilização de colunas <i>CFDST</i> em poste de alta tensão [11]	21
Figura 6 - <i>Stonecutters Bridge</i> [12].....	22
Figura 7 - Seção transversal e detalhe típico da coluna da ponte <i>Stonecutters</i> [12].	22
Figura 8 – Custo normalizado em relação ao ciclo de vida para estruturas de pontes – Adaptado de: Gardner <i>et al</i> [6]	23
Figura 9 - Tipos de seções transversais de colunas mistas apresentadas pela norma brasileira [19].....	27
Figura 10 –Efeito do preenchimento de concreto na flambagem local do tubo (a) Seção oca (b) Coluna mista preenchida [21].....	28
Figura 11 – Classificação de seções à flexão [24]	29
Figura 12 - Coluna mista preenchida com tubo em aço [26]	31
Figura 13 - Modelos experimentais testados testados por Zhao <i>et al</i> [27]	32
Figura 14 - Curva carga versus deslocamento - Exemplar C6S2 [8].....	32
Figura 15 - Exemplos de <i>CFDST</i> testado por Elchalakani <i>et al</i> [8]	33
Figura 16 - Exemplos ensaiados por Uenaka <i>et al</i> [17].....	34
Figura 17 - Exemplos deformados, <i>CFDST</i> e <i>CFT</i> , respectivamente [17]	34
Figura 18 - Vista Esquemática das seções <i>CFDST</i> ensaiadas [10]	35
Figura 19 - Curvas carga <i>versus</i> deslocamento para as colunas retas testadas [10]	37
Figura 20 - Modos de falha das colunas reta [10]	37
Figura 21 - Comparação entre a carga prevista (N_{uc}) e a carga experimental (N_{ue}) [10]	38
Figura 22 - Curvas tensão-deformação para diferentes tipos de aço inoxidável [28]	39
Figura 23 - Resultados para o aço inoxidável austenítico EN 1.4306 [31]	40
Figura 24 - Resultados para aço inoxidável ferrítico EN 1.4016 [31].....	41
Figura 25 – Exemplo do cálculo da tensão representativa de resistência ($\sigma_{0.2}$) [31].	42
Figura 26 – Curva tensão <i>versus</i> deformação das ligas ensaiadas [32]	43

Figura 27 - Distribuição das tensões de confinamento em seções preenchidas circulares [20]	44
Figura 28 - Comportamento do concreto com e sem confinamento [34]	45
Figura 29- Curva carga <i>versus</i> deformação para coluna <i>CFDST</i> e suas componentes – Adaptado de: Wang <i>et al</i> [36]	47
Figura 30 – Tensão lateral de contato nas paredes dos tubos – Adaptado: Wang <i>et al</i> [36]	48
Figura 31 - Afastamento do núcleo de concreto em relação ao tubo externo [37]	51
Figura 32 - Exemplar preparado para o ensaio [18]	54
Figura 33 – Posicionamento dos LVDTs (a) e extensômetros (b) [18]	54
Figura 34 – Ensaio de tração montado (a); Dimensões utilizadas para os corpos de prova (b) [18]	56
Figura 35 - Curvas tensão <i>versus</i> deformação dos corpos de prova ensaiados pro Fernandes [18]	56
Figura 36 - Fluxograma do código <i>CFDSTGen</i>	59
Figura 37 - Curvas tensão <i>versus</i> deformação analisadas	61
Figura 38 - Curvas tensão <i>versus</i> deformação para os aços implementados	62
Figura 39 - Influência do Fator K_c [14]	64
Figura 40 - Influência do ângulo de dilatação em colunas circulares (a) e quadradas (b) [14]	65
Figura 41 - Curva tensão <i>versus</i> deformação segundo Tao <i>et al</i> [14]	66
Figura 42 - Curva tensão <i>versus</i> deformação do concreto	68
Figura 43 - Malha em elementos finitos usada nas análises – (a) Tubos (b) Preenchimento de concreto	69
Figura 44 - Regiões enrijecidas e suas restrições	71
Figura 45 - Deslizamento tangencial na direção longitudinal (valores em milímetros)	72
Figura 46 - Evolução da deformação na coluna C4 [18]	73
Figura 47 – Configuração deformada do modelo C5 obtida em ensaio experimental (a) e através de análise computacional (b)	74
Figura 48 - Curvas carga <i>versus</i> deslocamento para modelos computacional e experimentais de Fernandes [18] – (a) Colunas C3 e C5 (b) Colunas C4 e C6	75
Figura 49 - Deformações do modelo computacional (linhas sólidas) e experimental (linhas tracejadas) – Ensaio C3 (a) e C5 (b) Fernandes [18])	76

Figura 50 - Curva carga <i>versus</i> deslocamento e tensão lateral sobre o tubo externo – Modelo C1-1 e C2-1 de Han <i>et al</i> [10]	77
Figura 51 - Curvas carga <i>versus</i> deslocamento para modelos computacionais e experimentais - (a) Colunas C2-1 e C2-2 (b) Colunas C1-1 e C1-2 de Han <i>et al</i> [10]	78
Figura 52 - Nomenclatura dos modelos	81
Figura 53 – Método TS Plot – Adaptado de Dos Santos <i>et al</i> [45]	82
Figura 54 – Expectativa de carga última, considerando variação da espessura externa e diferentes índices de vazios	84
Figura 55 –Influência da variação da capacidade resistente, incluindo MEF, em relação a espessura do tubo externo, para os diferentes índices de vazios.	86
Figura 56 - Dispersão dos resultados com variação da espessura externa	87
Figura 57 - Curvas carga <i>versus</i> deslocamento para os modelos com variação da espessura do tubo externo	88
Figura 58 - Desenvolvimento da pressão lateral sobre os tubos externos	89
Figura 59 - Pressão lateral sobre os tubos quando submetidos a capacidade resistente.....	89
Figura 60 – Tensão axial no núcleo de concreto, em detalhe a seção transversal em meia altura.....	90
Figura 61 – Expectativa de carga última, para variação da espessura interna e diferentes índices de vazios	92
Figura 62 - Curvas carga <i>versus</i> deslocamento para os modelos com variação da espessura do tubo interno	93
Figura 63 – Gráficos da influência da variação da capacidade resistente, incluindo MEF, em relação a espessura do tubo interno.....	94
Figura 64 – Dispersão dos resultados considerando a variação do tubo interno	95
Figura 65 – Distribuição de tensões diametrais nos tubos.	96
Figura 66 – Distribuição de tensões axiais nos tubos.	96
Figura 67 - Desenvolvimento da pressão lateral sobre os tubos externos	97
Figura 68 – Evolução da carga resistente esperada com a variação das espessuras dos tubos.....	98
Figura 69 – Razão entre a capacidade resistente encontrada e esperada em relação a variação da espessura	100

Figura 70 – Curvas tensão <i>versus</i> deformação para variação simultânea das espessuras	100
Figura 71 – Distribuição de tensão axial no núcleo de concreto, em detalhe a seção à meia altura.....	101
Figura 72 – Capacidade resistente esperada com variação da tensão de escoamento do aço carbono.....	103
Figura 73 – Gráficos da influência da variação da capacidade resistente em relação a tensão de escoamento do aço carbono	104
Figura 74 – Dispersão dos valores de capacidade resistente encontrados para variação da tensão de escoamento do aço carbono	105
Figura 75 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento para os modelos com variação da tensão de escoamento do aço carbono	106
Figura 76 - Carga última prevista, considerando variação da resistência do concreto e diferentes índices de vazios através da variação do diâmetro interno (a) e do diâmetro externo (b)	108
Figura 77 – Gráficos da influência da variação da capacidade resistente, incluindo MEF, em relação a resistência característica do concreto, para as diferentes razões de vazios obtidas através da variação do diâmetro interno.....	109
Figura 78 – Gráficos da influência da variação da capacidade resistente, incluindo MEF, em relação a resistência característica do concreto, para as diferentes razões de vazios, obtidas através da variação do diâmetro externo.....	110
Figura 79 - Dispersão dos valores de capacidade resistente encontrados para variação da resistência característica do concreto e da razão de vazio através do diâmetro interno(a) e externo (b).....	111
Figura 80 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento para modelos com variação do f_{ck} e razão de vazio obtida com a variação do diâmetro interno	113
Figura 81 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento para modelos com variação do f_{ck} e razão de vazio obtida com a variação do diâmetro externo	114
Figura 82 – Carga axial e tensão de contato com variação da resistência do concreto	115
Figura 83 – Dispersão dos resultados com variação do aço no tubo externo em cada razão de vazios estudada	117
Figura 84 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento para os modelos com diferentes ligas de aço no tubo interno	118

Figura 85 – Dispersão relativa (a) e absoluta (b) dos resultados de todos os modelos analisados	121
Figura 86 - Histograma dos resultados obtidos para capacidade resistente	122
Figura 87 – Dispersão relativa (a) e absoluta (b) dos resultados de todos os modelos analisados e ajustados	124
Figura 88 – Dispersão dos resultados experimentais em relação a formula original(a) e ajustada(b)	125

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Classificação das seções tubulares - Eurocódigo 3 1-1 [23]	30
Tabela 2 – Dados das colunas estudadas por Fernandes [18]	53
Tabela 3 – Dados das colunas circulares retas estudadas por Han <i>et al</i> [10]	53
Tabela 4 – Propriedades dos tubos de aço carbono [18]	55
Tabela 5 – Composição do aço inoxidável utilizado [18]	55
Tabela 6 – Propriedades do tubo de aço inoxidável [18]	57
Tabela 7 – Traço do concreto utilizado [18]	57
Tabela 8 – Resultados dos ensaios de compressão do concreto [18]	57
Tabela 9 - Aços inoxidáveis implementados no CFDSTGen	63
Tabela 10 – Capacidade resistente e tempo de análise para diferentes tamanhos de malha	70
Tabela 11 – Capacidade resistentes e deslocamentos correspondentes	79
Tabela 12 – Parâmetros e variações analisadas	80
Tabela 13 – Variações relativas às espessuras externas	83
Tabela 14 – Resumo dos resultados para variação da espessura externa	84
Tabela 15 - Classificação de esbeltez segundo EC 3 [23]	85
Tabela 16 - Variações relativas às espessuras internas	91
Tabela 17 – Resumo dos resultados para variação da espessura interna	92
Tabela 18 – Dados utilizados e resultados encontrados para variação simultânea das espessuras	99
Tabela 19 - Variações relativas a tensão de escoamento do aço carbono	102
Tabela 20 – Resumo dos resultados para variação da espessura interna	103
Tabela 21 - Variações relativas ao concreto	107
Tabela 22 - Capacidade resistente para modelos com variação da resistência do concreto e da razão de vazios através do diâmetro interno	112
Tabela 23 - Capacidade resistente para modelos com variação da resistência do concreto e da razão de vazios através do diâmetro externo	112
Tabela 24 – Capacidade resistente para modelos com variação do aço no tubo externo	116
Tabela 25 – Resultados obtidos para cada variação estudada	122

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISC	Instituto Americano de Construção em Aço
AISI	Instituto Americano do Ferro e do Aço
BLH	Bi-linear com endurecimento
CDP	“Concrete Damage Plasticity”
CFDST	Colunas tubulares de parede dupla preenchida de concreto – “ <i>Concrete Filled Double Skin Tube</i> ”
CFT	Colunas de aço preenchidas por concreto – “ <i>Concrete Filled Tubular</i> ”
CHS	Seção tubular circular – “ <i>Circular Hollow Section</i> ”
EC	Eurocódigo
EPP	Elástico Perfeitamente Plástico
FEN	Faculdade de Engenharia
LEC	Laboratório de Engenharia Civil
LVDT	“ <i>Linear Variable Differential Transducer</i> ”:
MEF	Método dos elementos finitos
ML	Multilinear
NBR	Norma brasileira
RHS	Seção tubular retangular – “ <i>Rectangular Hollow Section</i> ”
SHS	Seção tubular quadrada - “ <i>Square Hollow Section</i> ”
UERJ	Universidade do Estado do Rio de Janeiro
UFOP	Universidade Federal de Ouro Preto

LISTA DE SÍMBOLOS

d	diâmetro interno do tubo
d_c	distância entre o tubo externo e o núcleo de concreto
f_{b0}	resistência biaxial a compressão
f'_c	resistência do concreto confinado
f_{ck}	resistência característica do concreto à compressão
f_{syi}	tensão de escoamento ou característica do tubo interno
f_{syo}	tensão de escoamento ou característica do tubo externo
f_u	tensão última do aço
f_y	tensão de escoamento do aço
T	espessura do elemento avaliado
t_{si}	espessura da parede do tubo interno
t_{so}	espessura da parede do tubo externo
A_c	área da seção transversal do concreto entre os tubos
A_{ce}	área nominal da seção transversal do concreto
A_{si}	área do tubo interno de aço carbono
A_{so}	área do tubo externo de aço inoxidável
A_{soc}	soma da área do tubo externo e do concreto de preenchimento
K_c	parâmetro para determinação do meridiano compressivo do concreto
D	diâmetro externo do tubo
d	diâmetro interno do tubo
d_c	distância entre o tubo externo e o núcleo de concreto
E	módulo de elasticidade do material
$E_{0,2}$	módulo de elasticidade do aço para a tensão relativa a 0,2% de deformação
E_0	módulo de elasticidade inicial do aço inoxidável
E_c	módulo de elasticidade do concreto
E_{cm}	módulo de elasticidade secante do concreto
E_s	módulo de elasticidade do aço

N_{cr}	carga crítica elástica
N_{iu}	capacidade resistente do tubo interior
$N_{osc,u}$	capacidade resistente do tubo externo e anel de concreto combinados
$N_{u,sm}$	resistência total da coluna
$N_{u,fem}$	resistência última avaliada pelo modelo de elementos finitos
$N_{u,Han}$	resistência última prevista por Han <i>et al</i>
N_{uc}	resistência última da coluna CFDST
N_{ue}	resistência última da coluna experimental
ε_{cc}	deformação do concreto confinado
ε_y	deformação do aço na tensão de escoamento
$\sigma_{0,1\%}$	tensão do aço inoxidável para deformação de 0,1%
$\sigma_{0,2\%}$	tensão do aço inoxidável para deformação de 0,2%
ΔL	deformação na ruptura em porcentagem
ψ	ângulo de dilatação do concreto
ξ	fator de confinamento nominal
ν	coeficiente de <i>Poisson</i>
χ	razão da seção oca

SUMÁRIO

INTRODUÇÃO	17
1 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	26
1.1 Colunas mistas	26
1.2 Colunas CFDST.....	31
1.3 Aço inoxidável	38
1.4 Confinamento do concreto e ação composta	43
1.5 Capacidade resistente segundo Han et al [10].....	48
2 DESENVOLVIMENTO DO MODELO NUMÉRICO	52
2.1 Ensaio experimental utilizado na calibração.....	52
2.1.1 Descrição dos ensaios.....	53
2.1.2 Caracterização dos materiais	55
2.2 Estratégia para a modelagem	58
2.3 Materiais e seus modelos constitutivos	60
2.3.1 Aço Carbono.....	60
2.3.2 Aço Inoxidável	62
2.3.3 Concreto	63
2.4 Malha de elementos finitos	69
2.5 Comparação com resultados experimentais.....	72
2.5.1 Experimentos de Fernandes [18].....	73
2.5.2 Experimentos de Han <i>et al</i> [10].....	77
3 ANÁLISE PARAMÉTRICA	80
3.1 Espessura do tubo externo.....	82
3.2 Espessura do tubo interno	91
3.3 Espessuras externa e interna simultaneamente.....	97
3.4 Tensão de escoamento do aço carbono.....	102
3.5 Resistência característica à compressão do concreto	107
3.6 Tipo de liga de aço inoxidável	116
4 CONSIDERAÇÕES FINAIS	120
4.1 Ajuste da formulação de dimensionamento.....	123
4.2 Principais conclusões	125
4.3 Trabalhos futuros	126
REFERÊNCIAS	127
APÊNDICE	131

INTRODUÇÃO

Generalidades

A utilização do aço estrutural na construção civil nacional vem crescendo nas últimas décadas, bem como, os estudos nesta área. Tal fato, é constatado através das recentes revisões das normas de projeto e dimensionamento de estruturas metálicas, e principalmente, pela elaboração de uma norma específica para estruturas metálicas tubulares. Em destaque, os perfis tubulares possuem excelente desempenho estrutural e sua capacidade de distribuição das tensões trazem vantagens frente aos perfis abertos, tendo sido estas consideradas na elaboração da norma NBR 16239 [1].

Contudo, as estruturas mais convencionais e comuns no Brasil ainda são as de concreto armado, seguidas pelas estruturas em aço. De fato, isto se deve a aspectos culturais, financeiros, limitações técnicas e mão de obra [2]. A pequena utilização das estruturas metálicas e mistas contrasta com o grande potencial de produção de aço do Brasil (ver Figura 1). Estes fatos evidenciam a necessidade da difusão de sua utilização e vantagens.

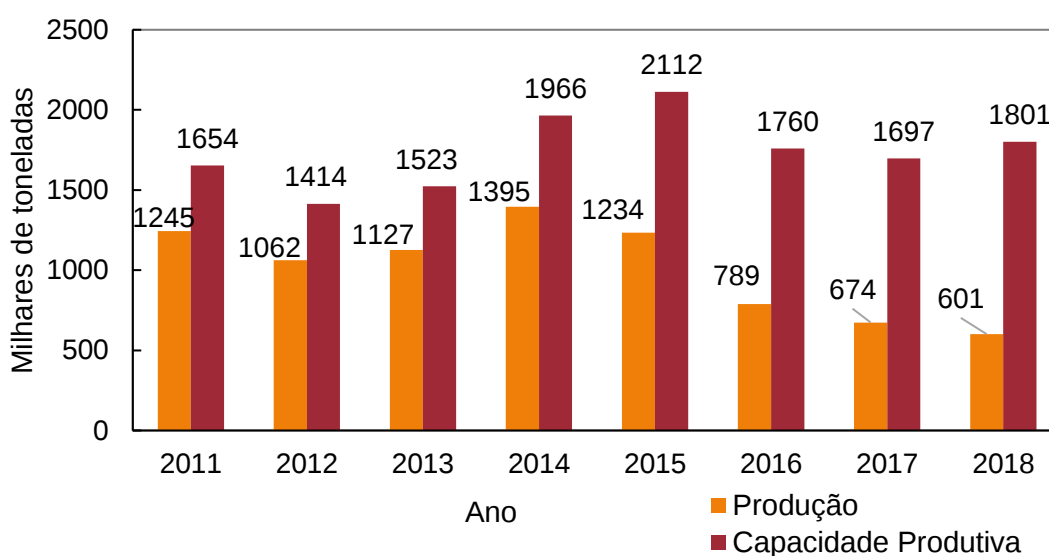


Figura 1 – Produção e capacidade produtiva de estruturas metálicas no Brasil [3]

A associação de diferentes materiais para a obtenção de seções estruturais mistas já é uma prática corrente na engenharia civil, entretanto, dado a vasta gama de possibilidades, muitas seções e combinações possíveis ainda são pouco utilizadas e requerem estudos. A utilização de elementos estruturais mistos aço-concreto, na forma de pilares, vigas e lajes mistas, têm crescido no mundo e no Brasil. Assim, consolida-se como uma tendência nos projetos estruturais [2].

O aço e o concreto, quando combinados, podem oferecer um alto aproveitamento de cada material obtendo-se excelente resistência estrutural aos mais variados esforços e excepcional comportamento mecânico. Com isto, é possível diminuir o peso global das estruturas, trazer maior segurança às edificações, principalmente, em estruturas para edificações mais altas e esbeltas, maior economia e racionalização da utilização dos recursos naturais.

Das ligas metálicas utilizadas na construção civil, o aço carbono é a mais adotada e estudada; não obstante, o aço inoxidável vem se destacando como solução estrutural, uma vez que este material possui excelente comportamento mecânico e grande apelo estético, tendo sido crescente sua utilização, principalmente, nos países mais desenvolvidos. No Brasil, fatores como falta de critérios específicos de dimensionamento, alto custo inicial e dependência de importação ainda limitam muito sua utilização. Contudo, o crescente número de estudos a respeito deste tema pode impulsionar a sua adoção pela indústria da construção civil. A Figura 2 apresenta a evolução do consumo deste material no Brasil e a dependência externa em sua produção. Como pode ser observado, verifica-se que há, nos últimos anos, uma tendência de aumento em seu uso.

O aço inoxidável é uma liga metálica com alto teor de cromo e níquel, composição essa que traz diferentes características a essa liga. Apesar das vantagens na utilização do aço inoxidável, a saber: grande ductilidade, excelente comportamento mecânico, alto índice de reaproveitamento e reciclagem, excepcional resistência à corrosão e ótimo comportamento quando submetido a esforços dinâmicos e impactos [4]; muitos fatores ainda limitam o seu uso estrutural, principalmente seu alto custo inicial.

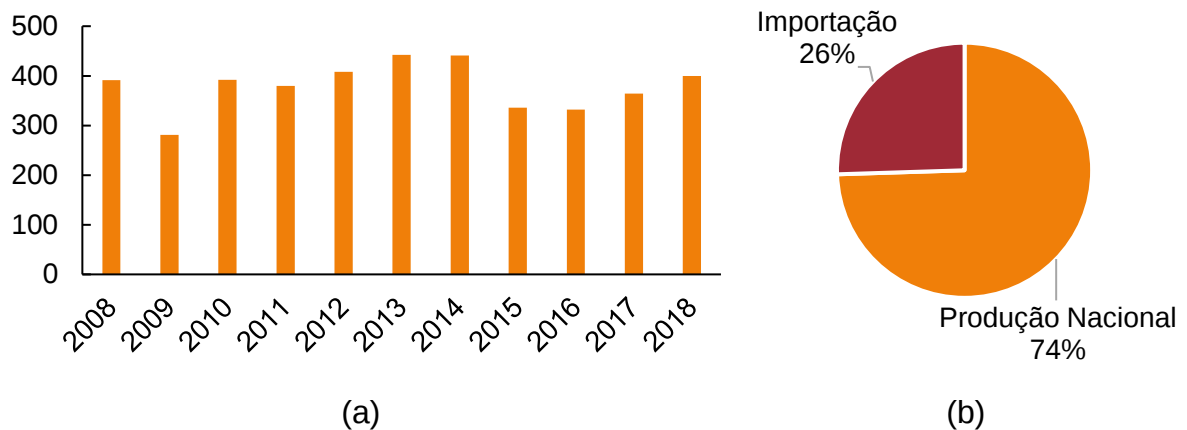


Figura 2 – Consumo de aço inoxidável no Brasil – (a) Consumo em milhares de toneladas por ano (b) Razão entre produção nacional e importação em 2018 [5]

Embora o aço inoxidável tenha maior custo agregado, em média até cinco vezes o valor do aço carbono [6], esse custo inicial é diluído e equilibrado ao longo da vida útil da edificação, dado que a utilização do aço inoxidável pode diminuir significativamente os custos relacionados à manutenção e conservação. Faz-se, então, necessário a racionalização de sua utilização, a fim de que se possa desfrutar de suas vantagens inerentes sem onerar significativamente a estrutura.

As colunas *CFDST* são uma nova tipologia de coluna mista, sendo que, por coluna mista, define-se o elemento submetido a cargas majoritariamente verticais onde há associação de dois ou mais materiais. Dentre todas as tipologias de coluna mista utilizadas e pesquisadas, destaca-se as colunas *CFT* - *Concrete-filled tubular* (ver Figura 3), que em muito se assemelham às colunas *CFDST*. De acordo com Hassanein *et al* [7] e El Chalakani [8], algumas vantagens das colunas *CFDST* em relação as colunas metálicas e *CFT* são:

- Alta rigidez axial;
- Ganho na rigidez à flexão;
- Aumento da estabilidade local pela interação das três componentes;
- Aumento da estabilidade global;
- Boa resposta quanto submetido a esforços dinâmicos, sismos e vento;
- Redução do peso da estrutura;
- Grande ductilidade;
- Alta absorção de energia;



Figura 3 – Utilização de colunas CFT - Fleet Place House, Londres [9]

Quando se utiliza o aço inoxidável como parte do elemento misto, além de maior aproveitamento de algumas qualidades inerentes às colunas *CFDST*, como a ductilidade e absorção de energia, auferem-se novas vantagens como: boa resistência em situação de incêndio; boa proteção à corrosão; maior durabilidade e facilidade de manutenção e elevado apelo estético.

Os dois perfis metálicos que compõem este tipo de seção são tubulares podendo ser quadrados, retangulares, redondos, ou mesmo, elípticos conforme pode ser observado na Figura 4. As seções podem ser montadas com tubos internos e externos em aço carbono ou inoxidável. O concreto que preenche o espaço entre os perfis possui duas funções principais: contribuir para resistência à compressão da peça e promover restrição à flambagem local nos perfis metálicos [8].

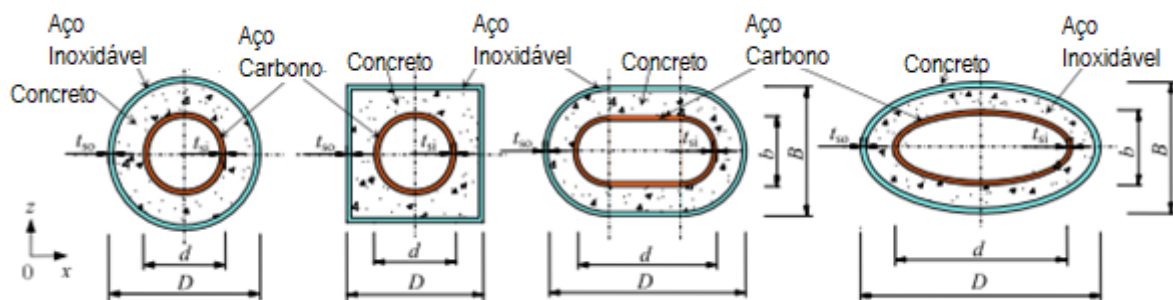


Figura 4 – Configurações de seções de colunas CFDST [10]

As seções objeto deste trabalho serão as colunas curtas do tipo *CFDST* compostas por perfis tubulares circulares concêntricos e com preenchimento de concreto no anel entre os perfis metálicos, com o perfil externo em aço inoxidável e o perfil interno em aço carbono. A Figura 5 exemplifica uma de suas utilizações na China, tendo sido utilizado para postes de alta tensão.



Figura 5 – Utilização de colunas *CFDST* em poste de alta tensão [11]

Apesar de ainda ser reduzida, a utilização das colunas *CFDST* com tubo externo em aço inoxidável é crescente. Um bom exemplo de sua utilização é a ponte *stonecutters* (Figura 6) finalizada em 2009 e localizada sobre o canal de Rambler em Hong Kong. Esta ponte possui estrutura estaiada com um vão livre de 1018 m. Sua coluna principal possui diferentes seções, sendo de concreto da base até a altura de 175 m e em coluna mista com tubo externo em aço inoxidável e anel em concreto até a altura de 293 m; assim compreendendo todo o trecho onde os estais são ancorados. Foram utilizados um total de 1.600 t de aço inoxidável, utilização essa sem precedentes para essa aplicação [12].

A tipologia adotada para a coluna da ponte *Stonecutters* (Figura 7) em muito se assemelha às colunas *CFDST* com tubo externo em aço inoxidável. O aço inoxidável utilizado nesta ponte foi o duplex AISI 1.4462. Esta classe de aço inoxidável possui elevada resistência à corrosão e mecânica, e portanto, é adequado para utilização em ambientes marinhos, altamente agressivos, e com grandes solicitações.



Figura 6 - Stonecutters Bridge [12]

A aplicação do aço inoxidável na ponte *Stonecutters* é um excelente exemplo de como pode ser vantajosa a adoção do aço inoxidável. Como em pontes marítimas, o ambiente é extremamente agressivo e a realização de reparos e manutenções muito custosa, a utilização do aço inoxidável traz economia quando é analisado todo o ciclo de vida da estrutura. Gardner *et al* [6] demonstram que estruturas como essa são mais caras para serem construídas, mas considerando toda sua vida útil, tornam-se mais econômicas, como é possível ver na Figura 8

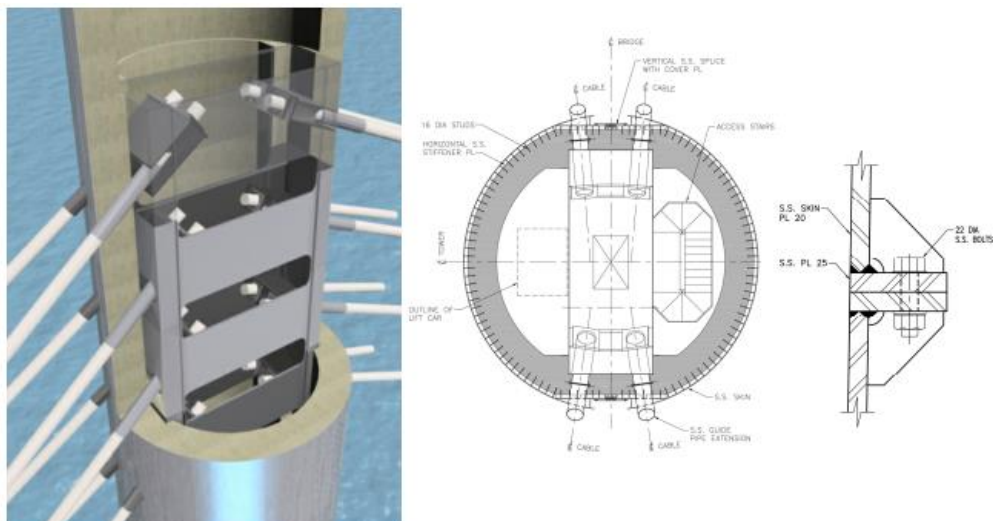


Figura 7 - Seção transversal e detalhe típico da coluna da ponte Stonecutters [12]

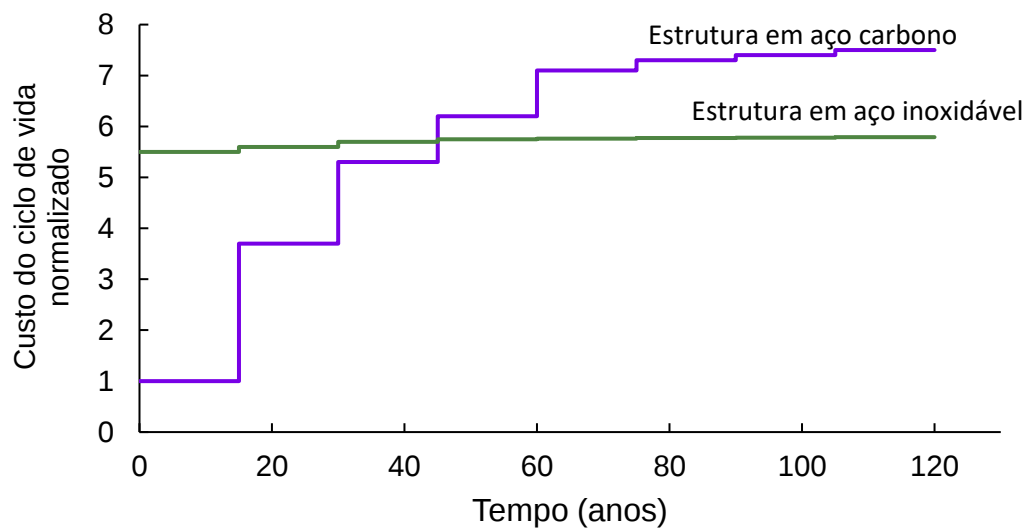


Figura 8 – Custo normalizado em relação ao ciclo de vida para estruturas de pontes – Adaptado de: Gardner et al [6]

As seções do tipo CFDST ainda não foram incorporadas por nenhuma norma ou código, sejam estes nacionais ou internacionais, evidenciando assim, a necessidade de mais estudos para essas seções. Na norma brasileira, a configuração que mais se assemelha com as colunas *CFDST* são as colunas tubulares preenchidas (*CFST – Concrete filled steel tubular*).

Diversas pesquisas têm sido realizadas sobre essa tipologia de coluna e seus assuntos correlatos, majoritariamente na China, Austrália e Japão, e em alguns países europeus. Apesar de ainda pequena, a pesquisa sobre o assunto no Brasil tem crescido em alguns centros de ensino. Neste trabalho, serão estudadas as colunas *CFDST* e os parâmetros que influenciam em seu comportamento mecânico e capacidade resistente.

Motivação

É necessário buscar sempre a otimização da utilização dos materiais na engenharia, tendo em conta as vantagens apresentadas na utilização da tipologia de coluna estudada e a falta de normatização para estas. Este trabalho busca complementar e difundir o conhecimento acumulado sobre as colunas *CFDST*.

As vantagens na utilização das colunas *CFDST* incluem grande resistência a diferentes esforços, redução da susceptibilidade a instabilidades locais e globais,

redução do peso global da estrutura, elevada ductilidade, entre outros. Diante das vantagens apresentadas, é possível constatar que esta tipologia tenderá a ser cada vez mais utilizada. Estes fatos evidenciam a importância de mais estudos sobre sua utilização e comportamento.

Além da utilização desta tipologia de coluna mista, este trabalho pretende colaborar no estudo da utilização do aço inoxidável no tubo externo dessas colunas. Uma vez que com a utilização desta liga metálica é possível obter muitas das vantagens inerentes a esse material, como elevada resistência à corrosão e alto apelo estético, sem onerar o elemento, reduzindo os custos da estrutura e otimizando, então, a utilização desse material nobre.

Objetivos

O presente trabalho tem como objetivo principal estudar o comportamento das colunas *CFDST* utilizando o aço inoxidável no tubo externo. Assim, busca-se investigar diversas configurações de seções, abrangendo variações das espessuras e diâmetros dos tubos e da resistência característica de cada material componente do elemento estrutural.

A partir deste objetivo principal, pretende-se contribuir para a utilização desta tipologia de coluna nacionalmente; difundir o uso racional e viável do aço inoxidável como material estrutural; fornecer subsídios para uma futura elaboração de norma específica através da comparação das análises com modelos de cálculo propostos internacionalmente.

Estrutura da dissertação

A primeira parte deste trabalho é composta pela introdução e pelo capítulo de revisão bibliográfica, onde serão apresentados trabalhos relacionados aos temas mais relevantes aos estudos das colunas *CFDST*, bem como o processo de dimensionamento constante na literatura internacional.

O capítulo dois trata da modelagem numérica realizada através do *Abaqus 6.14* [13] e parametrizado através de um código desenvolvido em *Python*. Neste capítulo,

serão apresentadas as premissas usadas na modelagem, assim como, os materiais, seções e propriedades aplicadas ao modelo computacional. Será apresentado o fluxograma do código desenvolvido, uma breve síntese de suas principais funções e como foi feita sua calibração com os modelos experimentais.

O terceiro capítulo é constituído por uma análise paramétrica realizada no *Abaqus 6.14* [13] que buscar ampliar a gama de modelos analisados, afim de corroborar ao estudo desta tipologia de coluna mista encontrando a influência de cada parâmetro e sua participação sobre a carga última.

O quarto capítulo apresentará as conclusões e as principais discussões levantadas no presente trabalho, além das indicações para trabalhos futuros.

1 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Para melhor compreensão do comportamento das colunas *CFDST*, são apresentados estudos realizados que versam sobre o comportamento mecânico de cada material. Em especial, importantes estudos foram publicados para o entendimento do comportamento estrutural de elementos estruturais em aço inoxidável, da interação entre os materiais e sua ação conjunta, e ainda, o efeito do confinamento do concreto provocado pelos tubos metálicos.

Estudos experimentais e numéricos vêm sendo realizados por diversos autores, como: Han *et al* [14], Hassanein *et al* [7], El Chalakani [8], Tao [15], Wei *et al* [16], Uenaka *et al* [17], Fernandes [18], entre outros. os quais têm pesquisado as colunas do tipo *double skin* e os aspectos que controlam seu comportamento. Neste item, são apresentados trabalhos realizados para essa tipologia de coluna e seus resultados experimentais obtidos por diferentes autores para diversas configurações.

1.1 Colunas mistas

As colunas são os elementos estruturais responsáveis pela transferência das cargas às fundações da edificação. Desta forma, estes estão submetidos, majoritariamente, a esforços de compressão, sendo que, em alguns casos, estes também possuem momentos fletores, oriundos de uma excentricidade na carga ou de forças horizontais como vento e sismo.

As colunas mistas são constituídas por um os mais perfis de aço, preenchidos ou revestidos de concreto, armado ou não. As seções mistas são classificadas em função da posição que o concreto ocupa na seção. Aquelas cobertas pelas normas brasileiras, através da NBR 8800 [19], estão apresentadas na Figura 9 e são de quatro tipos diferentes, a saber: (a) totalmente revestido; (b) parcialmente revestido; (c) preenchido de seção retangular; (d) preenchido de seção circular.

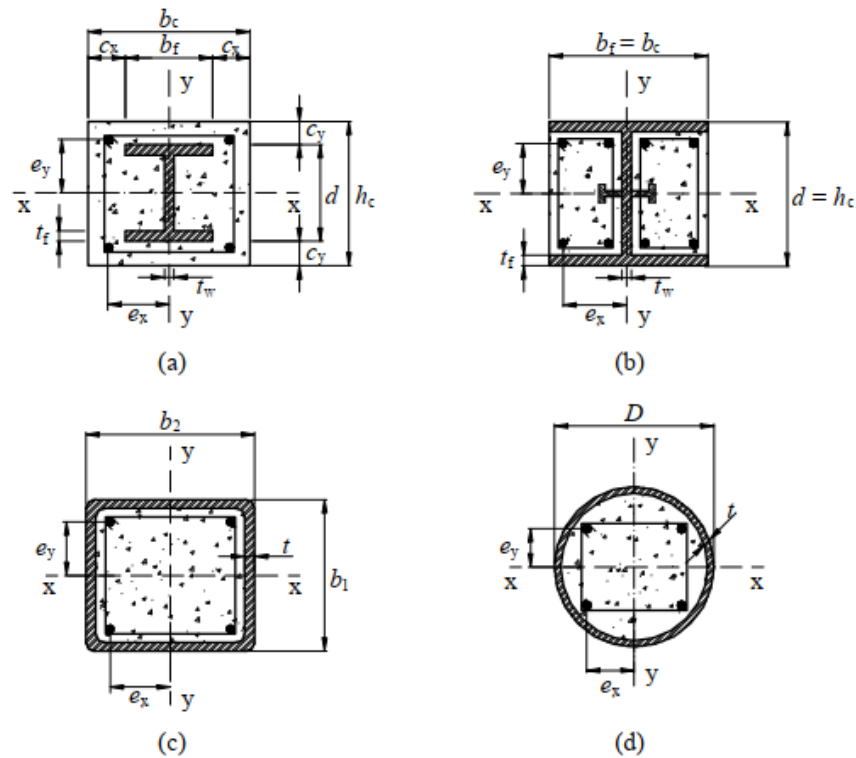


Figura 9 - Tipos de seções transversais de colunas mistas apresentadas pela norma brasileira [19]

Na literatura técnica, é possível encontrar artigos com trabalhos numéricos, teóricos e experimentais em diferentes tipologias de colunas mistas. De fato, quando comparadas às colunas de concreto armado, as seções mistas apresentam as seguintes vantagens: menor seção transversal, implicando em redução do peso próprio da estrutura e diminuição das cargas nas fundações; dispensa de fôrma e escoramento, resultando em rapidez e redução de custos; melhor aproveitamento da resistência à compressão do concreto, devido ao efeito de confinamento; maior resistência à flexão, resistindo melhor aos esforços horizontais. Como desvantagem, é possível destacar a maior susceptibilidade à corrosão e aos efeitos dos incêndios. Quando comparadas às colunas metálicas, é possível ressaltar as seguintes vantagens: diminuição do consumo de aço, pelo aumento da rigidez e capacidade resistente; e melhor desempenho em situação de incêndio [20].

De Nardin e El Debs [2] resumiram as tipologias, o estado da arte e uso das estruturas mistas no contexto nacional. Com o objetivo de conhecer a realidade da utilização e da aplicação das normas de dimensionamento para cada tipo de elemento misto (colunas, vigas, lajes mistas e suas conexões), apresenta-se uma série de trabalhos nacionais em relação a cada elemento, sendo também feita a relação da

produção acadêmica com a realidade da construção brasileira. É notável o crescimento do interesse científico em relação ao tema; contudo, também é apontado que a utilização de sistemas construtivos mistos ainda é tímida, fato este relacionado principalmente, a questões culturais.

As colunas mistas preenchidas, em inglês, *Concrete Filled Tubular (CFT)*, quando comparadas às colunas metálicas tubulares, possuem comportamento diferente quanto a flambagem local da parede do tubo (Figura 10). Este fato, deve-se a restrição provocada pelo preenchimento de concreto, que previne que a flambagem local do tubo ocorra para dentro do elemento [21].

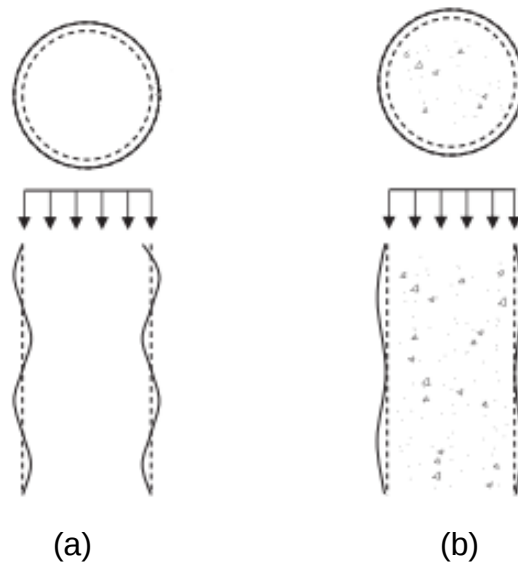


Figura 10 –Efeito do preenchimento de concreto na flambagem local do tubo (a) Seção oca (b) Coluna mista preenchida [21]

Lai e Varma [21] estudaram colunas preenchidas não-compactas e esbeltas, através de um modelo numérico calibrado por ensaios experimentais disponíveis na literatura técnica, tendo então, comparado com as recomendações da *AISC 360-10* [22]. Dentre os pontos estudados, estão os limites de esbeltez para o tubo que compõe a seção. Estando estes limites diretamente ligados a restrição na flambagem local proporcionada pelo preenchimento de concreto.

No *AISC 360-10* [22], o limite de esbeltez entre uma seção não-compacta e esbelta é o que define o comportamento da coluna metálica quando a flambagem local. Sendo encontrado pelos autores que o limite de esbeltez entre uma seção não-

compacta e esbelta para os tubos preenchidos é aproximadamente 73% maior que para os tubos ocios.

As equações 1 e 2, apresentam os limites de esbeltez para seções não-compactas em colunas ocas e preenchidas.

$$\text{Seção Oca} \quad \lambda_r = 0,11 \frac{E_s}{f_y} \quad (1)$$

$$\text{Seção Preenchida} \quad \lambda_r = \sqrt{3} \cdot 0,11 \frac{E_s}{f_y} = 0,19 \frac{E_s}{f_y} \quad (2)$$

sendo, λ_r o limite de esbeltez para seções não-compactas, E_s o módulo de elasticidade do aço e f_y a tensão de escoamento do mesmo.

O Eurocódigo 3 [23] classifica cada seção transversal de acordo com sua esbeltez em quatro classes. Estas identificam se a seção é susceptível ou não aos efeitos da flambagem local e, conseqüentemente, pode ter sua capacidade resistente limitada, Figura 11.

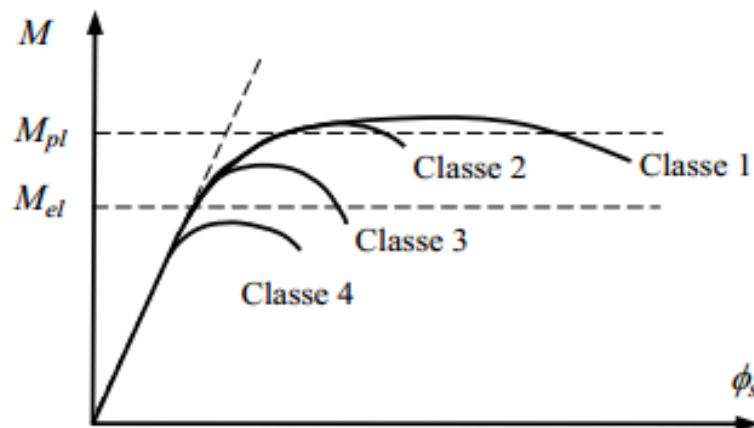
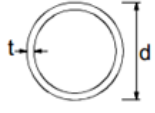


Figura 11 – Classificação de seções à flexão [24]

A Tabela 1 traz os limites para cada classe de perfis tubulares circulares. De acordo com a classificação do Eurocódigo 3 [23], as classes 3 e 4 estão sujeitas à diminuição de sua resistência devido aos efeitos da flambagem local da seção. Contudo, o Eurocódigo 4 [25], que trata das estruturas mistas, traz uma diferente consideração para o caso de colunas mistas preenchidas. De acordo com item 9 da seção 6.7.1 do Eurocódigo 4 [25], os efeitos da flambagem local nos elementos de

aço podem ser desconsiderados quando atendido o limite da Equação (3), válida para colunas mistas preenchidas com tubos circulares.

Tabela 1 - Classificação das seções tubulares - Eurocódigo 3 1-1 [23]

Seções Tubulares						
Seções tubulares 						
Classe	Seção em flexão e/ou compressão					
1	$d/t \leq 50 \varepsilon^2$					
2	$d/t \leq 70 \varepsilon^2$					
3	$d/t \leq 90 \varepsilon^2$ NOTA Para $d/t \leq 90 \varepsilon^2$ ver EN 1993-1-6					
$\varepsilon = \left[\frac{235}{f_y} \frac{E}{210000} \right]^{0,5}$	f_y (N/mm ²)	235	275	355	420	460
	ε	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71
onde, d e t são o diâmetro e espessura do tubo em questão e f_y a tensão de escoamento do aço.						

$$\max \left(\frac{d}{t} \right) = 90 \frac{235}{f_y} \quad (3)$$

Ao comparar as indicações do Eurocódigo 4 [25] e de Lai e Varma [21], constata-se que o Eurocódigo apresenta valores bem mais conservadores para o limite de esbeltez da seção. Em um aço carbono S235, por exemplo, o limite apontado por Lai e Varma [21] é de 170 e calculado pelo Eurocódigo 4 [25] este seria de 90.

Usualmente, as colunas mistas com maior utilização e estudo são constituídas por perfis em aço carbono, sejam com perfis laminados ou formados a frio. Contudo, é crescente o interesse pelas colunas mistas com perfis em aço inoxidável. Ellobody e Young [26] estudaram as colunas preenchidas de concreto com perfis quadrados formados a frio em aço inoxidável austenítico (ver Figura 12). Através de análises numéricas e experimentais, os autores propuseram mudança nos códigos americanos e neozelandeses relacionados a esse tipo de seção. Conclui-se que estes códigos têm resultados conservadores para seções com relação entre diâmetro e espessura da parede (d/t) maiores que 60.



Figura 12 - Coluna mista preenchida com tubo em aço [26]

Nos ensaios realizados por Ellobody e Young [26], o modo de falha predominante foi a flambagem local com a formação da pata-de-elefante. Esta observação também foi encontrada nos modelos numéricos, os quais, alcançaram boa convergência em termos de comportamento mecânico e carga resistente.

1.2 Colunas CFDST

Além das seções apresentadas nas normas brasileiras, outras seções mistas são possíveis e não estão amparadas por estas, como as colunas do tipo *double-skin*. Estas já são aplicadas estruturalmente em países asiáticos e europeus, sendo que, no Brasil, não foram encontrados registros de sua utilização comercial, apesar de já existirem trabalhos sobre o tema no meio acadêmico.

Zhao *et al* [27] realizaram uma série de ensaios de compressão em colunas do tipo *double-skin* com perfis interno e externo em perfil tubular circular de aço galvanizado. Foram analisados um total de seis exemplares tendo sido combinados oito perfis tubulares diferentes para formar todas peças ensaiadas. Foi analisado pelo autor, a influência da esbeltez dos perfis que compõe a coluna *CFDST*, tendo sido utilizado, em alguns exemplares, perfis tubulares de classe 3, nos quais, a resistência última é dada pela instabilidade da placa que compõe a peça, ou seja, sujeita a flambagem local das paredes. Os modos de falha típicos apresentados pelos ensaios foram dois: o modo tipo “concertina” ou “pata de elefante”, que é caracterizado por uma deformação localizada na extremidade, e outro modo identificado foi caracterizado como “modo de corte diagonal”, alguns exemplares testados estão

apresentados na Figura 13. A partir dos resultados obtidos e das comparações destes as normas disponíveis a época, os autores chegaram a uma fórmula de dimensionamento para este tipo específico de colunas *double-skin*.

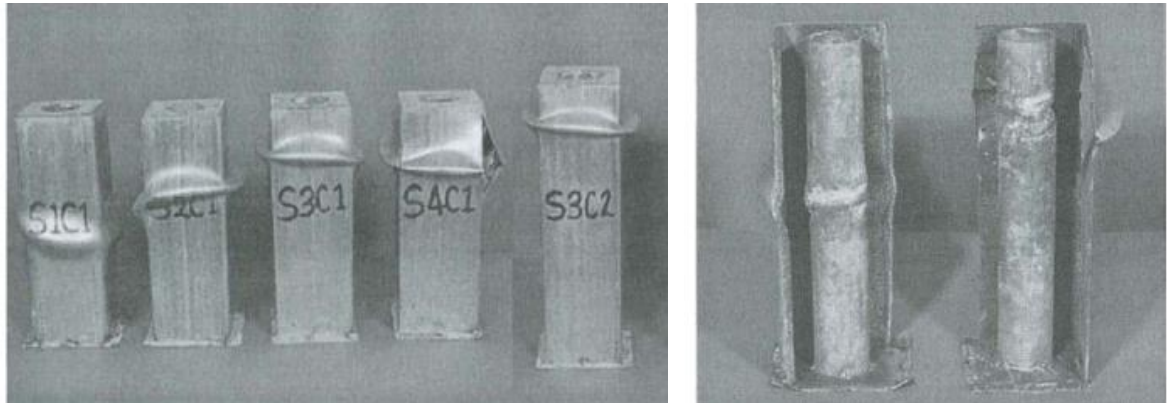


Figura 13 - Modelos experimentais testados por Zhao et al [27]

Elchalakani *et al* [8] conduziram um estudo experimental com colunas *double-skin* compostas por perfis externos circulares (CHS) e perfis internos quadrados (RHS) com preenchimento em micro concreto auto adensável de alta resistência. Foram analisados um total de oito exemplares, tendo sido estes ensaiados, com e sem preenchimento de concreto. É apresentada, na Figura 14, a curva carga *versus* deslocamento de um dos exemplares ensaiados.

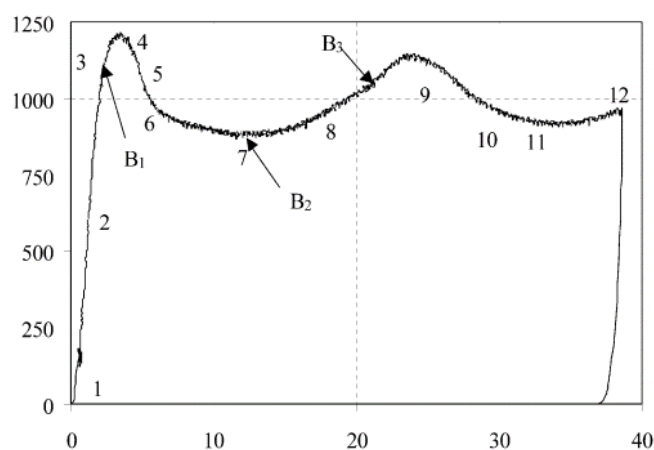


Figura 14 - Curva carga versus deslocamento - Exemplar C6S2 [8]

Conclui-se, que o comportamento da peça foi linear elástico até 60% da carga máxima, sendo que, até essa faixa de carregamento, a interação entre o preenchimento de concreto e os tubos de aço é nula. Após a fase elástica, a não

linearidade da peça começa a ser evidenciada por uma mudança em sua rigidez, e depois, ocorre a primeira flambagem local do tubo de aço. Esta flambagem está localizada no primeiro terço do comprimento da peça sendo do tipo pata de elefante (ponto *B1* na Figura 14). Ocorrida a primeira falha, há uma perda abrupta na rigidez e capacidade de carga, também sendo identificada a falha por esmagamento do concreto. A partir deste ponto, evidencia-se a ductilidade da peça e sua capacidade de absorção de energia. A segunda flambagem ocorreu em sua fase plástica e, segundo o autor, possivelmente foi ocasionada por uma falha do concreto devido aos esforços de corte desenvolvidos no preenchimento de concreto.

Todos os exemplares testados (ver Figura 15) tiveram comportamento semelhante. Em detalhes, há uma grande deformação com modos de falha dúcteis, tendo sido concluído que, o comportamento desta é principalmente influenciado pela esbeltez do tubo externo.



Figura 15 - Exemplares de CFST testado por Elchalakani et al [8]

Uenaka et al [17] analisaram, através de ensaios experimentais, nove colunas CFST e três CFT onde estão sumarizados na Figura 16. Os parâmetros analisados foram as relações entre os diâmetros interno e externo, e também, a razão diâmetro *versus* espessura dos tubos.

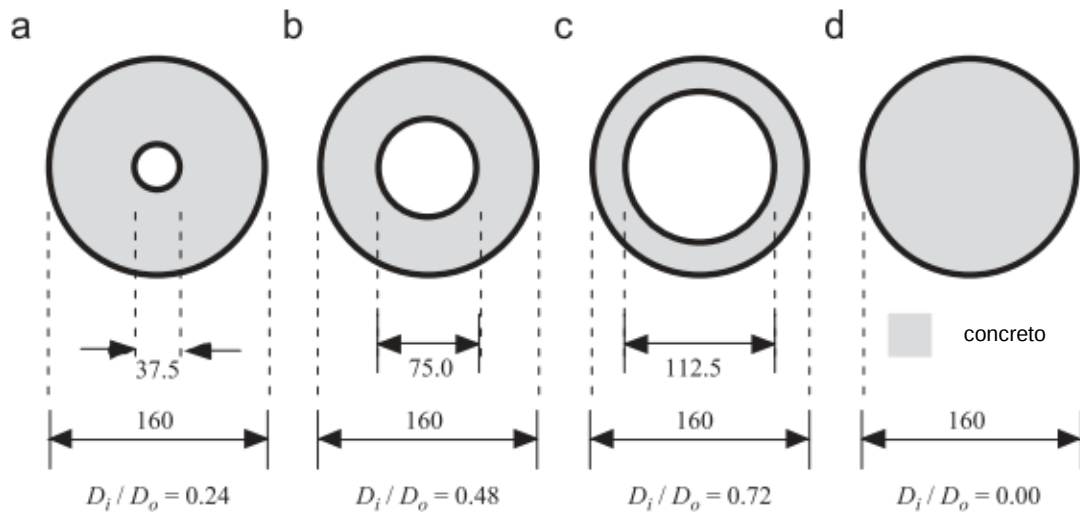


Figura 16 - Exemplos ensaiados por Uenaka et al [17]

Os autores observaram que todas as colunas *CFDST* falharam de forma similar, sendo caracterizada pela flambagem local dos tubos associada a uma falha ao corte do anel de concreto (fratura em 45°). Todos os exemplares ensaiados, *CFT* e *CFDST*, apresentaram o mesmo nível de ductilidade e modo de falha similar (Figura 17). Ainda, foi possível constatar um aumento de pelo menos 5% na resistência característica do concreto, concluindo que o tubo interno não teve influência no efeito do confinamento do concreto.



Figura 17 - Exemplos deformados, *CFDST* e *CFT*, respectivamente [17]

Han *et al* [10] desenvolveram um extenso programa experimental onde foram ensaiados oitenta exemplares de *CFDST*. Neste trabalho, foram ensaiadas configurações pouco estudadas, como: colunas com seção elípticas, com inércia variável e inclinadas apresentadas na Figura 18. Além da grande variação de geometrias, este estudo também se destaca pela utilização do aço inoxidável como material para os perfis externos, tendo sido analisados os seguintes parâmetros: tipo de seção transversal, o tipo de coluna e a razão de vazios das colunas.

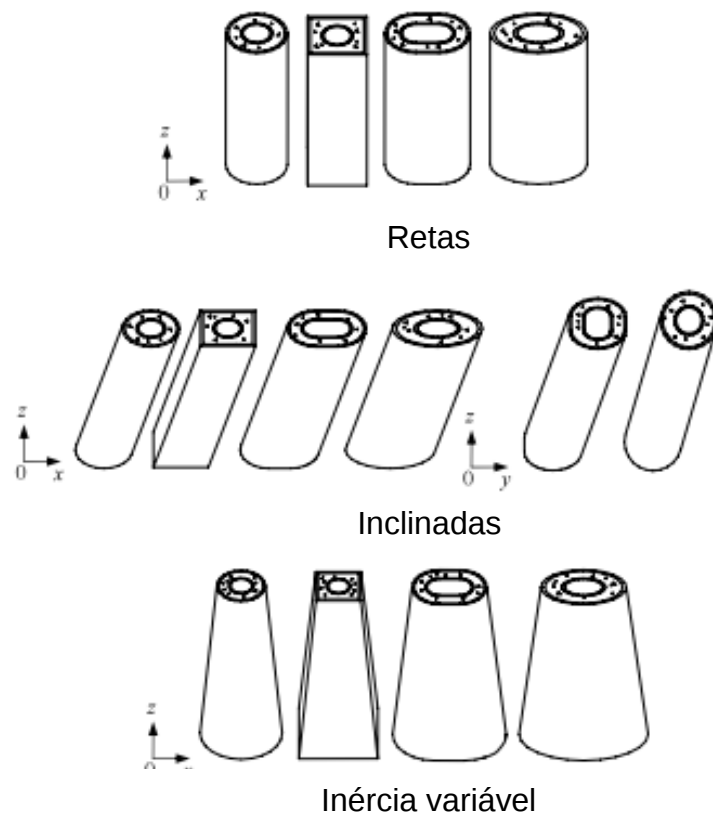


Figura 18 - Vista Esquemática das seções *CFDST* ensaiadas [10]

Dentre os parâmetros analisados, destaca-se a razão de vazios dos pilares, definido pelo fator χ . Esta propriedade é exclusiva das colunas *CFDST* e indica a razão entre a área preenchida de concreto e a área vazia, tendo sido estudadas por Han *et al* [10], as razões de vazio de 0,50 e 0,75. Abaixo, apresenta-se a fórmula para seu cálculo em diferentes seções. Esta fórmula de dimensionamento proposta por Han *et al* [10] será esclarecida e detalhada no item 1.5.

Para seções circulares e quadradas:

$$\chi = \frac{d}{D - 2t_{s0}} \quad (4)$$

Para seções retangulares com cantos arredondados e elípticas:

$$\chi = \sqrt{\frac{b \times d}{(B - 2t_{s0}) \times (D - 2t_{s0})}} \quad (5)$$

onde, D e d correspondem ao diâmetro do tubo externo e interno, respectivamente. O valor de t_{s0} refere-se a espessura do tubo externo. Os parâmetros, B e b , representam o lado do tubo externo e interno, respectivamente.

Os resultados obtidos por Han *et al* [10] mostram a grande ductilidade e ganho de resistência que essa tipologia possui. A Figura 19 mostra o resultado obtido para as colunas retas com diferentes seções. Em todos os gráficos, os dados em verde indicam os ensaios realizados em colunas ocas, sem preenchimento de concreto. Os dados em vermelho correspondem a colunas com maior razão de vazios ($\chi=0,75$) e os dados em azul para as seções com menor razão de vazios ($\chi=0,50$).

É possível notar o grande ganho de resistência em termos de carga última que o preenchimento de concreto proporciona a peça, bem como, o seu ganho de ductilidade. Quanto a variação na razão de vazio, é possível constatar um ganho na resistência que é acompanhada por uma perda mais abrupta desta quando há uma razão de vazios menor na peça.

Quanto ao modo de falha, foram identificadas falhas do tipo concertina (deformações localizadas à meia altura da peça) e do tipo pata de elefante (localizadas na base da peça). A Figura 20 apresenta os modos de falha das colunas retas ensaiadas.

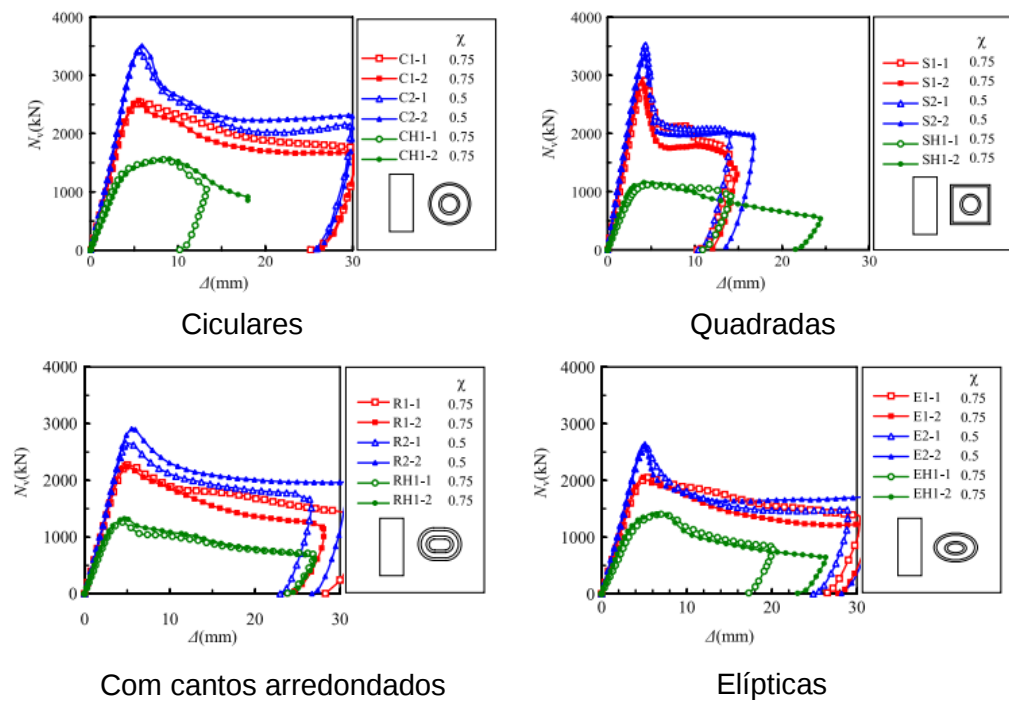


Figura 19 - Curvas carga *versus* deslocamento para as colunas retas testadas [10]

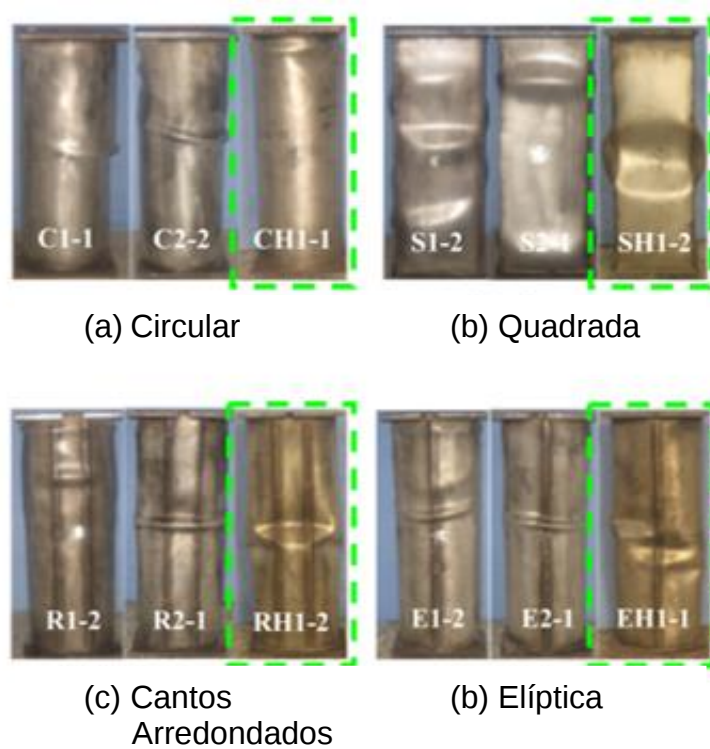


Figura 20 - Modos de falha das colunas reta [10]

Por fim é apresentada uma fórmula para o dimensionamento das colunas *double skin* aço inoxidável-concreto-aço carbono. Este modelo é derivado do modelo simplificado apresentado por Zhong *et al* [15]. As resistências calculadas foram comparadas aos valores obtidos nos ensaios experimentais e mostraram boa convergência, como é possível constatar no gráfico apresentado na Figura 21.

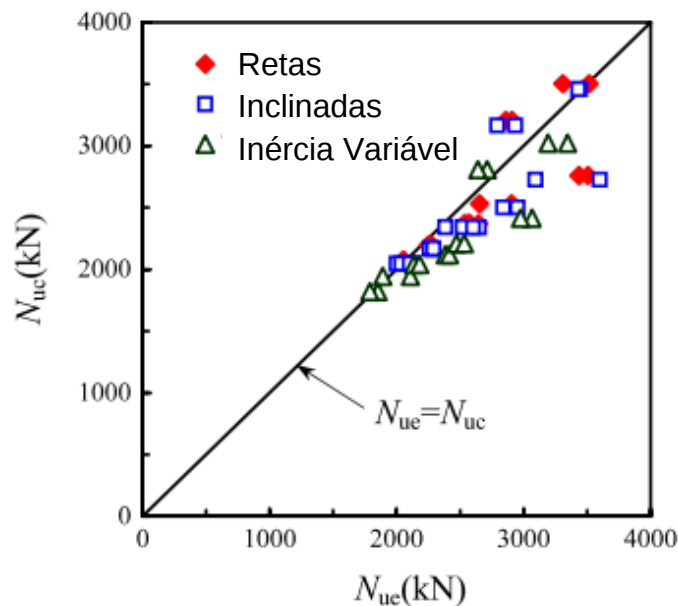


Figura 21 - Comparação entre a carga prevista (N_{uc}) e a carga experimental (N_{ue}) [10]

1.3 Aço inoxidável

Existem várias composições e designações para os aços inoxidáveis. Em comum, todos possuem um teor mínimo de 10,5% de cromo resultando em uma excepcional resistência à corrosão. Cada liga de aço inoxidável pode alcançar diferentes níveis de resistência mecânica e à corrosão. Isso se deve às variações possíveis em sua composição química, sendo a principal, o teor de carbono; que em geral, determinará que tipo de tratamento térmico o material poderá receber.

Nem todos os tipos de aço inoxidável são aplicáveis em estruturas, principalmente quando há necessidade de soldagem [28]. Cinco são os grupos básicos dos aços conhecidos como inoxidáveis, que são classificados devido a sua estrutura metalúrgica, sendo eles: austenítico, ferrítico, martensítico, duplex e endurecido por precipitação.

As diferentes ligas existentes de aços inoxidáveis apresentam comportamento mecânico distinto entre si, apresentados na Figura 22 e em geral, comportamentos bem diferentes dos aços carbonos convencionais. Dentre os aços inoxidáveis apresentados (ver Figura 22) estão: austenítico AISI 304 (EN 1.4301); austenítico AISI 316 (EN 1.4401); austenítico de baixo teor de carbono AISI 301 LN (EN 1.4318); duplex BSI 2205 (EN 1.4462).

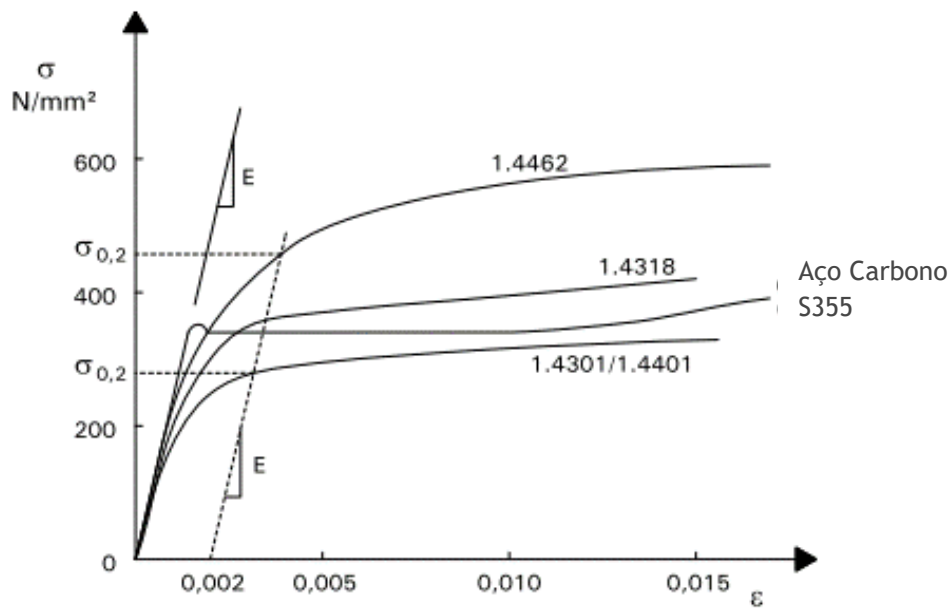


Figura 22 - Curvas tensão-deformação para diferentes tipos de aço inoxidável [28]

A curva tensão *versus* deformação para o aço carbono apresenta um comportamento elasto-plástico perfeito, com um aumento de resistência na fase plástica devido ao encruamento. Um comportamento linear na região elástica e um patamar de escoamento bem caracterizado são também observados. No caso do aço inoxidável, o comportamento é não linear desde a fase elástica, e também, não há patamar de escoamento definido.

A inexistência do patamar de escoamento faz com que a tensão característica do material tenha que ser definida de forma diferente a feita para o aço carbono. Sendo, para o aço inoxidável, utilizada a tensão a 0,2% de deformação. Esta é caracterizada por uma reta com inclinação igual ao módulo de elasticidade inicial intercedendo o eixo na deformação de 0,2%. A tensão característica é então definida com o valor obtido na interseção da curva com a reta projetada (Figura 22).

Os aços inoxidáveis austeníticos e duplex são os mais utilizados na engenharia estrutural [28], sendo que, os austeníticos são adotados, principalmente, por sua alta resistência à corrosão e boas propriedades de fabricação e conformação. Já os aços duplex, destacam-se pela alta resistência mecânica que possuem.

As diferenças inerentes ao comportamento dos aços carbono e inoxidáveis indicam que o dimensionamento de peças estruturais em aço inoxidável deveria ser distinto do que é adotado para o aço carbono. Contudo, os critérios adotados pelas normas de estruturas em aço inoxidável são análogos aos utilizados no caso do aço carbono. Tal fato, deve-se a facilidade na utilização do método já existente e da carência de estudos na área. Sendo que, a desconsideração das diferenças em comportamento no dimensionamento, leva a um dimensionamento conservador e consequentemente mais oneroso [29].

Por não possuir patamar de escoamento definido e devido ao comportamento não linear desde a fase elástica, a definição de um modelo matemático que represente sua curva tensão *versus* deformação tem sido objeto de estudo de diversos autores. A primeira curva teórica proposta que se adequava a alguns aços inoxidáveis foi a de Ramberg-Osgood [30]. Entretanto, como apontado por Rasmussen [31], a curva de Ramberg-Osgood deixa de ser uma boa aproximação para deformações elevadas. Como é possível constatar na comparação entre a Figura 23 e a Figura 24, para o aço inoxidável ferrítico EN 1.4016, a concordância do modelo de Ramberg-Osgood foi excepcional.

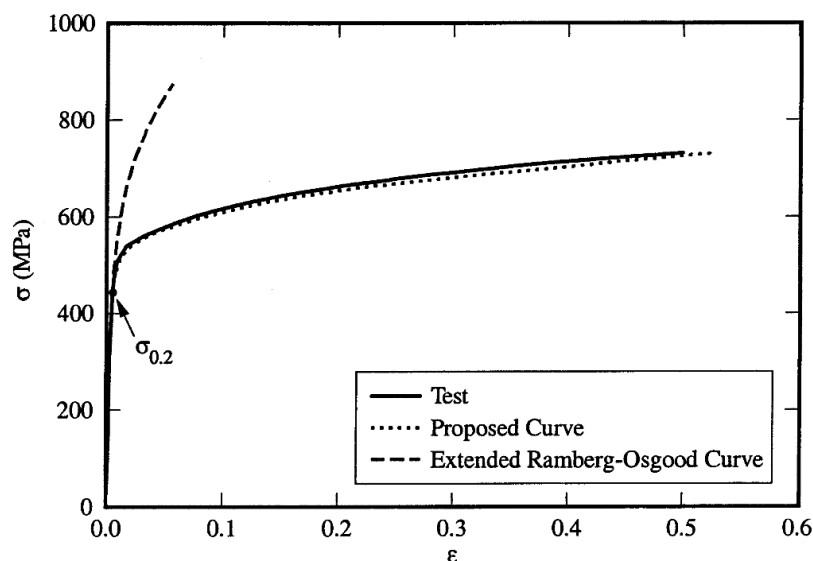


Figura 23 - Resultados para o aço inoxidável austenítico EN 1.4306 [31]

Contudo para a liga de aço inoxidável austenítico de baixo teor de carbono EN 1.4306 (AISI 304L), a concordância foi extremamente insatisfatória, principalmente devido à grande deformabilidade e ductilidade deste material. Enquanto o aço ferrítico falhou antes de uma deformação de 0,01, a liga austenítica alcançou uma deformação 50 vezes maior chegando a 0,5.

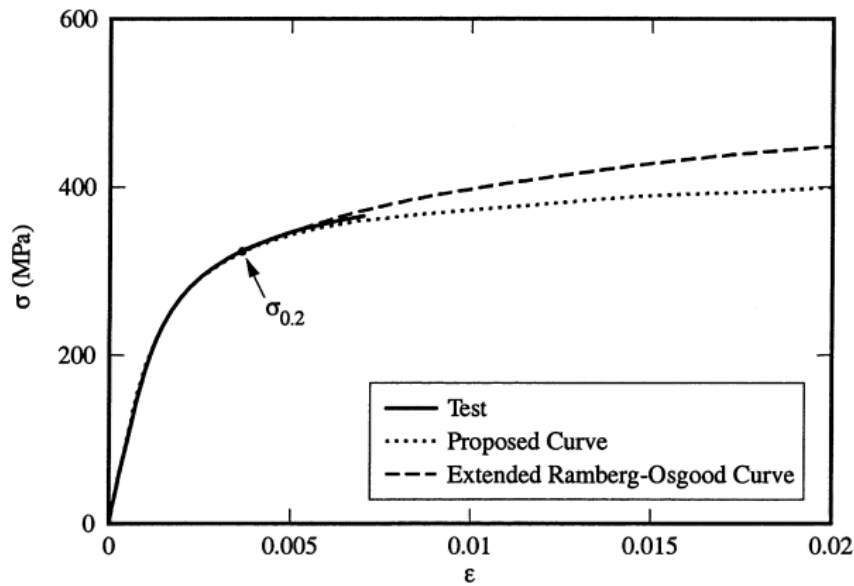


Figura 24 - Resultados para aço inoxidável ferrítico EN 1.4016 [31]

Rasmussen [31] desenvolveu um modelo capaz de representar a curva da maioria das ligas de aço inoxidável. O primeiro trecho estende-se até a tensão representativa de resistência ($\sigma_{0.2}$) calculada como a tensão obtida pelo modo de elasticidade inicial a partir de uma deformação de 0,2%. Este trecho é representado pela formulação clássica de Ramberg-Osgood [30]. O trecho subsequente é uma adaptação da formulação de Ramberg-Osgood [30], tendo sido a curva original transladada ao ponto $\sigma_{0.2}$, Figura 25.

A equação 6 é a representação de todo alcance da curva tensão *versus* deformação para aços com grande ductilidade e não-linearidade, como os aços inoxidáveis.

$$\varepsilon = \begin{cases} \frac{\sigma}{E_0} + 0.002 \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0.2}} \right)^n & \text{para } \sigma \leq \sigma_{0.2} \\ \frac{\sigma - \sigma_{0.2}}{E_{0.2}} + \varepsilon_u \left(\frac{\sigma - \sigma_{0.2}}{\sigma_u - \sigma_{0.2}} \right)^m & \text{para } \sigma > \sigma_{0.2} \end{cases} \quad (6)$$

onde, E_0 e $E_{0.2}$ correspondem ao módulo de elasticidade inicial e módulo de elasticidade quando a tensão é $\sigma_{0.2}$, respectivamente.

$$n = \frac{\ln(20)}{\ln\left(\frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_{0.01}}\right)} \quad (7)$$

$$m = 1 + 3,5 \frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_u} \quad (8)$$

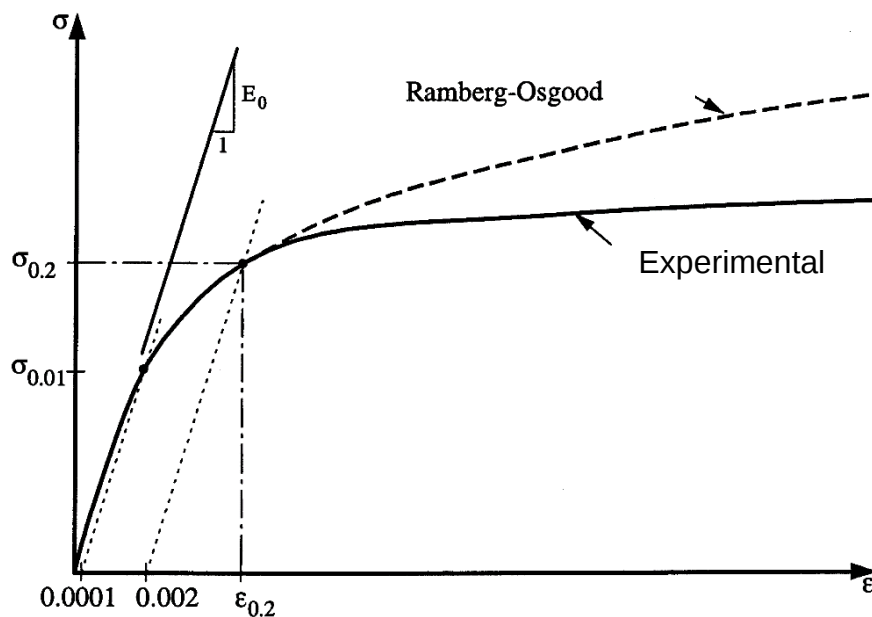


Figura 25 – Exemplo do cálculo da tensão representativa de resistência ($\sigma_{0.2}$) [31]

A partir dos estudos de Ramberg-Osgood [30] e de Rasmussen [31], Arrayago e Gardner [32] ensaiaram e definiram os parâmetros para diversas ligas de aço inoxidável (ver Figura 26). Através de uma extensa comparação de dados da literatura, eles puderam definir formulações diferentes dos parâmetros para cada tipo de aço inoxidável.

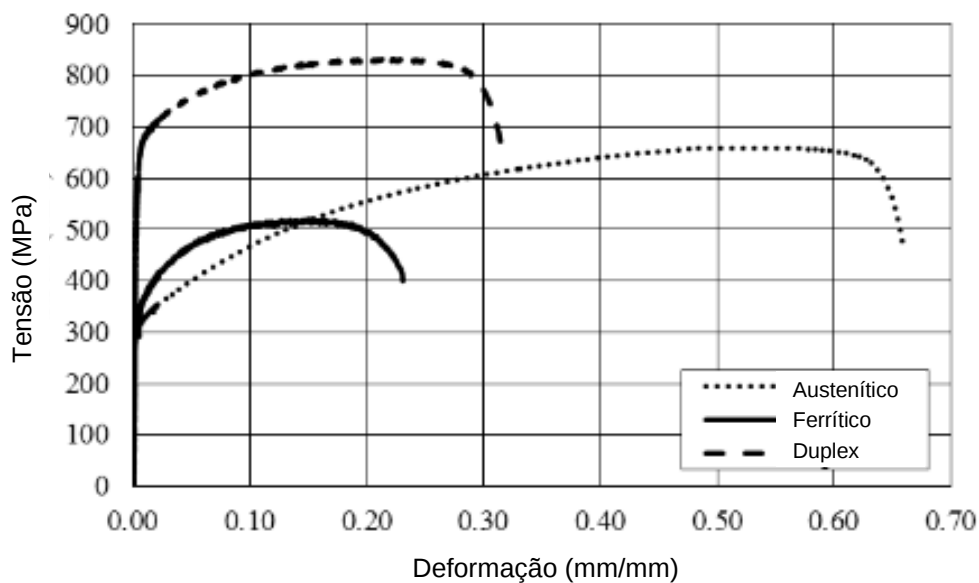


Figura 26 – Curva tensão versus deformação das ligas ensaiadas [32]

1.4 Confinamento do concreto e ação composta

Nas colunas mistas preenchidas com concreto e submetidas a cargas de compressão, o núcleo de concreto, ou anel de concreto (como no caso das colunas *CFDST*), tende a se expandir lateralmente, solicitando as paredes metálicas, que retardam esta expansão e atuam confinando o concreto. Trata-se de um confinamento passivo possibilitado pela presença dos tubos metálicos, que após o começo da expansão lateral do concreto, começam a trabalhar através de tensões circunferenciais que comprimem o concreto [33], levando este a um estado tri-axial de tensões, enquanto o aço passa a trabalhar em estado biaxial.

O efeito do confinamento do concreto proporciona ao elemento estrutural maior ductilidade e resistência última, sendo possível verificar que a resistência total é maior que a soma das resistências isoladas de cada parte que o compõem [20], evidenciando assim, a ação conjunta entre os elementos.

É importante salientar que durante a primeira etapa de carregamento, o efeito do confinamento do concreto não é exigido, visto que a expansão lateral perpendicular à aplicação da carga, a qual é diretamente proporcional ao coeficiente de Poisson do material, é menor para o concreto. Esta primeira etapa perdura até que o concreto alcance tensões próximas a sua resistência uniaxial (f_{ck}). A partir deste ponto, o processo de micro fissuração intensifica-se e aumenta a expansão lateral do concreto,

que passa a solicitar o tubo metálico, que por sua vez, confina o concreto, como evidenciado por De Nardin [20].

O comportamento do confinamento do concreto em colunas mistas preenchidas, está intimamente ligado à geometria da seção [34]. Em colunas que possuem seções tubulares circulares, todo o preenchimento de concreto está sob uma tensão de confinamento uniforme (ver Figura 27), porém, no caso de seções quadradas, a distribuição das tensões deixa de ser uniforme e há arqueamento das tensões de confinamento do centro da seção para os cantos, fazendo com que uma parcela significativa do concreto não esteja confinada.

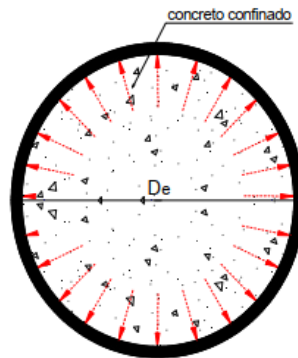


Figura 27 - Distribuição das tensões de confinamento em seções preenchidas circulares [20]

Hu *et al* [34] estudaram o efeito do confinamento em diferentes seções de colunas tubulares preenchidas de concreto através de ensaios e modelos numéricos. Os autores buscaram a relação entre a geometria do perfil tubular e o grau de confinamento. Foi encontrado que o grau de confinamento ao qual o concreto é submetido está diretamente ligado a razão entre o diâmetro e a espessura do tubo (d/t).

Foi constatado que, para colunas com seção circular, a distribuição da tensão de confinamento é uniforme, tendo maior grau de confinamento quando a razão entre diâmetro e espessura do tubo são baixas. Mander *et al* [35] definiram o modelo teórico de confinamento usado por Hu *et al* [34], entre outros autores, para representar o comportamento não linear do concreto confinado em colunas *CFT* e também *CFDST*. Neste modelo, as tensões e deformações desenvolvidas no concreto confinado, sendo, respectivamente, f_{cc} e ϵ_{cc} , são definidas pelas equações 9 e 10. Sendo que neste modelo a tensão máxima atingida é efetivamente maior.

$$f'_{cc} = f'_c + k_1 f_1 \quad (9)$$

$$\varepsilon'_{cc} = \varepsilon'_c \left(1 + k_2 \frac{f_1}{f'_c}\right) \quad (10)$$

onde, f'_c e ε'_c correspondem à tensão e a deformação do concreto sem confinamento, respectivamente; f_1 é a tensão lateral de confinamento; k_1 e k_2 são constantes obtidas experimentalmente.

O comportamento do confinamento do concreto para as colunas *CFDST*, segundo Tao [14], é similar ao adotado nas colunas *CFT*, uma vez assumido que o perfil interno restringe o movimento para dentro tubo. Tal premissa costuma ser válida visto que os perfis que são utilizados na parte interna possuem menor razão entre seu diâmetro e espessura, uma vez que são invariavelmente a peça com menor diâmetro na seção mista.

O modelo exposto na Figura 28 é apresentado por Hu *et al* [34]. Este utiliza um fator k_3 que é relacionado a degradação do concreto e sua consequente perda de capacidade, onde quanto menor o fator, mais proeminente é esse fenômeno.

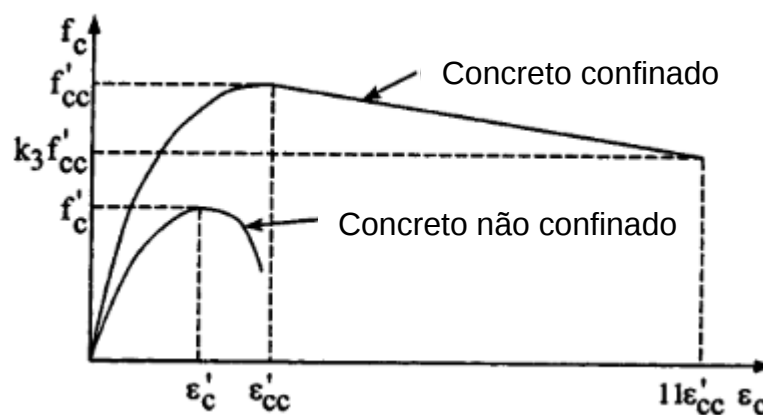


Figura 28 - Comportamento do concreto com e sem confinamento [34]

Através da comparação com dados experimentais, Hu *et al* [34] chegou a uma formulação para obtenção da tensão lateral de confinamento (f_1) e do fator de degradação (k_3), em relação ao diâmetro e espessura do tubo. Nas equações 11 e 12 são apresentadas as formulações para as colunas circulares.

Hu *et al* [34] também analisaram a influência da geometria da seção no confinamento do concreto. Foi mostrado que tanto o fator de confinamento como a pressão lateral em perfis quadrado e retangulares é bem menor que em perfis circulares. Tal diferença é esperada devido as distintas distribuições de tensões de confinamento que acontecem.

$$\begin{aligned} \frac{f_1}{f_y} &= 0,043646 - 0,000832 \frac{D}{t} & (21.7 \leq \frac{D}{t} \leq 47) \\ \frac{f_1}{f_y} &= 0,006241 - 0,000357 \frac{D}{t} & (47 \leq \frac{D}{t} \leq 150) \end{aligned} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} k_3 &= 1 & (21.7 \leq \frac{D}{t} \leq 40) \\ k_3 &= 0.0000339 \left(\frac{D}{t}\right)^2 - 0.010085\left(\frac{D}{t}\right) + 1.3491 & (40 \leq \frac{D}{t} \leq 150) \end{aligned} \quad (12)$$

Tal qual o modelo de Mander *et al* [35], Hu *et al* [34] também consideraram que na curva tensão *versus* deformação do material, há um ganho de resistência com o confinamento.

Wang *et al* [36] através de uma extensa análise paramétrica investigou o comportamento das colunas curtas *CFDST*, com tubo externo em aço inoxidável. Dentre os aspectos estudados pelos autores destaca-se a análise do confinamento no concreto provocado pelos tubos. Os diferentes materiais que compõem essa seção mista possuem diferentes valores para o coeficiente de Poisson. Sendo usualmente atribuídos os valores de 0,2 e 0,3 para o concreto e os aços, respectivamente. Tal fato faz com que durante a fase elástica, a deformação lateral dos aços seja maior do que a do concreto, e por consequência, não haja contato entre os materiais. Como o confinamento passivo do concreto é provocado pela restrição que o tubo impõe ao núcleo do concreto, não havendo contato não há confinamento do concreto.

Na Figura 29, Wang *et al* [36] apresentam as curvas carga *versus* deformação axial para os modelos circulares, com tubo externo em aço inoxidável e tubo interno em aço carbono, sendo apresentada a curva para a peça completa e as curvas de cada componente desta. O comportamento da coluna é dividido pelos autores em quatro fases descritas abaixo:

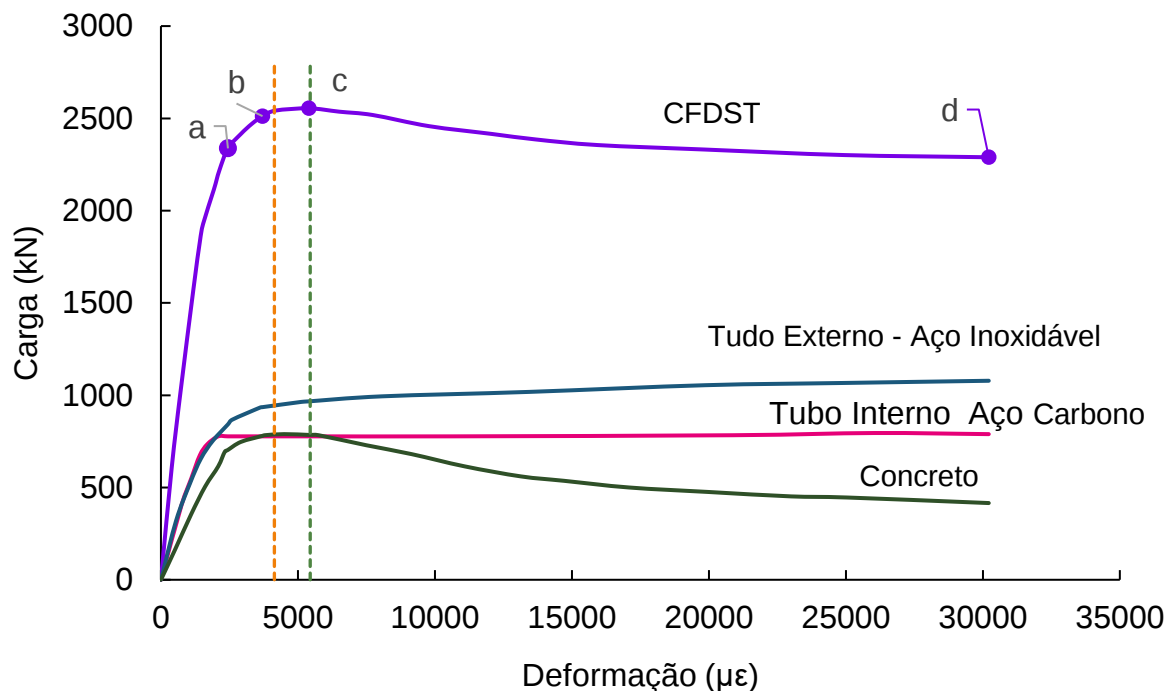


Figura 29- Curva carga versus deformação para coluna CFDST e suas componentes – Adaptado de: Wang *et al* [36]

- Fase elástica (trecho O-A) - Este é o trecho onde não há manifestação da interação entre os materiais, devido à diferença na expansão lateral já exposta. Nesta fase, a rigidez aparente da peça pode ser calculada pela fórmula apresentada por Han *et al* [10], sendo esta, calculada pelo somatório das rigidezes axiais de cada material;
- Fase elasto-plástica (trecho A-B) - Nesta fase, o concreto começa a se danificar, apresentando esmagamento em algumas regiões. Este comportamento é não linear e aumenta a expansão lateral do concreto. Com isso, a parede dos tubos, principalmente o externo, começa a ser solicitada e restringir a deformação lateral do núcleo de concreto, evidenciando assim, o efeito do confinamento passivo garantido pelos tubos ao concreto. A Figura 30 apresenta as tensões de contato obtidas pelos modelos numéricos desenvolvidos, através desta, é possível constatar que não há interação entre os materiais na fase elástica;

- Fase plástica (trecho B-C) - A partir do ponto B, todos os aços já excederam suas tensões de escoamento e o núcleo de concreto passa a apresentar tensões maiores que sua tensão característica;
- Fase de encruamento ou amolecimento (trecho C-D) - Neste trecho, há a queda da rigidez da peça ocasionada pelo dano excessivo do concreto e pela elevada deformação nos tubos de aço.

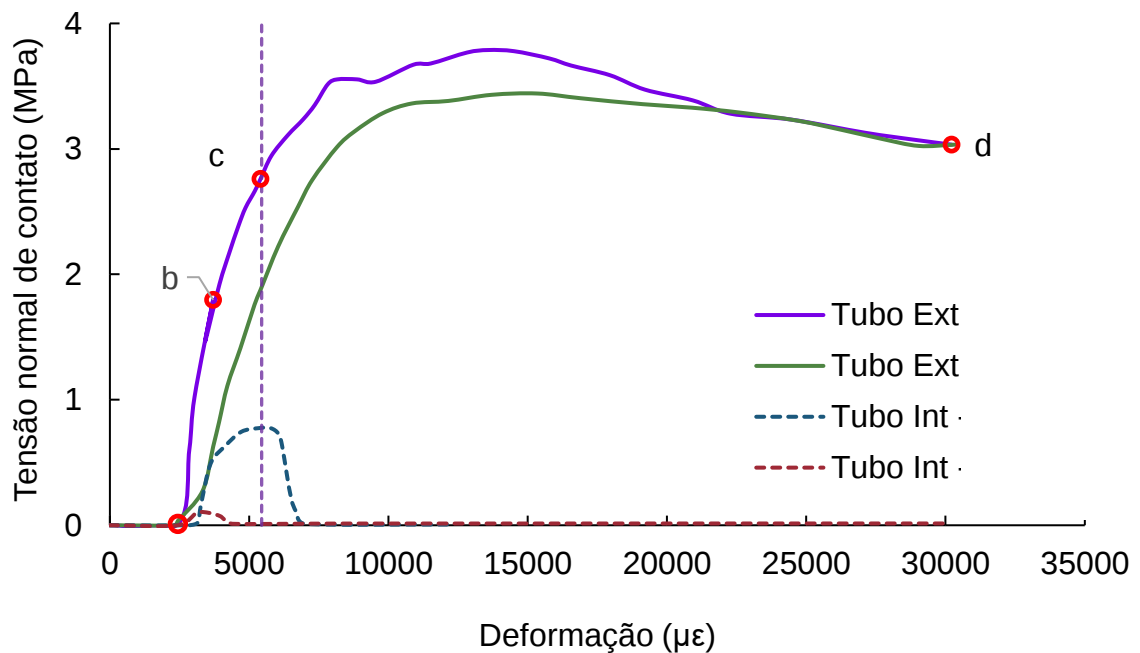


Figura 30 – Tensão lateral de contato nas paredes dos tubos – Adaptado: Wang et al [36]

Na Figura 30 é possível verificar que a tensão de contato desenvolve-se majoritariamente no tubo externo, indicando que, efetivamente, é este que contribui para o confinamento do concreto.

1.5 Capacidade resistente segundo Han et al [10]

Ainda não há normas que preconizam o dimensionamento de coluna do tipo *CFDST*, entretanto, existem formulações propostas que abrangem as colunas compostas por aço inoxidável, concreto e aço carbono. Aqui, será apresentada a formulação simplificada proposta por Han et al [10].

Recentemente, esta formulação resultou em um guia de dimensionamento [37]. Este guia apresenta as fórmulas propostas de forma simples e direta. Ele tem como objetivo, a inserção deste procedimento em futura versão de normas de dimensionamento.

Esta formulação define a capacidade resistente total (N_{uc}) como a soma da capacidade resistente do tubo interior ($N_{i,u}$) com a capacidade resistente do tubo exterior e anel de concreto combinados ($N_{osc,u}$).

$$N_{u,sm} = N_{osc,u} + N_{i,u} \quad (13)$$

A componente referente a participação do tubo externo e do concreto confinado ($N_{osc,u}$) é calculada de forma idêntica a utilizada para as colunas mistas preenchidas (CFT). Esta relação entre as colunas *CFDST* e *CFT* foi estudada por autores como Han *et al* [37] e Tao *et al* [14], onde foi constatado que o comportamento destas duas tipologias é similar. Tal fato, deve-se a participação do tubo interno que além de contribuir com a resistência da peça, com sua resistência plástica total ($N_{i,u}$), não estando susceptível à flambagem local, também contribui garantindo o confinamento do concreto pela parte interna. Contudo, esse comportamento é válido apenas para peças com índice de vazios inferior a 0,80.

Desta forma, cada componente é calculada por:

$$N_{osc,u} = f_{osc} A_{soc} \quad (14)$$

$$N_{i,u} = A_{si} f_{syi} \quad (15)$$

onde os seguintes parâmetros são necessários:

$$A_{soc} = A_{so} + A_c \quad (16)$$

$$f_{osc} = C_1 \chi^2 f_{sy0} + C_2 (1,14 + 1,02\xi) f_{ck} \quad (17)$$

sendo, A_{soc} é a soma da área do tubo externo (A_{so}) e do preenchimento de concreto (A_c); A_{si} a área do tubo interno; f_{syi} e f_{sy0} são as tensões de escoamento do tubo interno e externo, respectivamente.

$$A_c = \frac{\pi(D - 2t_{so})^2}{4} - \frac{\pi d^2}{4} \quad (18)$$

$$A_{ce} = \frac{\pi(D - 2t_{so})^2}{4} \quad (19)$$

$$A_{si} = \frac{\pi d^2}{4} - \frac{\pi(d - 2t_{si})^2}{4} \quad (20)$$

$$A_{so} = \frac{\pi D^2}{4} - \frac{\pi(D - 2t_{so})^2}{4} \quad (21)$$

A fórmula para o cálculo da resistência combinada do tubo externo e do preenchimento de concreto, em muito se assemelha a formulação proposta para as seções tubulares completamente preenchidas de concreto (CFT). Os coeficientes C_1 , C_2 e α são definidos por Han *et al* [10] como:

$$C_1 = \frac{\alpha}{(1 + \alpha)} \quad (22)$$

$$C_2 = \frac{(1 + \alpha_n)}{(1 + \alpha)} \quad (23)$$

$$\alpha = \frac{A_{so}}{A_c} \quad (24)$$

$$\xi = \frac{A_{so} f_{syo}}{A_{ce} f_{ck}} \quad (25)$$

Um importante fator no cálculo da resistência da peça é o fator de confinamento (ξ), sendo este definido para descrever a ação conjunta entre o tubo externo de aço inoxidável e o núcleo de concreto. Este fator relaciona a resistência do tubo externo com a resistência do núcleo de concreto sendo utilizado, inclusive, na definição da curva tensão *versus* deformação do concreto confinado. Tao *et al* [14] demonstraram que há uma relação direta entre o fator de confinamento e a resistência e ductilidade do concreto, ou seja, quanto maior o fator de confinamento, melhor é o comportamento do núcleo de concreto. Os limites de aplicação definidos são:

- O diâmetro do tubo externo não deve ser menor que 200 mm e sua espessura deve ser maior que 4 mm. A esbeltez do tubo externo deve ser limitada a 150% do valor limite para um tubo vazio;

$$\frac{D}{t_e} \leq 1,5 * 90\varepsilon^2 \quad (26)$$

$$\text{onde } \varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (27)$$

- O índice de vazios da peça deve estar compreendido entre 0 e 0,75;
- O possível afastamento entre o tubo externo e o núcleo de concreto, Figura 31, deve ser medido e compreendido dentro limite da equação 27.

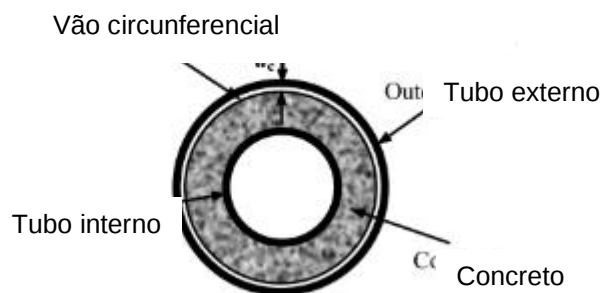


Figura 31 - Afastamento do núcleo de concreto em relação ao tubo externo [37]

$$\frac{2d_c}{D} < 0,05\% \quad (28)$$

Colunas além dos limites expostos não estão cobertas pela formulação de Han *et al* [10], pois podem apresentar diferenças significativas em seu comportamento.

2 DESENVOLVIMENTO DO MODELO NUMÉRICO

Para a realização das análises propostas neste trabalho, foi elaborado um modelo numérico que fosse capaz de representar o comportamento mecânico da seção estudada, tendo sido o modelo desenvolvido através do *ABAQUS 6.14* [13]. Buscou-se, através deste estudo, analisar parâmetros e configurações que influenciam o comportamento mecânico da peça, bem como, a resposta do modelo computacional. Para tal, foi realizada uma extensa variação de modelos em elementos finitos. Dada a extensa gama de modelos ao qual esse estudo propôs-se a analisar, foi necessário a elaboração de um compreensivo código na linguagem de programação *Python 3.0*. Através deste, é possível parametrizar o modelo e realizar análises em série.

2.1 Ensaio experimental utilizado na calibração

Os ensaios experimentais que foram escolhidos para realizar o processo de calibração foram realizados por Fernandes [18] e Han *et al* [10]. Em ambos os trabalhos, foram ensaiadas colunas *CFDST* com perfis circulares concêntricos, tal qual estudado no presente.

Os testes realizados por Fernandes [18] foram feitos no Laboratório de Engenharia Civil da Faculdade de Engenharia da UERJ. Tendo sido possível obter a totalidade dos dados dos ensaios, os quais foram utilizados no desenvolvimento e validação do modelo numérico. Nos subcapítulos seguintes, explicita-se como os modelos estudados por Fernandes [18] foram montados, instrumentados e ensaiados.

Os dados das colunas *double skin* utilizadas no presente trabalho extraídas de Fernandes [18] e Han *et al* [10] estão na Tabela 2 e Tabela 3, respectivamente. Ressalta-se que ambos os estudos foram realizados com tubos externos em aço inoxidável austenítico e tubo interno em aço carbono.

Tabela 2 – Dados das colunas estudadas por Fernandes [18]

Coluna ID	Tubo externo Dxt_{s0} (mm)	Tubo interno dxt_{si} (mm)	χ	Concreto f_c (MPa)	Altura (mm)
C3	168,28 x 2,77	88,90 x 5,50	0,546	30,1	550
C4	168,28 x 2,77	108,40 x 4,50	0,666	30,1	550
C5	168,28 x 2,77	88,90 x 5,50	0,546	30,1	550
C6	168,28 x 2,77	108,40 x 4,50	0,666	30,1	550

O modelo numérico desenvolvido foi validado com os dois estudos apresentados. Contudo, maior foco foi dado as colunas C3 e C5 de Fernandes [18], que foram utilizadas como base do estudo paramétrico apresentado no capítulo seguinte.

Tabela 3 – Dados das colunas circulares retas estudadas por Han et al [10]

Coluna ID	Tubo externo Dxt_{s0} (mm)	Tubo interno dxt_{si} (mm)	χ	Concreto f_c (MPa)	Altura (mm)
C1-1	220,0 x 3,62	159,0 x 3,72	0,750	80,0	720
C1-2	220,0 x 3,62	159,0 x 3,72	0,750	80,0	720
C2-1	220,0 x 3,62	106,0 x 3,72	0,500	80,0	720
C2-2	220,0 x 3,62	106,0 x 3,72	0,500	80,0	720

2.1.1 Descrição dos ensaios

A altura das colunas foi definida seguindo as recomendações de outros trabalhos experimentais [14], que indicam que para que seja considerada uma coluna curta, esta deve ter altura igual a 3 vezes o seu diâmetro, tendo sido adotada nos ensaios uma altura de 550mm.

Foram fabricados dois anéis de enrijecimento para os apoios conforme observado na Figura 32. Estes tiveram como propósito evitar a ocorrência da

flambagem local do tipo pata de elefante diretamente na extremidade da coluna e garantir uma melhor distribuição da carga nos apoios.



Figura 32 - Exemplar preparado para o ensaio [18]

Para a instrumentação dos ensaios, foram utilizados transdutores de deslocamentos, LVDT (*Linear Variable Differential Transducer*), e extensômetros de resistência elétrica. Estes equipamentos foram capazes de medir os deslocamentos e as deformações observadas nas colunas tendo sido posicionados de forma a medir o deslocamento axial na direção do carregamento, o deslocamento horizontal à meia altura da peça em cada quadrante e a deformação axial, também à meia altura da peça e em cada quadrante. A Figura 33 apresenta a disposição da instrumentação utilizada.

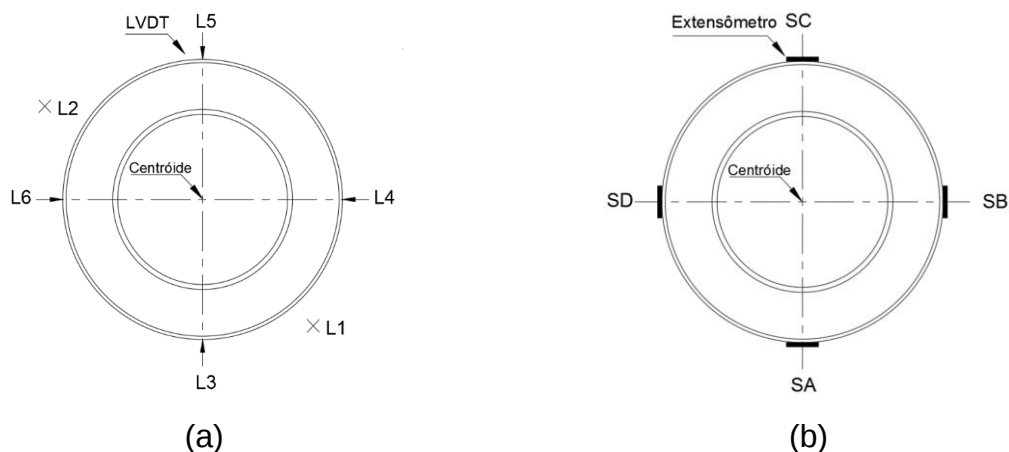


Figura 33 – Posicionamento dos LVDTs (a) e extensômetros (b) [18]

A aquisição de dados foi realizada pelo sistema da *National Instruments*, e todos os resultados obtidos por essa instrumentação foram cedidos por Fernandes [18]. A prensa utilizada para os ensaios possui uma de suas bases fixa e outra rotulada. Contudo, como foram avaliadas colunas curtas, as condições de contorno adotadas não influenciaram na capacidade resistente da coluna. Também foi verificado que a rotação da base neste ensaio foi desprezível, sendo então a peça considerada engastada em ambas as extremidades

2.1.2 Caracterização dos materiais

Os tubos de aço carbono utilizados foram doados pela UFOP (Universidade Federal de Ouro Preto) e caracterizados por Costa [38]. Os dados fornecidos a Fernandes [18] estão na Tabela 4.

Tabela 4 – Propriedades dos tubos de aço carbono [18]

Dimensões $d \times t_{si}$ (mm)	f_y (MPa)	f_u (MPa)	ΔL (%)
88,90 x 5,50	375,0	474,0	34,0
108,40 x 4,50	444,43	570,18	21,52

O aço inoxidável utilizado foi o austenítico do tipo 304L, fornecido pela empresa Elinox®. A composição química fornecida pela fabricante está apresentada na Tabela 4. A caracterização do aço inoxidável dos tubos externos foi realizada por Fernandes [18] através de ensaios de tração em quatro corpos de prova fabricados e ensaiados de acordo com as recomendações da NBR 6892 [39]

Tabela 5 – Composição do aço inoxidável utilizado [18]

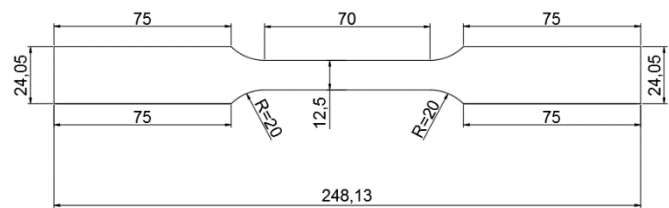
Carbono	Cromo	Manganês	Níquel	Fósforo	Enxofre	Silício
0,020%	18,137%	1,479%	8,015%	0,033%	0,006%	0,325%

Através do ensaio de tração dos corpos de prova, foram obtidos os dados de tensão *versus* deformação de cada corpo de prova. A Figura 34 e a Figura 35 ilustram o corpo de prova, bem como, as curvas tensão *versus* deformação. Com estes dados, foi possível calcular o módulo de elasticidade inicial no material (E_0) e a sua tensão

característica ($\sigma_{0,2\%}$). As médias obtidas nos quatro ensaios, apresentados na Tabela 5, foram utilizadas nos modelos numéricos elaborados neste trabalho.



(a)



(b)

Figura 34 – Ensaio de tração montado (a); Dimensões utilizadas para os corpos de prova (b) [18]

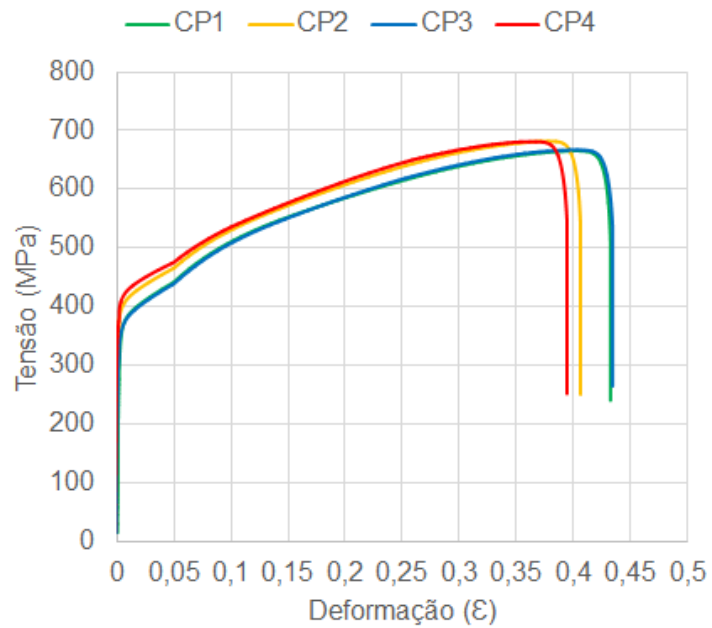


Figura 35 - Curvas tensão *versus* deformação dos corpos de prova ensaiados por Fernandes [18]

Tabela 6 – Propriedades do tubo de aço inoxidável [18]

Dimensões $d \times t_{si}$ (mm)	E_0 (GPa)	$f_{0,2\%}$ (MPa)	f_u (MPa)	ΔL (%)
168,28 x 2,77	169,1	339,0	665,0	42,0

O concreto utilizado foi dosado e preparado no próprio laboratório, conforme as quantidades apresentadas na Tabela 7. O traço foi preparado para uma resistência característica esperada (f_{ck}) de 25 MPa. Para que fosse possível o adequado preenchimento, foi utilizada brita zero e aditivo super-plastificante. Foram realizados ensaios de compressão do traço final, conforme a NBR 5739 [40], sendo os resultados apresentados na Tabela 8.

Tabela 7 – Traço do concreto utilizado [18]

Material para um m³ de concreto (kg)	
Cimento	434
Areia	994
Brita 0	684
Água	185

Tabela 8 – Resultados dos ensaios de compressão do concreto [18]

Dias	Resistência à compressão (MPa)
7	24,08
14	27,06
21	27,54
28	28,56
Dia do ensaio das colunas	30,10

Também foi realizado o ensaio para determinação do módulo de elasticidade secante do concreto (E_{cm}), de acordo com a NBR 8522 [41]., tendo sido encontrado o valor de 25,89 GPa.

2.2 Estratégia para a modelagem

Para a geração e análise dos diversos modelos foi desenvolvido um código parametrizado em *Python*. O código denominado *CFDSTGen* tem seu fluxograma apresentado na Figura 36. Este programa permitiu a rápida variação e análise dos dados, uma vez que, através desta, foi possível realizar análises em série com variações de parâmetros, que ao final tem seu resultado combinado e comparado.

Através do código, foram programadas as seguintes respostas: gráfico força *versus* deslocamento de cada modelo, que são apresentados e salvos individualmente e de forma comparativa; configuração deformada do último passo de cada modelo; configuração deformada de cada modo de flambagem obtido; arquivo de texto com os valores de força e deslocamento de todos os passos para cada modelo.

Para a devida otimização do código, algumas funções e informações importantes foram programadas em módulos auxiliares, sendo eles:

- **J_BibExp:** Módulo com biblioteca de dados experimentais composta por propriedades geométricas e resultados dos experimentos de Han *et al* [10] e Fernandes [18]. Estes dados possibilitam a rápida comparação dos modelos experimentais com os modelos computacionais, permitindo inclusive a avaliação direta da comparação entre as curvas obtidas no ensaio experimental e modelo numérico;
- **J_Materials:** É o módulo responsável pela geração de todas as propriedades de materiais utilizadas no modelo. Os materiais implementados serão explicitados no subcapítulo 2.3.
- **J_Utilities:** Possui funções diversas entre elas: Alterações de “*keywords*”, através da qual se faz a inserção das imperfeições iniciais; Captura das configurações deformadas dos modos de flambagem; Avaliação de capacidade resistente e rigidez inicial para colunas CFDST pelo método de Han *et al* [10]; e geração de textos de resposta, nomes de modelos e variáveis parametrizadas.

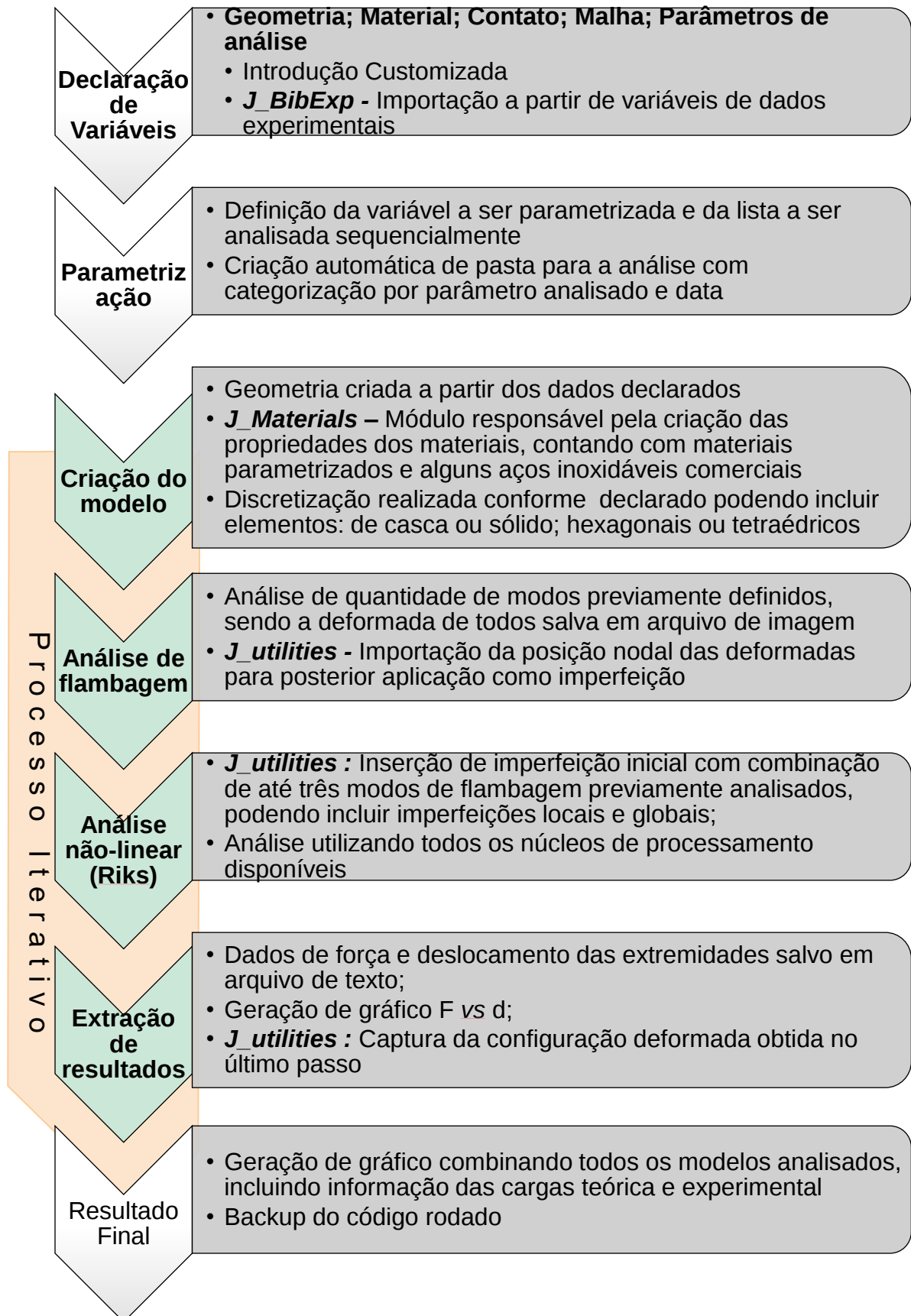


Figura 36 - Fluxograma do código *CFDSTGen*

2.3 Materiais e seus modelos constitutivos

Os três materiais que constituem os modelos possuem importantes diferenças quanto ao seu comportamento mecânico. Através do código utilizado, foi possível implementar diferentes modelos constitutivos para cada material. A não linearidade do material foi considerada em todas as análises.

Todos os materiais foram definidos no Abaqus 6.14 [13] através de um módulo auxiliar desenvolvido em *Python*. Através deste, foi possível programar os diferentes materiais utilizados na análise paramétrica.

2.3.1 Aço Carbono

Foi feita a análise de qual curva tensão *versus* deformação que melhor se adequa ao modelo proposto tendo sido analisadas as formulações: elástica perfeitamente plástica; bi-linear com endurecimento; e multilinear. Sendo cada respectiva curva exposta na Figura 37.

A curva elástica perfeitamente plástica (EPP) é a forma mais simples de modelar o comportamento do aço carbono. Ela é caracterizada por duas retas, uma representando a fase elástica que se estende até a tensão de escoamento do aço, seguida por um patamar plástico onde não há aumento da tensão.

Quando se passa a considerar o endurecimento na fase plástica, obtém-se o modelo bi-linear com endurecimento (BLH). Na fase plástica foi considerada uma taxa de endurecimento do aço com consequente ganho de resistência.

De todas as curvas analisadas para o aço carbono, a multilinear (ML) é a única onde há um trecho que não é conformado em uma reta, uma vez que a fase de endurecimento é representada por uma parábola.

Tao *et al* [42] apresentaram e utilizaram esta curva em seu estudo, sendo a tensão nos quatro trechos que a caracteriza calculada pelas seguintes equações.

$$\sigma = \begin{cases} E_s \varepsilon & 0 \leq \varepsilon < \varepsilon_y \\ f_y & \varepsilon_y \leq \varepsilon < \varepsilon_p \\ f_u - (f_u - f_y) \left(\frac{\varepsilon_u - \varepsilon}{\varepsilon_u - \varepsilon_p} \right)^p & \varepsilon_p \leq \varepsilon < \varepsilon_u \\ f_u & \varepsilon < \varepsilon_u \end{cases} \quad (29)$$

onde, E_s é o módulo de elasticidade do aço carbono; ε_y e ε_u são as deformações na tensão escoamento e na tensão última, respectivamente.

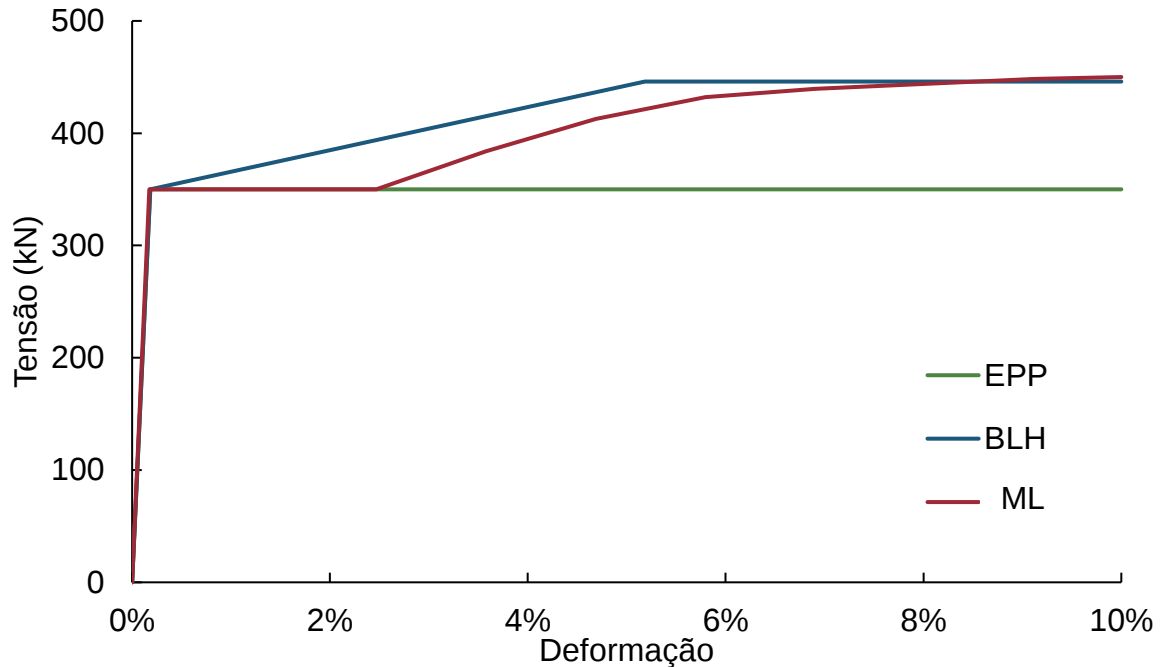


Figura 37 - Curvas tensão *versus* deformação analisadas

Os modelos computacionais foram analisados com as três curvas aqui apresentadas, tendo sido possível constatar, que a mudança da curva tensão *versus* deformação utilizada para a definição do aço carbono em nada influenciou sobre o resultado durante a fase elástica da peça. Já na fase plástica, verificou-se que há uma melhor concordância entre as curvas que possuem o endurecimento em sua formulação (ML; BLH). A curva que não possui o endurecimento em sua formulação, EPP, foi a única que apresentou um resultado mais distante do resultado experimental e das outras curvas analisadas.

Quanto ao tempo de processamento computacional, a curva mais simples EPP, apresentou um desempenho ligeiramente melhor, aproximadamente 8% mais rápida que as curvas multilíneas. Esta pequena diferença indica que frente a grande não linearidade envolvida em todo o modelo, o aço carbono influencia pouco no tempo de processamento.

Dado o apresentado, optou-se pela utilização da curva multilinear em todas as análises, como sugerido por Tao et al [42].

2.3.2 Aço Inoxidável

Para a definição dos aços inoxidáveis, optou-se por utilizar a definição de uma curva parametrizada, derivada de Ramberg-Osgood [30] e adaptada por Rasmussen [31]. A curva de Ramberg-Osgood [30] é capaz de representar diferentes aços e também outras ligas de comportamento dúctil. Contudo, para ligas extremamente dúcteis e que atingem altas deformações, como o aço inoxidável, a curva perde concordância com os testes experimentais, tendo sido então adaptada por Rasmussen [31].

Uma vez que esta é definida por parâmetros como a tensão característica do aço ($\sigma_{0,2}$), seu módulo de elasticidade inicial (E_0), entre outros, esta curva mostrou-se adequada para uso no estudo paramétrico proposto.

Foram implementadas três variações de aços inoxidáveis comerciais: austenítico, ferrítico e duplex. Os parâmetros para definição das curvas tensão *versus* deformação (ver Figura 38) de cada aço foram extraídas do trabalho de Arrayago e Gardner [32] e estão apresentados na Tabela 8.

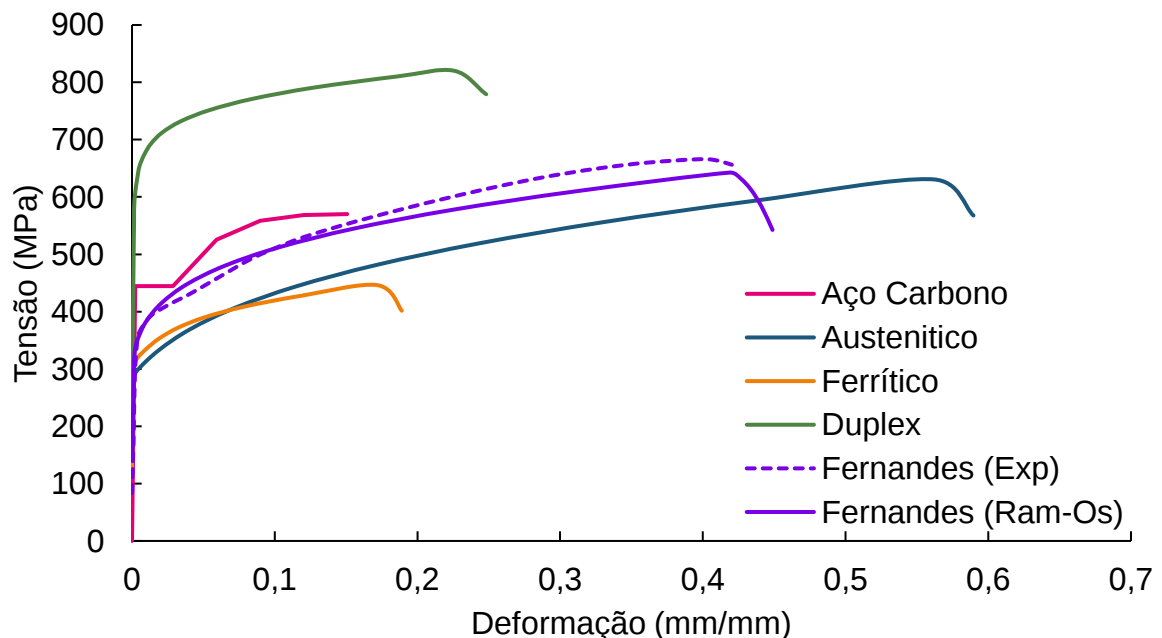


Figura 38 - Curvas tensão versus deformação para os aços implementados

Além dos aços comerciais, foi também analisada a curva de caracterização obtida por Fernandes [18]. Em todos os modelos numéricos que tiveram como base o

modelo ensaiado por Fernandes [18], foi utilizada, para o aço inoxidável, a curva de Ramberg-Osgood [30] calibrada experimentalmente. Já quando foi feita a análise paramétrica considerando outros aços inoxidáveis, utilizou-se a formulação de Ramberg-Osgood [30] com os dados de Arrayago e Gardner [32].

Tabela 9 - Aços inoxidáveis implementados no CFDSTGen

Designação			E_0	$\sigma_{0.1\%}$	$\sigma_{0.2\%}$	σ_u	ϵ_u
	AISI	EC	(GPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(%)
Austenítico	304	1.4301	207,6	280	295	668	56,1
Ferrítico	410L	1.4003	213,8	301	316	502	15,6
Duplex	2205	1.4462	213,6	589	634	830	21,8

2.3.3 Concreto

Diferentemente dos materiais metálicos, o concreto apresenta comportamento frágil [43], e portanto, exige uma abordagem diferente quanto a sua modelagem. Assim, foi utilizado o pacote *Concrete Damage Plasticity (CDP)* presente no *software ABAQUS 6.14*. [13]. Esta abordagem para modelagem do comportamento do concreto foi usada em modelos de colunas *CFDST* e *CFT* por diversos autores, a saber, Wang *et al* [36], Tao *et al* [42] e Han *et al* [10].

Nas colunas mistas preenchidas sob esforços de compressão simples, o núcleo de concreto tende a se expandir lateralmente, e então, ser passivamente confinado pelo tubo externo. Este mecanismo caracteriza a ação conjunta dos materiais, uma vez que o confinamento provocado pelo tubo externo aumenta a resistência e ductilidade do concreto [14]. Para as colunas *double-skin* o comportamento é similar, podendo ser adotadas as mesmas considerações das colunas *CFT*.

2.3.3.1 Concrete Damage Plasticity (CDP).

Para a modelagem computacional do concreto utilizando a metodologia *Concrete Damage Plasticity (CDP)* são necessários, além da curva tensão *versus* deformação do regime plástico, alguns parâmetros específicos como, o meridiano compressivo (K_c), o ângulo de dilatação (ψ), a razão entre a resistência a compressão em estado biaxial e no estado uniaxial (f_{b0}/f'_c), a excentricidade do fluxo potencial (e)

outros. Estes parâmetros devem ser introduzidos pelo usuário e são utilizados pelo *software* para a definição do comportamento plástico do concreto.

Han *et al* [10] propôs parâmetros constantes para as colunas CFST, ($\psi = 30^\circ$; $e = 0,1$; $K_c = 1,16$; $f_{b0}/f'_c = 2/3$), contudo, como levantado por Tao *et al* [14], a utilização de valores constantes pode não ser adequada para todos os modelos. Portanto, Tao *et al* [14] propõem a utilização de algumas fórmulas para determinação dos parâmetros necessários.

A razão entre a resistência a compressão em estado biaxial e no estado uniaxial utilizada foi proposta por Tao *et al* [14] tem seu valor calculado através da Equação 30. Deve-se ressaltar que a variação deste parâmetro apresentou pouca influência no resultado final.

$$f_{b0}/f'_c = 1,5(f'_c)^{-0,075} \quad (30)$$

O parâmetro K_c é um dos parâmetros utilizados pelo ABAQUS 6-14 [13] para determinação da superfície de escoamento na metodologia CDP. Apesar da pouca influência deste na fase inicial, depois do escoamento da peça, sua influência torna-se maior, influenciando a capacidade resistente da coluna. A formulação utilizada por Tao *et al* [14] foi definida por Yu *et al* [44] sendo apresentada na Equação 30. A influência deste parâmetro pode ser analisada na Figura 39.

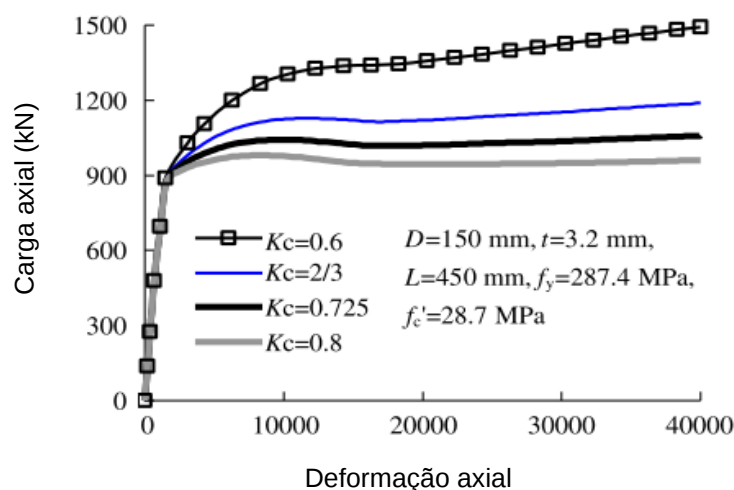


Figura 39 - Influência do fator K_c [14]

$$K_c = \frac{5,5f_{b0}}{3f'_c + 5f_{b0}} \quad (31)$$

O ângulo de dilatação (ψ) está intimamente ligado ao comportamento do concreto confinado. Através das análises de Tao *et al* [14], apresentadas na Figura 40, é possível verificar que a alteração do parâmetro ψ em pouco influiu no comportamento da peça com seção quadrada. Porém, foi significativa nas curvas para as colunas circulares. Tal fato, deve-se às colunas mistas de seção quadrada possuírem menor fator de confinamento.

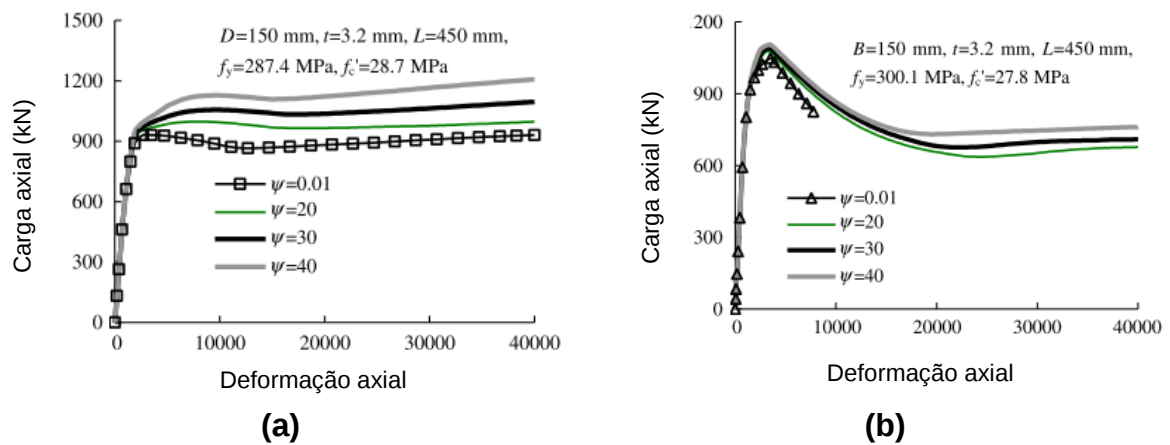


Figura 40 - Influência do ângulo de dilatação em colunas circulares (a) e quadradas (b) [14]

Tao *et al* [14], através de análises numéricas, chegou a seguinte formulação para o ângulo de dilatação:

$$\psi = \begin{cases} 56,3(1 - \xi_c) & \xi_c \leq 0,5 \\ 6,672^{\frac{7,4}{4,64 - \xi_c}} & \xi_c > 0,5 \end{cases} \quad (32)$$

2.3.3.2 Curva tensão versus deformação

A curva tensão *versus* deformação utilizada, assim como, os demais parâmetros necessários para a definição do comportamento do concreto, foi apresentada por Tao *et al* [14]. A curva proposta no artigo citado é composta por três trechos, e influenciada pelas características da peça, principalmente aquelas que alteram o fator de confinamento do concreto, ver Figura 41.

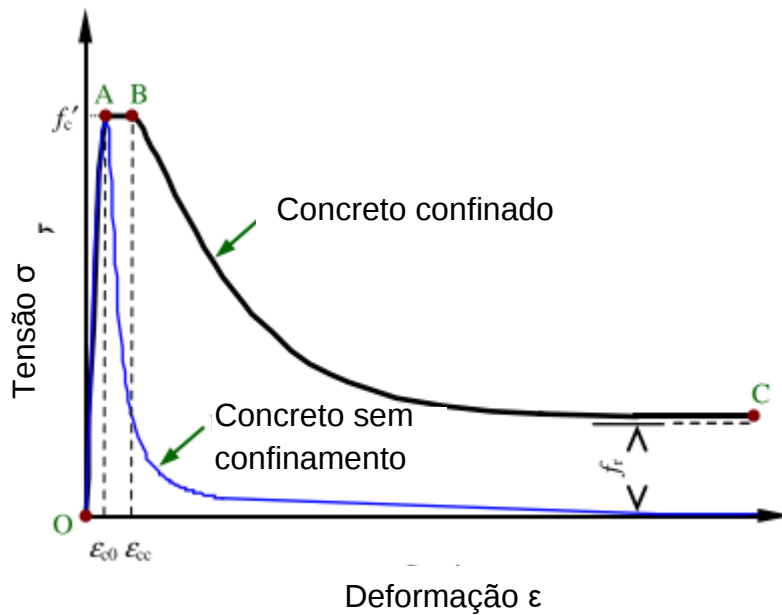


Figura 41 - Curva tensão versus deformação segundo Tao et al [14]

- Fase Inicial (OA) - Nesta fase, a interação entre o concreto e os tubos de aço é muito pequena ou mesmo nula. Portanto, é utilizada a mesma curva neste trecho, tanto para o concreto confinado, quanto para o não confinado. A não existência de interação entre os materiais acontece devido à diferença entre os coeficientes de Poisson destes. Dado que este coeficiente é maior para os aços, o concreto no estágio inicial tem menor deformação lateral, não solicitando lateralmente o tubo externo e não havendo, assim, confinamento passivo nesta etapa.

$$\frac{\sigma}{f'_c} = \frac{AX + BX^2}{1 + (A - 2)X + (B + 1)X^2} \quad 0 < \varepsilon \leq \varepsilon_{c0} \quad (33)$$

sendo,

$$X = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{c0}} \quad (34)$$

$$A = \frac{E_c \varepsilon_{c0}}{f'_c} \quad (35)$$

$$B = \frac{(A - 1)^2}{0,55} - 1 \quad (36)$$

onde a deformação sobre a tensão máxima em compressão uniaxial (ε_{c0}) é definida por:

$$\varepsilon_{c0} = 0,00076 + \sqrt{(0,626f'_c - 4,33)} * 10^{-7} \quad (37)$$

- Fase (AB – patamar) – Esta fase representa o aumento da deformação quando acontece a resistência máxima do concreto. Este aumento da deformação está intimamente ligado ao confinamento do concreto, e portanto, para as colunas *CFDST*, depende de parâmetro como a esbeltez da placa do tubo externo e a resistência do metal que o compõe. A deformação no ponto B é representada por ε_{cc} , e sua razão com a deformação sobre a tensão máxima (ε_{c0}) é dada por:

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{c0}} = e^k \quad (38)$$

$$k = (2,9224 - 0,00367f'_c) \left(\frac{f_b}{f'_c} \right)^{0,3124+0,002f'_c} \quad (39)$$

$$f_b = \frac{(1 + 0,027f_y)e^{-0,02\frac{D}{t}}}{1 + 1,6e^{-10f'_c{}^{4,8}}} \quad (40)$$

- Fase (BC – amolecimento) - A partir do ponto B, o material começa a perder resistência, sendo que nessa fase, há a maior diferença entre o comportamento do concreto confinado ou não. A queda de resistência, que para o concreto não confinado costuma ser bem abrupta, para o caso do concreto confinado já é mais suave. A outra diferença notável no comportamento é que enquanto o concreto não confinado tende a perder completamente a resistência ainda em pequenas deformações, caracterizando seu comportamento frágil. O concreto confinado possui comportamento dúctil e, nessa formulação, tende a um valor denominado de tensão residual (f_r).

$$\sigma = f_r + (f'_c - f_r) \exp \left[- \left(\frac{\varepsilon - \varepsilon_{cc}}{\alpha} \right)^\beta \right] \quad \varepsilon \geq \varepsilon_{cc} \quad (41)$$

sendo os parâmetros α e β , para colunas com perfis circulares, definidos por:

$$\alpha = 0,04 - \frac{0,036}{1 + e^{6,08\xi - 3,49}} \quad (42)$$

$$\beta = 1,20 \quad (43)$$

Através da metodologia do *Concrete Damage Plasticity*, também é possível considerar o dano, o qual é caracterizado pela redução das constantes elásticas do material [44]. A definição do comportamento da evolução do dano no material afeta principalmente a rigidez de descarregamento e no nível de deformações plásticas pós-carregamento [44]. Como neste trabalho é considerada uma aplicação de carga monotônica, ou seja, não há descarregamento, a variável de dano não demonstra influência na resposta do modelo [42]. Isto justifica porque o dano no concreto não foi implementado no modelo estudado.

As curvas tensão *versus* deformação para os concretos com valores de resistência de 30 e 50 MPa, conforme os ensaios de Fernandes [18] e Han *et al* [10], respectivamente, estão apresentadas na Figura 41.

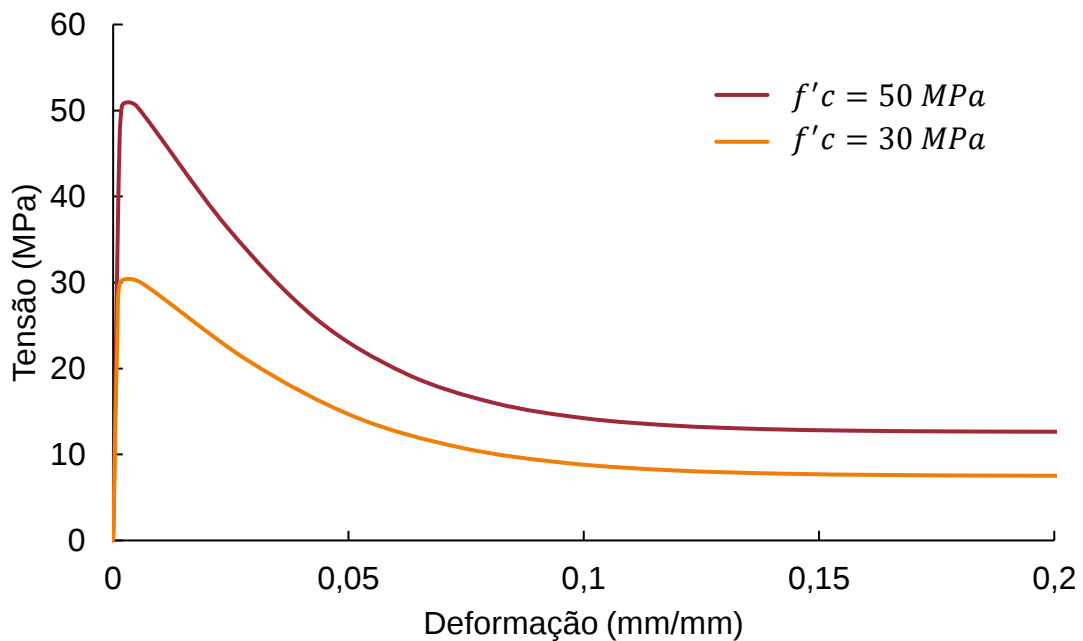


Figura 42 - Curva tensão *versus* deformação do concreto

As curvas utilizadas para a calibração com os ensaios experimentais, Figura 42, e as curvas necessárias para a realização do estudo paramétrico, foram todas calculadas com as mesmas premissas.

2.4 Malha de elementos finitos

A discretização de uma estrutura através do método dos elementos finitos deve ser feita de forma que esta, represente sua geometria e comportamento de modo satisfatório à precisão esperada. A formulação de cada elemento finito discretizado determina seu comportamento, e para o presente modelo, duas formulações foram utilizadas: casca e elementos sólidos. A Figura 43 apresenta a malha adotada nas análises.

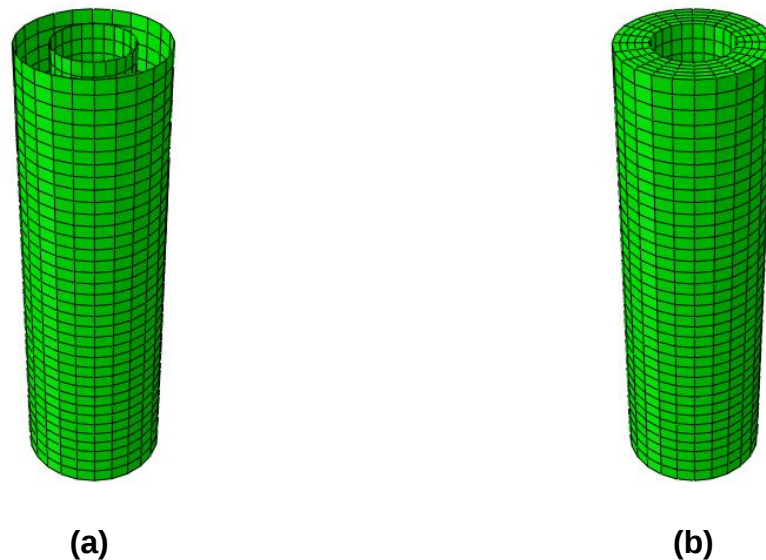


Figura 43 - Malha em elementos finitos usada nas análises – (a) Tubos (b) Preenchimento de concreto

Os dois tubos metálicos que compõem a seção foram modelados utilizando elementos de casca. Esta opção foi feita pois estes possuem formulação mais simples, necessitando menor tempo de processamento, trazendo com isto maior eficiência ao modelo. Este elemento só deve ser utilizado quando uma das dimensões for muito menor do que as outras duas, restrição essa que gera um estado plano de tensões.

A adoção de elementos de casca para modelagem dos tubos é amplamente utilizada, sendo estes utilizados em todos os trabalhos citados neste que abrangem modelagem computacional, a saber, Han *et al* [10], Tao *et al* [42], Wang *et al* [43], entre outros.

Para a modelagem da seção de concreto, foram utilizados elementos sólidos tridimensionais. Estes elementos são capazes de representar adequadamente sua geometria e quando bem divididos representam bem seu comportamento.

A distribuição dos elementos foi cilíndrica, de forma que os nós e superfícies, nas interfaces de contato, fossem coincidentes. Fator esse que colabora para a melhor convergência de modelos que possuem contato entre diferentes materiais.

Foi executada uma análise da influência do tamanho da malha de elementos finitos. Para tal realizou-se uma variação do tamanho dos elementos no perímetro da peça e longitudinalmente. A Tabela 10 apresenta os tamanhos de malha analisados, a capacidade resistente encontrada em cada análise e o tempo despendido.

Tabela 10 – Capacidade resistente e tempo de análise para diferentes tamanhos de malha

	Malha (mm)	$N_{u,fem}$ (KN)	$\frac{N_{u,fem}}{N_{u,Han}}$	Tempo de análise
Perimetral	33.64	1636.0	99.8%	14 min
	16.82	1643.1	100.3%	7 min
	11.21	1636.0	99.8%	23 min
	8.41	1633.4	99.7%	29 min
	5.05	1655.8	101.0%	63 min
Longitudinal	3.75	1685.1	103%	227 min
	7.50	1688.6	103%	123 min
	15.00	1671.9	102%	26 min
	30.00	1673.6	102%	16 min
	60.00	1682.7	103%	6 min

Com esta variação, verificou-se que, dentro dos limites considerados, a densidade da malha não influenciou significativamente no valor da capacidade resistente encontrada. E também, foi possível observar que o maior refinamento da malha sobre o perímetro não implicou em uma mudança significativa no esforço computacional necessário. Já em relação ao refinamento da malha longitudinal, o aumento do esforço computacional necessário para as análises foi substancialmente maior.

Dado o exposto, adotou-se uma malha de 15 milímetros no sentido longitudinal e uma média de 16,8 milímetros nos perímetros, equivalente a uma divisão do perímetro total em 24 partes.

Para a modelagem dos anéis de enrijecimento, utilizados nos experimentos de Fernandes [18], foram criadas restrições do tipo *MPC Beam*. Esta restrição foi aplicada

a todo volume enrijecido, fazendo com que este se desloque de forma monolítica, sem que aconteçam deslocamentos para fora do plano do tubo. Esta abordagem foi adotada pois diminui o esforço computacional e a complexidade do modelo, sem nenhum prejuízo aos resultados obtidos.

As condições de contorno adotadas foram as mesmas de Fernandes [18], tendo sido ambas as extremidades consideradas engastadas. Sendo livre, exclusivamente, o deslocamento axial do apoio superior. As restrições foram aplicadas através de ponto de referência (*reference points*) criados nos eixos de cada extremidade e associados as restrições *MPC*, *RP-1* e *RP-2* na Figura 44. O modelo foi carregado através da aplicação de um deslocamento no ponto de referência superior (*RP-2*).

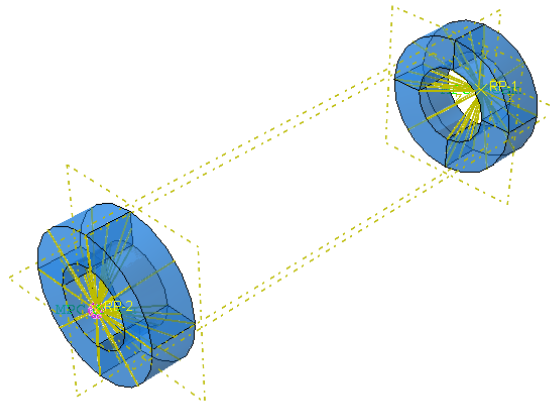


Figura 44 - Regiões enrijecidas e suas restrições

Para a definição das propriedades dos contatos entre as superfícies foram testados dois métodos *surface-to-surface* e *general contact*. O que diferencia essas duas formas de aplicação das propriedades de contato é que com a utilização do *surface-to-surface* é possível aplicar diferentes propriedades para cada superfície de contato.

Através da definição das propriedades de contato no modelo, dois comportamentos são definidos, o tangencial e o normal. Em ambos os métodos estudados a definição *hard contact* foi adotada para representar o comportamento normal. O ABAQUS 6.14 [13] através de sua variável de saída CPRESS apresenta a tensão normal resultante entre o contato de duas superfícies definidas.

Quanto ao comportamento tangencial foi possível verificar que a resposta do modelo independe da configuração escolhida ou mesmo do coeficiente de atrito adotado. A Figura 45 apresenta o valor e distribuição do escorregamento tangencial

nos tubos. É possível constatar que os valores máximos são muito pequenos, da ordem de décimos de micrômetros, e estão concentrados na região de flambagem local.

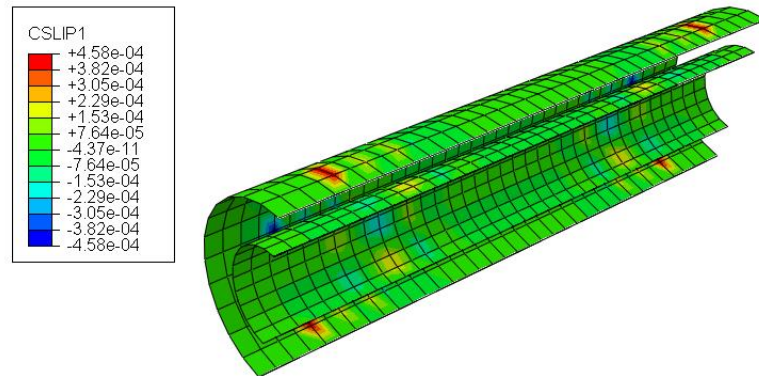


Figura 45 - Deslizamento tangencial na direção longitudinal (valores em milímetros)

Com deslizamentos tão baixos é coerente que não exista diferença na resposta do modelo a mudança nesta configuração, tendo sido adotada para a definição das propriedades de contato, a configuração *General Surface*, pois demanda menos esforço computacional.

Para a consideração da imperfeição inicial no modelo numérico foi realizada a análise de instabilidade elástica para se obter os modos de flambagem do modelo. E a partir da configuração deformada obtida no primeiro modo encontrado nesta análise foi inserida no modelo um deslocamento inicial com magnitude máxima de $l/300$ (um trezentos avós do comprimento da coluna).

Foi realizada uma análise de sensibilidade no modelo em relação a magnitude e modo de flambagem utilizados. Tendo sido verificado que a condição inicial aplicada ao modelo em pouco influencia sua carga última, tendo influencia apenas sobre a configuração deformada da peça. Os autores também demonstraram a pequena influência das imperfeições iniciais neste tipo de modelos, dentre eles, He *et al* [45] e Tao *et al* [42].

2.5 Comparação com resultados experimentais

Os modelos numéricos desenvolvidos foram validados através da comparação dos resultados experimentais realizados por Fernandes [18] e por Han *et al* [10]. Esta validação centrou-se na curva carga *versus* deslocamento e capacidade resistente.

Os dados de cada modelo utilizados para calibração e validação deste estudo estão apresentados na Tabela 2 e Tabela 3. Os modelos utilizados para calibração abrangem concreto de resistência característica de 30 a 80 MPa e razão de vazios de 0,50 a 0,75.

2.5.1 Experimentos de Fernandes [18]

Para os modelos ensaiados por Fernandes [18], verificou-se uma excelente concordância entre as configurações deformadas. Em ambas as análises, o modo de falha predominante foi a flambagem local para fora do plano localizada próxima aos apoios. A Figura 46 apresenta a evolução da deformação na coluna C4, ensaiada por Fernandes [18], sendo possível notar, na primeira imagem, o início da formação da “pata de elefante”. A seguir, ocorre a flambagem local da parede do tubo externo próximo à meia altura da peça. Esta segunda flambagem local também foi identificada no modelo computacional, como é possível constatar na Figura 46.

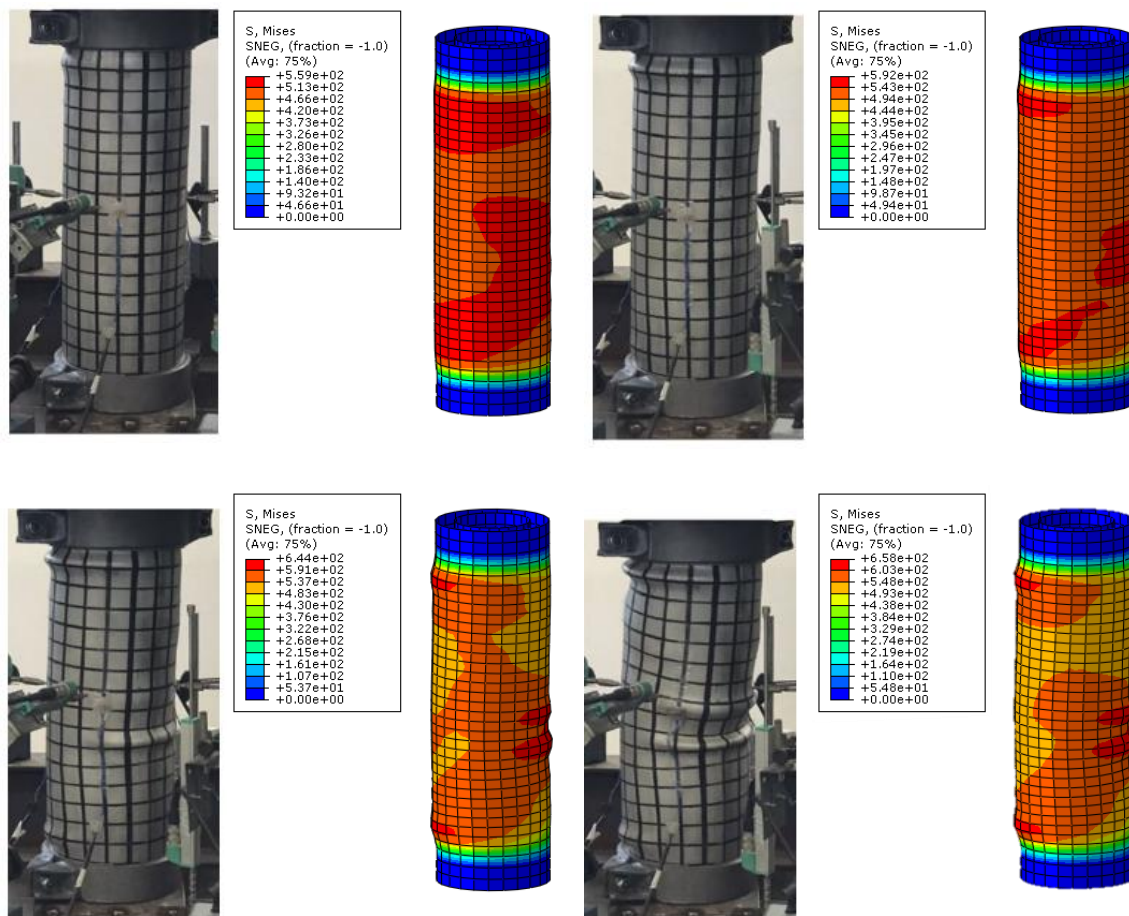


Figura 46 - Evolução da deformação na coluna C4 [18]

Os modos de falha ocorridos em todos os quatro modelos de colunas *CFDST*, ensaiadas por Fernandes [18], foram similares, apresentando primeiro a flambagem “pata de elefante”, e, por conseguinte, a flambagem local à meia altura da peça.

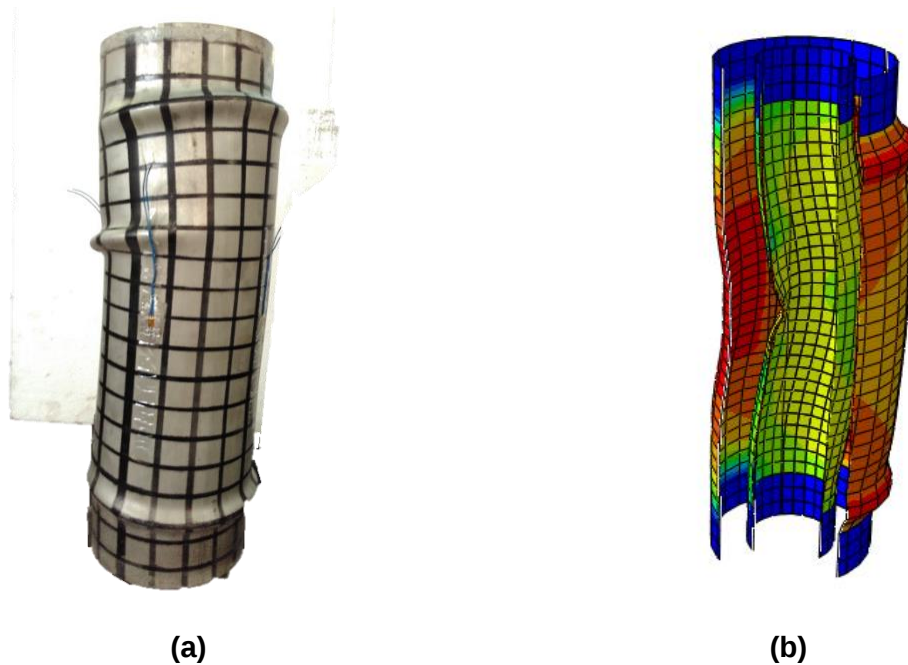
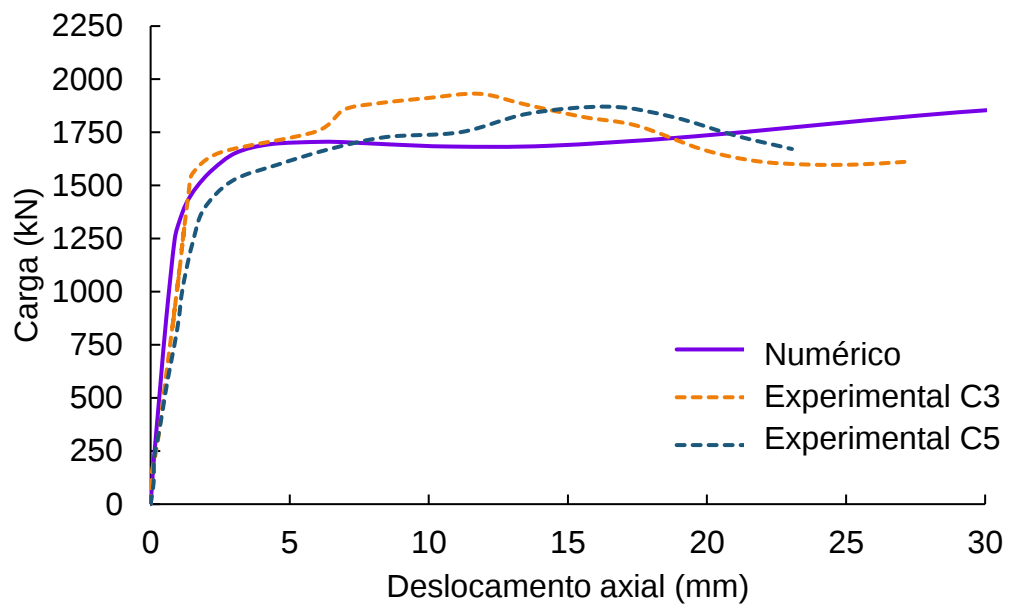


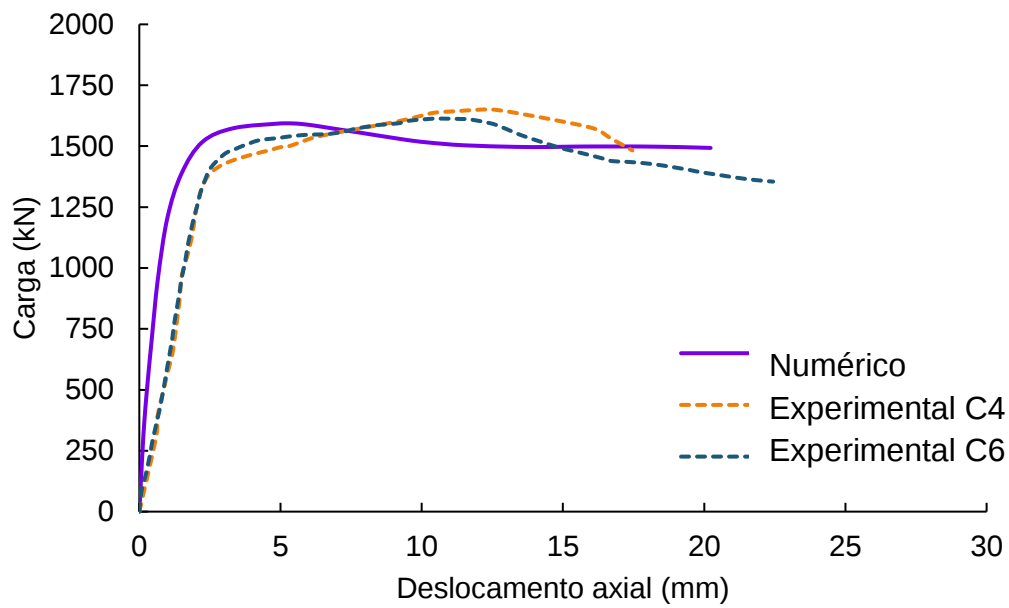
Figura 47 – Configuração deformada do modelo C5 obtida em ensaio experimental (a) e através de análise computacional (b)

Além da correspondência em relação a configuração deformada das peças, também foi observada uma ótima concordância das curvas carga *versus* deformação. Os gráficos da Figura 48 apresentam uma comparação entre as curvas experimentais e as curvas encontradas através da modelagem em elementos finitos. Nestas figuras, as linhas tracejadas representam o comportamento experimental da peça e a linha sólida a curva obtida pela modelagem computacional.

Os resultados das deformações obtidas no modelo computacional e através dos extensômetros utilizados nos ensaios experimentais de Fernandes [18] estão apresentados na Figura 49. Os extensômetros foram posicionados à meia altura da peça em seus quatro quadrantes, tendo sido extraído dos mesmos pontos os resultados da análise numérica.

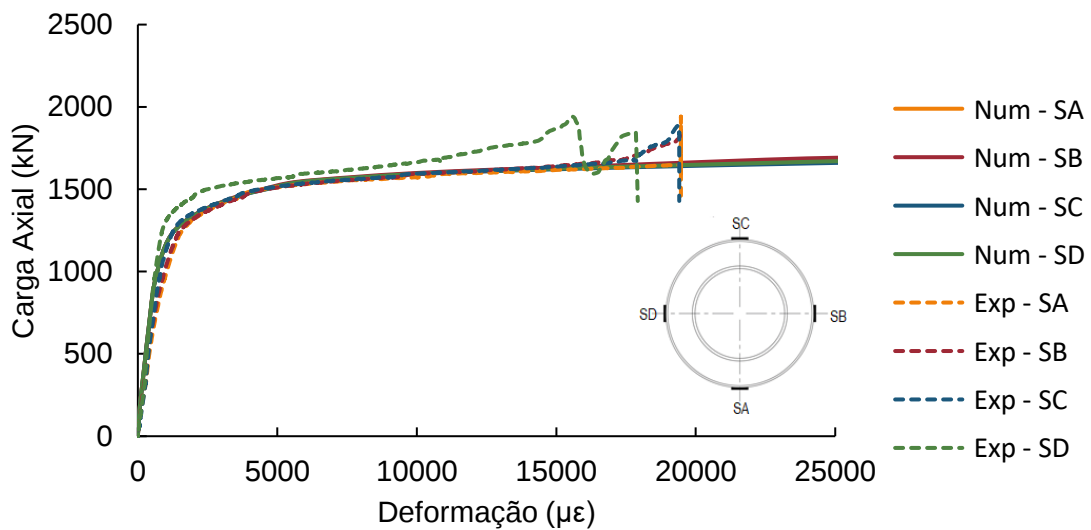


(a)

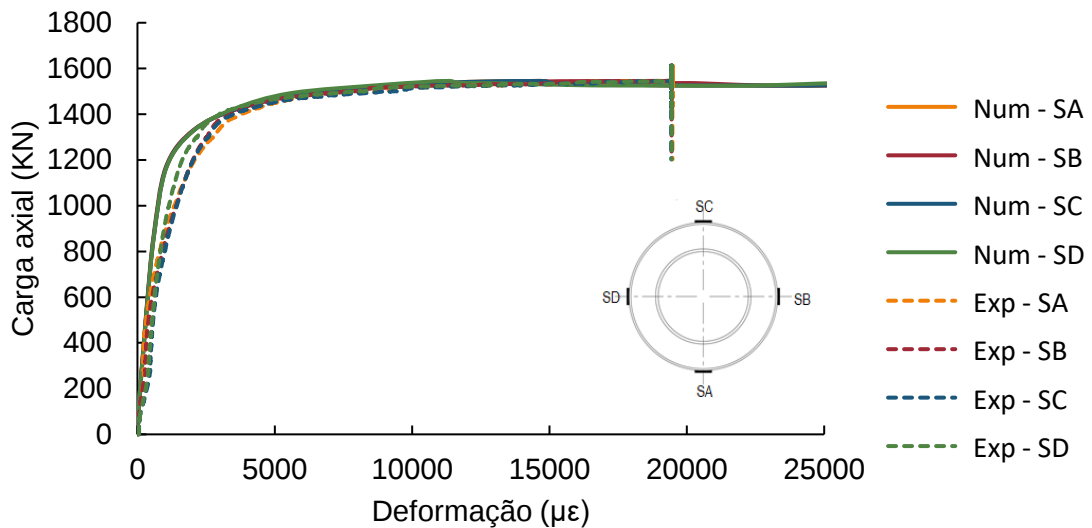


(b)

Figura 48 - Curvas carga *versus* deslocamento para modelos computacional e experimentais de Fernandes [18] – (a) Colunas C3 e C5 (b) Colunas C4 e C6



(a)



(b)

Figura 49 - Deformações do modelo computacional (linhas sólidas) e experimental (linhas tracejadas) – Ensaio C3 (a) e C5 (b) Fernandes [18])

A comparação dos dados de extensometria obtidos nos modelos demonstram que houve uma boa convergência nos regimes elástico e plástico, havendo divergência entre os resultados para deformações elevadas. É possível também constatar que a deformação máxima atingida pelo modelo experimental (aproximadamente $20000 \mu\epsilon = 20\%$), verificada no tubo externo, é menor que o alongamento máximo do aço inoxidável austenítico, apresentado na Tabela 9. Indicando que os ensaios experimentais foram levados a cargas bem mais elevadas que a resistência da peça.

2.5.2 Experimentos de Han *et al* [10]

A validação através das colunas circulares ensaiados por Han *et al* [10] também mostrou resultados satisfatórios. Houve uma ótima convergência em termos da carga última. Contudo, em termos de rigidez inicial e comportamento na fase plástica, o desempenho obtido no modelo numérico não foi tão bom, tendo sido o modelo computacional mais rígido inicialmente e com maior resistência na fase plástica.

No modelo desenvolvido foi verificado o efeito do confinamento pelo desenvolvimento das pressões laterais no tubo, que o evidenciam. A Figura 50 apresenta a comparação entre duas curvas obtidas nas análises numéricas. A carga total (linha sólida) e a pressão de contato no tubo externo (linha tracejada), foram plotadas em relação ao deslocamento axial no topo da peça.

É possível constatar, que como esperado [43], o efetivo desenvolvimento da pressão de contato no tubo externo inicia-se após o limite de proporcionalidade da peça, na fase elástica (Ponto A). A partir desse ponto, desenvolve-se a tensão de contato, a qual propicia o confinamento do concreto (Figura 50).

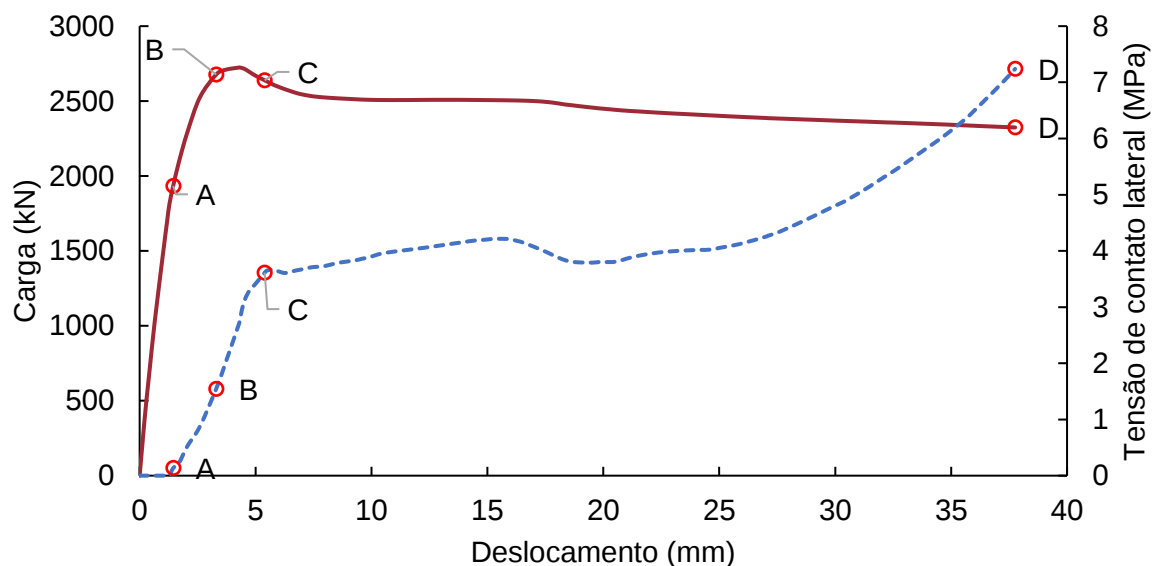
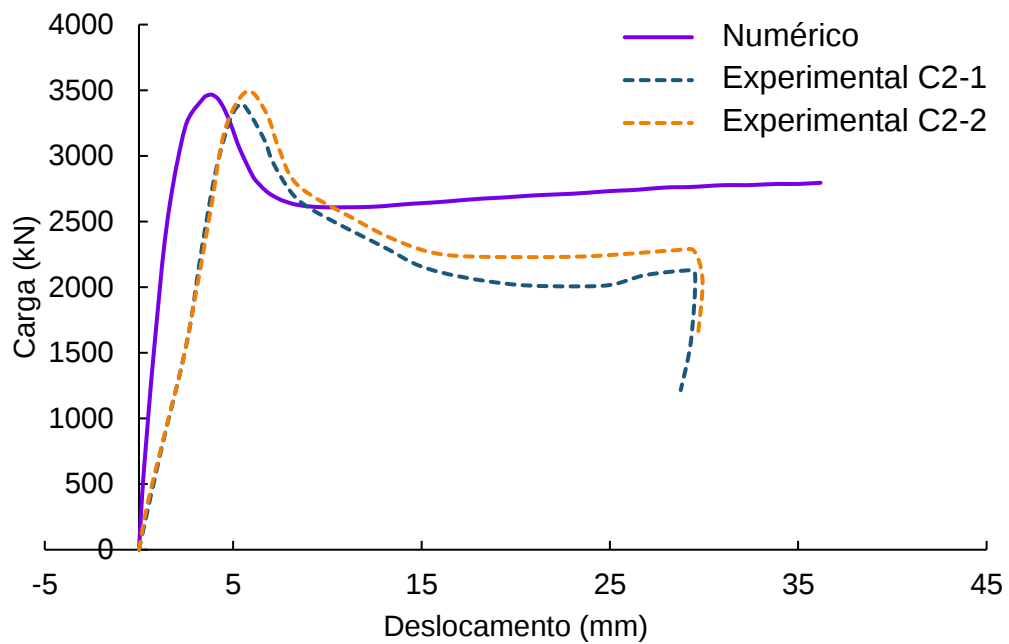
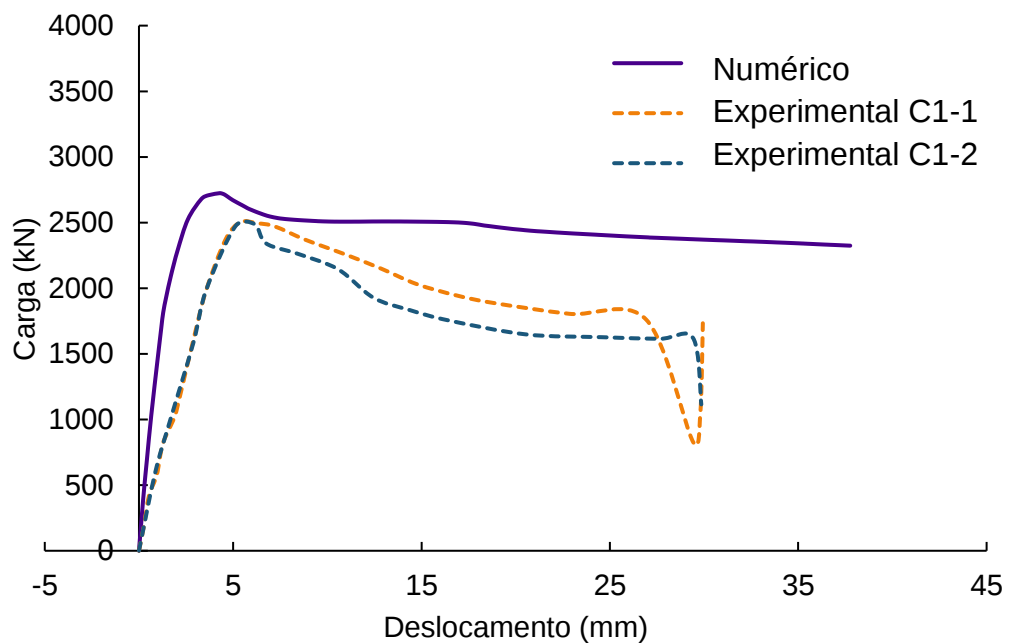


Figura 50 - Curva carga *versus* deslocamento e tensão lateral sobre o tubo externo – Modelo numérico de C1-1 e C2-1 de Han *et al* [10]



(a)



(b)

Figura 51 - Curvas carga versus deslocamento para modelos computacionais e experimentais - (a) Colunas C2-1 e C2-2 (b) Colunas C1-1 e C1-2 de Han *et al* [10]

O trecho entre os pontos B e C também mostrou ter grande influência da tensão de contato. A partir do ponto B o concreto atingiu toda sua resistência característica, e a manutenção da carga de pico neste trecho deveu-se ao efeito do

confinamento [43], uma vez que na sua ausência, o concreto tenderia a uma perda abrupta de resistência devido ao esmagamento.

A Tabela 11 apresenta os valores de capacidade resistente dos modelos numéricos e experimentais.

Tabela 11 – Capacidades resistentes e deslocamentos correspondentes								
	Fernandes [18]				Han [10]			
	C4 / C6		C3 / C5		C1		C2	
	U_u (mm)	N_u (kN)	U_u (mm)	N_u (kN)	U_u (mm)	N_u (kN)	U_u (mm)	N_u (kN)
NUM	4,2	1666	6,1	1705	4,3	2724	3,8	3466
EXP1	9,0	1599	6,0	1754	5,6	2537	5,4	3436
EXP2	5,8	1586	11,2	1751	5,7	2566	5,8	3506
Média EXP	7,4	1572	8,6	1753	5,6	2552	5,6	3471
Han [10]	-	1639	-	1625	-	2371	-	2760
NUM / EXP	0,568	1,060	0,709	0,973	0,768		0,679	
NUM/Han	-	1,016	-	1,049	-	1,149	-	1,256

É possível verificar que entre os modelos experimentais e numéricos, houve boa concordância para os valores de capacidade resistente e uma grande variação em relação ao descolamento na carga máxima. Sendo que, todos os modelos experimentais tiveram rigidez menor que a do modelo numérico, e consequentemente, maior deslocamento quando submetidos a carga última.

3 ANÁLISE PARAMÉTRICA

O modelo numérico apresentado no capítulo dois foi usado no estudo paramétrico conduzido. Buscou-se, através deste, investigar o comportamento das colunas *CFDST* identificando a influência e participação de cada parâmetro no comportamento mecânico e capacidade resistente da coluna mista.

Foram realizadas diversas sequências de análises, cada uma contemplando a variação de um ou mais parâmetros. Foram avaliadas as influências das espessuras e diâmetros dos tubos e das resistências dos materiais envolvidos. Todas as análises foram feitas a partir de um espaço amostral delimitado pelas características geométricas e mecânicas associadas aos modelos C3 e C5 ensaiados por Fernandes [18]. Desta forma, a geometria e materiais utilizados foram aqueles utilizados na calibração e validação realizada nos modelos numéricos desenvolvidos.

Estas propriedades do modelo base (C3 e C5 [18]) estão presentes na Tabela 2 apresentada anteriormente. Já as variações realizadas a partir destas estão representadas na Tabela 12.

Tabela 12 – Parâmetros e variações analisadas

	Grupo	Razão de Vazios	Variação Absoluta	Variação relativa
Espessura externa	te	30% ; 45%; 55%; 69%	8,27 -1,27 mm	3,0 - 0,5
Espessura interna	ti	30% ; 45%; 55%; 69%	25,40 - 3,18 mm	4,6 - 0,6
Espessura externa e interna	te_ti	55%	Ext : 5,27 – 1,27 mm Int: 0,75 – 8,25 mm	Ext: 3,0 - 0,5 Int: 0,2 – 1,5
Tensão de escoamento do aço carbono	fy	30% ; 45%; 55%; 69%	250 – 475 MPa	0,7 - 1,3
Resistência característica do concreto	fck	30% ; 45%; 55%; 69%	15 – 60 MPa	0,7 - 1,3
Aço inoxidável	Alnox	30% ; 45%; 55%; 69%	Austenítico; Ferrítico; Duplex; Experimental; Aço Carbono	-

A análise para cada parâmetro foi feita com quatro níveis de razão de vazios. Para obter a razão de vazios desejada, foi necessária a variação do diâmetro de algum dos tubos, sendo que, em cada análise, optou-se por variar o diâmetro do tubo que não era o objeto direto da análise.

No total, foram analisados 205 modelos sendo estes apresentados na sua totalidade nas tabelas do apêndice deste trabalho. A nomenclatura utilizada está exemplificada na Figura 52.

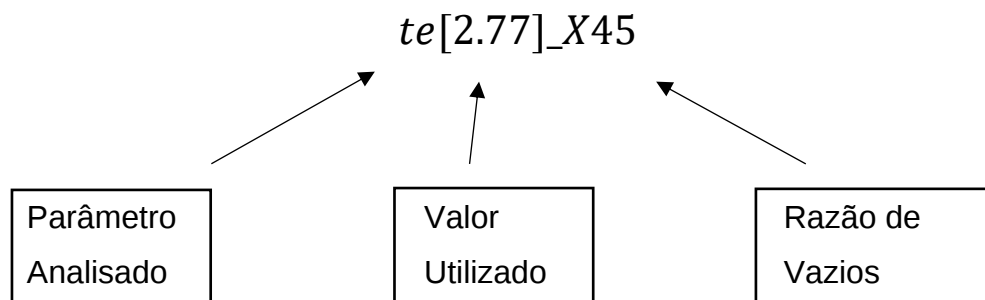


Figura 52 - Nomenclatura dos modelos

O principal critério de comparação adotado foi a capacidade resistente. O valor esperado, obtido pela proposta de dimensionamento de Han *et al* [10], foi comparado ao valor obtido através do modelo numérico. Com esta comparação pretendeu-se verificar a precisão da formulação proposta por Han *et al* [10].

Em alguns modelos não há uma carga de pico definida, o que acontece quando na fase plástica o modelo continua a ganhar resistência. Este fato implica na necessidade da utilização de um método numérico para a definição do valor da capacidade resistente. O método proposto por Dos Santos *et al* [45] foi utilizado neste trabalho e previamente adotado nos trabalhos de Wang *et al* [43] e He *et al* [46].

De acordo com este método, o valor de carga resistente ocorre quando a rigidez tangente ao ponto corresponde a 1% da rigidez inicial do modelo, vide Figura 53. Para obtenção deste ponto, faz-se necessário calcular a rigidez inicial (K_{ini}) e a rigidez tangente em cada iteração do modelo numérico (K_i). De posse destes valores, a carga resistente, pelo método *TS Plot* (P_{ts}), pode ser determinada quando a razão entre a rigidez tangente no ponto e a rigidez inicial for menor que 0,01.

A definição da carga resistente, através deste método, mostrou-se muito favorável à sua implementação no código computacional desenvolvido neste trabalho.

Este método mostra ser simples pois somente necessita do histórico dos valores de carga e deslocamento a cada iteração do modelo computacional.

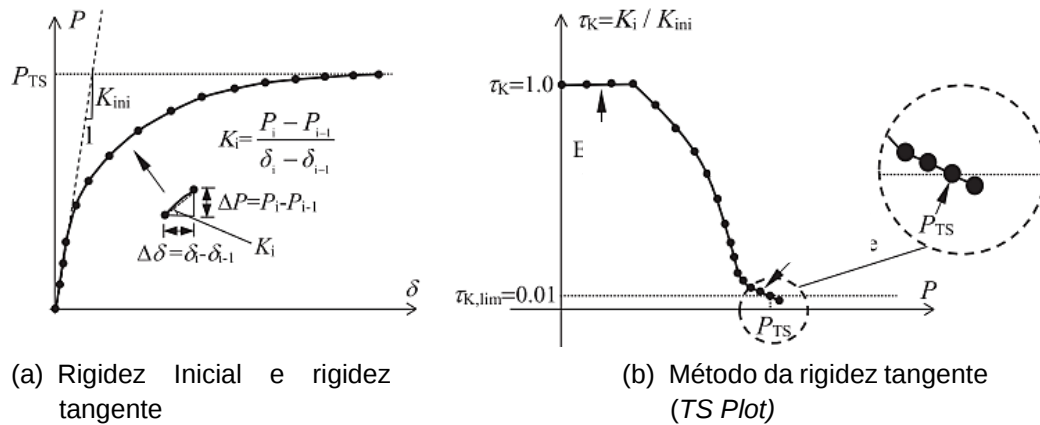


Figura 53 – Método TS Plot – Adaptado de Dos Santos *et al* [45]

Os resultados obtidos em cada análise paramétrica têm seus valores apresentados nas tabelas do apêndice deste trabalho, sendo que, nos subcapítulos seguintes, serão comentados e analisados estes resultados em detalhe. Para tal, são apresentados gráficos que relacionam a capacidade resistente esperada e a encontrada através do modelo numérico. Para uma melhor comparação com o modelo experimental, alguns gráficos serão apresentados de forma normalizada em relação ao modelo base (modelos C3 e C5 [18]).

Outro ponto observado nas análises foi o comportamento mecânico da coluna, descrito através da sua curva carga *versus* deslocamento. Nesta, foram analisadas a ductilidade da coluna, ligada a sua resistência após a carga de colapso e o próprio valor da carga de colapso, calculada de acordo com Dos Santos *et al* [45].

3.1 Espessura do tubo externo

Foi investigada a influência da espessura do tubo externo, de aço inoxidável, sobre a capacidade resistente da peça e seu comportamento. Foram analisados modelos com espessura de 0,5 a 3,0 vezes a espessura do modelo base. A obtenção das razões de vazio propostas foi realizada através da utilização de diferentes valores para o diâmetro interno. Como explicitado anteriormente, optou-se por variar o diâmetro do tubo que não é objeto desta sequência de análises.

As variações utilizadas nesta análise são apresentadas de forma resumida na Tabela 13 e a totalidade dos modelos estudados e seus resultados na Tabela A.1. A exceção dos parâmetros aqui analisados, espessura externa e diâmetro interno, todos os demais têm os mesmos valores do modelo base (modelos C3 e C5 [18]).

Tabela 13 – Variações relativas às espessuras externas

Parâmetro analisado	Valores analisados	Variação relativa
Espessura externa (mm)	8,27; 6,27; 5,27; 4,27; 3,77; 3,27; 2,77; 2,27; 1,77; 1,27	3,0 - 0,5
Índice de vazios (Diâmetro Interno (mm))	30% (50); 45% (72); 55% (89); 69% (110)	1,2 - 0,6

O tubo externo além de contribuir com sua área para a capacidade resistente da peça, também garante o confinamento do concreto. Como definido na equação 24, o fator de confinamento do concreto é diretamente proporcional a área do tubo externo, e consequentemente, diretamente proporcional a sua espessura. Sendo assim, a variação da espessura externa influi em mais de um fator, logo, é de se esperar que sua influência seja não linear. Os valores de capacidade resistente esperada em cada modelo são apresentados de forma normalizada na Figura 54, sendo a normalização realizada em relação a espessura e capacidade resistente esperada do modelo base (modelos C3 e C5 [18]).

Uma inspeção da Figura 54, indica que a espessura externa tem influência significativa sobre a capacidade resistente da coluna mista. Também, foi possível verificar que não houve grande influência da razão de vazios sobre a variação da espessura, isto é, os modelos de mesma espessura e diferente razão de vazios apresentaram cargas máximas próximas. Este comportamento foi distinto das demais análises deste trabalho, nas quais a mudança no índice de vazios levou a uma variação maior da capacidade resistente.

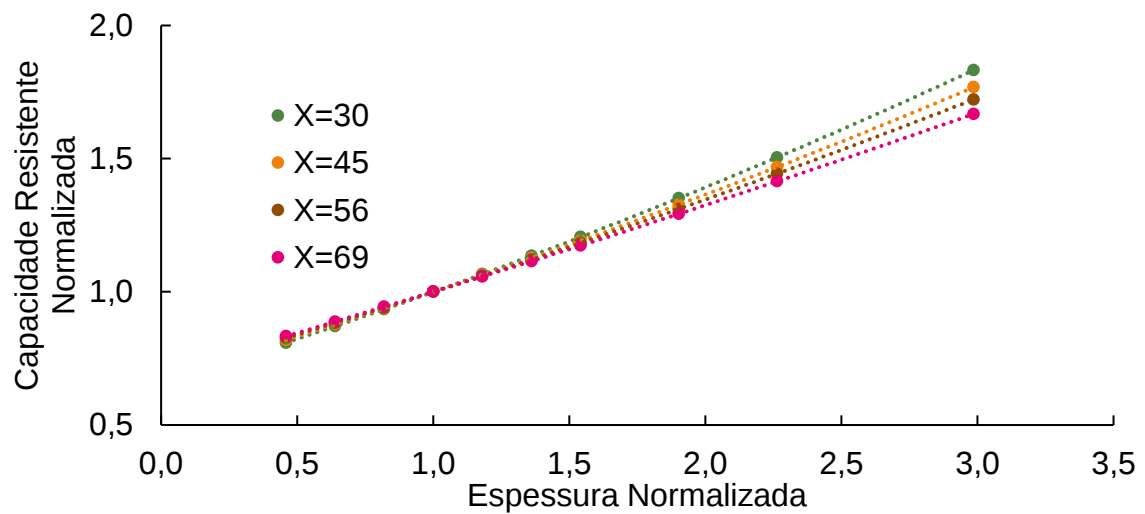


Figura 54 – Expectativa de carga última, considerando variação da espessura externa e diferentes índices de vazios

Todos os resultados obtidos estão na Tabela A.1 e são apresentados de forma gráfica na Figura 55. A média da relação entre a capacidade resistente esperada e a encontrada através da modelagem numérica foi de 1,022. A grande maioria dos modelos apresentou valores a favor da segurança, ou seja, maiores que o esperado, atingindo valores 9,1% maiores que o esperado. Os resultados da sequência com razão de vazios média de 69% foram os que apresentaram maior número de modelos com valores contra a segurança, sendo o menor deles igual a 0,976 do esperado. Um resumo dos resultados é apresentado na Tabela 14.

Tabela 14 – Resumo dos resultados para variação da espessura externa
Grupo (Razão de Vazios)

		30%	45%	55%	69%
$\frac{N_{u,NUM}}{N_{u,HAN}}$	Máximo	1,091	1,028	1,054	1,011
	Mínimo	1,043	0,993	1,008	0,976
	Média	1,073	1,014	1,037	1,000
	COV	0,018	0,013	0,016	0,012
	Média	1,031			
	COV	0,031			

Entre os valores de espessura externa estudados, dois estão fora do limite de esbeltez apresentado pelo EC 4 [25], sendo eles os tubos com espessura 1,77 e 1,27 mm. A Tabela 15 apresenta os limites de esbeltez e a classificação dos tubos segundo o EC 3 [23], ressaltando-se que as indicações para colunas metálicas tubulares e colunas preenchidas, do EC 3 e EC 4, respectivamente, são distintas. Tal fato implica que tubos classificados como classe 3 quando utilizados em colunas preenchidas, segundo o EC 3 [23], podem ter os efeitos da flambagem local desconsiderados.

Tabela 15 - Classificação de esbeltez segundo EC 3 [23]

Tubo externo $D \times t_{s0}$ (mm)	D/t_{s0}	Classificação	Limites		
			Classe 1	Classe 2	Classe 3
168,3 x 3,77	44,6	Classe 2			
168,3 x 3,27	51,5	Classe 2			
168,3 x 2,77	60,8	Classe 3 ⁽¹⁾	41,6	58,3	74,9
168,3 x 2,27	74,1	Classe 3 ⁽¹⁾			
168,3 x 1,77	95,1	Classe 4			
168,3 x 1,27	132,5	Classe 4			

(1) De acordo com as considerações para colunas mistas do EC4 [25], nestas duas seções podem ser desconsiderados os efeitos da flambagem local

Os modelos analisados com esbeltez acima do limite do EC4 [25] apresentaram capacidade resistente menor que a esperada, indicando que tubos externos com seções muito esbeltas, efetivamente, reduzem a capacidade resistente da coluna. Como estes modelos estão fora do limite normativo, eles foram desconsiderados nos cálculos de média e do coeficiente de variação.

Os gráficos da Figura 55 apresentam os valores encontrados e esperados para a capacidade resistente, sendo, a linha tracejada, os valores esperados, e os valores marcados com X, os resultados do modelo numérico. Para melhor comparação dos resultados, estes foram normalizados em relação aos dados do modelo base.

De modo geral, considera-se que houve boa concordância entre os valores de capacidade resistente encontrados e os esperados, para todas as razões de vazios analisadas.

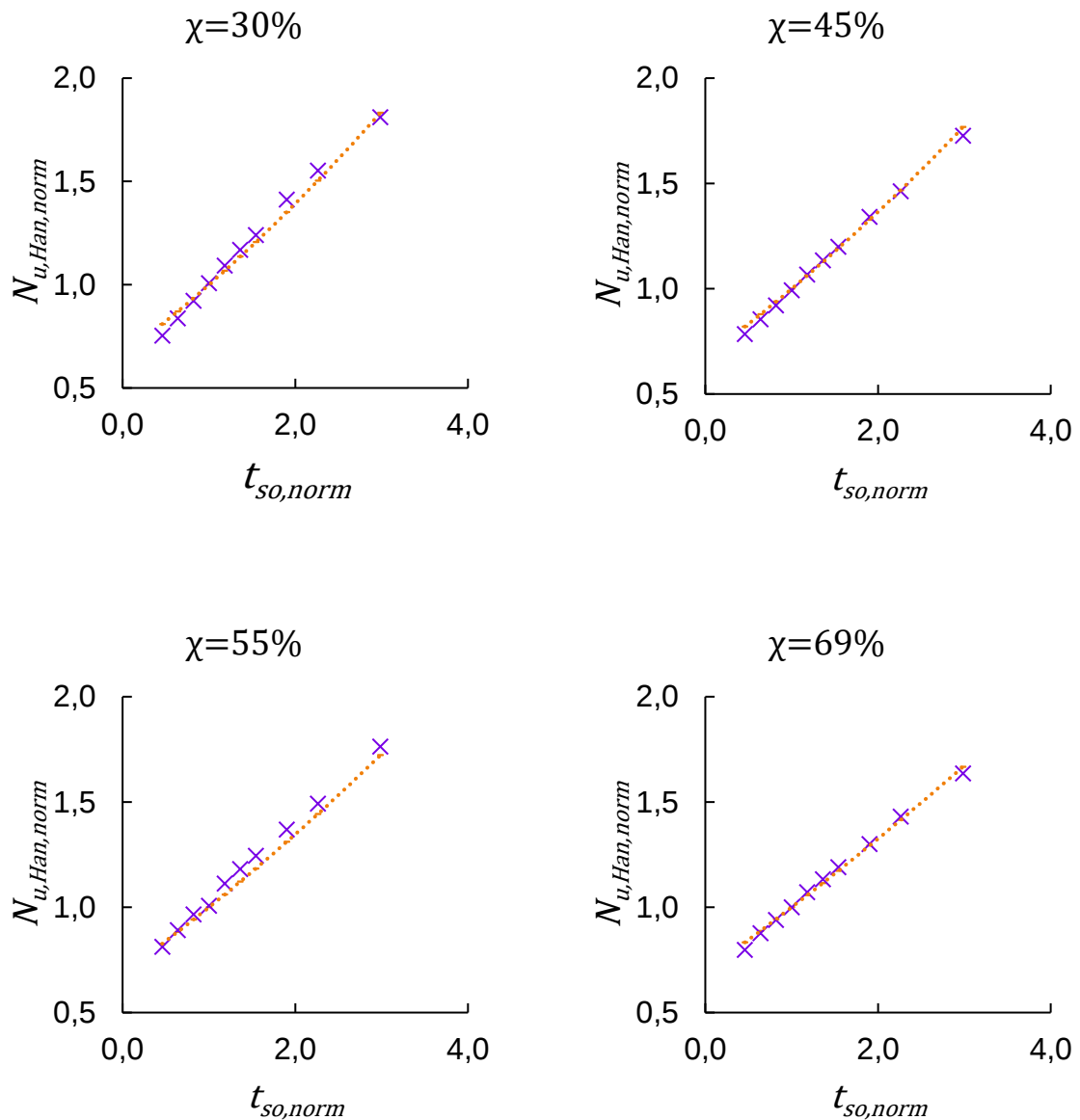


Figura 55 –Influência da variação da capacidade resistente, em relação a espessura do tubo externo, para os diferentes índices de vazios.

A Figura 56 apresenta a dispersão dos valores encontrados comparados aos esperados. Nesta figura, é possível verificar que os modelos com valores intermediários de espessura, e de capacidade resistente apresentaram maiores diferenças em relação aos resultados esperados.

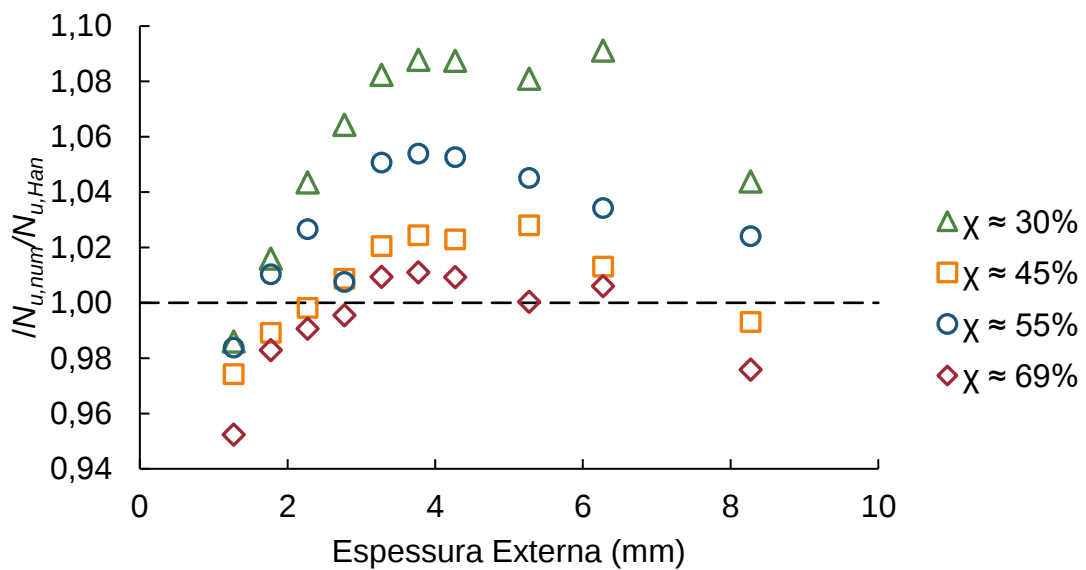


Figura 56 - Dispersão dos resultados com variação da espessura externa

Os modelos dessa análise apresentaram uma variação significativa em relação ao valor esperado. Havendo uma tendência definida onde os valores com espessuras intermediárias alcançaram a maior variação positiva em relação ao previsto.

O comportamento mecânico dos modelos, analisado através de suas curvas carga *versus* deslocamento, foi semelhante para os diferentes índices de vazios estudados.

Ressalta-se que, apesar dos dois modelos com tubos de menor espessura estarem fora dos limites da formulação de dimensionamento, optou-se, por ainda assim, apresentar seus resultados. É possível verificar que os modelos com espessura externa menor que a espessura base apresentam maiores reduções de rigidez após a carga resistente, isto é, possuem uma carga de pico claramente definida seguida por queda na capacidade resistente. Este fato pode estar relacionado tanto a resistência do tubo externo quanto ao confinamento que este provoca no concreto.

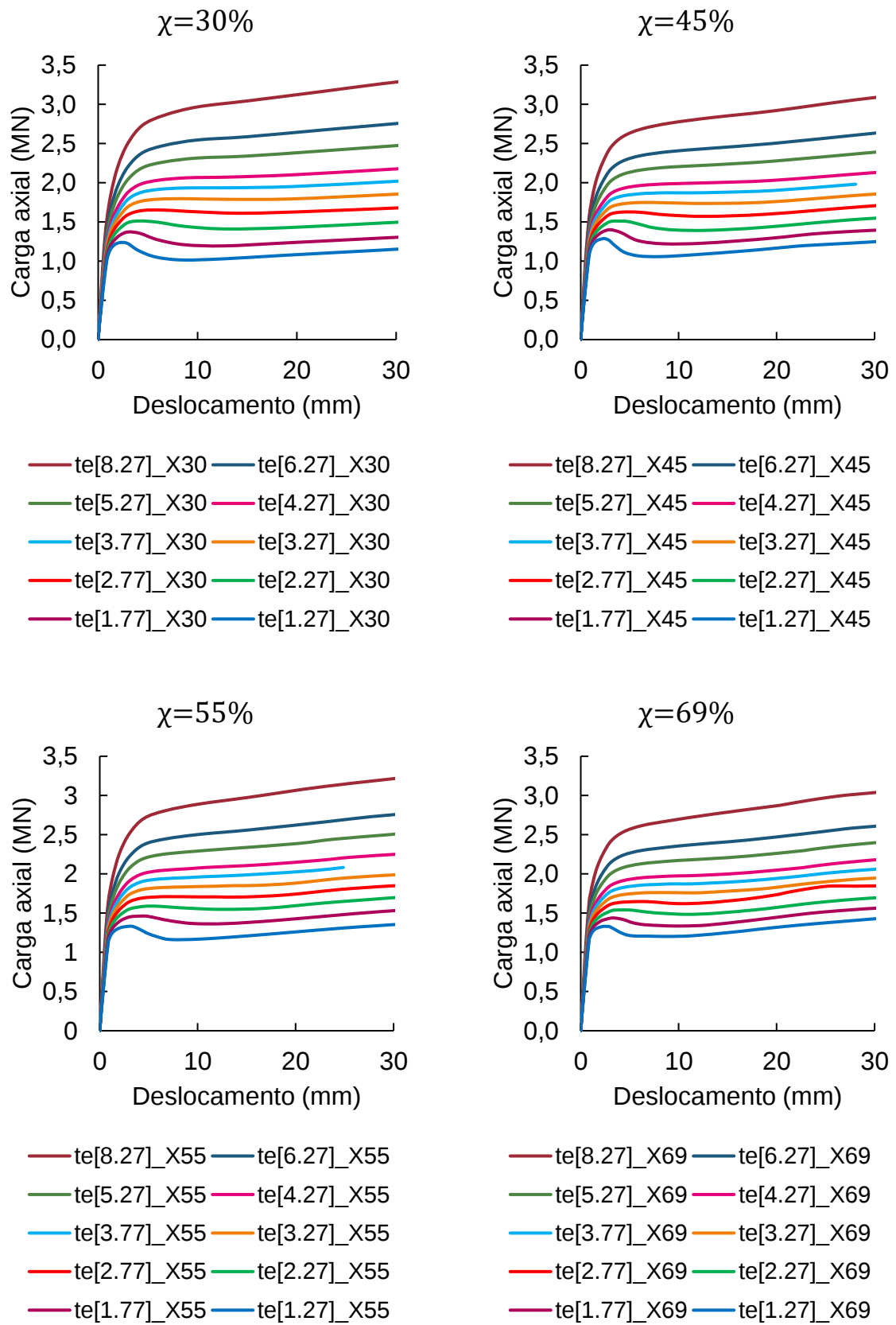


Figura 57 - Curvas carga versus deslocamento para os modelos com variação da espessura do tubo externo

O confinamento provocado no concreto pelos tubos metálicos pode ser avaliado através da magnitude da pressão de contato na interface entre cada tubo e o núcleo de concreto. Como explicitado por Wang *et al* [43], a pressão lateral acontece quando há a expansão volumétrica do concreto. A Figura 58 mostra a evolução da pressão lateral sobre o tubo externo para alguns dos modelos estudados com razão de vazios de 55%

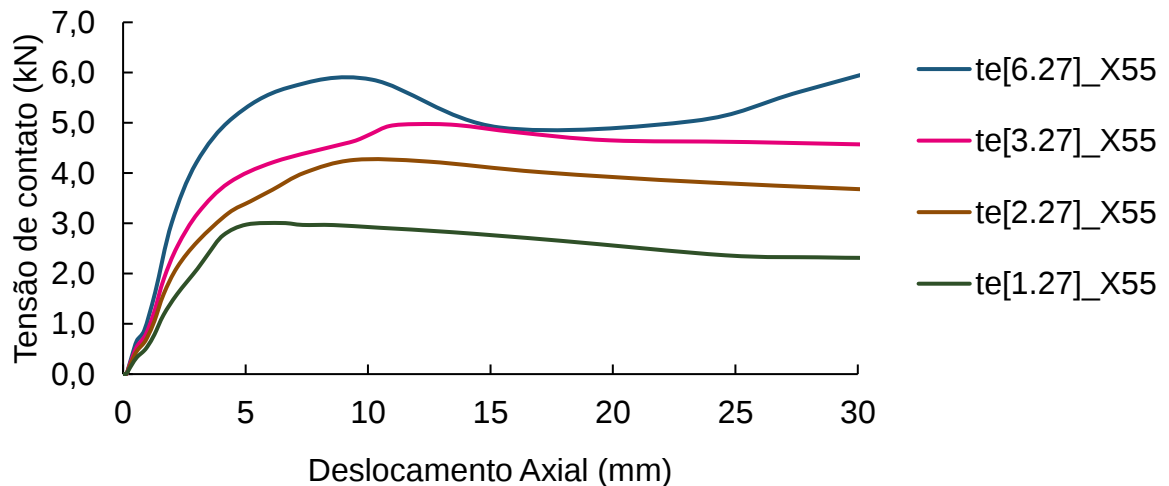


Figura 58 - Desenvolvimento da pressão lateral sobre os tubos externos

É possível constatar que quanto maior a espessura da parede do tubo externo, maior é a pressão lateral desenvolvida na sua interface com o concreto, indicando que há um maior confinamento do concreto. A Figura 59 apresenta a distribuição da pressão lateral sobre os tubos metálicos.

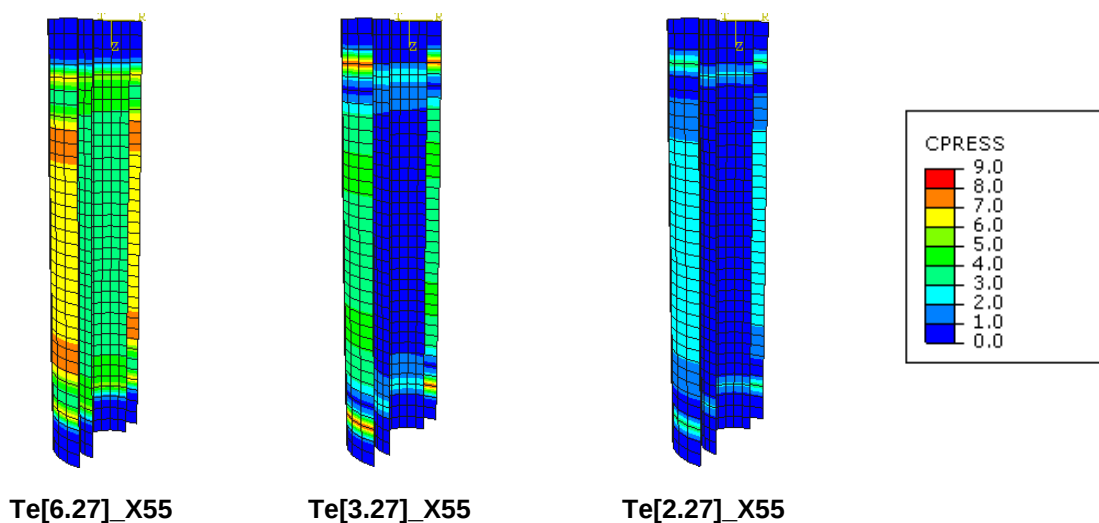


Figura 59 - Pressão lateral sobre os tubos quando submetidos a carga igual a sua capacidade resistente

Os valores e distribuição das tensões no núcleo de concreto também mostram este acréscimo de resistência. Na Figura 60 pode ser identificado que o modelo com maior espessura foi onde o concreto alcançou a maior tensão

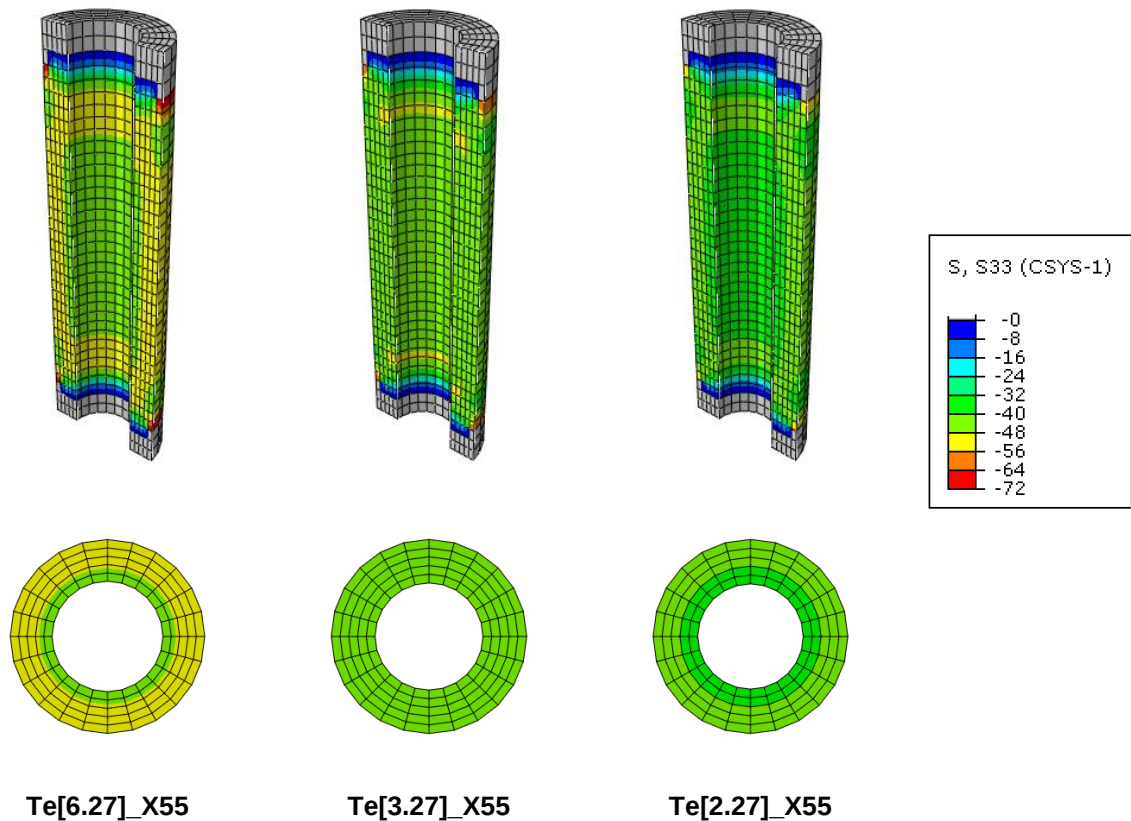


Figura 60 – Tensão normal no núcleo de concreto, em detalhe a seção transversal em meia altura

A análise dos resultados obtidos nessa etapa mostraram que o tubo externo tem grande influência sobre o comportamento mecânico e ductilidade da coluna mista, sendo verificado que há maior ductilidade em modelos com espessura superior a 2,27 mm. Tal fato está ligado a classificação dos tubos quanto a flambagem local, e pode-se concluir que as indicações do EC 4 [25] foram compatíveis com os resultados, uma vez que todos os modelos que estavam fora dos limites apresentaram carga última menor que a fórmula de dimensionamento. O valor de carga resistente em cada modelo analisado foi próximo ao esperado.

3.2 Espessura do tubo interno

Para avaliação da influência da variação da espessura do tubo interno foi considerada a mesma metodologia utilizada na etapa anterior. Portanto, variou-se a espessura do tubo interno e o diâmetro externo, afim de que fosse possível avaliar a influência da espessura do tubo interno para diferentes razões de vazios. A Tabela 16 sumariza as variações estudadas.

Tabela 16 - Variações relativas às espessuras internas

Parâmetro analisado	Valores analisados	Variação relativa
Espessura interna (mm)	25,40; 22,23; 19,05; 15,88; 12,70; 9,53; 6,35; 5,5; 4,76; 3,18	4,6 - 0,6
Índice de vazios (Diâmetro Externo (mm))	35% (260,0); 45% (200,0); 55% (168,88); 69% (134,0)	1,8 - 0,8

O tubo interno, diferentemente do tubo externo, não influi no fator confinamento [10]. Portanto, é de se esperar que sua influência na capacidade resistente seja linear. A Figura 61 apresenta o gráfico da capacidade resistente esperada para cada razão de vazio estudada. É possível analisar que a relação entre a espessura e a capacidade resistente esperada é linear e que o índice de vazios não influi na proporção do acréscimo em carga devido ao aumento da espessura. Assim como realizado anteriormente, os valores são apresentados de forma normalizada em relação aos dados do modelo base, onde neste a espessura interna foi de 5,5 mm.

Todos os modelos estudados, suas propriedades e resultados estão apresentados na Tabela A.2. Nesta sequência foram analisados 10 modelos para cada índice de vazios totalizando 40 modelos.

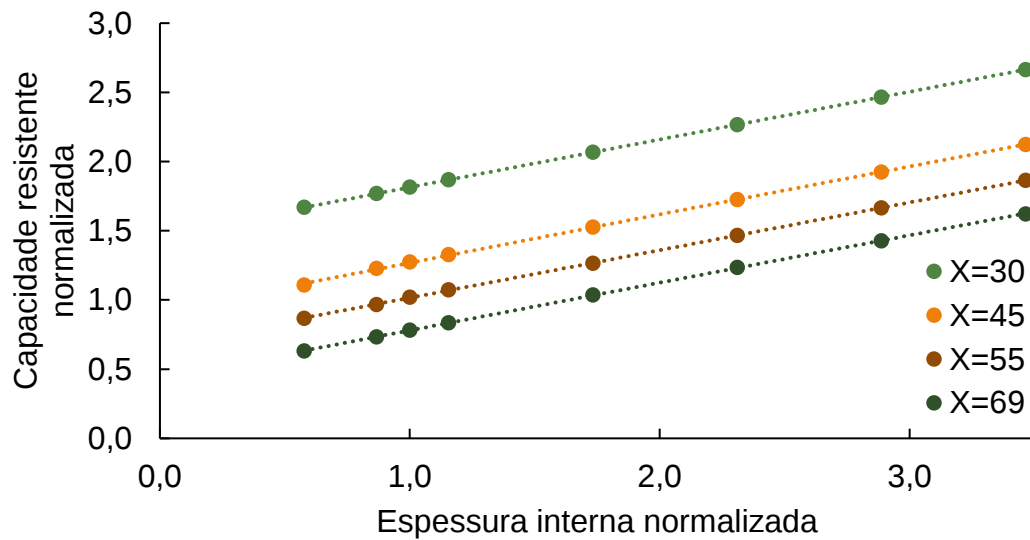


Figura 61 – Expectativa de carga última, para variação da espessura interna e diferentes índices de vazios

O resumo dos resultados encontrados é apresentado na Tabela 17, onde estão presentes os valores máximos, mínimo, a média e o coeficiente de variação para cada razão de vazio estudada. Também, são apresentadas a média e coeficiente de variação considerando todas análises desta sequência.

Tabela 17 – Resumo dos resultados para variação da espessura interna
Grupo (Razão de Vazios)

		30%	45%	55%	69%
$N_{u,NUM}/N_{u,HAN}$	Máximo	1,014	1,038	1,040	1,051
	Mínimo	1,004	1,017	1,015	1,013
	Média	1,009	1,026	1,027	1,032
	COV	0,003	0,007	0,097	0,014
	Média	1,024			
	COV	0,013			

O comportamento das curvas carga *versus* deslocamento para a variação de espessura interna estudada está apresentada nos gráficos da Figura 62, sendo possível constatar que todos os modelos tiveram comportamento semelhante onde o acréscimo de resistência obtido em cada um foi linear.

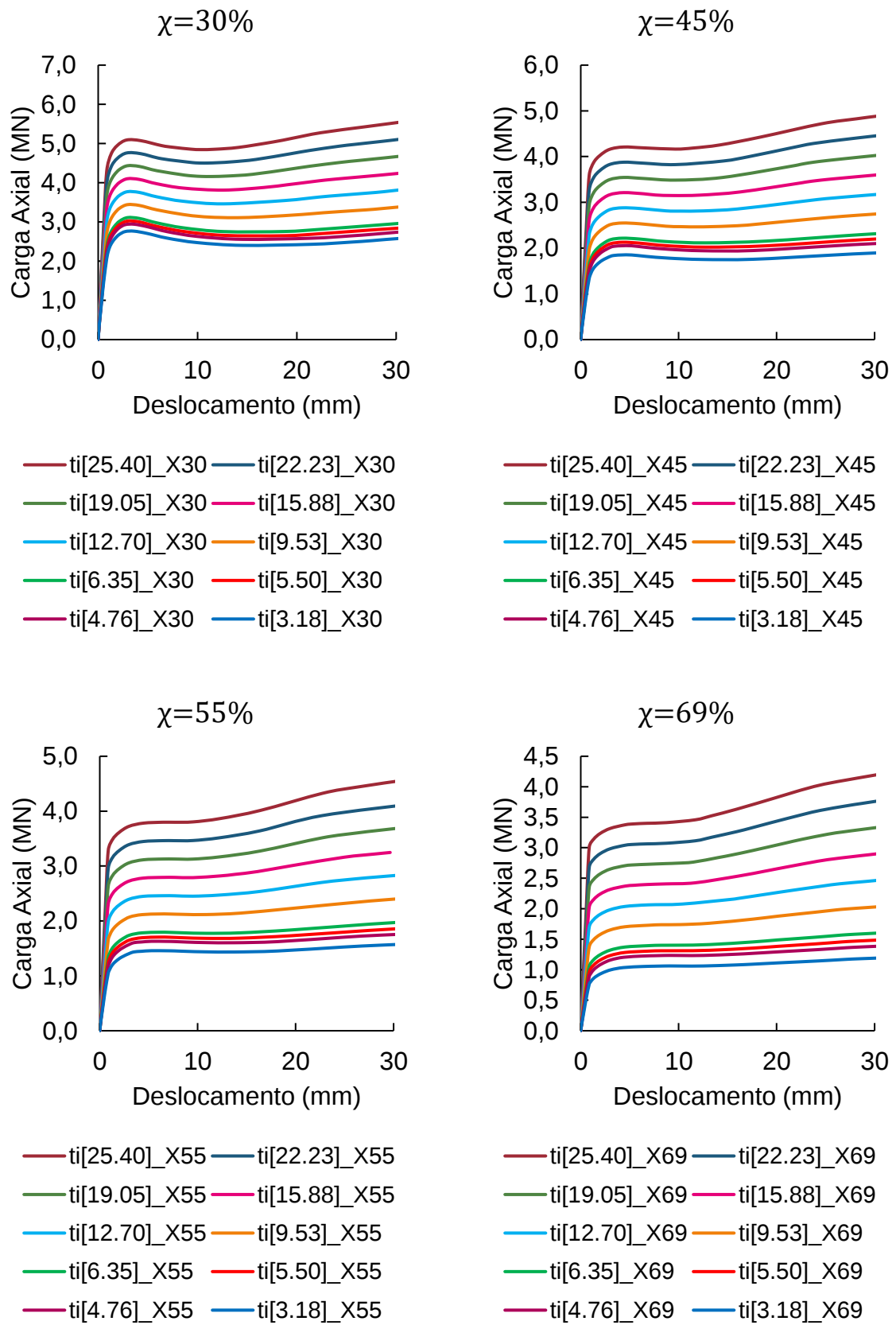


Figura 62 - Curvas carga versus deslocamento para os modelos com variação da espessura do tubo interno

Verificou-se uma boa concordância entre os valores numéricos e previstos para capacidade resistente. A média da razão entre capacidade resistente numérica e prevista foi igual a 1,024 onde todos os modelos registraram capacidade resistente superior à prevista, ou seja, a favor da segurança, vide Figura 63.

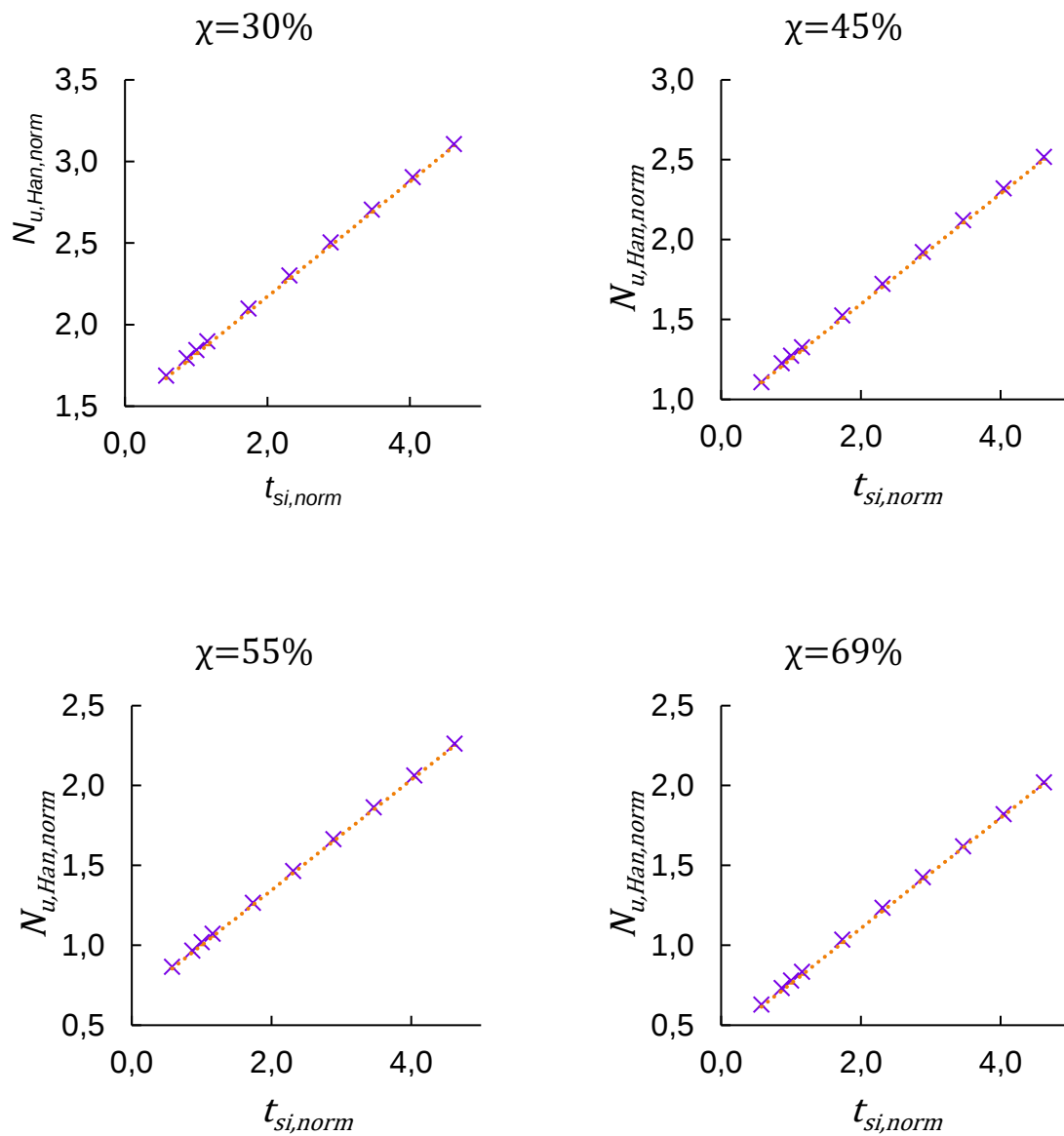


Figura 63 – Gráficos da influência da variação da capacidade resistente, em relação a espessura do tubo interno

A dispersão dos resultados de todos os modelos analisados (ver Figura 64), mostra uma tendência onde os modelos que tem capacidade resistente prevista menor, ou seja, menor espessuras com maior índice de vazios, apresentaram maiores diferenças em relação as previstas.

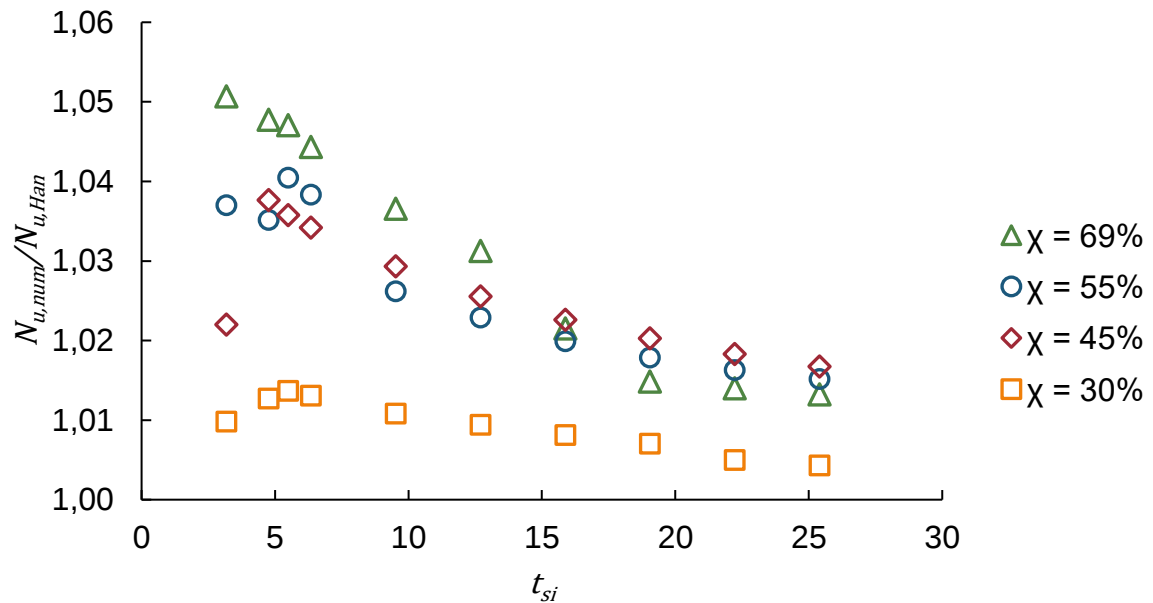


Figura 64 – Dispersão dos resultados considerando a variação do tubo interno

Também foi possível constatar que a variância entre os resultados diminui para espessuras elevadas, indicando que esses modelos têm, consequentemente, maior participação do aço carbono. Isso indica que há uma boa concordância, na parcela de contribuição do aço carbono na capacidade resistente, para a proposta de dimensionamento estudada e confirmada nos modelos numéricos.

A distribuição das tensões normais nos tubos metálicos no sentido axial (Figura 66) e no sentido diametral do tubo (Figura 65) mostram que houve uma pequena diferença no comportamento dos modelos de menor espessura interna. Para esta a tensão no sentido diametral do tubo alcançou um valor menor que nos demais, indicando uma influência em uma possível flambagem do tubo interno. Contudo, verifica-se que em todos os modelos, que o tubo interno alcançou sua tensão de escoamento e não houve grande diferença na distribuição dos esforços axiais.

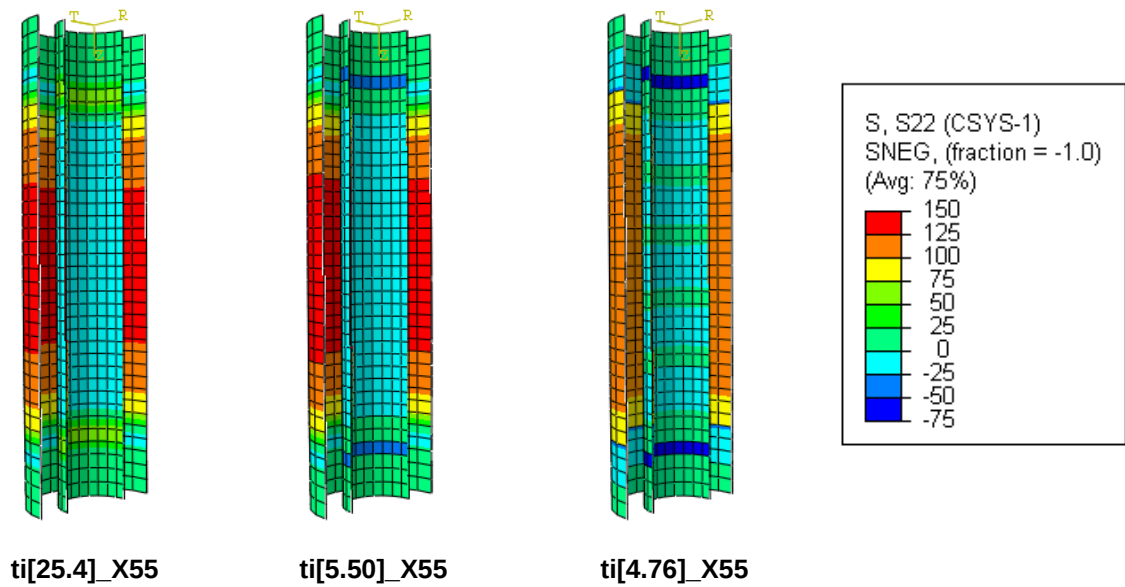


Figura 65 – Distribuição de tensões diametrais nos tubos.

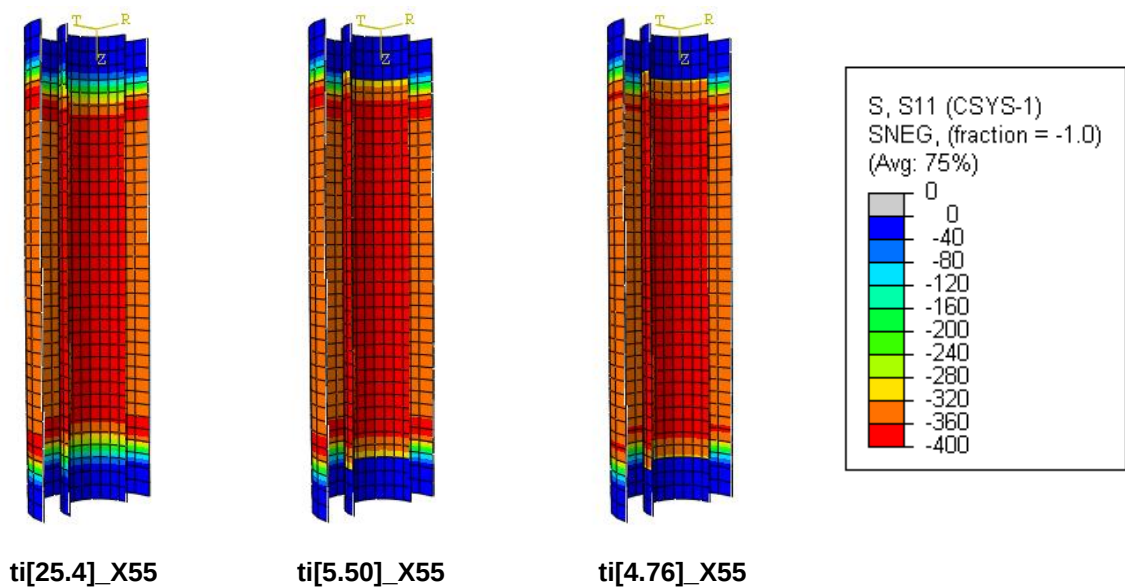


Figura 66 – Distribuição de tensões normais axiais nos tubos.

Como esperado, a mudança na espessura do tubo interno em pouco altera o comportamento da evolução da pressão lateral sobre o tubo externo (Figura 67), confirmando que efetivamente, não há participação do tubo interno no confinamento do concreto.

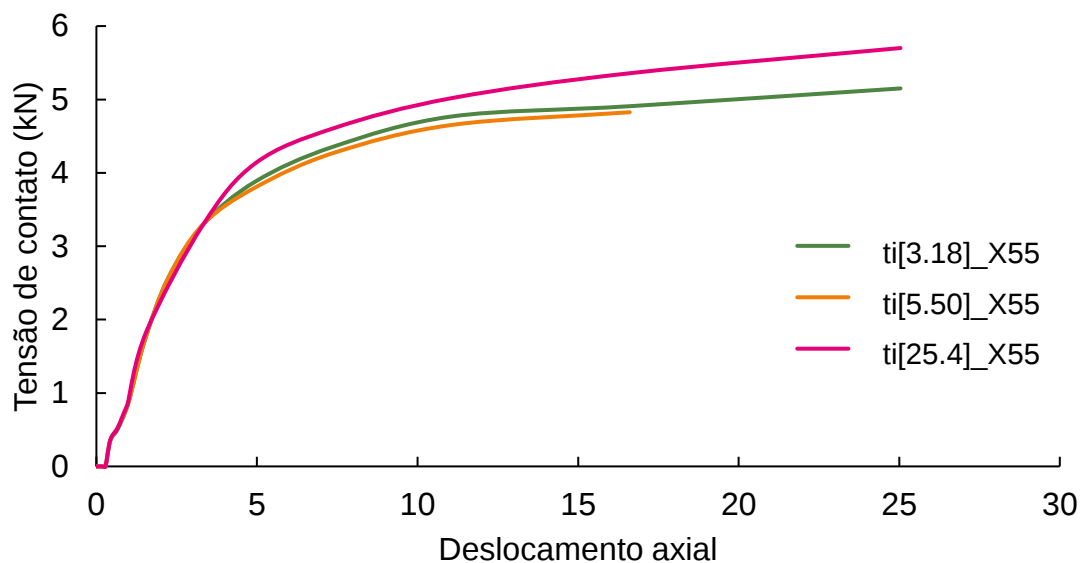


Figura 67 - Desenvolvimento da pressão lateral sobre os tubos externos

De modo geral, encontrou-se boa concordância entre o modelo numérico, a formulação prevista na literatura técnica e na proposta de dimensionamento. Deve-se, também, observar a reduzida variância associadas aos modelos desta análise.

Nesta etapa de análise, ficou evidente a participação linear que o tubo interno tem sobre a carga resistente e sobre o comportamento mecânico da coluna. Em todos os modelos o acréscimo na capacidade resistente foi diretamente proporcional ao aumento da espessura interna. Sendo que, não houve em nenhum modelo grande diferença no comportamento mecânico e no desenvolvimento da curva carga *versus* deslocamento.

3.3 Espessuras externa e interna simultaneamente

Como a capacidade resistente calculada para variações das espessuras interna e externa apresentam comportamento distinto, foi realizada uma variação simultânea desses dois parâmetros para aferir uma possível interação entre estes dois parâmetros. A Figura 68 mostra a tendência da carga resistente esperada para as variações de espessura do tubo externo e interno, ambas normalizadas para o modelo com índice de vazios de 55%, modelo base das análises.

Ao comparar os valores calculados para as variações de cada espessura de forma independente, foi possível constatar que há uma influência mais significativa da

espessura no tubo externo, conforme Figura 68. Esta conclusão confirma o fato já apresentado de que o tubo externo contribui com o aumento da resistência do concreto confinado.

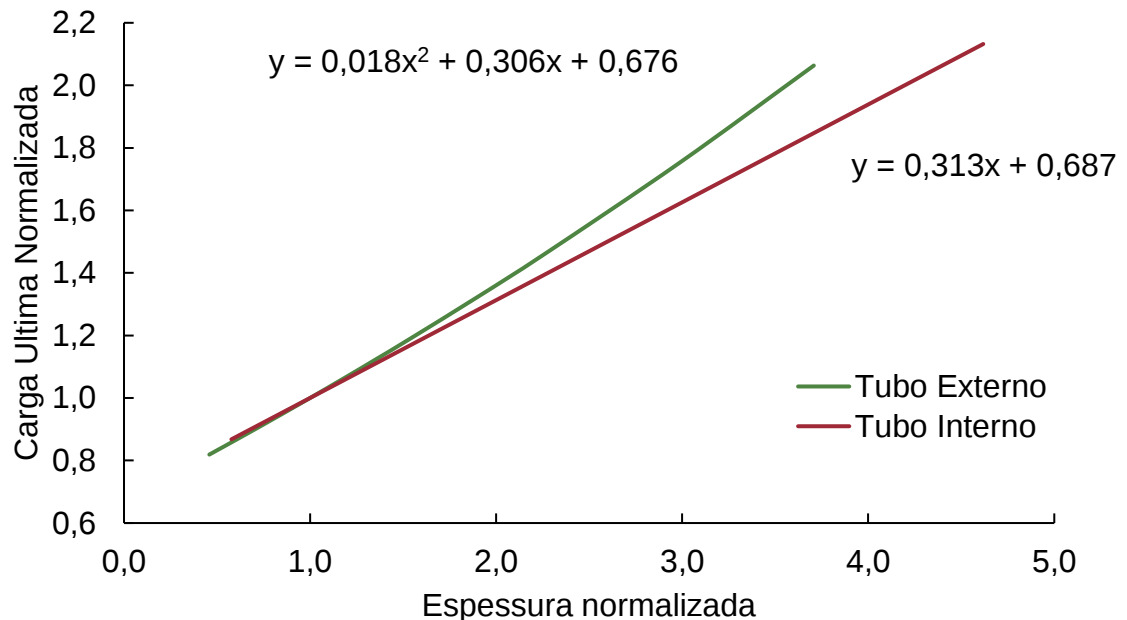


Figura 68 – Evolução da carga resistente esperada com a variação das espessuras dos tubos

Os nove modelos analisados nesta etapa foram elaborados de forma que tivessem aproximadamente a mesma capacidade resistente esperada, com uma variação máxima de 1%. Na

Tabela A.3 estão presentes as propriedades dos modelos analisados, e na Tabela 18 suas capacidades resistentes previstas e obtidas no modelo numérico assim como o deslocamento associado a carga última. A presente etapa foi centrada na análise de uma razão de vazios única igual a 55% adotada no modelo base. Esta escolha foi feita pois a variação destes dois parâmetros faria com que a variação de um terceiro parâmetro inviabilizasse a real compreensão dos efeitos envolvidos.

Nesta etapa, tal qual na primeira, dois modelos apresentaram resultados fora dos limites de esbeltez do EC 4 [25], sendo eles, aqueles que possuem tubo externo com espessura de 1,77 mm e 1,27 mm. Os valores de esbeltez e seus limites foram previamente apresentados na Tabela 15. Assim como realizado nas outras análises,

os resultados destes modelos serão apresentados porém não serão considerados para o cálculo da média e do coeficiente de variação.

O gráfico da Figura 69 apresenta as razões entre capacidade resistente obtida e prevista para a variação da espessura interna. É possível constatar que os modelos com maior participação do tubo externo, as cargas obtidas foram maiores que as previstas.

Tabela 18 – Dados utilizados e resultados encontrados para variação simultânea das espessuras

	t_{so}	t_{si}	$N_{u,Han}$	$N_{u,num}$	$\frac{N_{u,num}}{N_{u,han}}$	$U_{u,num}$	Média	COV
te[5.27]_ti[0.75]_X55	5.27	0.75	1650	1764	1.069	10.18		
te[4.57]_ti[2.10]_X55	4.57	2.1	1644	1768	1.075	10.18		
te[4.27]_ti[2.75]_X55	4.27	2.75	1651	1747	1.058	6.37		
te[3.77]_ti[3.60]_X55	3.77	3.6	1638	1744	1.065	6.37		
te[3.27]_ti[4.60]_X55	3.27	4.6	1643	1735	1.056	6.17	1.053	0.018
te[2.77]_ti[5.50]_X55	2.77	5.5	1639	1706	1.041	6.08		
te[2.27]_ti[6.50]_X55	2.27	6.5	1647	1685	1.023	4.27		
te[1.77]_ti[7.25]_X55	1.77	7.25	1631	1640	1.006	3.50		
te[1.27]_ti[8.25]_X55	1.27	8.25	1642	1624	0.989	2.67		

Os valores obtidos nos modelos numéricos mostram que efetivamente há uma influência mais significativa da espessura do tubo externo. Contudo, como as diferenças entre os valores previstos e obtidos cresceram em espessuras externas maiores, pode ter havido uma menor influência na resistência do tubo de aço inoxidável, ou do confinamento provocado por este, na formulação de Han et al [10].

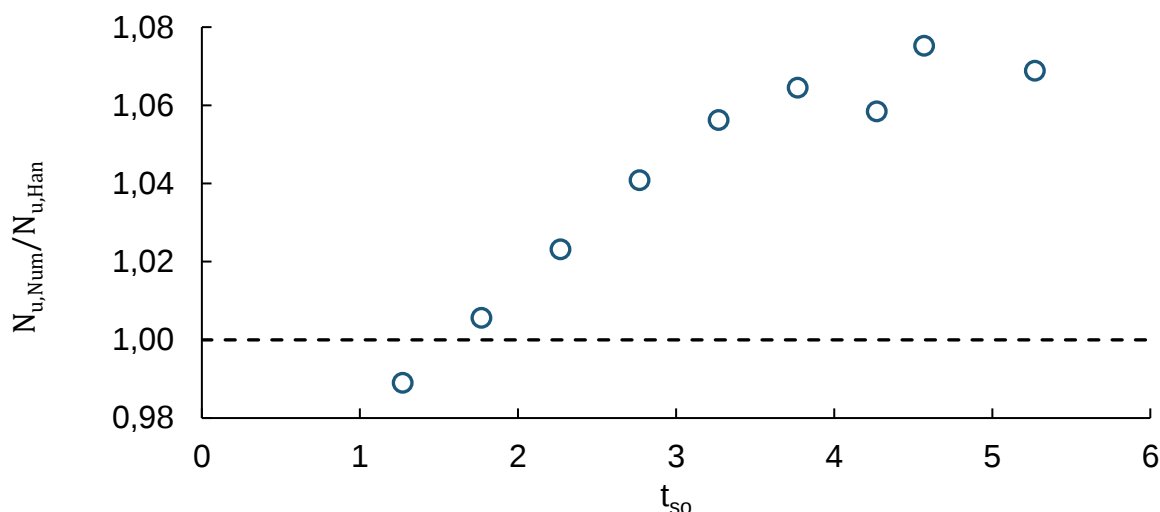


Figura 69 – Razão entre a capacidade resistente encontrada e esperada em relação a variação da espessura

O comportamento mecânico diferente entre os dois materiais, aço inoxidável e aço carbono, bem como a distinta contribuição que os tubos externo e interno têm sobre o comportamento mecânico, implicou em uma substancial mudança no comportamento da coluna, como pode ser observado na Figura 70. Observa-se que dois modelos tiveram comportamento distinto dos demais, sendo que nestes modelos o tubo externo é mais esbelto que as recomendações normativas e de dimensionamento. Fato este que explica seu comportamento distinto e sua capacidade resistente menor que a esperada.

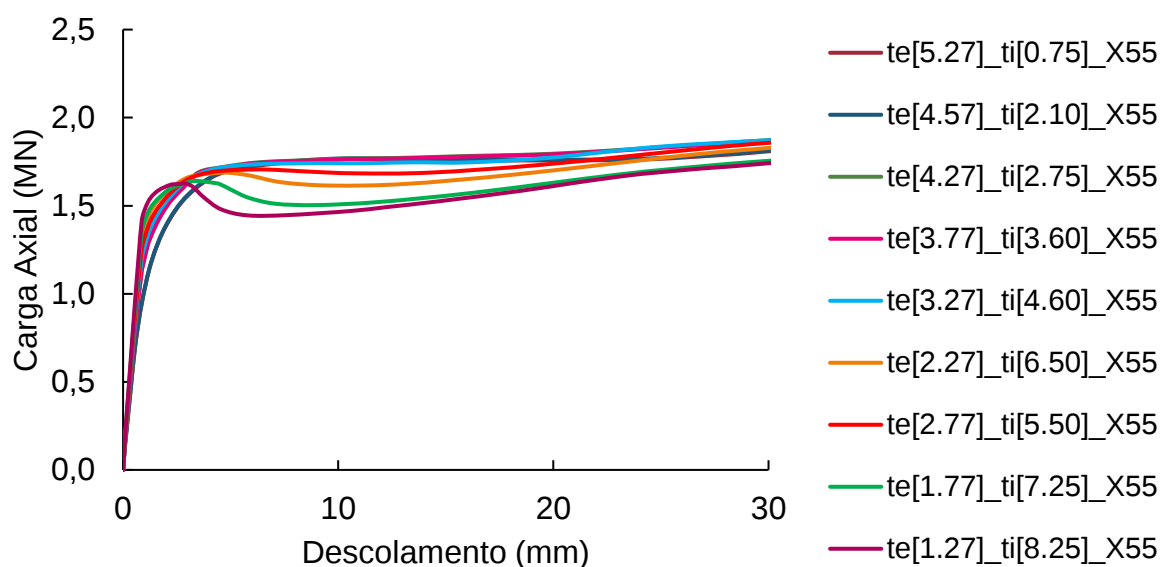


Figura 70 – Curvas tensão *versus* deformação para variação simultânea das espessuras

Analisando as curvas de carga *versus* deslocamento, verifica-se que os modelos com menor espessura externa não conseguiram manter o mesmo nível de carga após o pico. Tal fato está associado a incapacidade de tubos externo de baixa espessura garantir o confinamento do concreto. Sem o adequado confinamento, o concreto alcança menores resistências.

Quanto a rigidez na fase inicial, nota-se que os modelos com maior participação do tubo interno (aço carbono) apresentaram maior linearidade nesta fase. Enquanto os modelos com maior participação do tubo externo (aço inoxidável) apresentaram maior não linearidade nesta fase, e consequentemente, deslocamentos maiores nas cargas de pico indicando um aumento de ductilidade. A distribuição de tensões no núcleo de concreto, quando a coluna está no nível de carga última, é apresentada na Figura 71 para três modelos estudados.

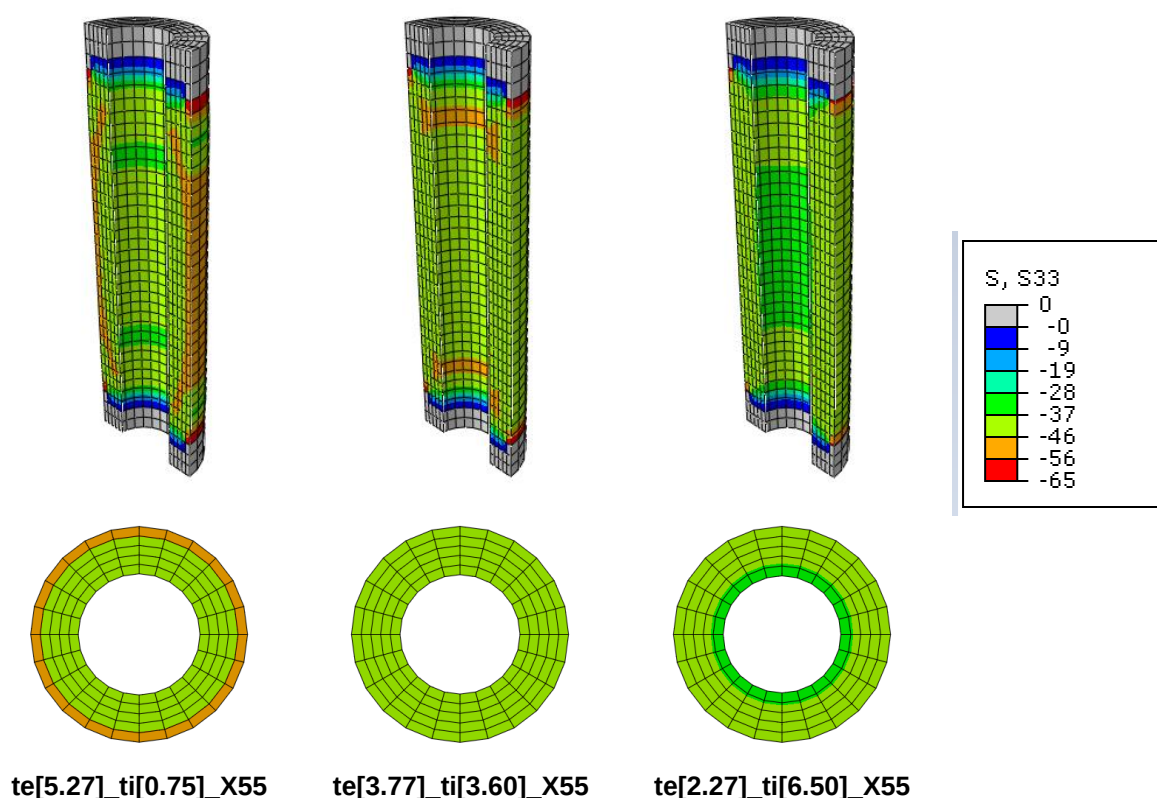


Figura 71 – Distribuição de tensão axial no núcleo de concreto, em detalhe a seção à meia altura

É possível observar que nos modelos com maior espessura externa o concreto foi capaz de desenvolver uma tensão maior e esta foi mais distribuída no seu núcleo. Indica que há efetivamente influência da espessura dos tubos sobre o desenvolvimento das tensões no núcleo de concreto.

3.4 Tensão de escoamento do aço carbono

Tal qual a variação da espessura do tubo interno, a variação da tensão de escoamento do aço carbono parece possuir uma proporcionalidade sobre a capacidade resistente prevista, como é possível observar no gráfico da Figura 72. Esse comportamento é esperado, uma vez que, na formulação proposta por Han [10], a relação entre a capacidade resistente prevista e a tensão de escoamento do aço é linear, e mantém a mesma proporção independente da área de vazios da coluna. A Tabela 19 apresenta, de modo resumido, as variações absolutas e relativas estudadas. Já a Tabela A.4 apresenta as propriedades completas de cada modelo estudado.

Tabela 19 - Variações relativas a tensão de escoamento do aço carbono

Parâmetro analisado	Valores analisados	Variação relativa
Tensão de escoamento do aço carbono (MPa)	250; 300; 350; 375; 400; 425; 450; 475	0,7 -1,3
Índice de vazios (Diâmetro Externo (mm))	35% (260,0); 45% (200,0); 55% (168,88); 69% (134,0)	1,8 - 0,8

A variação na tensão de escoamento utilizada se restringiu a aços de média e alta resistência, não incluindo aços carbono de altíssima resistência. Nesta etapa para que houvesse a variação do índice de vazios e não da área do tubo interno de aço carbono, variou-se o diâmetro externo da peça. Neste caso, quanto menor o índice de vazios, maior área de concreto e aço inoxidável estarão presentes no modelo. Com o acréscimo de área desses dois materiais, é esperado que os modelos com menor razão de vazios apresentem maiores cargas últimas.

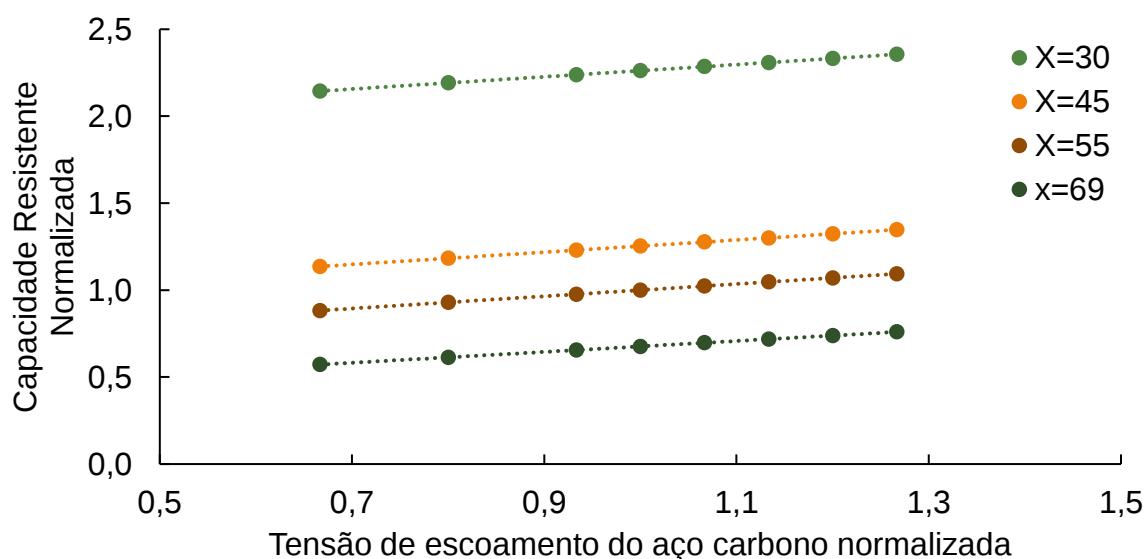


Figura 72 – Capacidade resistente esperada com variação da tensão de escoamento do aço carbono

A Tabela A.4 apresenta a carga última numérica e prevista para os modelos estudados enquanto a Figura 73 apresenta os resultados de forma gráfica com valores normalizados em relação ao modelo base. Todos os modelos numéricos tiveram suas cargas últimas maiores que os valores previstos pela formulação de Han *et al* [10].

Tabela 20 – Resumo dos resultados para variação da espessura interna
Grupo (Razão de Vazios)

		30%	45%	55%	69%
$N_{u,NUM}/N_{u,HAN}$	Máximo	1,019	1,039	1,041	1,057
	Mínimo	1,017	1,033	1,031	1,042
	Média	1,017	1,036	1,039	1,049
	COV	0,001	0,002	0,005	0,006
	Média	1,035			
	COV	0,009			

O valor do coeficiente de variação não ultrapassou 0,006, mostrando que estes se mantiveram próximos a média. Por outro lado, a média apresentou uma divergência considerável, com valor máximo de 1,049. Verificou-se, assim, uma acurácia menor da formulação de Han *et al* [10] e os valores numéricos encontrados.

Como é possível analisar na Figura 73, as tendências entre a capacidade resistente esperada e obtida são similares. Isto indica que no modelo numérico e na

formulação de Han *et al* [10], a contribuição do tubo interno na carga última é mostra similar. As pequenas diferenças na capacidade resistente encontradas quando a tensão de escoamento adotada variou indica que este parâmetro tem pouca relevância nas cargas últimas numérica e prevista.

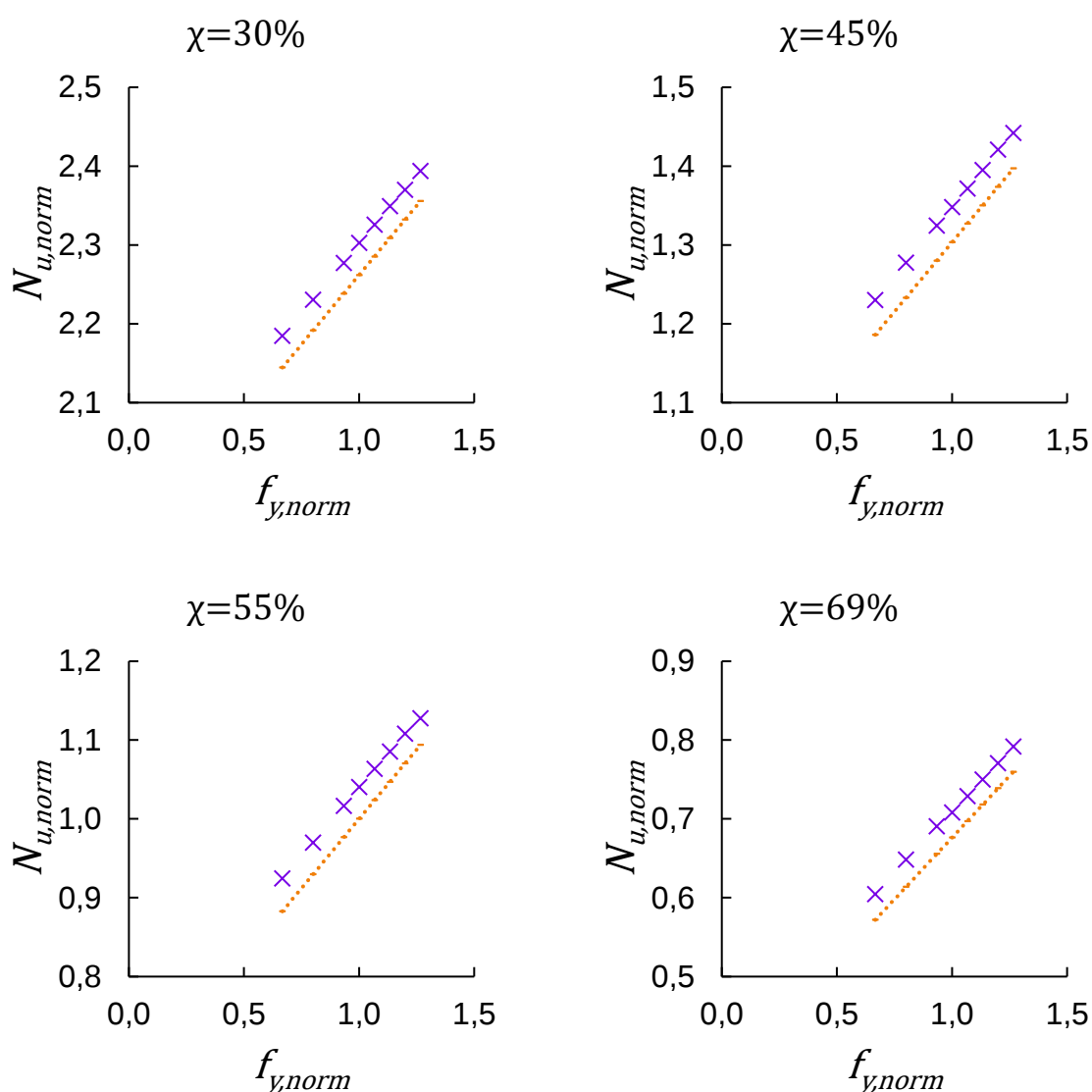


Figura 73 – Gráficos da influência da variação da capacidade resistente em relação a tensão de escoamento do aço carbono

É possível verificar, na Figura 74, que as maiores diferenças encontradas foram para os modelos com maior índice de vazios, que tem menores cargas últimas. Já os modelos com menor índice de vazios apresentaram uma diferença, entre as cargas última numéricas e previstas.

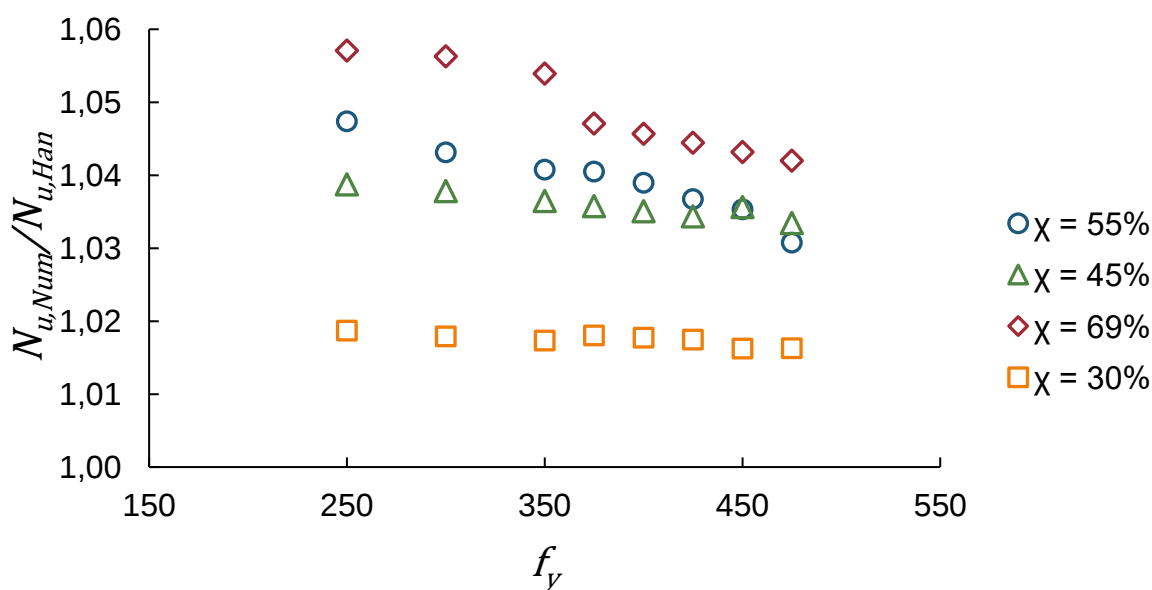


Figura 74 – Dispersão dos valores de capacidade resistente encontrados para variação da tensão de escoamento do aço carbono

Como o aço carbono é um material inicialmente linear a variação da tensão de escoamento provocou uma mudança linear no comportamento da curva tensão *versus* deslocamento do modelo. É possível verificar que as curvas apresentadas na Figura 75 apresentam uma diferença proporcional para a variação da tensão do escoamento.

Também é possível notar, nos gráficos da Figura 75, que os dois modelos com menor tensão de escoamento, 300 e 250 MPa, tiveram um comportamento diferente dos demais em deslocamento maiores, tal fato deve-se a formulação utilizada na definição da curva do aço carbono. Em Tao *et al* [42], as fórmulas para cálculo da tensão última do material são diferentes para aços com tensão de escoamento menor que 400 MPa.

A influência da variação da resistência do aço sobre a carga última da coluna mista foi como esperada. Assim, como na variação da espessura interna, o acréscimo na carga última nesta etapa foi diretamente proporcional ao acréscimo na tensão de escoamento do aço carbono. Isto implica que o tubo interno efetivamente contribuiu com sua carga de plastificação total.

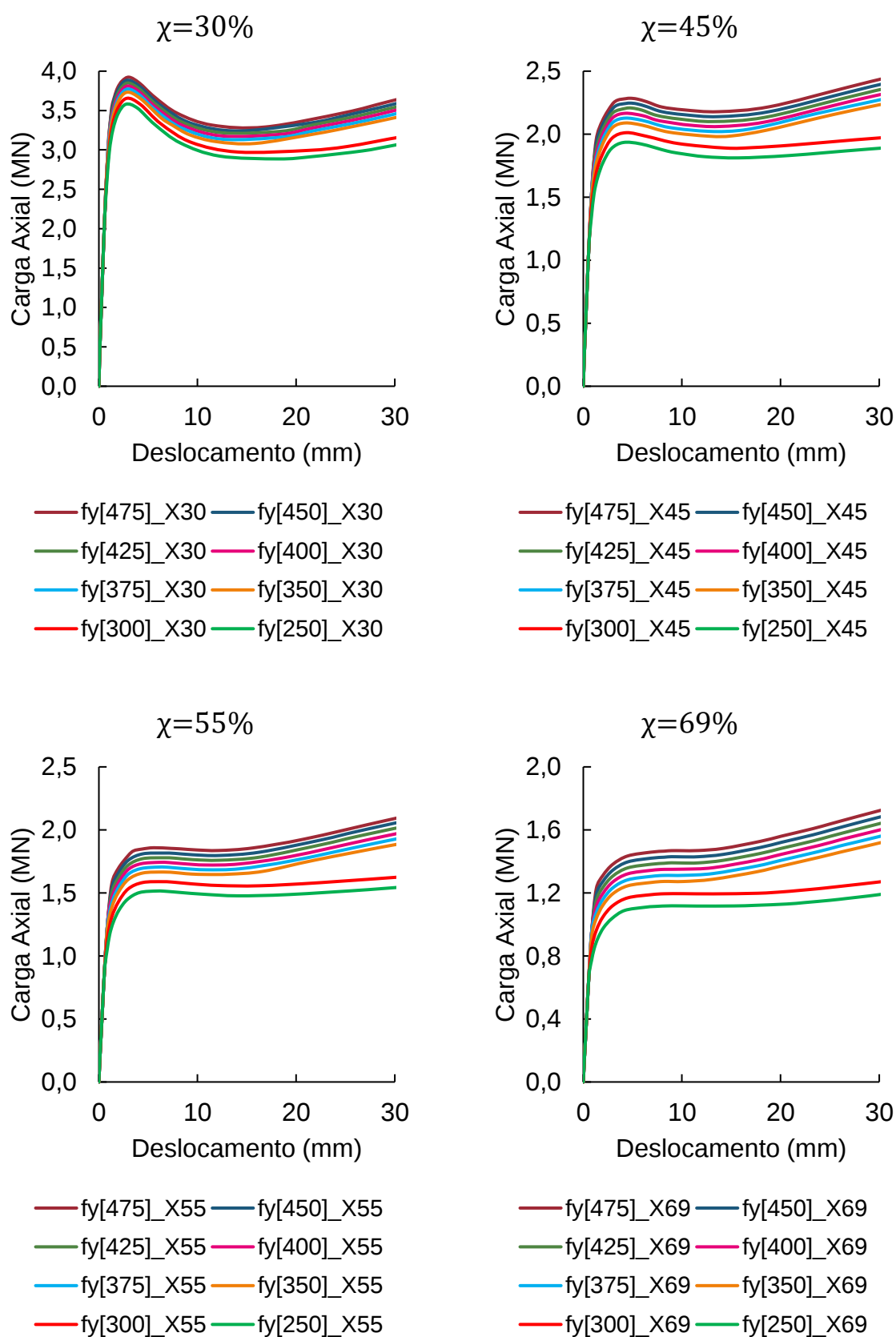


Figura 75 – Curvas carga versus deslocamento para os modelos com variação da tensão de escoamento do aço carbono

3.5 Resistência característica à compressão do concreto

A avaliação da influência da resistência do concreto na capacidade resistente prevista para a coluna foi analisada para duas sequências distintas de modelos. Em ambas, os modelos foram elaborados para representar os mesmos índices de vazios adotados nas análises anteriores. A variação analisada é apresentada na Tabela 21.

Na primeira sequência de análises, os diferentes índices de vazios estudados foram alcançados através da modificação do diâmetro interno da coluna, tal qual foi feito para o estudo da influência da espessura externa. Os modelos desta estão apresentados na Figura 76(a) e na

Tabela A.5. A segunda sequência de análises foi realizada com a mudança do diâmetro interno, afim de se obter as mesmas razões de vazios. As propriedades dos modelos desta etapa estão Figura 76(b) e na Tabela A.6.

Tabela 21 - Variações relativas ao concreto

Parâmetro analisado	Valores analisados	Variação relativa
Resistência característica do concreto (MPa)	15; 20; 25; 30; 35; 40; 50; 60	0,7 - 1,3
Índice de vazios (Diâmetro Externo (mm))	30% (300,0); 45% (200,0); 55% (168,88); 69% (134,0)	1,8 - 0,8
Índice de vazios (Diâmetro Interno (mm))	30% (50); 45% (72); 55% (89); 69% (110)	1,2 - 0,6

É importante ressaltar que a mudança no diâmetro de qualquer um dos tubos implica em mudança na área de concreto. Diferentemente das outras análises, nesta não foi possível manter constante a área do material de interesse ao analisar os índices de vazios propostos. Optou-se, então, pela realização das duas sequências de análises, sendo assim possível abranger um espectro maior de variações.

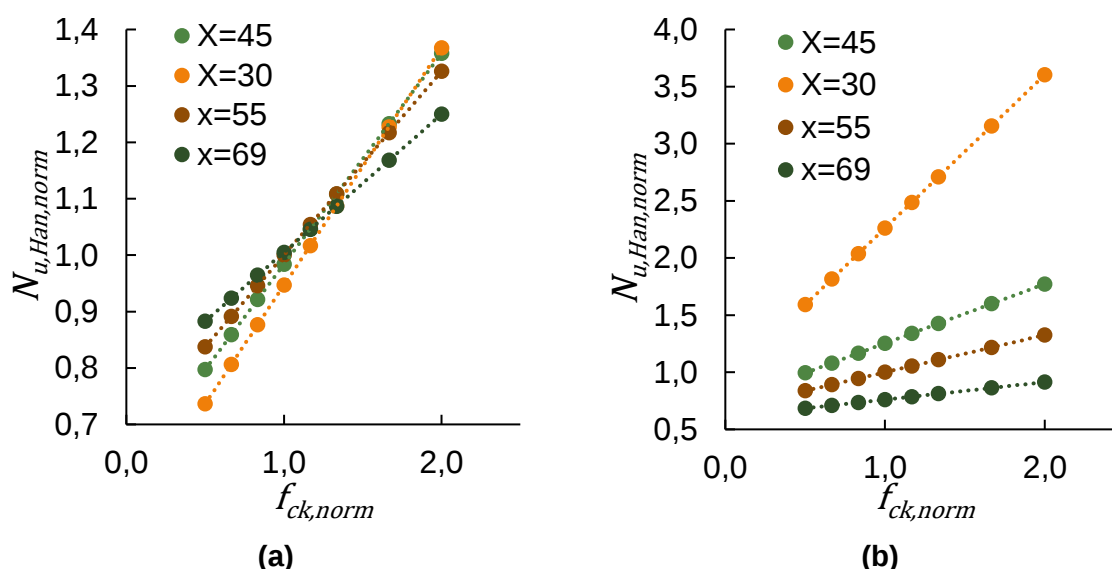


Figura 76 - Carga última prevista, considerando variação da resistência do concreto e diferentes índices de vazios através da variação do diâmetro interno (a) e do diâmetro externo (b)

Como a variação no diâmetro externo implica em maiores alterações na área de concreto, quando comparada a mudança do diâmetro interno, os modelos desta segunda etapa apresentam valores mais elevados de capacidade resistente.

Enquanto na segunda etapa os maiores valores de capacidade resistente são esperados nos modelos com menor razão de vazios, Figura 76 (b). As capacidades obtidas na primeira etapa mudam de comportamento com um valor de resistência característica do concreto específico. Nesta sequência, os modelos de menor índice de vazios apresentam cargas últimas maiores que os demais para concretos com resistência superior a 35 MPa, Figura 76 (a).

Para as duas sequências é possível verificar que em todos os modelos com concretos com resistência menor que 35 MPa, o modelo numérico teve valores maiores de carga última maiores que o esperado. Já para os modelos com resistência característica do concreto superior a 35 MPa estes valores foram menores que os esperado, como é possível verificar nas Figura 77 e Figura 78. Estes modelos permitem concluir que a formulação de Han *et al* [10] e os modelos numéricos desenvolvidos tiveram resposta distinta para a variação da resistência do concreto.

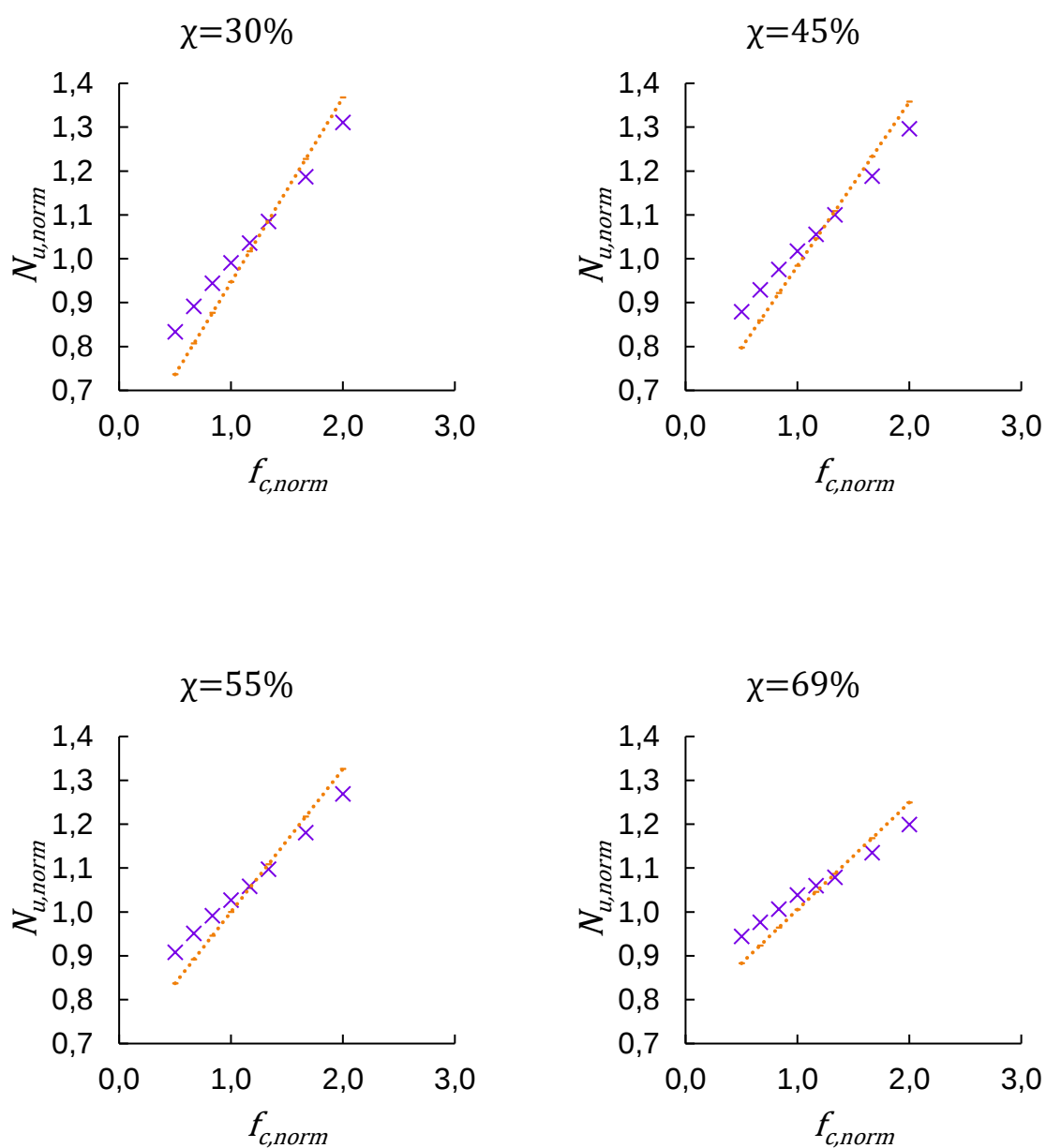


Figura 77 – Gráficos da influência da variação da capacidade resistente, em relação a resistência característica do concreto, para as diferentes razões de vazios obtidas através da variação do diâmetro interno

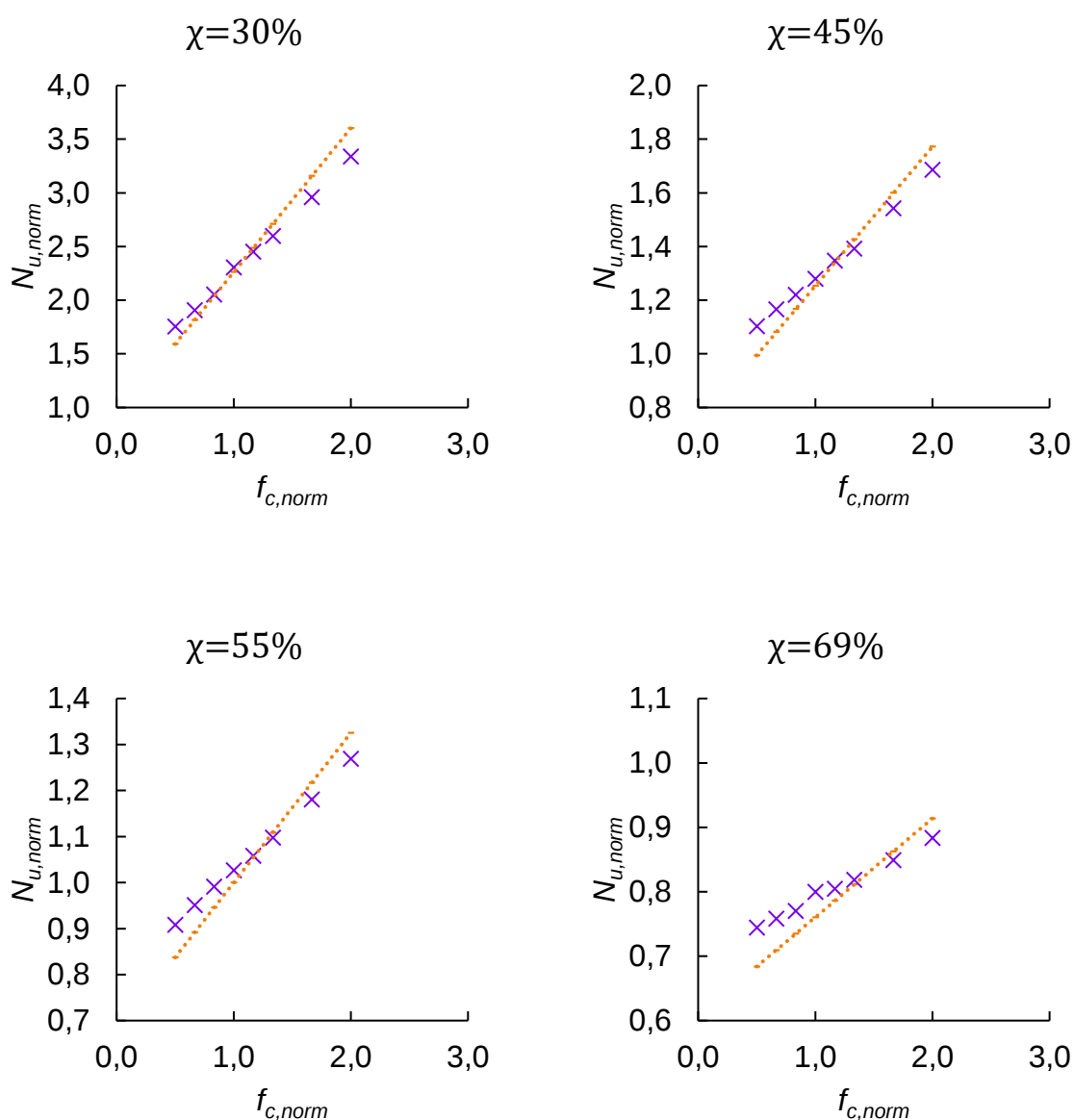
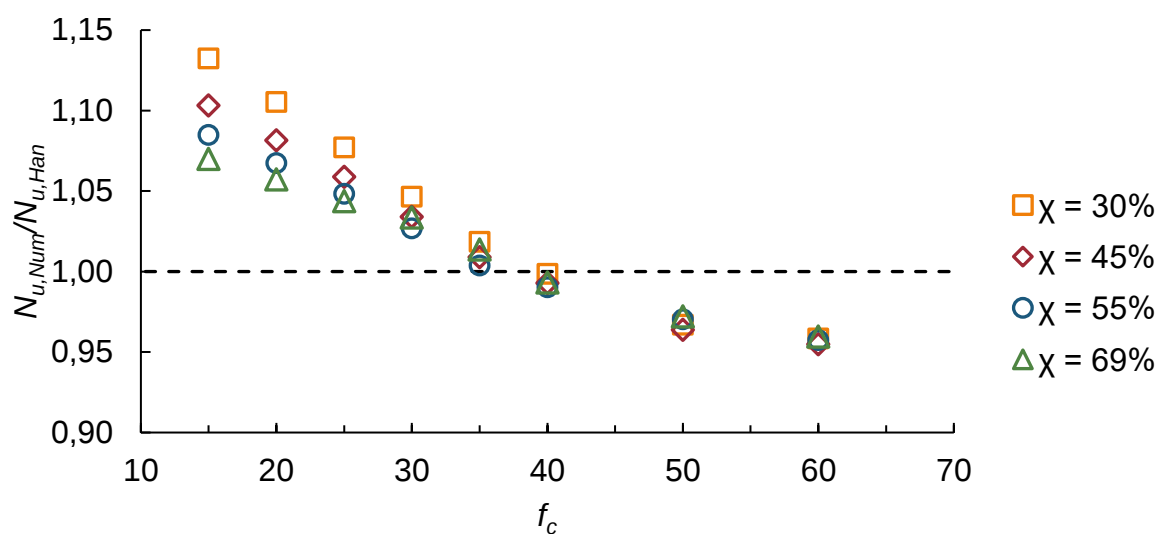
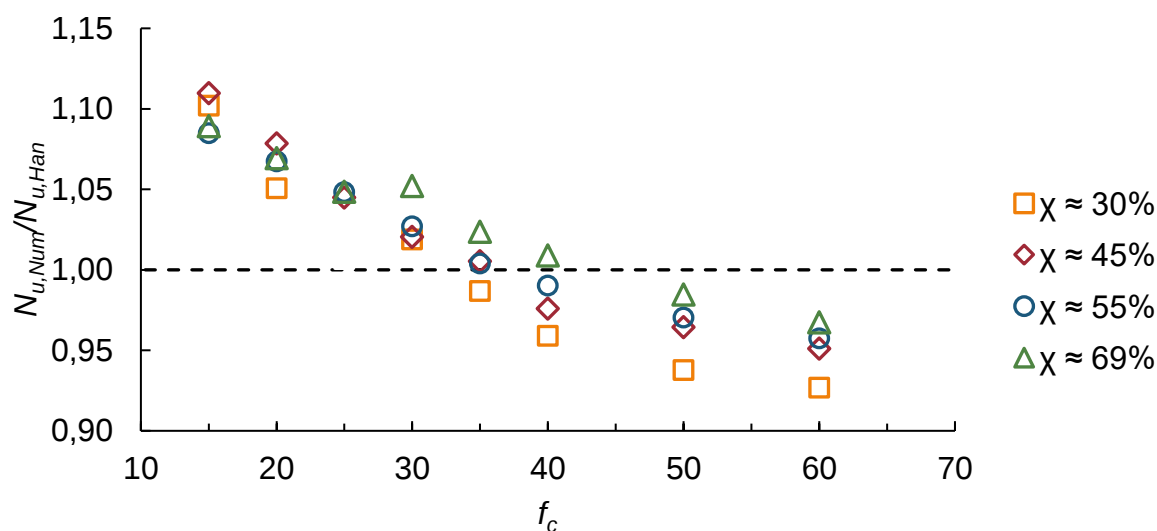


Figura 78 – Gráficos da influência da variação da capacidade resistente, em relação a resistência característica do concreto, para as diferentes razões de vazios, obtidas através da variação do diâmetro externo

Na Figura 79 é possível verificar como a média e a variância de cada análise está diretamente relacionada com a resistência do concreto. É possível verificar que há uma tendência bem definida, na qual o modelo numérico apresenta resistência maior que a prevista pela formulação de Han *et al* [10] para valores menores de f_{ck} .



(a)



(b)

Figura 79 - Dispersão dos valores de capacidade resistente encontrados para variação da resistência característica do concreto e da razão de vazio através do diâmetro interno(a) e externo (b)

De forma geral, a variação da resistência do concreto teve os maiores valores de desvio padrão, fato que deve-se a relação observada entre os modelos e a resistência do concreto. É possível também verificar que, quando agrupada em relação ao índice de vazios tanto os modelos com menor área de concreto, Tabela 22, quanto os modelos com maior área de concreto, Tabela 23, apresentaram coeficiente de variação elevado e, em média os valores obtidos foram maiores que os previstos.

Tabela 22 - Capacidade resistente para modelos com variação da resistência do concreto e da razão de vazios através do diâmetro interno

		Grupo (Razão de Vazios)			
		30%	45%	55%	69%
$N_{u,NUM}/N_{u,HAN}$	Máximo	1,132	1,103	1,085	1,057
	Mínimo	0,958	0,955	0,957	0,960
	Média	1,038	1,025	1,019	1,018
	COV	0,062	0,053	0,045	0,039
	Média	1,025			
	COV	0,049			

Tabela 23 - Capacidade resistente para modelos com variação da resistência do concreto e da razão de vazios através do diâmetro externo

		Grupo (Razão de Vazios)			
		30%	45%	55%	69%
$N_{u,NUM}/N_{u,HAN}$	Máximo	1,102	1,110	1,085	1,089
	Mínimo	0,927	0,951	0,957	0,967
	Média	1,008	1,019	1,019	1,030
	COV	0,059	0,055	0,045	0,041
	Média	1,017			
	COV	0,049			

Também foi esperado que houvesse uma mudança no comportamento mecânico da coluna com a variação da resistência do concreto. Concretos de maior resistência tendem a atingir cargas de pico mais altas seguidas de uma queda abrupta na resistência. Esse comportamento foi verificado em todas as análises. Na maioria dos modelos a esta mudança de comportamento foi verificada para valores entre 30 e 35 MPa de resistência característica do concreto. Este foi o mesmo limite encontrado para a mudança no comportamento da carga última indicando que há uma diferença no valor da máxima resistência que o concreto confinado alcança obtidos no modelo numérico e na formulação de Han *et al* [10]. A Figura 80 apresenta as curvas de carga axial *versus* deslocamento para os modelos da primeira etapa. Já a Figura 81 contempla as curvas dos modelos da segunda etapa.

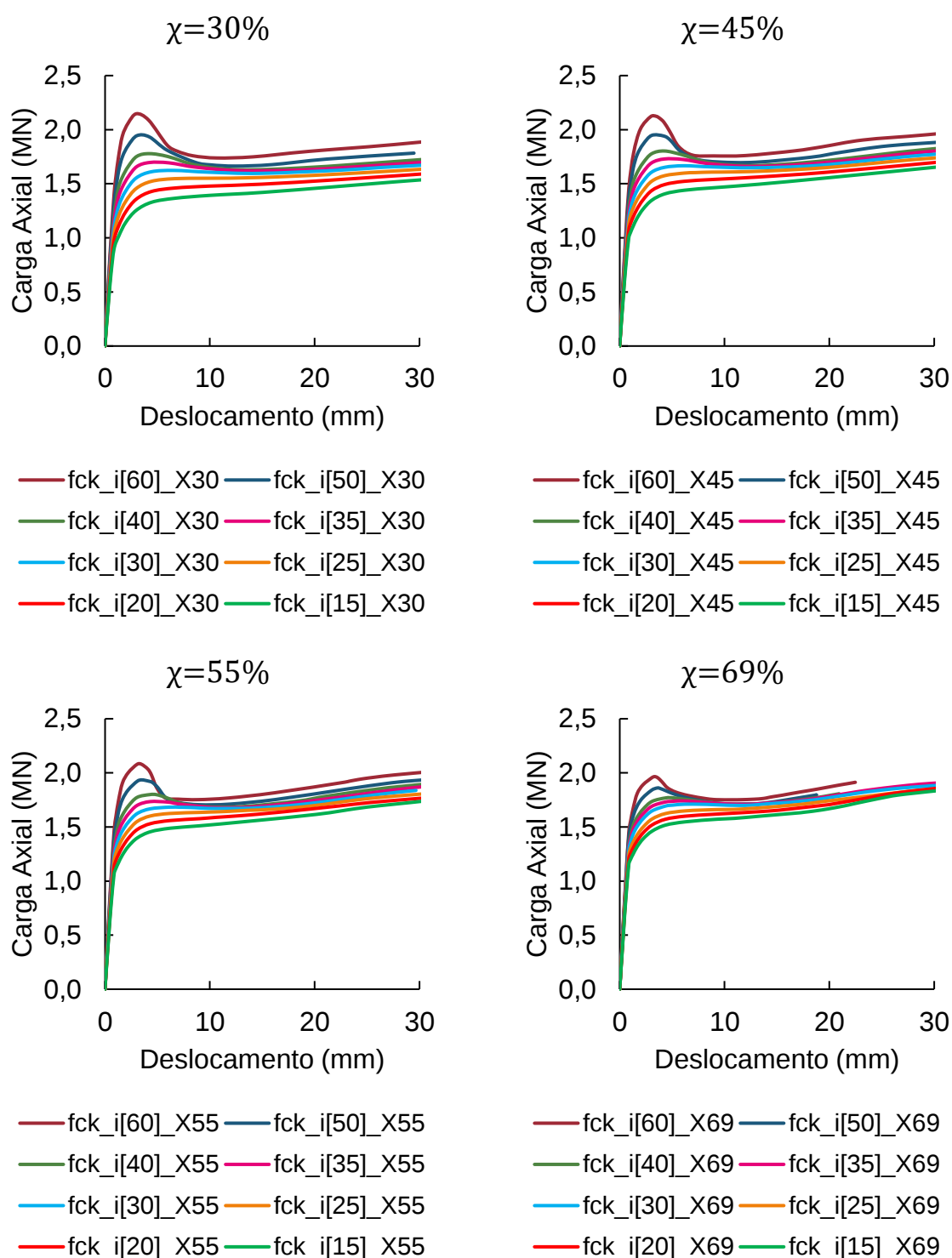


Figura 80 – Curvas carga versus deslocamento para modelos com variação do fck e razão de vazão obtida com a variação do diâmetro interno

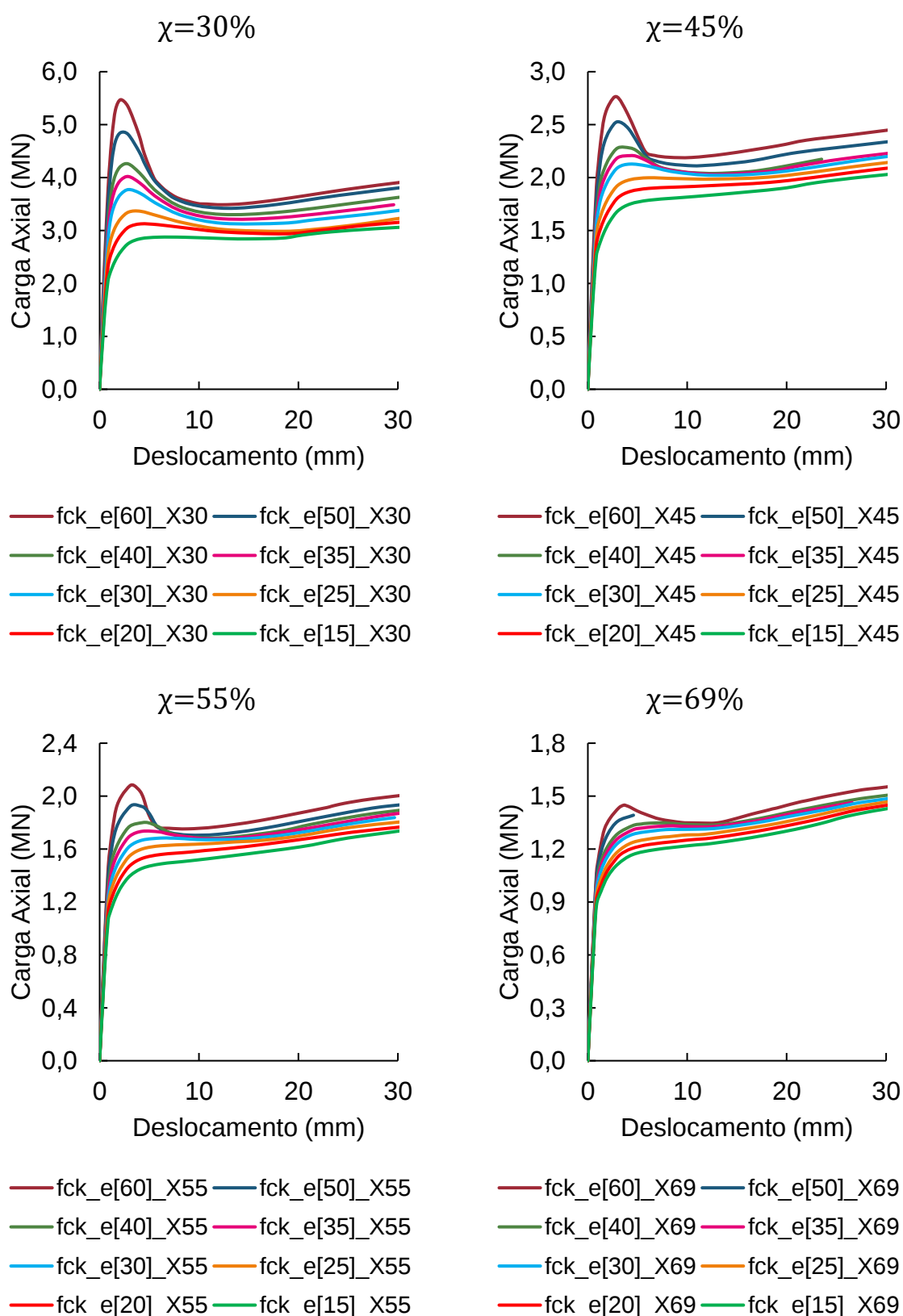


Figura 81 – Curvas carga versus deslocamento para modelos com variação do f_{ck} e razão de vazio obtida com a variação do diâmetro externo

Apesar da significativa diferença entre a capacidade resistente para a variação do diâmetro interno e externo, o comportamento mecânico, para diferentes índices de vazios, foi análogo.

Dado que a resistência característica do concreto participa do cálculo do fator de confinamento do mesmo, é de se esperar que houvesse mudança na pressão lateral exercida pelo concreto sobre as paredes do tubo, Figura 82.

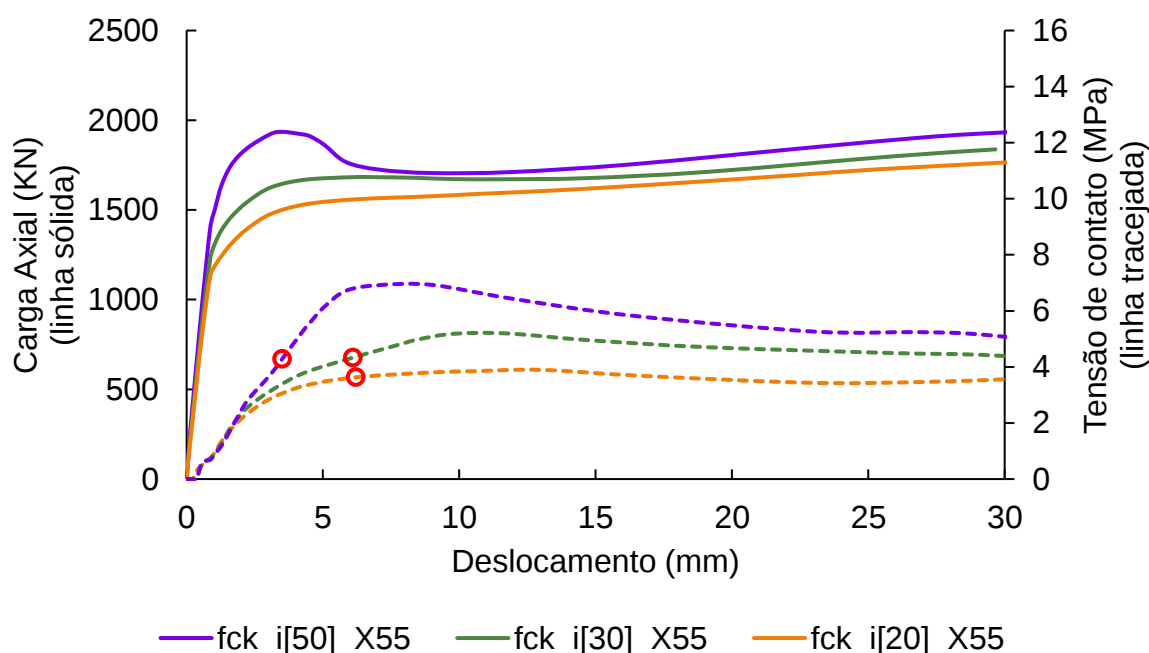


Figura 82 – Carga axial e tensão de contato com variação da resistência do concreto

Na Figura 82 é possível constatar que o modelo com concreto de maior resistência apresentou maior tensão de contato, na interface entre o concreto e o tubo externo. Contudo, os modelos apresentados na figura tiveram valores de tensão de contato próximos quando submetidos a carga última (círculos vermelhos na figura)

Nesta etapa de análise encontrou-se a maior dispersão de resultados e também o maior número de modelos com valores de carga última menores que o esperado, ou seja, contra a segurança. Sendo que os valores tiveram uma tendência diferente da esperada (vide Figura 77).

Quanto ao comportamento mecânico da coluna mista, é possível constatar que a resistência do concreto altera sensivelmente o comportamento da coluna e sua ductilidade. Uma vez que concretos mais resistentes levam a coluna a possuir uma carga de pico melhor definida.

Sabendo que há uma grande influência da definição do concreto sobre a resposta do modelo, não é possível afirmar a que se deve a diferença entre os resultados encontrados e previstos.

3.6 Tipo de liga de aço inoxidável

Para a análise da coluna estudada considerando a variação do tipo de liga de aço inoxidável, foram desenvolvidos modelos com os aços apresentados no item 2.3.2 e curvas tensão *versus* deformação apresentadas na Figura 21. Foram considerados cinco variações de ligas destes aços, sendo elas: o aço inoxidável calibrado por Fernandes [18], que foi utilizado em todas análises anteriores; austenítico [32]; ferrítico [32]; duplex [32]; além de um aço carbono com tensão de escoamento de 375 Mpa que forma o tubo interno. As propriedades dos aços utilizados estão na Tabela 9.

Foram realizadas quatro sequências de análises considerando as quatro razões de vazios já investigadas. Para que fosse possível ter a razão de vazio desejada sem mudança na área do tubo externo, variou-se o diâmetro do tubo interno. As propriedades dos modelos das quatro sequências analisadas estão apresentadas na Tabela A.7.

Tabela 24 – Capacidade resistente para modelos com variação do aço no tubo externo
Grupo (Razão de Vazios)

		30%	45%	55%	69%
$N_{u,NUM}/N_{u,HAN}$	Máximo	1,091	1,050	1,033	1,027
	Mínimo	1,026	0,986	0,968	0,963
	Média	1,056	1,018	1,002	0,997
	COV	0,026	0,029	0,031	0,032
	Média	1,018			
	COV	0,036			

Os aços inoxidáveis analisados, à exceção do aço inoxidável duplex, possuem valores de tensão últimas próximas, portanto, as cargas últimas esperadas não são

muito diferentes. Os valores numéricos obtidos e previstos para capacidade resistente das colunas estão presentes na Tabela A.7.

A formulação de Han *et al* [10], no geral, apresentou valores próximos aos obtidos no modelo numérico. Observou-se que para os aços austenítico e ferrítico foram encontrados valores menores o que os previstos pela formulação de Han *et al* [10].

Através da Figura 83, é possível contatar que os modelos que apresentaram maior diferença de carga última em relação a prevista foram os com menor índice de vazios, ou seja, como maior área de concreto na seção transversal.

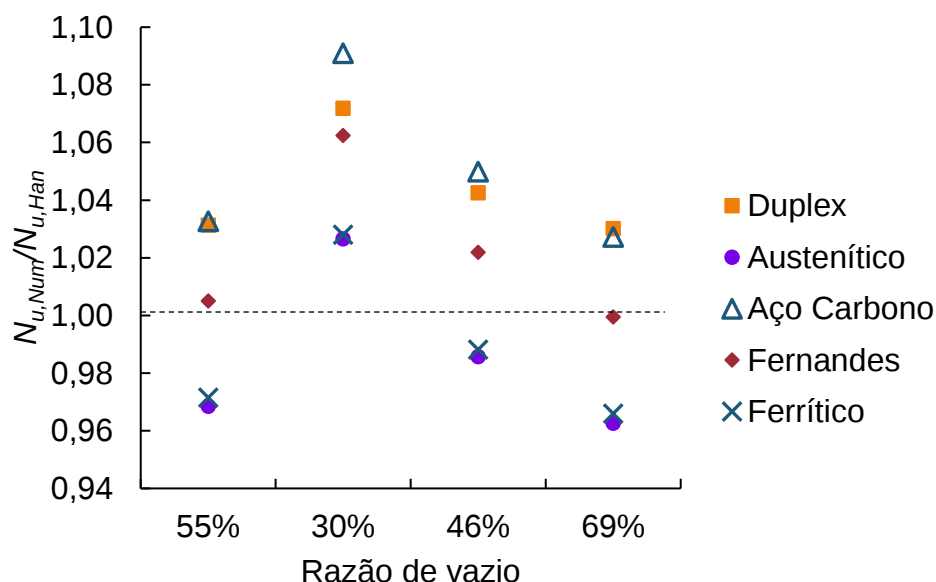


Figura 83 – Dispersão dos resultados com variação do aço no tubo externo em cada razão de vazios estudada

O tipo de liga de aço inoxidável tem uma significativa influência no comportamento mecânico da coluna como se pode verificar na Figura 84. A comparação entre as curvas obtidas para as diferentes ligas de aço inoxidável com o aço carbono, mostra uma clara diferença na fase plástica. Como os aços inoxidáveis apresentam maior ganho de resistência nesta fase, é possível constatar que para esses modelos a redução de carga na fase pós-pico se mostra menor.

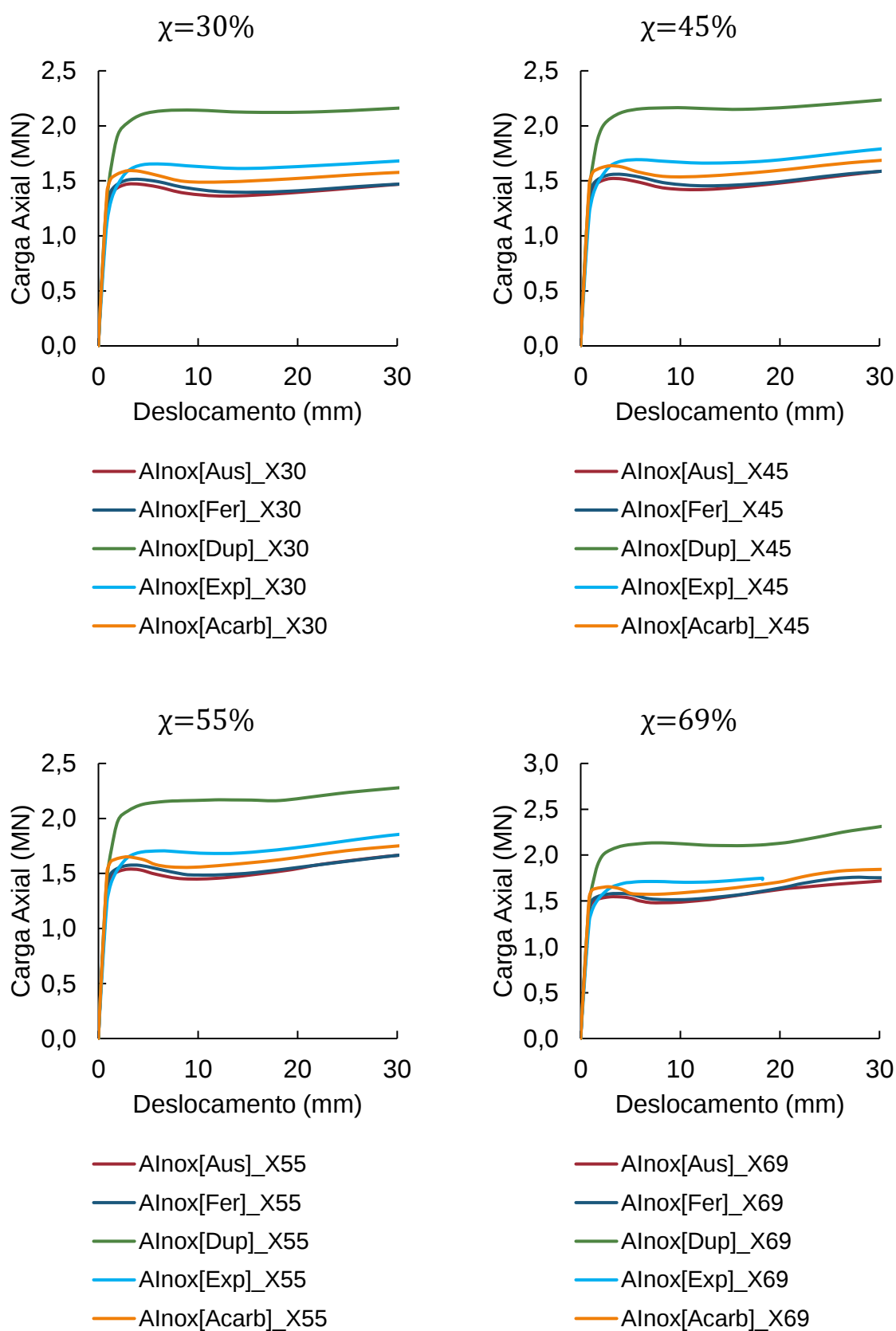


Figura 84 – Curvas carga versus deslocamento para os modelos com diferentes ligas de aço no tubo interno

Também verifica-se que o modelo com aço inoxidável calibrado experimentalmente por Fernandes [18], apresentou a menor rigidez na fase elástica. Tal fato, deve-se a grande diferença de rigidez entre o ensaio de caracterização [18] e os outros aço definidos na literatura [32].

Como era esperado, a material do tubo externo tem grande influência sobre o comportamento da coluna. Além de influenciar na capacidade resistente, a escolha do aço inoxidável também influencia no comportamento mecânico da coluna. Inclusive durante a fase elástica, uma vez que o aço inoxidável possui comportamento não linear desde a fase elástica

Ressalta-se também a distinta resposta dos modelos com tubo externo em aço carbono. Neste é possível identificar um pequeno patamar seguido por queda na resistência. Diferentemente do que aconteceu nos modelos com aço inoxidável.

4 CONSIDERAÇÕES FINAIS

A presente dissertação contemplou um estudo numérico para investigar o comportamento de colunas mistas curtas do tipo *CFDST* sob cargas de compressão. Os modelos numéricos foram desenvolvidos no software ABAQUS 6.14 [13] com o uso de um programa desenvolvido em linguagem Python para a criação, análise e extração de resultados dos modelos.

Os modelos numéricos em elementos finitos foram calibrados a partir de resultados dos ensaios experimentais realizados por Fernandes [18] no Laboratório de Engenharia Civil(LEC) da UERJ e por Han *et al* [10].

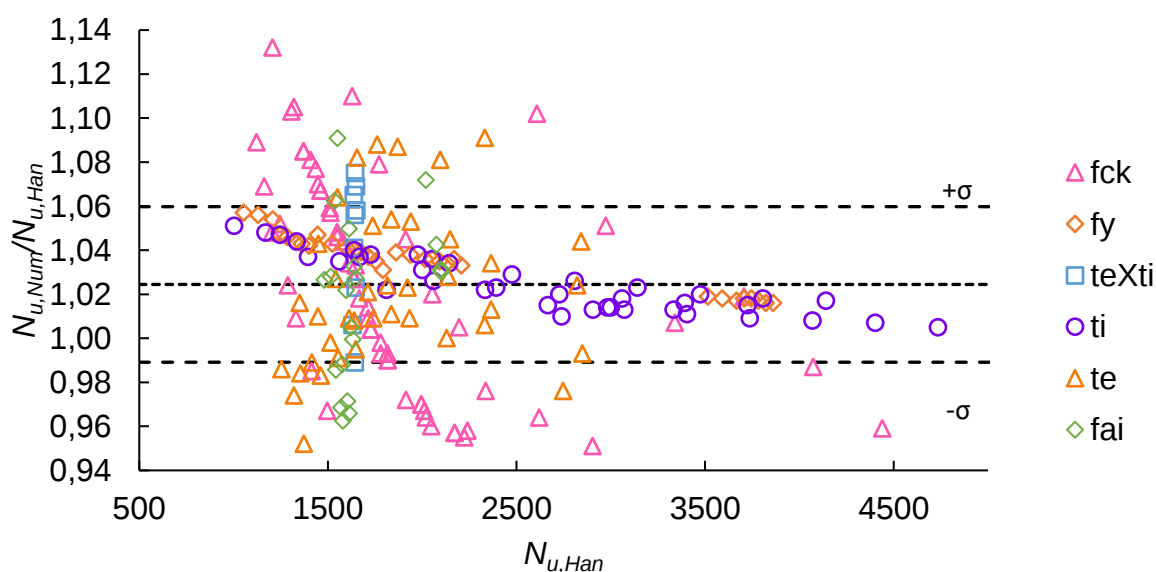
A partir desta validação do modelo numérico desenvolvido foi possível avaliar o comportamento da coluna mista estudada com base em uma ampla variação de parâmetros geométricos e dos materiais. Estes resultados foram comparados com valores teóricos obtidos na literatura técnica, em especial com a formulação desenvolvida por Han *et al* [10].

Nos modelos desenvolvidos na análise paramétrica foram avaliadas a influência das espessuras dos tubos e das resistências dos aços utilizados e do concreto. Estas variações compreenderam diferentes razões de vazios (de 30%, 45%, 55% e 69%), que foram obtidas através de mudanças no diâmetro interno ou externo da coluna, dependendo do tubo analisado no parâmetro avaliado.

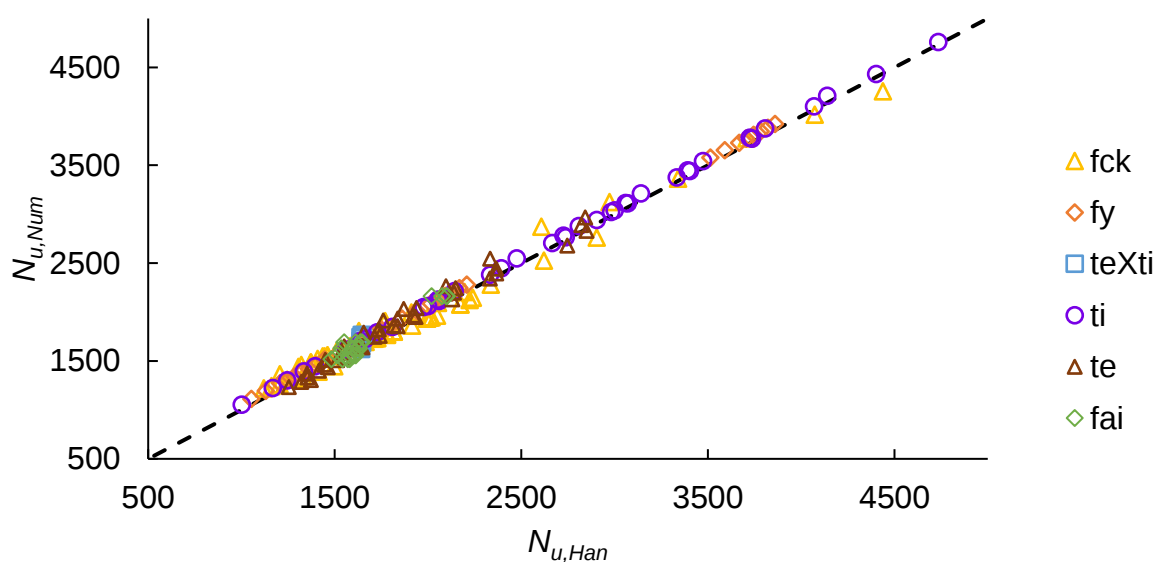
A formulação desenvolvida por Han *et al* [10] indicou que a contribuição dos tubos na capacidade resistente se mostra distinta. Enquanto o tubo interno contribui de forma independente, através de carga de plastificação total, o tubo externo também influencia no confinamento do concreto.

Foram realizadas 205 análises não lineares gerando valores médios de 1,026 para razão entre a carga última obtida no modelo numérico e capacidade resistente predita pela formulação proposta por Han *et al* [10].

A Figura 85 incorpora todos os valores obtidos nos modelos. As linhas tracejadas indicam o valor médio e os valores quando se considera um desvio padrão igual a 1,035. A Figura 86 apresenta estes mesmos valores em forma de histograma.



(a)



(b)

Figura 85 – Dispersão relativa (a) e absoluta (b) dos resultados de todos os modelos analisados

A maioria dos modelos numéricos, 79% teve cargas últimas maiores que as previstas por Han *et al* [10], o que a princípio mostra que este modelo deve ser reavaliado de modo a gerar uma formulação de dimensionamento confiável. Contudo, esta avaliação deve ser complementada com um programa experimental que contemple as variações de parâmetros estudadas nesta dissertação, principalmente a variação do concreto, onde houve maior dispersão dos valores.

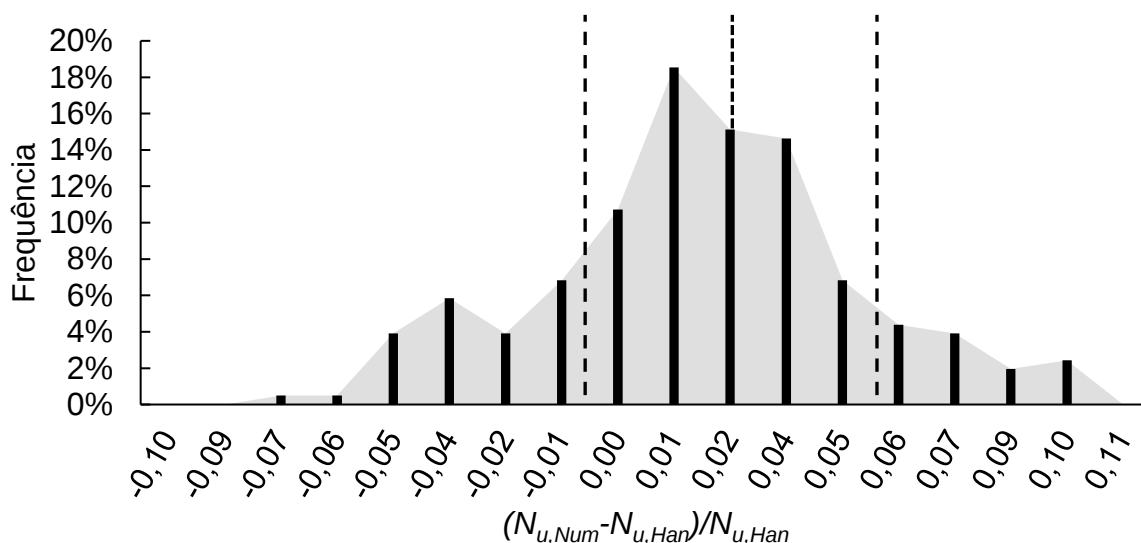


Figura 86 - Histograma dos resultados obtidos para capacidade resistente

As variações relativas ao tubo interno, espessura do tubo e tensão de escoamento do aço carbono, foram as que apresentaram valores mais consistentes em relação a formulação de Han *et al* [10]. Nessas análises, as amostras tiveram o menor desvio padrão dentre todas as realizadas, Tabela 25. Todos os modelos destas sequências conduziram a cargas últimas numéricas maiores que as previstas por Han *et al* [10]. Também, pode-se observar que os resultados ficaram compreendidos no intervalo de mais ou menos um desvio-padrão para o espaço amostral avaliado.

Tabela 25 – Resultados obtidos para cada variação estudada

Variação	$N_{u,NUM} / N_{u,HAN}$			
	Média	COV	Máximo	Mínimo
Espessura externa	1,031	0,032	1,091	0,980
Espessura interna	1,024	0,013	1,051	1,004
Espessuras interna e externa	1,042	0,029	1,075	0,989
Tensão de escoamento do aço carbono	1,035	0,012	1,057	1,016
Tensão característica do concreto	1,020	0,048	1,132	0,927
Aço inoxidável	1,018	0,036	1,091	0,963
Média geral	1,026	0,034	1,091	0,927

As variações relativas ao tubo externo, espessura e aço inoxidável adotado, apresentaram um coeficiente de variação próximo a 0,035, valor superior às análises do tubo interno. Observou-se, também, que em ambos os casos ocorreram modelos com resistência abaixo das previstas por Han *et al* [10].

De todas variações estudadas a que apresentou o maior desvio padrão foi a variação da resistência característica do concreto, onde também foi verificada a maior ocorrência de valores abaixo das previstas por Han *et al* [10]. Todos os oito modelos que apresentaram valores com diferença para a média maior que dois desvios padrão estavam associados a variação da resistência característica do concreto.

4.1 Ajuste da formulação de dimensionamento

Dentro do espaço amostral estudado a fórmula de dimensionamento de Han *et al* [10] representou satisfatoriamente a carga última. Contudo, foi possível concluir que a mais significativa discordância entre o modelo numérico e a fórmula de dimensionamento foi com a variação da resistência do concreto, indicando que há possibilidade de ajuste da fórmula.

Através dos resultados obtidos buscou-se, matematicamente, um ajuste que representasse com maior precisão e acurácia a amostra. A análise paramétrica indicou há uma relação entre a dispersão encontrada e o valor considerado da resistência do concreto, e portanto foi realizado um ajuste com essa mesma dependência.

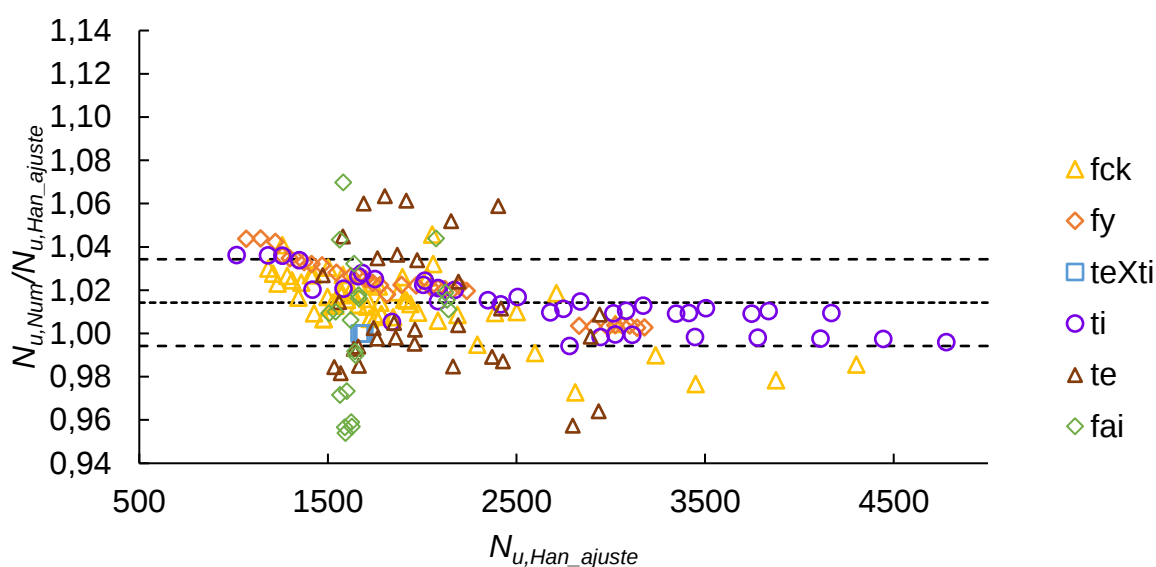
O ajuste foi realizado através de um coeficiente multiplicador para resistência do concreto que é usada no cálculo do coeficiente de confinamento (equação 45). O coeficiente de ajuste desenvolvido é definido pela equação 46, sendo este dependente da resistência do concreto.

$$f_{osc} = C_1 \chi^2 f_{syo} + C_2 (1,14 + 1,02\xi) f_{ck} \quad (44)$$

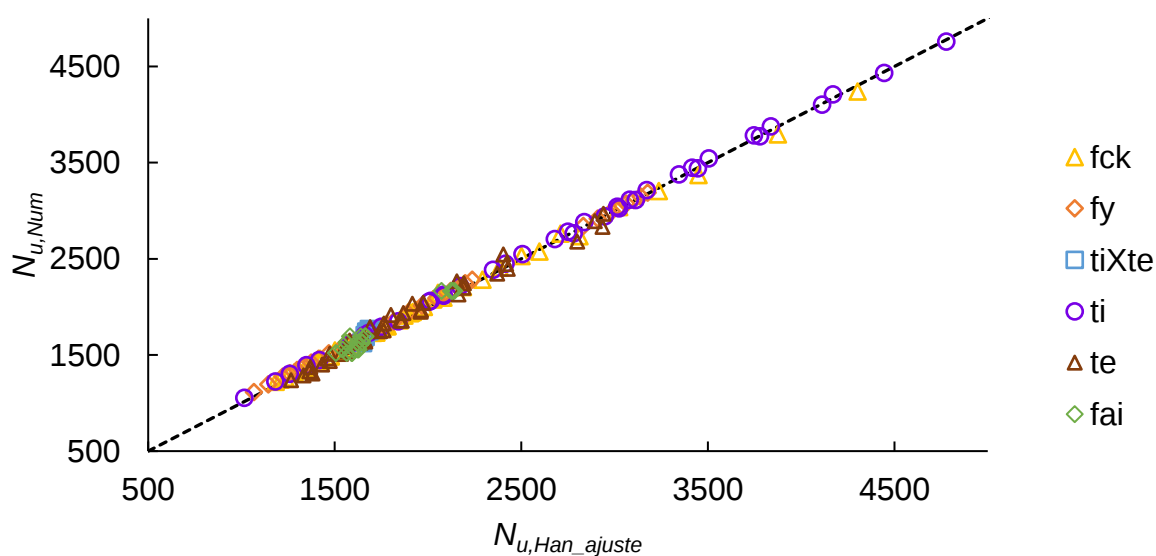
$$\xi = \frac{A_{so} f_{syo}}{A_{ce} (f_{ck} \gamma_{cc})} \quad (45)$$

$$\gamma_{cc} = \frac{2}{3 - \frac{f_{ck}}{34}} \quad (46)$$

Através da Figura 87 é possível analisar a dispersão dos resultados numéricos em relação ao valor previsto ajustado, com este foi possível melhorar a precisão e acurácia da fórmula, para o espaço amostral estudado. Considerando o ajuste a média geral entre o valor numérico e previsto foi de 1,014 com coeficiente de variação de 0,020. Em relação aos modelos com valor abaixo da segurança, o ajuste também apresentou resultados satisfatórios. No espaço estudado 20% das amostras apresentaram valores numérico menores que o previsto, 39 de 195 modelos.



(a)



(b)

Figura 87 – Dispersão relativa (a) e absoluta (b) dos resultados de todos os modelos analisados e ajustados

A fórmula de dimensionamento ajustada obtida foi aplicada nos dados experimentais de outros três autores, a saber, Uenaka *et al* [17], Tao *et al* [14] e Fernandes [18]. Os valores obtidos pela formulação original e a ajustada estão na Figura 88.

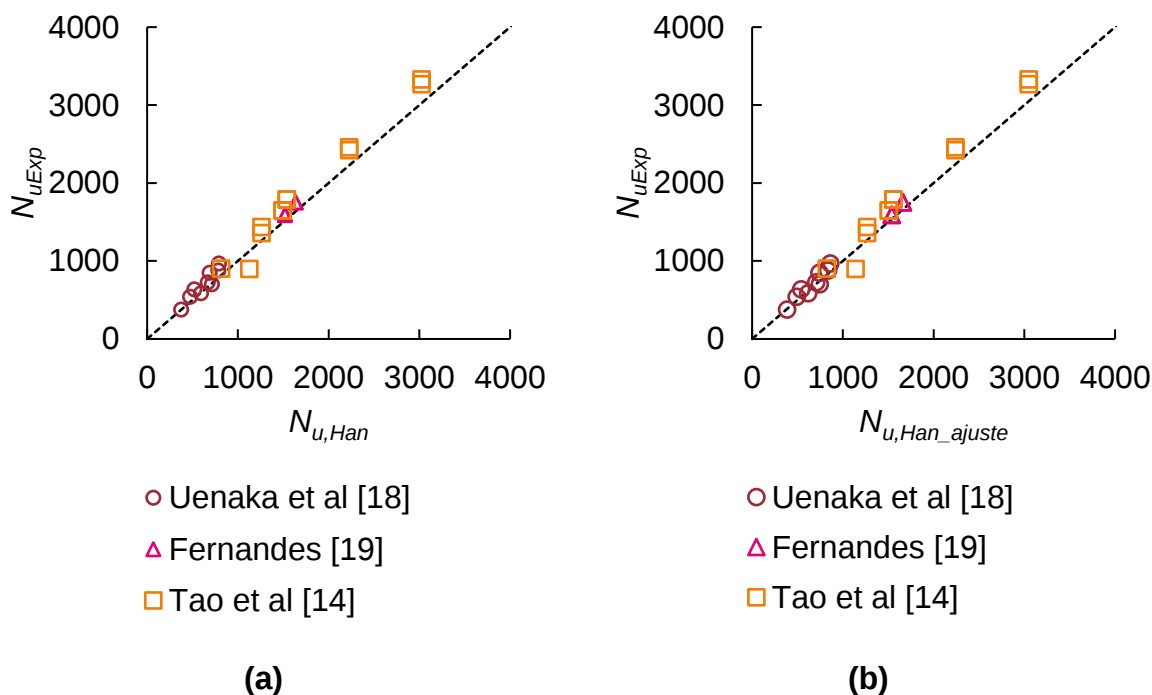


Figura 88 – Dispersão dos resultados experimentais em relação a formula original(a) e ajustada(b)

O ajuste feito a curva mostrou-se bastante satisfatório em representar as cargas última experimentais. Sendo que, dentre esses modelos experimentais, o ajuste não ocasionou em mudança significativa na dispersão dos valores, indicando que ambas são boas fórmulas de dimensionamento.

4.2 Principais conclusões

- Apesar da carga última numérica média ter sido superior à prevista por Han *et al* [10] esta proposta de dimensionamento não pode ser considerada conservadora, dado que dos 192 modelos analisados, que estavam dentro das limitações de dimensionamento, apenas 14,5% apresentaram cargas últimas menores que as prevista. Deve-se, porém, ressaltar que esta afirmativa deve ser respaldada por mais resultados experimentais para comprovar sua validade;

- Foi verificada uma boa concordância entre a proposta de dimensionamento proposta por Han *et al* [10] e os modelos numéricos aqui desenvolvidos em relação a variação das propriedades do tubo interno. Indicando que o que sua influência foi pouco significativa nos valores de cargas últimas obtidas, esta influência foi restrita a um aumento direto de resistência devido a área deste tubo ter sido alterada ;
- A diferença de comportamento mais notável ocorrida, ocorreu associada a variação da resistência do concreto. Os modelos numéricos indicaram que a contribuição do núcleo de concreto na resistência da coluna mista não foi igualmente observada nos modelos numéricos e na formulação de Han *et al* [10];
- A utilização de diferentes ligas de aço inoxidável gera significativas alterações no comportamento da coluna. Estas alterações podem melhorar o seu desempenho na fase plástica e aumentando sua resistência última como no caso do aço inoxidável duplex.

4.3 Trabalhos futuros

- Análise de modelos com seções diferentes das circulares, como quadradas, retangulares e ovais;
- Validação do modelo numérico com outros trabalhos experimentais, ampliando seu intervalo de validade;
- Análise de confiabilidade dos resultados obtidos;
- Realização de ensaios experimentais considerando a variação da resistência característica do concreto;
- Realização de ensaios experimentais e modelos numéricos para colunas não compactas, através da variação do comprimento das colunas;
- Realização de ensaio de caracterização a tração e compressão para diferentes ligas de aço inoxidável variando o ângulo entre a direção da laminação e o eixo do corpo de prova;
- Consideração de um critério de dano no modelo constitutivo do concreto

REFERÊNCIAS

1. ABNT. **NBR 16239 - Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações com perfis tubulares**. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Rio de Janeiro, Brasil. 2013.
2. DA NARDIN, S.; EL DEBS, A. State of the art of steel–concrete composite structures in Brazil. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Civil Engineering**, v. 166, p. 20-27, 2013.
3. CBCA. **Cenário dos fabricantes de estruturas de aço**. Centro Brasileiro de Construção em Aço. Rio de Janeiro, Brasil, p. 23. 2019.
4. AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE. **Design guidelines for the selection and use of stainless steel**. Washington, EUA: Nickel Development Institute (NiDI), 2011.
5. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DO AÇO INOXIDÁVEL. Estatísticas Anuais, 2019. Disponível em: <<https://www.abinox.org.br/site/aco-inox-estatisticas-anuais.php>>. Acesso em: 20 Abril 2020.
6. GARDNER, L.; CRUISE, R. B.; SOK, C. P.; KRISHNAN, K.; DOS SANTOS, J. M. Life-cycle costing of metallic structures. **Proceedings of the institution of civil engineers**, v. 160, p. 167-177, 2007.
7. HASSANEIN, M. F.; KHAROOB, O. Analysis of circular concrete-filled double skin tubular slender columns with external stainless steel tubes. **Thin-Walled Structures**, v. 79, p. 23-37, 2014.
8. ELCHALAKANI, M.; XIAO-LING, Z.; GRZEBIETA, R. Test on concrete filled double-skin (CHS outer and SHS inner) composite short columns under axial compression. **Thin-Walled Structures**, v. 40, p. 415-441, 2002.
9. HICKS, S.; NEWMAN, G.; EDWARDS, M. **Design Guide for Concrete Filled**. Londres: Corus, 2002.
10. HAN, L.-H.; REN, Q.-X.; LI, W. Tests on stub stainless steel–concrete–carbon steel double-skin tubular (DST). **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67, p. 437-452, 2011.

11. LI, W.; REN, Q.-X.; HAN, L.-H.; ZHAO, X.-L. Behaviour of tapered concrete-filled double skin steel tubular (CFDST) stub columns. **Thin-Walled Structures**, n. 57, p. 37-48, 2012.
12. VEJRUM, T.; BERGMAN, D. W.; YEUNG, N. **Stonecutters Bridge, Hong Kong: Design and construction of the**. Malmo, Sweden. 2009.
13. ABAQUS. **ABAQUS Standart User's Manual, Version 6-14**. Providence, EUA: Dassault Systemes Corp., 2014.
14. TAO, Z.; HAN, L.-H.; ZHAO, X.-L. Behaviour of concrete-filled double skin. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 60, p. 1129–1158, 2004.
15. ZHONG, T.; LIN-HAI, H.; XIAO-LING, Z. Behaviour of concrete-filled double skin (CHS inner and CHS outer) steel tubular stub columns and beam-columns. **Journal of Constructional Steel Research**, n. 60, p. 1129-1158, 2004.
16. WEI, S.; MAU, S. T.; VIPULANANDAN, C.; MANTRALA, S. K. Performance of New Sandwich Tube under Axial Loading: Analysis. **Journal of Strucutural Engineering**, n. 121, p. 1815-1821, 1995.
17. UENAKA, K.; KITO, H.; SONODA, K. Concrete filled double skin circular stub columns under compression. **Thin-Walled Strutures**, n. 48, p. 19-24, 2010.
18. FERNANDES, P. **Avaliação experimental e numérica de colunas tubulares mistas CFDST**. Dissertação (Mestrado) - FEN/UERJ. Rio de Janeiro, Brasil. 2018.
19. ABNT. **NBR 8800: Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto**. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Rio de Janeiro, Brasil. 2008.
20. DE NARDIN, S. **Estudo teórico-experimental de pilares mistos compostos por tubos de aço preenchidos com concreto de alta resistência**. Dissertação (Mestrado) - EESC-USP. São Carlos, p. 148. 1999.
21. LAI, Z.; VARMA, A. H. Noncompact and slender circular CFT members: Experimental database, analysis, and design. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 106, p. 220-233, 2015.
22. AISC. **360-10. Specification for structural steel buildings**. American Institute of Steel Construction. Chicago, p. 612. 2010.

23. ECS. **EN 1994-1-4. EUROCODE 3 PART 1-4: Design of steel Structures - Part 1-4: General Rules**. European Committee for Standardization. Brussels. 2006.
24. SIMÕES, L. S.; GERVÁSIO, H. **Manual de Dimensionamento de Estruturas Metálicas: Métodos Avançados**. Coimbra: CMM Press, 2007.
25. ECS. **Eurocode 4 Design of composite steel and concrete structures: Part 1.1: General rules and rules for buildings**. European Committee for Standardization. Bruxelas. 2002.
26. ELLOBODY, E.; YOUNG, B. Design and behavior of concrete-filled cold-formed stainless steel tube columns. **Engineering Structures**, n. 26, p. 716-728, 2006.
27. ZHAO, X.-L.; GRZEBIETA, R.; ELCHALAKANI, M. Tests of concrete-filled double skin CHS composite stub columns. **Steel and Composite Structures**, v. 2, n. 2, p. 129-146, 2002.
28. THE STEEL CONSTRUCTION INSTITUTE. **Design Manual For Structural Stainless Steel**. 3^a. ed. Berks: CTICM, 2006.
29. GARDNER, L. The Continuous Strength Method. **Structures and Buildings**, v. 161, p. 127-133, 2008.
30. RAMBERG, W.; OSGOOD, W. R. **Descriptions of stress-strain curves by three parameters**. Nacional Advisory Committee on Aeronautics (NACA). Washigton, EUA. 1941.
31. RASMUSSEN, K. J. R. Full-range stress–strain curves for stainless steel. **Journal of Constructional Steel Research**, n. 59, p. 47-61, 2003.
32. ARRAYAGO, I.; REAL, E.; GARDNER, L. Description of stress–strain curves for stainless steel alloys. **Materials & Design**, n. 87, p. 540-552, 2015.
33. LIANG, Q. Q. Nonlinear analysis of circular double-skin concrete-filled steel tubular columns under axial. **Engineerid Structures**, n. 131, p. 639-650, 2017.
34. HU, H.-T.; HUANG, C.-S.; WU, M.-H. Nonlinear Analysis of Axially Loaded Concrete-Filled Tube Columns with Confinement Effect. **Journal of Structural Engineering**, v. 129, p. 1322-1329.
35. MANDER, J. B.; PRIESTLEY, M. J. N. P. R. Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete. **Journal of Structural Engineering**, v. 114, 1988.

36. WANG, F.-C.; HAN, L.-H.; LI, W. Analytical behavior of CFDST stub columns with external stainless steel tubes under axial compression. **Thin-Walled Structures**, v. 127, p. 756-768, 2018.
37. HAN, L.-H.; LAM, D.; NETHERCOT, D. A. **Design guide for concrete-filled double skin steel tubular structures**. Boca Raton: Taylor & Francis, 2018.
38. COSTA, R. M. X. **O uso de perfis tubulares metálicos e estruturas de edifícios e sua interface com o sistema de fechamento vertical externo**. UFOP. Ouro Preto, Brasil. 2004.
39. ABNT. **NBR 6822 Materiais metálicos - Ensaio de Tração**. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Rio de Janeiro, Brasil. 2013.
40. ABNT. **NBR 5739 Concreto - Ensaio de compressão de corpos-de-prova**. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Rio de Janeiro, Brasil. 2007.
41. ABNT. **NBR 8522 Concreto - Determinação do módulo estático de elasticidade à compressão**. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Rio de Janeiro, Brasil. 2008.
42. TAO, Z.; WANG, Z.-B.; YU, Q. Finite element modelling of concrete-filled steel stub columns under axial compression. **Journal of Constructional Steel Research**, n. 89, p. 121-131, 2013.
43. WANG, F.-C.; HAN, L.-H.; LI, W. Analytical behavior of CFDST stub columns with external stainless steel tubes under axial compression. **Thin-Walled Structures**, n. 127, p. 756-768, 2018.
44. YU, T.; TENG, J. G.; WONG, Y. L.; DONG, S. L. Finite element modeling of confined concrete-II: Plastic-damage model. **Engineering Structures**, n. 32, p. 680-691, 2010.
45. DOS SANTOS, G. B.; GARDNER, L. A method for the numerical derivation of plastic collapse loads. **Thin-Walled Structures**, n. 124, p. 258-277, 2018.
46. HE, A.; WANG, F.; OU, Z. Experimental and numerical studies of concrete-filled high-chromium stainless steel tube (CFHSST) stub columns. **Thin-Walled Structures**, n. 114, 2019.
47. CAMPOS, H. **A arte no horizonte do provável e outros ensaios**. São Paulo: Editora Perspectiva, 1969.

APÊNDICE

Tabela A.1 – Modelos para variação da espessura externa

	Modelo	Tubo Externo			Tubo Interno			f_{ck}	χ	Capacidade Resistente			Média	COV
		D [mm]	t_{so} [mm]	Aço Inox	D [mm]	t_{so} [mm]	f_{sy0} [MPa]			$N_{u,Han}$ [kN]	$N_{u,NUM}$ [kN]	$\frac{N_{u,FEM}}{N_{u,Han}}$		
$\chi \approx 55\%$	te[8.27]_X55	168	8.27	Exp	89	5.5	375	30	59%	2822	2890	1.02	1.037	0.016
	te[6.27]_X55	168	6.27	Exp	89	5.5	375	30	57%	2365	2446	1.03		
	te[5.27]_X55	168	5.27	Exp	89	5.5	375	30	56%	2148	2245	1.05		
	te[4.27]_X55	168	4.27	Exp	89	5.5	375	30	56%	1939	2041	1.05		
	te[3.77]_X55	168	3.77	Exp	89	5.5	375	30	55%	1837	1936	1.05		
	te[3.27]_X55	168	3.27	Exp	89	5.5	375	30	55%	1737	1825	1.05		
	te[2.77]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	30	55%	1639	1651	1.01		
	te[2.27]_X55	168	2.27	Exp	89	5.5	375	30	54%	1542	1583	1.03		
	te[1.77]_X55	168	1.77	Exp	89	5.5	375	30	54%	1447	1462	1.01		
	te[1.27]_X55	168	1.27	Exp	89	5.5	375	30	54%	1354	1332	0.98		
$\chi \approx 30\%$	te[8.27]_X30	168	8.27	Exp	50	5.5	375	30	33%	2843	2967	1.04	1.073	0.018
	te[6.27]_X30	168	6.27	Exp	50	5.5	375	30	32%	2333	2545	1.09		
	te[5.27]_X30	168	5.27	Exp	50	5.5	375	30	32%	2096	2266	1.08		
	te[4.27]_X30	168	4.27	Exp	50	5.5	375	30	31%	1870	2034	1.09		
	te[3.77]_X30	168	3.77	Exp	50	5.5	375	30	31%	1761	1916	1.09		
	te[3.27]_X30	168	3.27	Exp	50	5.5	375	30	31%	1655	1791	1.08		
	te[2.77]_X30	168	2.77	Exp	50	5.5	375	30	31%	1551	1651	1.06		
	te[2.27]_X30	168	2.27	Exp	50	5.5	375	30	31%	1450	1513	1.04		
	te[1.77]_X30	168	1.77	Exp	50	5.5	375	30	30%	1351	1372	1.02		
	te[1.27]_X30	168	1.27	Exp	50	5.5	375	30	30%	1254	1236	0.99		

Tabela A.1 (cont.)– Modelos para variação da espessura externa

	Modelo	Tubo Externo			Tubo Interno			f_{ck} [MPa]	χ	$N_{u,Han}$ [kN]	$N_{u,NUM}$ [kN]	$\frac{N_{u,FEM}}{N_{u,Han}}$	Média	COV
		D [mm]	t_{so} [mm]	Aço Inox	D [mm]	t_{so} [mm]	f_{sy0} [MPa]							
$\chi \approx 45\%$	te[8.27]_X45	168	8.27	Exp	72	5.5	375	30	47%	2850	2830	0.99	1.014	0.013
	te[6.27]_X45	168	6.27	Exp	72	5.5	375	30	46%	2366	2397	1.01		
	te[5.27]_X45	168	5.27	Exp	72	5.5	375	30	46%	2139	2199	1.03		
	te[4.27]_X45	168	4.27	Exp	72	5.5	375	30	45%	1922	1966	1.02		
	te[3.77]_X45	168	3.77	Exp	72	5.5	375	30	45%	1816	1861	1.02		
	te[3.27]_X45	168	3.27	Exp	72	5.5	375	30	45%	1713	1748	1.02		
	te[2.77]_X45	168	2.77	Exp	72	5.5	375	30	44%	1612	1626	1.01		
	te[2.27]_X45	168	2.27	Exp	72	5.5	375	30	44%	1513	1510	1.00		
	te[1.77]_X45	168	1.77	Exp	72	5.5	375	30	44%	1416	1400	0.99		
	te[1.27]_X45	168	1.27	Exp	72	5.5	375	30	43%	1321	1287	0.97		
$\chi \approx 69\%$	te[8.27]_X69	168	8.27	Exp	110	5.5	375	30	72%	2747	2680	0.98	1.000	0.012
	te[6.27]_X69	168	6.27	Exp	110	5.5	375	30	71%	2331	2345	1.01		
	te[5.27]_X69	168	5.27	Exp	110	5.5	375	30	70%	2130	2130	1.00		
	te[4.27]_X69	168	4.27	Exp	110	5.5	375	30	69%	1933	1951	1.01		
	te[3.77]_X69	168	3.77	Exp	110	5.5	375	30	68%	1837	1857	1.01		
	te[3.27]_X69	168	3.27	Exp	110	5.5	375	30	68%	1742	1758	1.01		
	te[2.77]_X69	168	2.77	Exp	110	5.5	375	30	68%	1648	1640	1.00		
	te[2.27]_X69	168	2.27	Exp	110	5.5	375	30	67%	1555	1540	0.99		
	te[1.77]_X69	168	1.77	Exp	110	5.5	375	30	67%	1463	1438	0.98		
	te[1.27]_X69	168	1.27	Exp	110	5.5	375	30	66%	1373	1307	0.95		

Tabela A.2 – Modelos para variação da espessura interna

		Tubo Externo			Tubo Interno			f_{ck}	χ	$N_{u,Han}$	Capacidade Resistente			Média	COV
Modelo	D	t_{so}	Aço Inox	D	t_{so}	f_{sy0}	$N_{u,NUM}$				$\frac{N_{u,FEM}}{N_{u,Han}}$				
		[mm]	[mm]		[mm]	[mm]	[MPa]	[MPa]		[kN]	[kN]				
X = 55%	ti[25.40]_X55	168	2.77	Exp	89	25.4	375	30	55%	3725	3782	1.02	1.027	0.010	
	ti[22.23]_X55	168	2.77	Exp	89	22.23	375	30	55%	3392	3448	1.02			
	ti[19.05]_X55	168	2.77	Exp	89	19.05	375	30	55%	3060	3114	1.02			
	ti[15.88]_X55	168	2.77	Exp	89	15.88	375	30	55%	2727	2781	1.02			
	ti[12.70]_X55	168	2.77	Exp	89	12.7	375	30	55%	2394	2449	1.02			
	ti[9.53]_X55	168	2.77	Exp	89	9.53	375	30	55%	2061	2115	1.03			
	ti[6.35]_X55	168	2.77	Exp	89	6.35	375	30	55%	1728	1794	1.04			
	ti[5.50]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	30	55%	1639	1705	1.04			
	ti[4.76]_X55	168	2.77	Exp	89	4.76	375	30	55%	1561	1616	1.04			
	ti[3.18]_X55	168	2.77	Exp	89	3.18	375	30	55%	1395	1447	1.04			
X = 30%	ti[25.40]_X30	260	2.77	Exp	89	25.4	375	30	35%	5069	5091	1.00	1.009	0.003	
	ti[22.23]_X30	260	2.77	Exp	89	22.23	375	30	35%	4736	4759	1.01			
	ti[19.05]_X30	260	2.77	Exp	89	19.05	375	30	35%	4403	4434	1.01			
	ti[15.88]_X30	260	2.77	Exp	89	15.88	375	30	35%	4070	4103	1.01			
	ti[12.70]_X30	260	2.77	Exp	89	12.7	375	30	35%	3737	3772	1.01			
	ti[9.53]_X30	260	2.77	Exp	89	9.53	375	30	35%	3404	3441	1.01			
	ti[6.35]_X30	260	2.77	Exp	89	6.35	375	30	35%	3071	3111	1.01			
	ti[5.50]_X30	260	2.77	Exp	89	5.5	375	30	35%	2982	3023	1.01			
	ti[4.76]_X30	260	2.77	Exp	89	4.76	375	30	35%	2905	2942	1.01			
	ti[3.18]_X30	260	2.77	Exp	89	3.18	375	30	35%	2738	2765	1.01			

Tabela A.2 (cont.)– Modelos para variação da espessura interna

	Modelo	Tubo Externo			Tubo Interno			f_{ck} [MPa]	χ	$N_{u,Han}$ [kN]	$N_{u,NUM}$ [kN]	$\frac{N_{u,FEM}}{N_{u,Han}}$	Média	COV
		D [mm]	t_{so} [mm]	Aço Inox	D [mm]	t_{so} [mm]	f_{sy0} [MPa]							
$\chi \approx 45\%$	ti[25.40]_X45	200	2.77	Exp	89	25.4	375	30	46%	4140	4210	1.02	1.026	0.007
	ti[22.23]_X45	200	2.77	Exp	89	22.23	375	30	46%	3808	3877	1.02		
	ti[19.05]_X45	200	2.77	Exp	89	19.05	375	30	46%	3475	3545	1.02		
	ti[15.88]_X45	200	2.77	Exp	89	15.88	375	30	46%	3142	3213	1.02		
	ti[12.70]_X45	200	2.77	Exp	89	12.7	375	30	46%	2809	2881	1.03		
	ti[9.53]_X45	200	2.77	Exp	89	9.53	375	30	46%	2476	2549	1.03		
	ti[6.35]_X45	200	2.77	Exp	89	6.35	375	30	46%	2143	2216	1.03		
	ti[5.50]_X45	200	2.77	Exp	89	5.5	375	30	46%	2054	2127	1.04		
	ti[4.76]_X45	200	2.77	Exp	89	4.76	375	30	46%	1977	2051	1.04		
	ti[3.18]_X45	200	2.77	Exp	89	3.18	375	30	46%	1810	1850	1.02		
$\chi \approx 69\%$	ti[25.40]_X69	134	2.77	Exp	89	25.4	375	30	69%	3333	3377	1.01	1.032	0.015
	ti[22.23]_X69	134	2.77	Exp	89	22.23	375	30	69%	3000	3042	1.01		
	ti[19.05]_X69	134	2.77	Exp	89	19.05	375	30	69%	2667	2707	1.01		
	ti[15.88]_X69	134	2.77	Exp	89	15.88	375	30	69%	2334	2384	1.02		
	ti[12.70]_X69	134	2.77	Exp	89	12.7	375	30	69%	2001	2064	1.03		
	ti[9.53]_X69	134	2.77	Exp	89	9.53	375	30	69%	1668	1729	1.04		
	ti[6.35]_X69	134	2.77	Exp	89	6.35	375	30	69%	1335	1395	1.04		
	ti[5.50]_X69	134	2.77	Exp	89	5.5	375	30	69%	1246	1305	1.05		
	ti[4.76]_X69	134	2.77	Exp	89	4.76	375	30	69%	1169	1225	1.05		
	ti[3.18]_X69	134	2.77	Exp	89	3.18	375	30	69%	1002	1053	1.05		

Tabela A.3 – Modelos para variação simultânea das espessuras

Modelo	Tubo Externo			Tubo Interno			f_{ck}	χ	$N_{u,Han}$	Capacidade Resistente			Média	COV
	D	t_{so}	Aço	D	t_{so}	f_{sy0}				$N_{u,NUM}$	$\frac{N_{u,FEM}}{N_{u,Han}}$			
	[mm]	[mm]	Inox	[mm]	[mm]	[MPa]				[kN]	[kN]			
$\chi = 55\%$	te[5.27]_ti[0.75]_X55	168	5.27	Exp	89	0.75	375	30	55%	1650	1764	1.07	1.053	0.017
	te[4.57]_ti[2.10]_X55	168	4.57	Exp	89	2.1	375	30	55%	1644	1768	1.08		
	te[4.27]_ti[2.75]_X55	168	4.27	Exp	89	2.75	375	30	55%	1651	1747	1.06		
	te[3.77]_ti[3.60]_X55	168	3.77	Exp	89	3.6	375	30	55%	1638	1744	1.06		
	te[3.27]_ti[4.60]_X55	168	3.27	Exp	89	4.6	375	30	55%	1643	1735	1.06		
	te[2.77]_ti[5.50]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	30	55%	1639	1706	1.04		
	te[2.27]_ti[6.50]_X55	168	2.27	Exp	89	6.5	375	30	55%	1647	1685	1.02		
	te[1.77]_ti[7.25]_X55	168	1.77	Exp	89	7.25	375	30	55%	1631	1640	1.01		
	te[1.27]_ti[8.25]_X55	168	1.27	Exp	89	8.25	375	30	55%	1642	1624	0.99		

Tabela A.4 – Modelos para variação da resistência do aço carbono

	Modelo	Tubo Externo			Tubo Interno			f_{ck}	χ	$N_{u,Han}$	Capacidade Resistente			Média	COV
		D	t_{so}	Aço	D	t_{so}	f_{sy0}				$N_{u,NUM}$	$\frac{N_{u,FEM}}{N_{u,Han}}$			
		[mm]	[mm]	Inox	[mm]	[mm]	[MPa]				[MPa]	[kN]	[kN]		
X = 55%	fy[475]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	475	30	55%	1793	1848	1.03	1.039	0.005	
	fy[450]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	450	30	55%	1754	1816	1.04			
	fy[425]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	425	30	55%	1716	1779	1.04			
	fy[400]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	400	30	55%	1677	1743	1.04			
	fy[375]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	30	55%	1639	1705	1.04			
	fy[350]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	350	30	55%	1600	1666	1.04			
	fy[300]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	300	30	55%	1523	1589	1.04			
	fy[250]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	250	30	55%	1447	1515	1.05			

Tabela A. 4 (cont.)– Modelos para variação da resistência do aço carbono

	Modelo	Tubo Externo			Tubo Interno			f_{ck}	χ	$N_{u,Han}$	$N_{u,NUM}$	$\frac{N_{u,FEM}}{N_{u,Han}}$	Média	COV
		D	t_{so}	Aço Inox	D	t_{so}	f_{sy0}							
$\chi = 30\%$	fy[475]_X30	260	2.77	Exp	89	5.5	475	30	35%	3136	3187	1.02	1.017	0.001
	fy[450]_X30	260	2.77	Exp	89	5.5	450	30	35%	3097	3148	1.02		
	fy[425]_X30	260	2.77	Exp	89	5.5	425	30	35%	3059	3112	1.02		
	fy[400]_X30	260	2.77	Exp	89	5.5	400	30	35%	3021	3074	1.02		
	fy[375]_X30	260	2.77	Exp	89	5.5	375	30	35%	2982	3036	1.02		
	fy[350]_X30	260	2.77	Exp	89	5.5	350	30	35%	2944	2995	1.02		
	fy[300]_X30	260	2.77	Exp	89	5.5	300	30	35%	2867	2918	1.02		
	fy[250]_X30	260	2.77	Exp	89	5.5	250	30	35%	2790	2842	1.02		
$\chi = 45\%$	fy[475]_X45	200	2.77	Exp	89	5.5	475	30	46%	2208	2282	1.03	1.036	0.002
	fy[450]_X45	200	2.77	Exp	89	5.5	450	30	46%	2169	2247	1.04		
	fy[425]_X45	200	2.77	Exp	89	5.5	425	30	46%	2131	2204	1.03		
	fy[400]_X45	200	2.77	Exp	89	5.5	400	30	46%	2092	2166	1.04		
	fy[375]_X45	200	2.77	Exp	89	5.5	375	30	46%	2054	2127	1.04		
	fy[350]_X45	200	2.77	Exp	89	5.5	350	30	46%	2015	2089	1.04		
	fy[300]_X45	200	2.77	Exp	89	5.5	300	30	46%	1939	2012	1.04		
	fy[250]_X45	200	2.77	Exp	89	5.5	250	30	46%	1862	1934	1.04		
$\chi = 69\%$	fy[475]_X69	134	2.77	Exp	89	5.5	475	30	69%	1400	1459	1.04	1.049	0.006
	fy[450]_X69	134	2.77	Exp	89	5.5	450	30	69%	1362	1420	1.04		
	fy[425]_X69	134	2.77	Exp	89	5.5	425	30	69%	1323	1382	1.04		
	fy[400]_X69	134	2.77	Exp	89	5.5	400	30	69%	1285	1343	1.05		
	fy[375]_X69	134	2.77	Exp	89	5.5	375	30	69%	1246	1305	1.05		
	fy[350]_X69	134	2.77	Exp	89	5.5	350	30	69%	1208	1273	1.05		
	fy[300]_X69	134	2.77	Exp	89	5.5	300	30	69%	1131	1195	1.06		
	fy[250]_X69	134	2.77	Exp	89	5.5	250	30	69%	1054	1114	1.06		

Tabela A.5 – Modelos para variação da resistência do concreto e do diâmetro interno

	Modelo	Tubo Externo			Tubo Interno			f_{ck}	χ	Capacidade Resistente			Média	COV
		D [mm]	t_{so} [mm]	Aço Inox	D [mm]	t_{so} [mm]	f_{sy0} [MPa]			$N_{u,Han}$ [kN]	$N_{u,NUM}$ [kN]	$\frac{N_{u,FEM}}{N_{u,Han}}$		
$\chi = 55\%$	fck_i[60]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	60	55%	2173	2080	0.96	1.019	0.045
	fck_i[50]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	50	55%	1995	1935	0.97		
	fck_i[40]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	40	55%	1817	1799	0.99		
	fck_i[35]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	35	55%	1728	1734	1.00		
	fck_i[30]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	30	55%	1639	1683	1.03		
	fck_i[25]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	25	55%	1550	1625	1.05		
	fck_i[20]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	20	55%	1461	1559	1.07		
	fck_i[15]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	15	55%	1372	1488	1.08		
$\chi = 30\%$	fck_i[60]_X30	168	2.77	Exp	50	5.5	375	60	35%	2241	2147	0.96	1.038	0.061
	fck_i[50]_X30	168	2.77	Exp	50	5.5	375	50	35%	2011	1945	0.97		
	fck_i[40]_X30	168	2.77	Exp	50	5.5	375	40	35%	1781	1778	1.00		
	fck_i[35]_X30	168	2.77	Exp	50	5.5	375	35	35%	1666	1697	1.02		
	fck_i[30]_X30	168	2.77	Exp	50	5.5	375	30	35%	1551	1623	1.05		
	fck_i[25]_X30	168	2.77	Exp	50	5.5	375	25	35%	1436	1547	1.08		
	fck_i[20]_X30	168	2.77	Exp	50	5.5	375	20	35%	1321	1461	1.11		
	fck_i[15]_X30	168	2.77	Exp	50	5.5	375	15	35%	1206	1366	1.13		
$\chi \approx 45\%$	fck_i[60]_X45	168	2.77	Exp	72	5.5	375	60	46%	2224	2124	0.95	1.025	0.053
	fck_i[50]_X45	168	2.77	Exp	72	5.5	375	50	46%	2020	1947	0.96		
	fck_i[40]_X45	168	2.77	Exp	72	5.5	375	40	46%	1816	1803	0.99		
	fck_i[35]_X45	168	2.77	Exp	72	5.5	375	35	46%	1714	1729	1.01		
	fck_i[30]_X45	168	2.77	Exp	72	5.5	375	30	46%	1612	1667	1.03		
	fck_i[25]_X45	168	2.77	Exp	72	5.5	375	25	46%	1510	1599	1.06		
	fck_i[20]_X45	168	2.77	Exp	72	5.5	375	20	46%	1408	1523	1.08		
	fck_i[15]_X45	168	2.77	Exp	72	5.5	375	15	46%	1306	1441	1.10		

Tabela A.5 (cont.)– Modelos para variação da resistência do concreto e do diâmetro interno

Modelo		Tubo Externo			Tubo Interno			Capacidade Resistente						
		D	t_{so}	Aço Inox	D	t_{so}	f_{sy0}	f_{ck}	χ	$N_{u,Han}$	$N_{u,NUM}$	$\frac{N_{u,FEM}}{N_{u,Han}}$	Média	COV
$\chi \approx 45\%$	fck_i[60]_X69	200	2.77	Exp	112	5.5	375	60	69%	2048	1965	0.96	1.018	0.039
	fck_i[50]_X69	200	2.77	Exp	112	5.5	375	50	69%	1914	1861	0.97		
	fck_i[40]_X69	200	2.77	Exp	112	5.5	375	40	69%	1781	1769	0.99		
	fck_i[35]_X69	200	2.77	Exp	112	5.5	375	35	69%	1714	1737	1.01		
	fck_i[30]_X69	200	2.77	Exp	112	5.5	375	30	69%	1647	1702	1.03		
	fck_i[25]_X69	200	2.77	Exp	112	5.5	375	25	69%	1580	1649	1.04		
	fck_i[20]_X69	200	2.77	Exp	112	5.5	375	20	69%	1513	1600	1.06		
	fck_i[15]_X69	200	2.77	Exp	112	5.5	375	15	69%	1447	1548	1.07		

Tabela A.6 – Modelos para variação da resistência do concreto e do diâmetro externo

Capacidade Resistente para Análise de Potencial de Colapso por Chamusca Externa														
Modelo	Tubo Externo			Tubo Interno			f_{ck}	χ	Capacidade Resistente					
	D	t_{so}	Aço Inox	D	t_{so}	f_{sy0}			$N_{u,Han}$	$N_{u,NUM}$	$\frac{N_{u,FEM}}{N_{u,Han}}$	Média	COV	
$\chi \approx 55\%$	fck_e[60]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	60	46%	2173	2080	0.96	1.019	0.045
	fck_e[50]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	50	46%	1995	1935	0.97		
	fck_e[40]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	40	46%	1817	1799	0.99		
	fck_e[35]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	35	46%	1728	1734	1.00		
	fck_e[30]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	30	46%	1639	1683	1.03		
	fck_e[25]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	25	46%	1550	1625	1.05		
	fck_e[20]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	20	46%	1461	1559	1.07		
	fck_e[15]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	15	46%	1372	1488	1.08		

Tabela A.6 (cont.)– Modelos para variação da resistência do concreto e do diâmetro externo

	Modelo	Tubo Externo			Tubo Interno			f_{ck}	χ	Capacidade Resistente			Média	COV
		D [mm]	t_{so} [mm]	Aço Inox	D [mm]	t_{so} [mm]	f_{sy0} [MPa]			$N_{u,Han}$ [kN]	$N_{u,NUM}$ [kN]	$\frac{N_{u,FEM}}{N_{u,Han}}$		
X = 30%	fck_e[60]_X30	260	2.77	Exp	89	5.5	375	60	35%	5904	5471	0.93	0.999	0.059
	fck_e[50]_X30	260	2.77	Exp	89	5.5	375	50	35%	5171	4849	0.94		
	fck_e[40]_X30	260	2.77	Exp	89	5.5	375	40	35%	4439	4257	0.96		
	fck_e[35]_X30	260	2.77	Exp	89	5.5	375	35	35%	4073	4019	0.99		
	fck_e[30]_X30	260	2.77	Exp	89	5.5	375	30	35%	3707	3776	1.02		
	fck_e[25]_X30	260	2.77	Exp	89	5.5	375	25	35%	3340	3363	1.01		
	fck_e[20]_X30	260	2.77	Exp	89	5.5	375	20	35%	2974	3125	1.05		
	fck_e[15]_X30	260	2.77	Exp	89	5.5	375	15	35%	2608	2874	1.10		
X = 45%	fck_e[60]_X45	200	2.77	Exp	89	5.5	375	60	46%	2904	2762	0.95	1.019	0.055
	fck_e[50]_X45	200	2.77	Exp	89	5.5	375	50	46%	2621	2527	0.96		
	fck_e[40]_X45	200	2.77	Exp	89	5.5	375	40	46%	2337	2281	0.98		
	fck_e[35]_X45	200	2.77	Exp	89	5.5	375	35	46%	2196	2207	1.01		
	fck_e[30]_X45	200	2.77	Exp	89	5.5	375	30	46%	2054	2096	1.02		
	fck_e[25]_X45	200	2.77	Exp	89	5.5	375	25	46%	1912	1998	1.04		
	fck_e[20]_X45	200	2.77	Exp	89	5.5	375	20	46%	1771	1910	1.08		
	fck_e[15]_X45	200	2.77	Exp	89	5.5	375	15	46%	1629	1808	1.11		
X ≈ 69%	fck_e[60]_X69	134	2.77	Exp	89	5.5	375	60	69%	1497	1448	0.97	1.030	0.041
	fck_e[50]_X69	134	2.77	Exp	89	5.5	375	50	69%	1414	1392	0.98		
	fck_e[40]_X69	134	2.77	Exp	89	5.5	375	40	69%	1330	1342	1.01		
	fck_e[35]_X69	134	2.77	Exp	89	5.5	375	35	69%	1288	1319	1.02		
	fck_e[30]_X69	134	2.77	Exp	89	5.5	375	30	69%	1246	1311	1.05		
	fck_e[25]_X69	134	2.77	Exp	89	5.5	375	25	69%	1204	1263	1.05		
	fck_e[20]_X69	134	2.77	Exp	89	5.5	375	20	69%	1162	1243	1.07		
	fck_e[15]_X69	134	2.77	Exp	89	5.5	375	15	69%	1121	1220	1.09		

Tabela A.7 – Modelos para variação do aço inoxidável

		Tubo Externo			Tubo Interno			Capacidade Resistente						
		Modelo	D	t _{so}	Aço Inox	D	t _{so}	f _{sy0}	f _{ck}	χ	N _{u,Han}	N _{u,NUM}	$\frac{N_{u,NUM}}{N_{u,Han}}$	Média
χ = 55%	Alnox[Aus]_X55	168	2.77	Aus	89	5.5	375	30	46%	1570	1521	0.97	1.002	0.031
	Alnox[Fer]_X55	168	2.77	Fer	89	5.5	375	30	46%	1603	1557	0.97		
	Alnox[Dup]_X55	168	2.77	Dup	89	5.5	375	30	46%	2099	2164	1.03		
	Alnox[Exp]_X55	168	2.77	Exp	89	5.5	375	30	46%	1623	1631	1.00		
	Alnox[Acarb]_X55	168	2.77	Acarb	89	5.5	375	30	46%	1639	1692	1.03		
χ = 30%	Alnox[Aus]_X30	168	2.77	Aus	50	5.5	375	30	46%	1481	1521	1.03	1.056	0.028
	Alnox[Fer]_X30	168	2.77	Fer	50	5.5	375	30	46%	1515	1557	1.03		
	Alnox[Dup]_X30	168	2.77	Dup	50	5.5	375	30	46%	2019	2164	1.07		
	Alnox[Exp]_X30	168	2.77	Exp	50	5.5	375	30	46%	1535	1631	1.06		
	Alnox[Acarb]_X30	168	2.77	Acarb	50	5.5	375	30	46%	1551	1692	1.09		
χ = 45%	Alnox[Aus]_X45	168	2.77	Aus	72	5.5	375	30	46%	1543	1521	0.99	1.018	0.030
	Alnox[Fer]_X45	168	2.77	Fer	72	5.5	375	30	46%	1576	1557	0.99		
	Alnox[Dup]_X45	168	2.77	Dup	72	5.5	375	30	46%	2076	2164	1.04		
	Alnox[Exp]_X45	168	2.77	Exp	72	5.5	375	30	46%	1596	1631	1.02		
	Alnox[Acarb]_X45	168	2.77	Acarb	72	5.5	375	30	46%	1612	1692	1.05		
χ = 69%	Alnox[Aus]_X69	168	2.77	Aus	112	5.5	375	30	46%	1580	1521	0.96	0.997	0.032
	Alnox[Fer]_X69	168	2.77	Fer	112	5.5	375	30	46%	1612	1557	0.97		
	Alnox[Dup]_X69	168	2.77	Dup	112	5.5	375	30	46%	2101	2164	1.03		
	Alnox[Exp]_X69	168	2.77	Exp	112	5.5	375	30	46%	1632	1631	1.00		
	Alnox[Acarb]_X69	168	2.77	Acarb	112	5.5	375	30	46%	1648	1692	1.03		