



Universidade do Estado do Rio de Janeiro

Centro de Tecnologia e Ciência

Faculdade de Engenharia

Vitor da Silva Mello

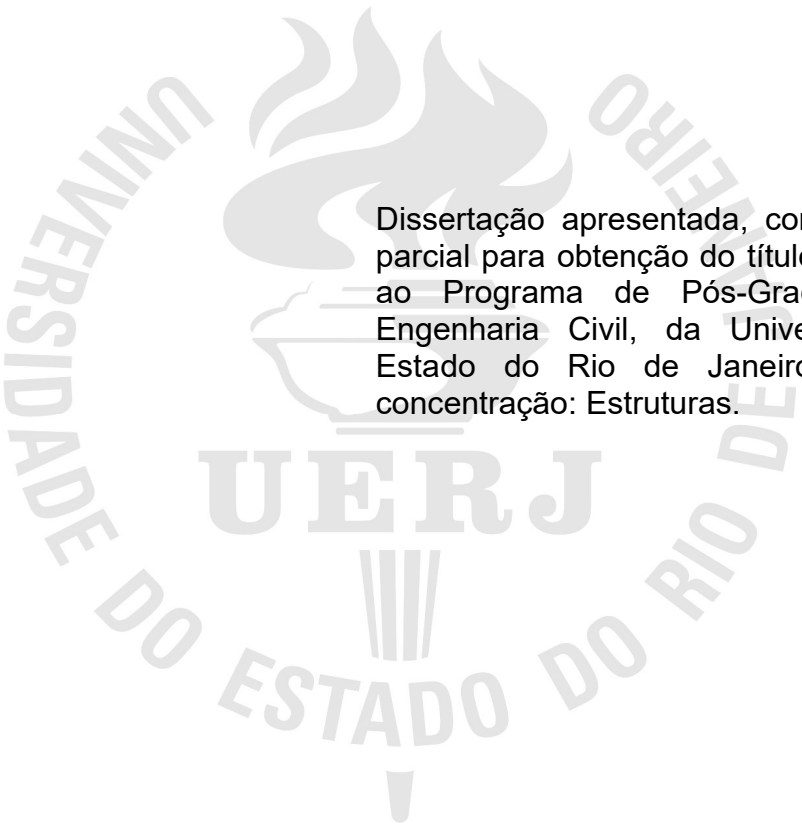
**Análise numérica de colunas estaiadas e protendidas em aços
carbono e inoxidável austenítico**

Rio de Janeiro

2021

Vitor da Silva Mello

**Análise numérica de colunas estaiadas e protendidas em aços carbono e
inoxidável austenítico**



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. André Tenchini da Silva
Prof. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima

Rio de Janeiro

2021

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

M527 Mello, Vitor da Silva.
Análise numérica de colunas estaiadas e protendidas e aços carbono e inoxidável austenítico / Vitor da Silva Mello. – 2021. 230f.

Orientadores: André Tenchini da Silva, Luciano Rodrigues Ornelas de Lima.


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

1. Engenharia civil - Teses. 2. Colunas - Teses. 3. Aço inoxidável - Teses. 4. Aço-carbono - Teses. 5. Análise numérica - Teses. 6. Análise estrutural (Engenharia) - Teses. I. Silva, André Tenchini da. II. Lima, Luciano Ornelas de. III. Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia. IV. Título.

CDU 627.07

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

Rio de Janeiro, 29 de março de 2022

Data

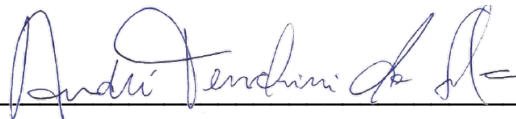
Vitor da Silva Mello

**Análise numérica de colunas estaiadas e protendidas e aços carbono e
inoxidável austenítico**

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

Aprovada em 20 dezembro de 2021.

Banca Examinadora:



Prof. Dr. André Tenchini da Silva (Orientador)

Faculdade de Engenharia - UERJ



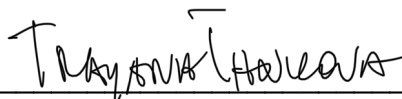
Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima (Orientador)

Faculdade de Engenharia - UERJ



Prof. Dr. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco

Faculdade de Engenharia - UERJ



Prof.^a Dra. Trayana Stoykova Tankova

Universidade de Coimbra - Portugal

Rio de Janeiro

2021

Dedico este trabalho a todos aqueles que acompanharam minha trajetória e me apoiaram durante essa longa caminhada.

AGRADECIMENTOS

A Deus, primeiramente, por ter me dado a oportunidade de ter estudado nessa instituição e por ter me dado forças nos momentos difíceis para conseguir chegar até esse momento especial.

Aos meus orientadores André Tenchini e Luciano Lima por todos os ensinamentos transmitidos durante a graduação até o mestrado. Por sempre estarem presentes para esclarecer quaisquer dúvidas, pela seriedade, comprometimento, dedicação à instituição e por serem excelentes professores. Vocês foram fundamentais desde a minha decisão em realizar a inscrição no mestrado, na escolha da instituição de ensino até o dia da defesa deste trabalho. Sem vocês o caminho até aqui seria muito mais difícil.

Agradecimento especial aos meus antigos gestores Thierry Niquet e Ieda Dall'Agnol. Obrigado por terem me incentivado a cursar o mestrado mesmo sabendo da necessidade de me ausentar do horário de trabalho em alguns momentos. Se hoje cheguei até aqui vocês possuem total participação. Vocês fazem parte dessa vitória.

Agradeço aos grandes amigos de graduação e mestrado Fernando Sarquis e Jéssica Castricini, por terem me ajudado e incentivado nos momentos difíceis dessa trajetória.

À minha família, por toda ajuda e incentivo durante os meus estudos, sempre estando ao meu lado.

A Carolina Mello pela paciência em saber lidar com minhas angústias e ansiedades e principalmente pela compreensão e carinho que me fortaleceram a cada dia. Você foi fundamental ao longo dessa caminhada.

Para finalizar, agradeço a UERJ, por durante todos esses anos, ter proporcionado a melhor fase da minha vida com experiências inesquecíveis.

Resista mas não desista.

RESUMO

MELLO, Vitor da Silva. *Análise numérica de colunas estaiadas e protendidas em aço carbono e aço inoxidável*. 2021. 230f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil, 2021.

A capacidade de carga de colunas esbeltas é governada pela instabilidade global. No entanto, ao adicionar um conjunto de cruzetas e cabos protendidos, os deslocamentos horizontais por conta da flambagem podem ser minimizados e a capacidade de carga aumentada consideravelmente. Além do aumento da capacidade de carga, a estética arquitetônica, a velocidade de montagem e a economia gerada em comparação com as colunas tradicionais, colunas estaiadas e protendidas tem despertado interesse de engenheiros, arquitetos e de pesquisadores. Apesar de ser um sistema estrutural conhecido desde os anos 60, ainda há muitos estudos em desenvolvimento referentes a instabilidade, influência do número de cruzetas e diretrizes para o dimensionamento analítico. Em grande parte dos estudos, o aço carbono foi o principal material utilizado no conjunto de coluna e cruzeta, e, no presente trabalho será avaliada também a utilização do aço inoxidável no elemento estrutural. O principal objetivo deste trabalho é avaliar e comparar o comportamento do sistema estrutural para aço carbono e aço inoxidável, e posteriormente comparar os resultados com métodos analíticos para obtenção da capacidade de carga. O modelo numérico foi calibrado a partir de ensaios experimentais realizados com colunas em aço inoxidável e conseguiu de forma adequada reproduzir o comportamento tanto em termos de carga quanto de rigidez. Um estudo paramétrico foi conduzido para expandir as análises para outros conjuntos de elementos, coluna, cruzeta e estais, e, posteriormente comparar os resultados com os métodos de dimensionamento presentes na literatura. Os resultados do estudo paramétrico mostraram que a rigidez dos estais é o principal elemento na contribuição do aumento da capacidade de carga, e, dependendo dos elementos selecionados, o sistema estrutural pode ser subutilizado, por exemplo. Além disso, identificou-se que quanto maior a esbeltez da coluna analisada, maior a tendência do material se comportar-se no regime elástico da curva tensão *versus* deformação do material. Por fim, avaliou-se o dimensionamento analítico baseado nos métodos existentes e propôs-se uma modificação na formulação existente objetivando uma melhor aproximação com os resultados numéricos obtidos.

Palavras-chave: Colunas estaiadas e protendidas. Aço inoxidável. Aço carbono. Análise numérica. Flambagem

ABSTRACT

MELLO, Vitor da Silva. *Numerical analysis of prestressed stayed stainless and carbon steel column*. 2021. 230p. Master's thesis (Master of Science in Civil Engineering) – Faculty of Engineering, Rio de Janeiro State University, Rio de Janeiro, Brazil, 2021.

The load-carry capacity of slender columns is limited by global instability. Nevertheless, by adding a set of cross-arms and prestressed cable, the horizontal displacement due to the buckling phenomenon can be reduced, and, as a result, the load capacity is considerably increased. In addition to the load capacity increment, the architectural aesthetics, assembly process and the cost-benefit factor has aroused the interest of engineers, architects, and researchers in the theme. Even though it has been a well-known structural system since the '60s, there are still many studies in development, such as stability, the number of crossarms and guidance for the analytical design. In most of the studies in the literature, carbon steel was the main material used, and the present study will also be evaluating stainless steel in the structural behaviour. The main objective of this study is to evaluate and compare the behaviour between carbon and stainless steel and later compare the results with analytical methods to obtain the load capacity. The numerical model was calibrated from experimental tests carried out with stainless steel columns and was able to reproduce the capacity and stiffness behaviour. A parametric study was carried out to expand the analyzes to other sets of elements, column, cross-arm and stay and later compare the results with the design methods present in the literature. The parametric study has shown that the stiffness of the stays is the main element contributing to the increment of load capacity., Depending on the selected elements, the structural system may be underused. Furthermore, it was identified that the greater the slenderness of the column is, the greater the tendency of the material to behave in the elastic regime of the material stress versus strain curve. Finally, the analytical design based on existing methods was evaluated, and a modification in the existing formulation was proposed, aiming at a better approximation of the obtained numerical results.

Keywords: Prestressed Stayed Steel Columns. Stainless Steel. Carbon Steel. Numerical Analysis. Buckling.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Sistema estrutural de colunas estaiadas e protendidas	23
Figura 2 – Montagem palco principal Rock in Rio III	24
Figura 3 – Sistema de escoramento com colunas estaiadas e protendidas.....	25
Figura 4 – Colunas estaiadas e protendidas	26
Figura 5 – Curva tensão <i>versus</i> deformação aços carbono e inoxidável	27
Figura 6 – Carga crítica de flambagem teórica <i>versus</i> protensão inicial	31
Figura 7 – Coluna estaiada e protendida em um plano.....	32
Figura 8 – Flambagem teórica <i>versus</i> experimental.....	33
Figura 9 – Elemento com imperfeições iniciais	34
Figura 10 – Tipos de imperfeições iniciais (a) Tipo I (b) Tipo II.....	35
Figura 11 – Protensão inicial <i>versus</i> deflexão no meio do vão e deslocamento axial na extremidade.....	35
Figura 12 – Carga de flambagem e protensão inicial.....	36
Figura 13 – Descrição estrutural da coluna estaiada com cruzeta em restrição dupla	37
Figura 14 – Modos de flambagem obtidos para diferentes colunas estudadas.....	38
Figura 15 – Efeito do ângulo de abertura dos braços.....	39
Figura 16 – Modos de flambagem observados por Saito e Wadee [22].....	40
Figura 17 – Tipos de flambagem segundo modo observados por Saito e Wadee [22]	41
Figura 18 – Caminho de equilíbrio - modelo elementos finitos <i>versus</i> modelo analítico	42
Figura 19 – Detalhe instrumentação	43
Figura 20 – Modelo numérico desenvolvido.....	44
Figura 21 – Carga <i>versus</i> deslocamento meio do vão	44
Figura 22 – Primeiro modelo numérico e ensaio experimental <i>versus</i> deslocamento lateral	45
Figura 23 – Coluna estaiada ensaiada por Servitova e Machacek [14].....	46
Figura 24 – Relação carga <i>versus</i> deslocamento horizontal.....	46
Figura 25 – Layout do modelo numérico desenvolvido	47
Figura 26 – Resultado Numérico - força de protensão.....	48

Figura 27 – Desenho esquemático ensaio experimental.....	49
Figura 28 – Layout ensaio experimental com cruzeta dupla	50
Figura 29 – Posição e detalhamento dos <i>strain gauges</i> em ensaios com cruzetas simples	51
Figura 30 – Comparação entre capacidade de carga e protensão para tipos de aço - imperfeição 20 mm.....	52
Figura 31 – Modos de flambagem para colunas estaiadas com duas cruzetas	53
Figura 32 – Resultados experimentais <i>versus</i> resultados numéricos.....	54
Figura 33 – Arranjo e geometria da coluna com duas cruzetas analisada	55
Figura 34 - Zonas força protensão inicial	55
Figura 35 – Configuração geométrica da coluna estaiada e protendida com carga excêntrica	56
Figura 36 – Capacidades de carga <i>versus</i> variação da razão de excentricidade.....	57
Figura 37 - Carga crítica de flambagem teórica <i>versus</i> protensão inicial dos estais .	58
Figura 38 – Gráfico para facilitar a obtenção do N_{max} para cada modo de flambagem	62
Figura 39 – Gráfico esquemático mostrando a distribuição dos resultados obtidos experimentalmente.....	63
Figura 40 – Curva de dimensionamento	66
Figura 41 – Processo de dimensionamento colunas estaiadas e protendidas	68
Figura 42 – Modos de flambagem de colunas estaiadas e protendidas.....	69
Figura 43 – Processo de dimensionamento colunas estaiadas e protendidas Tankova et al. [38].....	73
Figura 44 – Comparação dos métodos de dimensionamento propostos para imperfeição de $L/1000$	73
Figura 45 – Geometria das colunas ensaiadas experimentalmente.....	74
Figura 46 – Caracterização do aço inoxidável.....	75
Figura 47 – Condição de contorno do ensaio experimental	77
Figura 48 – Condições de contorno do modelo numérico (a) elemento de viga (b) elemento sólido	78
Figura 49 – Detalhe da iteração entre as cruzetas e os estais do modelo sólido.....	79
Figura 50 – Imperfeições iniciais ao longo do comprimento das colunas ensaiadas	81
Figura 51 – Diagrama esquemático das análises numéricas	83
Figura 52 – Fluxograma do processo de modelagem	84

Figura 53 – Exemplo da nomenclatura utilizada.....	86
Figura 54 – Configuração modelo experimental ao ser submetido ao carregamento.	89
Figura 55 – Modos de flambagem e suas respectivas cargas críticas	90
Figura 56 – Distribuição da tensão de von Mises quando a coluna atinge a carga máxima.....	99
Figura 57 - Exemplo da nomenclatura utilizada análise paramétrica	115
Figura 58 – Análise combinatória dos parâmetros analisados	115
Figura 59 – Modo de flambagem S03-D12 - aço inoxidável.....	160
Figura 60 – Processo de dimensionamento proposto para colunas estaiadas e protendidas.....	166

LISTA DE GRÁFICOS

Gráfico 1 – Curva numérica tensão versus deformação	76
Gráfico 2 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento central da coluna	92
Gráfico 3 – Tensão normal nos estais <i>versus</i> número do incremento.....	94
Gráfico 4 – Capacidade de carga e tensão normal nos estais <i>versus</i> número do incremento.....	95
Gráfico 5 – Modo simétrico - elemento de viga <i>versus</i> sólido	97
Gráfico 6 – Modo assimétrico - viga <i>versus</i> sólido	98
Gráfico 7 – Avaliação da imperfeição inicial em termos da curva carga <i>versus</i> deslocamento horizontal	101
Gráfico 8 – Dispersão de resultados modelo numérico <i>versus</i> ensaio experimental	103
Gráfico 9 – Carga última - ALF com protensão <i>versus</i> sem protensão	110
Gráfico 10 – Curva tensão <i>versus</i> deformação numérica	111
Gráfico 11 – Dispersão de resultados da capacidade de carga normalizada – diâmetro dos estais	117
Gráfico 12 – Dispersão de resultados da capacidade de carga normalizada – material da coluna.....	118
Gráfico 13 – Dispersão entre análise não linear física <i>versus</i> física – d_s 6,0 mm ...	120
Gráfico 14 – Dispersão entre análise não linear física <i>versus</i> física – d_s 12,0 mm .	121
Gráfico 15 – Capacidade de carga normalizada – material linear <i>versus</i> material não linear – d_s 6,0 mm	122
Gráfico 16 – Capacidade de carga normalizada – material linear <i>versus</i> material não linear – d_s 12,0 mm	123
Gráfico 17 – Curvas de flambagem – resultados aço carbono.....	126
Gráfico 18 – Curvas de flambagem – resultados aço inoxidável.....	127
Gráfico 19 – Curvas de flambagem – aço inoxidável <i>versus</i> aço carbono	128
Gráfico 20 – Carga última atingida <i>versus</i> esforço de protensão aplicado.....	131
Gráfico 21 – Carga <i>versus</i> deslocamento vertical.....	133
Gráfico 22 – Carga <i>versus</i> deslocamento horizontal.....	134
Gráfico 23 – Carga/deslocamento horizontal <i>versus</i> esforço protensão – aço inoxidável	136

Gráfico 24 – Tensão S11 <i>versus</i> deslocamento horizontal – aço inoxidável.....	138
Gráfico 25 – Tensão normal <i>versus</i> deslocamento horizontal L15000 D12	139
Gráfico 26 – Dispersão entre carga máxima de coluna com estais <i>versus</i> coluna sem estais.....	141
Gráfico 27 – Curvas de dimensionamento método Wadee [1] – S01 – aço inoxidável	145
Gráfico 28 – Curva carga elástica <i>versus</i> esforço de protensão – S01 – aço inoxidável	146
Gráfico 29 – Dispersão entre resultados numéricos <i>versus</i> analítico.....	147
Gráfico 30 – Limite de aplicação da protensão em colunas estaiadas.....	152
Gráfico 31 – Limite de aplicação da protensão em colunas – S03 e S05	153
Gráfico 32 – Dispersão de resultados numérico <i>versus</i> EN1993-1-4 [10] – aço inoxidável	154
Gráfico 33 – Carga crítica de flambagem Abaqus <i>versus</i> analítico – aço inoxidável	158
Gráfico 34 – Carga crítica de flambagem Abaqus <i>versus</i> analítico – aço inoxidável – S03-D12	161
Gráfico 35 – Variação coeficiente C_{pr} ao longo do comprimento da coluna	164
Gráfico 36 – S01 – Modelo Wadee et al. [1] <i>versus</i> proposto Zona 3 – S01 – aço inoxidável	167
Gráfico 37 – S02 – Modelo Wadee et al. [1] <i>versus</i> proposto Zona 3 – aço inoxidável	168
Gráfico 38 – S03 - Modelo Wadee et al. [1] <i>versus</i> proposto Zona 3 – aço inoxidável	169
Gráfico 39 – S04 - Modelo Wadee et al. [1] <i>versus</i> proposto <i>versus</i> Zona 3 – aço inoxidável	170
Gráfico 40 – S05 - Modelo Wadee et al. [1] <i>versus</i> proposto <i>versus</i> Zona 3 – aço inoxidável	171
Gráfico 41 – Valores estatísticos método proposto ao longo do comprimento – zona 3	173
Gráfico 42 – Modelo experimental <i>versus</i> modelo numérico.....	174
Gráfico 43 – Modelo experimental <i>versus</i> dimensionamento de Wadee et al. [1]...	174
Gráfico 44 – Modelo experimental <i>versus</i> dimensionamento proposto	175
Gráfico 45 – Carga <i>versus</i> deslocamento vertical – L5000	190

Gráfico 46 – Carga <i>versus</i> deslocamento vertical – L10000	192
Gráfico 47 – Carga <i>versus</i> deslocamento vertical – L15000	194
Gráfico 48 – Carga <i>versus</i> deslocamento vertical – L20000	195
Gráfico 49 – Carga <i>versus</i> deslocamento horizontal – aço carbono	196
Gráfico 50 – Carga/deslocamento horizontal <i>versus</i> esforço protensão – aço carbono	198
Gráfico 51 – Tensão S11 <i>versus</i> deslocamento horizontal – aço carbono.....	200
Gráfico 52 – Curvas de dimensionamento método Wadee [1] – aço carbono	202
Gráfico 53 – Curva elástica carga <i>versus</i> esforço de protensão – aço carbono	204
Gráfico 54 – Dispersão de resultado numérico <i>versus</i> EC3 – aço carbono	205
Gráfico 55 – Carga crítica de flambagem Abaqus <i>versus</i> analítico – aço carbono	207
Gráfico 56 – S01 - Modelo Wadee et al. [1] <i>versus</i> proposto <i>versus</i> – aço inoxidável – D6.....	209
Gráfico 57 – S01 - Modelo Wadee et al. [1] <i>versus</i> proposto <i>versus</i> – aço inoxidável – D12.....	210
Gráfico 58 – S02 - Modelo Wadee et al. [1] <i>versus</i> proposto <i>versus</i> – aço inoxidável – D6.....	211
Gráfico 59 – S02 - Modelo Wadee et al. [1] <i>versus</i> proposto <i>versus</i> – aço inoxidável – D12.....	212
Gráfico 60 – S03 - Modelo Wadee et al. [1] <i>versus</i> proposto <i>versus</i> – aço inoxidável – D6.....	213
Gráfico 61 – S03 - Modelo Wadee et al. [1] <i>versus</i> proposto <i>versus</i> – aço inoxidável – D12.....	214
Gráfico 62 – S04 - Modelo Wadee et al. [1] <i>versus</i> proposto <i>versus</i> – aço inoxidável – D11.....	215
Gráfico 63 – S04 - Modelo Wadee et al. [1] <i>versus</i> proposto <i>versus</i> – aço inoxidável – D13.....	216
Gráfico 64 – S05 - Modelo Wadee et al. [1] <i>versus</i> proposto <i>versus</i> – aço inoxidável – D6.....	217
Gráfico 65 – S05 - Modelo Wadee et al. [1] <i>versus</i> proposto <i>versus</i> – aço inoxidável – D12.....	218
Gráfico 66 – S01 - Modelo Wadee et al. [1] <i>versus</i> proposto <i>versus</i> – aço carbono – D6.....	220

Gráfico 67 – S01 - Modelo Wadee <i>et al.</i> [1] versus proposto versus – aço carbono – D12.....	221
Gráfico 68 – S02 - Modelo Wadee <i>et al.</i> [1] versus proposto versus – aço carbono – D6.....	222
Gráfico 69 – S02 - Modelo Wadee <i>et al.</i> [1] versus proposto versus – aço carbono – D12.....	223
Gráfico 70 – S03 - Modelo Wadee <i>et al.</i> [1] versus proposto versus – aço carbono – D6.....	224
Gráfico 71 – S03 - Modelo Wadee <i>et al.</i> [1] versus proposto versus – aço carbono – D12.....	225
Gráfico 72 – S04 - Modelo Wadee <i>et al.</i> [1] versus proposto versus – aço carbono – D11.....	226
Gráfico 73 – S04 - Modelo Wadee <i>et al.</i> [1] versus proposto versus – aço carbono – D13.....	227
Gráfico 74 – S05 - Modelo Wadee <i>et al.</i> [1] versus proposto versus – aço carbono – D6.....	228
Gráfico 75 – S05 - Modelo Wadee <i>et al.</i> [1] versus proposto versus – aço carbono – D12.....	229

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Modo Simétrico - Expressões propostas para carga máxima normalizada (N_{max}/N^C)	65
Tabela 2 – Modo Assimétrico - Expressões propostas para carga máxima normalizada (N_{max}/N^C)	67
Tabela 3 – Propriedades geométricas.....	75
Tabela 4 – Esforços de protensão aplicados por ensaio experimental - Servitova e Machacek [14].....	80
Tabela 5 – Imperfeições geométricas utilizadas.....	82
Tabela 6 – Comparação entre modos de flambagem e cargas críticas – modelo 2D T=0.....	87
Tabela 7 – Relação entre carga crítica Ansys [24] <i>versus</i> Modelo numérico	88
Tabela 8 – Comparação de cargas críticas de flambagem em kN.....	89
Tabela 9 – Valores obtidos e razão entre a carga experimental e o modelo numérico.	92
Tabela 10 – Capacidade de carga dos casos com elementos de viga <i>versus</i> sólido.....	96
Tabela 11 – Relação da carga máxima do ensaio experimental e do modelo numérico para demais imperfeições	101
Tabela 12 – Propriedades geométricas dos ensaios experimentais realizados por Serra et al. [26] e Martins et al. [27]	102
Tabela 13 – Análise estatística modelo numérico <i>versus</i> experimental	104
Tabela 14 – Análise de flambagem modo simétrico.....	107
Tabela 15 – Análise de flambagem modo assimétrico.....	108
Tabela 16 – Propriedade plástica do aço inoxidável	112
Tabela 17 – Classificação das seções dos elementos internos comprimidos para aço carbono	113
Tabela 18 – Classificação das seções dos elementos internos comprimidos para aço inoxidável	113
Tabela 19 – Seções transversais utilizadas das colunas	114
Tabela 20 – Máxima relação entre capacidade de carga máxima d_s 6,0 mm <i>versus</i> d_s 12,0 mm	119

Tabela 21 – Máxima relação entre capacidade de carga máxima aço carbono <i>versus</i> aço inoxidável.....	119
Tabela 22 – Equação Φ para obtenção do fator de redução - EN1993-1-1 [9] <i>versus</i> EN1993-1-4 [10].....	124
Tabela 23 – Fatores de imperfeição aço carbono	125
Tabela 24 – Seleção curvas de flambagem	125
Tabela 25 – Valores do fator de imperfeição e índice de esbeltez normalizada para aço inoxidável.....	125
Tabela 26 – Valores de carga, deslocamento e tensão nos estais para L15000 D12	140
Tabela 27 – Razão máxima entre valor numérico <i>versus</i> resistência analítica Eurocódigo	157
Tabela 28 – Análise estatística $N_{Abaqus}/N_{Analítico}$	161
Tabela 29 – Valores dos coeficientes para obtenção do n_{pr} Tankova et al. [38] <i>versus</i> proposto	165
Tabela 30 – Análise estatística método proposto – S01 – aço inoxidável.....	167
Tabela 31 – Análise estatística método proposto – S02 – aço inoxidável.....	168
Tabela 32 – Análise estatística método proposto – S03 – aço inoxidável.....	169
Tabela 33 – Análise estatística método proposto – S04 – aço inoxidável.....	170
Tabela 34 – Análise estatística método proposto – S05 – aço inoxidável.....	171
Tabela 35 – Análise estatística método de dimensionamento proposto.....	172
Tabela 36 – Análise estatística modelo experimental	176
Tabela 37 – Carga Última S01 - Aço Inoxidável - d_s 6,0 mm	186
Tabela 38 – Carga Última S01 - Aço Inoxidável - d_s 12,0 mm.....	187
Tabela 39 – Carga Última S01 - Aço Carbono - d_s 6,0 mm.....	188
Tabela 40 – Carga Última S01 - Aço Carbono - d_s 12,0 mm	189
Tabela 41 – Análise estatística método proposto – aço inoxidável	219
Tabela 42 – Análise estatística método Wadee <i>et al.</i> [1] – aço inoxidável	219
Tabela 43 – Análise estatística método proposto – aço carbono	230
Tabela 44 – Análise estatística método Wadee <i>et al.</i> [1] – aço carbono	230

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ALF	Análise linear de flambagem
ANL	Análise não linear
MEF	Método dos elementos finitos
PEP	<i>Pointwise Equilibrium Polynomial (polinômio de equilíbrio pontual)</i>
PSSC	<i>Prestressed stayed steel columns (colunas estaiadas e protendidas)</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras Romanas

a	Comprimento da cruzeta
A_a	Área da seção transversal da cruzeta
A_c	Área da seção transversal da coluna
A_s	Área da seção transversal dos estais
E_a	Módulo de elasticidade da cruzeta
E_c	Módulo de elasticidade da coluna
E_s	Módulo de elasticidade dos estais
f_y	Tensão de escoamento do aço
I	Momento de inércia da coluna
I_a	Momento de inércia da cruzeta
K_a	Rigidez axial da cruzeta
K_c	Rigidez axial da coluna
K_s	Rigidez axial dos estais
L_c	Comprimento da coluna
L_e	Comprimento de flambagem
L_s	Comprimento dos estais
$N_{a,max}$	Capacidade de carga máxima
$N_{anti,z1}^C$	Capacidade de carga na zona 1 e modo de flambagem assimétrico
$N_{anti,z2}^C$	Capacidade de carga na zona 2 e modo de flambagem assimétrico
$N_{anti,z3}^C$	Capacidade de carga na zona 3 e modo de flambagem assimétrico
$N_{cr,a}$	Carga crítica de flambagem modelo numérico análise linear de flambagem
$N_{cr,f}$	Carga crítica de flambagem do modelo numérico
$N_{b,Rd}$	Resistência a flambagem coluna não estaiada
N_E	Carga crítica de Euler

Letras Romanas

N_{Ed}	Capacidade de carga máxima de dimensionamento
N_{max}	Capacidade de carga máxima
N_{max}^C	Carga crítica de flambagem
N_{max}/N^C	Capacidade de carga normalizada para uma coluna estaiada
N_{min}^C	Carga crítica de flambagem para uma protensão inicial mínima
$N_{sym,z1}^C$	Carga crítica de flambagem na zona 1 e modo de flambagem simétrico
$N_{sym,z2}^C$	Carga crítica de flambagem na zona 2 e modo de flambagem simétrico
$N_{sym,z3}^C$	Carga crítica de flambagem na zona 3 e modo de flambagem simétrico
N_{pl}	Carga plástica
N_u	Carga última
T	Esforço de protensão aplicado
T_{max}	Esforço de protensão máximo
T_{min}	Esforço de protensão mínimo
T_{opt}	Esforço de protensão ótimo
W	Módulo resistente

Letras Gregas

α	Ângulo entre coluna e cruzeta
α	Fator de imperfeição
$\bar{\lambda}$	Índice de esbeltez reduzido
χ	fator de redução associado a resistência a compressão

SUMÁRIO

INTRODUÇÃO	23
Generalidade	23
Motivação	27
Objetivos e Metodologia	28
Escopo	29
1. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	30
1.1. Principais estudos	30
1.2. Métodos de Dimensionamento existentes	58
<u>1.2.1. Dimensionamento por Wade et al. [1]</u>	<u>58</u>
1.2.1.1. Capacidade máxima de carga	62
1.2.1.1.1. Modo de flambagem simétrico.....	63
1.2.1.1.2. Modo de flambagem assimétrico.....	67
1.2.1.2. Procedimento.....	68
<u>1.2.2. Dimensionamento por Tankova et al. [38]</u>	<u>69</u>
2. DESENVOLVIMENTO DO MODELO NUMÉRICO	74
2.1. Caracterização geométrica	74
2.2. Caracterização dos materiais	75
2.3. Caracterização dos elementos	76
2.4. Condições de contorno e malha	77
2.5. Esforços de protensão	79
2.6. Análise não-linear	80
3. VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO	85
3.1. Nomenclatura utilizada	85
3.2. Análise linear de flambagem	86
3.3. Análise não linear	91

3.3.1.	<u>Avaliando a curva carga <i>versus</i> deslocamento</u>	91
3.3.2.	<u>Avaliação da tensão normal nos estais</u>	93
3.3.3.	<u>Modelo com elementos de viga <i>versus</i> sólido para análise não linear</u>	96
3.3.4.	<u>Imperfeição inicial</u>	100
3.4.	Validação para aço carbono	102
3.5.	Considerações finais	105
4.	ANÁLISE PARAMÉTRICA	106
4.1.	Análise linear de flambagem	106
4.2.	Caracterização dos materiais	110
4.3.	Seções transversais	112
4.4.	Nomenclatura adotada	114
4.5.	Resultados	116
4.5.1.	<u>Seção S01</u>	116
4.5.1.1.	Avaliação da capacidade de carga das colunas	116
4.5.1.2.	Comportamento do material.....	120
4.5.1.3.	Curvas de flambagem.....	124
4.5.1.4.	Curva carga <i>versus</i> esforço de protensão	130
4.5.1.5.	Curvas carga <i>versus</i> deslocamento.....	132
4.5.1.6.	Tensão normal S11 nos estais.....	137
4.5.2.	<u>Análise das demais seções</u>	140
5.	DIMENSIONAMENTO	143
5.1.	Resultado numérico <i>versus</i> analítico	143
5.2.	Dimensionamento proposto	148
5.2.1.	<u>Pré-dimensionamento</u>	148
5.2.2.	<u>Carga crítica de flambagem elástica</u>	158
5.2.3.	<u>Dimensionamento analítico proposto</u>	162
5.2.4.	<u>Resultado experimental <i>versus</i> modelo de dimensionamento proposto</u> .	174

6.	CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	177
6.1.	Considerações finais.....	177
6.2.	Sugestões para trabalhos futuros.....	180
	REFERÊNCIAS.....	181
	APÊNDICE A – SEÇÃO S01	186
	A1 – Carga última	186
	A2 – Gráfico carga <i>versus</i> deslocamento vertical.....	190
	A3 – Gráfico carga <i>versus</i> deslocamento horizontal	196
	A4 – Gráfico carga <i>versus</i> protensão / deslocamento horizontal.....	198
	A5 – Gráfico tensão S11 <i>versus</i> deslocamento horizontal.....	200
	APÊNDICE B – DIMENSIONAMENTO	202
	B1 – Dimensionamento analítico por Wade [1].....	202
	B2 – Pré-dimensionamento – Aço Carbono.....	205
	B3 – Carga crítica de flambagem – Aço Carbono.....	207
	B4 – Dimensionamento Proposto – Aço Inoxidável.....	209
	B5 – Dimensionamento Proposto – Aço Carbono.....	220

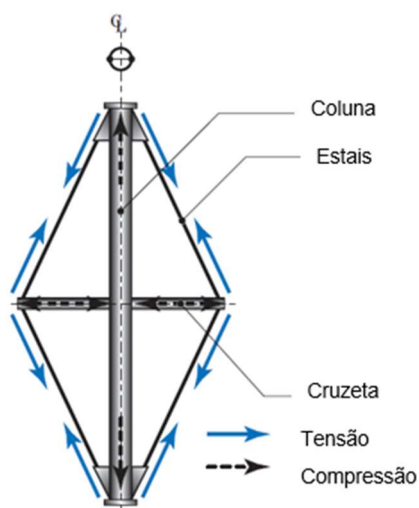
INTRODUÇÃO

Generalidade

Atualmente, o mercado de negócios vem sendo moldado conforme as inovações tecnológicas que vão surgindo. Há uma necessidade de atualização constante por parte das companhias para uma adequação, caso contrário, serão superadas por seus concorrentes. Este fato não é diferente na indústria da construção civil, onde, com o passar dos anos, vem sendo cada vez mais solicitada em alguns projetos em particular tais como: cronogramas arrojados, redução de custos, adoção de elementos arquitetônicos mais esbeltos e processos mais sustentáveis visando a diminuição de emissão de carbono na atmosfera. Estes fatos vêm desafiando engenheiros a buscarem sistemas estruturais cada vez mais eficientes.

Com isso, a utilização de sistemas esbeltos protendidos em aço na construção civil vem despertando interesse de muitos profissionais. Além de serem esteticamente mais atrativos; a leveza, maleabilidade, velocidade de montagem, a capacidade de carga e o fator custo-benefício atraem engenheiros e arquitetos na escolha desse sistema estrutural. A capacidade de carga de colunas de aço esbeltas é controlada, na maioria dos casos, pela flambagem global do elemento, entretanto, com a introdução dos estais em colunas esbeltas, a capacidade de carga é elevada. A Figura 1 ilustra sistema estrutural de colunas com a presença de estais.

Figura 1 – Sistema estrutural de colunas estaiadas e protendidas



Fonte: Wadee et al. [1].

Este sistema estrutural é composto por um conjunto de barras perpendiculares em formato de cruz denominado cruzeta. Através das restrições geradas por tais barras, os esforços dos estais são transferidos para a coluna principal reduzindo o comprimento de flambagem da coluna e aumentando, conseqüentemente, a capacidade de carga da coluna.

Um exemplo prático na utilização desse sistema estrutural ocorreu durante a montagem do palco principal do Rock in Rio III [2], [3]. Com noventa metros de diâmetro e quarenta metros de altura, a montagem do palco principal representou um grande desafio não só pela complexidade, mas também pela restrição do prazo de execução.

A estrutura espacial utilizada para a cobertura do palco principal foi dividida em duas regiões: região de travamento e região da cobertura. A região de arranque foi montada diretamente sobre as vigas baldrames da fundação e não apresentou dificuldades na execução. Por outro lado, a região espacial da cobertura apresentou dificuldades durante a execução, principalmente, por conta das grandes dimensões. A Figura 2 ilustra a montagem da região espacial da cobertura do palco principal do Rock in Rio.

Figura 2 – Montagem palco principal Rock in Rio III



Fonte: Vellasco et al. [3].

O processo de montagem da região da cobertura iniciou-se no solo onde quatro regiões foram montadas, e, posteriormente, içadas e instaladas na posição definida em projeto. Para este processo, utilizou-se colunas estaiadas e protendidas tais como escoramento com o objetivo de liberar a utilização de equipamento de içamento, que na época, não havia muitos guindastes disponíveis no mercado nacional, otimizando prazo e custo (Figura 3).

Figura 3 – Sistema de escoramento com colunas estaiadas e protendidas



Fonte: Vellasco *et. al* [2].

Colunas estaiadas e protendidas são sistemas estruturais que possuem uma vantagem perante as colunas normais pois conseguem atingir uma capacidade de carga elevada. Contudo, apesar de ser um sistema estrutural conhecido desde os anos 60, quando Chu e Berge [4] iniciaram os primeiros estudos, ainda é um sistema estrutural pouco utilizado.

Além da utilização de colunas estaiadas e protendidas para otimização de prazo e custo dentro do canteiro de obras, são também cartões postais em postos turísticos em cidades europeias pela aparência visual arquitetonicamente agradável e pela engenharia associada. A Figura 4 ilustra alguns exemplos de colunas estaiadas e protendidas em cidades da Europa.

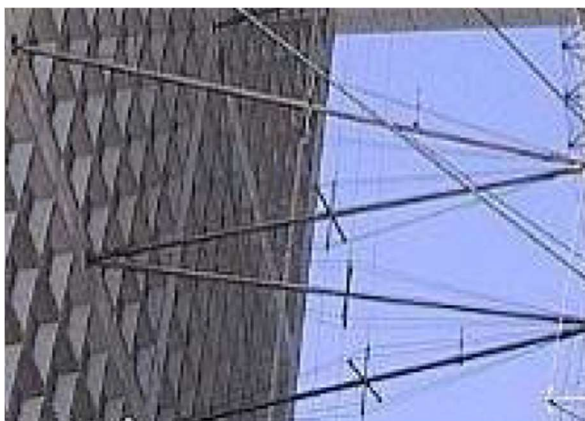
Figura 4 – Colunas estaiadas e protendidas



(a) Estádio Algarve, Portugal [5]



(b) Parque Central de Poblenou, Barcelona [6]



(c) Arche de la Défense, Paris [7]

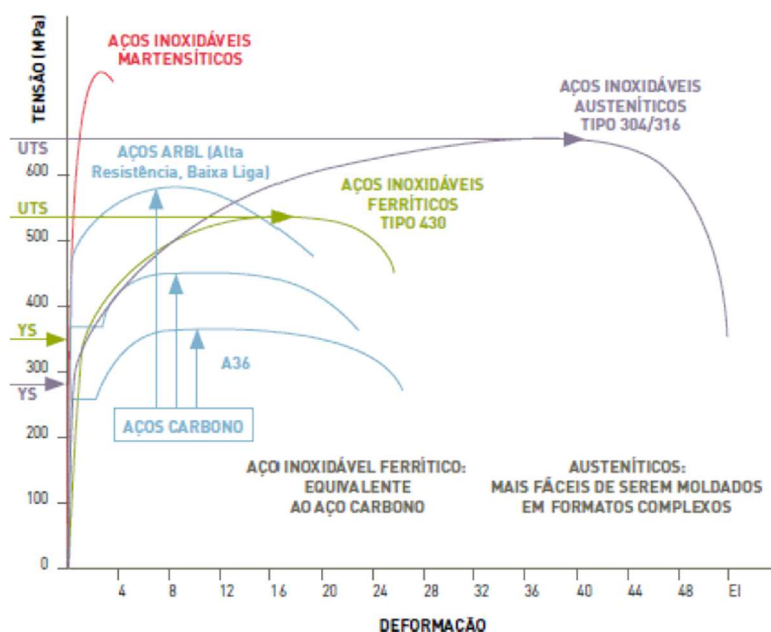


(d) Edifício Chiswick Park, Londres [8]

As normas regulamentadoras, EN1993-1-1 [9], EN1993-1-4 [10] e NBR 8800 [11], representaram um marco importante para a evolução das estruturas de aço carbono e inoxidável, todavia, ainda não há diretrizes normativas para o dimensionamento de elementos comprimidos com a presença de estais.

O aço inoxidável possui um comportamento estrutural distinto quando comparado ao aço carbono. Pelo fato de a curva tensão *versus* deformação ser não linear e por não existir um ponto bem definido de tensão de escoamento e encruamento, torna a sua aplicação ainda mais complexa. A Figura 5 apresenta um gráfico do comportamento tensão *versus* deformação entre alguns tipos de aços inoxidáveis comparados com o aço carbono.

Figura 5 – Curva tensão *versus* deformação aços carbono e inoxidável



Fonte: Santos, [12].

Nesta dissertação, apresenta-se um estudo sobre o comportamento de colunas estaiadas e protendidas com aço carbono e aço inoxidável austenítico, com base em estudos experimentais e numéricos prévios, foi possível compreender o comportamento do sistema estrutural em estudo avaliando e prevendo analiticamente os resultados

Motivação

Atualmente, graças a evolução da tecnologia, a busca por sistemas estruturais otimizados tem sido o grande desafio para os engenheiros. A utilização de modelos numéricos computacionais na simulação do comportamento real das estruturas permite que métodos avançados de dimensionamento sejam empregados proporcionando uma maior confiabilidade e redução de custos no canteiro de obra.

Essa busca por soluções estruturais mais eficientes, econômicas e sustentáveis tem sido uma motivação para os engenheiros. Além do mais, a utilização do aço inoxidável acaba representando uma vantagem sobre o aço carbono em alguns quesitos. A durabilidade, valor agregado para reciclagem e pelo fato de não ser necessária a realização de tratamento químico por pintura o torna mais sustentável. Contudo, apesar de possuir o custo elevado, quando as propriedades

mecânicas são levadas em consideração, o aço inoxidável agrega valor no ciclo de vida da construção.

Logo, o presente trabalho tem como principal motivação, explorar ainda mais o comportamento de colunas estaiadas e protendidas e influência das propriedades mecânicas do aço carbono e inoxidável na capacidade de carga do sistema estrutural em estudo. A partir dos resultados e conclusões, será proposto um método analítico para a obtenção dos valores de resistência.

Objetivos e Metodologia

O presente trabalho tem como objetivo avaliar o comportamento do sistema estrutural de colunas estaiadas e protendidas através da modelagem computacional. A principal característica desse sistema é a redução no comprimento de flambagem da coluna tornando viável a utilização de colunas esbeltas.

O modelo numérico foi desenvolvido através do software ABAQUS [13] baseado no método dos elementos finitos (MEF) validado com os ensaios experimentais realizados por Servitova e Machacek [14].

Uma vez com o modelo numérico calibrado, uma análise paramétrica foi realizada com o objetivo de simular, analisar e avaliar o comportamento estrutural desse sistema estrutural, e, posteriormente, propor um método de dimensionamento analítico.

A presente investigação considerou os seguintes tópicos:

- Avaliar através do método dos elementos finitos, a influência do nível de protensão nos estais, rigidez e esbeltez no comportamento do sistema estrutural em estudo;
- Comparar o comportamento e a influência do aço carbono e inoxidável na capacidade de carga da coluna;
- Avaliar os modos de flambagem, deformações e deslocamentos do modelo experimental avaliado e compará-los com os resultados obtidos;
- Avaliar os métodos de dimensionamento analíticos propostos, e, através de uma análise paramétrica, propor novas formulações analíticas para o dimensionamento de colunas estaiadas e protendidas.

Escopo

O presente trabalho foi organizado em sete capítulos. No presente capítulo, foi apresentada uma breve introdução sobre a utilização de colunas estaiadas e protendidas no mundo e algumas de suas vantagens. Ainda neste capítulo são apresentados o objetivo e a metodologia adotados neste trabalho.

O segundo capítulo é destinado única e exclusivamente à revisão bibliográfica. Neste será apresentado um breve resumo dos principais trabalhos existentes. Conceitos como imperfeições geométricas e níveis de protensão aplicado nos estais são apresentados.

No terceiro capítulo é descrito o modelo numérico desenvolvido, bem como, a discussão sobre as premissas utilizadas para simular o comportamento estrutural observado em estudos numéricos e experimentais.

Em seguida, no capítulo quatro, faz-se uma comparação entre os resultados do modelo numérico calibrado com o experimental.

Posteriormente, com base nos resultados obtidos no quarto capítulo, o capítulo cinco apresenta uma análise paramétrica conduzida para investigar o comportamento estrutural das colunas estudadas para distintos índices de esbeltez, comprimentos e esforços de protensão aplicado nos estais.

Em seguida, são apresentadas, no capítulo seis, as propostas de dimensionamento existentes e uma nova proposta para o dimensionamento de colunas estaiadas e protendidas.

Por fim, no sétimo capítulo, são feitas as considerações finais sobre os resultados apresentados durante este trabalho. Além disso, são proposto trabalhos futuros de forma a contribuir para o entendimento das colunas estaiadas e protendidas.

1. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo apresenta uma síntese dos principais trabalhos realizados sobre o comportamento de colunas estaiadas e protendidas. Os principais resultados de pesquisas relacionados à combinação de estudos analíticos, numéricos e experimentais, serão abordados demonstrando o desenvolvimento e a realização de inúmeros temas pesquisados ao longo dos anos.

1.1. Principais estudos

As primeiras tentativas de entender o sistema estrutural composto de colunas e estais tensionados surgiram na década de 60 quando Chu e Berge [4] começaram a desenvolver formulações matemáticas para determinar o comportamento e a carga crítica da coluna. A solução sugerida pelos autores é que, independentemente do número de cruzetas ao longo do comprimento da coluna, a carga crítica máxima de flambagem não pode exceder quatro vezes o valor da carga crítica de Euler de uma mesma coluna não estaiada.

Dando continuidade aos estudos realizados por Chu e Berge [4], a partir do mesmo sistema estrutural, Maunch e Felton [15] desenvolveram uma formulação analítica para o dimensionamento do conjunto estaiado. Eles introduziram o termo P/L^2 , chamado de índice estrutural. Maunch e Felton [15] concluíram que para valores baixos de P/L^2 , as colunas estaiadas possuem a capacidade de carga reduzida cerca de 50% quando comparada com colunas sem a presença dos estais.

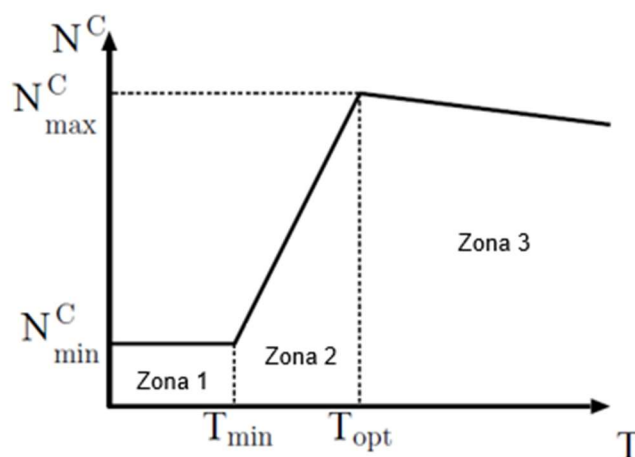
Ao invés da utilização de ligações rotuladas entre a cruzeta e os estais, Smith et al. [16] avaliaram o comportamento de flambagem de colunas estaiadas considerando a ligação entre ambos os elementos do sistema como engastada. Observou-se que, apenas para cruzetas engastadas à meia altura da coluna, o sistema estrutural proposto apresentou uma capacidade de carga maior que a do sistema rotulado. Além disso, o limite superior de carga pode chegar até aproximadamente oito vezes a carga crítica de Euler.

Através da derivação de equações diferenciais ordinárias, Belenya [17] apresentou soluções gerais para encontrar a carga crítica de flambagem de colunas estaiadas compostas por um sistema com um número “n” de cruzetas. Assumindo os estais com nenhuma protensão inicial, o autor conclui que a carga crítica do sistema

pode chegar a aproximadamente 2,5 a 3,0 vezes maior que a uma coluna não estaiada.

Hafez et al. [18] observaram que a carga crítica de flambagem de uma coluna estaiada não depende somente do número de cruzetas e do tipo de ligação entre coluna *versus* cruzeta, conforme concluído por Smith et al. [16]. O esforço de protensão inicial aplicado nos estais também influencia no valor da carga crítica atingida. Hafez et al. [18] observaram que a relação entre a protensão aplicada (T) e a carga máxima (N_c) atingida pode ser dividida em três zonas conforme ilustrado na Figura 6.

Figura 6 – Carga crítica de flambagem teórica *versus* protensão inicial

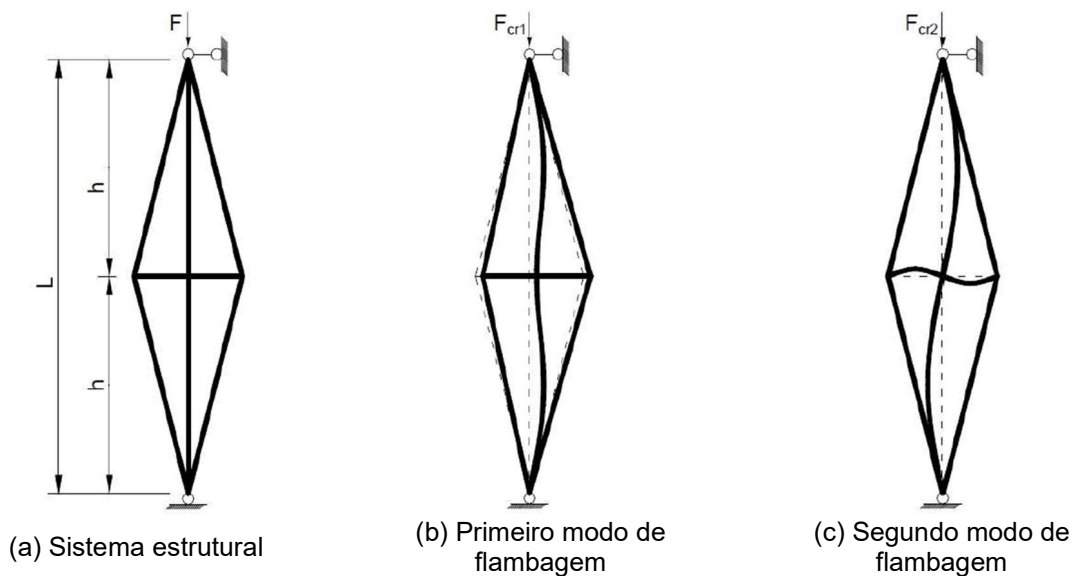


Fonte: Hafez et al. [18].

Na zona 1, a protensão inicial nos estais é substancialmente pequena que desaparece completamente antes da carga na coluna atingir a carga na coluna crítica de Euler. Dessa forma, os estais acabam sendo ineficazes fazendo com que a coluna se comporte como uma coluna não estaiada. Esse comportamento é esperado quando a protensão inicial é menor que a protensão mínima (T_{min}). A situação em que a protensão inicial é maior ou igual a protensão mínima e menor que a protensão ótima (T_{opt}), é denominada a zona 2. Nesse trecho, o sistema estrutural consegue ter um aumento de resistência até atingir a protensão ótima. Por fim, para níveis de protensão maiores que a protensão ótima, o sistema começa a perder capacidade de carga.

Dando sequência nos estudos realizados anteriormente, Hafez et al. [19] objetivaram deduzir a relação entre o nível de protensão aplicado nos estais e a carga máxima correspondente. O modelo analisado foi uma coluna 2D estaiada com dois painéis e bi-rotulada nas extremidades conforme ilustra a Figura 7.

Figura 7 – Coluna estaiada e protendida em um plano

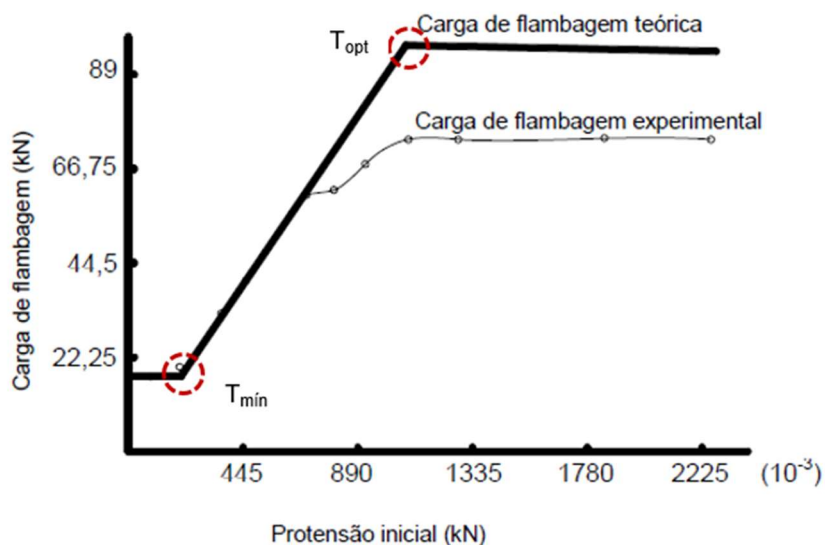


Fonte: Hafez et al. [19].

No modelo analisado, a coluna é considerada como totalmente simétrica, sem excentricidade e completamente ideal. A ligação coluna-cruzeta foi considerada como rígida. Por outro lado, a ligação coluna-estais foi considerada como rotulada. Os autores observaram que a carga crítica de flambagem varia entre dois limites: (i) limite inferior que é determinado pela carga crítica de Euler com estais sem protensão; (ii) limite superior que é definido pelo método dos elementos finitos.

Com a realização de uma série de ensaios experimentais dos modelos estudados, Hafez et al. [19] puderam então fazer a relação entre a capacidade de carga e esforço de protensão. A Figura 8 mostra a relação entre carga crítica de flambagem teórica e experimental e concluiu-se que para o aumento da capacidade de carga da coluna é necessária uma protensão mínima. Caso a protensão seja inferior a protensão mínima, a capacidade de carga equivale a carga de Euler. Por outro lado, a protensão ótima leva a coluna a sua de carga máxima de flambagem e a protensão máxima é a protensão inicial que leva a flambagem na coluna sem aumento na capacidade de carga.

Figura 8 – Flambagem teórica versus experimental

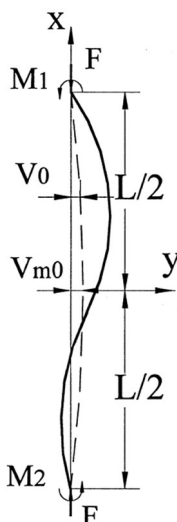


Fonte: Hafez et al. [19].

Até a publicação do artigo de Chat et al. [20], não existia um estudo paramétrico relacionando: imperfeição inicial, estabilidade e o esforço de protensão aplicado nos estais. Devido a isso, os autores formularam um método de análise apresentando também um estudo de sensibilidade. Nesse método, um novo elemento para modelagem computacional foi utilizado: *Pointwise Equilibrium Polynomial* (PEP - polinômio de equilíbrio pontual).

Diante do exposto para o desenvolvimento da análise, os autores adotaram algumas premissas: (i) os estais permanecem linearmente elásticos durante a protensão e o carregamento da coluna; (ii) as ligações existentes entre as barras perpendiculares e a coluna central são rígidas, já entre a coluna central e os estais e entre as barras perpendiculares tem-se ligações rotuladas; (iii) o carregamento é axial com a ausência de excentricidade e as colunas estaiadas são totalmente simétricas; (iv) a imperfeição inicial é obtida pela expressão $v_0 = v_{m0} (1-t^2)$ onde $t=2x/L$, v_0 é a imperfeição lateral inicial, v_{m0} é amplitude inicial e x representa a coordenada de determinado ponto ao longo da coluna.

Figura 9 – Elemento com imperfeições iniciais



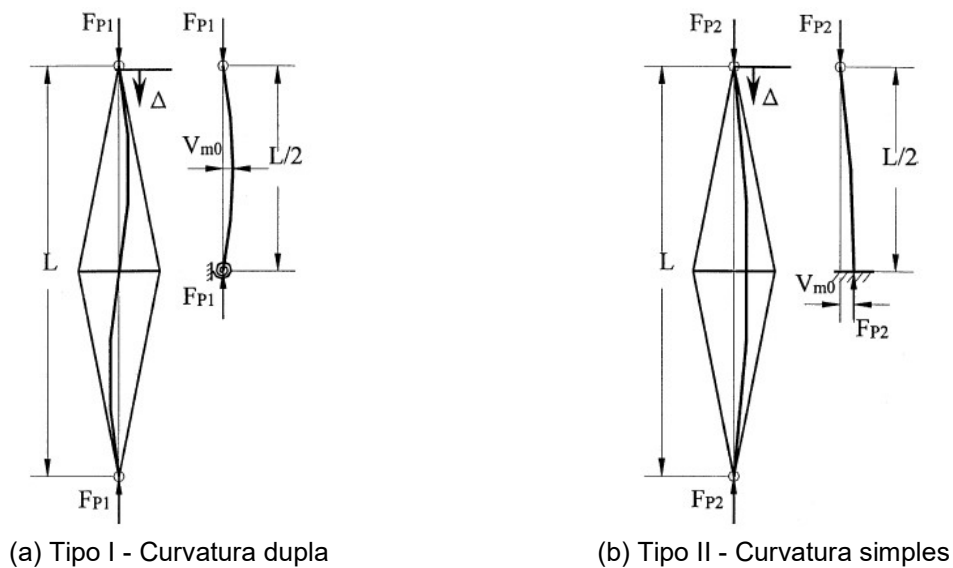
Fonte: Chan et al. [20].

Chan et al. [20] assumiram que: (i) o comportamento dos estais permanecem linear elástico durante a aplicação dos esforços de protensão e no carregamento da coluna; (ii) as ligações entre os estais e a cruzeta são rígidas; (iii) a carga está aplicada no centro da coluna que é duplamente simétrica; (iv) existe uma imperfeição inicial. Para determinar a capacidade de carga utilizou-se comportamento não linear através do método dos elementos finitos através de um procedimento incremental e iterativo. Para o cálculo das forças de protensão ótima, foram consideradas dois tipos de imperfeições distintas: (i) Tipo I e (ii) Tipo 2 conforme ilustra a Figura 10.

A partir dos tipos de imperfeição ilustrados na Figura 10, a Figura 11 mostra a relação da deflexão lateral e deslocamento axial em uma extremidade com a força de protensão. Observa-se que quanto maior a imperfeição inicial, menor é a capacidade de carga para ambos os tipos de modos de flambagem.

A Figura 12 mostra a relação entre a capacidade máxima de carga com uma protensão para uma coluna com imperfeição inicial do Tipo I. Os autores concluíram que quanto maior a imperfeição inicial menor será capacidade de carga.

Figura 10 – Tipos de imperfeições iniciais (a) Tipo I (b) Tipo II

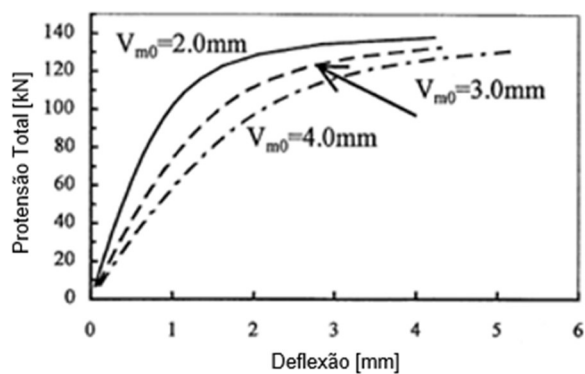


(a) Tipo I - Curvatura dupla

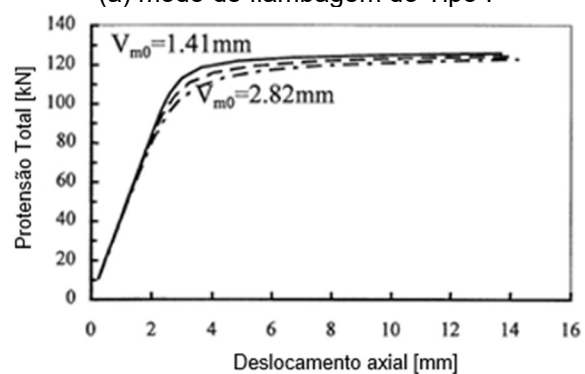
(b) Tipo II - Curvatura simples

Fonte: Chan et al. [20].

Figura 11 – Protensão inicial versus deflexão no meio do vão e deslocamento axial na extremidade



(a) modo de flambagem do Tipo I

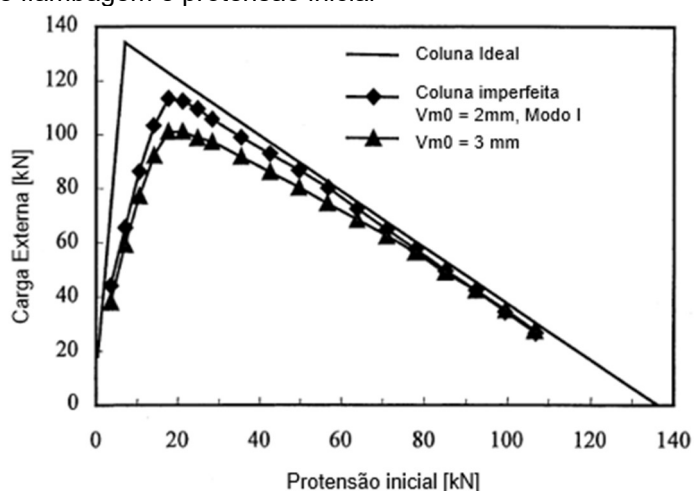


(b) modo de flambagem do Tipo II

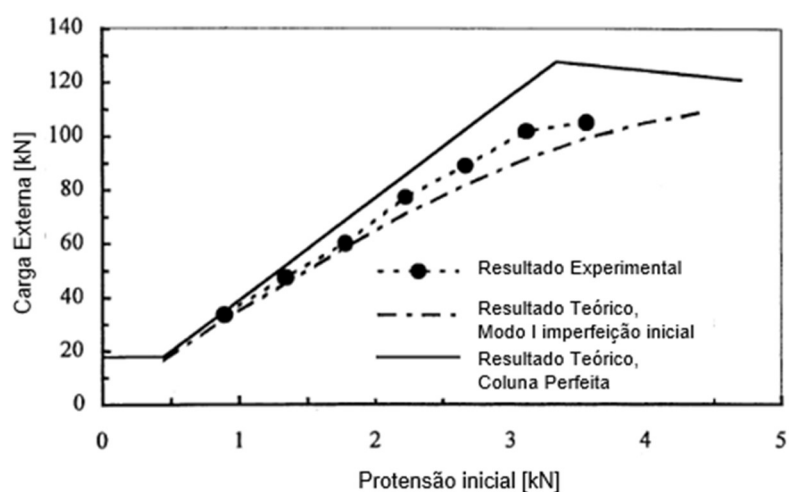
Fonte: Chan et al. [20].

Avaliando os esforços de protensão nos estais, a Figura 12 relaciona a carga de flambagem e a protensão inicial para uma coluna ideal e não ideal. Os resultados indicam que há uma concordância entre os resultados experimentais e os numéricos obtido pelos autores. Chan et al. [20] concluíram que, quando a protensão inicial é menor que a protensão ótima, a tensão nos estais 1 e 2 no lado côncavo reduz-se para zero com aumento da carga até a rigidez da coluna decrescer repentinamente. Além disso, baseado na análise e através de cálculos, demonstraram que para uma protensão inicial maior que a protensão ótima (T_{opt}), há perda de tensão nos estais resultando em uma perda de estabilidade repentina.

Figura 12 – Carga de flambagem e protensão inicial



(a) Modo de flambagem *versus* imperfeição inicial



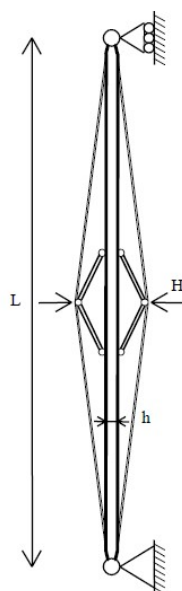
(b) Carga de flambagem teórica e experimental *versus* protensão inicial

Fonte: Chan et al. [20].

Assim, Chan et al. [20] destacam que ao se realizar a comparação entre os resultados obtidos com os estudos teóricos e experimentais, observa-se que existe, nesse caso, um procedimento iterativo incremental. Além disso, ao associar o PEP à imperfeição inicial, consegue-se determinar de maneira eficiente o comportamento não linear em uma coluna estaiada imperfeita.

Steirteghem et al. [21] fizeram um estudo de otimização de colunas estaiadas e protendidas com cruzetas de restrição dupla como mostra a Figura 13. Segundo os autores, o comportamento de colunas desse tipo alcança uma eficiência de mais de 20% quando comparado com colunas com cruzetas retas e simples. O estudo numérico foi limitado apenas em modelos com duas dimensões e apenas para colunas com seção transversal tubular variando o diâmetro da seção da coluna e cruzeta, espessura, diâmetro dos estais e esforço de protensão. Para o desenvolvimento do estudo, os autores adotaram as seguintes premissas: (i) a ligação entre a coluna e os estais é uma rótula, (ii) ligação rígida entre coluna e cruzeta, (iii) a coluna é completamente simétrica, (iv) a carga é aplicada no centroide da seção e (v) os estais permanecem ativos até atingir a carga de flambagem.

Figura 13 – Descrição estrutural da coluna estaiada com cruzeta em restrição dupla

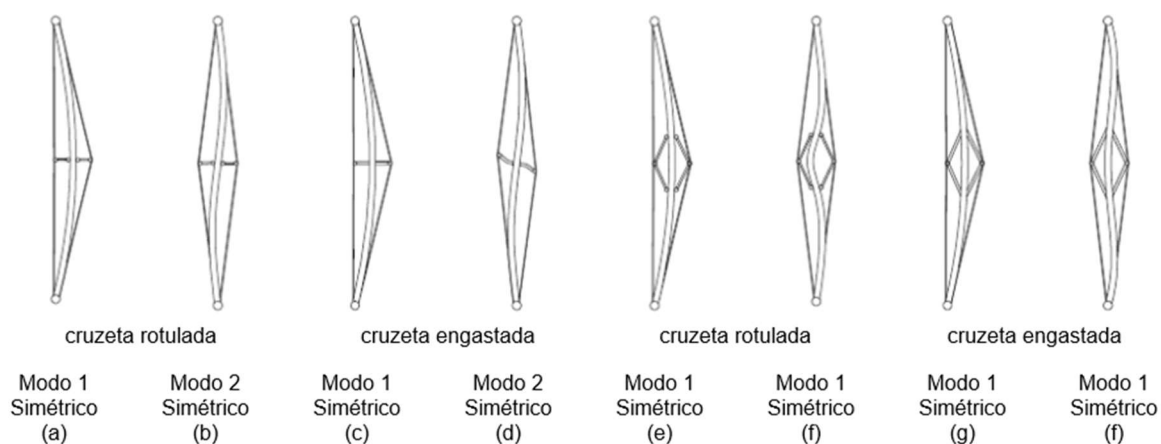


Fonte: Steirteghem et al. [21].

Com isso, realizou-se o cálculo da carga de protensão ótima considerando o trabalho proposto por Hafez et al. [18], que foi posteriormente aplicado aos estais. A carga crítica, por sua vez, foi obtida com o auxílio de elementos finitos considerando as análises de autovalor e autovetor, o que permitiu estudar quatro modos de flambagem.

A Figura 14 ilustra os modos de flambagem obtidos no estudo. O primeiro deles corresponde a um deslocamento lateral na parte central do vão, sendo que isso ocorre em quatro tipos de colunas, que são as letras (a), (c), (e), (g). Outro modo é caracterizado por uma deformação mais próxima do centro do vão, representado pela letra (f). É importante mencionar que na coluna (b), a deformação ocorre mais perto de um quarto do vão da coluna, o que resulta em uma curvatura que é semelhante ao segundo modo de flambagem das colunas tradicionais. Vale apontar ainda que os pontos de restrição existentes nas colunas presentes nas letras (d) e (h) também mostram outro tipo de curvatura nos modos flambagem.

Figura 14 – Modos de flambagem obtidos para diferentes colunas estudadas



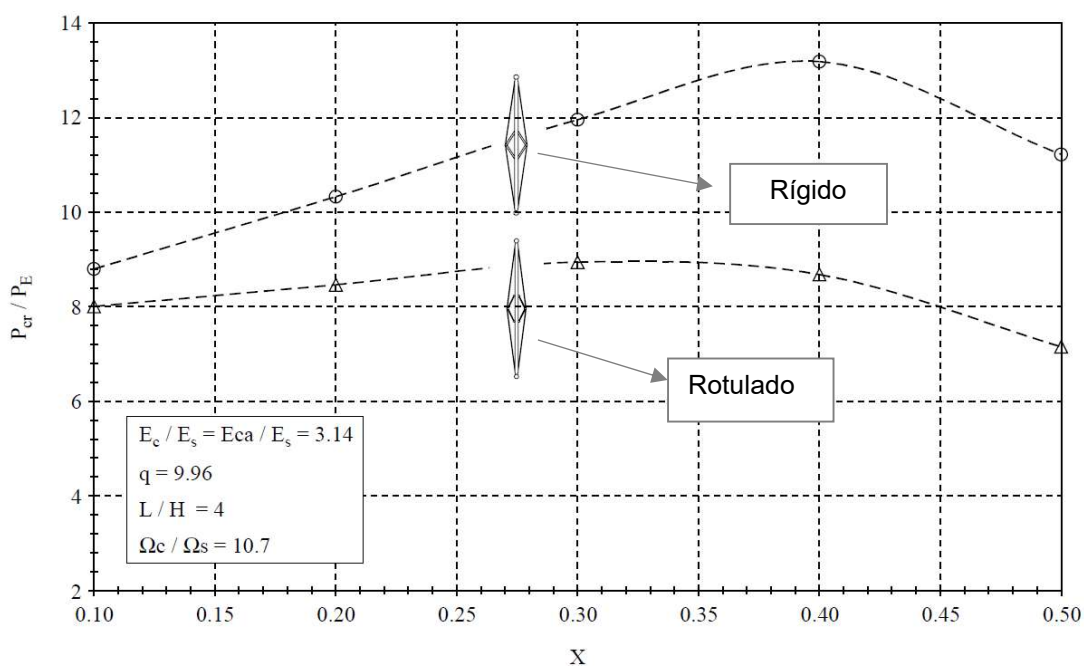
Fonte: Steirteghem et al. [21].

Ao usar o sistema de cruzeta dividida com restrição dupla, a carga de flambagem pode aumentar significativamente quando comparada com o sistema de cruzetas retas. Caso o sistema com rótulas ideais seja usado, a carga de flambagem pode ser aumentada em cerca de 28%. Por outro lado, para ligações rígidas, a carga pode ser 85% maior.

A Figura 15 mostra que a máxima carga de flambagem para uma coluna com restrição dupla rotulada será maximizada se a razão entre a distância dos braços e o comprimento da coluna for igual a $1/3$, que corresponde a um comprimento de flambagem de $L/3$, ou seja, 9 vezes a carga crítica de Euler. O eixo x representa a razão entre a distância dos braços e o comprimento da coluna.

Steirteghem et al. [21] concluíram que a rigidez à rotação da restrição dupla é muito alta, consequentemente, o modo de instabilidade da coluna é quase sempre simétrico e que a carga de flambagem é influenciada pelo diâmetro dos estais, comprimento e abertura dos braços.

Figura 15 – Efeito do ângulo de abertura dos braços



Fonte: Steirteghem et al. [21].

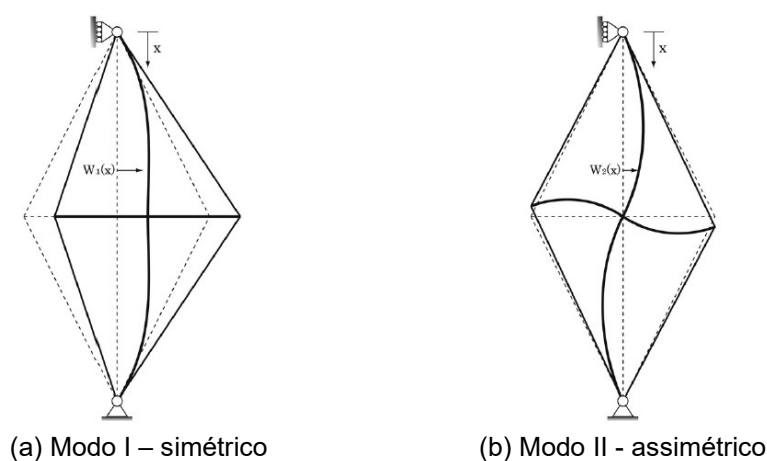
Saito e Wadee [22] avaliariam o comportamento pós flambagem das colunas estaiadas e protendidas através de modelos analíticos. A formulação do modelo foi baseada no princípio da energia total do sistema associado ao método proposto por Rayleigh-Ritz. A resposta estrutural foi analisada, e, posteriormente, validada através do software ABAQUS [13]. Para o modelo analítico foram adotadas as seguintes premissas:

- a) A coluna é bi-apoiada;
- b) A ligação entre a coluna e a cruzeta é considerada rígida;
- c) Não há excentricidade na coluna;
- d) Não há deformação por flexão nos estais e deformação axial nas cruzetas;
- e) Não há esforço de compressão nos estais;
- f) Análise elástica devido ao comportamento linear da curva tensão-deformação;
- g) Não há mudanças na geometria dos materiais quando se tem a protensão aplicada.

Saito e Wadee [22] reforçam que mudanças na geometria por causa da protensão tendem a não impactar de modo significativo a estrutura global. Porém, quando esse valor iguala-se a carga de Euler da coluna, as alterações geométricas desse elemento passam a ter influência na estrutura.

Diante do exposto, admitiu-se que o sistema estrutural estaria sujeito a dois modos de flambagem: modo simétrico e modo assimétrico. Os dois modos também foram observados por Hafez et al. [19] e podem ser observados na Figura 16.

Figura 16 – Modos de flambagem observados por Saito e Wadee [22]



Fonte: Saito e Wadee [22].

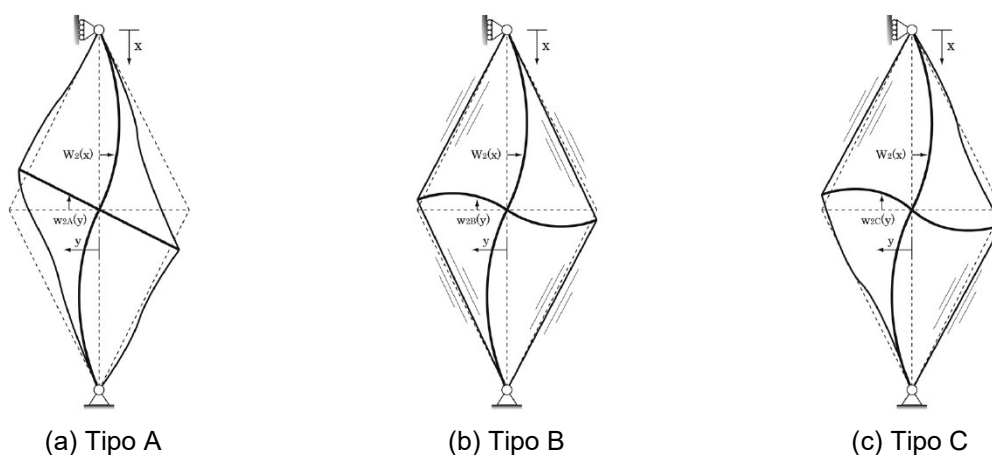
Observa-se que um simples sistema para travamento das colunas estaiadas no centro do vão pode gerar os dois modos flambagem anteriormente. E ainda, os autores apontam que os modos de deformação nos braços e a função do

encurtamento na extremidade da coluna são influenciados pelas tensões presentes nos estais.

Dessa forma, ao observar a Figura 17, nota-se que existem três tipos de flambagem para o modo 2, sendo estes: (i) Tipo A – no qual há o afrouxamento de todos os estais, (ii) Tipo B – em que todos os estais ficam ativos e (iii) Tipo C – somente dois estais ficam ativos. Diante do exposto, vale mencionar que o tipo A ocorre devido à aplicação de cargas de protensão mais baixas nos estais, o tipo B é caracterizado devido ao fato de a carga de protensão inicial ter a capacidade de evitar o afrouxamento dos estais até que haja a flambagem da coluna. Por fim, o tipo C pode ocorrer em três situações distintas: sem a protensão inicial ou no estado inicial, ou ainda, depois do tipo A e B.

Saito e Wadee [22] concluíram que, para os dois primeiros modos, o comportamento pós flambagem das colunas estaiadas é fortemente vinculado as distintas zonas apresentadas por Hafez et al. [18].

Figura 17 – Tipos de flambagem segundo modo observados por Saito e Wadee [22]

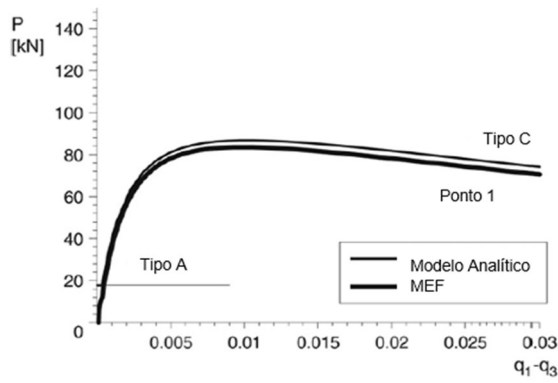


Fonte: Saito e Wadee. [22].

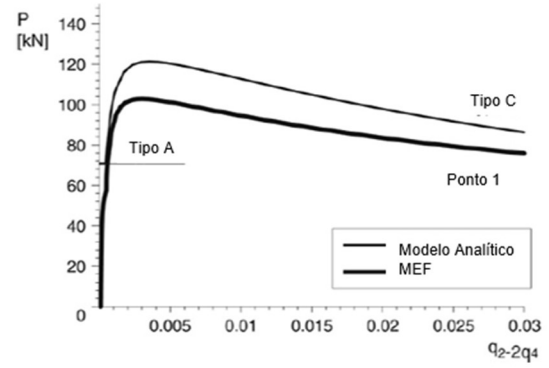
O trabalho de Saito e Wadee [22] mostrou que a máxima resistência da coluna não é o valor da carga crítica de flambagem. A resistência depende principalmente do nível de protensão inicial. Os modelos numéricos desenvolvidos em elementos finitos apresentaram resultados similares aos obtidos pelo modelo analítico. Conforme ilustra a Figura 18, observou-se que, para o Modo I, a curva de pós-flambagem praticamente coincidiu com o modelo analítico proposto. Por outro lado, para o segundo modo, não se obteve a mesma coerência observado no primeiro. Independentemente do

resultado obtido no Modo II, o autor menciona que o modelo analítico proposto é satisfatório para prever qualitativamente o comportamento a flambagem.

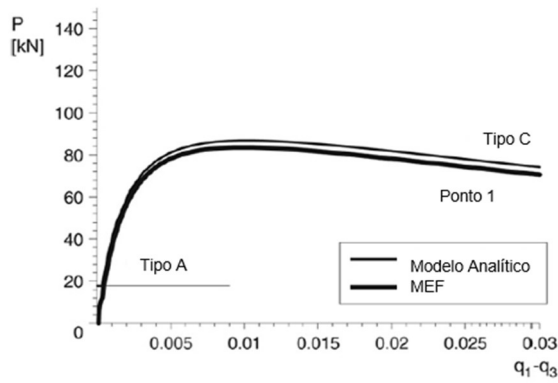
Figura 18 – Caminho de equilíbrio - modelo elementos finitos *versus* modelo analítico



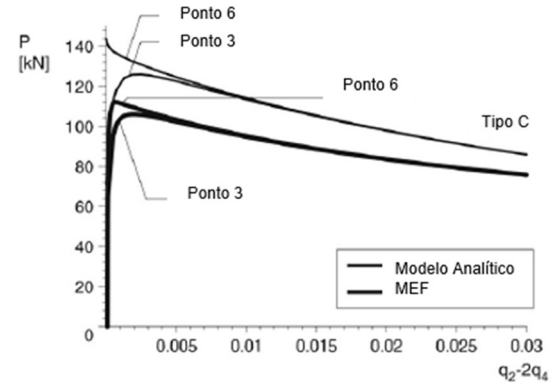
(a) Zona 1



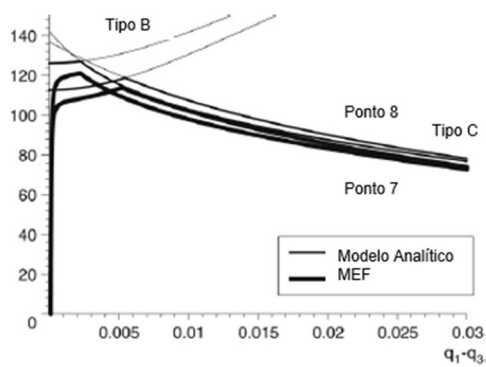
(b) Zona 1 – Modo 2



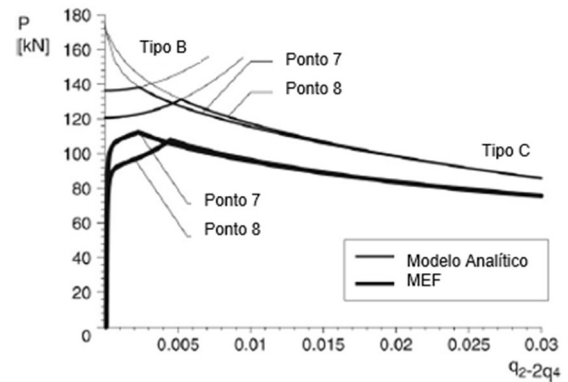
(c) Zona 2



(d) Zona 2 – Modo 2



(e) Zona 3



(f) Zona 3 – Modo 2

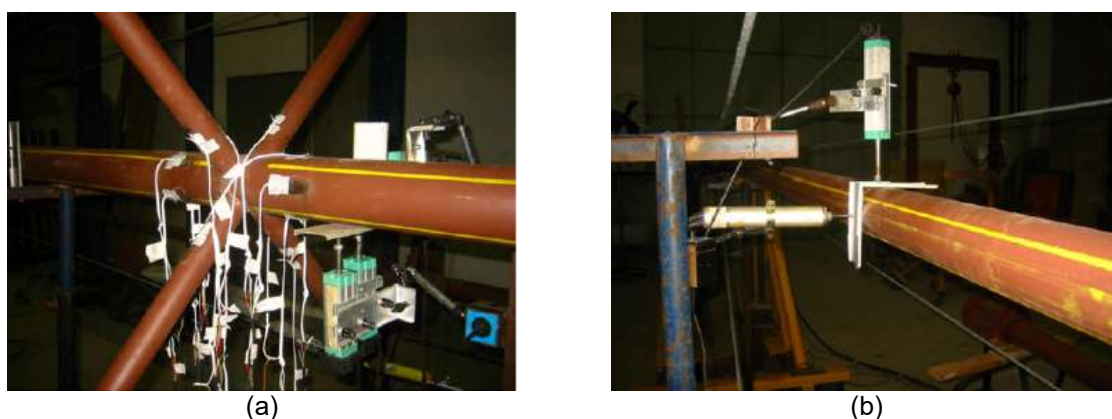
Fonte: Saito e Wadee. [22].

Atualmente, muitos trabalhos experimentais de colunas estaiadas e protendidas foram publicados por diversos autores. Entretanto, por conta das dificuldades físicas, quando comparado com o volume de trabalhos numéricos e analíticos, esse número ainda é bem inferior. Os trabalhos experimentais existentes mostram a resistência pós-flambagem das colunas estaiadas e protendidas, seu comportamento e as vantagens que o sistema estrutural oferece.

O principal objetivo do trabalho publicado por Araújo et al. [23] foi de avaliar a resposta teórica e experimental de colunas estaiadas e protendidas por meio de testes em laboratórios e a análise numérica pelo método dos elementos finitos. Uma série de ensaios experimentais foram desenvolvidos com colunas de 12 metros formados por dois segmentos de colunas soldados (5,5 e 6,5 m). A Figura 19 ilustra o detalha da aplicação dos instrumentos na coluna ensaiada.

No total, foram instalados 16 *strain gages* e 10 LVDT's ao longo da coluna. Devido as dificuldades de posicionar a coluna na vertical, os testes foram realizados na horizontal. Com isso, devido ao efeito do peso próprio, foi introduzido um cabo no meio do vão para minimizar seu efeito. Além disso, para minimizar esse efeito, aumentou-se a força de protensão nos estais inferiores.

Figura 19 – Detalhe instrumentação



Fonte: Araújo et al. [23].

Um modelo computacional de elementos finitos, ilustrado pela Figura 20, foi desenvolvido adotando as técnicas usuais de refinamento de malhas apresentadas no software ANSYS [24]. A coluna e as cruzetas foram modeladas utilizando elementos PIPE20 e os estais como LINK20.

Um deslocamento significativo foi observado no meio do vão quando a carga estava em 25 kN conforme mostra na Figura 21. O plano vertical foi inibido com a utilização do cabo para reduzir o efeito do peso próprio.

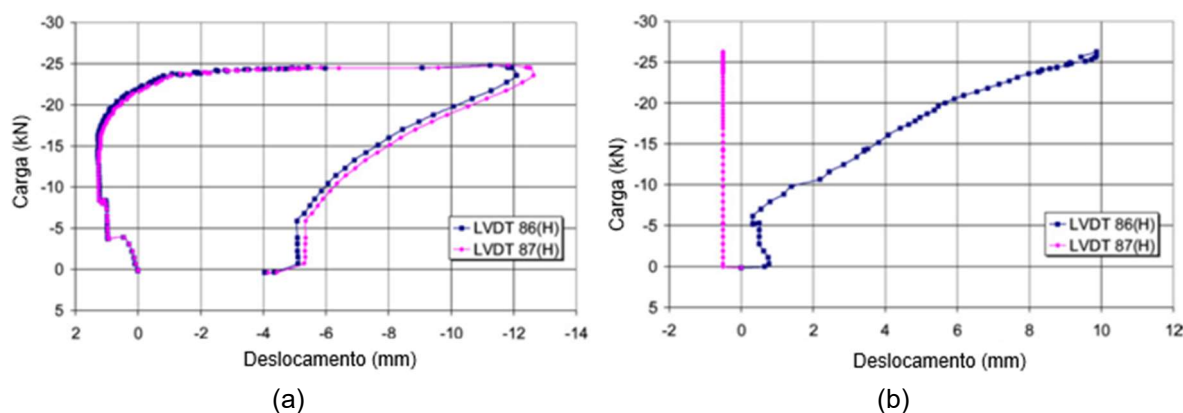
Figura 20 – Modelo numérico desenvolvido



Fonte: Araújo et al. [23].

Para simular a redução do peso próprio do ensaio experimental foi adicionado um cabo no meio da coluna inibindo a flambagem no plano vertical. A Figura 21 mostra um deslocamento significativo no meio do vão indicando o comportamento de flambagem da coluna no plano horizontal.

Figura 21 – Carga versus deslocamento meio do vão



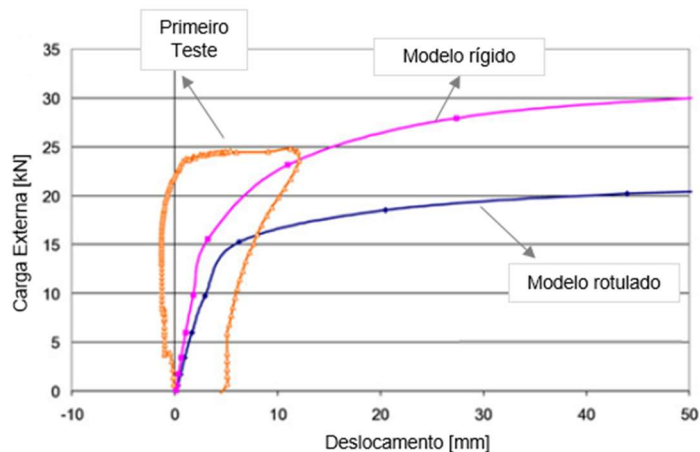
Fonte: Araújo et al. [23].

A Figura 22 mostra a comparação dos resultados do modelo numérico com o primeiro ensaio experimental em termos da curva carga versus deslocamento lateral. É possível observar que a carga última do ensaio experimental está entre as duas análises numéricas, considerando apoio rígido ou rotulado. Araújo et al. [23] observaram que conforme a força de protensão nos estais aumenta, no modelo numérico, a coluna tende a se comportar como rígida.

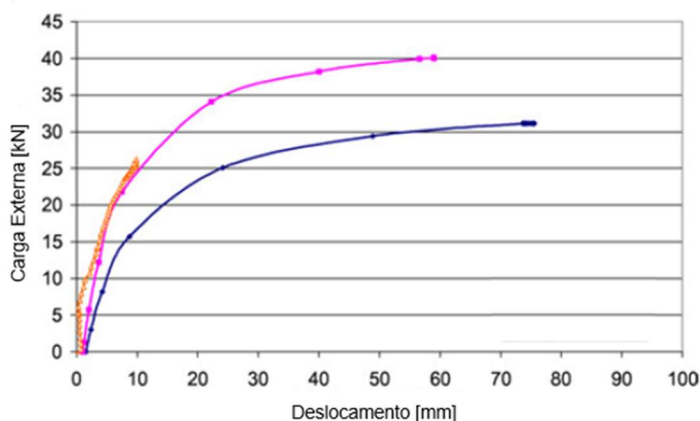
Uma análise paramétrica foi realizada por Araújo et al. [23] para investigar a influência da imperfeição inicial e, como principal objetivo, para determinar a carga de

protensão ótima que faz com que a coluna atinja a maior carga possível. Na análise numérica foi adotado que a máxima imperfeição ocorre no meio do vão com valores de $L/150$, $L/500$ e $L/300$.

Figura 22 – Primeiro modelo numérico e ensaio experimental *versus* deslocamento lateral



(a) modelo experimental



(b) modelo numérico

Fonte: Araújo et al. [23].

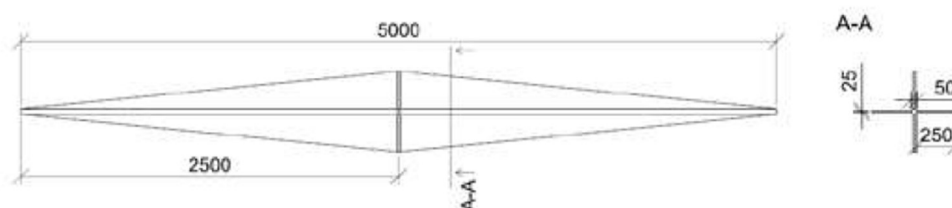
Araújo et al. [23] concluíram que o uso de colunas estaiadas pode aumentar em mais de 100% a resistência à compressão da coluna. E ainda, colunas com imperfeições de $L/150$ apresentaram um aumento na capacidade de carga entre 160% e 485% quando comparado com colunas sem estais. Um aumento na rigidez dos estais proporciona uma maior carga de colapso do sistema estrutural.

Até o ano de 2010 todos os ensaios experimentais de colunas estaiadas protendidas tinham sido realizados com colunas em aço carbono. Em 2011, Servitova e Machacek [14] realizaram os primeiros ensaios experimentais de colunas estaiadas

e protendidas em aço inoxidável austenítico 14301. Foram realizados 4 ensaios sendo que um deles, não havia a presença dos estais.

A coluna ensaiada possuía 5 m de comprimento com diâmetro externo e espessura de 50 mm e 2 mm, respectivamente. Já a cruzeta possuía um comprimento de 250 mm com diâmetro externo de 25 mm e espessura de 1,50 mm conforme indicado na Figura 23.

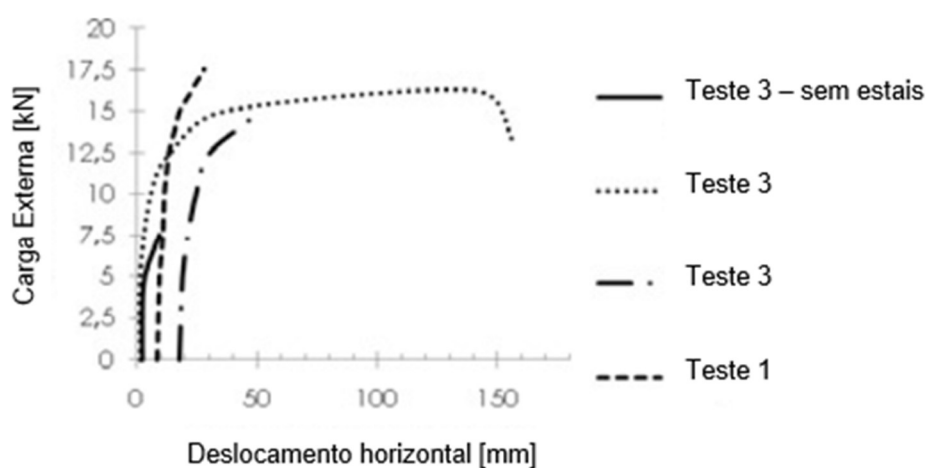
Figura 23 – Coluna estaiada ensaiada por Servitova e Machacek [14]



Fonte: Servitova e Machacek [14].

Conhecida a imperfeição inicial da coluna, sua deflexão foi medida através de digitalização 3D. Entretanto, não há informações sobre a magnitude da imperfeição experimental fornecida na referência. Para cada uma das três colunas estaiadas foi realizado ensaio com um esforço de protensão nos estais de 975 N, 1135 N e 1360 N, obtendo capacidade de carga de 17,75 kN, 14,96 kN e 16,23 kN, respectivamente. A Figura 24 ilustra o comportamento carga *versus* máxima deflexão horizontal no meio da altura da coluna

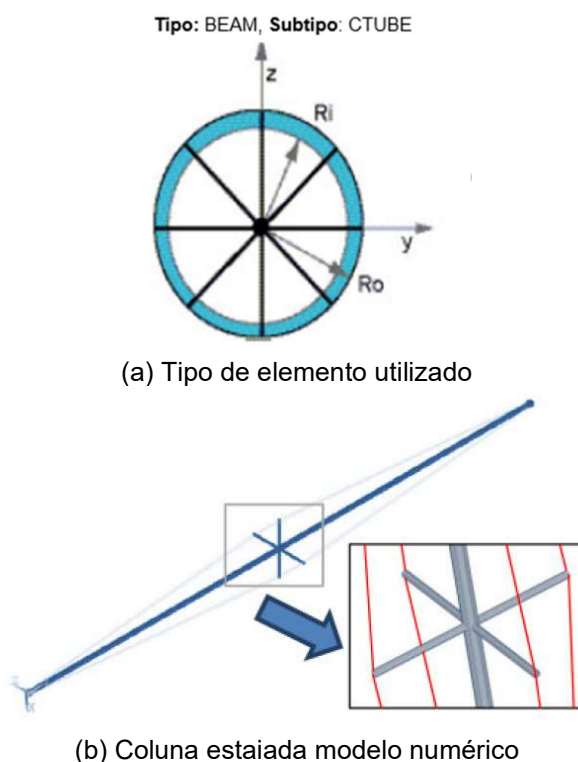
Figura 24 – Relação carga *versus* deslocamento horizontal



Fonte: Servitova e Machacek [14].

A partir de resultados experimentais de colunas tubulares estaiadas e protendidas em aço inoxidável e aço carbono, Lima et al. [25] desenvolveram um modelo numérico com objetivo de prever o comportamento de colunas desse tipo. Posteriormente, foi realizado um estudo paramétrico extensivo variando a imperfeição inicial (1 mm, 10 mm, 15 mm, 20 mm, 25 mm e 30 mm).

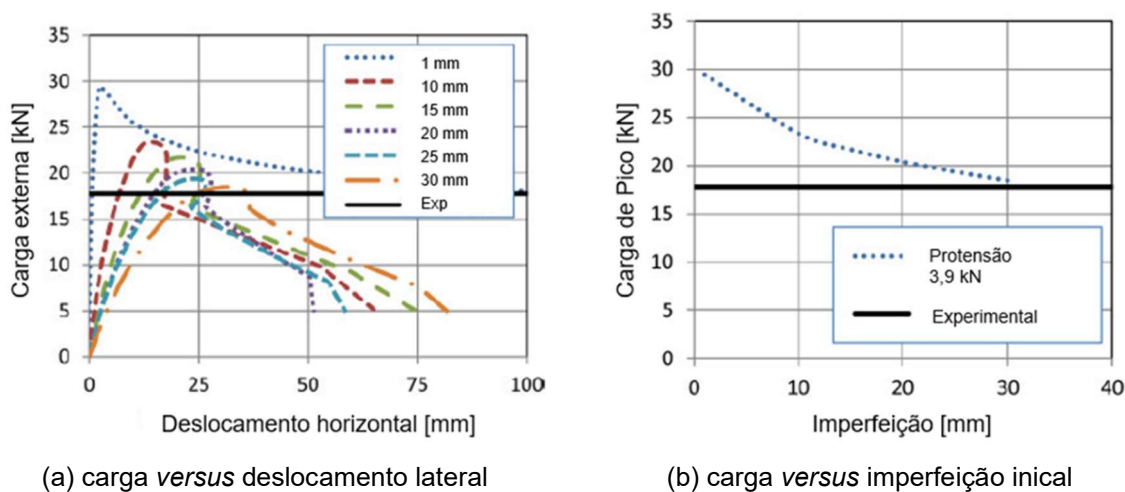
Figura 25 – Layout do modelo numérico desenvolvido



Fonte: Lima et al. [25].

As extremidades da coluna foram consideradas como simplesmente apoiadas. Ademais, foram realizadas análises com três níveis de protensão, e, para cada análise, foi medida as deflexões laterais. A Figura 26 mostra a relação dos valores da imperfeição inicial com a carga última é inversamente proporcional. Ou seja, quanto maior a imperfeição inicial, menor a carga da coluna. Usando a imperfeição máxima sugerida pela NBR 8800 [11], os autores obtiveram uma carga 35% maior que a carga obtida experimentalmente.

Figura 26 – Resultado Numérico - força de protensão



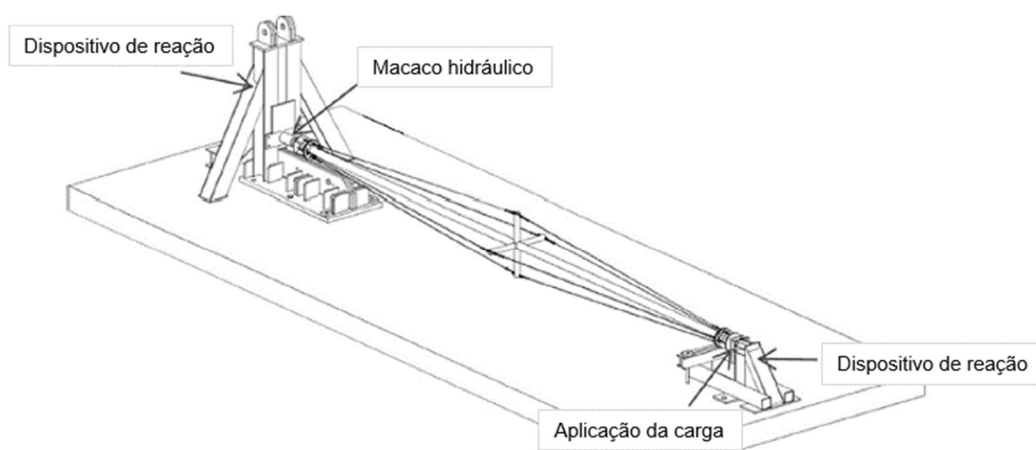
Fonte: Lima et al. [25].

Serra et al. [26] realizaram experimentos de quarenta e quatro colunas estaiadas e protendidas com cruzetas simples com o objetivo de investigar diversos parâmetros tais como: diâmetro dos cabos, níveis das forças de protensão, diâmetro da seção transversal, níveis de esbeltez e propriedades dos materiais. Os protótipos, cada um com 12 m de comprimento, foram divididos em quatro grupos diferentes classificados pela geometria e o material da coluna: aço carbono ou aço de alta resistência. Por conta da restrição física do laboratório, as colunas foram posicionadas na posição horizontal conforme ilustrado na Figura 27, e, para evitar o efeito do peso próprio, suportes foram instalados.

Os resultados das colunas estaiadas foram divididos em três diferentes análises: (i) força *versus* deslocamento lateral e no apoio, (ii) força *versus* tensão nos estais (iii) deslocamento lateral ao longo do comprimento em duas cargas diferentes para determinar o formato da deflexão ao longo do comprimento da coluna.

Para todas as colunas ensaiadas, nenhum elemento atingiu a sua respectiva tensão de escoamento. Portanto, a falha das colunas foi associada a instabilidade ao invés da plastificação do material. Observou-se que quanto menor é o alongamento nos estais, maior a força no mesmo e quanto maior o diâmetro dos estais maior é carga última da coluna.

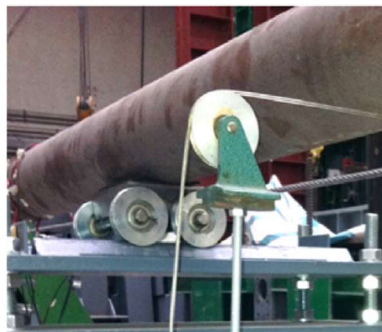
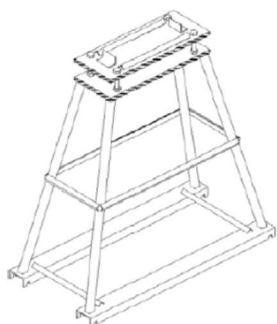
Figura 27 – Desenho esquemático ensaio experimental



(a) vista isométrica



(b) suportes para evitar efeito no peso próprio



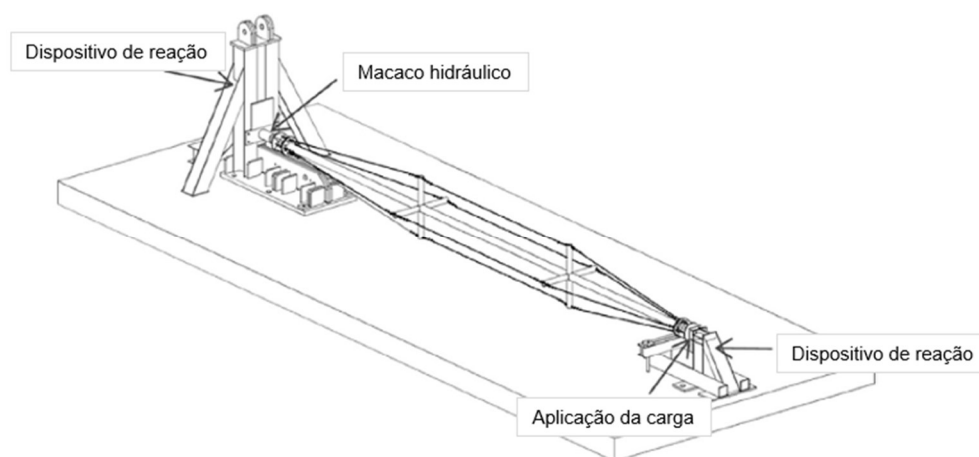
(c) suporte utilizado no ensaio experimental

Fonte: Serra et al. [26].

Serra et al. [26] concluíram que a seção transversal da coluna é diretamente proporcional a capacidade de carga e que são altamente sensíveis a imperfeições geométricas. Pelas limitações físicas do laboratório, a utilização de aço de alta resistência não apresentou nenhum benefício para colunas estaiadas e protendidas. Tanto o aço carbono quanto o aço de alta resistência apresentaram o modo de falha simétrico. Entretanto, foi importante para identificar a sensibilidade das imperfeições geométricas no modo de falha do sistema estrutural.

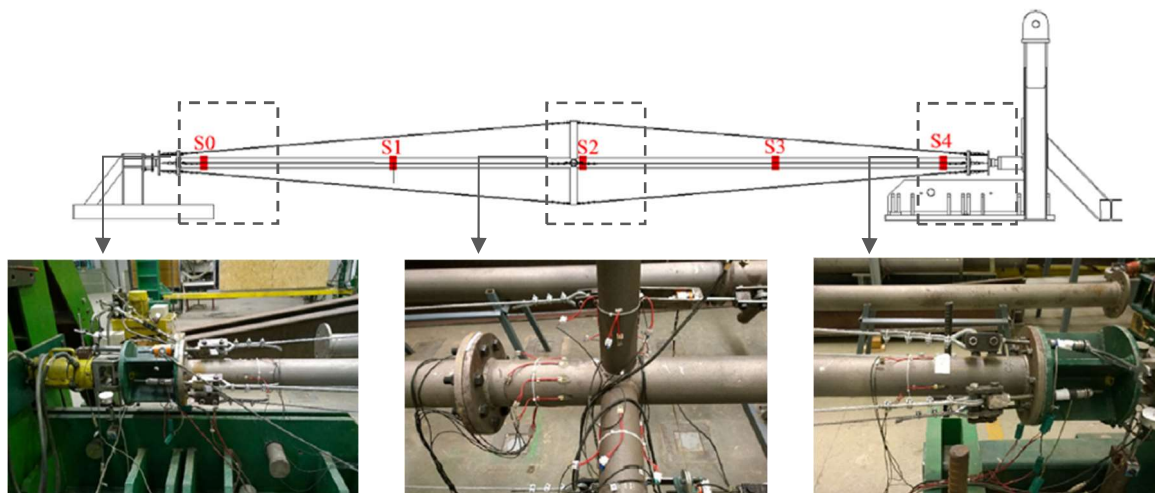
Martins et al. [27] realizaram ensaios experimentais de setenta e sete colunas estaiadas e protendidas com cruzeta simples e dupla em aço carbono tradicional e aço carbono de alta resistência. As colunas possuem 18 m cada e foram dividida em sete grupo sendo cinco grupos considerando cruzeta simples, similares aos ensaios realizados por Serra et al. [26] e dois grupos com cruzeta dupla conforme ilustrados na Figura 28 e Figura 29, respectivamente. Cada grupo possui uma coluna sem estais, cinco colunas com cabos de 10 mm de diâmetro e cinco colunas com cabos de 13 mm de diâmetro, totalizando 11 ensaios por grupo.

Figura 28 – Layout ensaio experimental com cruzeta dupla



Fonte: Martins et al. [27].

Figura 29 – Posição e detalhamento dos *strain gauges* em ensaios com cruzetas simples



Fonte: Martins et al. [27].

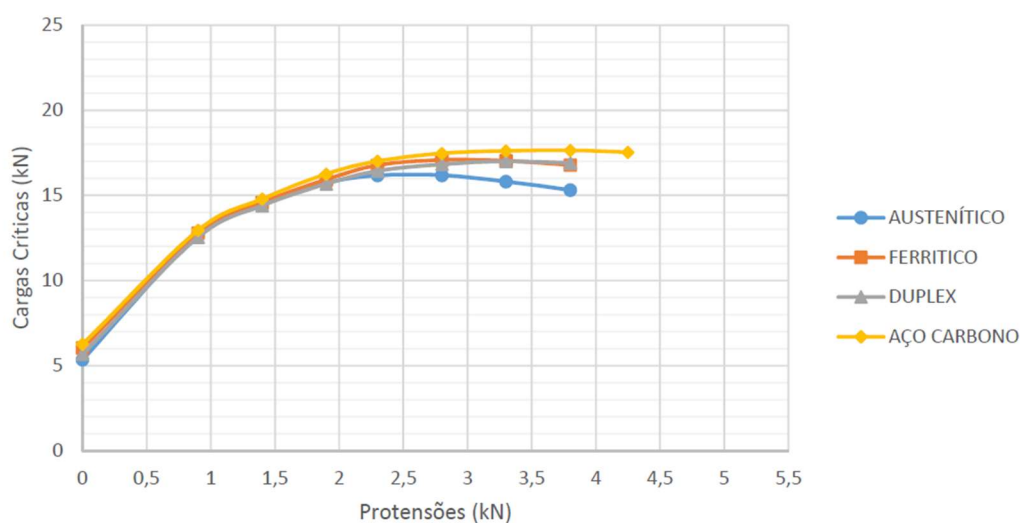
As colunas sem estais que foram ensaiadas apresentaram resultados satisfatórios quando comparadas as recomendações de dimensionamento contidas no EN1993-1-1 [9]. Já para as colunas com estais, diversos parâmetros como o nível de protensão inicial, diâmetro dos estais, número de cruzetas e a utilização de aço de alta resistência foram avaliados.

Os resultados experimentais mostraram que aumentando o diâmetro dos cabos e o ângulo entre eles, assim como, adicionando também uma segunda cruzeta, tem-se o aumento da capacidade de carga. Esses benefícios que são traduzidos em economia de material, por exemplo. Isto foi mostrado pelos autores que usando sistemas protendidos, a maioria das colunas para o aço carbono deveriam ter seções transversais mais robustas. Adicionalmente, não foi possível confirmar na época do estudo o benefício da utilização do aço de alta resistência perante o aço carbono.

A concepção do estudo realizado por Ribeiro [28] foi avaliar o comportamento de colunas estaidas e protendidas para diversos tipos de aços inoxidáveis: (i) austenítico (ii) ferrítico e (iii) duplex. O modelo numérico foi calibrado a partir do modelo experimental realizado por Servitova e Machacek [14] e desenvolvido através do software de elementos finitos ANSYS [24]. Além da avaliação dos tipos de aço inoxidável, a autora variou a amplitude da imperfeição inicial e o nível de imperfeição. Os resultados encontrados foram comparados com os oriundos do modelo de aço carbono.

Com base nos resultados obtidos, Ribeiro [28] constatou a similaridade no comportamento mecânico das estruturas de aço inoxidável e aço carbono mesmo apesar do aço inoxidável possuir diferenças significantes em termos de propriedades mecânicas. A Figura 30 ilustra o gráfico capacidade de carga *versus* esforço de protensão aplicado para os tipos de aço em análise.

Figura 30 – Comparação entre capacidade de carga e protensão para tipos de aço - imperfeição 20 mm

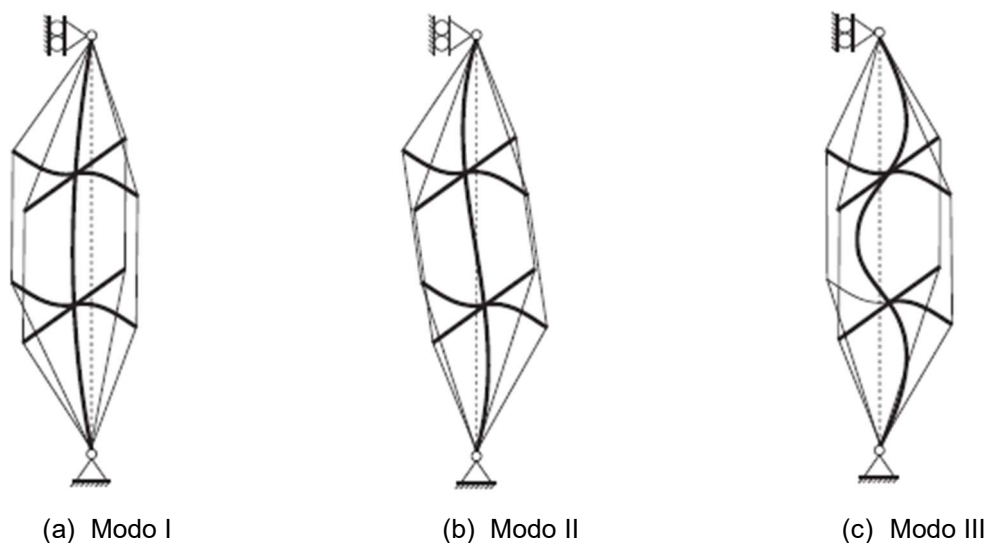


Fonte: Ribeiro [28].

Li et al. [29] avaliaram a estabilidade de colunas estaiadas e protendidas com cruzeta dupla através de modelos analíticos em conjunto com o método dos elementos finitos. Além da influência do número de cruzetas, foi avaliada a estabilidade devido a rigidez dos estais. O comprimento das cruzetas é o mesmo em todas as análises sendo que está localizada nos terços do comprimento da coluna.

Para colunas estaiadas com cruzetas simples, os modos de flambagem são aproximadamente metade e uma onda e meia de seno. Entretanto, para colunas com cruzetas duplas, a obtenção dos modos críticos de flambagem e as respectivas cargas passa a ser mais difícil. O modo crítico de flambagem para esse tipo de estrutura pode ser três meias ondas de seno. A Figura 31 ilustra os modos de flambagem obtidos para colunas com cruzetas duplas.

Figura 31 – Modos de flambagem para colunas estaiadas com duas cruzetas

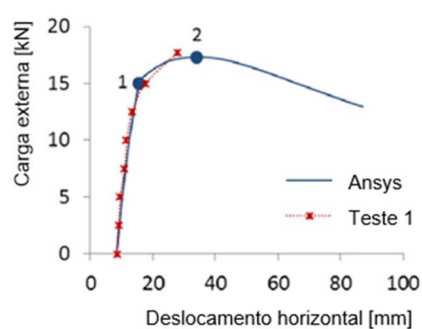


Fonte: Li et al. [29].

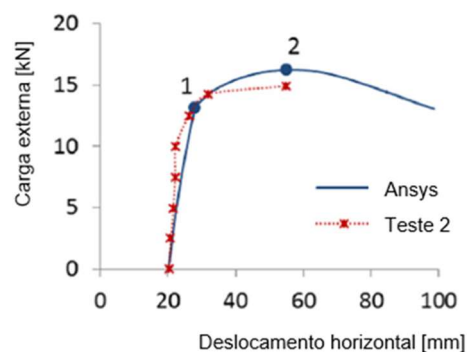
Li et al. [29] apontaram ainda que à medida em que se eleva o diâmetro dos estais, a capacidade de carga da coluna melhora, no entanto, ao se aumentar o comprimento dos braços a capacidade de carga das colunas tende a diminuir. A justificativa para tal reside no fato de que a rigidez axial do material diminui com o aumento do comprimento.

Machacek, Pichal [4] realizaram estudos numéricos baseados em ensaios experimentais realizados por Servitova e Machacek [14]. Os autores calibraram um modelo numérico através de um software de elementos finitos ANSYS [24] utilizando elemento de viga para coluna e cruzeta e elemento de treliça para os estais. No modelo desenvolvido foi considerada a não linearidade física e geométrica do material, e, uma vez com o modelo calibrado foram feitas análises considerando diversas condições de contorno.

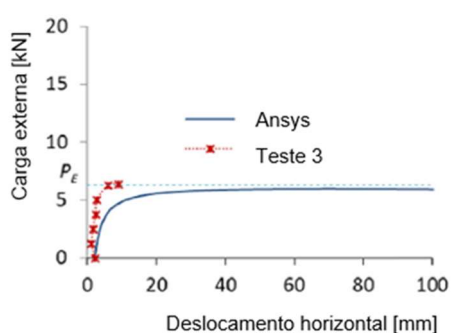
Os resultados ilustrados na Figura 32 mostram que o modelo proposto pode ser devidamente validado pelos resultados dos ensaios experimentais mesmo o teste 4 possuindo uma diferença. Esta diferença é atribuída ao fato dos estais estarem relaxados. Porém, com o aumento da carga, os estais do lado convexo permanecem ativos confirmando o efeito positivo dos estais não protendidos na carga última.

Figura 32 – Resultados experimentais *versus* resultados numéricos

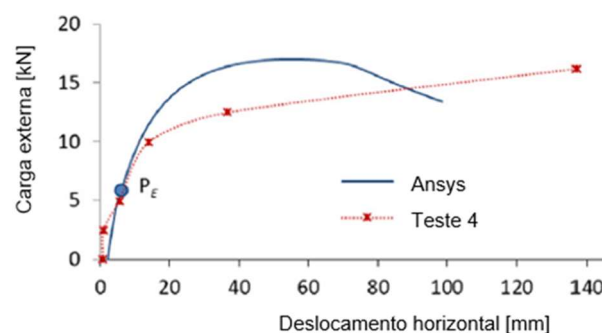
(a) Ensaio 1



(b) Ensaio 2



(c) Ensaio 3



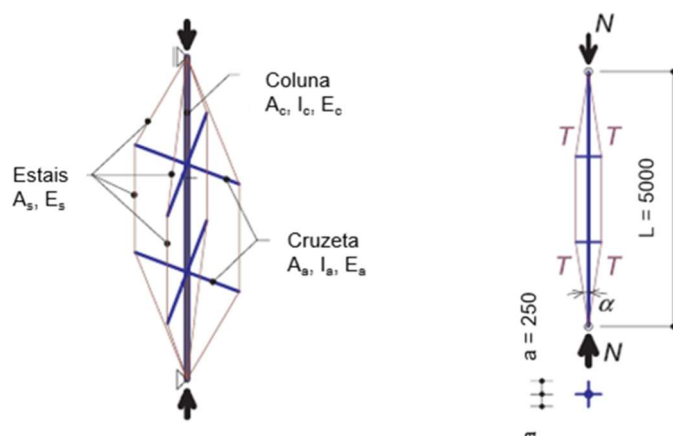
(d) Ensaio 4

Fonte: Machacek, Josef e Pichal [4].

Uma vez com o modelo calibrado, Machacek e Pichal [4] analisaram colunas estaidas com duas cruzetas localizadas nos terços de seu comprimento, Figura 33, utilizando a mesma teoria de análise das colunas com apenas uma cruzeta.

Com a adição da segunda cruzeta, observaram um aumento tanto na carga crítica, quanto da capacidade máxima de resistência. Assim como, para colunas com apenas uma cruzeta, os resultados de colunas com duas cruzetas mostraram que a carga crítica de colunas imperfeitas é significativamente menor que as colunas ideais. Porém, a razão entre as cargas máximas para colunas ideais e imperfeitas permaneceu a mesma quando comparada para as colunas com uma e duas cruzetas.

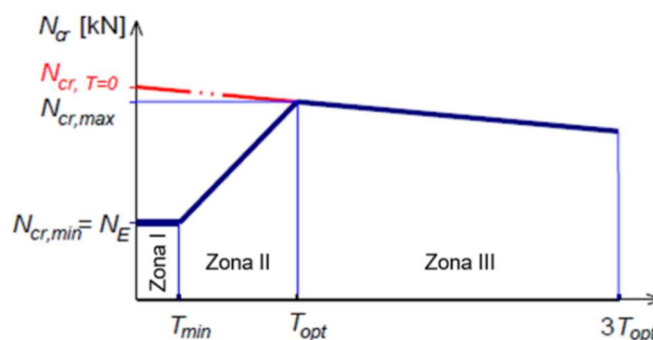
Figura 33 – Arranjo e geometria da coluna com duas cruzetas analisada



Fonte: Machacek, Josef e Pichal [4].

No ano seguinte, Machacek e Pichal [30] continuaram investigando o comportamento das mesmas colunas em aço inoxidável com uma e duas cruzetas. Assim como, para colunas com apenas uma cruzeta, os autores comprovaram analiticamente que colunas com cruzetas duplas possuem comportamento similar as zonas de flambagem dependendo da força de protensão inicial.

Figura 34 - Zonas força protensão inicial

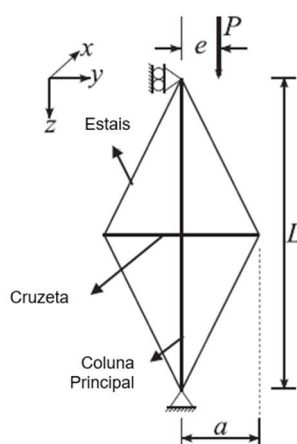


Fonte: Machacek, Josef e Pichal [30].

Machacek e Pichal [30] concluíram que na análise não linear geométrica e física considerando imperfeições, as colunas com duas cruzetas aumentam a carga da coluna tanto quando considerada ideal e imperfeita. Adicionalmente, considera-se a não linearidade do aço inoxidável leva a uma redução da resistência ao comparar com resultados anteriores.

O comportamento de colunas estaiadas e protendidas submetidas a cargas de compressão vem sendo amplamente estudado por diversos autores. Entretanto, pesquisas relacionadas ao comportamento de colunas estaiadas submetidas a carregamento excêntrico ainda não foi amplamente explorado. Através da análise numérica, Li et al. [31] investigaram a estabilidade e o comportamento de colunas tubulares submetidas a carga axial com uma excentricidade conforme mostra a Figura 35.

Figura 35 – Configuração geométrica da coluna estaiada e protendida com carga excêntrica



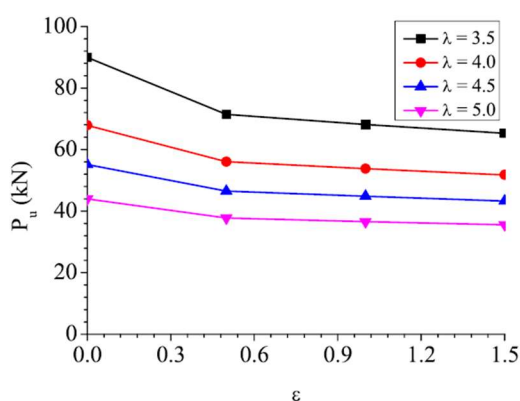
Fonte: Li et al. [31].

O modelo numérico desenvolvido por Li et al. [31] foi feito através do software comercial ABAQUS [13]. A coluna foi modelada como elemento de viga B32 e os estais foram modelados como elementos de barra T3D2. Os autores realizaram uma análise bidimensional variando a esbeltez normalizada (3,5 a 5,0), a excentricidade (0 a 1,5 mm) e o diâmetro dos estais (1,6 a 8,0 mm). As ligações entre a cruzeta e a coluna e coluna com foram consideradas, respectivamente, rígida e rotulada.

Para investigar o efeito do carregamento excêntrico, os valores do diâmetro dos estais e do comprimento da cruzeta foram fixados em 4,80 mm e $L/10$, respectivamente. Obviamente, a razão de excentricidade poderia afetar significativamente o comportamento no que se refere a estabilidade. No geral, a capacidade de carga pode ser diminuída aumentando a relação carga *versus* excentricidade.

A Figura 36 apresenta a variação da taxa da capacidade de carga de uma coluna estaiada e protendida e da excentricidade da carga normalizada ($\varepsilon = eA/W_{el}$). Pode ser visto que as capacidades vão significativamente diminuindo quando a razão de excentricidade da carga aumenta de 0 para 0,5. Entretanto, a taxa de diminuição começa a reduzir quando a razão entre excentricidade e carga é maior que 0,5.

Figura 36 – Capacidades de carga *versus* variação da razão de excentricidade



Fonte: Li *et al.* [31].

Li *et al.* [31] mostraram através da análise não linear que a resistência de colunas estaiadas e protendidas podem ser afetadas negativamente por conta da excentricidade da carga. O efeito do comprimento da cruzeta e o diâmetro dos estais no comportamento da estabilidade são diferentes quando comparado com as colunas carregadas axialmente. Para as colunas carregadas axialmente, a capacidade de carga é minimamente afetada quando se aumenta o diâmetro dos estais ou o comprimento da cruzeta. Por outro lado, para colunas com excentricidade, há um aumento considerável de resistência.

O presente capítulo apresentou os principais estudos referentes a colunas estaiadas e protendidas. Apesar de ser um sistema estrutural relativamente simples, a modificação de algum elemento pode alterar substancialmente o comportamento do sistema em estudo. Nível de protensão, amplitude da imperfeição e geometria dos elementos são itens mais discutidos pelos autores, os quais contribuem na capacidade de carga. Porém, ainda não é tão extensa a gama de estudos em relação aos tipos de materiais a serem utilizados, em especial a utilização do aço inoxidável.

1.2. Métodos de Dimensionamento existentes

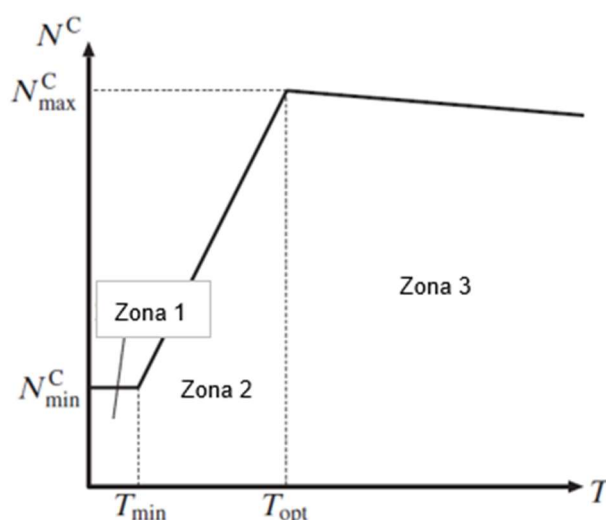
1.2.1. Dimensionamento por Wadee et al. [1]

A capacidade de carga das colunas em estudo leva em consideração, uma ação combinada da presença dos estais e a resistência da cruzeta ao deslocamento devido à flambagem. Para fins de projeto, a obtenção dos valores da carga crítica de flambagem para esse tipo de estrutura é complexa e limitada para utilização de um dimensionamento em geral.

Wadee et al. [1] apresentaram um modelo de dimensionamento elástico simplificado e genérico para a obtenção da carga crítica de flambagem para colunas estaiadas e protendidas com cruzeta simples em aço carbono. Os resultados obtidos foram validados através de ensaios experimentais e simulações através do método dos elementos finitos.

Através da análise analítica realizada por Smith et al. [16] e Hafez et al. [18], concluiu-se que dependendo do nível de protensão inicial nos estais, as colunas em estudo apresentam três zonas de obtenção da carga crítica de flambagem da coluna protendida em função da protensão aplicada nos estais, sendo apresentada na Figura 37.

Figura 37 - Carga crítica de flambagem teórica versus protensão inicial dos estais



Fonte: Wadee et al. [1].

Na Zona 1, a protensão inicial é tão pequena que a tensão nos estais desaparece. A coluna comporta-se como não estaiada e a carga crítica de flambagem é igual a carga crítica de Euler. Nesse caso, a presença dos estais é ineficaz para combater o início da instabilidade. Esse comportamento acontece quando a força de protensão inicial é menor que a protensão mínima que pode ser obtida por:

$$T_{\min} = C_{11} N_{\min}^C \begin{cases} = C_{11} N_E & p / \text{modo simétrico} \\ = 4 C_{11} N_E & p / \text{modo assimétrico} \end{cases} \quad (1)$$

onde C_{11} é dado por:

$$C_{11} = \frac{\cos \alpha}{2 K_c \left(\frac{1}{K_s} + \frac{2 \sin^2 \alpha}{K_a} + \frac{n \cos^2 \alpha}{2 K_c} \right)} \quad (2)$$

sendo que K_c , K_s e K_a representam, respectivamente, a rigidez axial da coluna, estais e cruzeta:

$$K_c = \frac{E_c A_c}{L_c}; \quad K_s = \frac{E_s A_s}{L_s}; \quad K_a = \frac{E_a A_a}{a}; \quad (3)$$

para a disposição no espaço $n = 4$ e para disposição no plano $n = 2$.

Na zona 2, a força de protensão é maior que a protensão mínima, mas igual ou menor que a protensão ótima na qual a carga crítica de flambagem atinge seu maior valor. A protensão nos estais está ativa no momento da ocorrência do fenômeno de flambagem.

$$T = [T_{\min} - T_{opt}] \quad (4)$$

$$T_{opt} = C_{11} N_{\max}^C \quad (5)$$

Por último, na zona 3, a força de protensão é maior que a força de protensão ótima. Os estais ainda permanecem ativos mesmo após a ocorrência da flambagem

fazendo com que a tensão nos mesmos aumente. Conseqüentemente, há uma redução da carga crítica de flambagem da coluna.

$$T_{\max} = \frac{N_{cr,\max}}{n \cos \alpha} \quad (6)$$

A carga crítica de flambagem nesse estágio pode ser obtida por:

$$N_{cr,3} = (N_{\max}^C - nT \cos \alpha) C_2 \quad (7)$$

$$C_2 = 1 + \frac{n \cos^2 \alpha}{2K_c \left(\frac{1}{K_s} + \frac{2 \sin^2 \alpha}{K_a} \right)} \quad (8)$$

O valor de N_{\max}^C , ilustrado na Figura 37, é a máxima carga crítica de flambagem para uma determinada protensão e configuração do modo de flambagem, que pode ser obtida teoricamente encontrando o valor de D que representa a frequência natural da coluna estaiada. Para o modo simétrico e o modo assimétrico, o valor de D pode ser obtido pela solução das equações (9) e (10), respectivamente.

$$\frac{2K_s}{B} \sin^2 \alpha = \frac{D^3}{D - \tan D} \quad (9)$$

$$\frac{B}{\sin^2 \alpha} \left(\frac{\cos^2 \alpha}{3B_a} + \frac{1}{2K_s} \right) = \frac{D - \tan D}{D^2 \tan D} \quad (10)$$

onde, os valores de B e B_a são dados por:

$$B = \frac{8EI}{L^3}; B_a = \frac{E_a I_a}{\alpha^3} \quad (11)$$

Após o procedimento detalhado acima. A carga crítica máxima na Zona 3 pode ser obtida pela seguinte expressão:

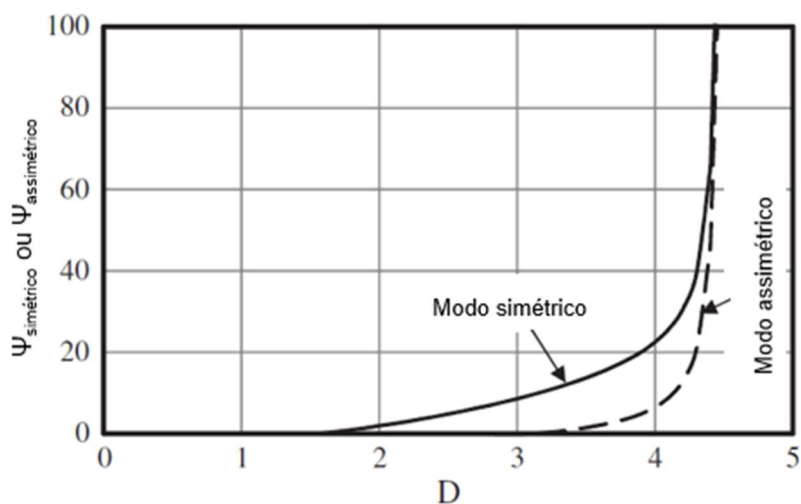
$$N_{\max}^C = \frac{4D^2 EI}{L^2} \quad (12)$$

A força de protensão inicial para qualquer configuração não deve ser menor que a protensão mínima obtida através da equação (1). Por outro lado, a carga crítica máxima, N_{max}^C , ocorre quando o valor da força de protensão é igual a protensão ótima e pode ser obtida de uma maneira mais fácil através das equações (13) e (14) e através do gráfico ilustrado na Figura 38.

$$\psi_{sim} = \frac{2K_s}{B} \sin^2 \alpha \quad (13)$$

$$\psi_{anti} = \frac{1}{B} \left(\frac{1}{3B_a \tan^2 \alpha} + \frac{1}{2K_s \sin^2 \alpha} \right)^{-1} \quad (14)$$

Figura 38 – Gráfico para facilitar a obtenção do N_{\max} para cada modo de flambagem



Fonte: Wadee et al. [1].

Portanto, com o valor da carga crítica e o modo de flambagem da coluna, pode-se utilizar a seguinte condição:

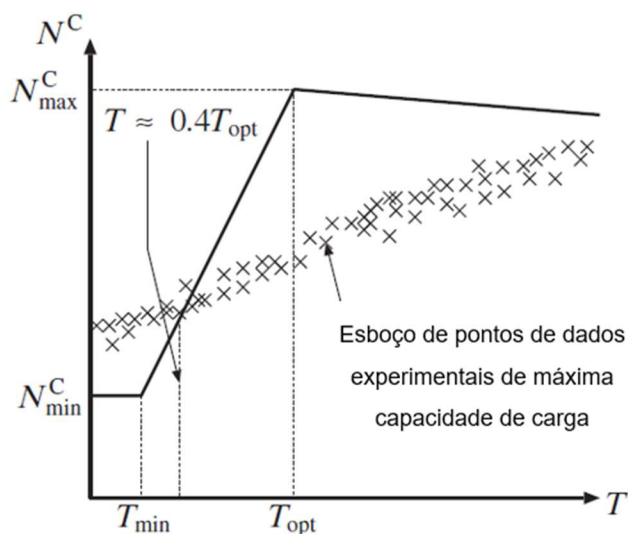
$$N_{\max}^C = \min(N_{\max,\text{sym}}^C; N_{\max,\text{anti}}^C) \quad (15)$$

1.2.1.1. Capacidade máxima de carga

Uma vez determinada a carga crítica de flambagem elástica das colunas estaiadas e protendidas na seção anterior, a presente seção ilustra o procedimento utilizado por Wadee et al. [1] para obter a capacidade máxima de carga. Segundo o autor, a capacidade máxima da coluna depende da configuração inicial, o nível de protensão nos estais e a amplitude da imperfeição global.

Um gráfico esquemático ilustrado na Figura 39 mostra a típica variação da capacidade de carga da coluna com uma protensão inicial relativa ao comportamento da carga crítica de flambagem.

Figura 39 – Gráfico esquemático mostrando a distribuição dos resultados obtidos experimentalmente



Fonte: Wadee et al. [1].

Para simular diversas possibilidades de cenários de construção, Wadee et al. [1] consideraram diferentes níveis de imperfeição. A menor imperfeição considerada foi de $L/1000$ onde a mesma é recomendada somente quando é mensurada em campo. Por outro lado, a imperfeição máxima considerada foi de $L/200$ permitida pelo EN1993-1-1 [9] enquanto a imperfeição intermediária foi de $L/400$.

1.2.1.1.1. Modo de flambagem simétrico

Para o modo de flambagem simétrico, as expressões foram validadas por ensaios experimentais e estudos numéricos e são válidas somente para a relação $2a/L = [0,05; 0,175]$ onde "a" representa o comprimento do braço da cruzeta e L o comprimento da coluna.

Quando a protensão inicial nos estais é menor que a pretensão mínima, ou seja, na Zona 1, as expressões para obter a resistência podem ser obtidas através da Tabela 1. Por outro lado, caso o valor da protensão seja maior que a protensão mínima e 40% da protensão ótima, ou seja, representa o primeiro trecho da Zona 2, a carga pode ser obtida através da equação (16).

$$\left(\frac{N_{\max}}{N^C}\right)_{sym,z2a} = \left[\frac{1 - (N_{\max}/N^C)_{sym,z1}}{0,40 T_{opt} - T_{\min}} \right] (T - T_{\min}) + (N_{\max}/N^C)_{sym,z1} \quad (16)$$

onde $(N_{\max}/N^C)_{sym,z1}$ é a carga normalizada da zona 1 obtida através da Tabela 1.

Quando a protensão inicial está maior ou igual que 40% da protensão ótima e menor que a protensão ótima, é observado um comportamento instável da coluna pós o fenômeno de flambagem cujo dimensionamento é definido pela equação a seguir:

$$\left(\frac{N_{\max}}{N^C}\right)_{sym,z2b} = \left[\frac{(N_{\max}/N^C)_{Top} - 1}{0,60 T_{opt}} \right] (T - 0,40 T_{opt}) + 1 \quad (17)$$

onde $(N_{\max}/N^C)_{Top}$ é a carga máxima normalizada da zona 2 obtida através da Tabela 1.

A razão por ter separado a Zona 2 em dois trechos é pelo fato de que existe uma transição entre o modo estável e o modo instável após a ocorrência do fenômeno de flambagem quando o valor da protensão é aproximadamente 40% do valor da protensão ótima.

Por fim, a capacidade de carga máxima para a Zona 3, onde a protensão é maior que a protensão ótima, é dada por:

$$\left(\frac{N_{\max}}{N^C}\right)_{sym,z3} = \left[\frac{(N_{\max}/N^C)_{3Top} - (N_{\max}/N^C)_{Top}}{2 T_{opt}} \right] (T - T_{opt}) + (N_{\max}/N^C)_{Top} \quad (18)$$

onde $(N_{\max}/N^C)_{3Top}$ é a carga máxima normalizada quando $T = 3T_{opt}$ também obtida com auxílio da Tabela 1.

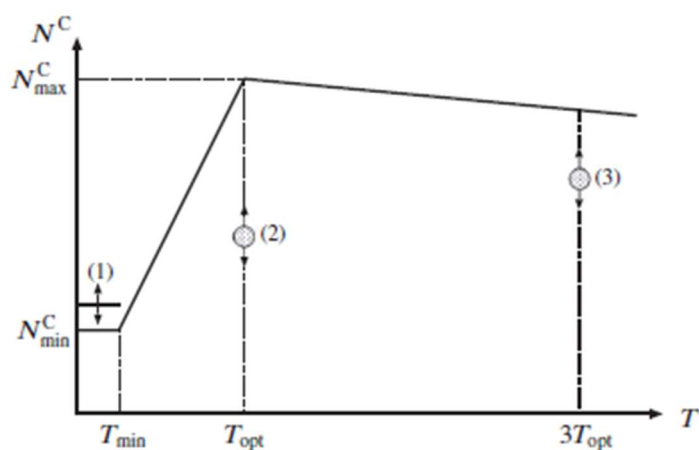
Tabela 1 – Modo Simétrico - Expressões propostas para carga máxima normalizada (N_{\max}/N^C)

Imperfeição	Zona 1	Zona 2	Zona 3
	$T < T_{\min}$	$T_{\min} < T < 0,4 T_{\text{opt}}$	$T > T_{\text{opt}}$
	$(N_{\max}/N^C)_{\text{sym},z1}$	$(N_{\max}/N^C)_{T_{\text{opt}}}$	$(N_{\max}/N^C)_{3T_{\text{opt}}}$
$L/1000$	$19(2a/L)+0,10$	$14(2a/L)^2 - 3,1(2a/L)+0,75$	$1,00-1,2(2a/L)$
$L/400$	$17(2a/L)+0,13$	$58(2a/L)^2 - 14,1(2a/L)+1,16$	$0,84-1,2(2a/L)$
$L/200$	$13,5(2a/L)+0,28$	$0,71-3,0(2a/L)$	$0,72-1,4(2a/L)$

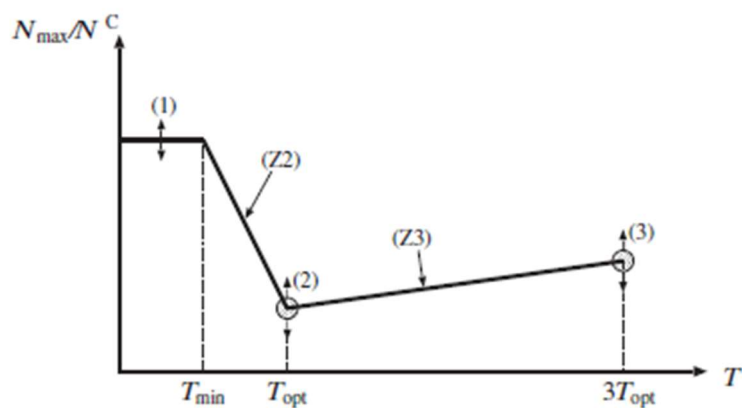
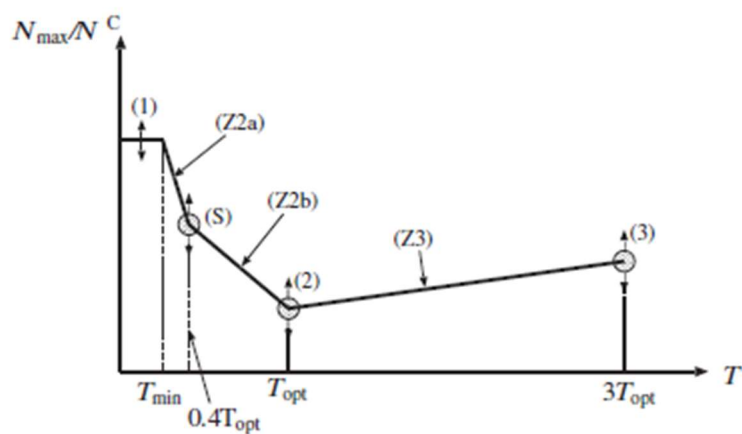
Fonte: Wadee et al. [1].

A Figura 40 mostra como a curva de dimensionamento é construída a partir da tabela e equações apresentadas acima onde a linha 1, o ponto 2 e o ponto 3 representam, respectivamente as colunas 2, 3 e 4.

Figura 40 – Curva de dimensionamento



(a) Curva de dimensionamento carga crítica

(a) Curva de dimensionamento caso $T_{\min} \geq 0.4 T_{\text{opt}}$ (b) Curva de dimensionamento caso $T_{\min} < 0.4 T_{\text{opt}}$

Fonte: Wadee et al. [1].

1.2.1.1.2. Modo de flambagem assimétrico

Para a configuração assimétrica do modo de flambagem, quando $2aL > 0,75$, o procedimento de dimensionamento também foi analisado experimentalmente, e através do método dos elementos finitos.

Seguindo a mesma metodologia para obtenção da capacidade máxima da coluna para colunas com o modo de flambagem simétrico para valores de protensão menores que a protensão mínima, a expressão de dimensionamento pode ser obtida através da Tabela 2.

Quando a força de protensão está entre a protensão mínima e a protensão ótima, Zona 2, a expressão para o dimensionamento é conforme apresentado a seguir:

$$\left(\frac{N_{\max}}{N^C}\right)_{anti,z2} = \left[\frac{N_{opt} - (N_{\max}/N^C)_{anti,z1}}{T_{opt} - T_{\min}} \right] (T - T_{\min}) + (N_{\max}/N^C)_{anti,z1} \quad (19)$$

Por fim, para um valor de protensão maior que a protensão ótima, a expressão de dimensionamento é dada por:

$$\left(\frac{N_{\max}}{N^C}\right)_{anti,z3} = \left[\frac{(N_{\max}/N^C)_{3T_{opt}}}{2T_{opt}} \right] (T_{opt} - T) + (N_{\max}/N^C)_{T_{opt}} \quad (20)$$

Tabela 2 – Modo Assimétrico - Expressões propostas para carga máxima normalizada (N_{\max}/N^C)

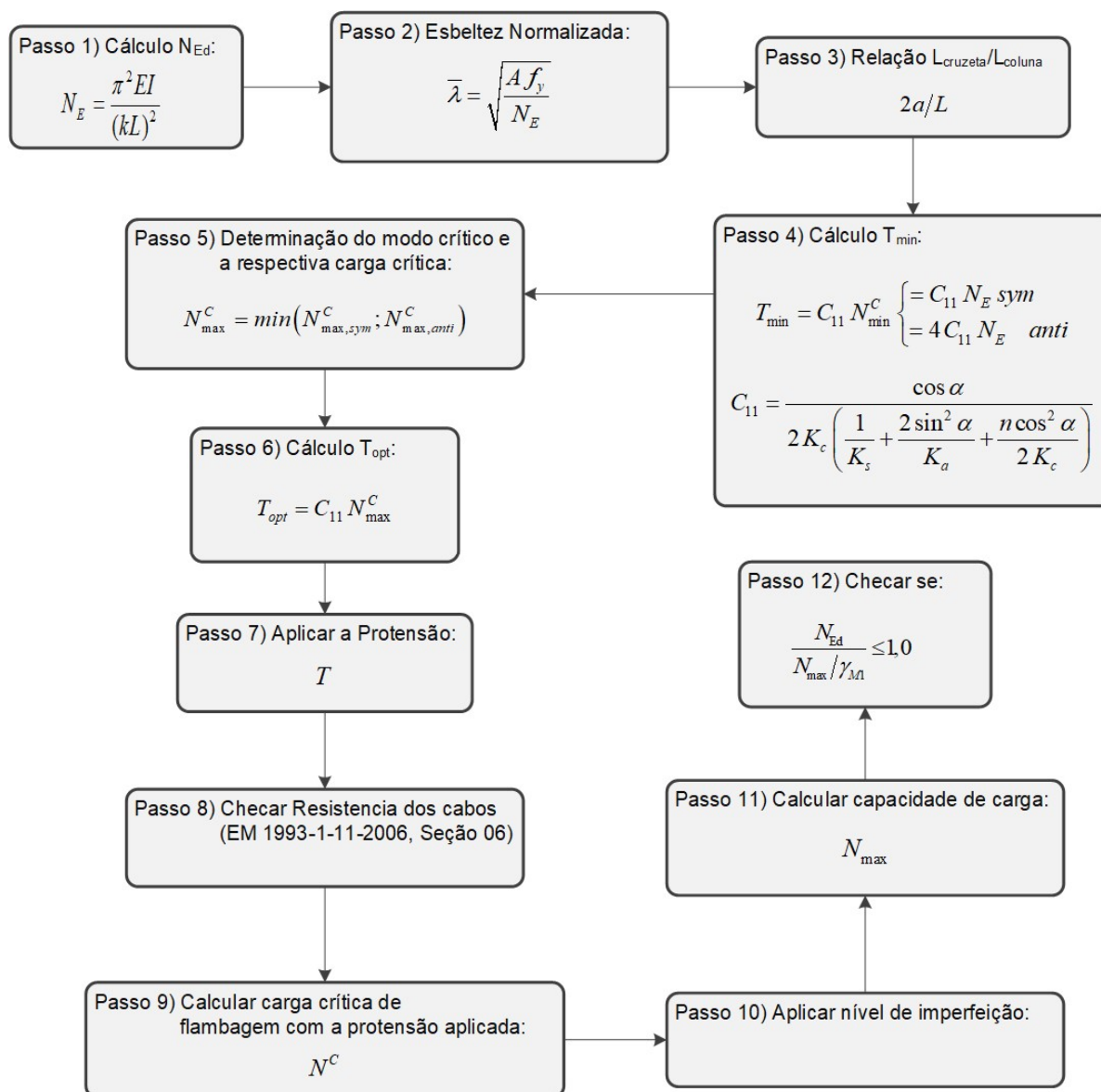
<i>Imperfeição</i>	Zona 1	Zona 2	Zona 3
	$T < T_{\min}$	$T_{\min} < T < 0,4 T_{opt}$	$T > T_{opt}$
	$(N_{\max}/N^C)_{anti,z1}$	$(N_{\max}/N^C)_{T_{opt}}$	$(N_{\max}/N^C)_{3T_{opt}}$
$L/1000$	$1,0(2a/L) + 0,80$	$1,50(2a/L) + 0,25$	$0,74$
$L/400$	$0,80(2a/L) + 0,63$	$0,70(2a/L) + 0,33$	$0,58$
$L/200$	$0,70(2a/L) + 0,44$	$0,60(2a/L) + 0,20$	$0,43$

Fonte: Wadee et al. [1].

1.2.1.2. Procedimento

A Figura 41 descreve a metodologia proposta por Wadee et al. [1] do dimensionamento e verificação da resistência das colunas estaiadas e protendidas.

Figura 41 – Processo de dimensionamento colunas estaiadas e protendidas



Fonte: Wadee et al. [1].

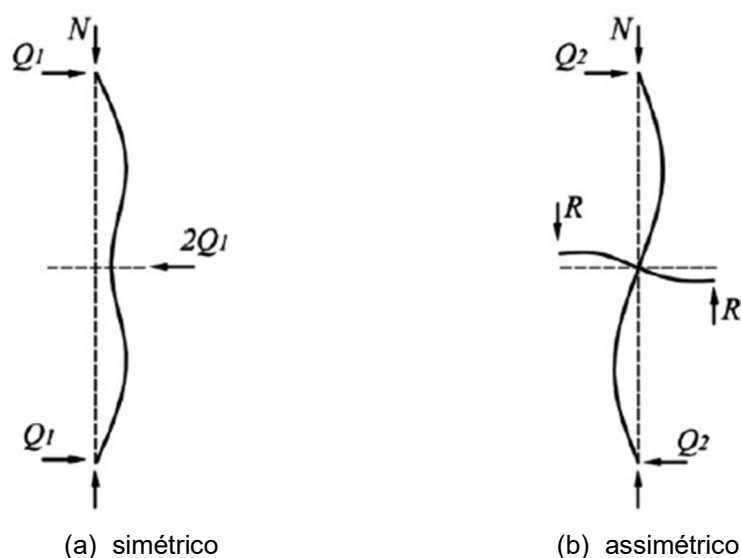
1.2.2. Dimensionamento por Tankova et al. [38]

Tankova et al. [38] propuseram uma formulação para o dimensionamento de colunas estaiadas e protendidas baseada no método de Ayrton-Perry combinando os efeitos de primeira e segunda ordem. Os níveis de imperfeição foram calibrados com base nas regras de dimensionamento de colunas presentes no EN1993-1-1 [9]. Os resultados obtidos por Tankova et al. [38] foram comparados com a metodologia proposta por Wadee et al. [1] presente na seção anterior.

A carga elástica de flambagem foi derivada a partir das formulações propostas por Smith et al. [16] e desenvolvida em seguida por Hafez et al. [18]. De maneira geral, duas formas de flambagem são consideradas:

- i) Simétrica: a restrição fornecida pela cruzeta e estais não é suficiente para prevenir o deslocamento do centro da coluna conforme Figura 42 (a);
- ii) Assimétrica: a restrição no meio do vão é suficiente para prevenir o deslocamento do centro da coluna e a flambagem é também acompanhada pela flambagem das cruzetas de acordo com a Figura 42 (b);

Figura 42 – Modos de flambagem de colunas estaiadas e protendidas



Fonte: Tankova et al. [38].

O dimensionamento para colunas não estaidas leva em consideração as curvas de flambagem e somente o primeiro modo de flambagem. Por outro lado, para as colunas estaidas e protendidas, deve-se levar em consideração os dois modos de flambagem onde a resistência é representada pelo modo que possuir a menor carga crítica.

Segundo Tankova et al. [38], se o modo 1 é considerado em sua configuração tridimensional, o critério plástico linear pode ser obtido através da equação (21), onde o termo adicional para a restrição devido aos estais é calculado usando análise linear de flambagem.

$$\frac{N}{A f_y} + \frac{M_i''}{W f_y} - \frac{L Q_1}{2 W f_y} = 1,0 \quad (21)$$

$$Q_1 = 2 K_s \sin^2 \alpha \delta_c = 2 K_s \sin^2 \alpha \bar{v} \quad (22)$$

Consequentemente, o momento adicional também depende do deslocamento central da coluna. Portanto, a equação (21) pode ser reescrita da seguinte forma:

$$\frac{N}{A f_y} + \frac{N}{W f_y} \frac{1}{(1 - N/N_{cr,f})} \bar{v}_0 - \frac{K_s \sin^2 \alpha \bar{v} L}{W f_y} = 1,0 \quad (23)$$

Após manipulações algébricas, a equação pode ser reescrita como:

$$\chi + \frac{\chi}{(1 - \chi \bar{\lambda}^2)} \eta \left(1 - \frac{K_s \sin^2 \alpha L}{N_{cr,f}} \right) = 1,0 \quad (24)$$

onde a esbelteza normalizada e o fator de redução podem ser obtidos através das equações (25) e (26).

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A f_y}{N_{cr,f}}} \quad (25)$$

$$\chi = \frac{N_f}{Af_y} \quad (26)$$

$$N_f = N_a + 4T_f \sin \alpha = \frac{N_a}{C_2} + 4T_{ini} \cos \alpha \quad (27)$$

$$N_{cr,f} = N_{cr,a} + 4T_f \sin \alpha = \frac{N_{cr,a}}{C_2} + 4T_{ini} \cos \alpha \quad (28)$$

onde,

N_a é a força aplicada

T_{ini} é a força de protensão inicial nos estais;

$N_{cr,a}$ é a carga crítica elástica obtida através de uma análise linear de flambagem;

e C_2 é obtido por:

$$C_2 = 1 + \frac{2 \cos^2 \alpha}{K_c \left(\frac{1}{K_s} + \frac{2 \sin^2 \alpha}{K_{ca}} \right)} \quad (29)$$

O fator de redução é dado por:

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi - \bar{\lambda}^2}} \leq 1,0 \quad (30)$$

$$\phi = 0,50(1 + \eta_{tot} + \bar{\lambda}^2) \quad (31)$$

As duas últimas equações constituem o modelo proposto para avaliar a resistência à flambagem de colunas estaiadas e protendidas correspondente ao modo de flambagem simétrico.

O modelo proposto por Tankova et al. [38] não é válido para o modo de flambagem assimétrico, entretanto, o mesmo é caracterizado por uma restrição completa do deslocamento onde a equação (24) deve ser corrigida pelo surgimento do momento originado da reação Q2.

Baseado no modelo analítico proposto, a imperfeição η_{total} foi calibrada através de resultados numéricos usando a equação (23) que foi dividida em três termos:

- i) η_{EC3} onde é a imperfeição generalizada obtida direta da curva “a0” ($\alpha_{EC3}=0,13$) para aço S690 e curva “a” ($\alpha_{EC3}=0,21$) para aço S355;
- ii) C_{pr} , leva em conta a rigidez dos estais;
- iii) η_{pr} represente uma imperfeição adicional;

$$\chi_{exp} + \frac{\chi_{exp}}{1 - \chi_{exp} \bar{\lambda}_{num}^2} \eta_{tot} = 1,0 \quad (32)$$

$$\eta_{tot} = \eta_{pr} \eta_{EC3} C_{pr} \quad (33)$$

$$C_{pr} = \left(1 - \frac{K_s \sin^2 \alpha L}{N_{cr,f}} \right) \quad (34)$$

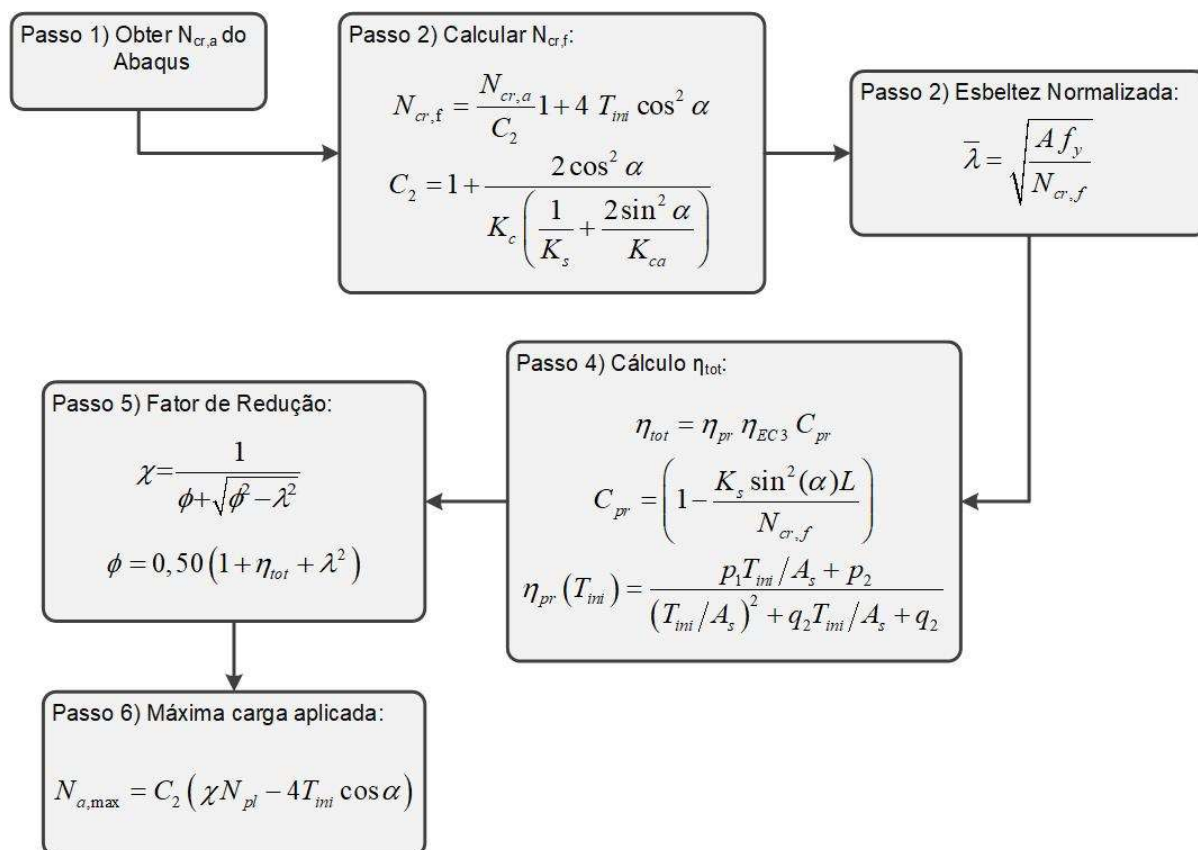
$$\eta_{EC3} = \alpha_{EC3} (\bar{\lambda} - 0,20) \quad (35)$$

Na equação (6-33), o único valor desconhecido é η_{pr} que pode ser expresso por:

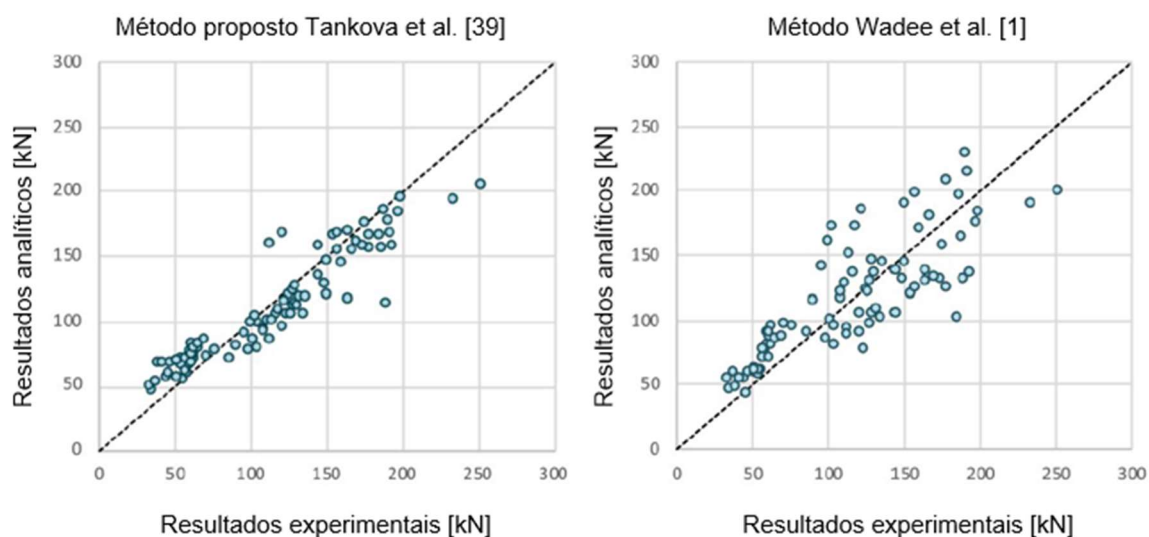
$$\eta_{pr} = \frac{(1 - \chi_{exp})(1 - \chi_{exp} \bar{\lambda}_{num}^2)}{\chi_{exp} C_{pr} \eta_{EC3}} \quad (36)$$

Uma vez que não há protensão nos estais, pode-se fazer uma comparação direta com as expressões presentes no EN1993-1-1 [9]. Por outro lado, caso a força de protensão nos estais seja diferente de zero, η_{pr} depende de dois fatores p_i e q_i ($p_1 = 1.500$, ou 3.000 para aço S690, $p_2 = q_2 = -200$, $q_t = -50$). Por fim, o método de dimensionamento proposto por Tankova et al. [38] e os resultados obtidos são representados pelas figuras 43 e 44, respectivamente.

Figura 43 – Processo de dimensionamento colunas estaiadas e protendidas Tankova et al. [38]



Fonte: Tankova et al. [38].

Figura 44 – Comparação dos métodos de dimensionamento propostos para imperfeição de $L/1000$ 

Fonte: Tankova et al. [38].

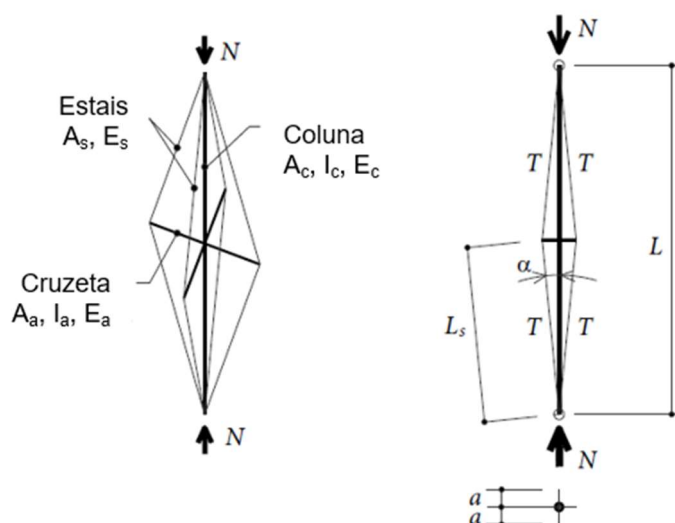
2. DESENVOLVIMENTO DO MODELO NUMÉRICO

Neste capítulo serão apresentadas as etapas e premissas utilizadas para o desenvolvimento do modelo numérico de colunas estaiadas e protendidas. O modelo numérico foi baseado no estudo experimental realizado por Servitova e Machacek [14] validado posteriormente por Machacek e Richal [5]. O modelo numérico foi calibrado através do *software* ABAQUS [13], com base no método dos elementos finitos.

2.1. Caracterização geométrica

O modelo numérico possui as mesmas características descritas no estudo de Servitova e Machacek [14]. A disposição das cruzetas da coluna ensaiada é em formato de cruz conforme ilustrada na Figura 45 e os valores das propriedades geométricas de cada elemento estão presentes na Tabela 3.

Figura 45 – Geometria das colunas ensaiadas experimentalmente



Fonte: Machacek e Pichal [8].

Tabela 3 – Propriedades geométricas

Elemento	d (mm)	t (mm)	L (mm)	Área (mm ²)	Inércia (mm ⁴)
Coluna	50	2,00	5.000,0	301,59	87.009,55
Cruzeta	25	1,50	500,0	110,74	7.675,75
Estais	4	-	2.512,47	12,57	12,57

Fonte: Machacek e Pichal [5].

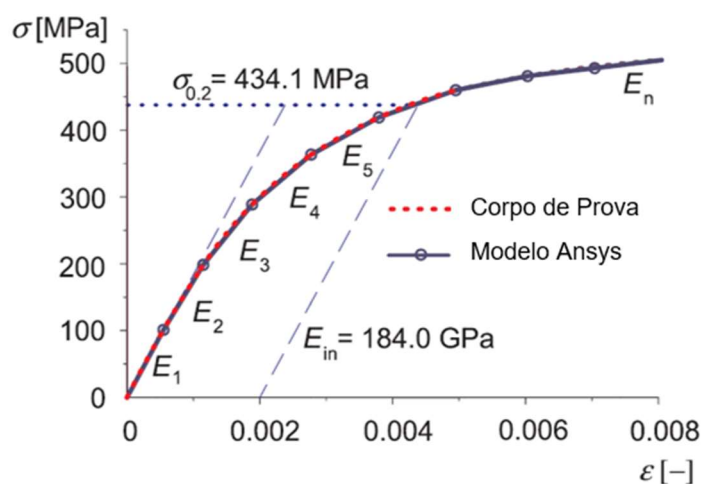
2.2. Caracterização dos materiais

As características do material da coluna e da cruzeta foram obtidas através de um sistema hidráulico. Em ensaios à tração (ou à compressão), para atingir a ruptura é realizada uma abertura apropriada no meio dos corpos de prova resultando na curva a relação tensão *versus* deformação conforme ilustrada na Figura 46 (a). Foi obtido um módulo de elasticidade de 184 GPa a partir do trecho elástico da curva tensão deformação.

Figura 46 – Caracterização do aço inoxidável



(a) corpo de prova ensaiado

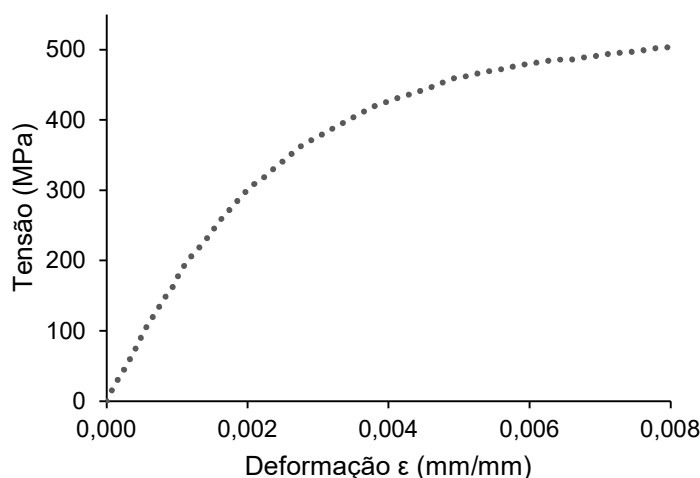


(b) curva tensão *versus* deformação

Fonte: Machacek e Pichal. [5].

Porém, como não foi possível ter acesso aos resultados do ensaio do corpo de prova ilustrados na Figura 46 (b), utilizou-se o software *GetData Graph Digitizer* [32] para obter as coordenadas x e y do gráfico tensão *versus* deformação. O Gráfico 1 ilustra a curva experimental e a curva obtida através do software mencionado. Vale ressaltar que a coluna não apresentou tensões maiores que 500 MPa, portanto, não utilizou pontos superiores aos do gráfico na caracterização do material.

Gráfico 1 – Curva numérica tensão versus deformação



Diferentemente da coluna e cruzeta, as características dos estais foram estimadas. Foi considerado comportamento elástico com um módulo de elasticidade de 140 GPa e coeficiente de Poisson de 0,30. Da mesma forma utilizada por Osofero [33], a opção “*No compression*”, a qual previne qualquer esforço de compressão nos estais, foi adotada para simular o relaxamento dos estais.

2.3. Caracterização dos elementos

Com o objetivo de avaliar o melhor comportamento do modelo numérico para o desenvolvimento da análise paramétrica presente no capítulo cinco, levou-se em consideração duas análises distintas: (i) coluna e cruzetas modeladas com elementos sólidos (C3D8R); (ii) coluna e cruzetas modeladas com elementos de viga (B31). Já para os estais, em ambas as análises foram considerados como elementos de treliça (T3D2N). Todos os elementos citados estão presentes na biblioteca do *software* ABAQUS [13].

Para os elementos sólidos, a formulação baseia-se em elementos de deformação logarítmica composta por oito nós, contendo seis graus de liberdade em cada um, sendo eles: translações e rotações nas direções x , y e z . Já para os elementos de vigas são compostos por dois nós contendo também seis graus de liberdade assim como os elementos sólidos. Por fim, para os elementos de treliça, a formulação baseia-se em elementos compostos por dois nós contendo três graus de liberdade de translação em cada um.

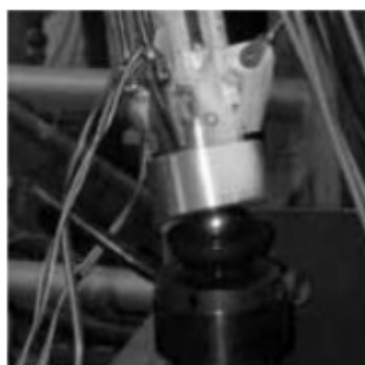
2.4. Condições de contorno e malha

Para simular o comportamento de uma coluna bi-rotulada, Servitova e Machacek [14] utilizaram o apoio ilustrado na Figura 47. As ligações entre os estais e a cruzeta, e entre os estais e a coluna foram modeladas como rótulas. Em contrapartida, as ligações entre a coluna e a cruzeta foram definidas como rígidas.

Figura 47 – Condição de contorno do ensaio experimental



(a) coluna posicionada



(b) condições de contorno no apoio

Fonte: Servitova e Machacek [14].

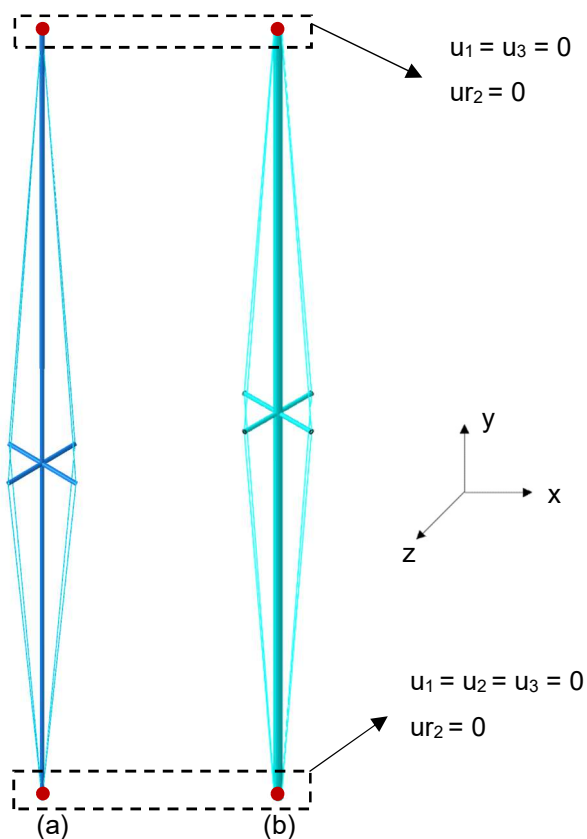
A Figura 48 mostra os graus de liberdade de deslocamento translacionais e rotacionais que foram definidos através de pontos de referência. Foi colocada uma restrição no ponto de referência criado especificado como *Tie* pois, diferentemente do

Pin, além de transmitir deslocamentos e forças, transmite também rotações e momento fletor.

Além dos pontos de referência criados para definir as condições de contorno, foi necessário criar outros quatro pontos para fazer a ligação entre a cruzeta e os estais. Dessa forma, pode-se assegurar que os estais transmitirão os esforços para o eixo da coluna e cruzetas da forma adequada.

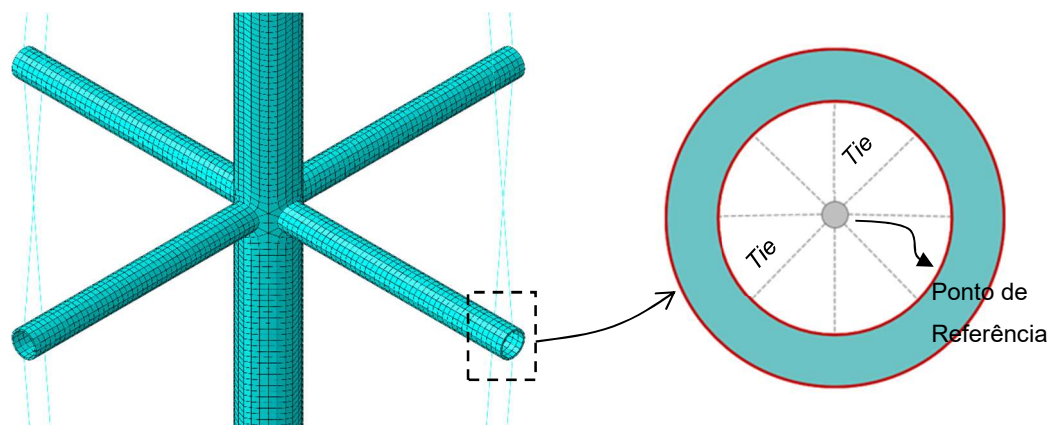
Para fazer a ligação entre a coluna e os estais utilizou-se o mesmo ponto de referência para a aplicação das condições de contorno. A Figura 49 apresenta com detalhe como foi feita a ligação para o modelo sólido.

Figura 48 – Condições de contorno do modelo numérico (a) elemento de viga (b) elemento sólido



Fonte: O Autor.

Figura 49 – Detalhe da iteração entre as cruzetas e os estais do modelo sólido



Fonte: O Autor.

Para os modelos com elementos de viga, a coluna e a cruzeta foram divididas, respectivamente, em elementos com tamanho de $L/250$ e $a/25$ [7]. Já para o modelo com elemento sólido, foi feito um estudo de malha e se utilizou malha com tamanho de $L/500$, metade do tamanho utilizado para a análise anterior. Dessa forma, minimiza-se possibilidade de distorções nos elementos e consequentemente concentrações de tensões principalmente, na ligação da coluna com a cruzeta.

2.5. Esforços de protensão

Na calibração do modelo numérico foram avaliadas duas formas distintas de aplicação da protensão nos estais. A primeira forma avaliada foi a protensão aplicada através da variação da temperatura ao longo do comprimento dos estais. A variação de temperatura para um determinado nível de protensão pode ser calculada conforme a equação da Lei de Hook e da dilatação linear conforme mostrado abaixo.

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (37)$$

$$\Delta L = L_0 \cdot \alpha \cdot \Delta T \quad (38)$$

$$\frac{\Delta L}{L_0} = \alpha \cdot \Delta T \quad (39)$$

$$\frac{F}{A} = E \cdot \alpha \cdot \Delta T \quad (40)$$

$$\Delta T = \frac{F}{A \cdot E \cdot \alpha} \quad (41)$$

A segunda forma avaliada foi através de uma protensão aplicada nos estais através de tensões residuais. A tensão aplicada foi correspondente ao nível do esforço aplicado dividido pela seção transversal dos estais $\sigma = F/A$.

A tensão inicial é aplicada somente na direção normal S11. Para as demais direções, S12 e S22, a tensão inicial é nula. Os valores da protensão foram devidamente escolhidos, aplicados e verificados por meio de medidores de tensão colocados nos esticadores e nas extremidades da coluna. A Tabela 4 apresenta os valores dos esforços de protensão utilizados no ensaio experimental.

Tabela 4 – Esforços de protensão aplicados por ensaio experimental - Servitova e Machacek [14]

Teste	T _{total} (N)	T _{indiv} (N)
1	3900	975
2	4540	1135
3	---	---
4	5440	1360

2.6. Análise não-linear

Em situações reais de projetos estruturais, utilizar a teoria linear nem sempre é uma boa escolha pois esta fornece resultados inadequados. De outro modo, a análise não-linear simula o comportamento real da estrutura, levando em conta a não linearidade física e geométrica e as condições de contorno.

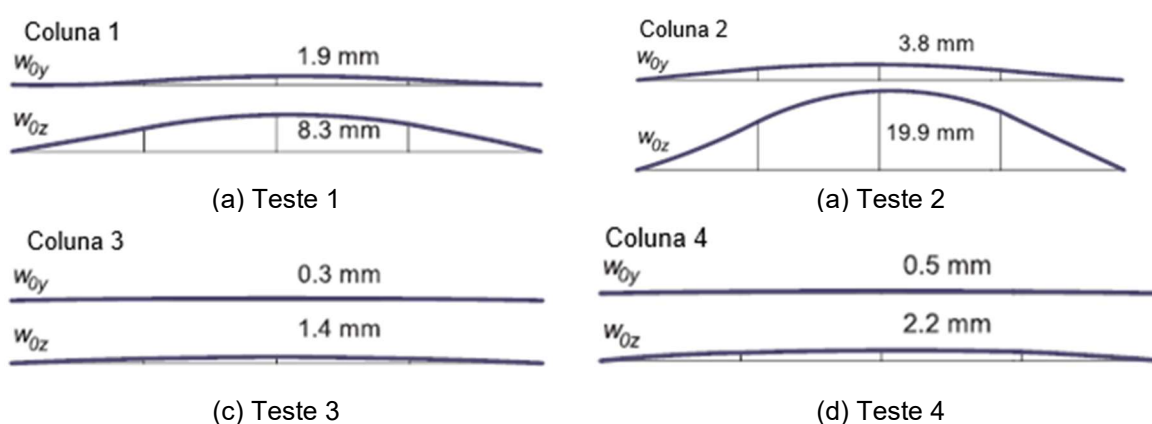
Uma análise linear de flambagem foi conduzida inicialmente para obter a carga crítica e os respectivos modos de flambagem. Nesta etapa, foi considerada a presença dos estais com esforços de protensão nulos. Em seguida, a partir do modo de flambagem obtido na análise anterior, a coluna é submetida ao carregamento através de uma análise não-linear física e geométrica, a qual é baseada no método de comprimento de arco elaborado por Riks [34]. Nessa última análise são aplicadas as imperfeições geométricas e os esforços de protensão.

Com o objetivo de avaliar o comportamento inicial do conjunto coluna e estais, foram consideradas duas maneiras de aplicação da protensão nos estais antes de iniciar o carregamento na coluna:

- Análise I: Protensão aplicada com efeito de temperatura através de um *Step* intermediário *Static General*;
- Análise II: Protensão aplicada com efeito de temperatura ou com tensão inicial no *Step* que é aplicado o carregamento vertical da coluna, ou seja, *Static Riks*.

No estudo realizado por Servitova e Machacek [14] não há informações sobre os valores das imperfeições geométricas mensuradas nos protótipos. Partindo da premissa que a coluna ensaiada é sensível a calibração do experimento, além imperfeições consideradas no modelo numérico desenvolvido por Machacek e Richal [5], utilizaram-se outros valores de imperfeição premissados para avaliar o melhor comportamento da coluna. Os valores das imperfeições iniciais utilizadas por Machacek e Pichal [5] e as imperfeições adicionais analisadas estão representados, respectivamente, através da Figura 50 e Tabela 5.

Figura 50 – Imperfeições iniciais ao longo do comprimento das colunas ensaiadas



Fonte: Machacek e Pichal [5].

Tabela 5 – Imperfeições geométricas utilizadas

Ensaio	L/3572 1,4 mm	L/2273 2,2 mm	L/603 8,3 mm	L/500 10,0	L/400 12,5 mm	L/334 15,0 mm	L/252 19,9 mm	L/250 20,0 mm
1			●	○	○			
2					○	○	●	
4		●						○

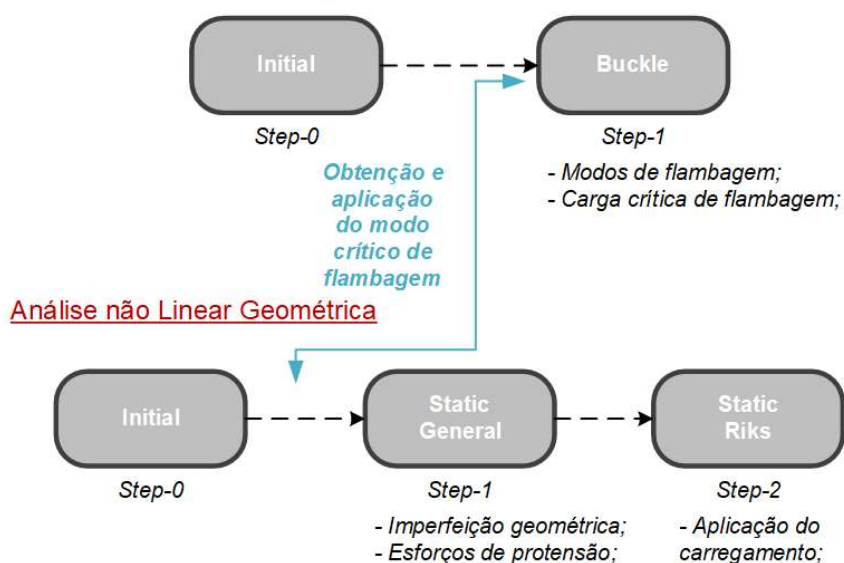
● Imperfeição considerada por Machacek e Pichal.[4]
○ Imperfeição adicional analisada

No estudo realizado por Servitova e Machacek [14] foram ensaiadas experimentalmente quatro colunas, sendo que no teste de número três não havia estais instalados. Por se tratar de uma coluna sem a presença dos estais, não foi feito modelo numérico para esse caso. Assim sendo, para cada ensaio experimental realizado por Servitova e Machacek [14] foram desenvolvidos três modelos numéricos distintos a saber:

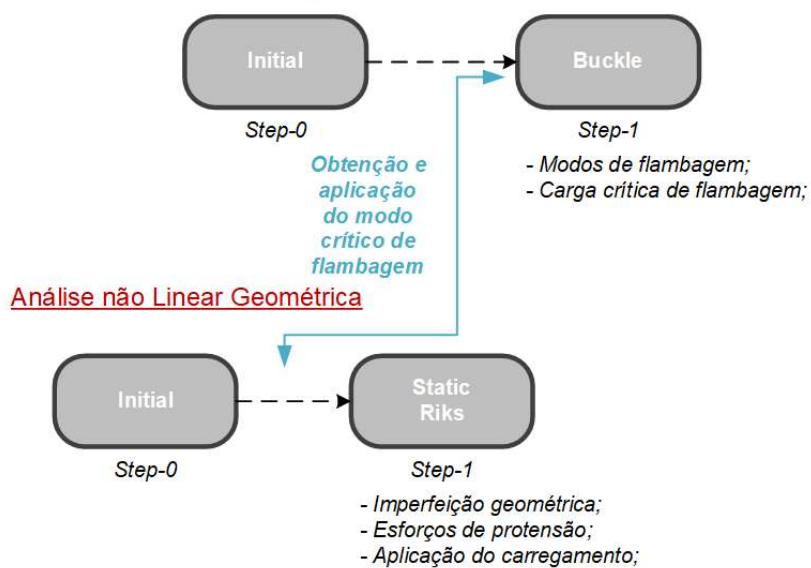
- Protensão aplicada na análise *Static General* com efeito de temperatura;
- Protensão aplicada na análise *Static Riks* com efeito de temperatura;
- Protensão aplicada na análise *Static Riks* com *tensão* inicial.

O modelo numérico que apresentar melhor comportamento tanto em termos de carga quanto de rigidez será utilizado no estudo paramétrico presente no capítulo 4. Enquanto a Figura 51 mostra um resumo esquemático das análises consideradas para a calibração do modelo numérico, a Figura 52 mostra um resumo esquemático de todas as etapas de modelagem da coluna estaiada e protendida.

Figura 51 – Diagrama esquemático das análises numéricas

Análise Linear de Flambagem

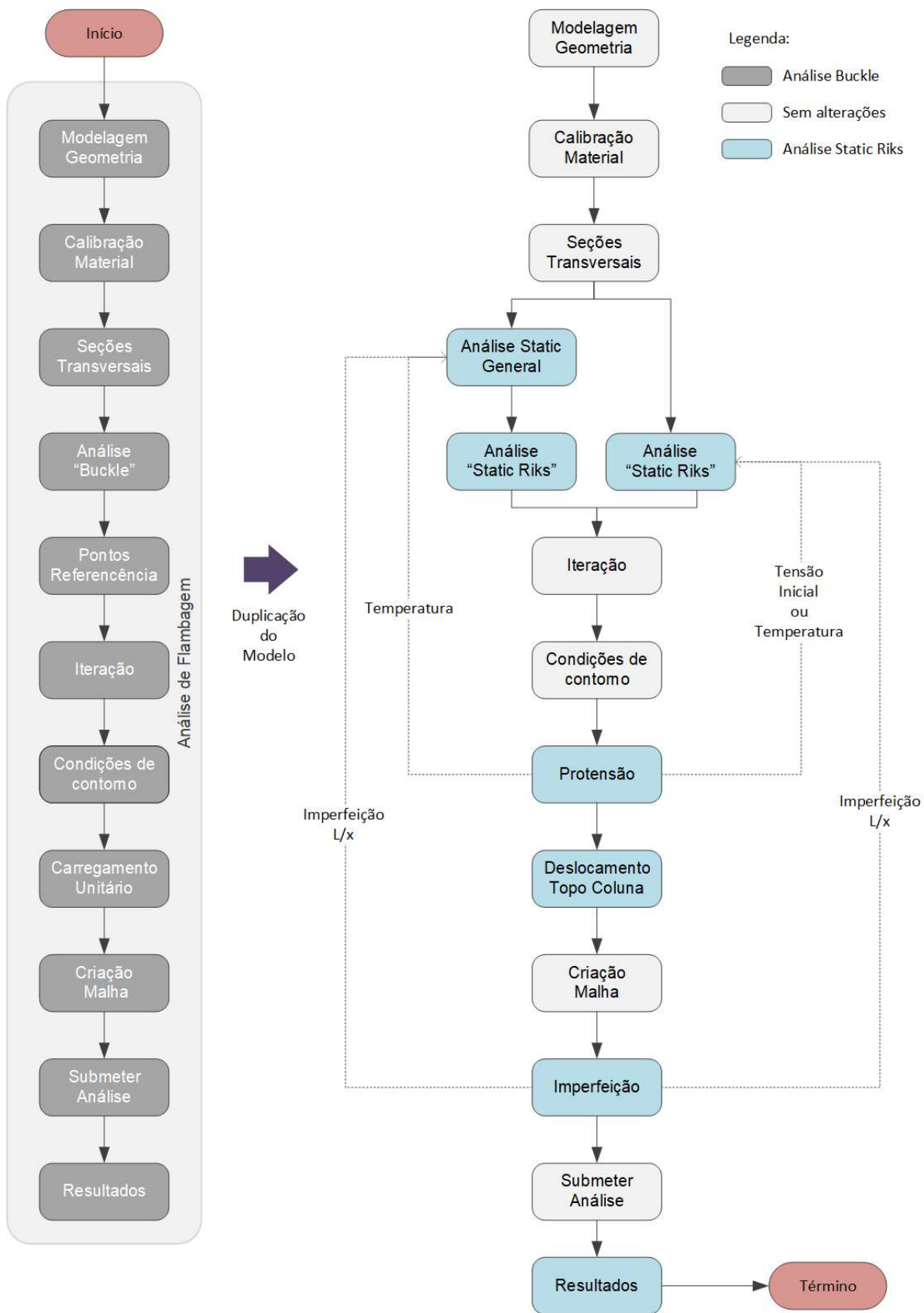
(a) Análise I

Análise Linear de Flambagem

(b) Análise II

Fonte: O Autor.

Figura 52 – Fluxograma do processo de modelagem



Fonte: O Autor.

3. VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

No presente capítulo serão apresentados os resultados numéricos obtidos das colunas estaiadas e protendidas comparando-os com os valores obtidos experimentalmente por Servitova e Machacek [14] para o aço inoxidável e por Serra et al. [26] e Martins et al. [27] para aço carbono e aço de alta resistência.

Serão apresentados os modos de flambagem juntamente com os valores das cargas críticas, cargas máximas e as respectivas curvas de carga *versus* deslocamento da coluna.

3.1. Nomenclatura utilizada

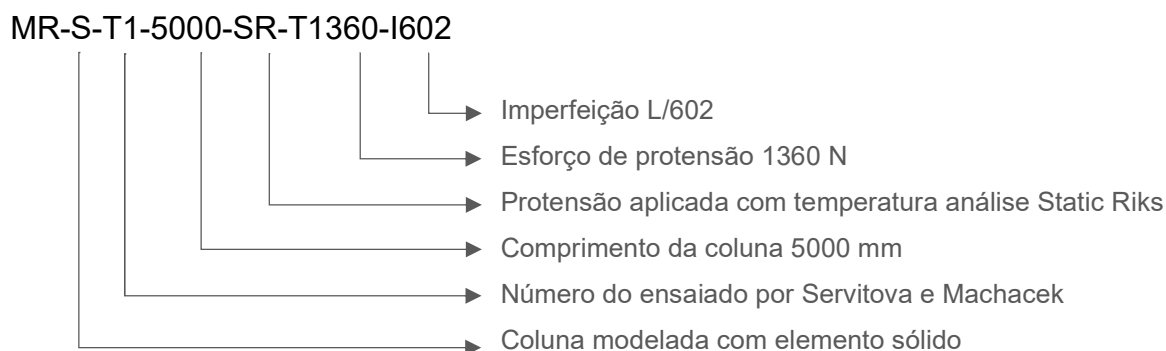
Na nomenclatura adotada para a identificação dos modelos numéricos, os dois primeiros conjuntos de letras representam, respectivamente, o estudo em que foi baseado o modelo numérico e o tipo de elemento utilizado para modelar a coluna.

O primeiro conjunto, MR, é a abreviação de Machacek e Richal [5] no qual é estático. O segundo conjunto representa o elemento utilizado para a calibração da coluna; B para elemento de viga (*Beam Element*) e S para elemento sólido (*Solid Element*).

Os dois dígitos seguintes fazem referência ao número do ensaio experimental realizado por Servitova e Machacek [14] seguido do comprimento da coluna calibrada em milímetros. Em seguida, conforme mencionado no item 2.6, foram consideradas duas formas de aplicação da protensão. As letras SR e SG representam que o esforço de protensão foi aplicado na análise *Static Riks* ou na *Static General*, respectivamente.

Por fim, tem-se o valor da protensão aplicada nos estais em Newtons e a imperfeição geométrica. Considerou-se a sigla R para protensão com tensão inicial e T para temperatura. Para um melhor entendimento da nomenclatura utilizada, a Figura 53 exemplifica um dos modelos utilizados.

Figura 53 – Exemplo da nomenclatura utilizada



Fonte: O autor.

3.2. Análise linear de flambagem

Antes de aplicar a protensão nos estais e submeter a coluna ao carregamento, é necessário obter os modos críticos de flambagem juntamente com a carga crítica correspondente através de uma análise de autovalores e autovetores. Durante o desenvolvimento do modelo numérico observou-se que em todos os estudos numéricos desenvolvidos Machacek e Richal [5] são baseados nos ensaios experimentais realizados por Servitova e Machacek [14].

Para os mesmos resultados apresentados em diversos estudos, as propriedades geométricas da coluna, cruzeta e estais são iguais, porém, o módulo de elasticidade utilizado na calibração dos estais é diferente. Ao recorrer ao estudo experimental de Servitova e Machacek [14] observou-se que não há informações referentes as propriedades dos materiais. Portanto, antes de submeter o modelo a análise não linear, avaliou-se a influência da rigidez dos estais na obtenção dos modos de flambagem e cargas críticas. Foram realizadas duas abordagens distintas, ou seja, análise linear de flambagem considerando o módulo de elasticidade de 140 GPa [5] e 200 GPa [7].

A Tabela 6 ilustra os modos de flambagem e as cargas críticas obtidas por Machacek e Richal [4] através do modelo numérico desenvolvido no programa Ansys [24] e os resultados obtidos através do modelo numérico desenvolvido na presente dissertação. Já a Tabela 7 mostra a razão entre as cargas críticas para os dois modelos numéricos acima citados.

Tabela 6 – Comparação entre modos de flambagem e cargas críticas – modelo 2D T=0

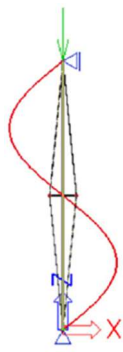
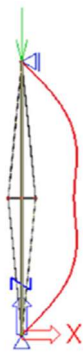
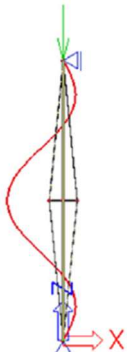
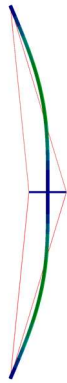

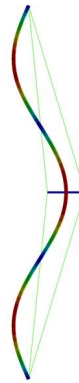

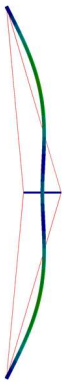
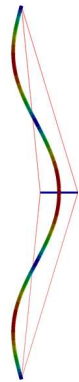
1º Modo	2º Modo	3º Modo
Machacek e Richal [5].		
		
$N_{cr,1} = 39,64 \text{ kN}$	$N_{cr,2} = 41,47 \text{ kN}$	$N_{cr,3} = 75,90 \text{ kN}$
Modelo Numérico - $E_s = 140 \text{ GPa}$		
		
$N_{cr,1} = 32,691 \text{ kN}$	$N_{cr,2} = 36,349 \text{ kN}$	$N_{cr,3} = 69,964 \text{ kN}$
Modelo Numérico - $E_s = 200 \text{ GPa}$		
		
$N_{cr,1} = 37,431 \text{ kN}$	$N_{cr,1} = 41,419 \text{ kN}$	$N_{cr,1} = 75,837 \text{ kN}$

Tabela 7 – Relação entre carga crítica Ansys [24] versus Modelo numérico

Modo de Flambagem	Ansys/Abaqus E = 140 GPa	Ansys/Abaqus E = 200 GPa
1	0,825	0,994
2	0,877	0,999
3	0,922	0,999

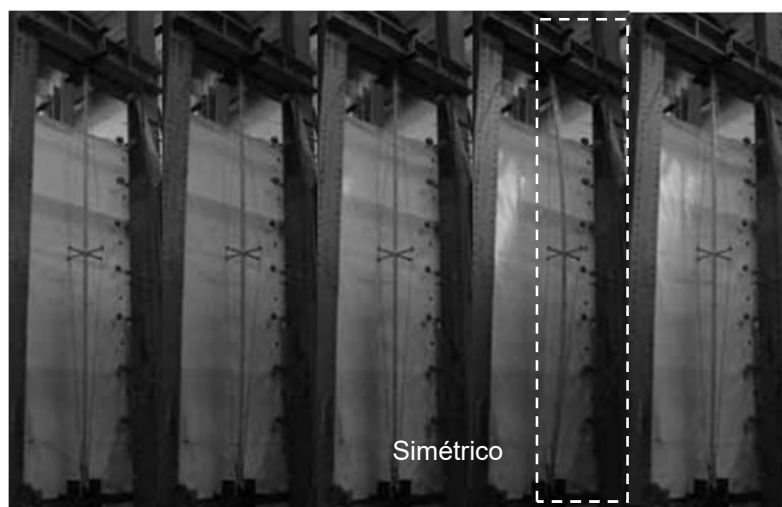
Observa-se que a rigidez dos estais influencia diretamente na obtenção do modo crítico e carga crítica de flambagem. Para um módulo de elasticidade de 140 GPa, o primeiro modo é o simétrico enquanto que para o caso de estudo com um valor de 200 GPa, o primeiro modo é o assimétrico. Desta forma, este último foi o que mais se aproximou dos valores de carga crítica obtidos por Machacek e Richal [4].

Como os resultados do estudo experimental e numérico foram ilustrados através da curva carga *versus* deslocamento central da coluna optou-se por, mesmo assim, seguir com a análise não linear com a calibração dos estais conforme a seção 2.2.

Essa escolha foi sustentada pelo fato de que, uma vez que o primeiro modo de flambagem é o assimétrico, o deslocamento horizontal no centro da coluna é próximo de zero. Por outro lado, caso o primeiro modo seja simétrico, o deslocamento horizontal máximo ocorre no centro da coluna. Além disso, a Figura 54 ilustra que no ensaio experimental realizado por Servitova e Machacek [14] a coluna teve um comportamento similar ao modo de flambagem apresentado na Tabela 6.

Desta forma, será possível avaliar como a coluna comporta-se tanto em termos de carga quanto em termos de rigidez e definir, posteriormente, a maneira que será feita a análise paramétrica. A Figura 55 ilustra os modos de flambagem obtidos pelo modelo de viga 3D e modelo sólido, respectivamente, e os resultados em termos de carga crítica são apresentados na Tabela 8 considerando-se $E = 200$ GPa.

Figura 54 – Configuração modelo experimental ao ser submetido ao carregamento.



Fonte: Servitova e Machacek [14].

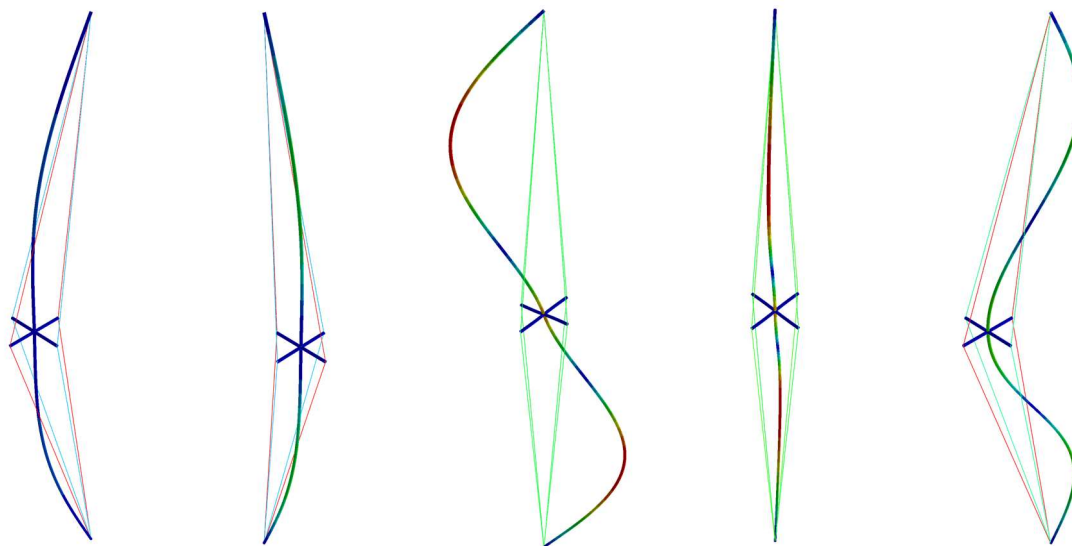
Tabela 8 – Comparação de cargas críticas de flambagem em kN

Modo de Flambagem	Abaqus Viga 2D	Abaqus Viga 3D	Abaqus Sólido	[5].
1	32,69	32,56	31,22	39,64
	Simétrico	Simétrico	Assimétrico	Assimétrico
2	36,35	48,33	35,55	41,57
	Assimétrico	Assimétrico	Simétrico	Simétrico
3	69,96	68,137	62,265	75,90

Observa-se que as cargas críticas para o primeiro e terceiro modos de flambagem são similares em todas as análises. Entretanto, apesar da proximidade entre as cargas críticas, a configuração da deformada entre o modelo sólido e viga para o primeiro modo, por exemplo, é divergente. Destaca-se que o modelo sólido só conseguiu atingir a configuração simétrica quando o tamanho da malha foi da ordem de 1,0 mm.

Diante do tempo e desempenho da análise computacional, optou-se em seguir com a premissa adotada inicialmente e comparar os resultados da análise não-linear entre modos de flambagem semelhantes.

Figura 55 – Modos de flambagem e suas respectivas cargas críticas



$$N_{cr,1} = 32,563 \text{ kN}$$

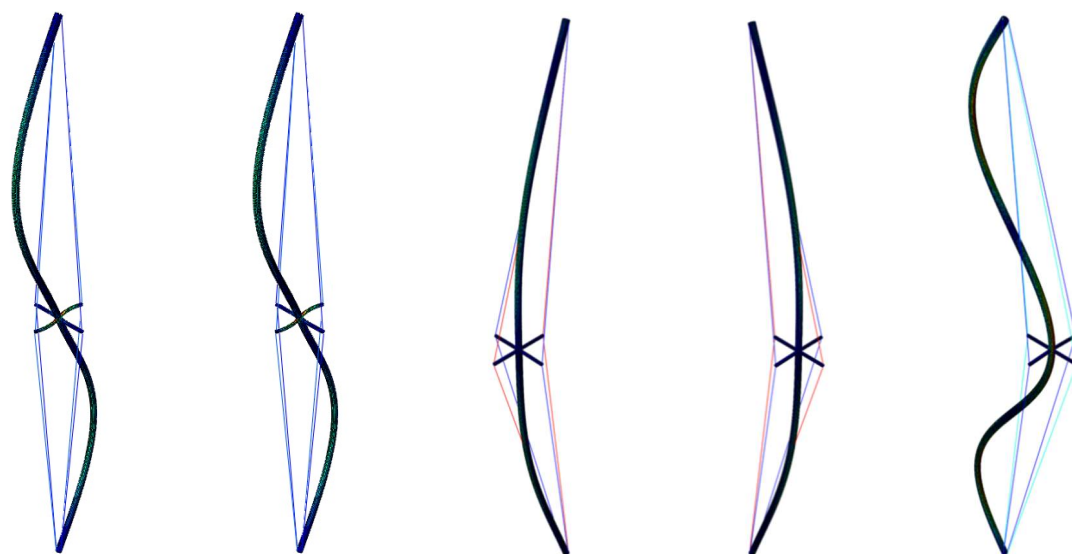
$$N_{cr,2} = 32,563 \text{ kN}$$

$$N_{cr,3} = 48,332 \text{ kN}$$

$$N_{cr,4} = 48,332 \text{ kN}$$

$$N_{cr,5} = 68,137 \text{ kN}$$

(a) Elemento viga



$$N_{cr,1} = 31,22 \text{ kN}$$

$$N_{cr,2} = 31,22 \text{ kN}$$

$$N_{cr,3} = 35,55 \text{ kN}$$

$$N_{cr,4} = 35,55 \text{ kN}$$

$$N_{cr,5} = 62,65 \text{ kN}$$

(b) Elemento sólido

3.3. Análise não linear

Na presente seção serão apresentados os resultados da análise não linear geométrica *Static Riks*. Da mesma forma que foi feito para obter os dados da curva do material calibrado, utilizou-se também o software *GetData Graph Digitizer* [32] para traçar as curvas carga *versus* deslocamento central das colunas.

Para cada coluna ensaiada por Servitova e Machacek [14] serão apresentados os resultados em termos de carga *versus* deslocamento central da coluna e tensão normal nos estais *versus* o incremento de carga. Para cada uma das curvas serão apresentadas as análises abordadas conforme mencionado no item 2.6.

Posteriormente, a análise numérica que apresentar melhor resultado será avaliada com níveis de imperfeição de acordo com a Tabela 5, apresentada também no item 2.6. Por fim, serão comparados os resultados do modelo com elemento de viga e sólido em termos de carga *versus* deslocamento vertical da coluna. O modelo numérico que apresentar melhores resultados quando comparados com o estudo em questão será utilizado para conduzir uma análise paramétrica.

3.3.1. Avaliando a curva carga *versus* deslocamento

O Gráfico 2 mostra a comparação entre os resultados experimentais e numéricos para as colunas ensaiadas por Servitova e Machacek [14]. Adicionalmente, plotou-se também os valores numéricos obtidos por Machacek e Pichal [5]. A Tabela 9 mostra a razão entre a carga experimental e o modelo numérico desenvolvido para uma protensão aplicada em modelos numéricos distintos conforme ilustrado no capítulo anterior pela Figura 51.

Gráfico 2 – Curva carga versus deslocamento central da coluna

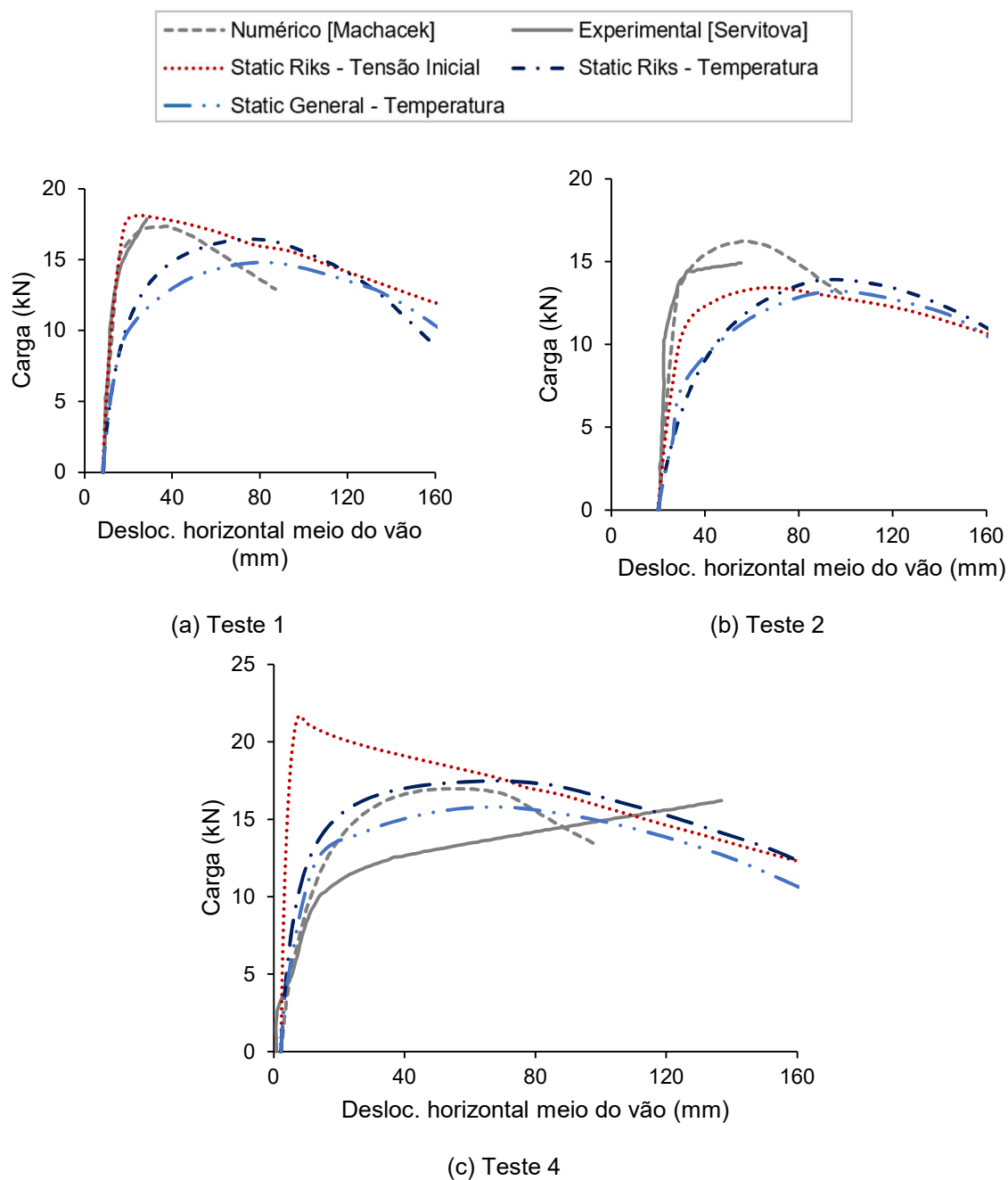


Tabela 9 – Valores obtidos e razão entre a carga experimental e o modelo numérico.

Teste	Exp.	Static Riks Tensão Inicial	Δ	Static Riks Temp.	Δ	Static General Temp.	Δ
1	17,75	18,10	1,020	16,44	0,926	14,76	0,926
2	14,90	13,44	0,902	13,86	0,932	13,22	0,932
4	16,23	21,61	1,331	17,49	1,077	15,80	1,077

Conforme pode ser observado, para os testes 1 e 2, há uma concordância tanto em relação a carga máxima atingida e a rigidez da coluna para o modelo cuja protensão é aplicada com tensão inicial. Por outro lado, para todos os casos utilizando a protensão aplicada através da temperatura houve uma diferença de rigidez considerável.

Já para o teste 4, observa-se que o resultado não foi tão satisfatório quanto os dois primeiros pois os estais estavam relaxados. Adicionalmente, como a imperfeição inicial citada pelo autor é menor que as demais, era esperado um aumento da rigidez da coluna o que não ocorreu durante o ensaio experimental. Diante disso, e da omissão dos valores das imperfeições iniciais no estudo experimental, faz-se necessário avaliar o comportamento da coluna para outras imperfeições.

3.3.2. Avaliação da tensão normal nos estais

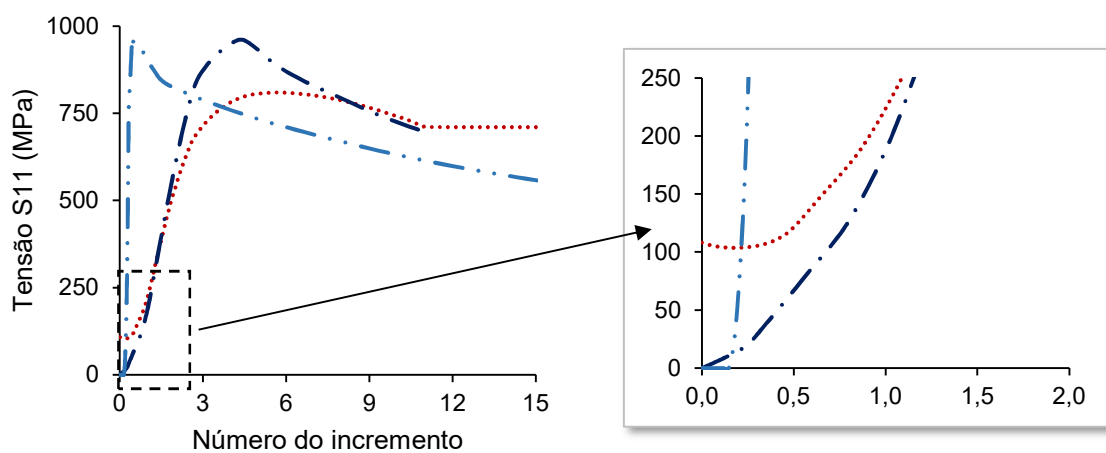
O Gráfico 3 ilustra o desenvolvimento da tensão normal nos estais conforme a coluna é submetida ao carregamento. O trecho destacado representa uma ampliação do trecho inicial na aplicação do carregamento da coluna.

Na prática, no início do carregamento, a tensão nos estais deve corresponder ao nível de protensão aplicado, ou seja, a relação de força sobre área dos estais. Dito isto, observa-se que a aplicação do esforço de protensão através da tensão inicial melhor representa a realidade pois no incremento zero a tensão é equivalente ao esforço aplicado.

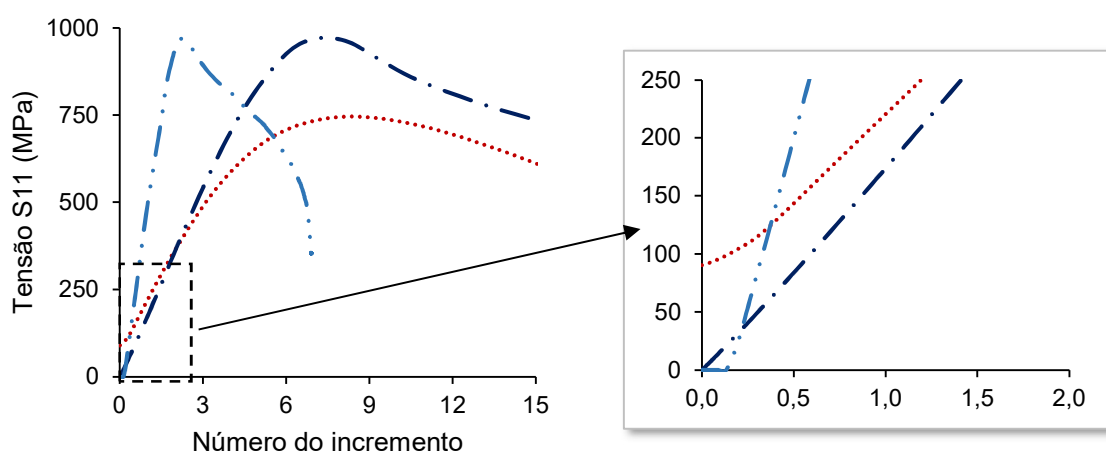
Posteriormente, através do eixo secundário carga *versus* número do incremento, utilizou-se o Gráfico 4 para avaliar o nível de tensão atingido nos estais para a carga máxima da coluna. Observou-se que quando a coluna atinge a sua carga máxima, a tensão nos estais é menor que a tensão de escoamento do material. Logo, a premissa adotada na seção 2.2, referente ao comportamento dos estais, é validada na presente seção.

Gráfico 3 – Tensão normal nos estais *versus* número do incremento

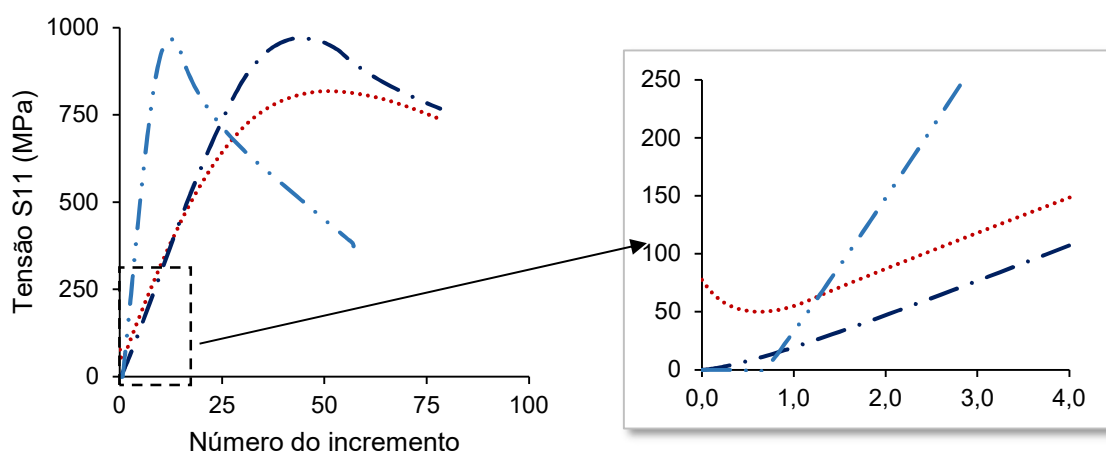
..... Static Riks - Tensão Inicial - - - Static Riks - Temperatura - . . - Static General - Temperatura



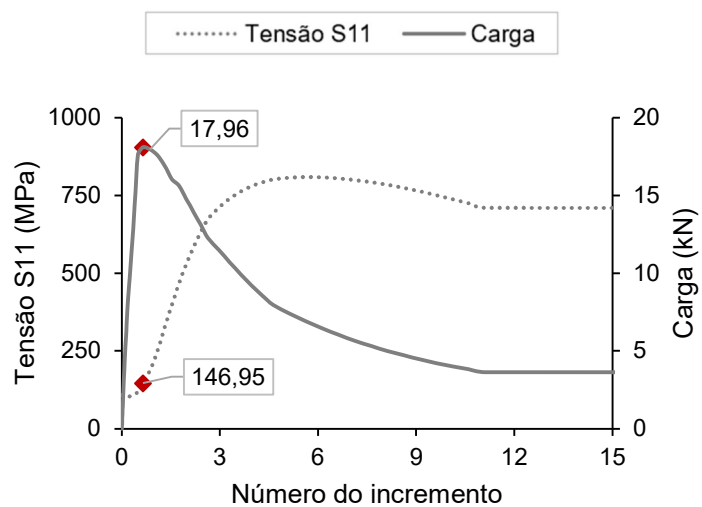
(a) Teste 1 – T = 975 N



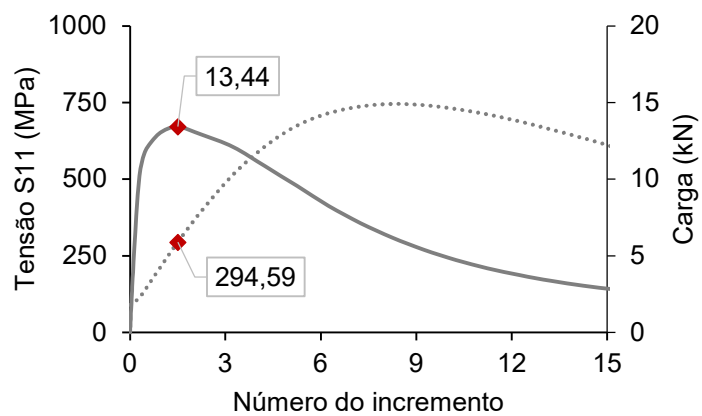
(b) Teste 2 – T = 1135



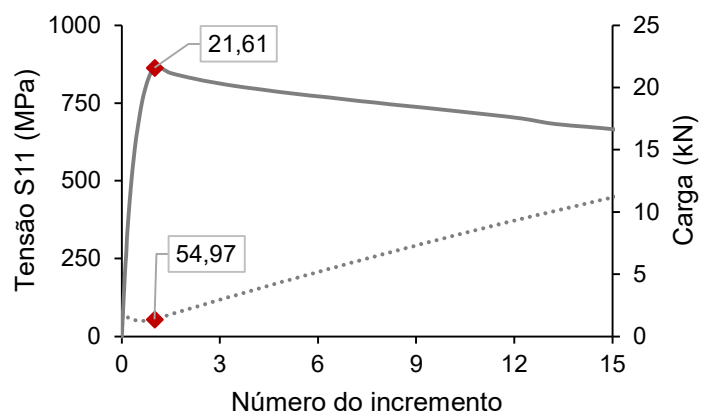
(c) Teste 4 – T = 1360

Gráfico 4 – Capacidade de carga e tensão normal nos estais *versus* número do incremento

(a) Teste 1 – T = 975 N



(b) Teste 2 – T = 1135 N



(c) Teste 4 = T 1360 N

3.3.3. Modelo com elementos de viga *versus* sólido para análise não linear

A presente seção compara os resultados obtidos entre as análises numéricas com a coluna-cruzeta como elemento de viga *versus* elemento sólido tanto em termos de carga quanto de rigidez.

Conforme ilustrada anteriormente na Figura 55, os modos de flambagem obtidos para o modelo de viga e sólido são diferentes. Para o modelo com elementos de viga, o modo simétrico é correspondente aos modos 1 e 2. Por outro lado, o modelo com elementos sólidos corresponde aos modos 3 e 4. Dito isto, para fazer a comparação entre ambos os elementos, é necessária que a imperfeição geométrica seja aplicada nos mesmos modos de flambagem. Para o modo de flambagem simétrico, a imperfeição foi aplicada no primeiro e terceiro modos de flambagem, para elementos de viga e sólido, respectivamente. Já para o modo de flambagem assimétrico foi feito o inverso. A imperfeição foi aplicada no terceiro e primeiro modos de flambagem.

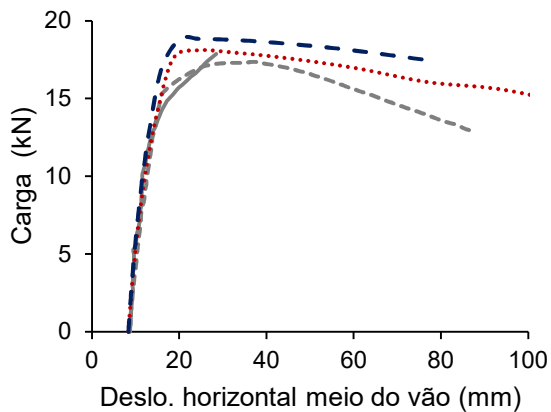
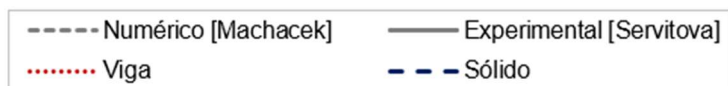
A Tabela 10 mostra os resultados da carga máxima atingida enquanto os gráficos 5 e 6 ilustram a curva carga *versus* deslocamento horizontal e a deformada para cada modelo.

Tabela 10 – Capacidade de carga dos casos com elementos de viga *versus* sólido

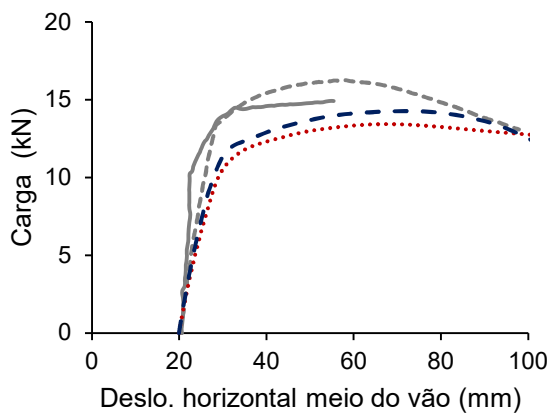
Teste	Experimental (kN)	Simétrico			Assimétrico				
		Viga 3D (kN)	Δ	Sólido (kN)	Δ	Viga 3D (kN)	Δ	Sólido (kN)	Δ
1	17,75	18,10	1,02	18,84	1,06	23,76	1,34	21,00	1,18
2	14,96	13,44	0,90	14,25	0,95	14,78	0,99	15,62	0,95
4	16,23	21,61	1,33	21,83	1,34	31,19	1,92	25,27	1,23

Quando comparados os resultados para ambos os tipos de elemento, viga e sólido, observou-se que não houve diferenças significativas em termos de capacidade de carga e rigidez. Além do mais, no momento que o sistema atingiu a máxima capacidade carga, o aço inoxidável ainda estava no trecho elástico da curva tensão *versus* deformação. Dessa maneira não se pode tirar proveito do elemento sólido para observar deformações e concentração de tensões. A Figura 56 ilustra a distribuição tensão de von Mises para cada modelo numérico no momento que a carga máxima é atingida.

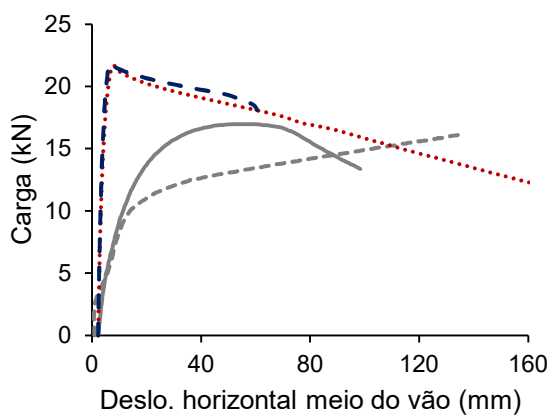
Gráfico 5 – Modo simétrico - elemento de viga versus sólido



(a) Teste 1



(b) Teste 2



(c) Teste 4

Viga

Sólido

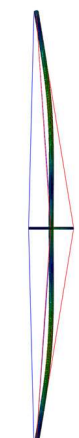
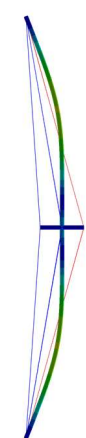
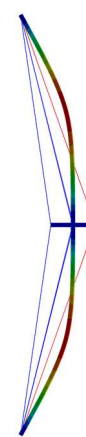
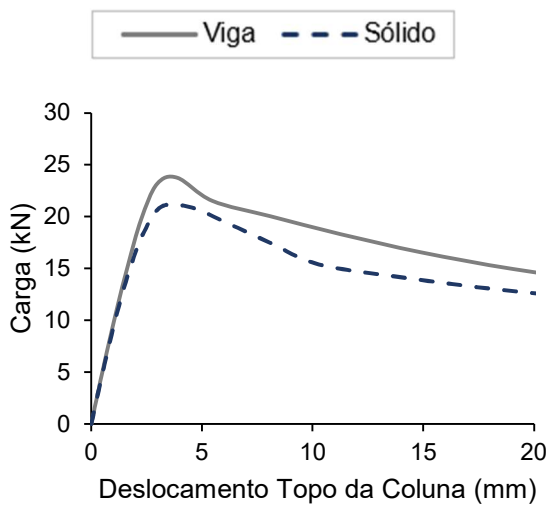
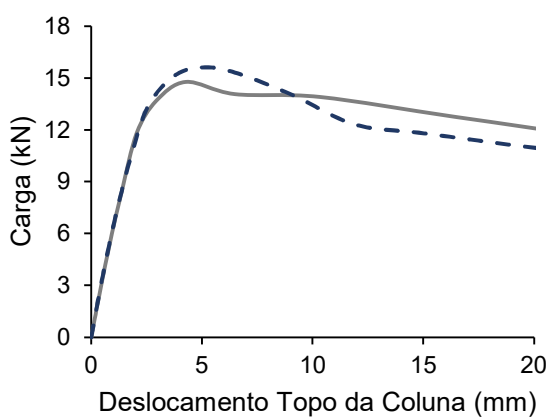


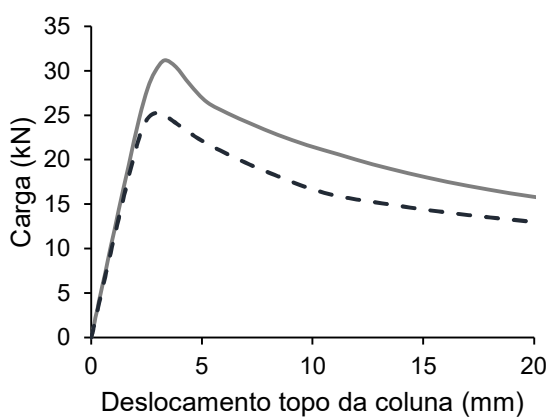
Gráfico 6 – Modo assimétrico - viga versus sólido



(a) Teste 1



(b) Teste 2



(c) Teste 4

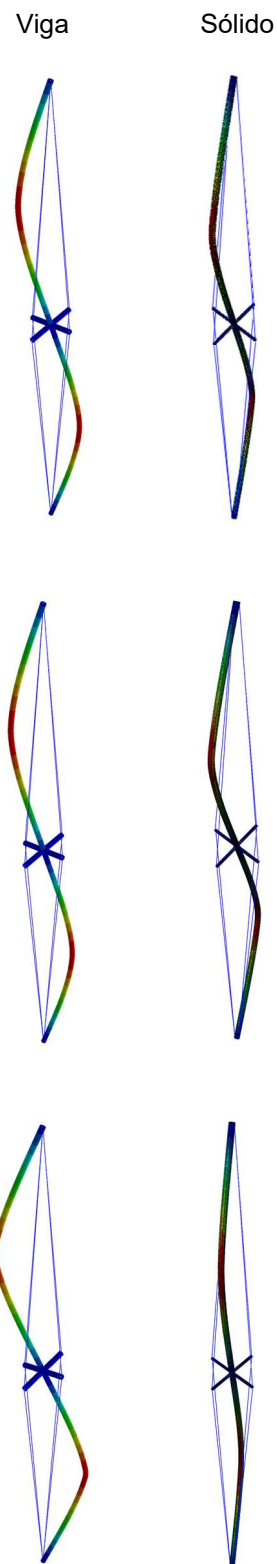
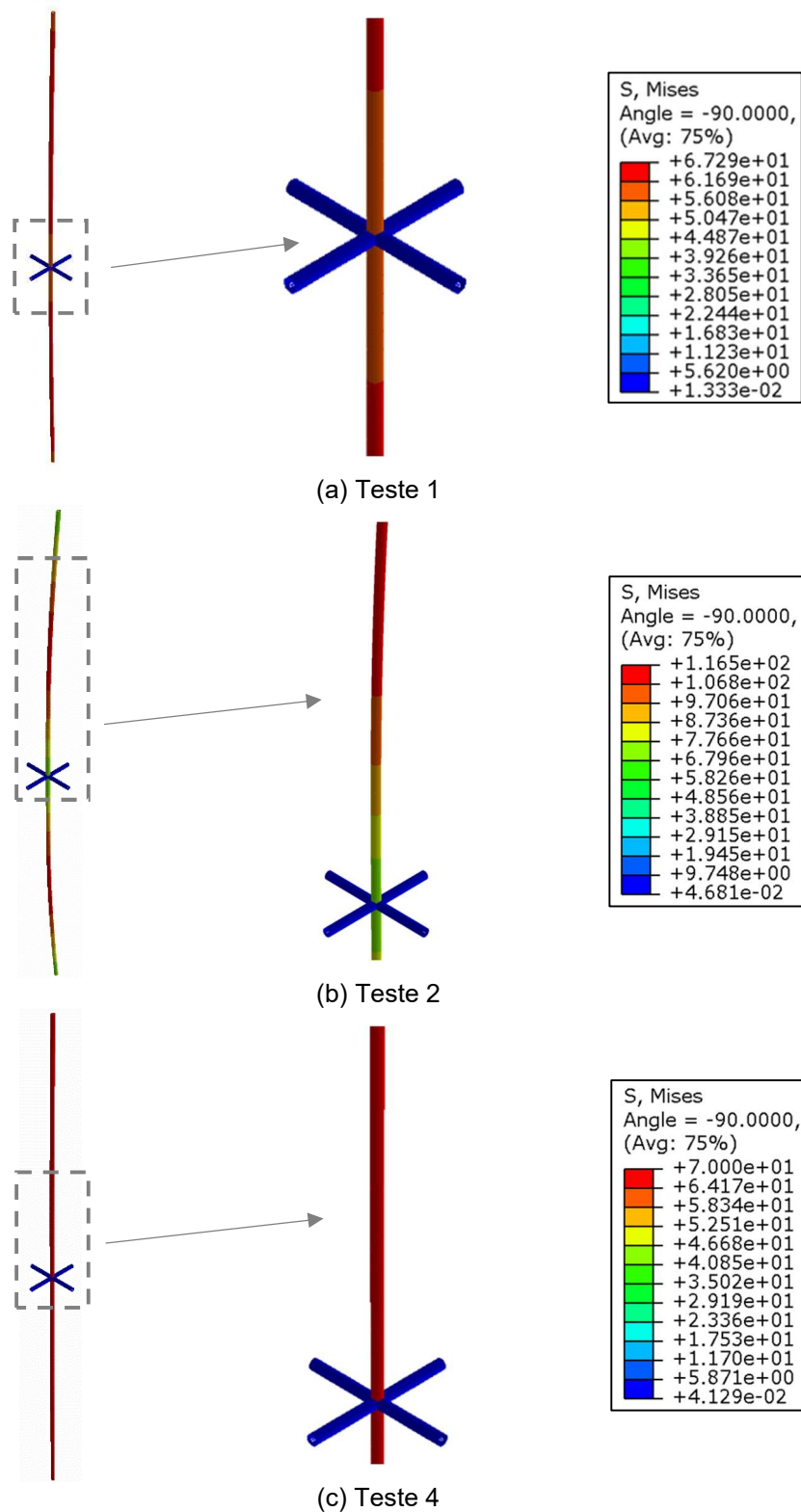


Figura 56 – Distribuição da tensão de von Mises quando a coluna atinge a carga máxima



3.3.4. Imperfeição inicial

Conforme mencionado no item 2.6, avaliou-se o comportamento da coluna para outros níveis de imperfeição. Uma vez que no estudo experimental realizado por Servitova e Machacek [14] não menciona as imperfeições geométricas medidas, aplicou-se outros níveis imperfeição de acordo com a Tabela 5. O Gráfico 7 e a Tabela 11 comparam os valores obtidos.

Ao variar os valores das imperfeições iniciais da coluna, os resultados obtidos aproximaram-se dos resultados experimentais obtidos por Servitova e Machacek [14]. Pelo fato de a coluna utilizada no ensaio experimental ser esbelta e sensível a calibração, pequenas mudanças nos valores da imperfeição inicial dos testes 1 e 2 fizeram com que os resultados numéricos aproximassem dos resultados experimentais.

Já para o teste 4, vale destacar que a imperfeição inicial considerada por Machacek e Pichal [4] é a menor entre os ensaios. Logo, esperava-se que o comportamento da curva carga *versus* deslocamento fosse o mais rígido entre os ensaios realizados. Entretanto, os resultados provenientes do modelo numérico e do ensaio experimental apresentaram um comportamento divergente do que se espera em termos de rigidez.

Ao alterar o valor da imperfeição inicial, observa-se que o comportamento da curva praticamente coincide com os instantes iniciais do ensaio experimental, porém, como houve relaxamento dos estais durante o ensaio, não se pode avaliar o comportamento por completo.

Desta maneira, conclui-se que a coluna utilizada no ensaio experimental é sensível em termos de calibração e que as imperfeições adicionais analisadas validam o modelo numérico em questão.

Gráfico 7 – Avaliação da imperfeição inicial em termos da curva carga versus deslocamento horizontal

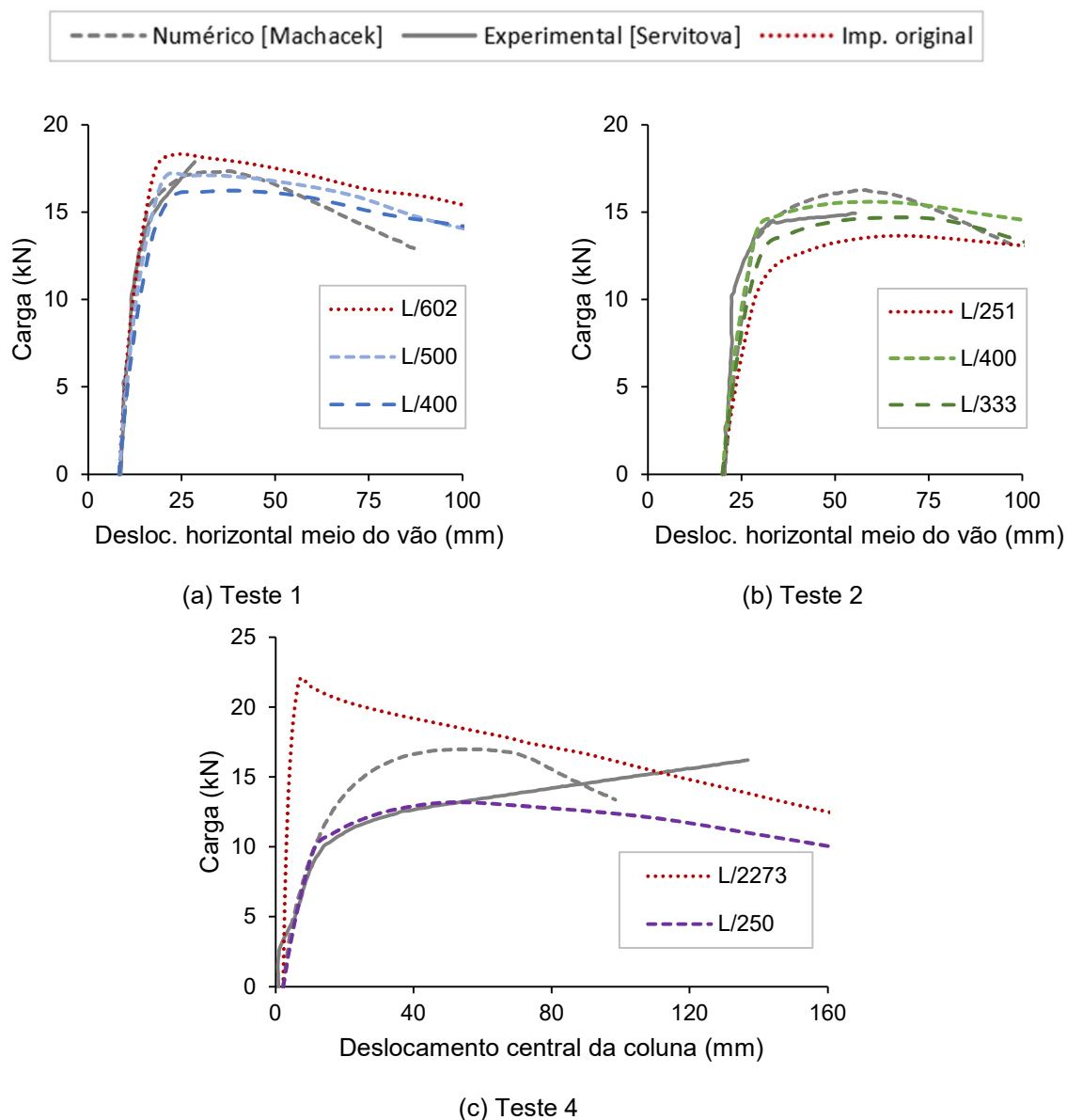


Tabela 11 – Relação da carga máxima do ensaio experimental e do modelo numérico para demais imperfeições

Teste	L/3572	L/2273	L/603	L/500	L/400	L/334	L/252	L/250
	1,4 mm	2,2 mm	8,3 mm	10,0 mm	12,5 mm	15,0 mm	19,9 mm	20,0 mm
1			0,980	1,039	1,094			
2					0,957	1,016	1,109	
4		0,751						1,230

3.4. Validação para aço carbono

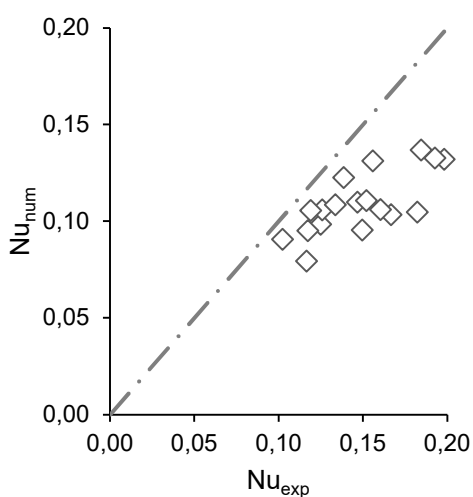
Partindo do princípio de que as premissas utilizadas para a calibração do modelo numérico são satisfatórias, a presente subseção apresenta uma comparação adicional entre o modelo numérico e os estudos experimentais realizados por Serra et al. [26] e Martins et al. [27]. Serra et al. [26] realizaram ensaios com colunas de 12 metros; posteriormente, mais precisamente no ano seguinte, Martins et al. [27] realizaram ensaios com colunas de 18 metros. Para um mesmo sistema estrutural, ambos os trabalhos estudaram o comportamento das colunas para o aço carbono e aço de alta resistência. A Tabela 12 apresenta as propriedades geométricas e dos materiais dos ensaios realizados.

Tabela 12 – Propriedades geométricas dos ensaios experimentais realizados por Serra et al. [26] e Martins et al. [27]

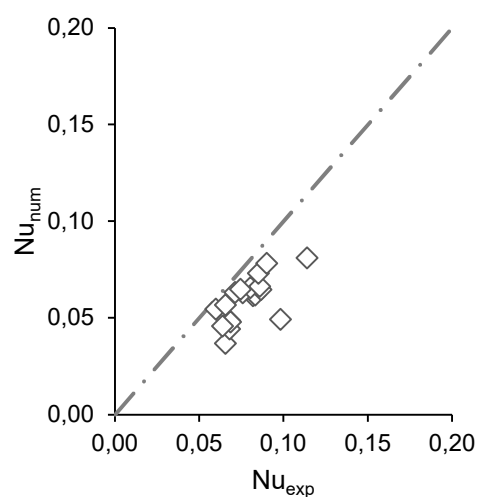
Seção	L (m)	Coluna Seção	Cruzeta			Estais		
			Aço	Seção	Aço	L (m)	φ_s (mm)	A_s (mm ²)
Serra et al. [26]								
C01	12	CHS 101.8 x 8.0	S355	CHS 101.8 x 8.0	S690	0,6	10 13	47 89
C02	12	CHS 101.8 x 8.0	S690	CHS 101.8 x 8.0	S690	0,6	10 13	47 89
C03	12	CHS 139.7 x 6.3	S355	CHS 101.8 x 8.0	S690	0,6	10 13	47 89
C04	12	CHS 139.7 x 6.3	S690	CHS 101.8 x 8.0	S690	0,6	10 13	47 89
Martins et al. [27]								
C05	18	CHS 101.6 x 8.0	S355	CHS 101.6 x 8.0	S690	0.6	10 13	47 89
C06	18	CHS 101.6 x 8.0	S355	CHS 101.6 x 8.0	S690	0.6	10 13	47 89
C07	18	CHS 139.7 x 6.3	S690	CHS 101.6 x 8.0	S690	0.6	10 13	47 89
C09	18	CHS 177.8 x 6.3	S355	CHS 101.6 x 8.0	S690	0.6	10 13	47 89
C10	18	CHS 177.8 x 6.3	S690	CHS 101.6 x 8.0	S690	0.6	10 13	47 89

Como não foi possível ter acesso ao comportamento da coluna durante o ensaio experimental, a comparação entre modelos numéricos e ensaios experimentais foi realizada apenas através da capacidade de carga. O Gráfico 8 ilustra a dispersão dos resultados entre a resposta numérica e a experimental, ambas normalizadas pela carga plástica.

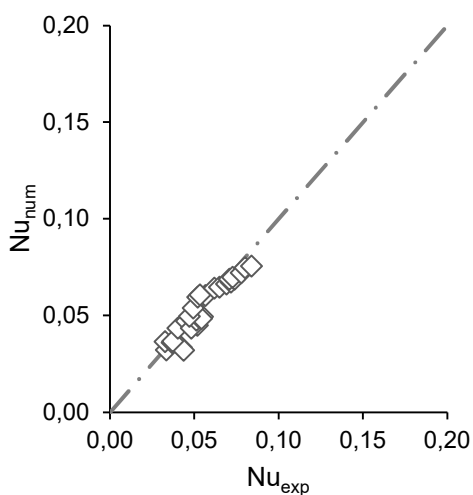
Gráfico 8 – Dispersão de resultados modelo numérico *versus* ensaio experimental



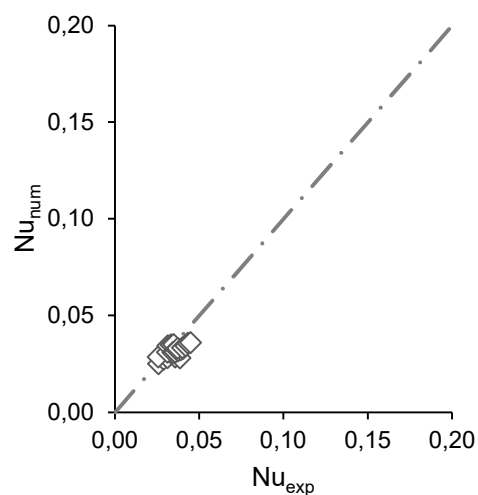
(a) Serra et al. [26] – Aço Carbono



(b) Serra et al. [26] – Aço de Alta Resistência



(c) Martins et al. [27] – Aço Carbono



(d) Martins et al. [27] – Aço de Alta Resistência

A Tabela 13 apresenta os resultados da análise estatística realizada entre os resultados obtidos pelo modelo numérico desenvolvido e os ensaios experimentais, separando as análises por autor e material da coluna utilizado.

Tabela 13 – Análise estatística modelo numérico *versus* experimental

Seção	\bar{X}	σ	CoV
Serra et al. [26]	1,3693	0,2244	0,1639
Aço Carbono	1,3981	0,2273	0,1626
C01			
C1	1,6765	0,2020	0,1205
C2	1,4571	0,1108	0,0760
C03			
C1	1,2527	0,1019	0,0813
C2	1,2061	0,0910	0,0754
Aço de Alta Resistência	1,3406	0,2235	0,1667
C02			
C1	1,4938	0,1722	0,1153
C2	1,4784	0,2873	0,1943
C04			
C1	1,1918	0,0738	0,0620
C2	1,1983	0,1165	0,0972
Martins et al. [27]	1,0731	0,1209	0,1127
Aço Carbono	1,0421	0,1076	0,1032
C05			
C1	1,1188	0,1937	0,1731
C2	1,0233	0,0884	0,0864
C06			
C1	1,0999	0,0209	0,0190
C2	0,9126	0,0338	0,0370
C09			
C1	1,0306	0,0455	0,0442
C2	1,0673	0,0314	0,0294
Aço de Alta Resistência	1,1196	0,1276	0,1139
C07			
C1	1,1576	0,1481	0,1279
C2	0,9499	0,0480	0,0505
C10			
C1	1,1732	0,0461	0,0393
C2	1,1978	0,0437	0,0365
	1,2048	0,2281	0,1894

O Gráfico 8 ilustra que para os ensaios realizados por Serra et al. [26] há uma dispersão entre os resultados numéricos e experimentais. Entretanto, os resultados da tabela acima mostram, através do coeficiente de variação, que há uma homogeneidade entre os valores numéricos e experimentais.

Por outro lado, observa-se que, para os ensaios realizados por Martins et al. [27], a nuvem de pontos é mais compacta, ou seja, os resultados experimentais são próximos dos valores numéricos obtidos. Além do mais, os valores apresentados na Tabela 12 mostram valores estatísticos satisfatórios mostrando a similaridade entre os valores numéricos e os experimentais.

Por fim, acredita-se que a dispersão dos resultados dos ensaios de Serra et al. [26] pode estar relacionada a calibração do modelo experimental pois Martins et al. [27] realizaram uma série de experimentos considerando as mesmas propriedades geométricas e de material. Portanto, mesmo apesar da dispersão inicial, entende-se que o modelo numérico conseguiu representar bem o comportamento da coluna em termos de capacidade de carga.

3.5. Considerações finais

A partir dos resultados apresentados nas seções anteriores do presente capítulo, observa-se que, diferentemente de Machacek e Pichal [5] que utilizaram o efeito de temperatura para aplicação da protensão, o modelo numérico com a protensão aplicada com tensão inicial é o que apresentou melhores resultados quando comparado com o ensaio experimental. Destaca-se que foram avaliados dois formatos de aplicação da protensão, por tensão inicial e por temperatura, por não haver uma gama de estudos que detalhasse como o esforço de protensão havia sido aplicado.

Quando comparados os resultados para ambos os tipos de elemento, viga e sólido, esperava-se que, por conta do tempo da análise computacional, o tipo de elemento pudesse influenciar de alguma maneira no comportamento do sistema estrutural. Contudo, observou-se que não houve diferenças significativas. Ambas as análises apresentaram resultados similares tanto em termos de carga quanto de rigidez.

Sendo assim, diante de todos os resultados obtidos e das conclusões, para a análise paramétrica do capítulo seguinte será utilizado o modelo numérico com a coluna/cruzeta com elemento de viga e a protensão nos estais aplicada com tensão inicial.

4. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Uma vez com o modelo numérico calibrado com os resultados obtidos em estudos anteriores, uma série de análises foram conduzidas. O objetivo principal desse estudo foi investigar a influência dos parâmetros no comportamento do sistema tais como o material, comprimento da coluna, rigidez e nível de protensão aplicado nos estais.

Baseado no modelo numérico calibrado no capítulo 1.2.1, este capítulo descreve a análise paramétrica realizada apresentando os parâmetros utilizados e os resultados obtidos.

4.1. Análise linear de flambagem

Antes de entrar na análise paramétrica propriamente dita, a presente seção tem como objetivo avaliar o comportamento do modelo numérico na análise linear de flambagem (ALF). Diferentemente do que foi feito por Machacek e Richal [5] e na seção anterior, neste capítulo, os esforços de protensão serão aplicados nos estais na ALF. Dessa maneira, poderá ser avaliada a influência da protensão na carga última dando diretrizes para a realização da análise paramétrica.

Para comparar os distintos modos de flambagem, simétrico e assimétrico, foram utilizados os modelos numéricos representados na seção 3.2 aplicando diversos níveis de protensão. Além dos níveis de protensão aplicados por Servitova e Machacek [14], aplicou-se também esforços de protensão de até 60% da capacidade dos estais.

A seguir, são apresentados os resultados da análise linear de flambagem com protensão aplicada nos distintos modos de flambagem.

As tabelas 14 e 15 ilustram, respectivamente, os valores de carga crítica em kN obtidos e as configurações deformadas para cada nível de protensão em N aplicada para o modo simétrico e assimétrico.

Tabela 14 – Análise de flambagem modo simétrico

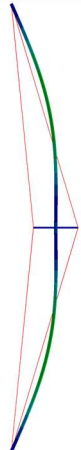
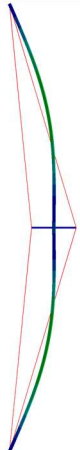
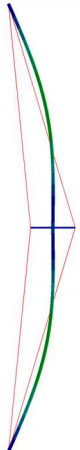
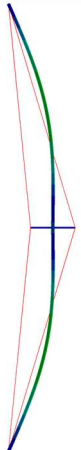
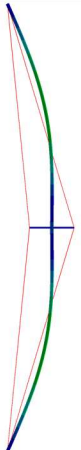


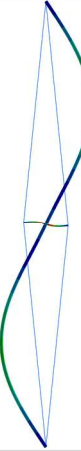




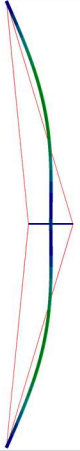
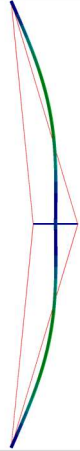
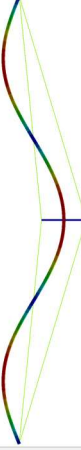
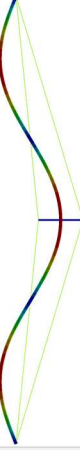




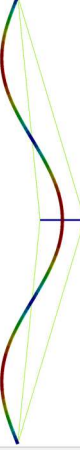
$N_{\text{modo de flambagem}}$	T0	T975	T1135	T1360	T1900	T3800	T5700
1							
N_{cr} (kN)	31,86	32,99	33,17	33,42	34,02	36,03	37,87
2							
N_{cr} (kN)	35,46	35,46	35,46	35,46	35,46	36,03	37,87
3							
N_{cr} (kN)	65,342	65,89	65,98	66,11	66,44	67,69	69,01

Tabela 15 – Análise de flambagem modo assimétrico

$N_{\text{modo de flambagem}}$	T0	T975	T1135	T1360	T1900	T3800	T5700
1							
N_{cr} (kN)	36,68	36,68	36,68	36,68	36,68	36,68	36,68
2							
N_{cr} (kN)	40,13	40,93	41,06	41,24	41,67	43,06	44,29
3							
N_{cr} (kN)	72,86	72,52	72,66	72,86	73,35	75,17	77,13

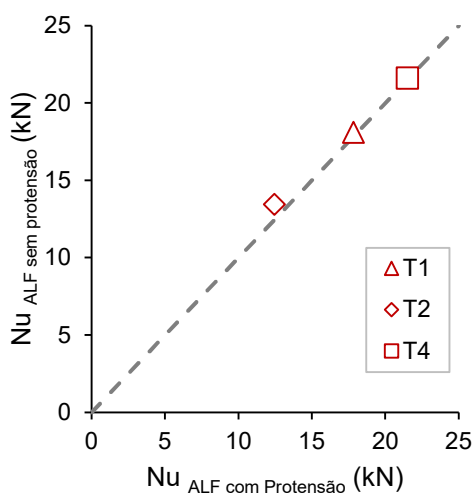
Diante dos resultados apresentados nas tabelas 14 e 15, observa-se que a aplicação da protensão na análise de flambagem influencia no valor da carga crítica elástica desde que o primeiro modo de flambagem seja o modo simétrico. Em contrapartida, para um primeiro modo de flambagem assimétrico com protensão nula, o aumento do valor da protensão não influencia no valor da carga crítica e no modo de flambagem.

Entende-se que a aplicação da protensão nos estais faz com que haja transferência de esforços para a cruzeta já no início do carregamento. Esses esforços são responsáveis por prevenir o deslocamento do centro da coluna diminuindo, conseqüentemente, o comprimento efetivo. Conforme ilustra a Tabela 14, já nos primeiros níveis de protensão, há um aumento do valor da carga crítica elástica, mas ainda não suficiente para prevenir totalmente o deslocamento do centro da coluna. Contudo, quando o aumento do nível de protensão é expressivo, há uma restrição total do deslocamento centro da coluna e a configuração deformada, que antes era simétrica, passa a ser assimétrica.

Em outras palavras, quando o primeiro modo de flambagem é simétrico, o aumento do nível de protensão nos estais faz com que a carga crítica elástica seja de até no máximo, o valor respectivo ao segundo modo de flambagem.

Como o primeiro modo de flambagem do modelo calibrado é o modo simétrico, realizou-se então uma análise não-linear considerando a protensão na análise de flambagem. Dessa maneira, pode-se avaliar a influência da protensão ser considerada na ALF na capacidade última do sistema estrutural.

O Gráfico 9 ilustra a comparação da carga última obtida na análise não-linear com as duas abordagens na análise linear de flambagem, com e sem protensão nos estais. De acordo com o gráfico a seguir, observa-se que a aplicação dos esforços de protensão na análise linear de flambagem não influenciaram na capacidade de carga da coluna.

Gráfico 9 – Carga última - ALF com protensão *versus* sem protensão

Portanto, diante dos resultados apresentados e pelo fato de na prática, a protensão nas colunas estaiadas e protendidas serem aplicadas *in loco* antes de serem colocadas na posição de projeto, será utilizada a protensão nula na análise linear de flambagem na realização da análise paramétrica.

4.2. Caracterização dos materiais

Para caracterização do aço inoxidável utilizado na coluna e na cruzeta, utilizou-se os resultados dos ensaios de caracterização realizados por Sobrinho [35] através da curva tensão *versus* deformação que representa o comportamento do material. Vale salientar que Sobrinho [35] realizou a caracterização dos aços inoxidáveis, austenítico 304 e ferrítico 430. Entretanto, para o estudo paramétrico está sendo levado em consideração apenas o aço austenítico 304. Destaca-se que apesar de já se ter a curva tensão deformação de Machacek e Pichal [5], optou-se em utilizar os dados do ensaio realizado por Sobrinho [35] pelo fato de ser um material disponível a nível Brasil e também por ter níveis de tensões e deformações maiores que a caracterização do material realizada Machacek e Pichal [5].

Os resultados obtidos para a curva tensão *versus* deformação de um ensaio de um corpo de prova à tração, não correspondem a verdadeira indicação dos valores de deformação pois se baseia nas dimensões originais dos corpos de prova. Em outras palavras, os resultados obtidos são em termos de tensões *versus* deformações nominais, ou seja, as deformações reais ensaiadas não são consideradas. Entretanto, pelo fato de não ter tido grandes deformações nos resultados numéricos obtidos, foi realizada uma conversão para uma relação tensão *versus* deformação verdadeira por conta da estricção do material.

O Gráfico 10 mostra a curva tensão *versus* deformação para curva nominal e verdadeira para o aço austenítico utilizado na calibração do material. Os valores do regime elástico inserido no Abaqus [13] são apresentados na Tabela 16. Para o regime elástico, o valor do módulo de Young e coeficiente de Poisson utilizados para o aço austenítico foram, respectivamente, 202 GPa e 0,3.

Além do aço inoxidável, para cada modelo numérico, foi avaliado o comportamento com o aço carbono. Dessa maneira, pode-se avaliar qual material é mais benéfico para colunas estaiadas e protendidas. Neste caso, utilizou-se o comportamento elasto-plástico do material com módulo de elasticidade, tensão de escoamento e deformação plástica de, respectivamente, 210 GPa, 355 MPa e 0 (zero).

Gráfico 10 – Curva tensão *versus* deformação numérica

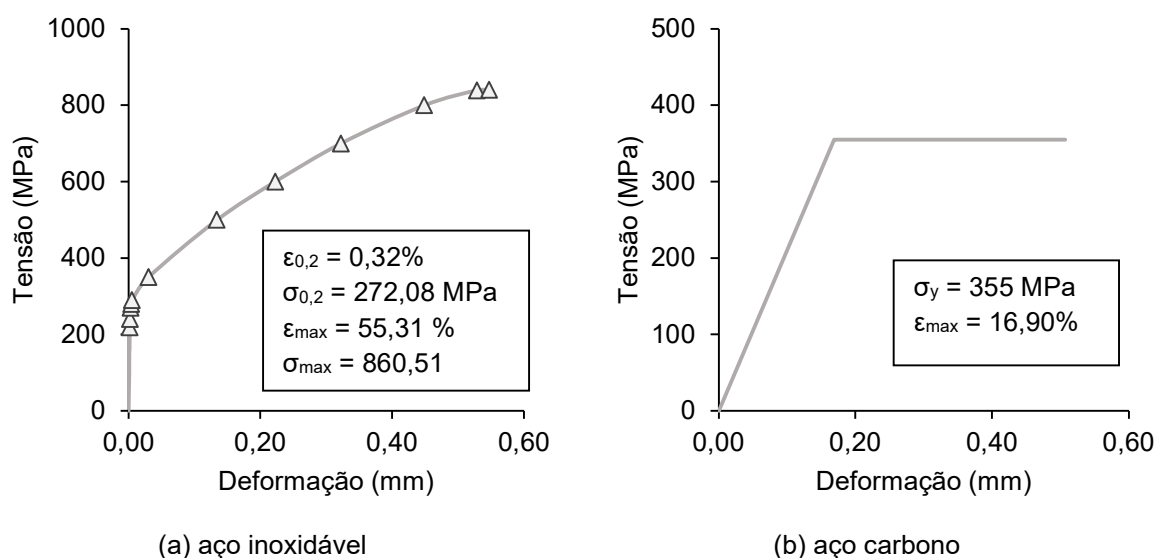


Tabela 16 – Propriedade plástica do aço inoxidável

σ (MPa)	ε (mm/mm)
218,371	0,000
240,063	0,002
270,002	0,003
280,038	0,004
290,165	0,005
350,013	0,030
500,009	0,134
600,019	0,223
700,065	0,322
800,018	0,449
838,968	0,529

Por fim, assim como utilizado para a calibração do modelo baseado nos estudos de Machacek e Richal [5], na análise paramétrica, utilizou-se também o regime elástico para os estais. Porém, o módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson considerados foram de 100 GPa e 0,30, respectivamente.

4.3. Seções transversais

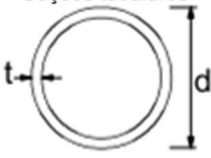
As seções transversais escolhidas para a realização da análise paramétrica foram baseadas no catálogo do fabricante Aços Tubo [37] e de estudos numéricos e experimentais realizados por outros autores. A escolha das seções transversais da coluna e cruzeta foram em função da classificação quanto a compressão.

Para o aço carbono, a classificação é baseada de acordo com a tabela 5.2, presente no EN1993-1-1 [9], por outro lado, para o aço inoxidável é utilizada também a tabela 5.2 só que presente no EN1993-1-4 [10] que é exclusivo para estruturas em aços inoxidáveis. As tabelas 17 e 18 descrevem, respectivamente, os valores de esbeltez para classificar as seções transversais para o aço carbono e aço inoxidável.

A escolha das seções foi baseada na relação do diâmetro sobre a espessura da coluna. Primeiramente, a intenção foi selecionar tamanhos de seções que até então não foram avaliadas em estudos prévios. As seções S01 e S02 foram selecionadas através do catálogo de perfis comerciais do fabricante Aços Tubo [37]. As seções S03, S04 e S05 foram selecionadas, respectivamente, a partir de estudos

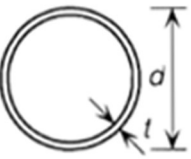
prévios realizados por Araújo et al. [23], Tankova et al., [38] e Wadee et al. [1] e então replicados na análise paramétrica.

Tabela 17 – Classificação das seções dos elementos internos comprimidos para aço carbono

Seções tubulares						
						
Classe	Seções em flexão e/ou compressão					
1	$d/t \leq 50\epsilon^2$					
2	$d/t \leq 70\epsilon^2$					
3	$d/t \leq 90\epsilon^2$					
	NOTA para $d/t > 90\epsilon^2$ ver EM 1993-1-6					
$\epsilon = \sqrt{235/f_y}$	f_y	235	275	355	420	460
	ϵ	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71
	ϵ^2	1,00	0,85	0,66	0,56	0,51

Fonte: EN1993-1-1 [9].

Tabela 18 – Classificação das seções dos elementos internos comprimidos para aço inoxidável

Seções tubulares						
						
Classe	Seções em flexão até 240 CHS			Seções em compressão		
1	$d/t \leq 50\epsilon^2$			$d/t \leq 50\epsilon^2$		
2	$d/t \leq 70\epsilon^2$			$d/t \leq 70\epsilon^2$		
3	$d/t \leq 280\epsilon^2$			$d/t \leq 90\epsilon^2$		
	NOTA para $d > 240$ mm e $d/t > 280\epsilon^2$ ver EN 1993-1-6			NOTA para $d/t > 90\epsilon^2$ ver EM 1993-1-6		
$\epsilon = \left[\frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0.5}$	Grade	1.4301		1.4401		1.4462
	f_y (N/mm ²)	210		220		460
	ϵ	1,03		1,01		0,698

Fonte: EN1993-1-4 [10].

A Tabela 19 ilustra, para cada nomenclatura de seção adotada, os valores de diâmetro e espessura do conjunto coluna e cruzeta, a classe para cada material utilizado e a referência de onde foi selecionada.

Tabela 19 – Seções transversais utilizadas das colunas

Seção	d (mm)	t (mm)	d/t	Classe Inox	Classe Carbono	Referência
S01	152,40	3,00	50,8	I	II	[37]
	76,20	2,00	38,1	I	I	
S02	203,20	3,00	67,7	II	III	[37]
	101,60	3,00	33,9	I	I	
S03	89,30	3,20	27,9	I	I	[23]
	42,60	3,00	14,2	I	I	
S04	139,68	6,64	21,0	I	I	[38]
	101,65	8,18	12,4	I	I	
S05	168,00	8,00	21,0	I	I	[1]
	140,00	8,00	17,5	I	I	

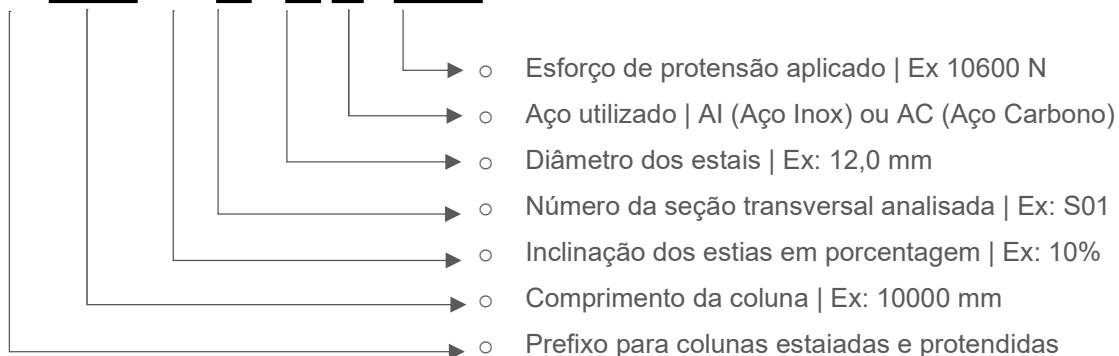
4.4. Nomenclatura adotada

Diante da quantidade de análises numéricas a serem realizadas, criou-se uma nomenclatura para facilitar a identificação dos modelos no momento de interpretação dos resultados. Na nomenclatura adotada para a identificação dos modelos na análise paramétrica, o primeiro conjunto de letras representa o tipo de coluna estudada. As letras PSSC caracterizam a abreviação de colunas estaiadas e protendidas em inglês (*Prestressed Stayed Steel Columns*) seguido do comprimento da coluna analisada em milímetros. Posteriormente, tem-se, respectivamente, a inclinação dos estais em porcentagem, a seção transversal utilizada na coluna e cruzeta, diâmetro dos estais, tipo de aço, e, por fim, o esforço de protensão aplicado.

Destaca-se que o valor da imperfeição geométrica adotada em todos os modelos foi de $L/1000$ (valor limite para imperfeição global usada em diversas normas) onde L é o comprimento da coluna em milímetros; e, por isso, não foi adotada na nomenclatura utilizada. A Figura 57 exemplifica a nomenclatura utilizada e os valores que estão sublinhados e em negrito serão variados na análise paramétrica.

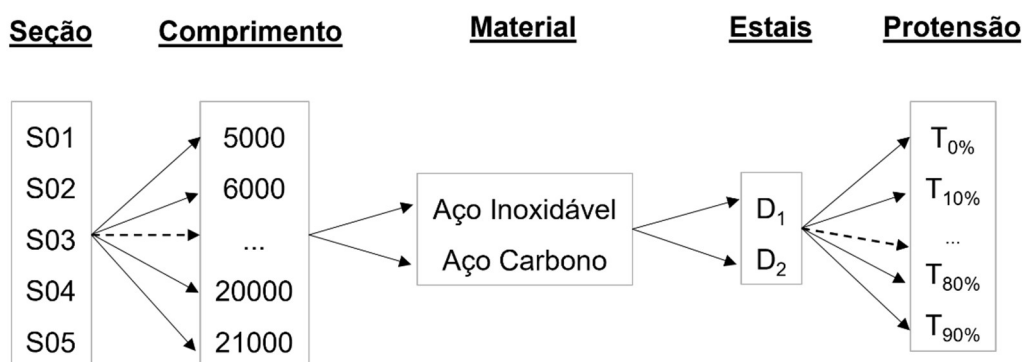
Figura 57 - Exemplo da nomenclatura utilizada análise paramétrica

PSSC10000-10-S01-D12-AI-T10600



A partir da definição das variáveis que serão parametrizadas, a Figura 58 ilustra, de forma esquemática, a combinação de todos os parâmetros que serão analisados. Destaca-se que a escolha do esforço de protensão foi baseada no percentual da capacidade de resistência do elemento até atingir a tensão de ruptura no valor de 750 MPa, mesmo valor utilizado por Servitova e Machacek [14].

Figura 58 – Análise combinatória dos parâmetros analisados



Fonte: O autor.

4.5. Resultados

Devido à grande quantidade de análises realizadas, a presente seção apresentará, de forma detalhada, os principais resultados e interpretações referentes à seção transversal S01. Posteriormente, será apresentada uma análise global referente à aplicação dos estais nas demais seções transversais analisadas. Os resultados das demais seções transversais estudadas estão presentes no final desta dissertação a partir do Apêndice A.

4.5.1. Seção S01

4.5.1.1. Avaliação da capacidade de carga das colunas

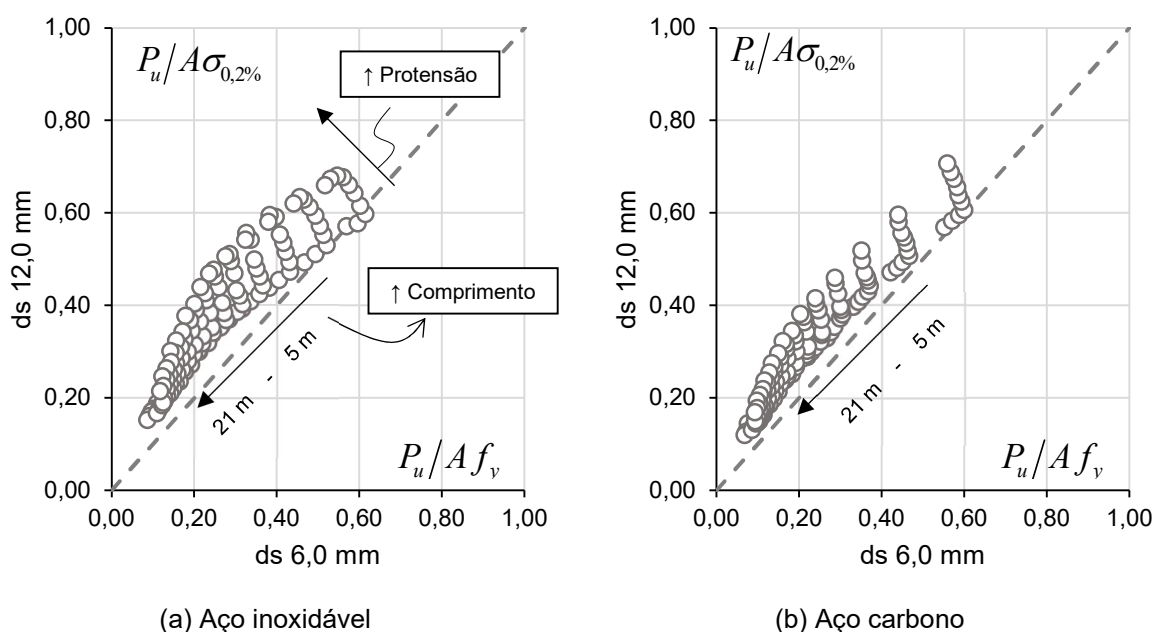
A seguir, serão apresentados os resultados obtidos referente à carga última obtida através da análise não linear. Os resultados são em função do comprimento da coluna *versus* o esforço de protensão aplicado para cada conjunto de material e diâmetro dos estais. Desta maneira, é possível comparar a influência das propriedades dos materiais e a contribuição dos estais na capacidade de carga do sistema estrutural.

Os gráficos 11 e 12 ilustram, respectivamente, todos os resultados em forma de pontos de dispersão comparando a rigidez dos estais e os tipos de materiais utilizados na coluna, aço inoxidável e aço carbono. Os valores de capacidade de carga obtidos estão representados em formato de tabela no Apêndice A.

Através do Gráfico 11, onde os eixos x e y correspondem ao diâmetro dos estais, observa-se que a rigidez dos estais é de fato um fator determinante na capacidade de carga da coluna. Para uma mesma seção transversal, quanto mais esbelta for a coluna, maior será a influência e contribuição dos estais no aumento da capacidade de carga. Em outras palavras, devido à rigidez à flexão, colunas menos esbeltas são menos sensíveis ao deslocamento lateral, e, como os esforços de protensão nos estais são transferidos para o sistema no momento inicial do carregamento, não há um equilíbrio entre o deslocamento horizontal e a força necessária para impedir o mesmo.

Para um mesmo comprimento e esforço de protensão da seção analisada, o aumento da rigidez dos estais faz com que a capacidade da carga aumente em até 100% por cento quando comparado ao sistema com menor rigidez. A Tabela 20 apresenta, para o mesmo modelo numérico, a relação máxima da carga atingida entre os dois diâmetros de estais analisados.

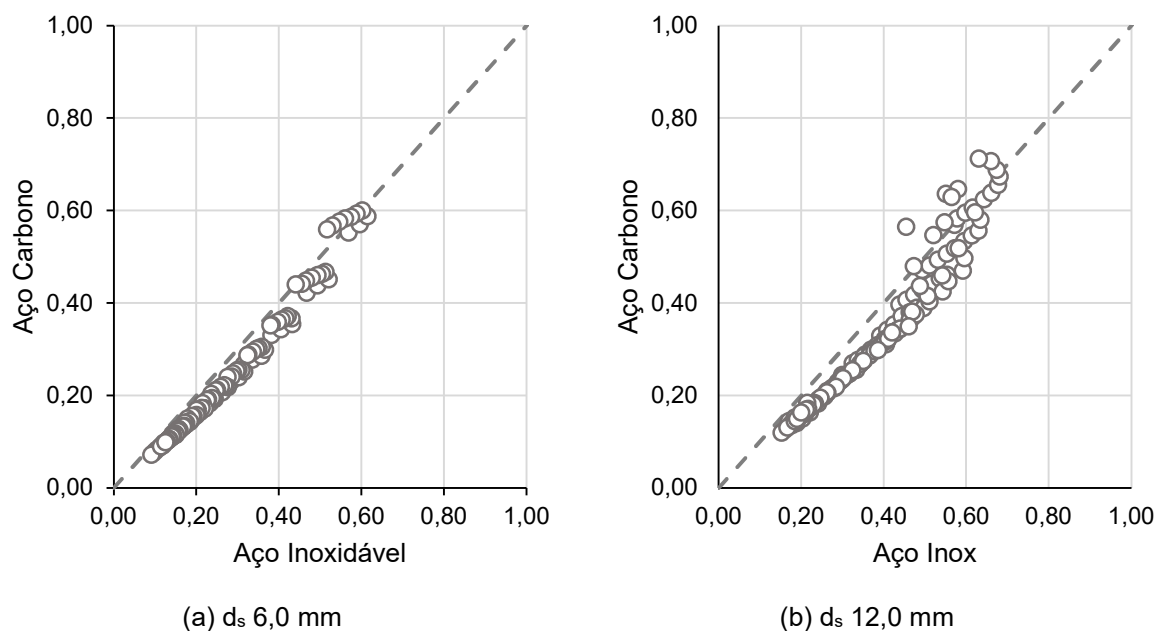
Gráfico 11 – Dispersão de resultados da capacidade de carga normalizada – diâmetro dos estais



Enquanto o Gráfico 11 faz uma comparação entre valores distintos de rigidez dos estais para um mesmo modelo numérico, o Gráfico 12 compara o mesmo modelo numérico para materiais distintos do conjunto coluna e cruzeta. No primeiro, observa-se a influência dos estais e, no segundo, a contribuição das propriedades do material para a capacidade de carga da coluna.

Nota-se que a nuvem de pontos está predominantemente abaixo da linha de regressão, ou seja, o valor da carga normalizada para o aço inoxidável é maior que para o aço carbono. Contudo, vale ressaltar que, pelo fato de a tensão de escoamento do aço inoxidável ser menor que do aço carbono, o valor da carga normalizada em função da carga plástica acaba sendo maior para esses casos.

Gráfico 12 – Dispersão de resultados da capacidade de carga normalizada – material da coluna



Para as colunas mais curtas, onde os pontos de dispersão estão mais afastados da origem, a diferença da capacidade de carga entre ambos os materiais é da ordem de trinta por cento. Já para as colunas longas, os pontos de dispersão estão localizados próximos a origem do gráfico e a diferença da capacidade é da ordem de cinco por cento. Entende-se que a diferença percentual entre as colunas curtas e longas está relacionada ao comportamento do material. A Tabela 21 apresenta, para o mesmo modelo numérico, a relação máxima da carga atingida entre o aço carbono e o aço inoxidável.

Tabela 20 – Máxima relação entre capacidade de carga máxima d_s 6,0 mm *versus* d_s 12,0 mm

L (mm)	Aço Carbono	Aço Inoxidável
5000	1,26	1,28
6000	1,35	1,41
7000	1,47	1,56
8000	1,60	1,70
9000	1,73	1,84
10000	1,87	1,98
11000	1,88	2,04
12000	2,01	2,01
13000	1,98	2,11
14000	2,04	1,99
15000	1,99	2,07
16000	2,04	2,11
17000	1,95	1,93
18000	1,95	1,97
19000	1,97	2,00
20000	1,80	1,80
21000	1,82	1,83

Tabela 21 – Máxima relação entre capacidade de carga máxima aço carbono *versus* aço inoxidável

L (mm)	d_s 6,0 mm	d_s 12,0 mm
5000	1,41	1,51
6000	1,30	1,62
7000	1,21	1,37
8000	1,16	1,32
9000	1,14	1,17
10000	1,12	1,09
11000	1,11	1,07
12000	1,09	1,05
13000	1,10	1,04
14000	1,07	1,02
15000	1,07	1,03
16000	1,07	1,03
17000	1,03	1,02
18000	1,04	1,03
19000	1,04	1,11
20000	1,03	1,12
21000	1,03	1,07

4.5.1.2. Comportamento do material

Os resultados da seção anterior mostraram que conforme se aumenta o comprimento, a diferença entre os valores de capacidade de carga entre ambos os materiais também diminui. A diferença entre os módulos de elasticidade entre ambos os aços não justifica tal diferença.

Dito isto, entendeu-se como uma mais valia para o desenvolvimento do presente trabalho, a realização de uma série de análises considerando o comportamento linear e não-linear dos materiais. Desta forma, será possível compreender em qual regime o material da coluna está: elástico ou plástico.

Portanto, nesta seção, serão comparados os resultados apresentados na seção anterior, comparando o mesmo modelo numérico, só que desta vez, considerando o comportamento do material linear. Limitou-se em estudar apenas comprimentos entre 5 e 10 metros por serem colunas onde o material tende não linear tende a influência na capacidade resistente das colunas.

Os gráficos 13 e 14 ilustram, respectivamente, a dispersão de resultados entre os dois tipos de análise para o diâmetro dos estais de 6 e 12 mm.

Gráfico 13 – Dispersão entre análise não linear física *versus* física – d_s 6,0 mm

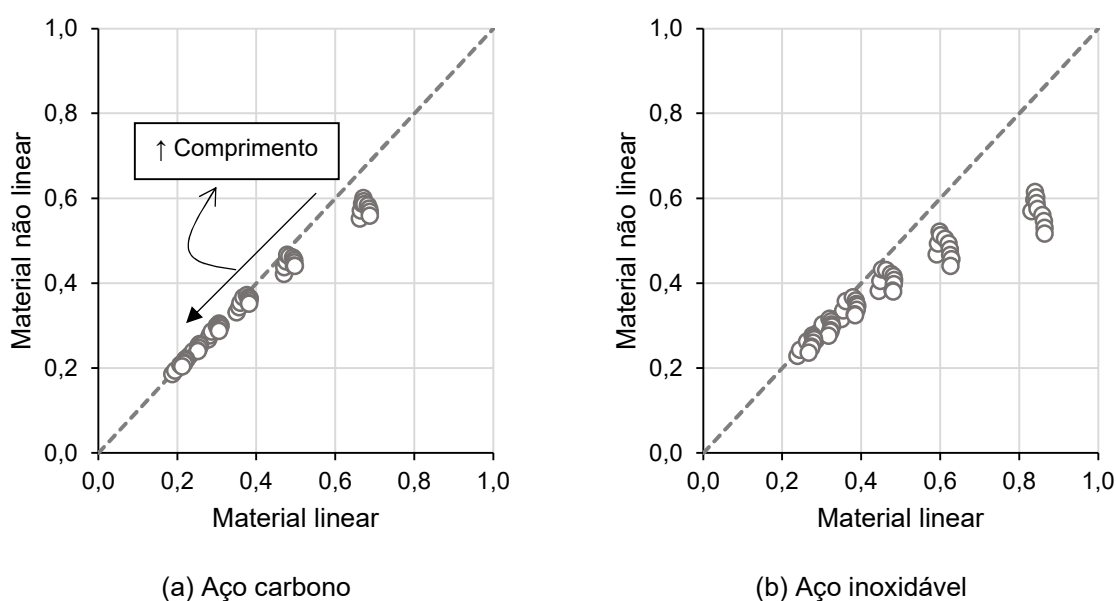
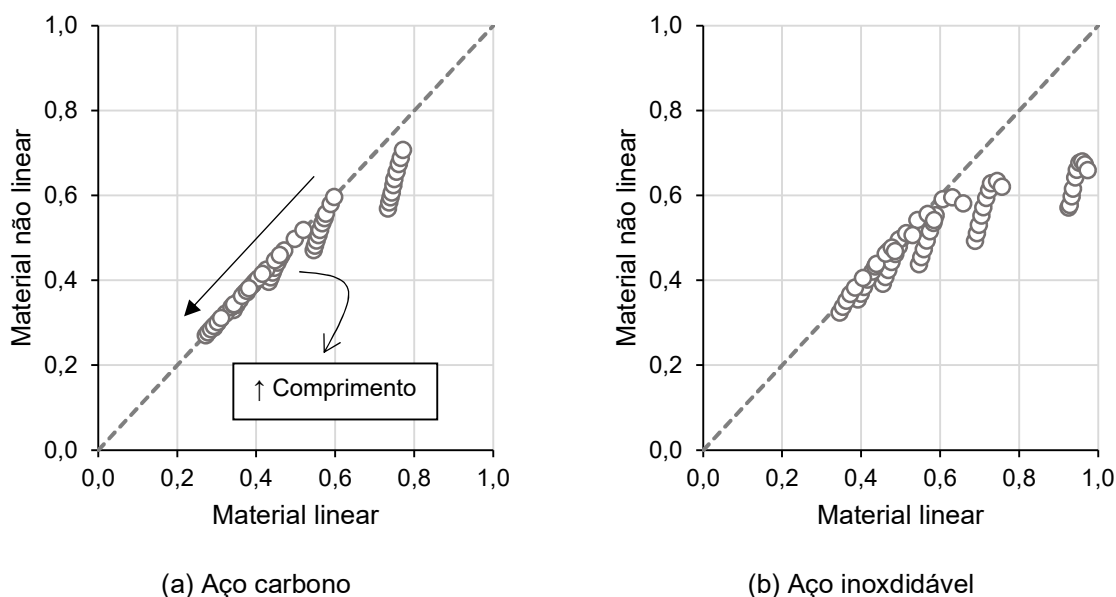


Gráfico 14 – Dispersão entre análise não linear física versus física – d_s 12,0 mm

Diante dos gráficos apresentados, conclui-se que quando a nuvem de pontos está abaixo da linha de regressão, interpreta-se que o comportamento do material influencia na resistência da coluna. Por outro lado, quanto mais próximo da origem forem os pontos, maior é o comprimento da coluna analisada e menor é a razão entre a capacidade de carga sobre a carga de plastificação. Desta forma, o comportamento do material permanece ainda no regime elástico da curva carga *versus* deformação.

Uma outra maneira encontrada para analisar a resposta da coluna ao considerar comportamentos distintos do material, foi plotar, em um mesmo gráfico, os valores normalizados de carga ao longo do comprimento da coluna para determinando nível de protensão. Nesses gráficos, serão apresentadas, para um mesmo diâmetro e um mesmo nível de protensão, duas curvas: comportamento linear e não linear do material.

Foram utilizadas as letras L e NL na nomenclatura dos gráficos para diferenciar o material linear e não linear e as siglas ACL e AIL representam aço carbono e inoxidável para a resposta linear, respectivamente. E ainda, as siglas ACNL e AINL são para colunas em aço carbono e inoxidável não linear, nesta ordem.

Gráfico 15 – Capacidade de carga normalizada – material linear *versus* material não linear – d_s 6,0 mm

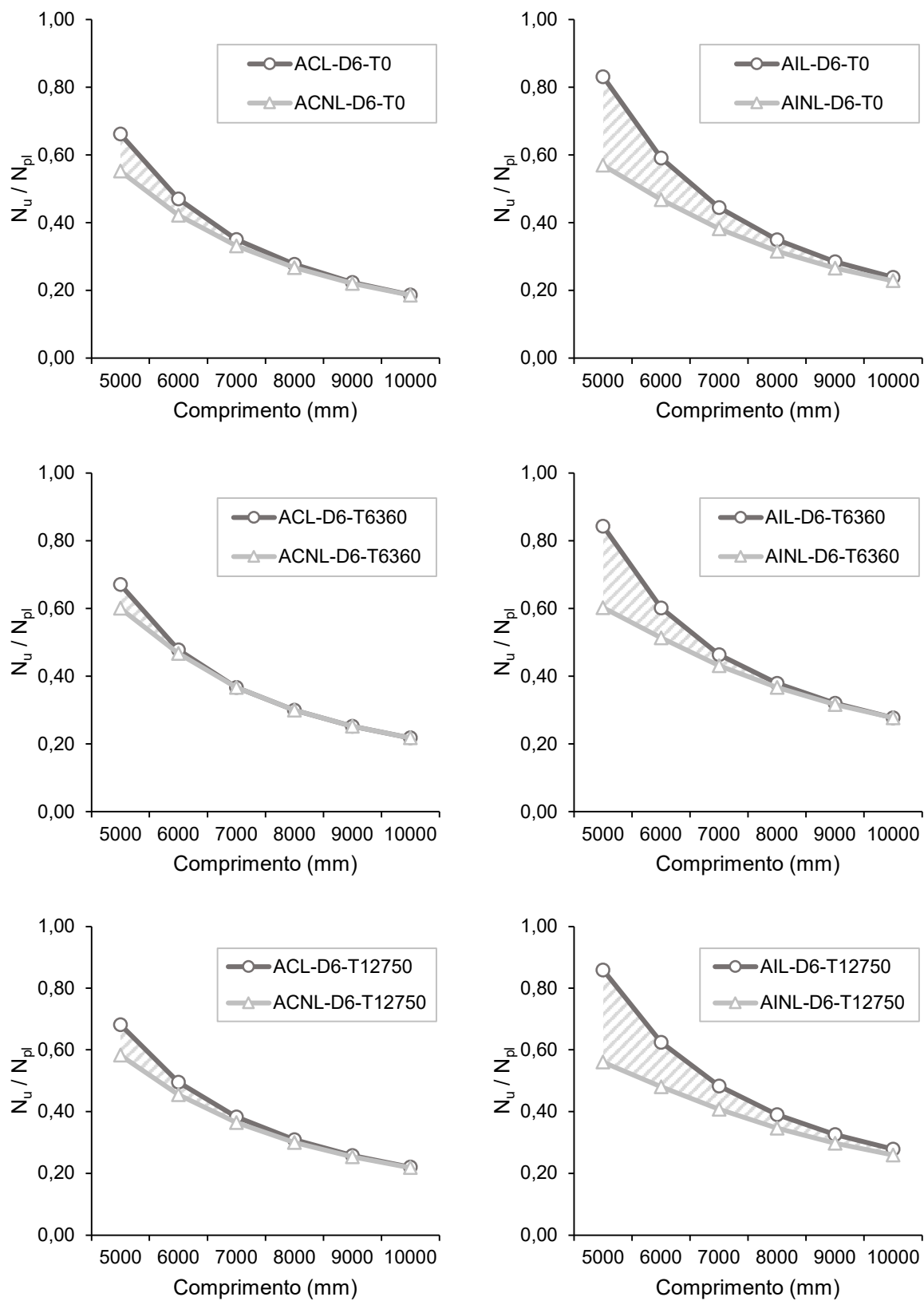
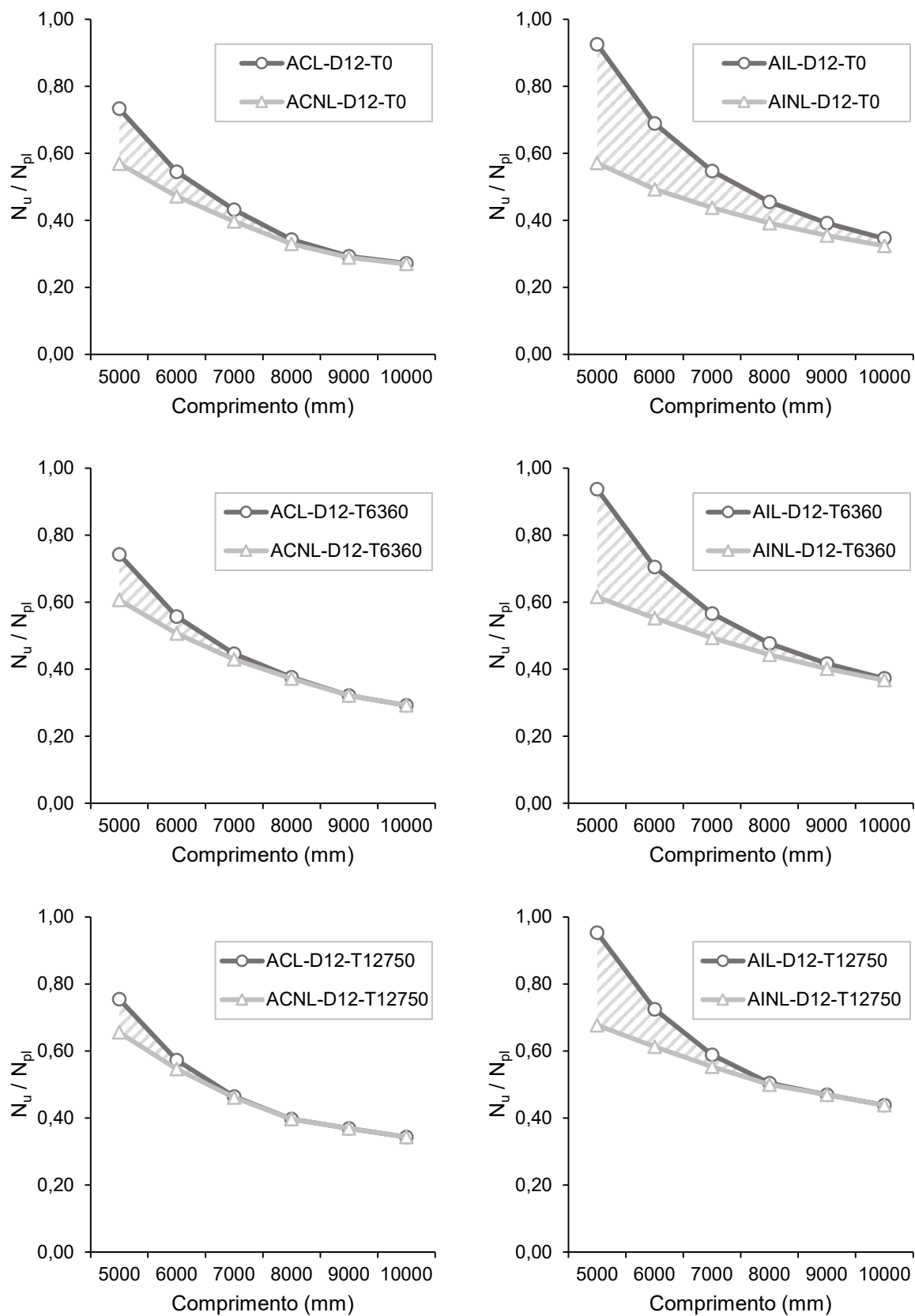


Gráfico 16 – Capacidade de carga normalizada – material linear versus material não linear – d_s 12,0 mm



Os gráficos 15 e 16 mostram que conforme o comprimento da coluna vai aumentando, o sistema estrutural tende a ter um comportamento puramente elástico. Nesse caso, o material acaba desenvolvendo apenas deformações elásticas, e a diferença da capacidade de carga de ambos os materiais está relacionada ao módulo de elasticidade. Além do mais, o efeito dos esforços de protensão e a rigidez dos estais pouco influencia na diminuição da área hachurada entre os gráficos.

4.5.1.3. Curvas de flambagem

A partir dos resultados obtidos numericamente, os valores da capacidade de carga normalizada foram plotados nas curvas de flambagem de colunas não estaiadas. As curvas de flambagem para o aço carbono e inoxidável podem ser obtidas, respectivamente, de acordo com as recomendações do EN1993-1-1 [9] e EN1993-1-4 [10].

A diferença na formulação analítica entre ambos os materiais dá-se na obtenção do fator de imperfeição e na equação para a obtenção de Φ que, posteriormente, servirá para o cálculo do fator de redução. É apresentado abaixo a formulação para a obtenção da curva de flambagem de cada material.

$$N_{b,Rd} = \frac{\chi A f_y}{\gamma_{M1}} \quad (42)$$

$$\chi = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \quad (43)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A f_y}{N_{cr}}} \quad (44)$$

Tabela 22 – Equação Φ para obtenção do fator de redução - EN1993-1-1 [9] versus EN1993-1-4 [10]

EN1993-1-1	EN1993-1-4
$\Phi = 0,5 \left[1 + \alpha (\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2 \right]$ (45)	$\Phi = 0,5 \left[1 + \alpha (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2 \right]$ (46)


Os fatores de imperfeição para os aços carbono e inoxidável podem ser obtidos através das tabelas 23 e 24, respectivamente.

Tabela 23 – Fatores de imperfeição aço carbono

Curva de flambagem	a_0	a	b	c	d
Fator de imperfeição	0,13	0,21	0,34	0,49	0,76

Fonte: EN1993-1-1 [9]

Tabela 24 – Seleção curvas de flambagem

Seções Tubulares		formado a frio	qualquer	a	a_0
		formado a quente	qualquer	c	C

Fonte: EN1993-1-1 [9]

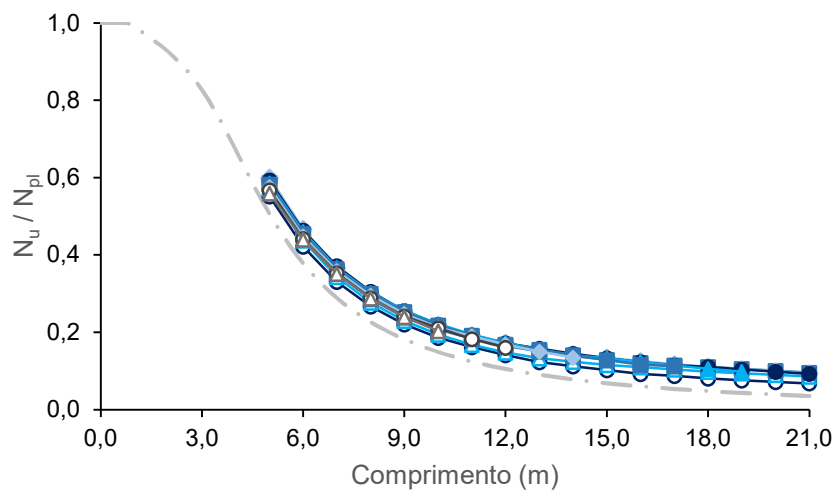
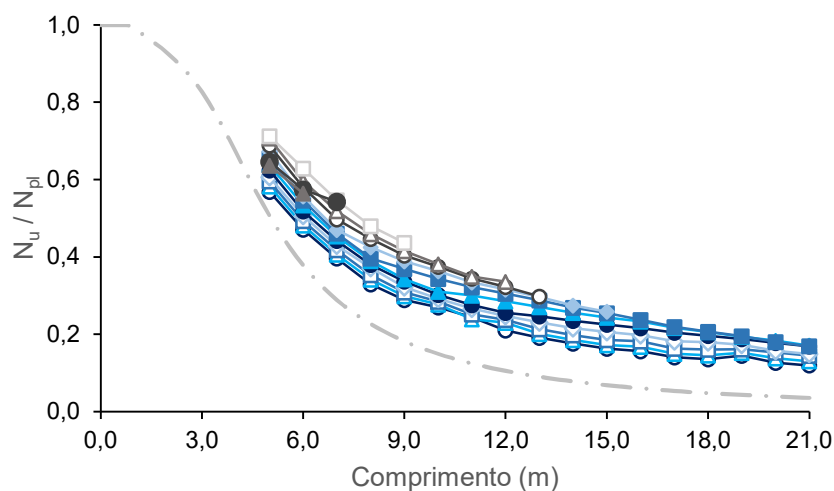
Tabela 25 – Valores do fator de imperfeição e índice de esbeltez normalizada para aço inoxidável

Modo de flambagem	Tipo do membro	α	λ_0
Flexão	Formado a frio seção aberta	0,49	0,40
	Seção tubular (soldada e sem costura)	0,49	0,40
	Soldada seções abertas (maior eixo)	0,49	0,40
	Soldada seções abertas (menor eixo)		
Torção e flexo torção	Todos os membros	0,76	0,20

Fonte: EN1993-1-4 [10]

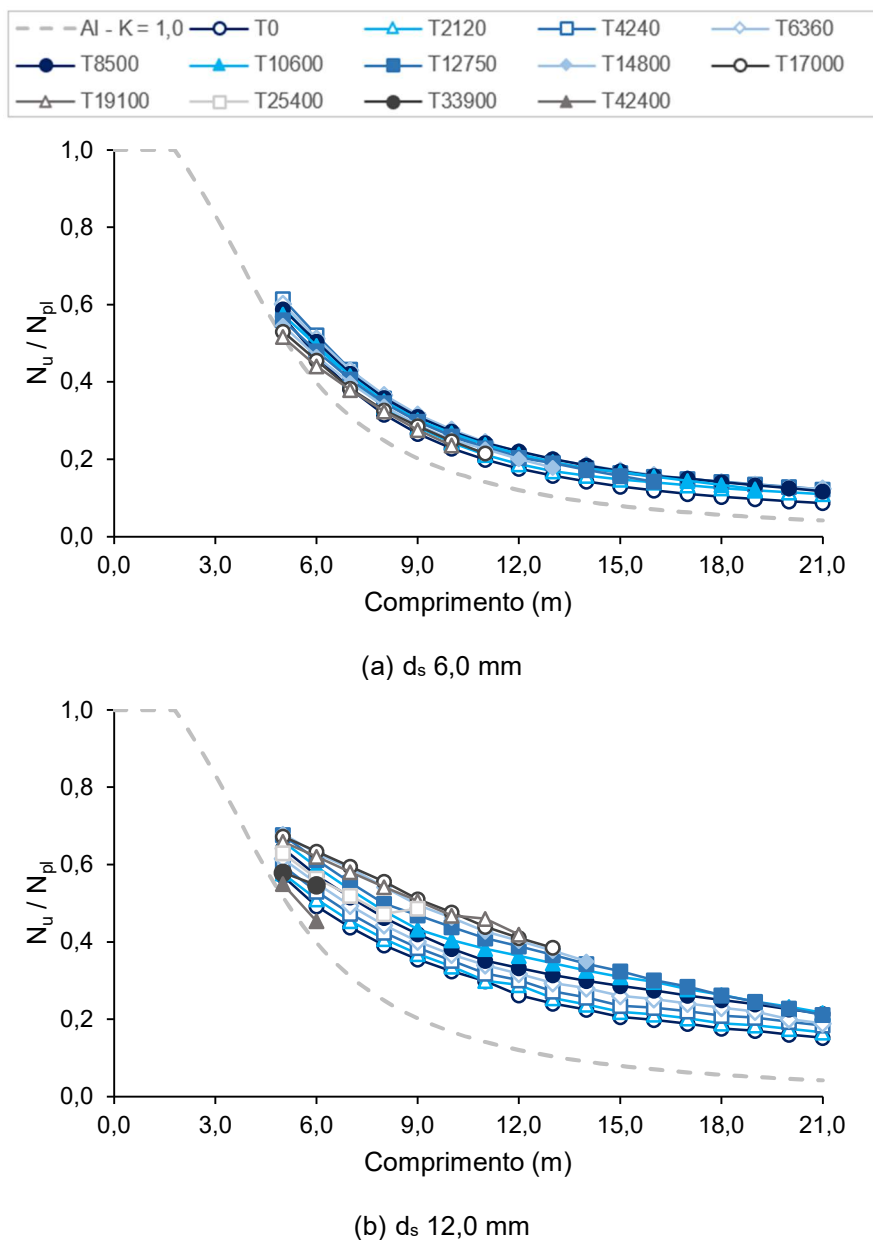
A seguir, serão apresentados os resultados plotados na curva de flambagem de duas maneiras distintas. Nos gráficos 17 e 18, é plotado o conjunto material *versus* diâmetros dos estais para observar a influência da protensão dos estais no aumento da capacidade de carga. Por outro lado, o Gráfico 19 compara os valores de carga normalizados para um mesmo nível de protensão e diâmetro dos estais. Desta forma, é possível compreender melhor o comportamento de ambos os materiais. Em todos os gráficos foram plotadas as curvas de flambagem considerando as condições de contorno conforme o modelo calibrado no capítulo 1.2.1, ou seja, apoio-apoio. Neste caso, o coeficiente de flambagem utilizado para plotar as curvas de acordo com o EN1993-1-1 [9] e EN1993-1-4 [10] é de 1,0.

Gráfico 17 – Curvas de flambagem – resultados aço carbono

(a) d_s 6,0 mm(b) d_s 12,0 mm

Conforme mencionado na seção 4.5.1.1, a capacidade de carga da coluna está diretamente relacionada a rigidez dos estais. Para um mesmo sistema estrutural com diferentes valores de rigidez dos estais, observa-se que para os que possuem diâmetro de 6,0 mm, há uma concordância com curva com coeficiente de flambagem igual a 1,0 e o aumento de resistência é menos evidenciado. Por outro lado, ao utilizar diâmetro com 12,0 mm, percebe-se que os pontos da curva de flambagem ficam acima do caso anterior mostrando que há um melhor aproveitamento do sistema estrutural em estudo.

Gráfico 18 – Curvas de flambagem – resultados aço inoxidável



As mesmas observações citadas para o aço carbono valem também para o aço inoxidável. Contudo, ainda não é possível concluir qual dos sistemas estruturais possui uma melhor resposta quanto ao material utilizado, ou seja, qual material faz com que a coluna possua maior capacidade de carga. Dito isto, serão apresentados a seguir, através do Gráfico 19, os resultados para um mesmo modelo numérico utilizando materiais distintos.

Gráfico 19 – Curvas de flambagem – aço inoxidável versus aço carbono

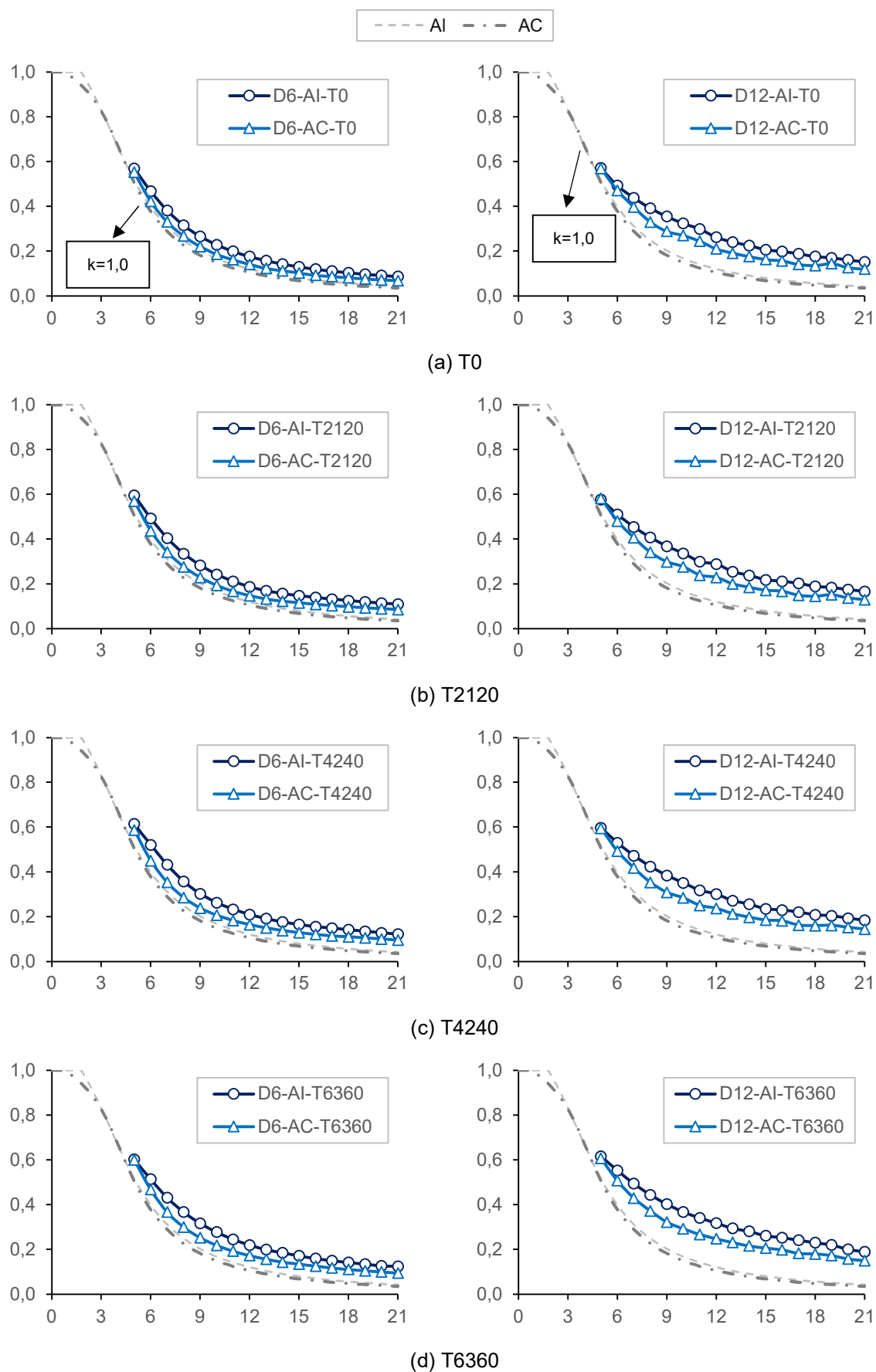
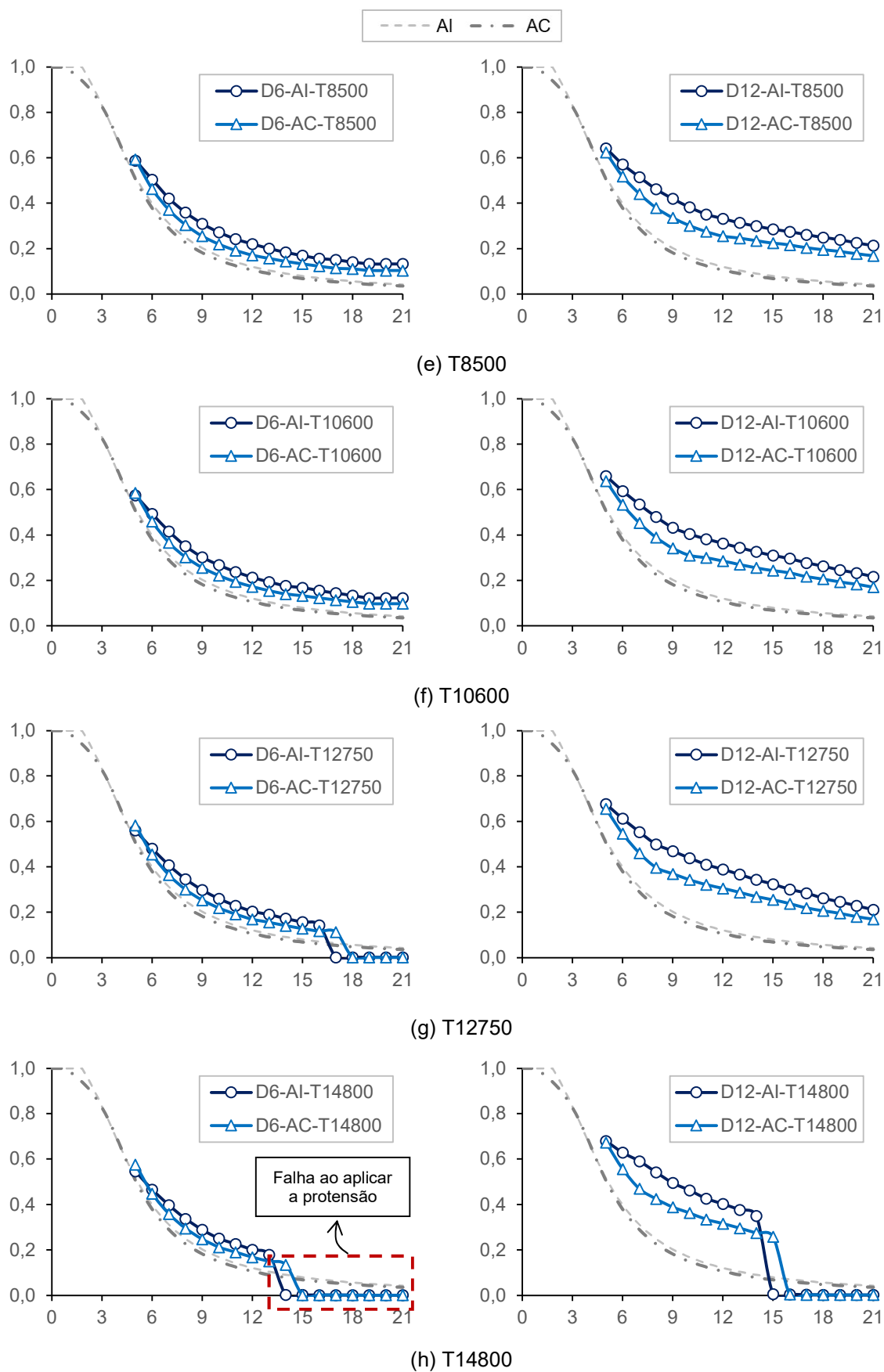


Gráfico 19 – Curvas de flambagem – aço inoxidável versus aço carbono (continuação)



O Gráfico 19 ilustra que, para a seção transversal em estudo, a utilização de estais de 6,0 mm não fornece rigidez suficiente para combater o deslocamento horizontal do sistema estrutural. Adicionalmente, a utilização do aço inoxidável apresentou uma maior carga normalizada perante o aço carbono pois a razão da carga sobre a carga plástica é maior em todos os comprimentos e níveis de protensão aplicados. Como os modelos dos dois materiais possuem cargas máximas distintas, isso não é problema. Porém, com a normalização, exclui-se este efeito.

4.5.1.4. Curva carga *versus* esforço de protensão

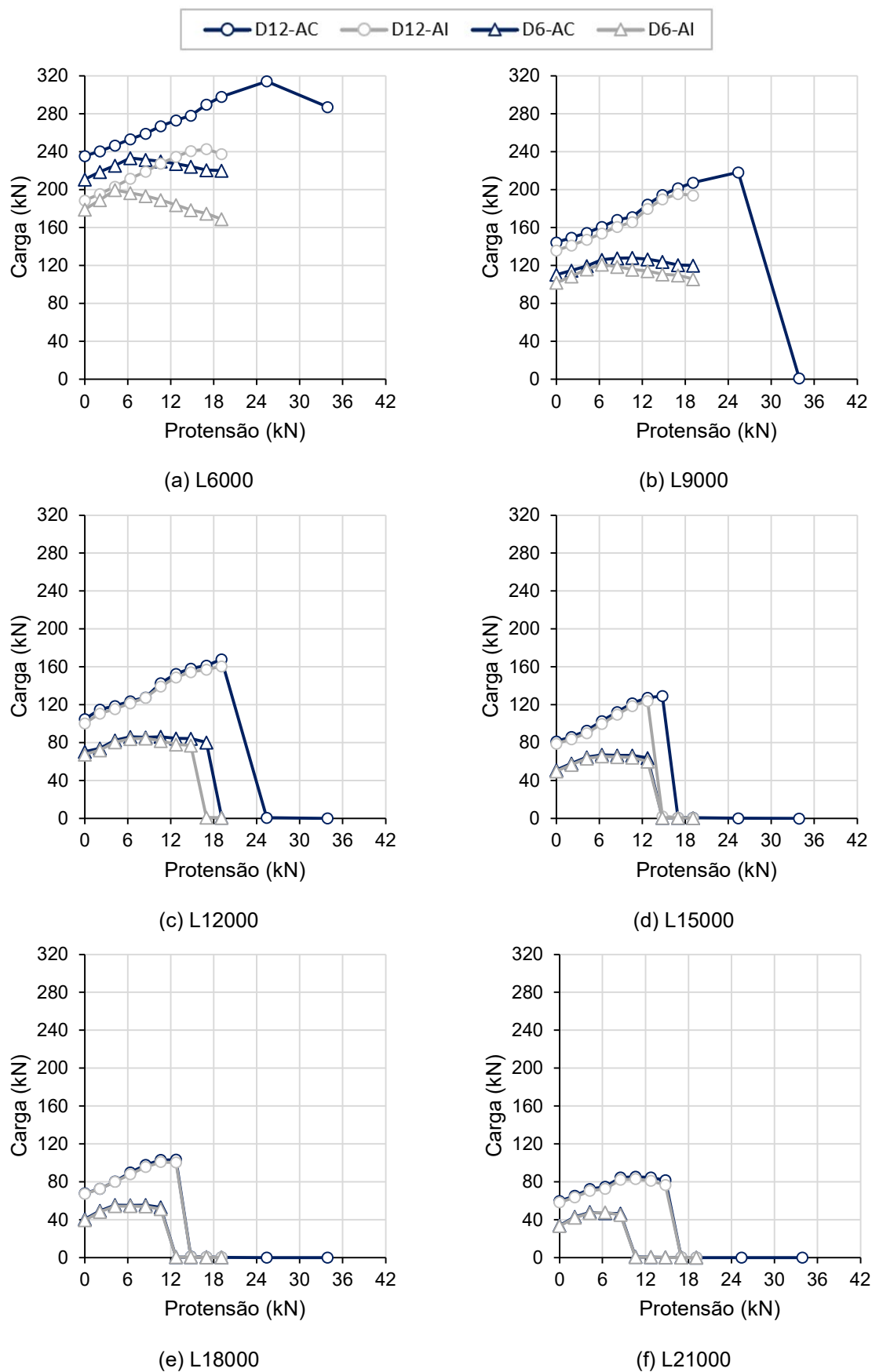
Conforme observado por Hafez *et al.* [18] e já demonstrado anteriormente nessa dissertação, o valor da carga crítica da coluna em estudo, depende também do nível de esforço de protensão que é aplicado nos estais. Os autores observaram uma relação entre a protensão aplicada e a carga máxima atingida.

Similar ao gráfico representado na Figura 6, nesta seção, serão apresentadas as relações de carga última *versus* nível de protensão aplicado. Desta forma, será possível avaliar o nível de protensão ótimo e o quanto este influencia a rigidez dos estais para um mesmo modelo numérico.

O Gráfico 20 ilustra os resultados de carga obtidos *versus* nível de protensão aplicado. As linhas em azul representam o aço carbono enquanto as linhas em cinza representam o aço inoxidável. Já a diferenciação da rigidez dos estais é através dos marcadores. Em detalhes, o círculo representa as colunas com estais de diâmetro igual a 12,0 mm e o triângulo representa os casos com 6,0 mm de diâmetro.

Conforme já mencionado anteriormente, quanto menor o comprimento da coluna, maior é a rigidez dos estais necessária para impedir o deslocamento horizontal. No entanto, quanto maior o comprimento da coluna maior é a contribuição dos estais no aumento da capacidade de carga e maior a tendência de o material da coluna ter uma resposta elástica.

Gráfico 20 – Carga última atingida versus esforço de protensão aplicado



Através do Gráfico 20, observa-se que para colunas menos esbeltas, como por exemplo de seis metros, a resposta do material influencia na capacidade de carga do sistema desde os primeiros níveis de protensão aplicados. Neste caso, as colunas possuem protensão ótima e capacidade de carga distinta. No entanto, conforme o comprimento da coluna vai aumentando, as curvas tendem a se aproximar percorrendo os mesmos pontos no gráfico tendo níveis de protensão ótima e capacidade de carga similares. Entende-se que neste caso, a resposta da coluna tende a ser elástica onde a capacidade de carga acaba sendo governada pelo módulo de elasticidade do material.

4.5.1.5. Curvas carga *versus* deslocamento

Nesta seção, serão apresentados os gráficos de carga *versus* deslocamento vertical do topo da coluna e carga *versus* deslocamento horizontal do meio do vão. As curvas darão uma visão não só de capacidade de carga, mas também como o sistema estrutural comporta-se durante o carregamento da coluna.

O Gráfico 21 ilustra a curva carga *versus* deslocamento do topo da coluna. Por conta da quantidade de resultados, optou-se em plotar, lado a lado, o mesmo modelo numérico com níveis de protensão diferentes. Através da nomenclatura citada na seção 4.1 é possível identificar cada uma das análises.

Diferentemente do que foi apresentado no Gráfico 21, os resultados em termo de deslocamento horizontal são apresentados de duas formas: carga máxima e nível de protensão nos estais, similares aos gráficos da seção anterior. Para o primeiro citado, serão apresentados diversos níveis de protensão para um mesmo comprimento da coluna. Já para o segundo, serão ilustrados, em um eixo primário, os valores de carga, e no eixo secundário, os valores de deslocamento horizontal. Ambos compartilhados pelo eixo x correspondente ao valor do esforço protensão aplicado.

Novamente, diante da quantidade de análises realizadas, serão ilustrados alguns resultados para as colunas com 5, 10, 15 e 20 metros e apenas alguns níveis de protensão. Os demais resultados para a seção analisada estão contidos no Apêndice A presente no final deste trabalho.

Gráfico 21 – Carga versus deslocamento vertical

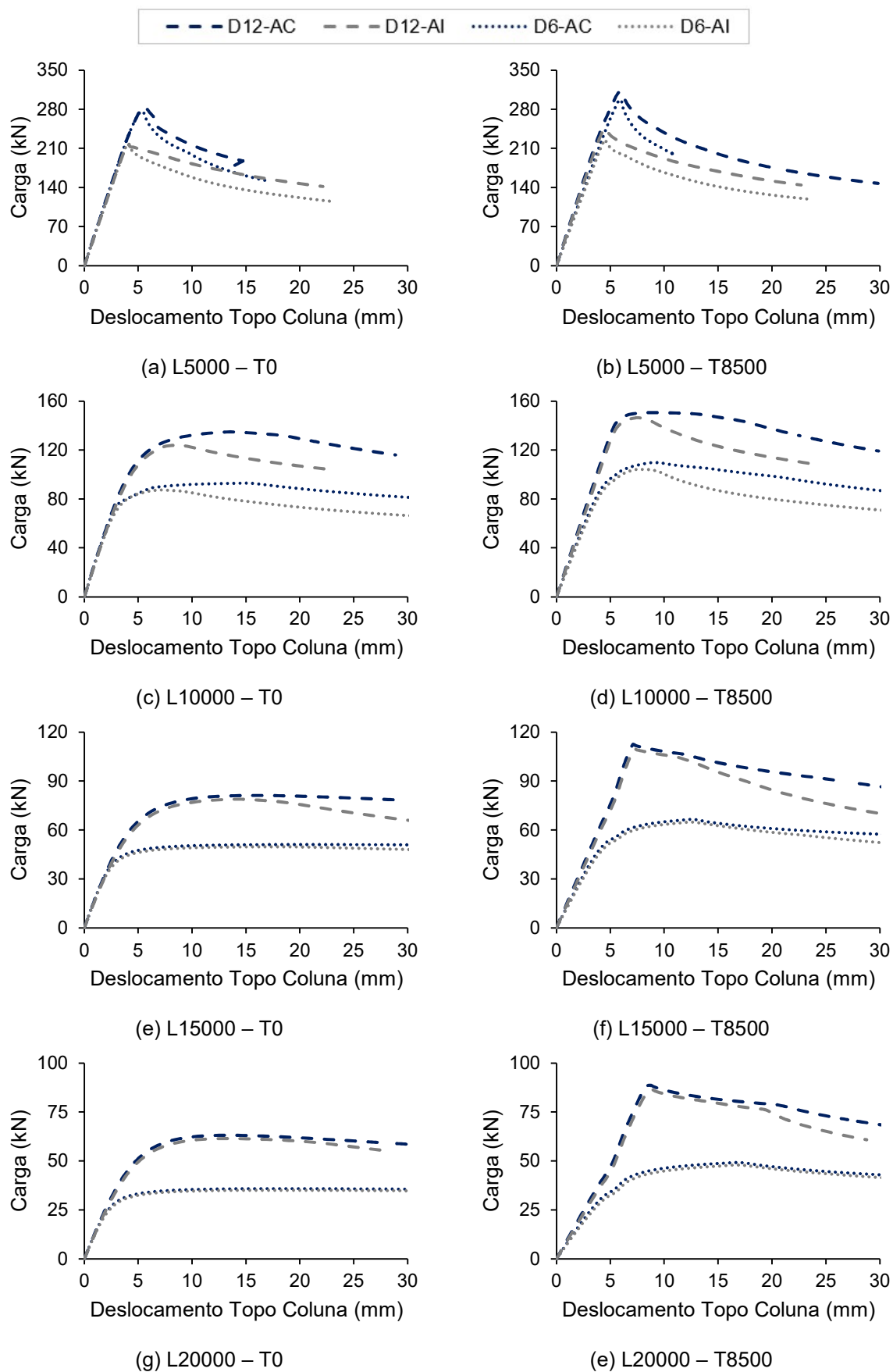
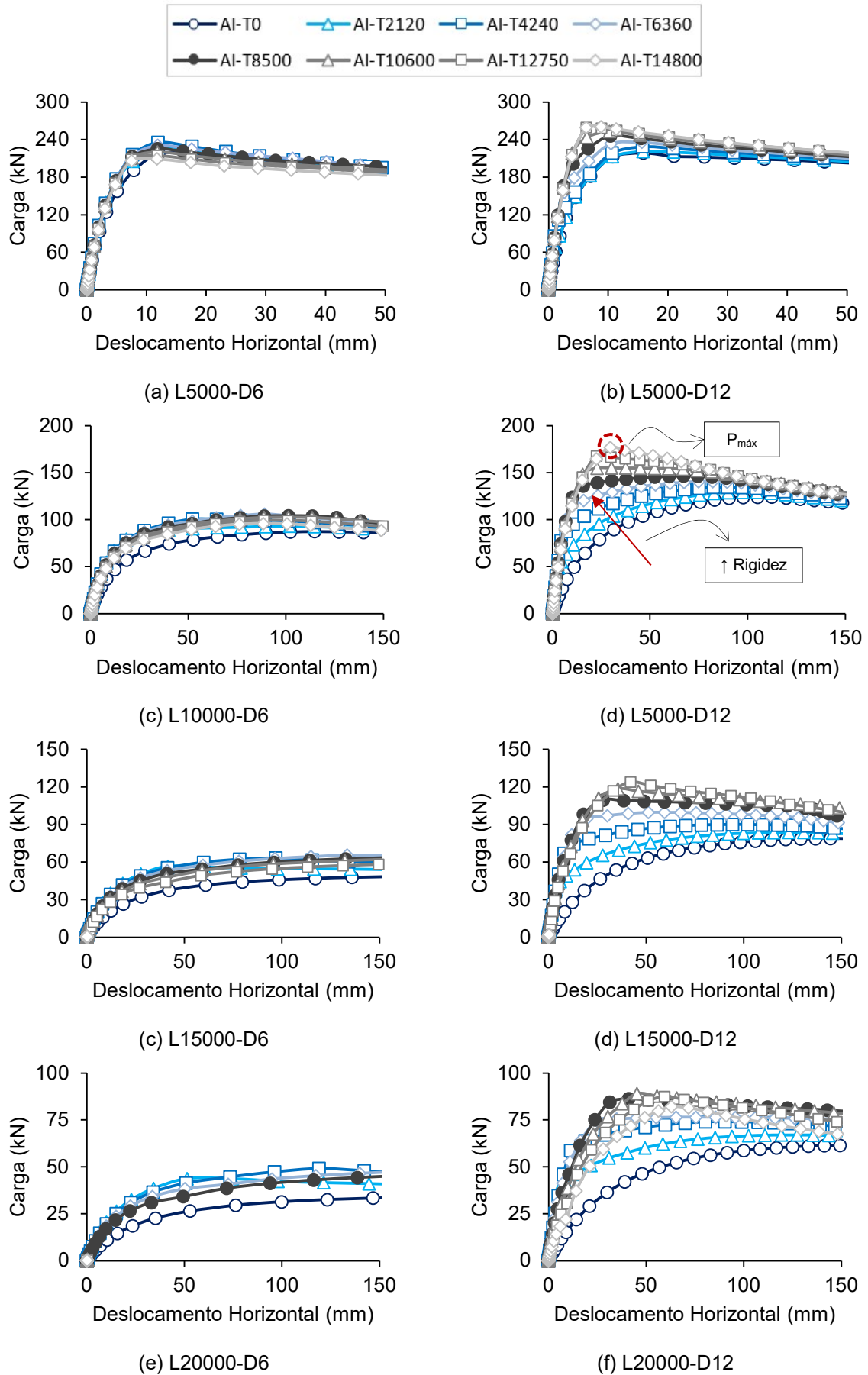


Gráfico 22 – Carga versus deslocamento horizontal



Através dos gráficos apresentados na presente seção, observa-se que quanto menor o comprimento da coluna maior é a rigidez dos estais necessária para ter um sistema estrutural eficiente, ou seja, que consiga ter um aproveitamento dos estais no aumento de resistência. Por outro lado, ao utilizar estais não rígidos o suficiente para combater os deslocamentos horizontais, o sistema estrutural acaba sendo subutilizado. Nesse caso, a diferença de carga na seção transversal e material em análise está relacionada ao regime do material: elástico ou plástico.

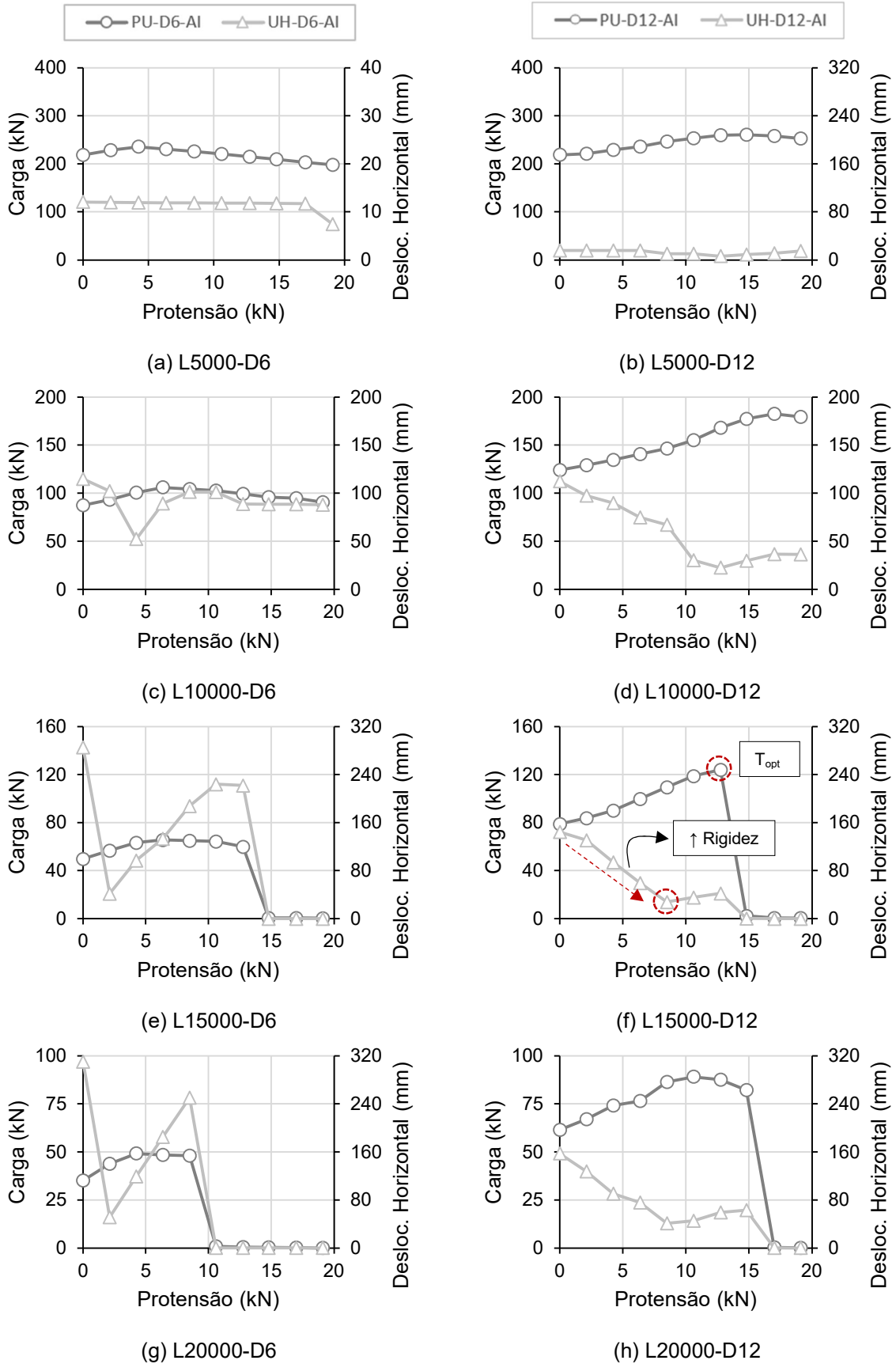
Diferentemente para colunas longas, o aumento de resistência acaba sendo mais sensível, ou seja, o benefício da utilização dos estais faz com que haja um melhor aproveitamento do sistema estrutural em estudo. Além do mais, observa-se que, para colunas longas, além dos valores de capacidade de carga, o comportamento carga *versus* deslocamento são similares para ambos os materiais.

Os gráficos de carga *versus* deslocamento horizontal do meio da coluna ilustram que, os esforços de protensão nos estais fazem com que haja um aumento de rigidez do sistema, e, mesmo após atingir a rigidez máxima, ainda assim há um aumento da capacidade de carga com o aumento dos esforços de protensão até alcançar a protensão ótima.

A seguir, apresenta-se no Gráfico 23, a relação entre a capacidade de carga e deslocamento horizontal através do esforço de protensão aplicado. Através destes poderão ser observados como os esforços de protensão agem para combater os deslocamentos.

Analisando o Gráfico 23 (f), por exemplo, observa-se que os coeficientes angulares de ambas as séries são opostos. Para a série carga *versus* protensão o coeficiente angular é positivo até atingir a protensão ótima. Por outro lado, para a série deslocamento horizontal *versus* protensão o coeficiente angular é negativo até atingir a rigidez máxima, ou seja, até o momento em que os estais fazem com que o sistema possua o menor deslocamento horizontal. Posteriormente, o coeficiente angular que antes era negativo passa a ser positivo fazendo com o que o sistema volte a desenvolver maiores deslocamentos horizontais. Neste momento, o coeficiente angular da curva carga *versus* protensão ainda é positivo, e, a partir do momento que atinge a protensão ótima, há perda de resistência justamente por conta da perda de rigidez do sistema estrutural ocasionando a falha da estrutura devido à instabilidade estrutural.

Gráfico 23 – Carga/deslocamento horizontal versus esforço protensão – aço inoxidável



Similar ao Gráfico 23 (f), o Gráfico 23 (e) também possui o mesmo comportamento em ambas as séries. Contudo, destaca-se que para esse caso, os estais de 6,0 mm não são tão eficientes quanto o de 12,0 mm. Percebe-se que logo no primeiro nível de protensão aplicado os estais atingem o máximo deslocamento horizontal e o aumento da capacidade de carga é reduzido. Em outras palavras, para esse caso é como se os estais estivessem no limite para combater o deslocamento horizontal e, por conta da rigidez à flexão, a coluna não estivesse sendo impactada pela contribuição dos estais.

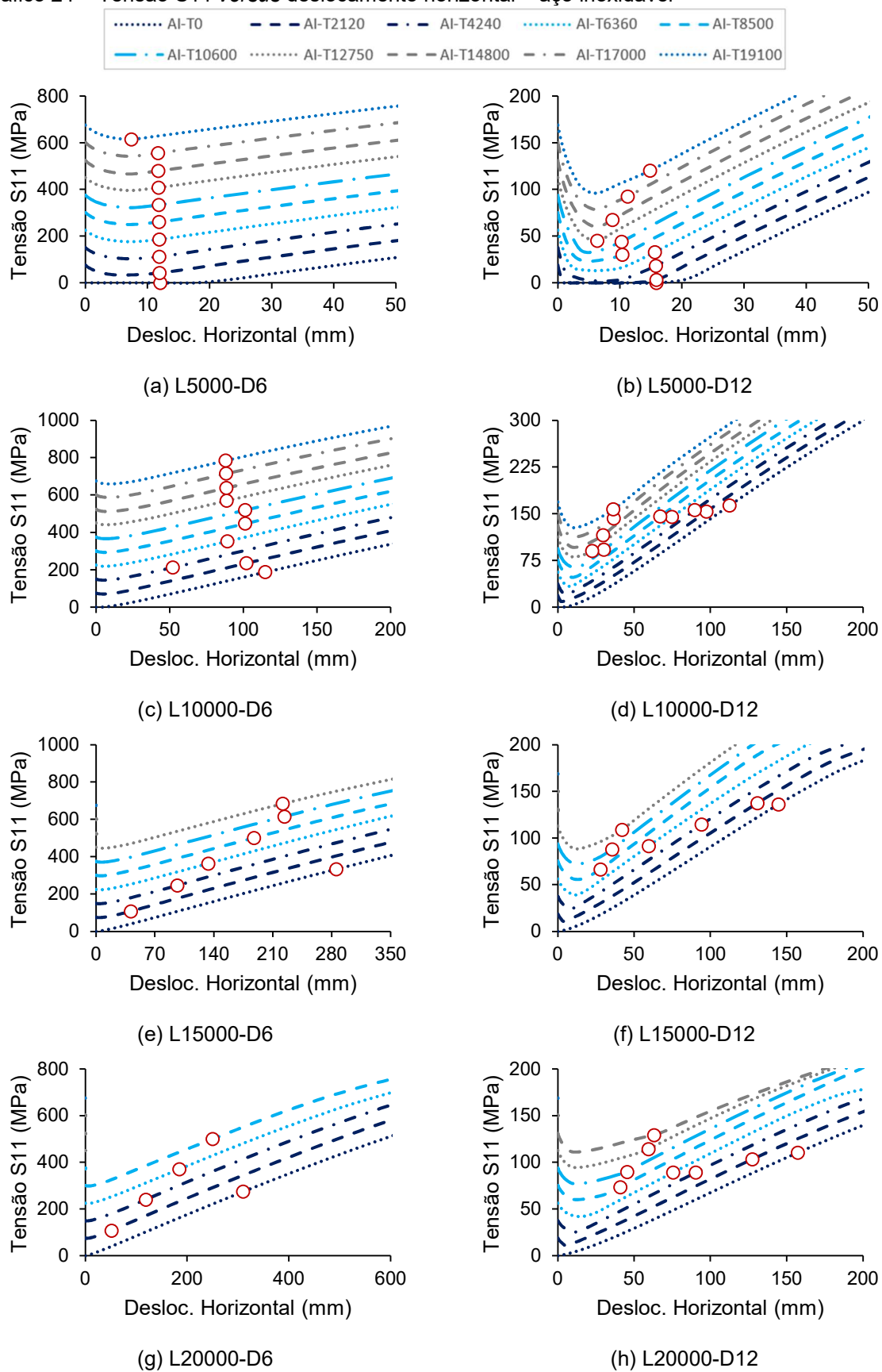
4.5.1.6. Tensão normal S11 nos estais

Na presente seção, serão apresentados os resultados e as principais observações do sistema estrutural em função da tensão normal nos estais *versus* o deslocamento horizontal da coluna. O Gráfico 24 demonstra, para o aço inoxidável, o comportamento dos estais para colunas com comprimentos de 5, 10, 15 e 20 metros. Os marcadores vermelhos representam a tensão nos estais no momento que a coluna atinge a carga máxima. Destaca-se que o comportamento para o aço carbono é similar ao Gráfico 24, e, por isso, não será apresentado.

A principal vantagem da aplicação da protensão nos estais é transferir os esforços para a cruzeta impedindo o deslocamento horizontal. Antes de submeter a coluna ao carregamento, todos os estais são igualmente protendidos, e, à medida que a coluna vai se deformando, a tensão normal dos estais aumenta justamente para combater esse deslocamento. De maneira geral, ao aplicar a protensão nos estais e submeter a coluna ao carregamento, há uma certa acomodação do sistema até o momento que os estais sejam ativados.

Analisando os gráficos a seguir, observa-se que para colunas com cinco metros, por exemplo, a utilização do sistema protendido em colunas acaba não sendo vantajoso pois não há aumento de resistência. Em todos os casos, para a carga máxima atingida, a tensão normal nos estais foi inferior a tensão inicialmente aplicada, ou seja, não há o desenvolvimento de tensões nos estais para combater o deslocamento horizontal.

Gráfico 24 – Tensão S11 versus deslocamento horizontal – aço inoxidável

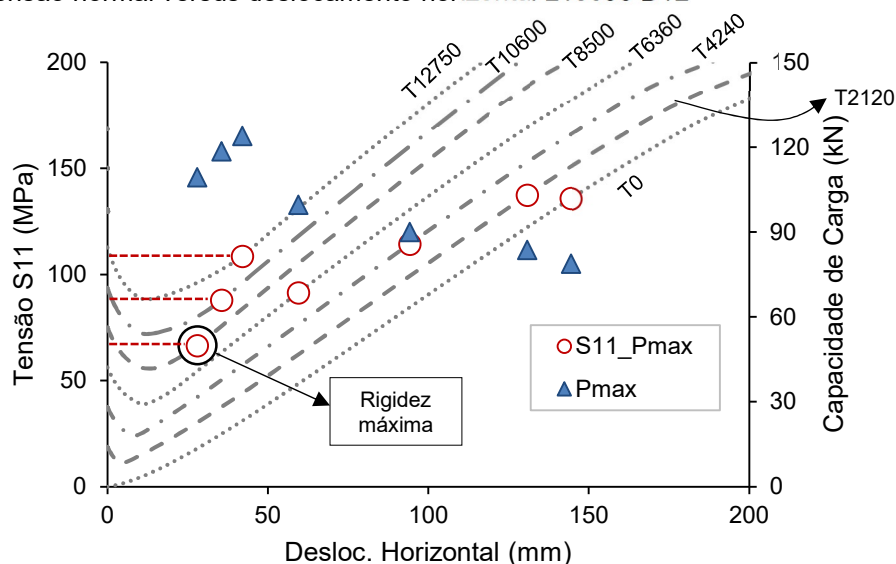


Contudo, conforme o comprimento da coluna vai aumentando, o desenvolvimento de tensões nos estais acontece naturalmente e acaba sendo maior do que a tensão aplicada inicialmente. Este resultado é justificado pelo fato de que quanto maior a esbeltez da coluna, maior é o esforço necessário para combater o deslocamento horizontal, e, conseqüentemente, maior é a tensão exigida.

Da mesma forma como observado na seção anterior, é possível identificar pelos gráficos a seguir, o momento em que a coluna atinge a rigidez máxima. Através do Gráfico 24 (d), por exemplo, observa-se que quando a tensão normal dos estais referente a carga máxima da coluna é menor que a tensão de protensão inicial, o sistema estrutural atingiu a rigidez máxima. Posteriormente, há uma diminuição da rigidez com aumento da capacidade de carga até que não haja mais absorção de carga, ocorrendo instabilidade no sistema estrutural.

Com o objetivo de detalhar ainda mais o comportamento da tensão nos estais durante o carregamento da coluna, o Gráfico 25 ilustra de forma ampliada, o Gráfico 24 (f) com a inclusão do eixo secundário do valor da carga máxima atingida representada pelo marcador triangular em azul.

Gráfico 25 – Tensão normal versus deslocamento horizontal L15000 D12



Observa-se que para todo esforço de protensão aplicado, há uma acomodação dos estais até de fato eles serem ativados para prevenirem o deslocamento horizontal. No momento que o sistema atinge a máxima rigidez, ou seja, menor deslocamento horizontal, o nível de tensão nos estais é inferior a tensão aplicada inicialmente.

A partir daí, para todo esforço de protensão aplicado, a tensão nos estais será necessariamente inferior a tensão inicial conforme destacado pela linha tracejada. A Tabela 26 apresenta os valores de tensão, deslocamento e carga desenvolvido para o gráfico em análise.

Tabela 26 – Valores de carga, deslocamento e tensão nos estais para L15000 D12

Modelo Numérico	$P_{m\acute{a}x}$ (kN)	u (mm)	$S11_{inicial}$ (MPa)	$S11_{Pm\acute{a}x}$ (MPa)
PSSC15000-10-S01-D12-AI-T0	78,9	144,5	0,0	136,0
PSSC15000-10-S01-D12-AI-T2120	83,8	130,8	18,7	137,5
PSSC15000-10-S01-D12-AI-T4240	90,1	94,2	37,5	114,5
PSSC15000-10-S01-D12-AI-T6360	99,8	59,5	56,2	91,5
PSSC15000-10-S01-D12-AI-T8500	109,5	28,0	75,2	66,5
PSSC15000-10-S01-D12-AI-T10600	118,6	35,6	93,7	88,0
PSSC15000-10-S01-D12-AI-T12750	124,1	42,0	112,7	108,7

4.5.2. Análise das demais seções

Enquanto a seção anterior apresentou os principais resultados e comportamento do sistema estrutural ao utilizar estais na seção S01, a presente seção irá apresentar a contribuição e a efetividade dos estais no aumento da capacidade de carga para as outras seções analisadas.

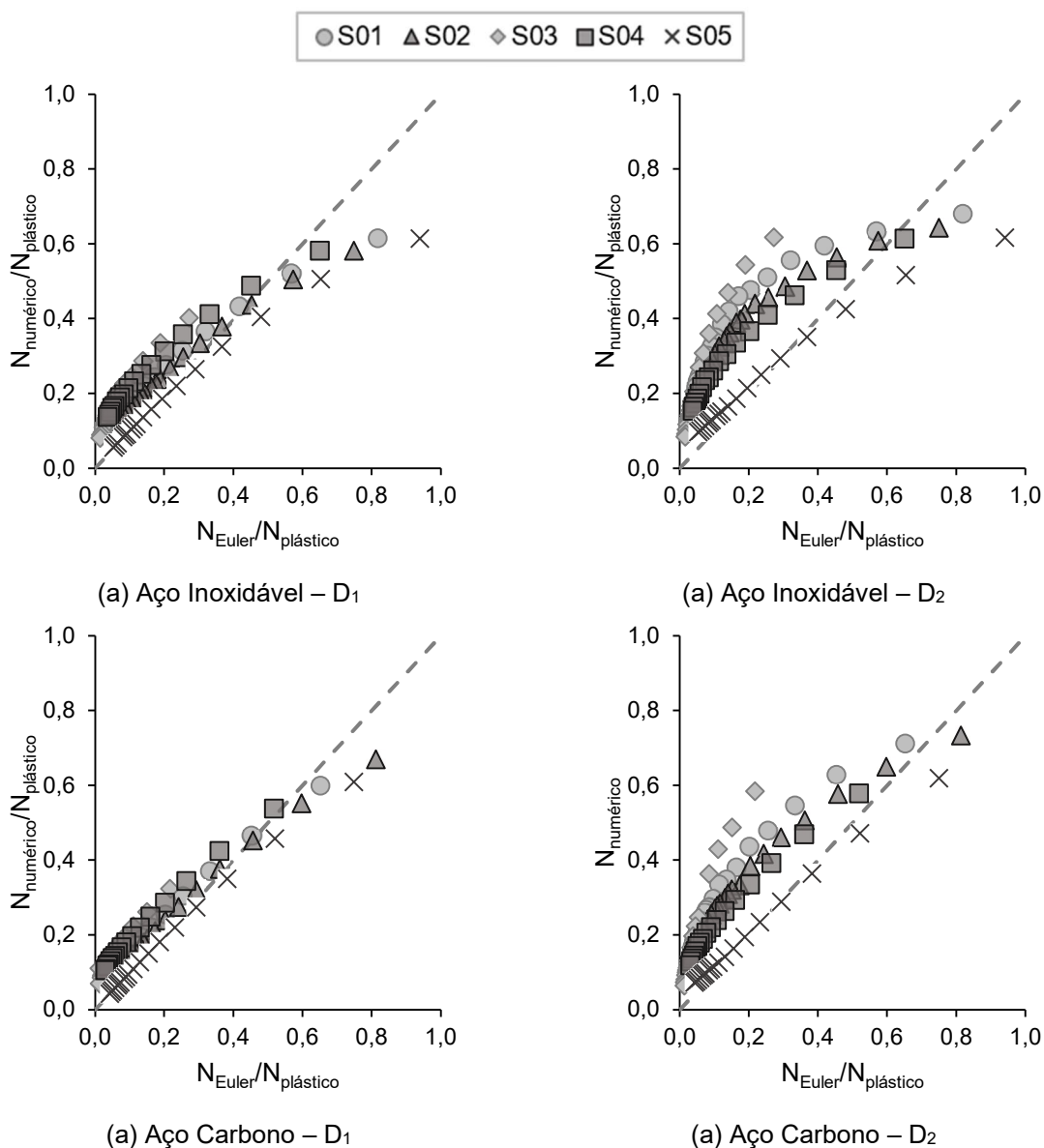
Conforme mencionado na seção 4.5.1.1, os estais possuem um papel fundamental no aumento da resistência do sistema estrutural em estudo. Porém, observou-se que nem para todo conjunto de coluna, cruzeta e estais haverá um aumento na capacidade de carga esperado. Em alguns casos, o aumento da resistência é pouco superior a uma coluna sem a presença de estais. Para esses casos, entende-se que a utilização de estais acaba sendo inviável já que com apenas a substituição da seção transversal, pode-se ter um aumento de resistência.

Diante da quantidade de análises realizadas, nesta seção, está sendo avaliada a maior capacidade de carga de cada conjunto analisado. Em outras palavras, para cada conjunto de seção, estais e material, obteve-se a carga máxima atingida. Posteriormente, foi comparada com a carga elástica para uma coluna sem a presença dos estais para observar para observar o ganho de resistência em relação a coluna original.

Destaca-se que foi utilizada a carga crítica de Euler pelo fato de colunas esbeltas possuírem valores próximos dos obtidos através do EN1993-1-1 [9]. O Gráfico 26 ilustra, separadamente, para cada material e rigidez dos estais analisados (D_1 e D_2), a dispersão entre os resultados obtidos do modelo numérico e a carga crítica de Euler onde a linha pontilhada no gráfico representa a linha de regressão entre ambos os eixos.

Para os pontos que estão abaixo da linha de regressão, a utilização dos estais fornece uma resistência inferior a uma coluna sem a presença dos estais. Em contrapartida, os pontos que estão acima possuem cargas maiores que a carga crítica de Euler.

Gráfico 26 – Dispersão entre carga máxima de coluna com estais *versus* coluna sem estais



Analisando o gráfico anterior, observa-se que a utilização dos estais na seção S05, por exemplo, acaba não apresentando vantagens significativas no aumento de resistência. Por outro lado, a nuvem de pontos da seção S03 está mais afastada da linha de regressão. Dito isto, entende-se que a rigidez à flexão da coluna está diretamente associada ao aumento de resistência já que as seções S03 e S05 são as que possuem menor e maior rigidez à flexão, respectivamente; e a função dos estais é justamente combater o deslocamento lateral. No próximo capítulo, serão apresentadas formulações analíticas para o dimensionamento de colunas estaidas e protendidas ilustrando a contribuição da rigidez à flexão da coluna e rigidez axial dos estais no comportamento do sistema estrutural em questão.

5. DIMENSIONAMENTO

O dimensionamento de elementos submetidos à compressão pelo EN1993-1-1 [9] foi originado inicialmente pelos estudos de Ayrton-Perry [36] onde a resistência dos elementos era definida conforme um determinado ponto atingia a tensão de escoamento. Posteriormente, as curvas de flambagem europeias foram estabelecidas com base em um extenso programa experimental, desenvolvimentos teóricos e simulações de Monte Carlo para aferir a confiabilidade dos resultados.

Entretanto, para as colunas estaiadas e protendidas, não há normas técnicas para o seu dimensionamento. Isso dificulta sua aplicação na prática de engenharia exigindo um conhecimento mais profundo sobre o tema e a necessidade de recorrer a uma análise numérica através do método dos elementos finitos.

O presente capítulo tem como objetivo comparar os resultados obtidos na análise paramétrica realizada no capítulo anterior com as propostas de dimensionamento apresentadas na seção 1.2.

5.1. Resultado numérico *versus* analítico

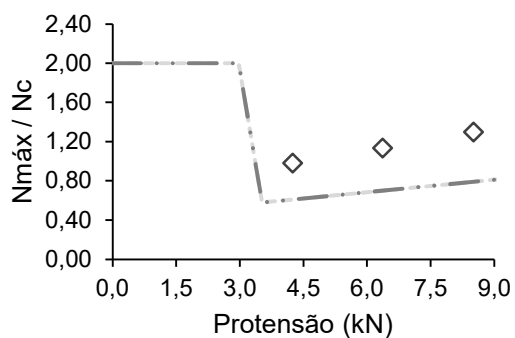
Serão apresentados nesta seção, os resultados obtidos analiticamente através do método de dimensionamento proposto por Wadee et al. [1] descrito na seção anterior. Os resultados referentes a cada material e rigidez dos estais serão ilustrados de forma independente para cada comprimento da coluna. Da mesma forma como apresentado no capítulo anterior, serão ilustrados os resultados para comprimentos de 5, 10, 15 e 20 metros referentes à seção S01.

Além da curva normalizada do método proposto por Wadee et al. [1], serão plotados os valores na curva de dimensionamento elástico similares a Figura 37 e Figura 40. Dessa maneira, será possível observar em qual zona a coluna está respondendo à solicitação imposta. Posteriormente, através de gráfico de dispersão, todos os valores numéricos serão comparados com os valores analíticos obtidos dando uma visão geral da efetividade do modelo analítico proposto.

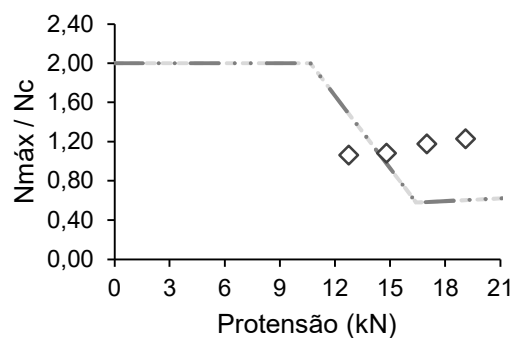
Conforme citado em seções anteriores, a utilização de estais em colunas intermediárias acaba não sendo tão efetivo. O Gráfico 28 ilustra que para colunas com comprimento de cinco metros, por exemplo, todos os resultados dos modelos numéricos estão abaixo da curva teórica carga *versus* protensão. Portanto, o valor da carga máxima obtida numericamente é menor do que a carga respectiva a protensão mínima, a carga crítica de Euler. Por outro lado, quando há o aumento do comprimento da coluna, observa-se que existe uma concordância entre os valores obtidos numericamente onde os pontos de dispersão ficam majoritariamente acima da curva normalizada proposta por Wadee et al. [1]. Em outras palavras, o método de dimensionamento proposto na seção 1.2.1 acaba sendo mais conservador pois os resultados são inferiores aos obtidos através do modelo numérico.

Em síntese, pode-se dizer que o método proposto por Wadee et al. [1] é válido para o dimensionamento de colunas estaiadas e protendidas esbeltas consideradas na presente seção. O Gráfico 29 ilustra a dispersão de resultados entre o valor numérico obtido e o valor analítico, ambos normalizados pela carga máxima calculada. Destaca-se que os pontos na vertical são referentes a Zona I que é a carga normalizada máxima de acordo com o modelo proposto pelo autor.

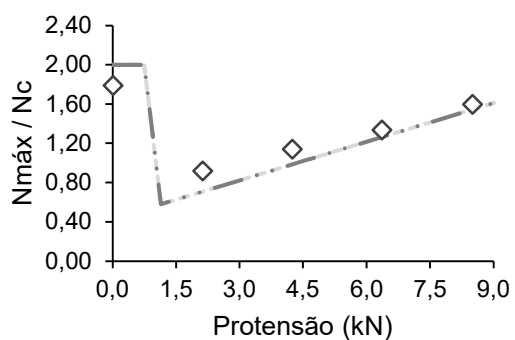
Gráfico 27 – Curvas de dimensionamento método Wadee [1] – S01 – aço inoxidável



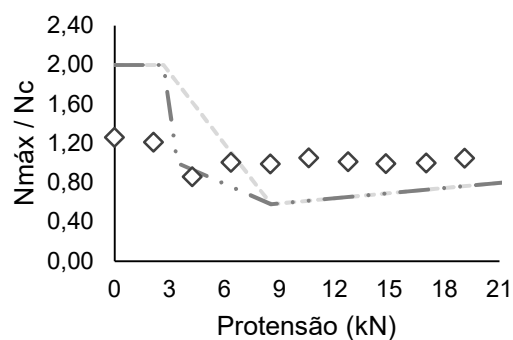
(a) L5000-D6



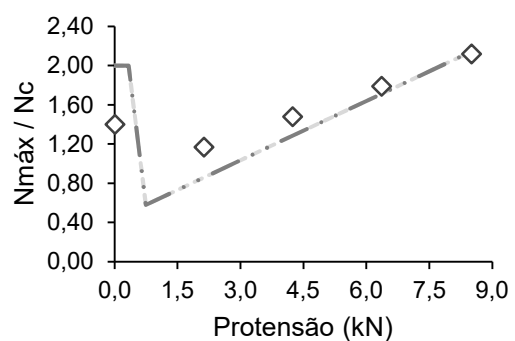
(b) L5000-D12



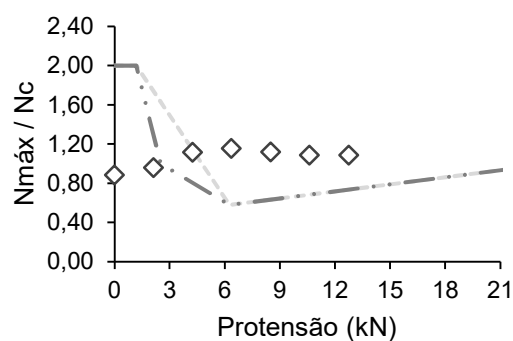
(c) L10000-D6



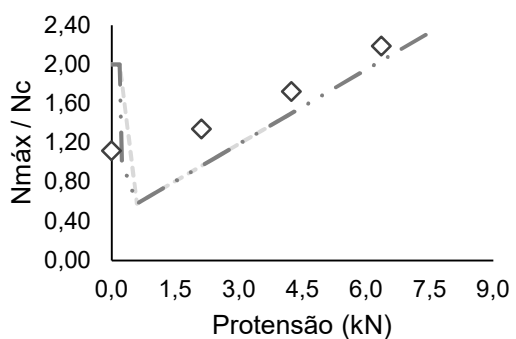
(d) L10000-D12



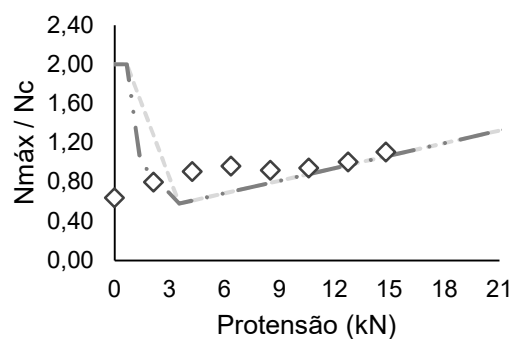
(e) L15000-D6



(f) L15000-D12

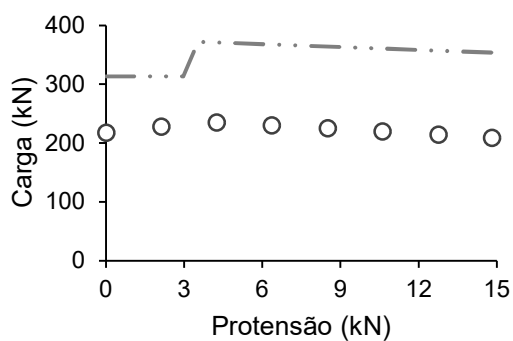


(g) L20000-D6

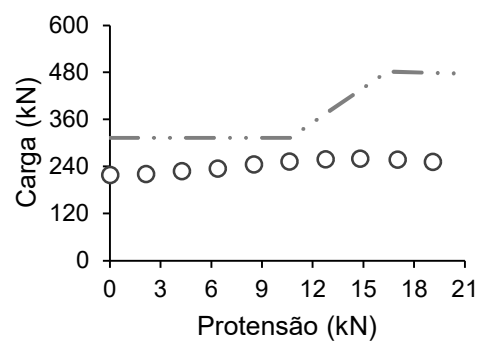


(h) L20000-D12

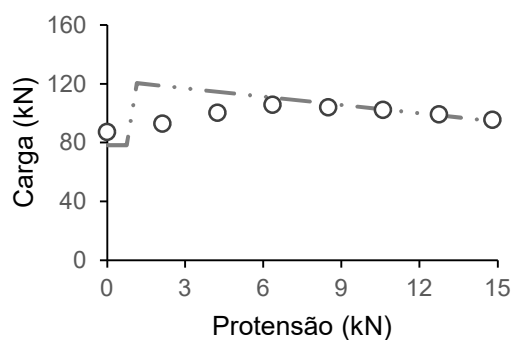
Gráfico 28 – Curva carga elástica versus esforço de protensão – S01 – aço inoxidável



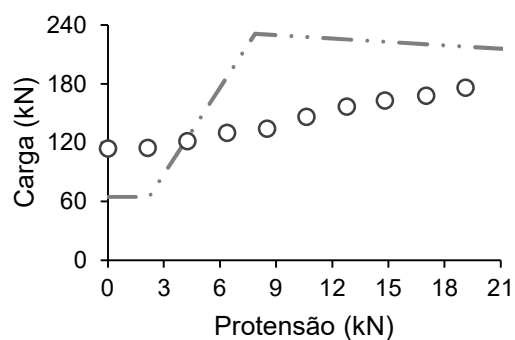
(a) L5000-D6



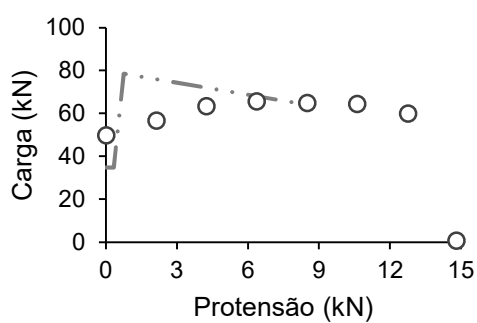
(b) L5000-D12



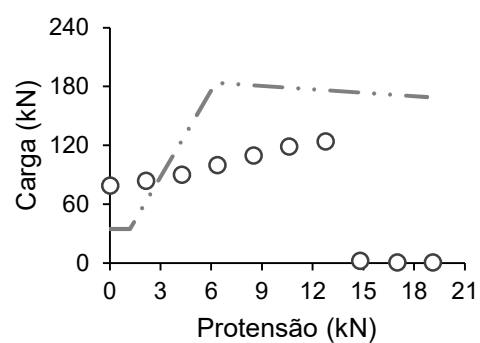
(c) L10000-D6



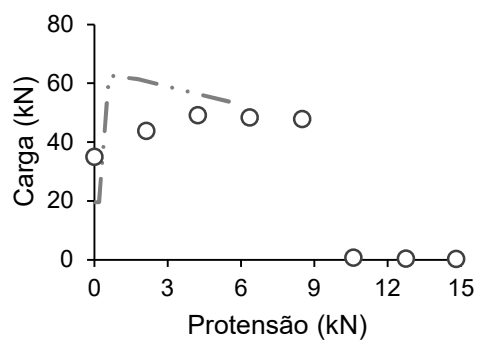
(d) L10000-D12



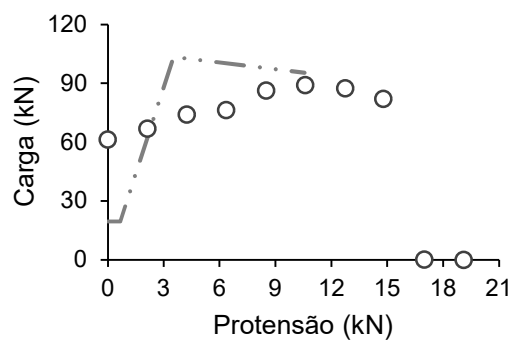
(e) L15000-D6



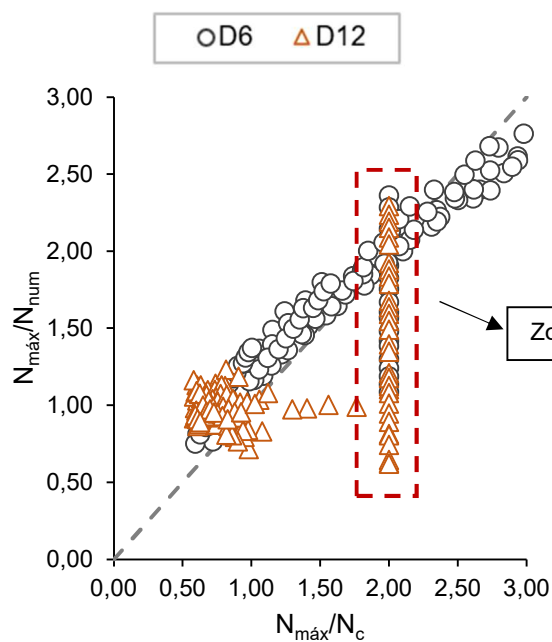
(f) L15000-D12



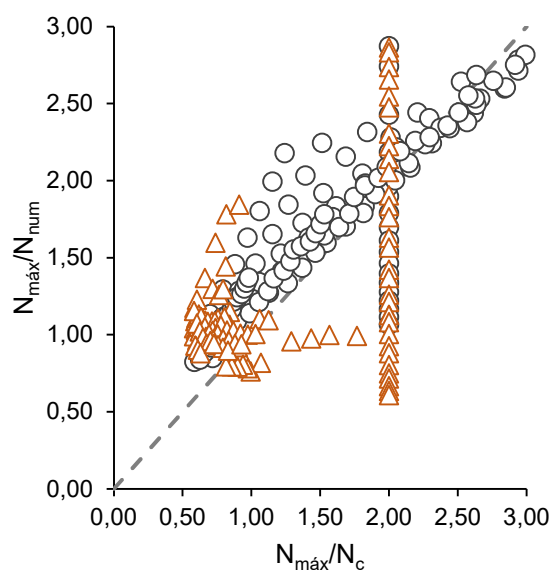
(g) L20000-D6



(h) L20000-D12

Gráfico 29 – Dispersão entre resultados numéricos *versus* analítico

(a) Aço Carbono



(b) Aço Inoxidável

O Gráfico 29 ilustra uma boa concordância entre ambos os materiais e diâmetros analisados. Constatou-se que os pontos mais dispersos da curva são referentes a colunas intermediárias. Para este caso, não só a utilização do sistema estrutural como também a utilização do método acaba não sendo viável.

5.2. Dimensionamento proposto

Baseado nos resultados da análise paramétrica, serão apresentados, neste subcapítulo, diretrizes para a escolha do conjunto do sistema estrutural e uma proposta para o dimensionamento de colunas estaiadas e protendidas baseado nos modelos abordados anteriormente.

5.2.1. Pré-dimensionamento

Conforme já citado, a partir dos resultados das seções transversais analisadas, observou-se que a utilização de estais nem sempre é benéfica para o aumento da resistência do sistema estrutural. Para determinados comprimentos da coluna não houve aumento significativo da resistência, e, em outros casos, o valor da capacidade de carga foi inferior ao valor de resistência obtida através do EN1993-1-1 [9] para colunas simples.

Entende-se que a escolha da geometria do conjunto, coluna, cruzeta e estais é fundamental para que o sistema trabalhe em sua plenitude. Em outras palavras, a escolha equivocada do conjunto estrutural pode fazer com que haja uma subutilização dos elementos ou até mesmo ser contra a segurança estrutural.

Quando uma coluna estaiada e protendida é submetida ao carregamento, os estais possuem a função de restringir o deslocamento horizontal no meio do vão aumentando, então, a capacidade de carga do sistema. Para um mesmo comprimento, colunas esbeltas são mais suscetíveis ao deslocamento lateral quando comparadas com colunas mais robustas. A transferência de esforços da protensão dos estais para a cruzeta, e, conseqüentemente para o meio da coluna, acontece desde o momento inicial do carregamento.

Ao utilizar estais com uma rigidez que não é suficiente para combater o deslocamento lateral, é como se o sistema estrutural ignorasse a presença dos estais comportando-se como uma coluna simples. Em contrapartida, ao utilizar estais rígidos em colunas robustas, há desequilíbrio entre o deslocamento horizontal e os esforços transmitidos, fazendo com que haja uma carga concentrada elevada no meio do vão da coluna gerando então momento fletor, e, conseqüentemente, problemas de instabilidade.

Será apresentado a seguir um método de pré-dimensionamento do conjunto coluna, cruzeta e estais que independe do esforço de protensão aplicado. O método relaciona a geometria do sistema levando em consideração a rigidez à flexão da coluna e/ou cruzeta e a rigidez axial dos estais a partir da carga crítica elástica. O valor da carga crítica elástica pode ser obtido por:

$$N_{\max}^C = \frac{4 D^2 (EI)_{co}}{L_{co}^2} \quad (47)$$

A partir do momento que uma coluna estaiada e protendida passa a ter capacidade de carga superior a carga crítica de Euler para colunas simples, a utilização dos estais passa então a ser vantajosa. Portanto, igualou-se a equação (47) ao percentual da carga crítica de Euler.

$$N_{\max}^C = \left(\frac{N_U}{N_{cr,Euler}} \right) N_{cr,Euler} \quad (48)$$

A equação acima foi escrita em termos do percentual que a capacidade de carga alcançada representa da carga crítica de Euler para realizar simplificações algébricas. Igualando as equações (47) e (48) e isolando o termo D , tem-se:

$$D^2 = \frac{\left[\left(\frac{N_U}{N_{cr,Euler}} \right) N_{cr,Euler} \right] L_{co}^2}{4 EI_{co}} \quad (49)$$

Substituindo apenas a carga crítica de Euler do numerador da fração e realizando as simplificações, obtém-se então o valor de D representado pela equação (50).

$$D_{\lim} = \sqrt{\frac{\pi^2}{4} \left(\frac{N_U}{N_{cr,Euler}} \frac{1}{k^2} \right)} \quad (50)$$

A obtenção da carga crítica máxima de uma coluna estaiada e protendida torna-se complexa pela dificuldade da solução das equações (51) e (52) para os modos de flambagem simétrico e assimétrico, respectivamente.

$$\frac{2K_s}{B} \sin^2 \alpha = \frac{D^3}{D - \tan D} \quad (51)$$

$$\frac{B}{\sin^2 \alpha} \left(\frac{\cos^2 \alpha}{3B_a} + \frac{1}{2K_s} \right) = \frac{D - \tan D}{D^2 \tan D} \quad (52)$$

Para facilitar a obtenção do valor de D , utiliza-se o gráfico representado pela Figura 38 onde o eixo y é representado pelas equações (53) e (54) para o modo de flambagem simétrico e assimétrico, respectivamente.

$$\psi_{\text{lim}} = \frac{2K_s}{B} \sin^2 \alpha \quad (53)$$

$$\psi_{\text{anti}} = \frac{1}{B} \left(\frac{1}{3B_a \tan^2 \alpha} + \frac{1}{2K_s \sin^2 \alpha} \right)^{-1} \quad (54)$$

Substituindo então o valor de D_{lim} representado pela equação (50) nas equações (51) e (52), encontra-se então, os valores de limites que satisfazem a condição mínima.

$$\psi_{\text{lim,sim}} = \frac{2K_s}{B} \sin^2 \alpha \quad (55)$$

$$\psi_{\text{lim,anti}} = \frac{1}{\frac{B}{3B_a \tan(\alpha)^2} + \frac{B}{2K_s \text{sen}(\alpha)^2}} \quad (56)$$

Por fim, substituindo os valores de B e B_a , obtidos pela equação (11), em ambas as equações acima, encontra-se então a relação entre a rigidez à flexão da coluna/cruzeta e a rigidez axial dos estais.

$$\psi_{\text{lim,sim}} \leq \frac{1}{4} \frac{K_s}{K_{co,flexão}} \sin^2 \alpha \quad (57)$$

$$\psi_{\text{lim,anti}} \leq \frac{1}{\frac{8 K_{co,flexão}}{3 K_{ca,flexão} \tan(\alpha)^2} + \frac{4 K_{co,flexão}}{K_s \text{sen}(\alpha)^2}} \quad (58)$$

Observa-se que as equações acima dependem da geometria do conjunto, coluna, cruzeta e estais. Assim sendo, ao alterar a rigidez dos estais faz-se com que se altere a configuração e a aplicação da protensão em colunas. Dessa forma, a partir das equações (51) e (52), plotou-se um gráfico relacionando no eixo x ao percentual da carga atingida sobre a carga crítica de Euler com o eixo y representado pelos valores de $\psi_{\text{simétrico}}$ e $\psi_{\text{assimétrico}}$. A partir da equação (59), pode-se identificar os limites de aplicação da protensão em colunas.

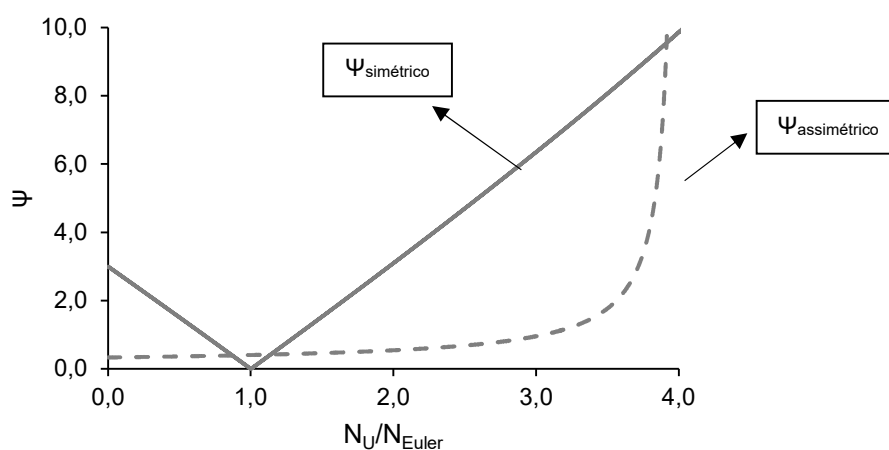
$$f(y) = \begin{cases} \left| \frac{D^3}{D - \tan D} \right| & p / \text{modo simétrico} \\ \left| \frac{D - \tan D}{D^2 \tan D} \right| & p / \text{modo assimétrico} \end{cases} \quad (59)$$

onde D é obtido por:

$$D = \sqrt{\frac{\pi^2}{4} \left(\frac{N_U}{N_{cr,Euler}} \frac{1}{k^2} \right)} \quad (60)$$

O Gráfico 30 ilustra, a partir da relação entre a carga atingida sobre a carga crítica de Euler, qual o valor de $\psi_{\text{simétrico}}$ ou $\psi_{\text{assimétrico}}$ necessário para fazer com que a aplicação dos estais seja viável. Adicionalmente, ao aplicar a protensão nos estais, não se espera que a capacidade de carga atingida seja inferior ou próxima a carga crítica de Euler, ou seja, próximo a 1,0 no eixo x no gráfico abaixo. Desta forma, foi adotado que para que a utilização de estais em colunas seja eficiente, a relação entre a capacidade de carga sobre a carga elástica de uma coluna sem estais deve ser maior ou igual a 1,50.

Gráfico 30 – Limite de aplicação da protensão em colunas estaiadas

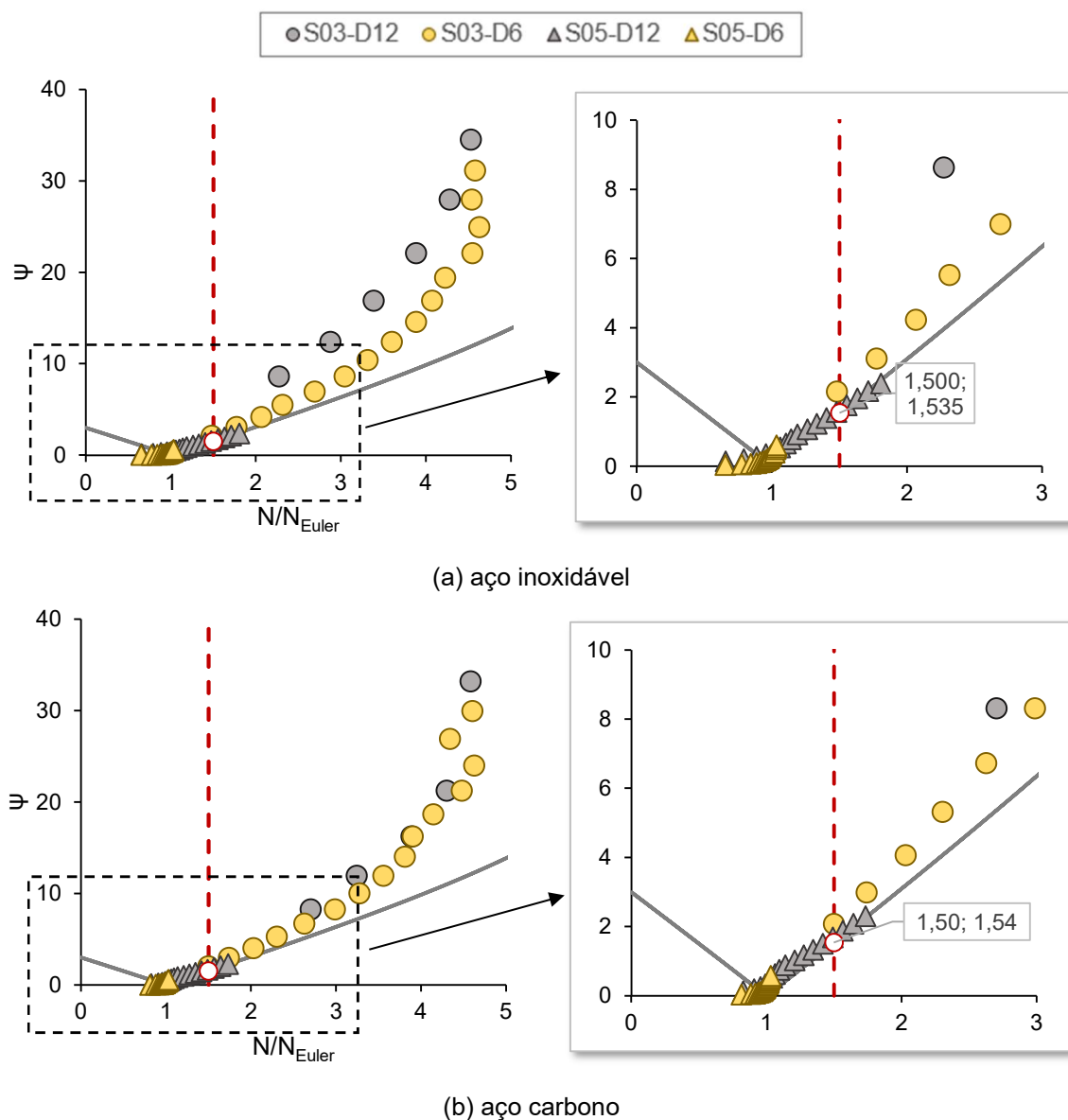


Conforme mencionado na seção 4.5.2, o aumento na capacidade de carga para a seção S05 não foi tão expressivo, porém, a seção S03 foi que a que apresentou maior aumento percentual da capacidade de carga quando comparada com a carga crítica de Euler. Para avaliar melhor o comportamento de ambas as seções, o Gráfico 31 apresenta os resultados numéricos das duas seções com os diferentes valores de rigidez dos estais considerados.

Analisando o Gráfico 31, observa-se que a utilização de estais de 6,0 mm de diâmetro na seção S05, por exemplo, não oferece benefícios no aumento da resistência da coluna. Para todas os pontos da série o valor do eixo x está próximo de 1,0, ou seja, valor próximo ao da carga elástica de uma coluna sem estais. Analisando a equação (55), que se refere-se ao modo de flambagem para a seção S05, a combinação de uma baixa rigidez dos estais com uma coluna robusta faz com que a razão seja inferior ao valor necessário para se ter um valor superior a 1,50 no eixo x.

Em contrapartida, quando são utilizados estais de 12.0 mm, percebe-se um aumento na capacidade de carga da coluna. Com o aumento da rigidez dos estais, faz-se com que o numerador da equação (55) seja maior que no caso anterior, e, conforme o comprimento da coluna aumenta, a rigidez à flexão da coluna diminui aumentando então, a razão da equação. Por consequência, o valor da relação entre cargas é superior a 1,50.

Gráfico 31 – Limite de aplicação da protensão em colunas – S03 e S05



A seguir, serão apresentados os gráficos de dispersão com valores de carga normalizados para o aço inoxidável onde no eixo x estão representados pelo valor da carga EN1993-1-4 [10] e no eixo y os resultados numéricos. Como forma para realizar um pré-dimensionamento das colunas, foi feita a classificação dos resultados através de duas séries distintas baseado nas condições da equação (57): (i) representada pela sigla “N/A” por não atender a condição; (ii) e pela sigla “OK” por satisfazer a condição. Os resultados para o aço carbono estão no Apêndice B presente no final deste trabalho.

Gráfico 32 – Dispersão de resultados numérico *versus* EN1993-1-4 [10] – aço inoxidável

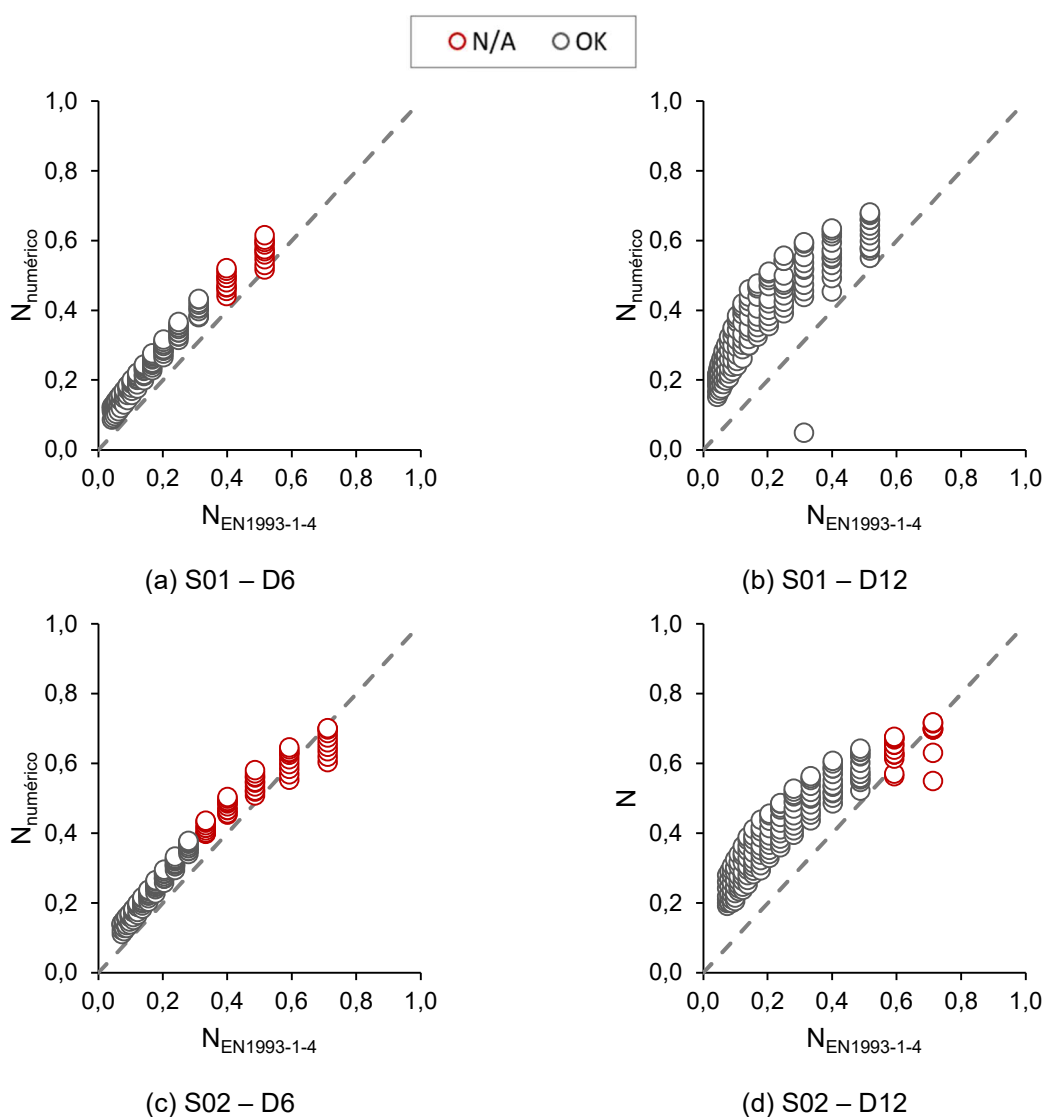
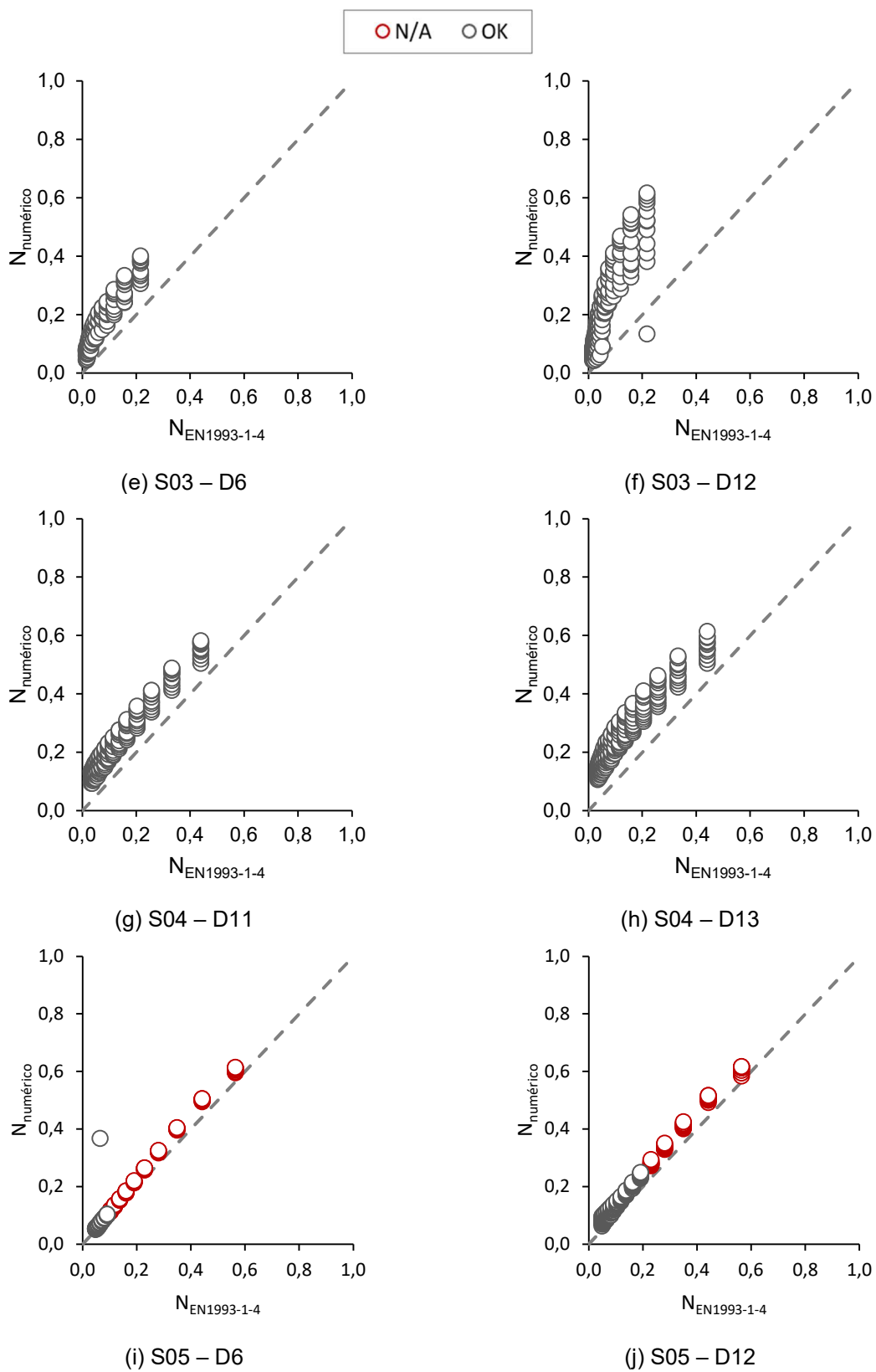


Gráfico 32 – Dispersão de resultados numérico versus EN1993-1-4 [10] – aço inoxidável (continuação)



Uma vez com a carga de projeto definida, o pré-dimensionamento descrito nesta seção fornece diretrizes para a escolha do sistema estrutural: coluna, cruzeta e estais. Os resultados mostraram que o ganho percentual de resistência para seções robustas é inferior quando são usadas colunas com seções esbeltas. Para uma mesma rigidez de estais, quanto mais robusta for a seção transversal da coluna, menor é a razão do segundo termo das equações (57) e (58).

Os gráficos anteriores mostram que a aplicação de estais nas seções S01, S02 e S05 nem sempre são vantajosas. Uma vez com a seção transversal definida, a substituição dos estais faz com que o sistema mude de configuração. Ao alterar os estais da seção S01, por exemplo, a utilização dos estais passa a ser aplicável em todos os casos.

Por fim, a Tabela 27 mostra a razão máxima entre o valor numérico obtido e o valor de resistência de acordo com o EN1993-1-1 [9]. Para uma melhor interpretação e distinção dos resultados foi feita a classificação de acordo com o valor da razão. Entende-se que ao utilizar a protensão em colunas, deve-se tirar o maior proveito possível do sistema estrutural em estudo. Os resultados foram classificados da seguinte forma:

- | | | |
|------|---------------|---|
| i) | Não aplicável | $N_{numérico}/N_{EN1993-1-1} \leq 1,00$ |
| ii) | Subutilizado | $1,00 < N_{numérico}/N_{EN1993-1-1} < 1,50$ |
| iii) | Aplicável | $N_{numérico}/N_{EN1993-1-1} \geq 1,50$ |

Tabela 27 – Razão máxima entre valor numérico *versus* resistência analítica Eurocódigo

Seção	Comprimento (m)																
	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21
Aço Carbono - EN1993-1-1 [9]																	
S01																	
6	1,19	1,23	1,29	1,34	1,41	1,49	1,56	1,64	1,74	1,84	1,96	2,07	2,18	2,31	2,44	2,57	2,70
12	1,41	1,66	1,89	2,12	2,40	2,55	2,81	3,19	3,30	3,51	3,77	3,93	4,07	4,30	4,51	4,70	4,81
S02																	
6	1,11	1,14	1,17	1,19	1,21	1,25	1,27	1,31	1,35	1,39	1,43	1,49	1,54	1,59	1,64	1,72	1,78
12	1,14	1,25	1,37	1,51	1,63	1,79	1,93	2,10	2,11	2,35	2,49	2,67	2,87	3,02	3,18	3,18	3,48
S03																	
6	1,66	1,89	2,17	2,45	2,77	3,13	3,42	3,70	3,95	4,03	4,27	4,61	4,75	4,45	4,72	5,34	9,29
12	3,00	3,52	4,17	4,57	4,75	4,80	5,22	5,45	5,40	5,35	5,33	5,50	5,52	5,72	5,60	5,57	5,42
S04																	
11	1,27	1,37	1,47	1,57	1,70	1,84	1,97	2,15	2,31	2,47	2,63	2,87	3,05	3,18	3,44	3,52	3,77
13	1,37	1,52	1,67	1,84	2,01	2,20	2,41	2,63	2,86	3,04	3,29	3,54	3,66	3,80	4,00	4,18	4,23
S05																	
6	1,09	1,08	1,07	1,07	1,06	1,07	1,06	1,06	1,06	1,06	1,06	1,07	1,07	1,07	1,07	1,07	1,07
12	1,11	1,11	1,12	1,12	1,13	1,14	1,16	1,18	1,22	1,29	1,35	1,42	1,49	1,57	1,64	1,72	1,81
Aço Inoxidável - EN1993-1-4 [10]																	
S01																	
6	1,19	1,31	1,39	1,47	1,56	1,65	1,73	1,83	1,93	2,04	2,15	2,26	2,39	2,51	2,65	2,78	2,95
12	1,32	1,59	1,91	2,24	2,52	2,84	3,25	3,48	3,70	3,86	4,07	4,26	4,52	4,66	4,82	5,03	5,14
S02																	
6	0,98	1,09	1,20	1,26	1,31	1,35	1,40	1,45	1,50	1,54	1,58	1,64	1,69	1,74	1,82	1,88	1,94
12	0,98	1,14	1,32	1,52	1,69	1,89	2,05	2,24	2,48	2,66	2,85	2,99	3,13	3,33	3,47	3,62	3,82
S03																	
6	1,86	2,14	2,43	2,66	3,05	3,41	3,68	3,96	4,25	4,43	4,57	4,89	4,96	4,85	4,87	5,57	5,54
12	2,85	3,48	3,98	4,48	4,86	5,08	5,32	5,30	5,57	5,65	5,53	5,73	5,76	5,95	5,81	5,72	5,78
S04																	
11	1,32	1,47	1,61	1,76	1,89	2,03	2,20	2,38	2,54	2,70	2,94	3,14	3,28	3,54	3,68	3,85	4,04
13	1,40	1,59	1,80	2,01	2,22	2,46	2,67	2,94	3,11	3,32	3,66	3,82	3,94	4,10	4,27	4,42	4,54
S05																	
6	1,09	1,15	1,16	1,16	1,16	1,16	1,15	1,15	1,15	1,15	1,14	1,14	1,15	1,15	1,15	1,15	1,15
12	1,09	1,17	1,22	1,25	1,28	1,31	1,34	1,36	1,40	1,47	1,53	1,60	1,67	1,75	1,82	1,91	2,00

Legenda:

- Não aplicável
- Subutilizado
- Aplicável

5.2.2. Carga crítica de flambagem elástica

Nesta seção serão comparados os resultados da carga crítica de flambagem do modelo numérico obtido pelo ABAQUS [13] com o valor obtido analiticamente através da equação (12) proposta por Wadee et al. [1]. Conforme já mencionado na seção 4.1, por não apresentar diferença significativa de resultado, o esforço de protensão foi aplicado somente na análise não linear *Static Riks*. Portanto, para um mesmo sistema estrutural, o valor de carga crítica de flambagem é o mesmo.

O Gráfico 33 ilustra os pontos de dispersão entre a carga crítica de flambagem analítica e numérica normalizadas, representadas pelos eixos x e y, respectivamente.

Gráfico 33 – Carga crítica de flambagem Abaqus *versus* analítico – aço inoxidável

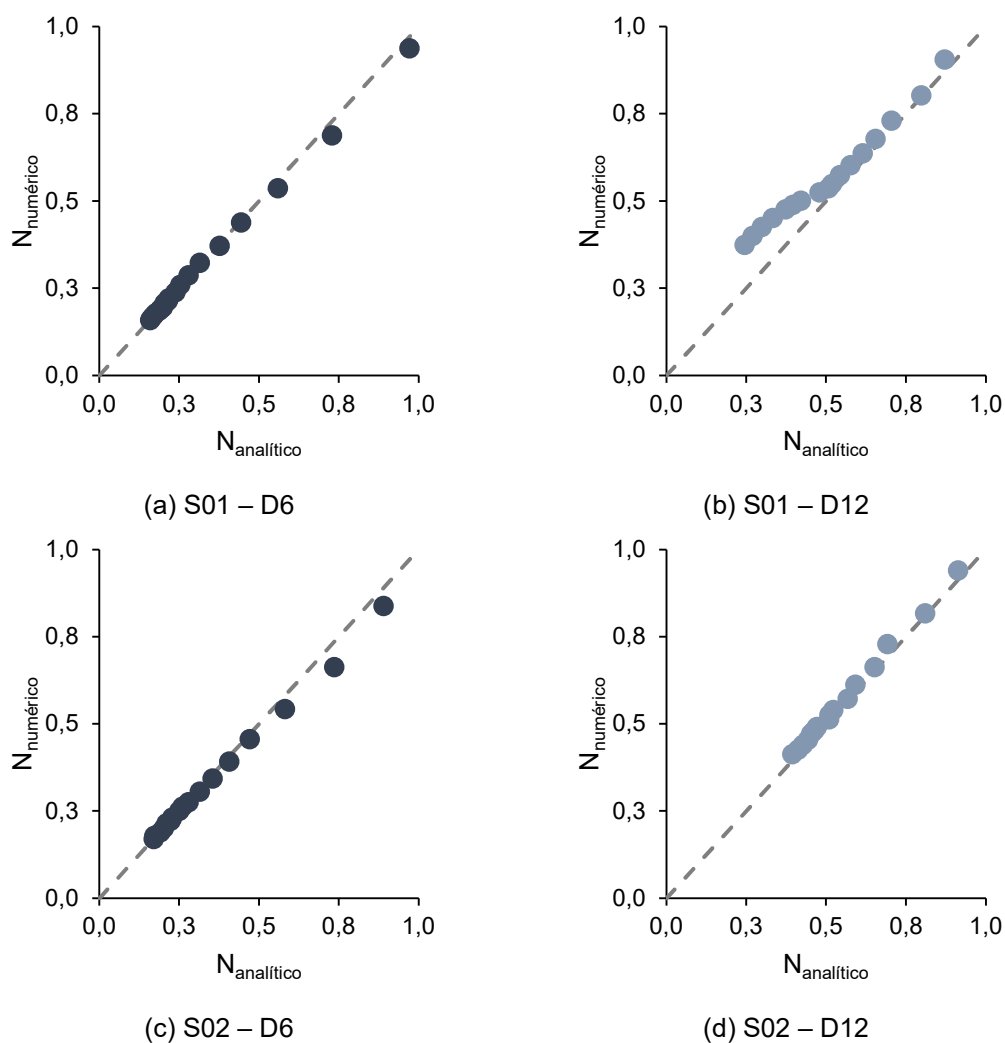
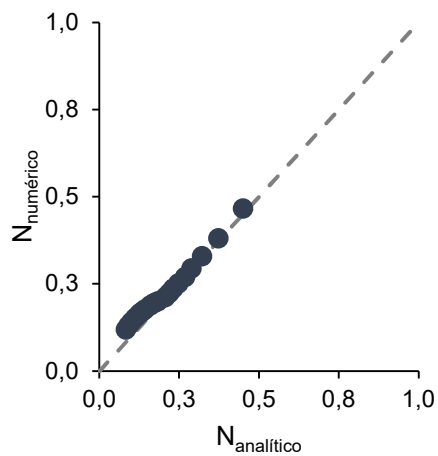
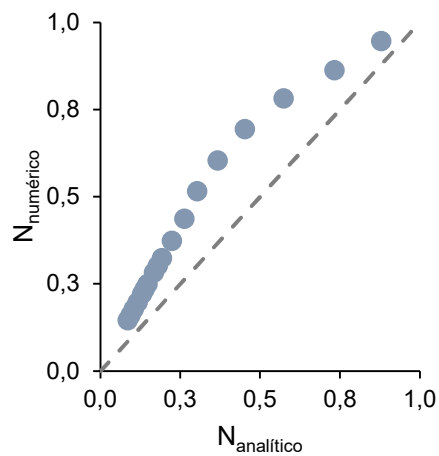


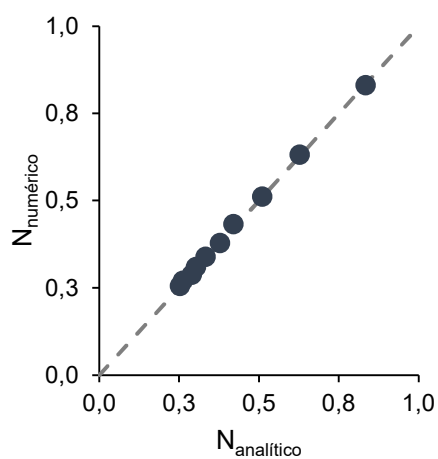
Gráfico 33 – Carga crítica de flambagem Abaqus versus analítico – aço inoxidável (continuação)



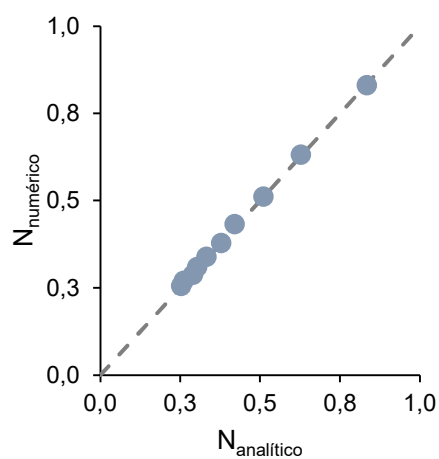
(e) S03 – D6



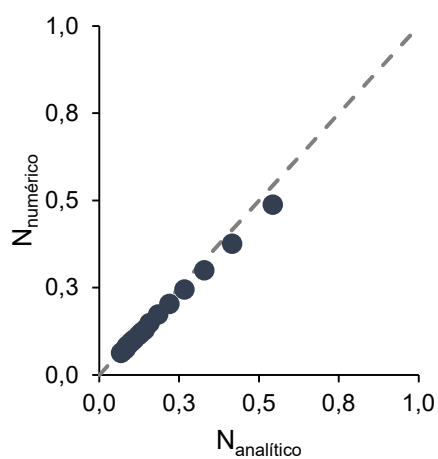
(f) S03 – D12



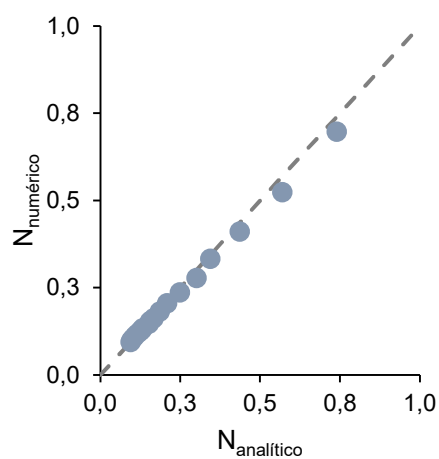
(g) S04 – D11



(h) S04 – D13



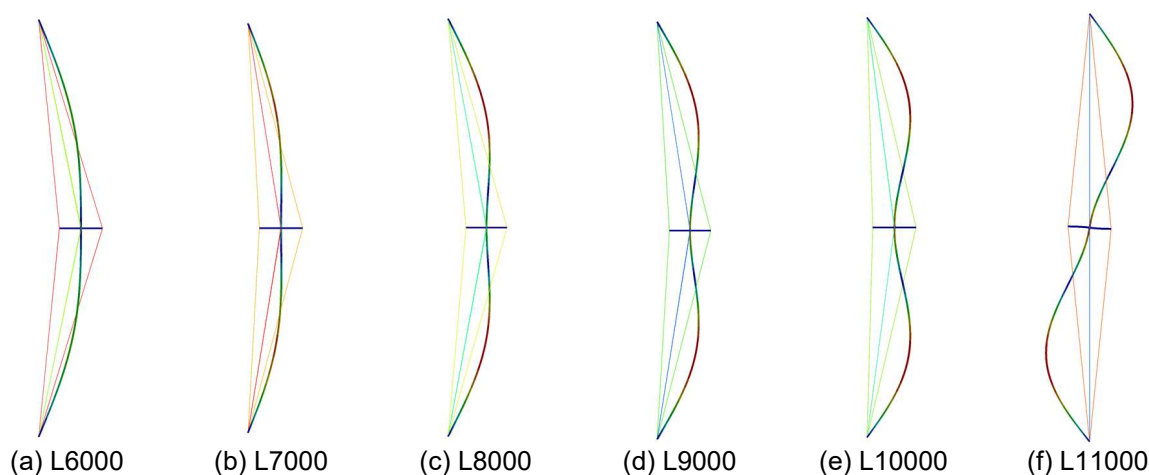
(i) S05 – D6



(j) S05 – D12

Os gráficos de dispersão mostraram que há uma concordância entre os valores numéricos e analíticos, com exceção do Gráfico 33 (f). Deste modo, foi necessário fazer uma investigação do comportamento da análise linear de flambagem para este caso. A Figura 59 ilustra a configuração do modo de flambagem para diversos comprimentos da coluna.

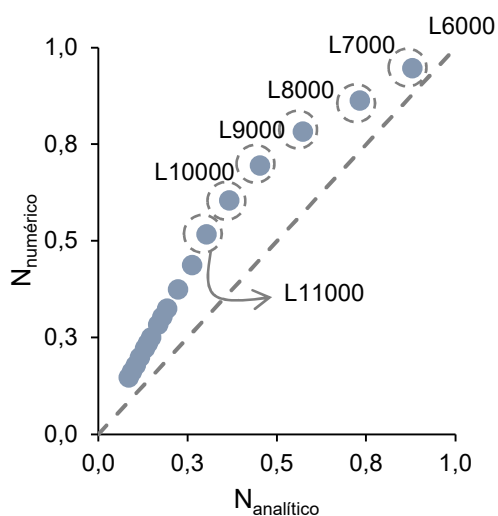
Figura 59 – Modo de flambagem S03-D12 - aço inoxidável



Analisando a figura acima, entende-se que pelo fato de a seção em análise ser a mais esbelta dentre as analisadas e a rigidez dos estais ser elevada, conforme o comprimento da coluna aumenta, potencializa-se a restrição ao deslocamento horizontal no meio do vão. Sendo assim, observa-se que a partir de determinado comprimento há uma transição entre os modos de flambagem simétrico e assimétrico. Enquanto a coluna tende a ter um comportamento global, os estais tentam impedir o deslocamento horizontal. Até que então, com onze metros de comprimento para o exemplo acima, o modo de flambagem passa a ser totalmente assimétrico.

Como o método analítico para determinação da carga crítica máxima de flambagem elástica é apenas para o modo de flambagem totalmente simétrico ou assimétrico, justifica-se a dispersão dos pontos já que está ocorrendo a transição entre os modos de flambagem. Os comprimentos de colunas ilustrados na Figura 59 são identificados no Gráfico 34 e a Tabela 28 mostra a análise estatística da razão entre a carga numérica (N_{Abaqus}) e a carga analítica ($N_{\text{Analítico}}$).

Gráfico 34 – Carga crítica de flambagem Abaqus versus analítico – aço inoxidável – S03-D12

Tabela 28 – Análise estatística $N_{\text{Abaqus}}/N_{\text{Analítico}}$

Seção	Aço Inoxidável			Aço Carbono		
	\bar{X}	σ	CV	\bar{X}	σ	CV
S01						
6	0,9976	0,0230	0,0230	0,9973	0,0240	0,0241
12	1,1611	0,1716	0,1478	1,1461	0,1621	0,1414
S02						
6	0,9762	0,0371	0,0380	0,9832	0,0385	0,0391
12	1,0226	0,0207	0,0202	1,0252	0,0174	0,0169
S03						
6	1,1622	0,1585	0,1364	1,1475	0,1557	0,1357
12	1,5677	0,2221	0,1417	1,5534	0,2235	0,1439
S04						
11	1,0104	0,0139	0,0137	1,0097	0,0137	0,0136
13	1,0273	0,0218	0,0213	1,0283	0,0167	0,0162
S05						
6	0,9271	0,0179	0,0193	0,9323	0,0237	0,0255
12	0,9791	0,0378	0,0386	0,9780	0,0337	0,0345

Os resultados apresentados na tabela acima mostram que a obtenção da carga crítica máxima de flambagem de forma analítica é satisfatória. Exceto para casos em que há transição dos modos, o coeficiente de variação ilustra uma homogeneidade dos resultados. Sendo assim, será utilizada a equação (12) como etapa para o dimensionamento proposto que será apresentado na próxima seção.

5.2.3. Dimensionamento analítico proposto

Na literatura utilizada, há dois modelos de dimensionamento do sistema estrutural em estudo: (i) Wadee et al. [1] e (ii) Tankova et al. [38], ambos apresentados nas seções 1.2.1 e 1.2.2, respectivamente. O primeiro método é robusto onde há a necessidade de realizar uma série de verificações, em contrapartida, o segundo método acaba sendo mais direto.

Amparado no que foi discutido e apresentado até o momento, a presente seção apresenta um modelo de dimensionamento de colunas estaiadas e protendidas a partir do proposto por Tankova et al. [38]. Antes de entrar no método propriamente dito, é necessário pontuar algumas observações para fundamentar o método proposto.

Seguindo o processo de dimensionamento ilustrado pela Figura 43, o primeiro item a ser comentado é justamente o início do processo, a obtenção da carga crítica de flambagem. No exemplo de Tankova et al. [38] é utilizado um programa de elementos finitos ABAQUS [13] para a obtenção desse valor. Entretanto, buscou-se a necessidade de não utilizar a análise numérica para a obtenção da carga crítica de flambagem.

Analisando a equação (28), percebe-se que há uma similaridade com a equação (7), ambas reescritas abaixo. A primeira equação é utilizada para obter o valor de $N_{cr,f}$ a partir da carga crítica de flambagem obtida pelo ABAQUS [13], $N_{cr,a}$. A segunda equação é utilizada para calcular a capacidade de carga do sistema estrutural já considerando que a protensão aplicada é superior a protensão ótima, ou seja, na zona 3. Devido a isso, não foi apresentado no presente trabalho, uma comparação entre o resultado numérico e o modelo analítico proposto por Tankova et al. [38] por ser restrito apenas a zona 3.

$$N_{cr,f} = \frac{N_{cr,a}}{C_2} + 4T_{ini} \cos \alpha \quad (61)$$

$$N_{cr,3} = (N_{max}^C - nT \cos \alpha) C_2 \quad (62)$$

Realizando manipulações algébricas na equação (62) e isolando o termo N_{max}^C , tem-se a seguinte situação:

$$N_{cr,3} = N_{max}^C C_2 + 4T_{ini} \cos \alpha C_2 \quad (63)$$

$$N_{max}^C = \frac{N_{cr,3}}{C_2} + 4T_{ini} \cos \alpha \quad (64)$$

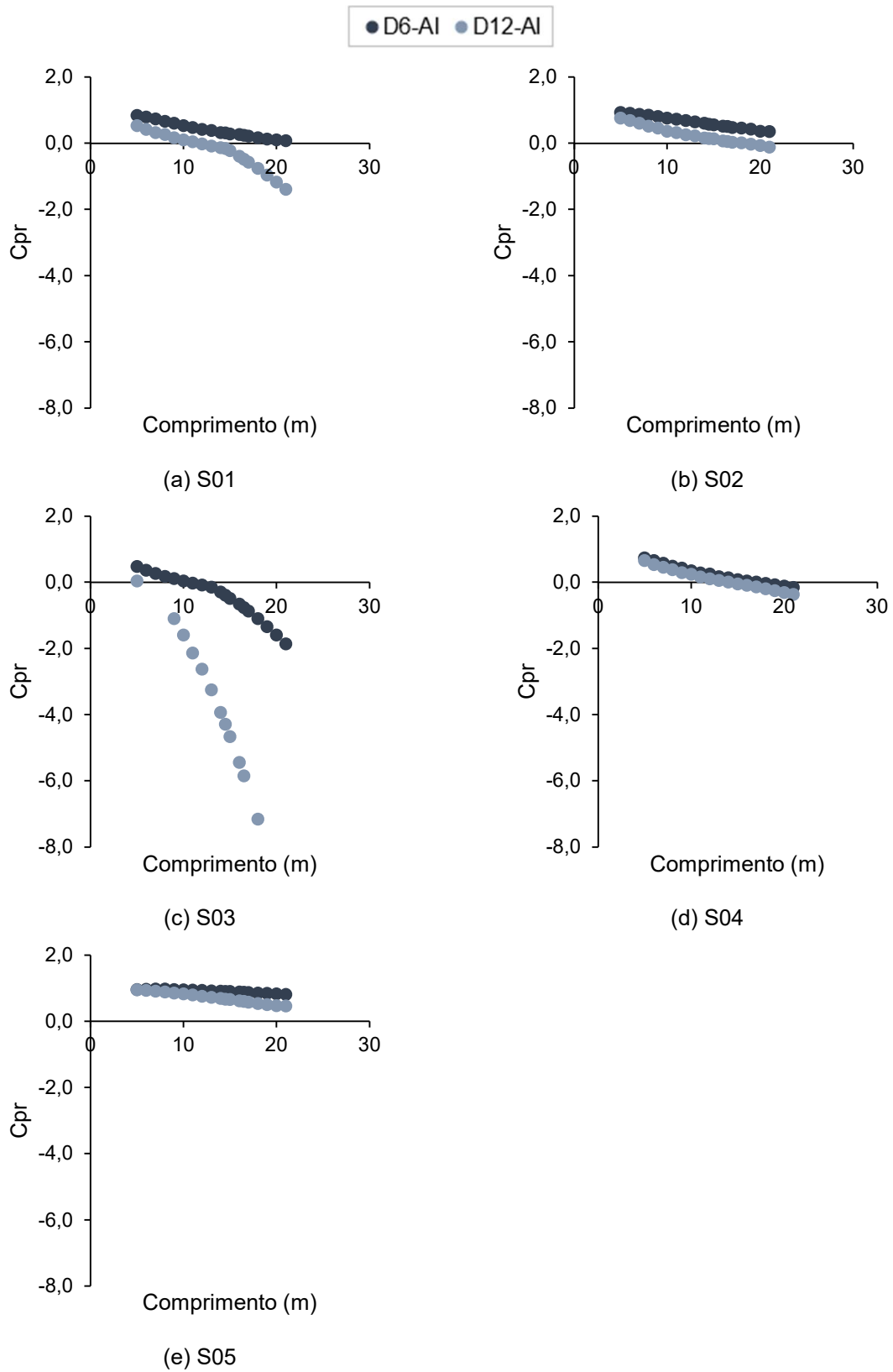
Logo, como as equações (61) e (62) são semelhantes, o valor de N_{max}^C pode ser obtido através da equação (12). Visto que o valor da carga crítica de flambagem obtida analiticamente possui resultado satisfatório quando comparado ao resultado numérico, conforme mostrado na seção 5.2.2, a equação (61) pode ser reescrita da seguinte maneira:

$$N_{cr,f} = N_{max}^C = \frac{4 D^2 (EI)_{co}}{L^2} \quad (65)$$

Um segundo ponto observado foi na quarta etapa no cálculo do valor η_{total} que é utilizado para corrigir as imperfeições. Esse termo é composto por outros três termos: (i) η_{EC3} , imperfeição generalizada obtida diretamente do EN1993-1-1 [9]; (ii) η_{pr} , imperfeição adicional; (iii) C_{pr} , consideração da rigidez dos estais. A consideração da rigidez dos estais pode ser obtida através da equação abaixo.

$$C_{pr} = \left(1 - \frac{K_s \sin^2(\alpha) L}{N_{cr,f}} \right) \quad (66)$$

Em alguns casos, o valor do numerador da fração é maior que o denominador fazendo com que a consideração da rigidez dos estais seja negativa, inviabilizando o uso do termo na equação. O Gráfico 35 mostra o comportamento de C_{pr} ao longo do comprimento da coluna.

Gráfico 35 – Variação coeficiente C_{pr} ao longo do comprimento da coluna

O comportamento do C_{pr} , termo referente à rigidez dos estais, ao longo do comprimento, mostrou que para colunas esbeltas tende a ser mais sensível e, quanto maior a rigidez, mais uniforme é o comportamento do coeficiente. Dessa forma, considerou-se no modelo de dimensionamento, o C_{pr} como valor unitário.

Por fim, analisando a equação (67) que determina a máxima carga aplicada por Tankova et al. [38], nota-se que o maior valor de resistência é quando o esforço de protensão é nulo. Apesar disso, entende-se que essa condição não é verdadeira já que o objetivo da aplicação da protensão é justamente o aumento de resistência.

$$N_{a,max} = C_2 (\chi N_{pl} - 4 T_{ini} \cos \alpha) \quad (67)$$

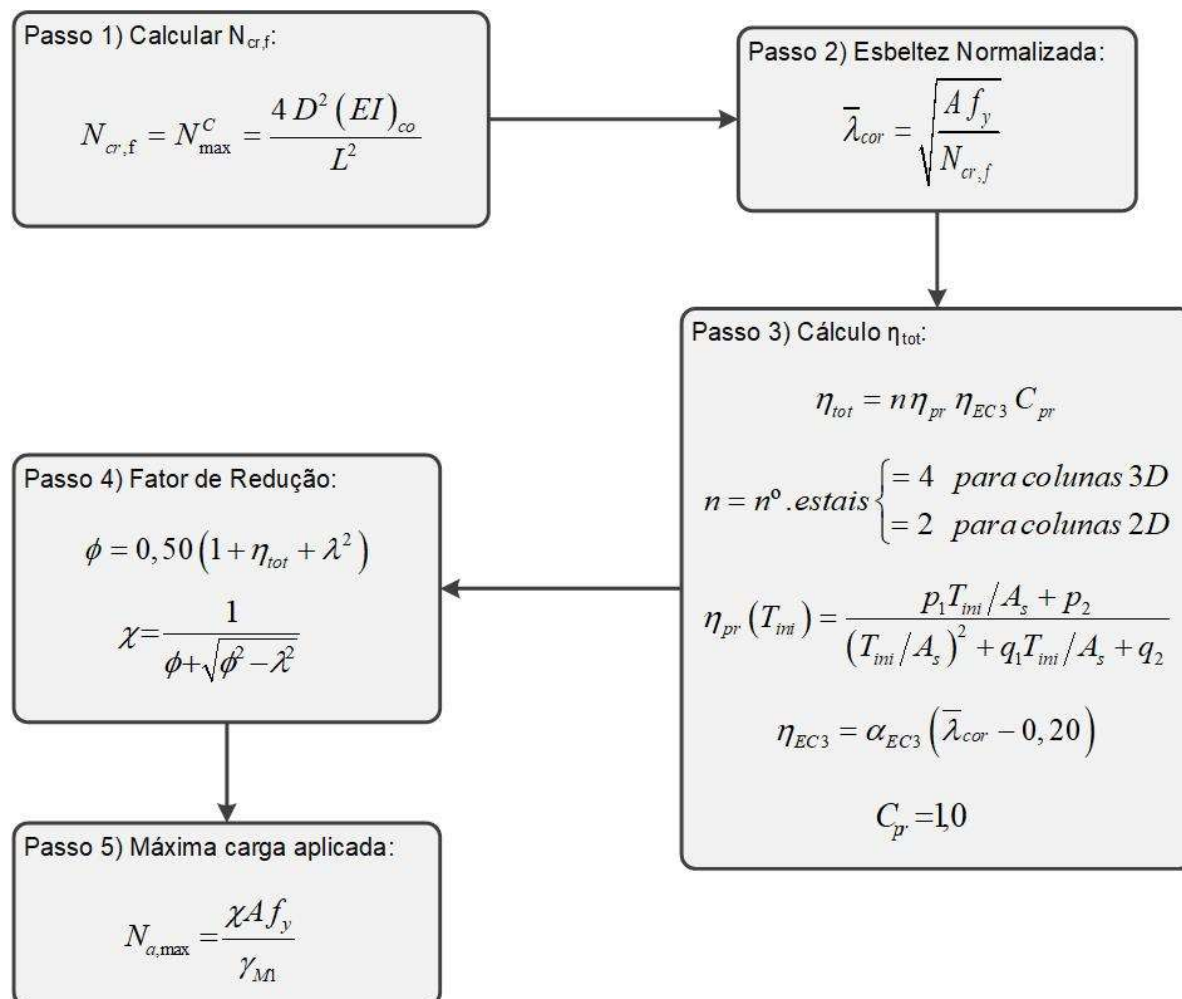
Similar a equação (7), entende-se que a equação acima é válida somente para situações em que o esforço de protensão é maior que a protensão ótima, como adotado estudo realizado por Tankova et al. [38] onde não são levados em consideração os níveis de protensão mínimo e ótimo. Entende-se que a fórmula não se aplica para todas as situações.

Baseado nos itens comentados acima, apresenta-se, a seguir, uma proposta de dimensionamento de colunas estaiadas e protendidas. O modelo proposto foi baseado nas recomendações presente no estudo realizado por Tankova et al. [38] com algumas modificações. A Tabela 29 apresenta os coeficientes utilizados para a obtenção da imperfeição adicional η_{total} e a Figura 60 o passo a passo do dimensionamento proposto.

Tabela 29 – Valores dos coeficientes para obtenção do n_{pr} Tankova et al. [38] versus proposto

Coeficiente	Tankova et al. [38]	Ajustado
p_1	1500	150
p_2	- 200	- 200
q_1	50	50
q_2	- 200	- 200

Figura 60 – Processo de dimensionamento proposto para colunas estaiadas e protendidas



Fonte: O autor.

De forma resumida, as principais modificações do método proposto por Tankova et al. [38] foram: (i) a obtenção de forma analítica da carga crítica de flambagem; (ii) o cálculo do incremento de imperfeição e (iii) capacidade de carga que é igual ao valor da carga recomendada pelo EN1993-1-1 [9].

Serão apresentados a seguir, os gráficos de dispersão dos resultados numéricos com o modelo de dimensionamento por Wade et al. [1] com o método proposto ilustrado na Figura 60. Para o primeiro método é necessário fazer a distinção das diferentes zonas, e, portanto, serão apresentados nesta seção, apenas os gráficos para a zona 3 para o aço inoxidável. A Tabela 35 apresenta a análise estatística do método dimensionamento proposto para todas as seções e materiais analisados e a quantidade de análises para cada grupo.

Gráfico 36 – S01 – Modelo Wadee et al. [1] versus proposto Zona 3 – S01 – aço inoxidável

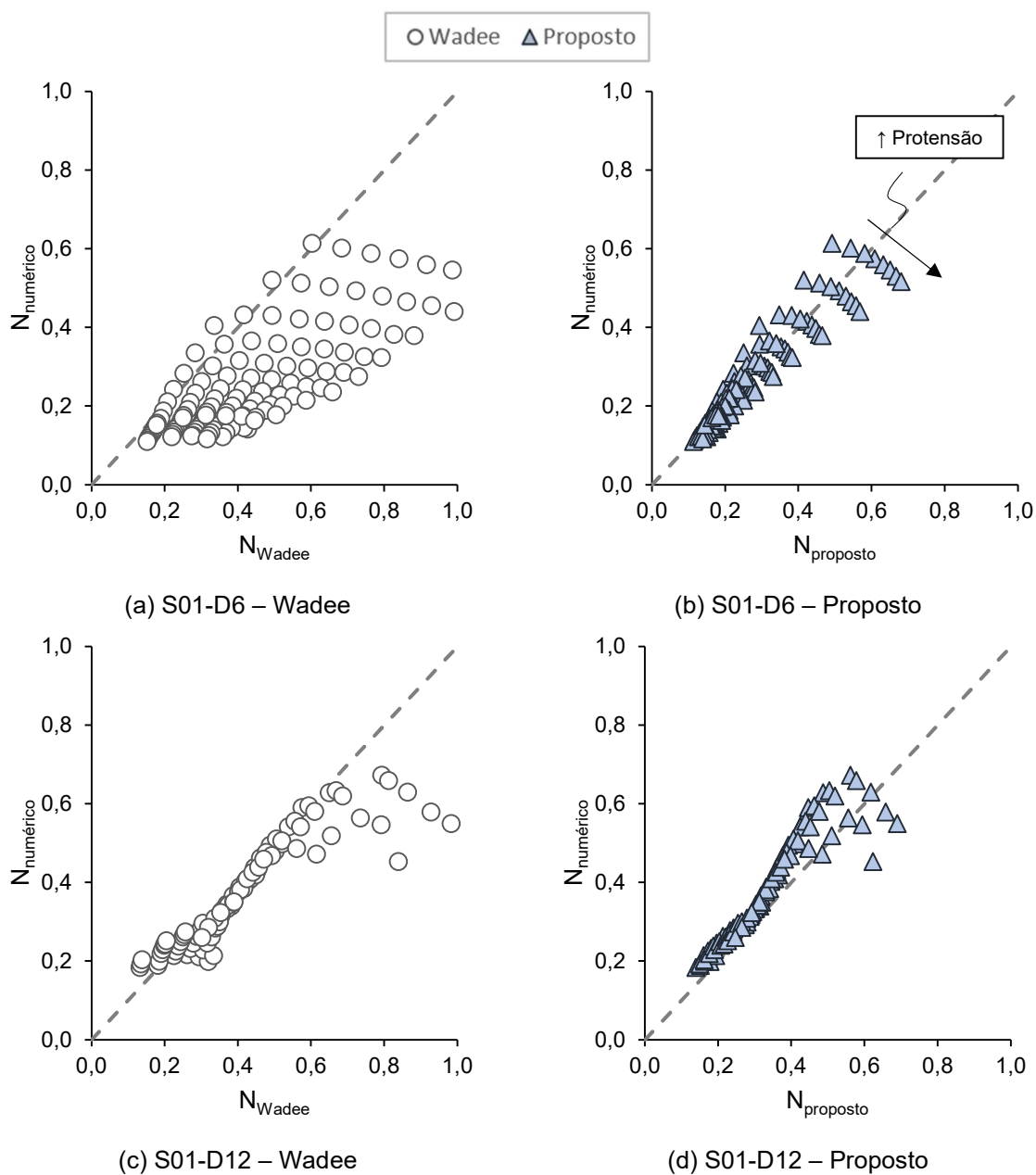


Tabela 30 – Análise estatística método proposto – S01 – aço inoxidável

Seção	Zona I			Zona II			Zona III		
	\bar{X}	σ	CoV	\bar{X}	σ	CV	\bar{X}	σ	CoV
S01									
6	0,994	0,205	0,206				0,991	0,121	0,122
12	1,157	0,300	0,259	1,214	0,083	0,068	1,168	0,105	0,090

Gráfico 37 – S02 – Modelo Wadee et al. [1] versus proposto Zona 3 – aço inoxidável

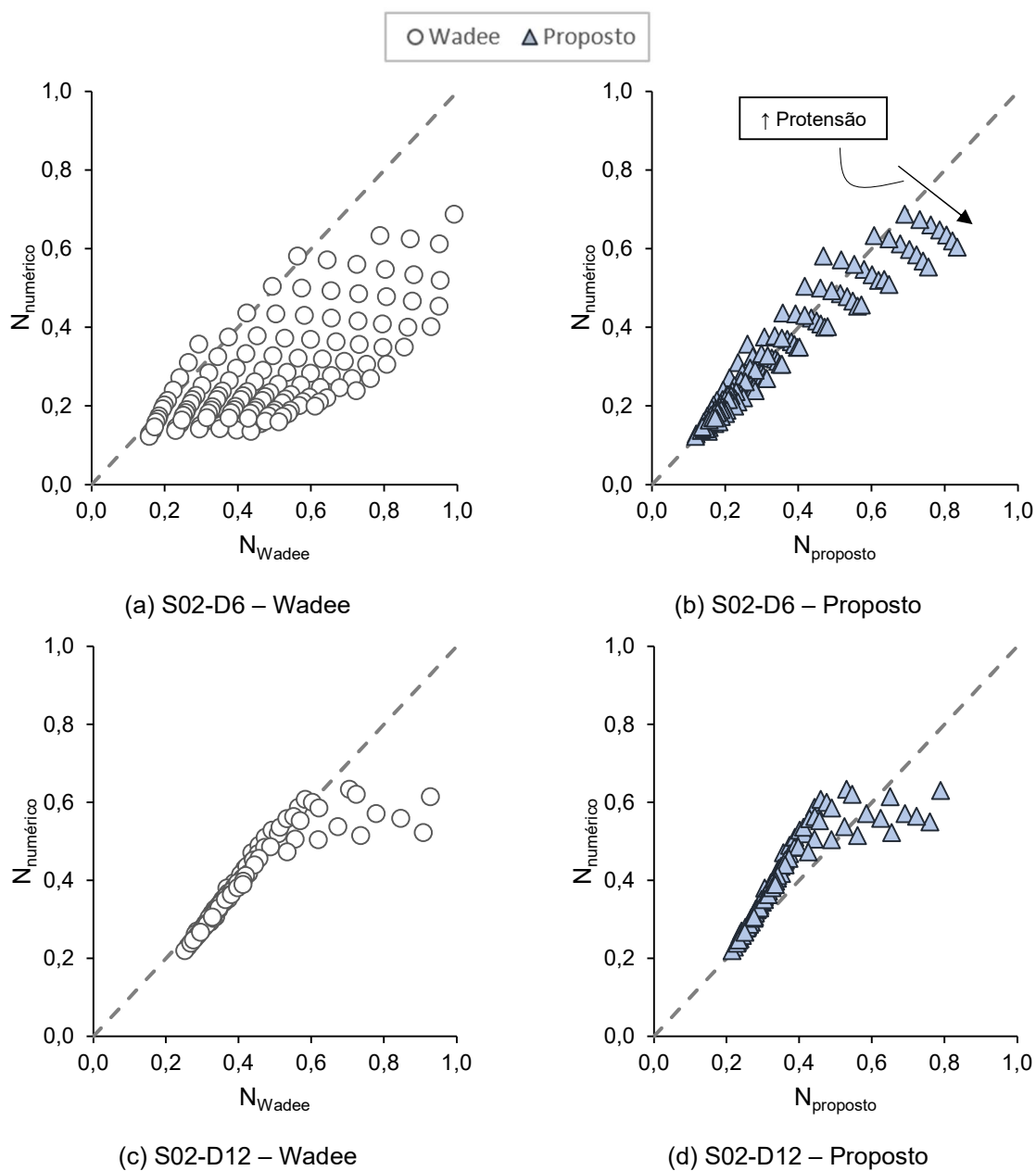


Tabela 31 – Análise estatística método proposto – S02 – aço inoxidável

Seção	Zona I			Zona II			Zona III		
	\bar{X}	σ	CoV	\bar{X}	σ	CV	\bar{X}	σ	CoV
S02									
6	1,140	0,146	0,128	1,320	0,125	0,095	0,993	0,123	0,123
12	1,515	1,774	1,171	1,454	2,994	1,571	1,142	0,121	0,106

Gráfico 38 – S03 - Modelo Wadee et al. [1] versus proposto Zona 3 – aço inoxidável

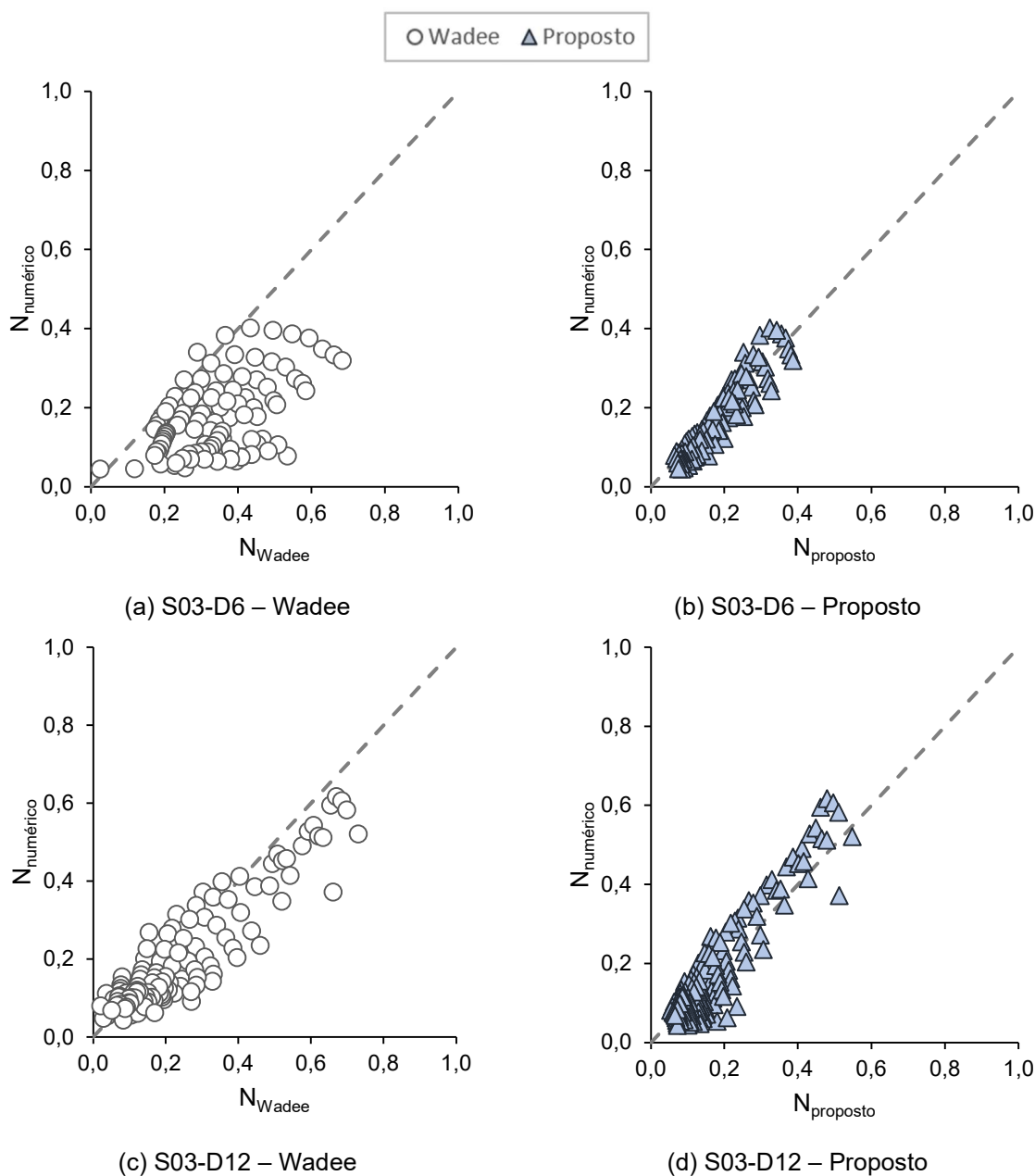


Tabela 32 – Análise estatística método proposto – S03 – aço inoxidável

Seção	Zona I			Zona II			Zona III		
	\bar{X}	σ	CoV	\bar{X}	σ	CoV	\bar{X}	σ	CoV
S03									
6	0,867	0,159	0,183				0,945	0,204	0,216
12	1,222	0,260	0,212	1,315	0,357	0,251	1,047	0,329	0,315

Gráfico 39 – S04 - Modelo Wadee et al. [1] versus proposto versus Zona 3 – aço inoxidável

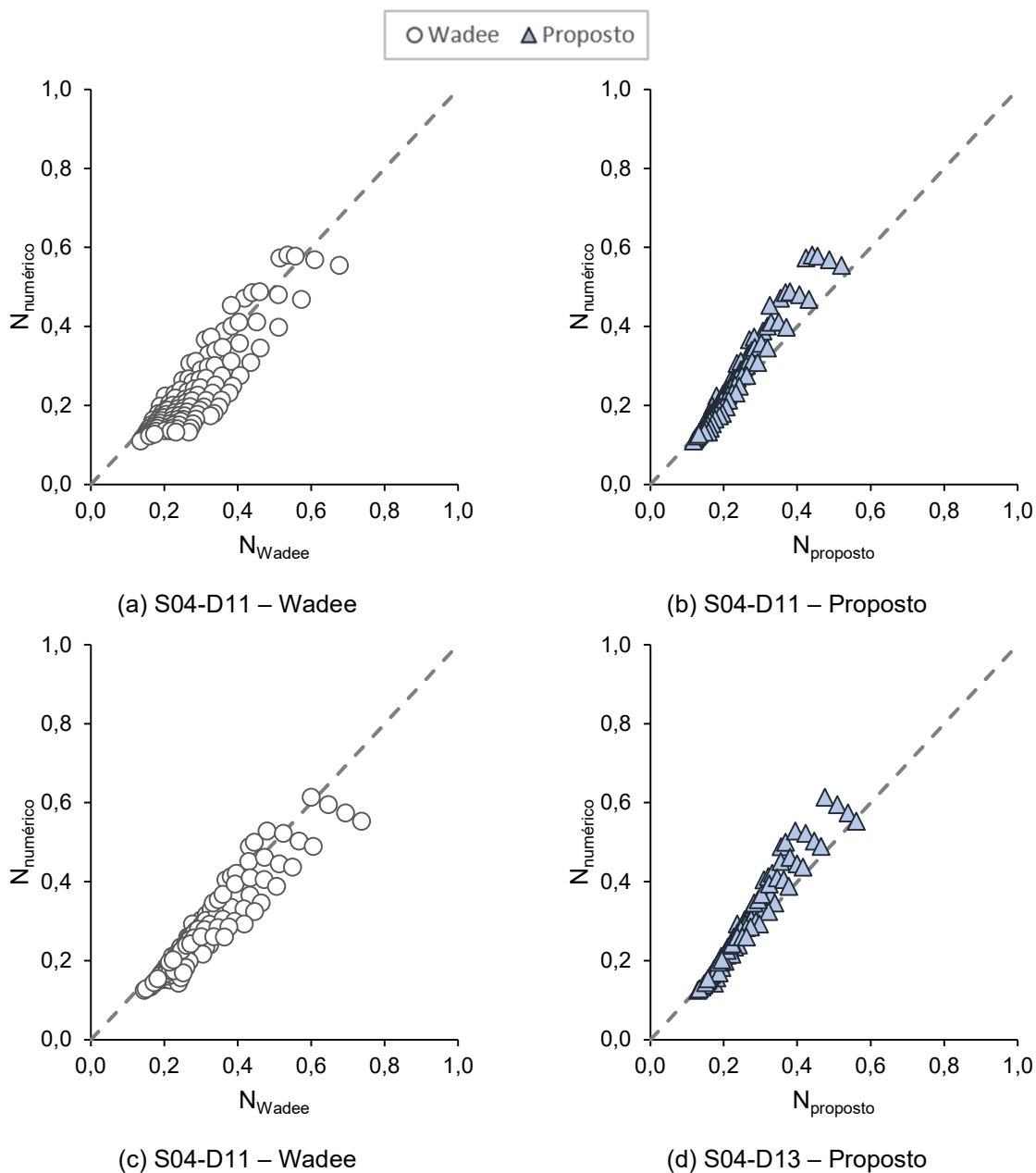


Tabela 33 – Análise estatística método proposto – S04 – aço inoxidável

Seção	Zona I			Zona II			Zona III		
	\bar{X}	σ	CoV	\bar{X}	σ	CoV	\bar{X}	σ	CoV
S04									
11	1,126	0,384	0,341	1,230	0,153	0,130	1,082	0,115	0,106
13	1,180	0,409	0,346	1,229	0,178	0,149	1,078	0,104	0,097

Gráfico 40 – S05 - Modelo Wadee et al. [1] versus proposto versus Zona 3 – aço inoxidável

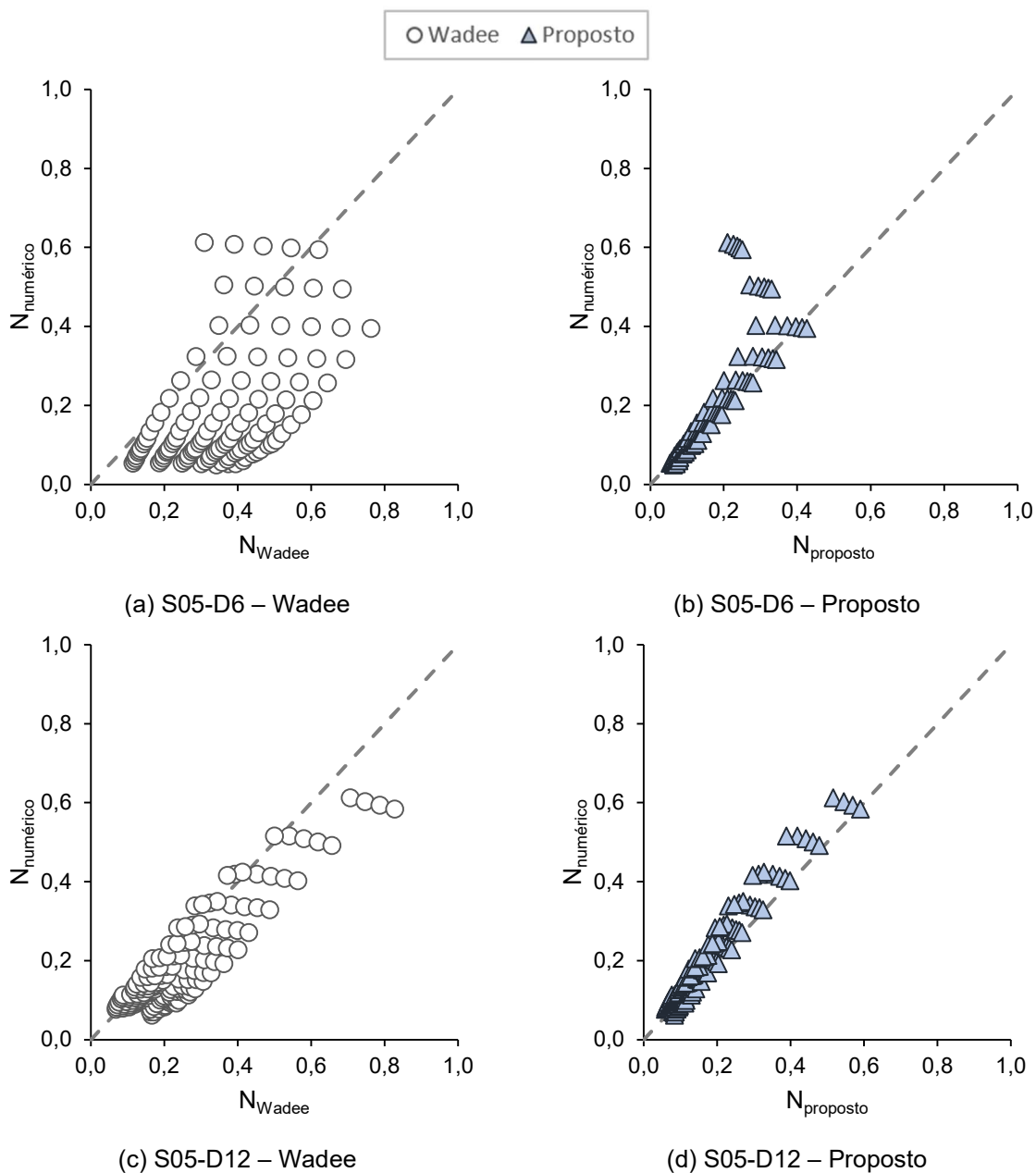


Tabela 34 – Análise estatística método proposto – S05 – aço inoxidável

Seção	Zona I			Zona II			Zona III		
	\bar{X}	σ	CoV	\bar{X}	σ	CoV	\bar{X}	σ	CoV
S05									
6	1,611	1,094	0,679				1,091	0,377	0,346
12	1,394	0,287	0,206	1,505	0,071	0,047	1,158	0,174	0,150

Tabela 35 – Análise estatística método de dimensionamento proposto

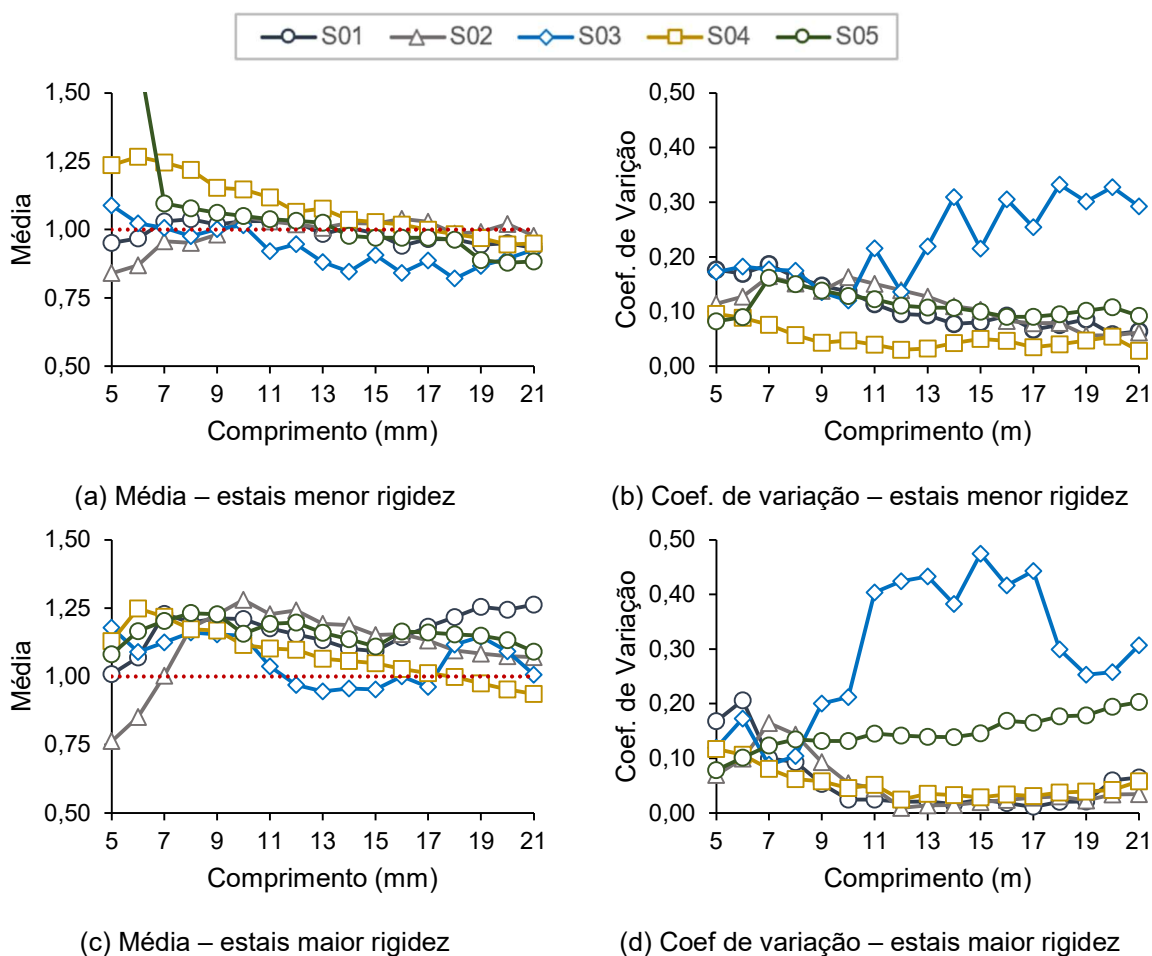
Seção	Zona I			Zona II			Zona III		
	\bar{X}	σ	CoV	\bar{X}	σ	CoV	\bar{X}	σ	CoV
S01	120			75			451		
AC	60			37			229		
6	0,997	0,246	0,247	1,458			1,001	0,106	0,106
12	1,156	0,349	0,302	1,153	0,106	0,090	1,134	0,087	0,077
AI	60			38			222		
6	0,994	0,205	0,206				0,991	0,121	0,122
12	1,157	0,300	0,259	1,214	0,083	0,068	1,168	0,105	0,090
S02	148			85			493		
AC	74			40			252		
6	1,202	0,243	0,202	1,410	0,030	0,021	1,028	0,122	0,119
12	1,356	0,359	0,265	1,210	0,066	0,055	1,135	0,098	0,086
AI	74			45			241		
6	1,140	0,146	0,128	1,320	0,125	0,095	0,993	0,123	0,123
12	1,515	1,774	1,171	1,454	0,998	0,524	1,142	0,121	0,106
S03	92			34			510		
AC	46			17			266		
6	0,830	0,162	0,196				0,936	0,198	0,212
12	1,401	1,189	0,849	1,249	0,144	0,110	1,049	0,303	0,289
AI	46			17			244		
6	0,867	0,159	0,183				0,945	0,204	0,216
12	1,222	0,260	0,212	1,315	0,119	0,084	1,047	0,329	0,315
S04	113			98			481		
AC	57			48			242		
11	1,120	0,416	0,371	1,157	0,097	0,083	1,042	0,121	0,116
13	1,197	0,442	0,370	1,176	0,074	0,064	1,043	0,117	0,112
AI	56			50			239		
11	1,126	0,384	0,341	1,230	0,076	0,065	1,082	0,115	0,106
13	1,180	0,409	0,346	1,229	0,059	0,050	1,078	0,104	0,097
S05	117			13			554		
AC	58			6			278		
6	1,558	1,102	0,708				1,166	0,634	0,544
12	1,336	0,276	0,206	1,401	0,056	0,040	1,119	0,142	0,127
AI	59			7			276		
6	1,611	1,094	0,679				1,091	0,377	0,346
12	1,394	0,287	0,206	1,505	0,071	0,047	1,158	0,174	0,150
Número de Análises	590			305			2489		

De maneira geral, observa-se que o método de dimensionamento proposto possui resultados menos dispersos comparados com as recomendações de Wadee et al. [1]. Entretanto, a utilização de estais não suficientemente rígidos, apresenta uma dispersão maior para ambos os métodos tornando o dimensionamento contra a segurança.

Além disso, a seção S03 é a que possui os resultados mais dispersos. Conforme mencionado na seção 5.2.2, há uma transição entre os modos de flambagem simétrico e assimétrico, e, por isso, assim como o método desenvolvido por Tankova et al. [38], o método proposto também é recomendado apenas para o modo simétrico.

O Gráfico 41 ilustra os valores do coeficiente de variação e média ao longo do comprimento para modelos que estão na zona 3 para o aço inoxidável.

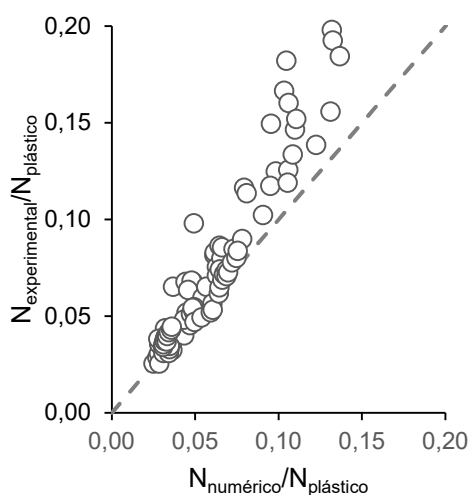
Gráfico 41 – Valores estatísticos método proposto ao longo do comprimento – zona 3



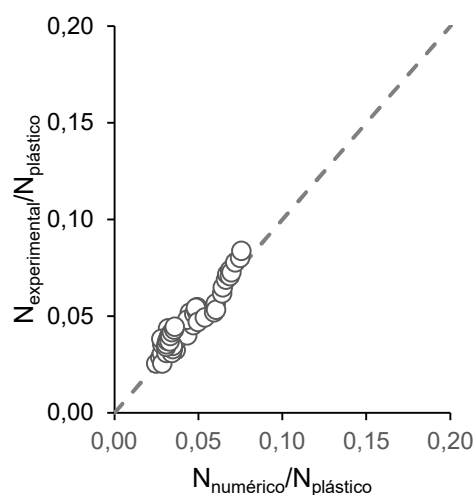
5.2.4. Resultado experimental *versus* modelo de dimensionamento proposto

A partir dos resultados de ensaios experimentais realizados por Serra et al. [26] e por Martins et al. [27], serão comparados, na presente seção, com os resultados numéricos e analíticos. Os gráficos 42, 43 e 44 ilustram, respectivamente, a dispersão de resultados entre o modelo experimental com o modelo numérico, método de dimensionamento de Wadee et al. [1] e a proposta de dimensionamento apresentada na seção anterior.

Gráfico 42 – Modelo experimental *versus* modelo numérico

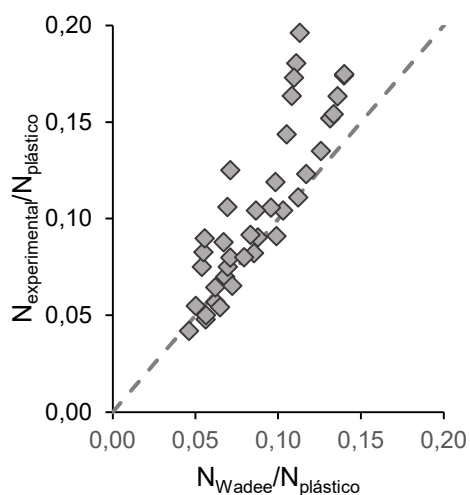


(a) Serra et al. [26]

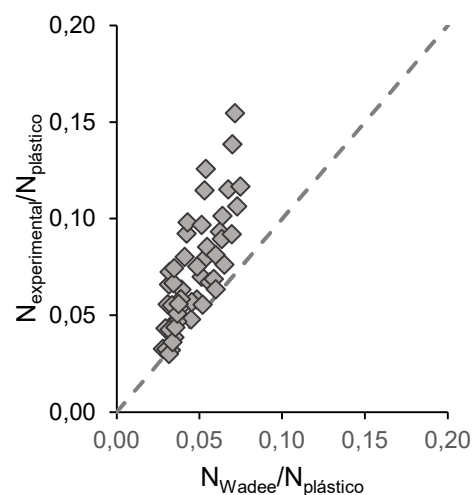


(b) Martins et al. [27]

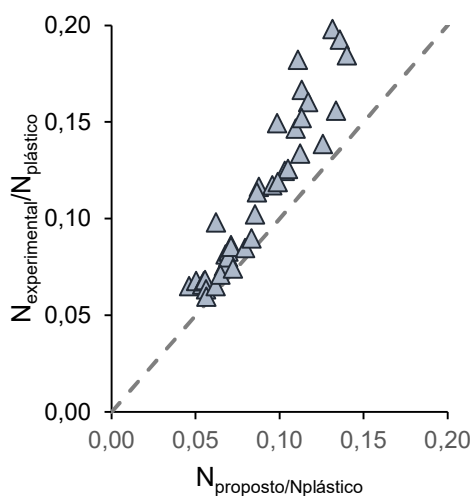
Gráfico 43 – Modelo experimental *versus* dimensionamento de Wadee et al. [1]



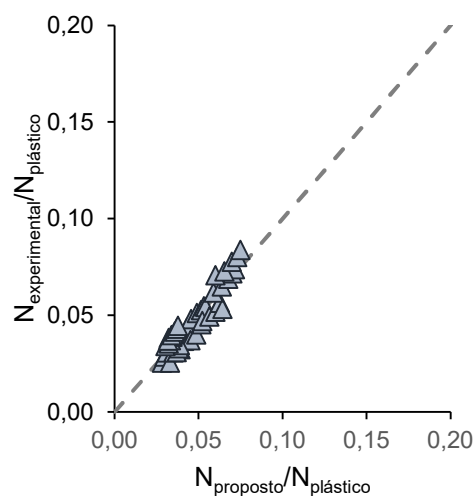
(a) Serra et al. [26]



(b) Martins et al. [27]

Gráfico 44 – Modelo experimental *versus* dimensionamento proposto

(a) Serra et al. [26]



(b) Martins et al. [27]

Diante da dispersão de resultados para os ensaios realizados por Serra et al. [26], acredita-se que durante a calibração do experimento possa ter ocorrido algum imprevisto. No ano seguinte, Martins et al. [27] deram continuidade aos estudos e ensaios realizados ampliando a quantidade de ensaios e investigando colunas com cruzetas dupla, por exemplo.

A Tabela 36 apresenta a análise estatística por ensaio realizado comparando com resultados numéricos e analíticos.

Tabela 36 – Análise estatística modelo experimental

Seção	Exp x Num			Exp x Dim. Wadee			Exp x Dim. Proposto		
	\bar{X}	σ	<i>CoV</i>	\bar{X}	σ	<i>CoV</i>	\bar{X}	σ	<i>CoV</i>
C01									
C1	1,6765	0,2020	0,1205	1,1388	0,1990	0,1747	1,5809	0,2308	0,1460
C2	1,4571	0,1108	0,0760	1,2442	0,0577	0,0464	1,4094	0,1290	0,0915
C02									
C1	1,4938	0,1722	0,1153	1,0517	0,3388	0,3221	1,2914	0,0867	0,0672
C2	1,4784	0,2873	0,1943	1,2815	0,2657	0,2074	1,2645	0,1788	0,1414
C03									
C1	1,2527	0,1019	0,0813	0,9660	0,2057	0,2130	1,2618	0,0737	0,0584
C2	1,2061	0,0910	0,0754	1,1219	0,1299	0,1158	1,1969	0,0784	0,0655
C04									
C1	1,1918	0,0738	0,0620	0,9014	0,2050	0,2274	1,1201	0,0652	0,0582
C2	1,1983	0,1165	0,0972	1,1169	0,1234	0,1105	1,1178	0,1128	0,1009
C05									
C1	1,1188	0,1937	0,1731	0,5158	0,1060	0,2055	0,9310	0,0778	0,0836
C2	1,0233	0,0884	0,0864	0,6703	0,0664	0,0990	0,8838	0,0565	0,0639
C06									
C1	1,0999	0,0209	0,0190	0,5974	0,1693	0,2834	1,0359	0,0212	0,0204
C2	0,9126	0,0338	0,0370	0,6719	0,1239	0,1845	0,8787	0,0299	0,0341
C07									
C1	1,1576	0,1481	0,1279	0,6140	0,1093	0,1779	1,0408	0,1146	0,1101
C2	0,9499	0,0480	0,0505	0,6951	0,0991	0,1426	0,8547	0,0457	0,0535
C09									
C1	1,0306	0,0455	0,0442	0,6448	0,1716	0,2662	1,0314	0,0127	0,0124
C2	1,0673	0,0314	0,0294	0,8781	0,1607	0,1831	1,1277	0,0310	0,0275
C10									
C1	1,1732	0,0461	0,0393	0,7376	0,2074	0,2812	1,1292	0,0183	0,0162
C2	1,1978	0,0437	0,0365	0,9889	0,1818	0,1838	1,1757	0,0085	0,0072

6. CONSIDERAÇÕES FINAIS

6.1. Considerações finais

O presente trabalho apresentou inicialmente os principais estudos sobre o comportamento estrutural de colunas estaidas e protendidas onde questões sobre os níveis de protensão, imperfeição e rigidezes dos elementos, por exemplo, foram investigadas.

Um modelo numérico foi desenvolvido a partir de resultados experimentais realizados por Servitova e Machacek [14] através do software ABAQUS [13] no qual é baseado pelo método dos elementos finitos. Para avaliar melhor o comportamento do sistema estrutural e direcionar a análise paramétrica, foi realizada duas análises distintas: (i) coluna/cruzeta modeladas com elementos sólidos; (ii) coluna/cruzetas modeladas com elemento de viga. Além do mais, foram avaliados os esforços de protensão aplicados de duas maneiras: (i) variação de temperatura ao longo do comprimento; (ii) tensão inicial.

Os resultados numéricos apresentaram comportamento semelhante ao experimental. Os esforços de protensão aplicados através da tensão inicial apresentaram um melhor comportamento perante os com variação de temperatura. Quando a protensão é aplicada através da tensão inicial, a tensão normal nos estais é equivalente ao esforço aplicado no momento inicial do carregamento, por outro lado, através da variação da temperatura a tensão normal é nula. Comparando os resultados entre os tipos de elementos, viga e sólido, observou-se que não houve diferenças significativas em termos de carga e rigidez.

A aplicação dos esforços de protensão na análise linear de flambagem mostrou que influencia no valor da carga crítica desde que o primeiro modo de flambagem seja o modo simétrico. Ao elevar os esforços de protensão quando o primeiro modo de flambagem é simétrico, diminui o deslocamento lateral da coluna, e, conseqüentemente o comprimento efetivo, aumentando então a carga crítica. Ao aplicar elevados esforços de protensão, cria-se uma restrição total no meio do vão, fazendo com que a deformada seja então o modo assimétrico. A partir do momento que a configuração deformada passa a ser o modo assimétrico, o valor da carga crítica é sempre o mesmo independente do esforço de protensão aplicado.

Observou-se que a aplicação da protensão na análise linear de flambagem não influencia os resultados da análise não linear. Após a calibração do modelo numérico com o experimental foram realizadas análises paramétricas a fim de observar o comportamento de colunas estaiadas e protendidas para diferentes sistemas estruturais, comprimentos e níveis de protensão. Os resultados mostraram que a rigidez dos estais está diretamente relacionada à capacidade de carga da coluna. Para uma mesma seção transversal, quanto mais esbelta for a coluna, maior será a contribuição dos estais na capacidade de carga do sistema estrutural.

Ao comparar a utilização do aço carbono com o aço inoxidável, observou-se que para os primeiros comprimentos analisados a diferença de capacidade de carga está relacionada à contribuição do trecho plástico da curva tensão deformação do material. Por outro lado, conforme o comprimento da coluna vai aumentando, o comportamento do sistema tende a ser mais elástico fazendo com que a diferença entre os materiais em análise seja governada basicamente pelo módulo de elasticidade.

Através das curvas de flambagem, observou-se que a utilização de estais não rígidos o suficiente faz com que o sistema se comporte como uma coluna de Euler. Ao plotar no mesmo gráfico os resultados normalizados de ambos os materiais analisados, a utilização do aço inoxidável apresentou um melhor aproveitamento do material quando comparado com o aço carbono.

Uma outra forma de observar a influência da curva tensão *versus* deformação do material na capacidade de carga da coluna foi através dos gráficos carga *versus* esforço de protensão aplicado. Quanto maior a esbeltez da coluna, maior é a tendência dos pontos de ambos os materiais estarem próximos já que a diferença entre os módulos de elasticidade é relativamente pequena.

Ainda no mesmo gráfico, quando é plotado no eixo secundário os valores do deslocamento horizontal, observa-se que há uma rigidez ótima associada. Após o sistema estrutural atingir a rigidez ótima, quando atinge o menor deslocamento lateral, ainda há aumento da capacidade de carga até atingir a protensão ótima. Após atingir esse ponto, o sistema começa então perder resistência até ter problemas de instabilidade.

Analisando os resultados através do gráfico tensão normal nos estais *versus* deslocamento horizontal da coluna, a utilização de estais em colunas curtas acabam não sendo vantajoso. Para a carga máxima atingida, a tensão normal nos estais é inferior a protensão inicial aplicada. No entanto, para colunas esbeltas, há o desenvolvimento de tensões nos estais, onde, para a carga máxima atingida a tensão nos estais é maior que a inicial.

Em seguida, foi apresentado os métodos de dimensionamento existentes para amparar o método de dimensionamento proposto. Mostrou-se que a escolha do conjunto coluna, cruzeta e estais é fundamental para que o sistema tenha um bom aproveitamento de seus elementos, e, por isso, foi apresentado um modelo de pré-dimensionamento. O pré-dimensionamento pode ser utilizado para dar diretriz ao projetista no momento de escolha da geometria dos elementos.

Posteriormente, foi apresentado o método de dimensionamento analítico proposto. O modelo analítico foi baseado no estudo de Tankova et al. [38] com algumas modificações, como por exemplo, a obtenção da carga crítica de flambagem de forma analítica. Ao comparar os resultados analíticos com os obtidos numericamente, conclui-se que a obtenção da carga crítica de flambagem de forma analítica é satisfatória, exceto para os casos em que há uma transição entre os modos de flambagem.

Por fim, comparou-se os resultados numéricos e experimentais com o método de dimensionamento proposto. Analisando os resultados para as recomendações de Wade et al. [1] observa-se que há uma dispersão entre os valores numéricos e analíticos. Todavia, para o dimensionamento proposto, a nuvem de pontos está mais compacta e próximo a linha de regressão. Ademais, o coeficiente de variação da relação entre os resultados numéricos e experimentais com o método de dimensionamento proposto é bastante satisfatório.

Em resumo, observou-se que os modelos numéricos com base no MEF são adequados para a modelagem das colunas estaiadas e protendidas, ainda assim, novos estudos devem ser realizados para ampliar os resultados e avaliar melhor o seu comportamento.

6.2. Sugestões para trabalhos futuros

Baseado nas observações e conclusões obtidas durante a realização deste trabalho, algumas sugestões para trabalho futuro podem ser apresentadas, por exemplo:

- ampliação do número de análise avaliando outras geometrias para o conjunto coluna, cruzeta e estais;
- estudo sobre a aplicação de outros tipos de aço inoxidável na aplicação de colunas estaiadas e protendidas;
- definição de limites superiores e inferiores na aplicação de estais em elementos submetidos à compressão;
- a fim de expandir este trabalho realizado, considera-se importante realizar também ensaios experimentais de colunas estaiadas e protendidas utilizando modelos reduzidos pelo fato da limitação física.
- julga-se necessário realizar uma análise de confiabilidade dos métodos de dimensionamento existentes e o proposto no presente trabalho;
- avaliar o comportamento de colunas estaiadas e protendidas com mais de uma cruzeta.

REFERÊNCIAS

- [1] WADEE, M. A.; GARDNER, L.; OSOFERO, I. A.; Design of prestressed stayed columns, *Journal of Constructional Steel Research*, v. 80, pg 287-289, 2013.
- [2] VELLASCO, P. C. G. da S.; Andrade, S. A. L. de; Silva, J. G. S. da. Sistema Construtivo e Montagem do Palco Principal do Rock in Rio III. *Construção Magazine*, v. 7, p. 30-55, 2003.
- [3] VELLASCO, P. C. G. da S.; Andrade, S. A. L. de; Silva, J. G. S. da. Concepção e Projeto Estrutural do Palco Principal do Rock in Rio III. *Construção Magazine*, v. 6, p. 4-11, 2003.
- [4] CHU, K-H.; BERGE, S. S., Analysis and design of struts with tension ties. *Journal of the Structural Division, ASCE*,89, pg. 127-164, 1963.
- [5] MACHACEK, J.; PICHAL, R. Buckling and collapse capacity of prestressed steel tube stayed columns with one and two crossarms, *Thin-Walled Structures*, v. 32, p. 58-68, 2018.
- [6] Arquitectura y Empresa. Disponível em <<https://arquitecturayempresa.es/noticia/parque-diagonal-centre-poblenou-por-jean-nouvel-y-b720>> Acesso em 26/06/2021
- [7] MACHACEK, J.; PICHAL, R. Buckling and strength of prestressed steel stayed columns. *Stability and Ductility of Steel Structures*, Czech Grant Agency, 17-24769S.
- [8] MACHACEK, J.; PICHAL, R. Buckling and post-buckling of prestressed stainless steel stayed columns, *Engineering Structures and Technologies*, v. 978, p. 906-910, 2019.

- [9] EUROCODE 3, EN 1993-1-1: 2003. Design of steel structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings, CEN, European Committee for Standardization, Brussels.
- [10] EUROCODE 3, EN 1993-1-4: 2006. Design of steel structures – Part 1-4: General rules – Supplementary rules for stainless steels, CEN, European Committee for Standardization, Brussels.
- [11] ABNT NBR 8800, 2008: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto em edifícios.
- [12] SANTOS, J. D. J. Comportamento Estrutural de Elementos em Aço Inoxidável. Dissertação (Mestrado) – Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia. Rio de Janeiro , p. 184. 2008
- [13] ABAQUS, Inc. Theory Reference (version 6.14), 2014.
- [14] SERVITOVA, K; MACHACEK, J. Prestressed stainless steel stayed columns. Eurosteel 2011, pag 1767-1172, Budapest, Hungary.
- [15] MAUCH, H. R.; FELTON, L. P., Optimum design supported by tension ties. Journal of the Structural Division, ASCE, 93, pg. 201-220, 1967.
- [16] SMITH, R. J.; MCCAFFEREY, G. T.; ELLIS, J. S.; Buckling of a single-crossarm stayed column, Journal of the Structural Division, ASCE, 101, pg. 249-268, 1975.
- [17] BELENYA, E.; Prestressed load-bearing metal structures, English Translation, MIR Publishers Moscow, 1977.
- [18] HAFEZ, H. H.; TEMPLE, M. C.; ELLIS, J. S.; Pretensioning of single-cross-arm stayed columns, Journal of the Structural Division, ASCE, 105, pg. 359-375, 1979.

- [19] HAFEZ, H. H.; TEMPLE, M. C.; ELLIS, J. S.; Pretensioning of single-cross-arm stayed columns, *Journal of the Structural Division, ASCE*, 108(7), 1623-1640, 1982.
- [20] CHAN, S.; SHU, G.; LU, Z.; Stability analysis and parametric study of prestressed stayed columns, *Engineering Structures, Elsevier*, 24, 115-124, 2002.
- [21] STEIRTEGHEM, J. V.; WILDE, W. P. DE; SAMYN, P.; VERBEECK, B. P.; WATTEL, F.; Optimum design of stayed columns with split-up cross arm, *Advanced in Engineering Software, Elsevier*, 36, 614-625, 2005.
- [22] SAITO, D.; WADEE, M. A.; Post-buckling behavior of prestressed steel stayed columns, *Engineering Structures, Elsevier*, 30, 1224-1239, 2008.
- [23] ARAÚJO, R. R.; DE ANDRADE, S. A. L.; DA SILVA VELLASCO, P. C. G.; DA SILVA, J. G. S.; LIMA, L. R. O. Experimental and numerical assessment of stayed steel columns, *Journal of Construction Steel Research*, v. 64, p. 1020-1029. 2008.
- [24] ANSYS. Swanson Analysis Systems, Inc, *Basic Analysis Procedures (version 5.5)*, Second Edition; 1998
- [25] LIMA, L. R. O.; VELLASCO, P. C. G. ; ARAÚJO, R. R. Numerical modelling of prestressed stayed stainless steel columns. In: TAYLOR & FRANCIS GROUP *Tubular Structures XIV*. London: (s.n), 2012. P. 377-382.
- [26] SERRA, M.; SHAHBAZIAN, A.; DA SILVA, L. S.; MARQUES, L.; REBELO, C.; DA SILVA VELLASCO, P. C. G. A full scale experimental study of prestressed stayed columns. *Engineering Structures*, v. 100, p. 490-510, 2015.
- [27] MARTINS, J.; SHAHBAZIAN, A., SILVA, L., REBELO, C. SIMÕES, R. Structural behavior of prestressed stayed columns, *Archive of Civil and Mechanical Engineering*, v. 16, p. 618-633, 2016.

- [28] RIBEIRO, M. D. Comportamento estrutural de coluna de aço inoxidável estaidas e protendidas. Dissertação (Mestrado) – Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia. Rio de Janeiro, p. 140. 2016
- [29] LI, P. et al. Stability of steel columns stiffened by stays and multiple crossarms. *Journal of Constructional Steel Research*, 148, pg. 189-187, 2018.
- [30] MACHACEK, J.; PICHAL, R. Prestresses Stainless Steel Stayed Columns with Two Crossarms, *Advances in Technology Innovation*, v. 4, n. 1, p. 1-10, 2019.
- [31] LI, P.; YANG, Y.; YUAN, J.; JIA, B. Numerical investigation into prestressed stayed steel box section columns under eccentric loading, *Journal of Constructional Steel Research*, v. 159, pg 1-12, 2019.
- [32] GetData Graph Digitizer version 2.26.0.20, 2013
- [33] OSOFERO, A. I. Behaviour and Design of Prestressed Stayed Steel Columns. 2012. 184f. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) – Department of Civil and Environmental Engineering, Imperial College of Science, 2012.
- [34] RIKS, E. The application of Newton's method to the problem of elastic stability, *ASME J. Appl. Mech.*, v. 39, pg 1060–1065, 1972
- [35] SOBRINHO, K. P. Avaliação do efeito *curling* no comportamento de ligações aparafusadas de aços inoxidáveis submetidas ao corte. 2019. 122 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2019.
- [36] Ayrton, W. E.; Perry J.: *On Struts*. The Engineer, 1886
- [37] Aços Tubo - Catálogo de produtos em aço inoxidável. :Disponível em: <<https://acotubo.com.br/produtos/aco-inox/>> Acesso em 28 de julho de 2020.

- [38] TANKOVA, T.; SIMÕES DA SILVA, L.; MARTINS, J. P.; Stability design of cable-stayed columns: Existing methods and future perspectives, *Steel Construction*, v. 12, pg 309-317, 2019.

APÊNDICE A – SEÇÃO S01

A1 – Carga última

Tabela 37 – Carga Última S01 - Aço Inoxidável - d_s 6,0 mm

L (mm)	Protensão T (KN)												
	0	2,12	4,24	6,36	8,5	10,6	12,75	14,8	17	19,1	25,4	33,9	42,4
Aço Inoxidável - d_s 6 mm													
5000	218,0	228,4	235,5	230,6	225,4	220,2	214,7	209,2	203,1	197,9	---	---	---
6000	179,1	189,1	199,6	196,6	193,2	189,0	183,8	178,5	174,6	168,8	---	---	---
7000	146,3	155,2	165,6	165,0	161,5	159,4	156,0	152,3	146,6	145,5	---	---	---
8000	120,8	128,6	137,0	140,4	137,5	134,4	132,5	129,2	125,0	124,1	---	---	---
9000	101,8	108,6	116,0	121,1	118,7	115,7	114,0	110,6	109,5	105,6	---	---	---
10000	87,4	93,1	100,7	106,1	104,2	102,6	99,4	95,8	94,7	90,4	---	---	---
11000	76,3	81,1	89,3	93,7	92,7	91,1	87,6	86,7	82,5	1,0	---	---	---
12000	67,4	71,9	80,4	84,0	84,5	81,8	78,0	76,9	0,9	0,8	---	---	---
13000	60,3	64,9	73,5	76,2	77,0	74,1	72,7	68,5	0,8	0,7	---	---	---
14000	54,5	60,3	67,9	70,8	70,5	67,5	66,0	0,8	0,7	0,6	---	---	---
15000	49,7	56,7	63,3	65,6	64,9	64,3	60,0	0,7	0,6	0,5	---	---	---
16000	45,7	53,6	59,5	61,1	60,0	59,6	54,5	0,6	0,5	0,4	---	---	---
17000	42,4	50,7	57,1	57,3	57,7	55,2	0,6	0,5	0,4	0,3	---	---	---
18000	39,5	48,1	54,4	54,2	54,0	51,1	0,6	0,5	0,4	0,2	---	---	---
19000	37,1	45,9	51,7	51,4	51,0	47,1	0,5	0,4	0,3	0,0	---	---	---
20000	35,1	43,8	49,2	48,5	48,0	0,8	0,4	0,3	0,2	0,0	---	---	---
21000	33,3	42,2	46,9	47,7	44,9	0,6	0,4	0,3	0,1	0,0	---	---	---

Tabela 38 – Carga Última S01 - Aço Inoxidável - d_s 12,0 mm

L (mm)	Protensão T (KN)												
	0	2,12	4,24	6,36	8,5	10,6	12,75	14,8	17	19,1	25,4	33,9	42,4
Aço Inoxidável - d _s 12 mm													
5000	218,6	221,1	228,8	235,7	246,0	252,9	259,2	260,5	257,8	252,6	241,2	222,0	210,8
6000	188,6	195,6	203,1	211,5	219,0	227,6	234,6	240,8	242,8	237,6	216,1	209,5	173,9
7000	167,7	174,0	181,1	189,1	197,5	205,0	211,9	226,4	228,0	222,5	199,0	18,7	1,0
8000	149,9	156,2	162,5	169,7	177,0	183,8	191,2	207,6	213,1	207,5	181,1	1,1	0,7
9000	135,8	141,2	147,2	153,8	160,8	165,7	179,8	189,8	195,6	193,9	186,5	0,8	0,3
10000	124,1	129,1	134,6	140,6	146,5	155,1	168,0	177,2	182,6	179,4	1,0	0,6	0,0
11000	114,4	114,8	121,9	130,3	134,6	146,4	157,0	163,4	168,2	176,1	0,8	0,3	0,0
12000	100,4	110,7	115,4	121,6	127,4	139,3	148,9	154,3	157,1	160,6	0,6	0,0	0,0
13000	92,1	97,6	104,1	112,6	120,3	132,0	140,4	144,4	147,6	0,8	0,5	0,0	0,0
14000	86,1	91,4	98,2	107,3	114,7	125,0	131,3	134,1	1,8	0,7	0,3	0,0	0,0
15000	78,9	83,8	90,1	99,8	109,5	118,6	124,1	2,3	0,6	0,6	0,2	0,0	0,0
16000	76,0	81,2	88,1	96,7	105,3	113,6	115,2	1,8	0,5	0,4	0,0	0,0	0,0
17000	72,1	77,5	84,6	92,2	100,2	106,3	108,9	1,1	0,6	0,3	0,0	0,0	0,0
18000	67,4	72,5	80,1	88,0	95,7	100,8	100,3	0,9	0,4	0,2	0,0	0,0	0,0
19000	65,1	70,5	78,2	84,2	91,5	94,2	94,2	0,7	0,4	0,1	0,0	0,0	0,0
20000	61,5	67,0	74,1	76,5	86,4	89,1	87,6	82,1	0,3	0,1	0,0	0,0	0,0
21000	58,3	63,7	70,5	72,6	82,1	83,0	80,9	76,5	0,2	0,0	0,0	0,0	0,0

Tabela 39 – Carga Última S01 - Aço Carbono - d_s 6,0 mm

L (mm)	Protensão T (KN)												
	0	2,12	4,24	6,36	8,5	10,6	12,75	14,8	17	19,1	25,4	33,9	42,4
Aço Carbono - ds 6 mm													
5000	276,0	285,3	293,8	300,0	296,5	292,9	291,4	287,8	283,7	279,5	---	---	---
6000	210,9	218,8	225,4	233,4	231,4	230,0	227,3	224,2	220,6	220,1	---	---	---
7000	165,4	171,7	177,0	183,3	185,7	183,3	182,0	179,5	176,3	175,8	---	---	---
8000	133,6	138,5	142,8	149,5	152,4	151,2	149,9	147,4	144,2	143,6	---	---	---
9000	110,3	114,7	119,4	126,0	127,7	128,0	126,6	123,8	120,4	119,9	---	---	---
10000	92,9	96,9	103,5	108,9	109,7	110,8	109,1	106,2	105,3	101,7	---	---	---
11000	80,7	83,6	91,5	96,1	96,2	97,0	95,6	94,9	91,4	1,0	---	---	---
12000	70,5	74,0	82,3	86,2	85,6	86,2	84,4	84,2	80,2	0,9	---	---	---
13000	61,5	66,5	75,1	78,1	78,7	77,5	77,7	75,0	0,9	0,8	---	---	---
14000	56,2	61,7	69,2	71,5	72,1	70,3	70,3	67,3	0,8	0,7	---	---	---
15000	51,1	57,9	64,5	67,1	66,5	66,3	63,9	0,7	0,7	0,6	---	---	---
16000	46,0	54,7	60,5	62,5	61,6	61,3	58,3	0,7	0,6	0,5	---	---	---
17000	43,4	51,9	57,2	58,5	57,2	57,1	56,2	0,6	0,5	0,4	---	---	---
18000	40,5	49,2	55,2	55,1	55,4	52,9	0,6	0,5	0,4	0,3	---	---	---
19000	38,0	46,9	52,8	52,3	52,0	49,0	0,5	0,5	0,3	0,1	---	---	---
20000	35,9	44,8	50,2	49,7	49,2	1,0	0,5	0,4	0,2	0,0	---	---	---
21000	34,0	42,9	47,9	46,9	46,4	0,7	0,4	0,3	0,1	0,0	---	---	---

Tabela 40 – Carga Última S01 - Aço Carbono - ds 12,0 mm

L (mm)	Protensão T (KN)												
	0	2,12	4,24	6,36	8,5	10,6	12,75	14,8	17	19,1	25,4	33,9	42,4
Aço Carbono - ds 12 mm													
5000	284,3	291,4	297,6	303,1	312,0	318,9	327,7	336,7	344,0	353,2	356,0	323,2	318,1
6000	235,5	240,5	246,6	253,2	259,1	266,9	273,1	278,2	289,8	298,0	314,4	287,1	282,3
7000	198,2	203,2	208,9	214,5	220,7	226,6	230,2	234,8	248,4	259,2	273,3	271,2	1,1
8000	164,7	170,7	176,7	185,7	189,8	194,7	198,3	212,4	223,3	229,5	239,8	1,8	0,8
9000	144,3	149,4	154,4	160,8	168,1	171,0	184,4	194,4	201,6	207,5	218,3	0,9	0,4
10000	134,9	138,4	142,2	146,1	150,7	155,2	171,6	181,4	187,4	190,5	1,1	0,7	0,0
11000	122,1	119,6	125,5	133,1	137,7	150,0	160,7	167,2	172,1	174,6	0,9	0,4	0,0
12000	104,9	114,9	118,7	123,6	127,6	142,8	152,4	158,0	161,2	167,9	0,7	0,2	0,0
13000	95,4	100,3	106,6	115,3	123,2	135,1	143,8	148,1	148,9	0,8	0,5	0,0	0,0
14000	87,8	92,5	98,9	107,7	117,5	127,8	134,2	137,2	2,5	0,7	0,4	0,0	0,0
15000	81,2	86,1	92,6	102,8	112,4	121,7	127,3	129,2	0,7	0,6	0,2	0,0	0,0
16000	78,3	83,7	91,0	98,8	108,0	116,6	118,7	2,0	0,6	0,5	0,1	0,0	0,0
17000	70,1	74,9	81,4	91,1	102,1	108,5	109,3	1,4	0,5	0,4	0,0	0,0	0,0
18000	67,8	72,6	80,2	89,8	97,7	103,0	103,2	0,9	0,5	0,3	0,0	0,0	0,0
19000	72,1	76,0	80,7	86,2	94,0	96,7	97,5	0,9	0,4	0,2	0,0	0,0	0,0
20000	63,2	68,9	76,4	78,6	88,7	91,6	90,2	91,8	0,3	0,1	0,0	0,0	0,0
21000	59,7	65,2	72,3	74,6	84,4	85,3	84,5	81,5	0,3	0,1	0,0	0,0	0,0

A2 – Gráfico carga versus deslocamento vertical

Gráfico 45 – Carga versus deslocamento vertical – L5000

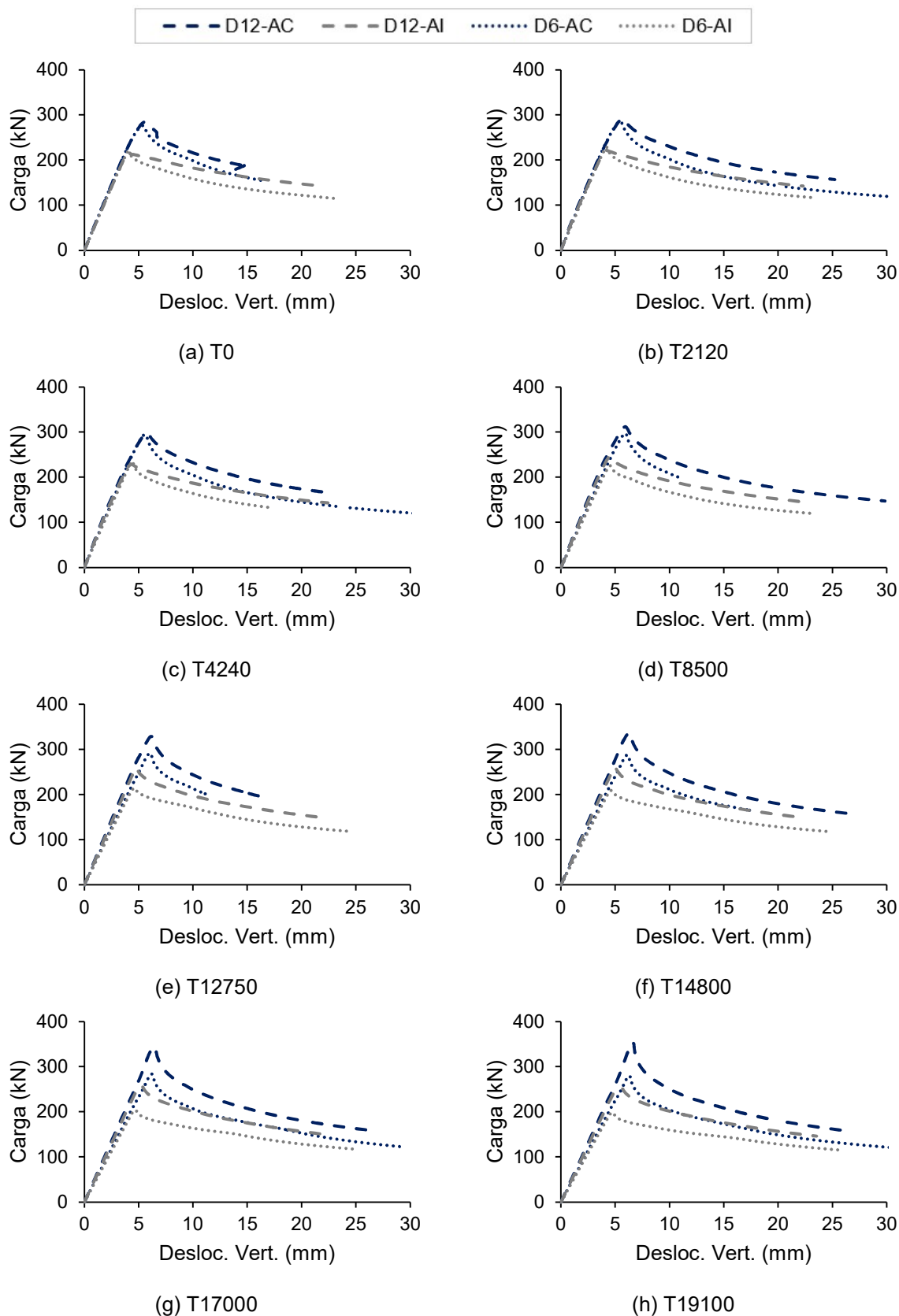


Gráfico 45 – Carga versus deslocamento vertical – L5000 (continuação)

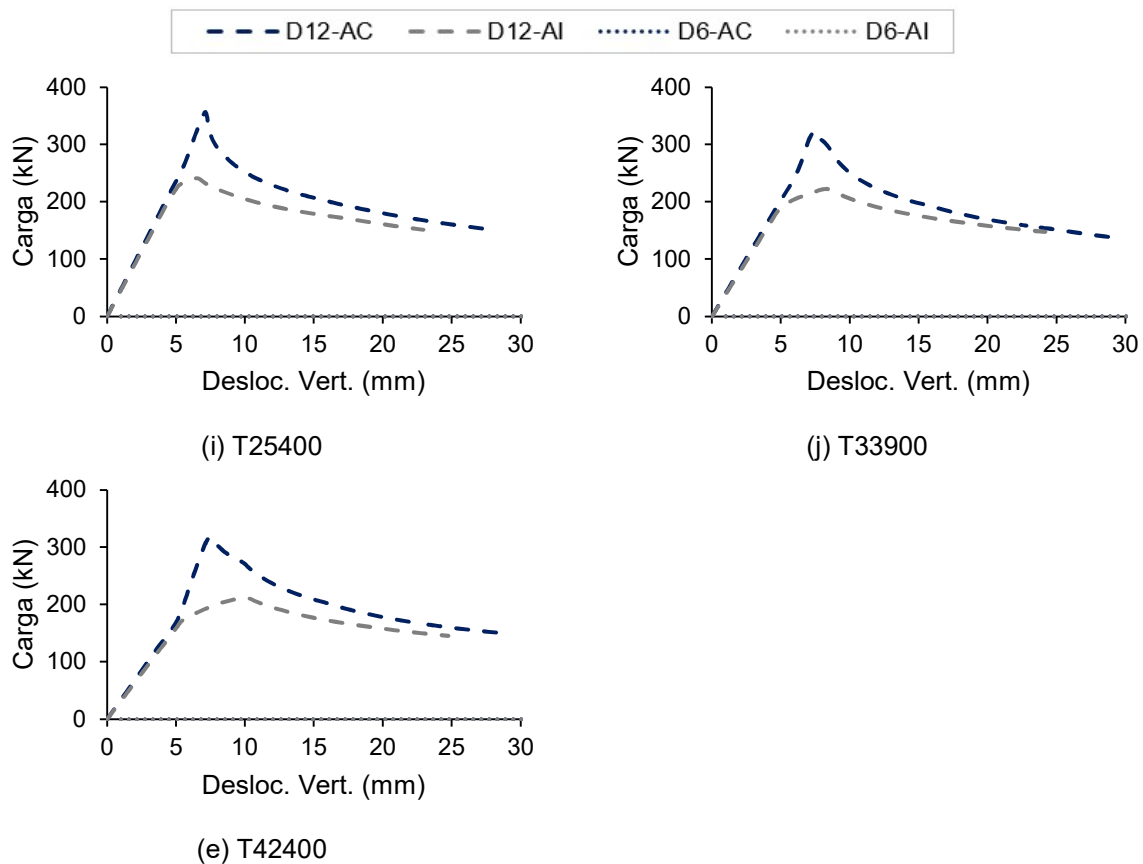


Gráfico 46 – Carga versus deslocamento vertical – L10000

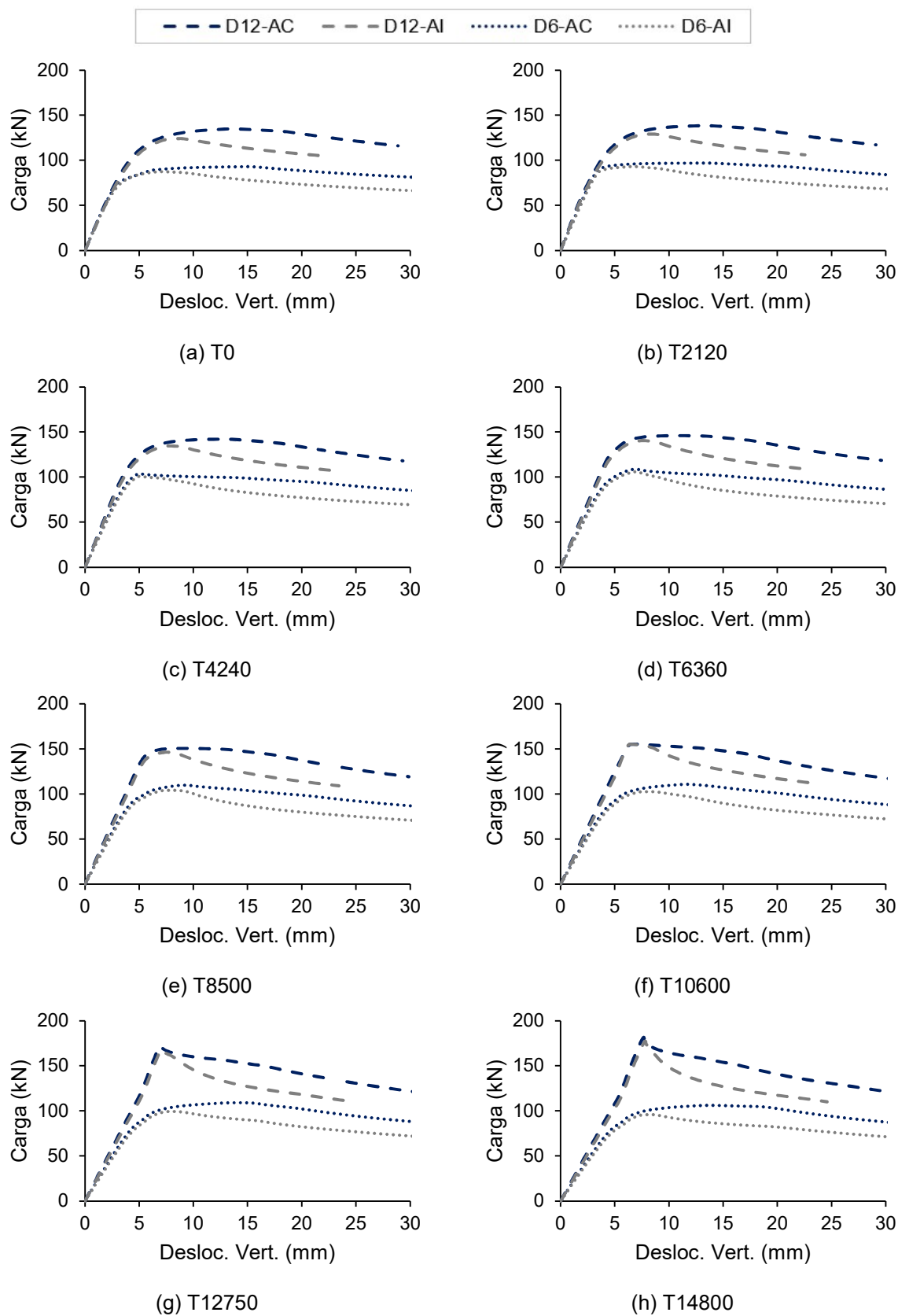


Gráfico 46 – Carga versus deslocamento vertical – L10000 (continuação)

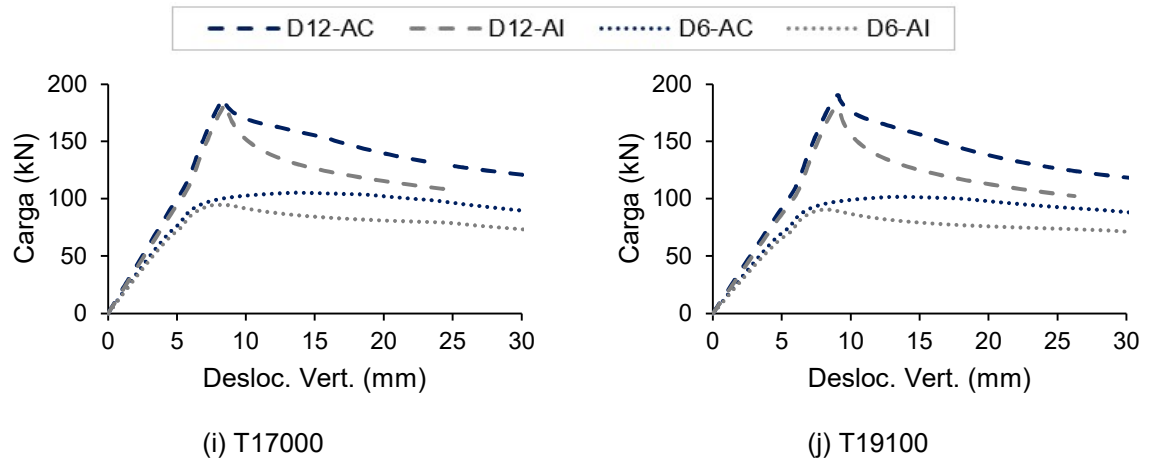


Gráfico 47 – Carga versus deslocamento vertical – L15000

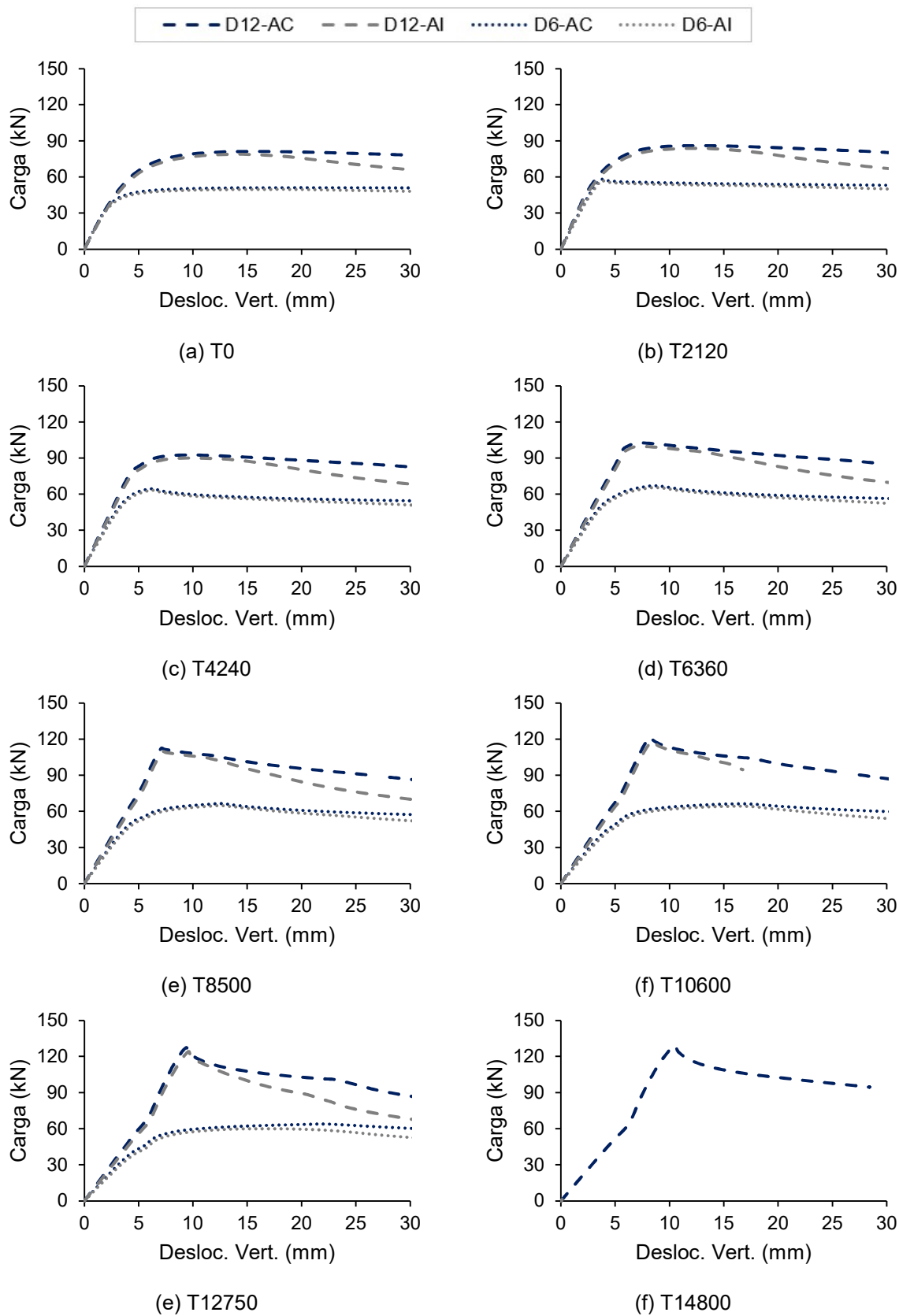
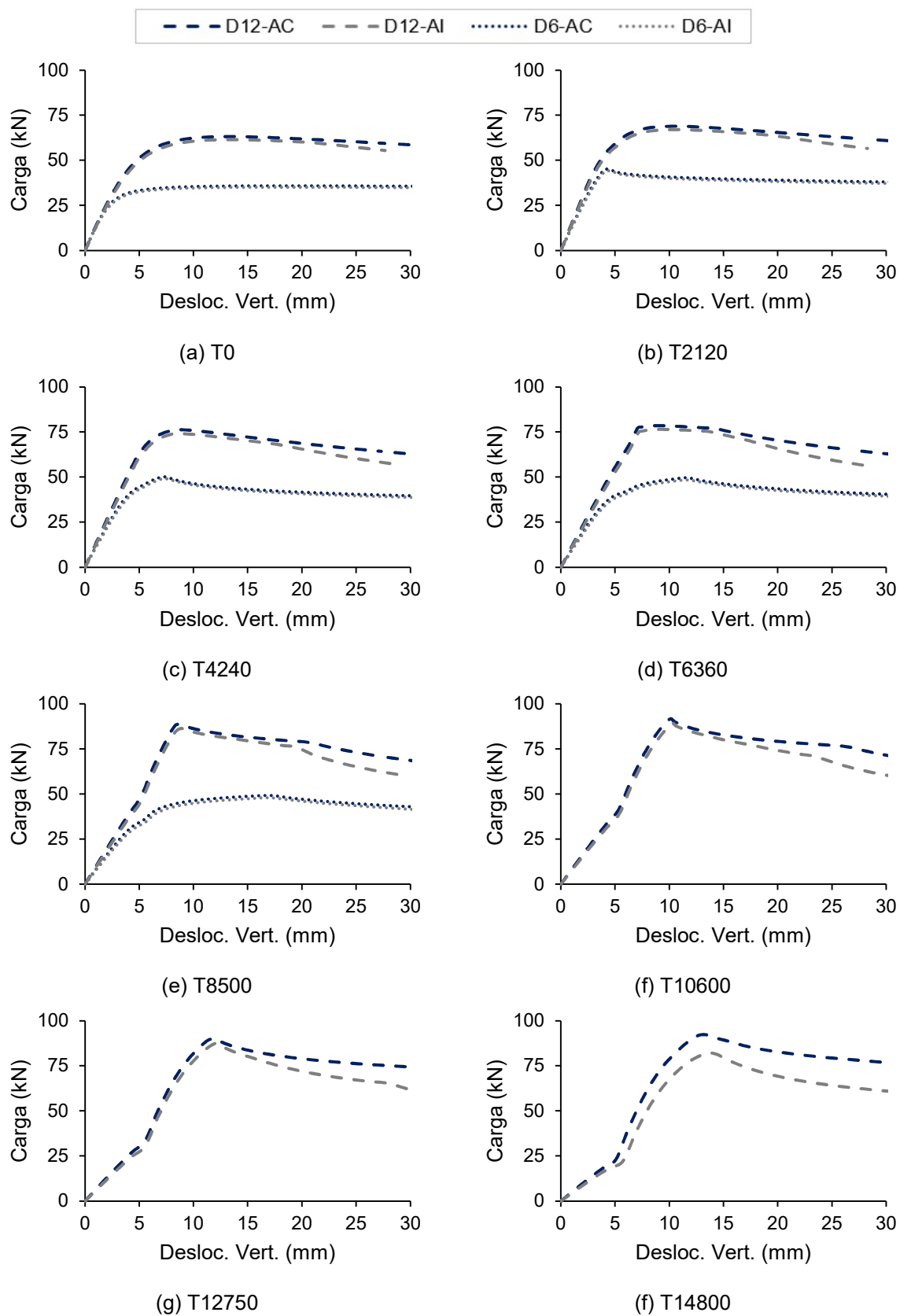


Gráfico 48 – Carga versus deslocamento vertical – L20000



A3 – Gráfico carga versus deslocamento horizontal

Gráfico 49 – Carga versus deslocamento horizontal – aço carbono

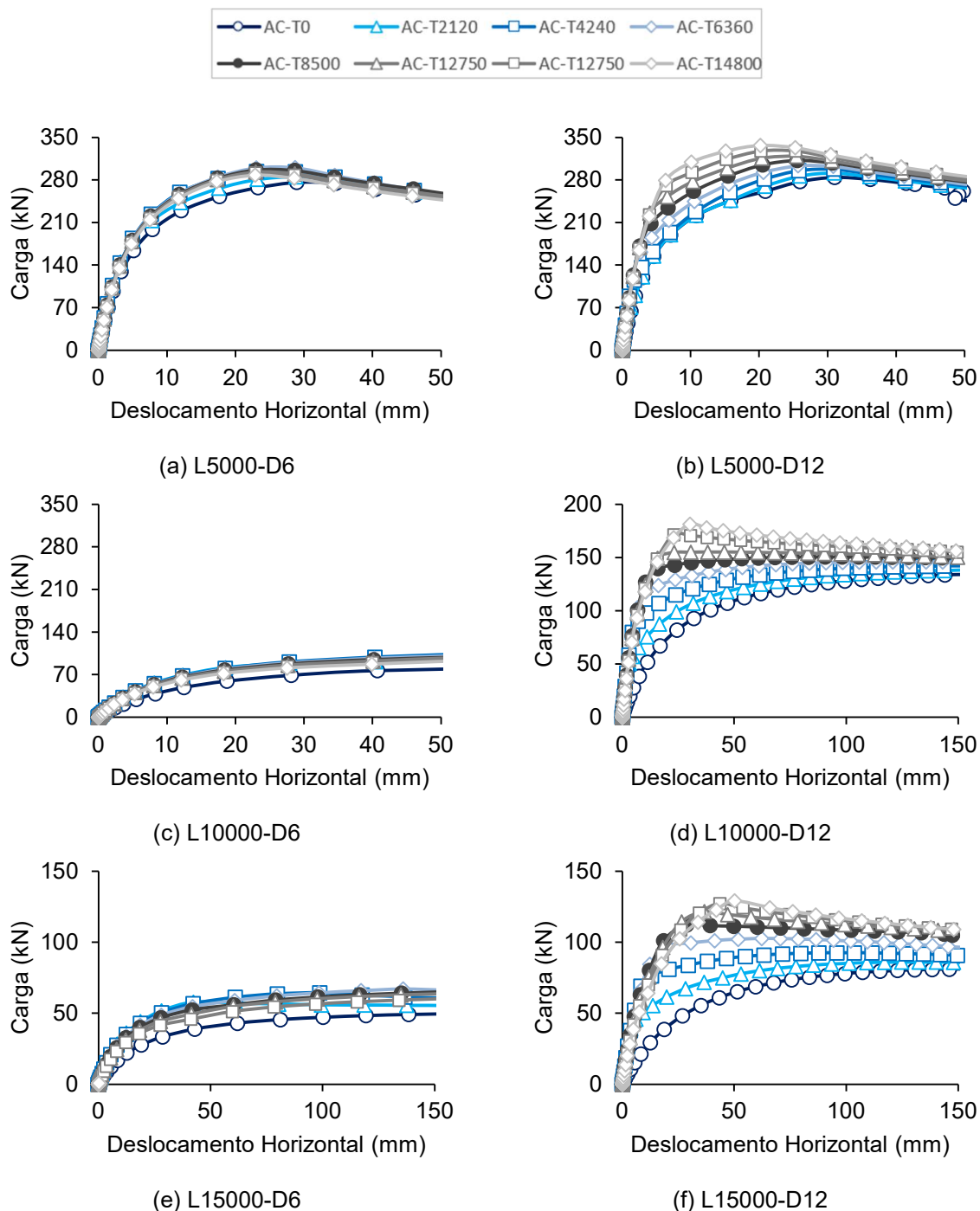
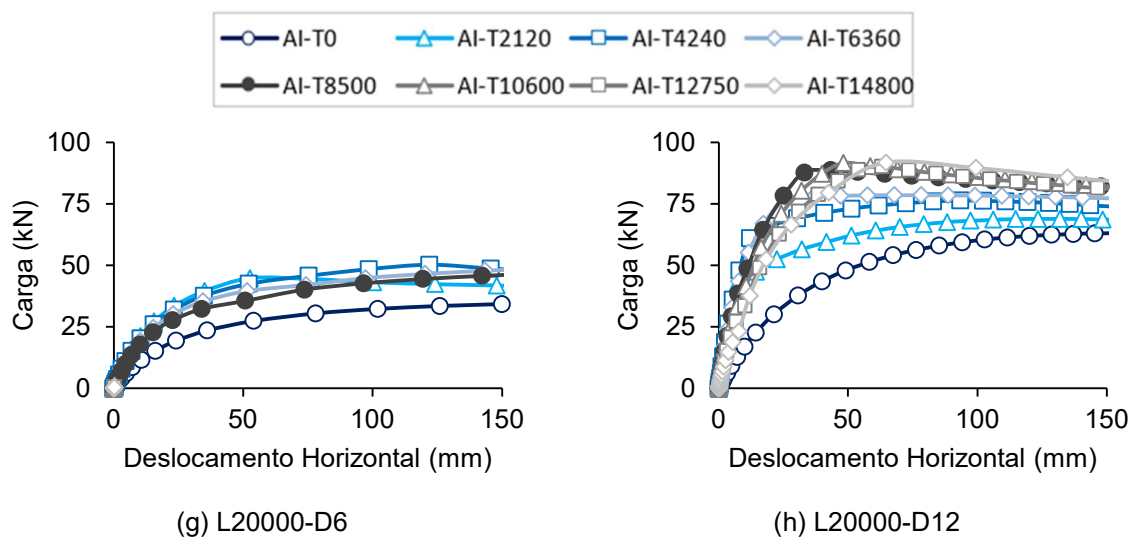


Gráfico 49 – Carga versus deslocamento horizontal – aço carbono – (continuação)



A4 – Gráfico carga versus protensão / deslocamento horizontal

Gráfico 50 – Carga/deslocamento horizontal versus esforço protensão – aço carbono

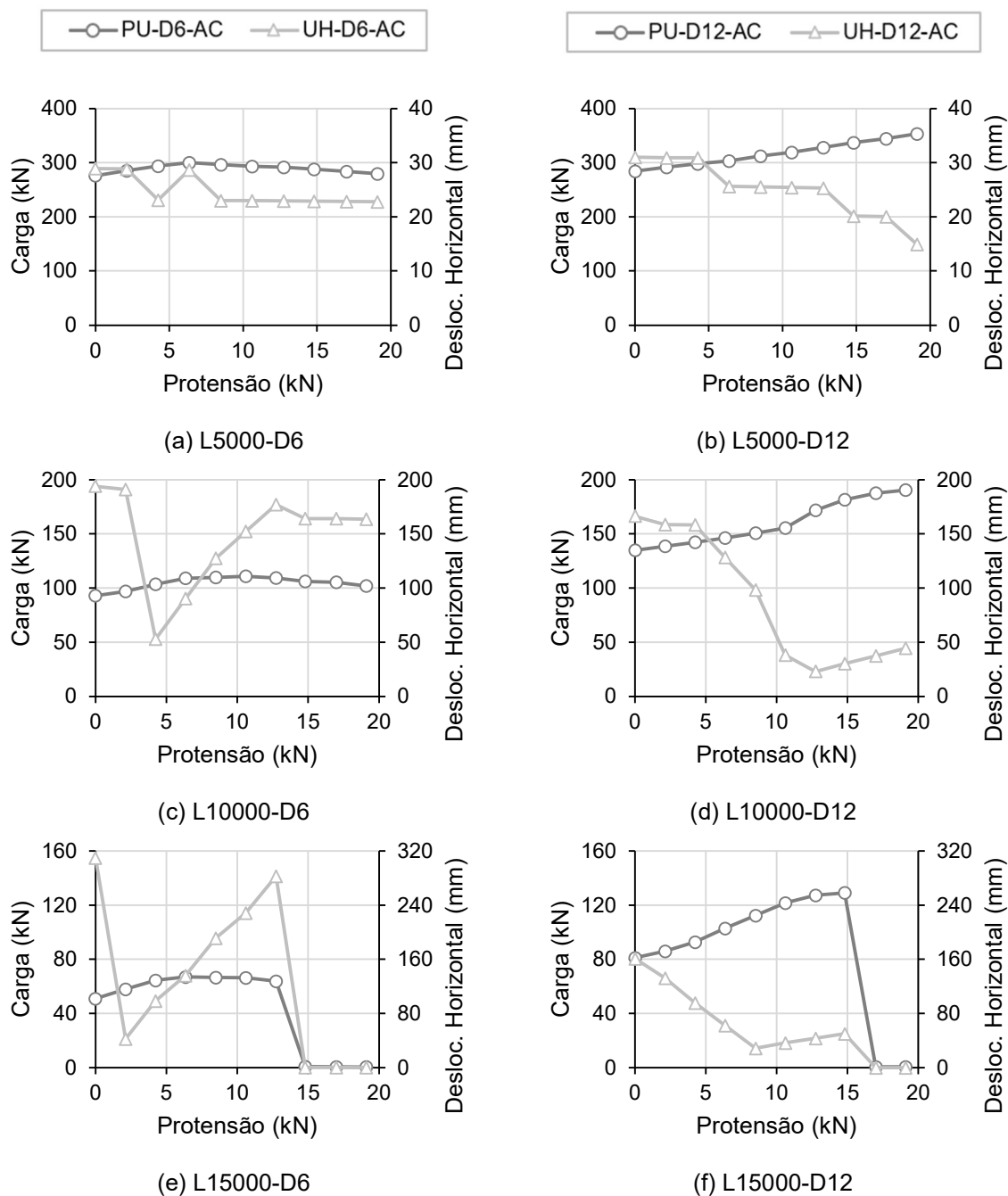
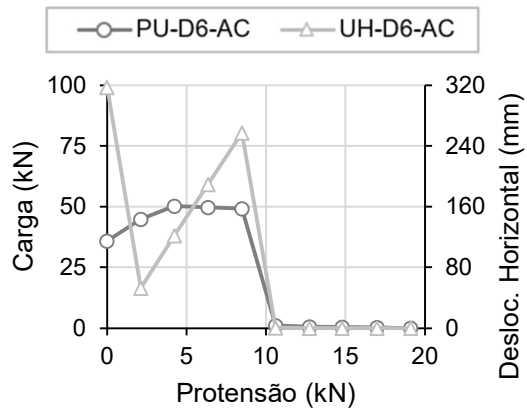
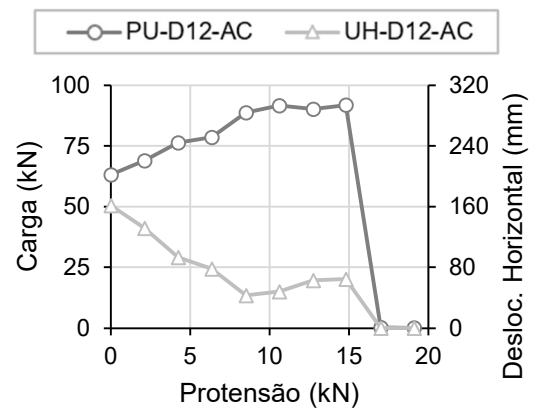


Gráfico 50 – Carga/deslocamento horizontal versus esforço protensão – aço carbono (continuação)



(g) L20000-D6



(h) L20000-D12

A5 – Gráfico tensão S11 versus deslocamento horizontal

Gráfico 51 – Tensão S11 versus deslocamento horizontal – aço carbono

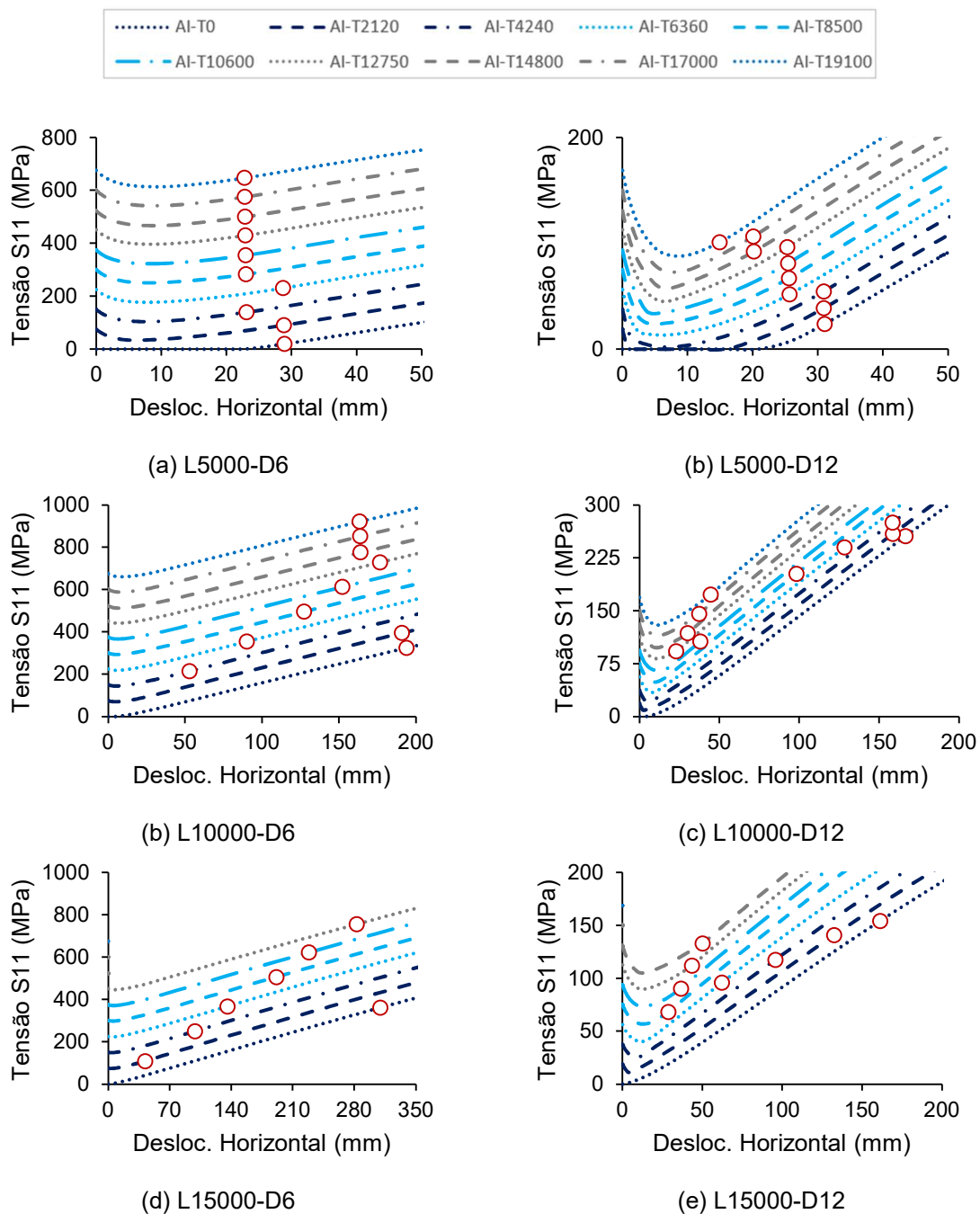
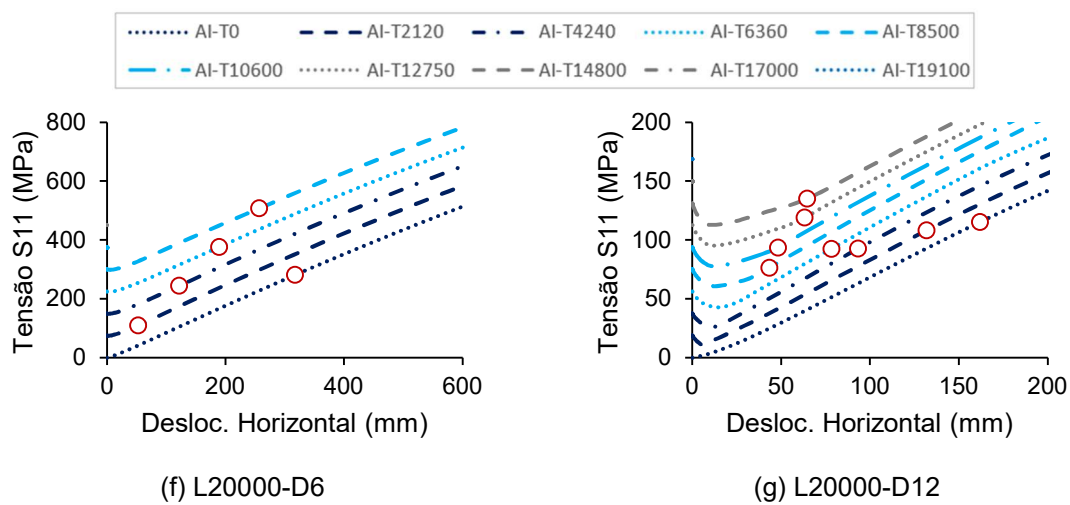


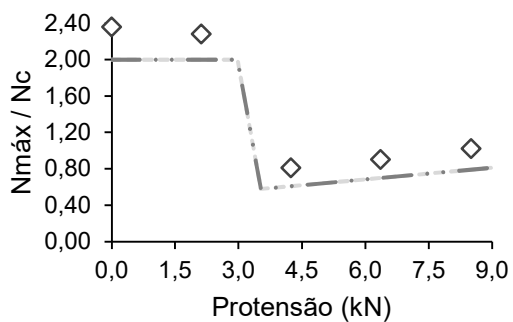
Gráfico 51 – Tensão S11 versus deslocamento horizontal – aço carbono (continuação)



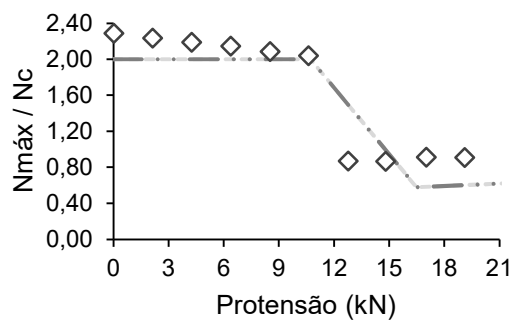
APÊNDICE B – DIMENSIONAMENTO

B1 – Dimensionamento analítico por Wadee [1]

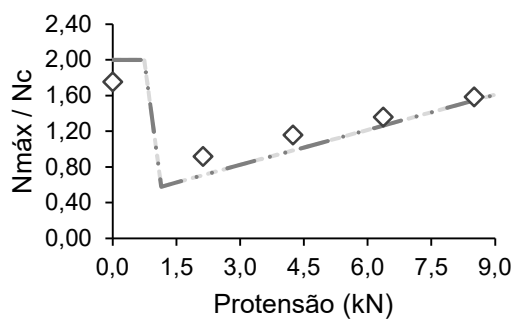
Gráfico 52 – Curvas de dimensionamento método Wadee [1] – aço carbono



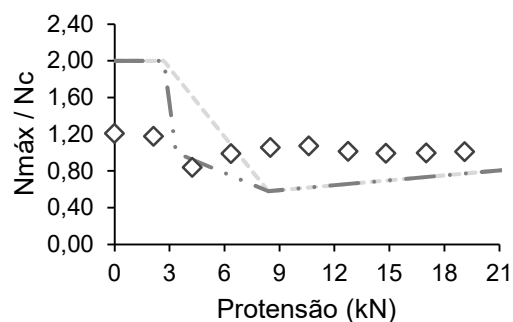
(a) L5000-D6



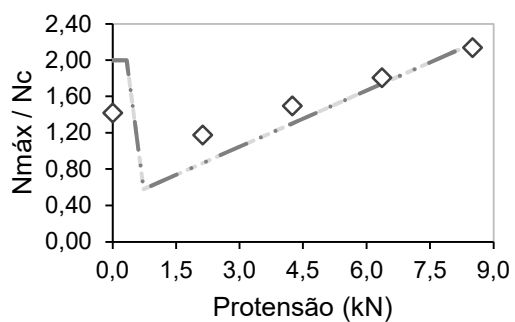
(b) L5000-D12



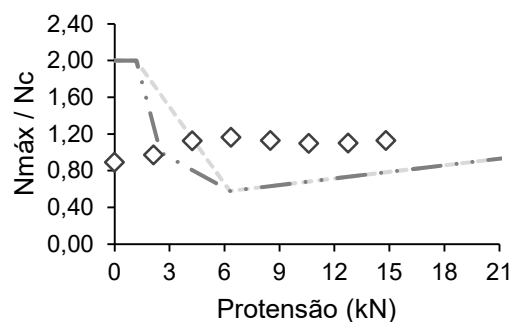
(c) L10000-D6



(d) L10000-D12

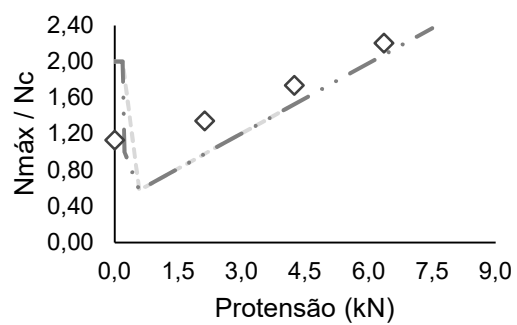


(e) L15000-D6

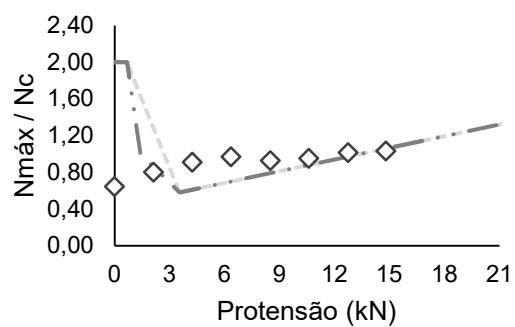


(f) L5000-D12

Gráfico 52 – Curvas de dimensionamento método Wadee [1] – aço carbono (continuação)

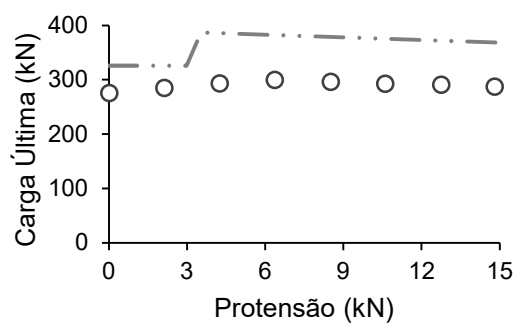


(g) L20000-D6

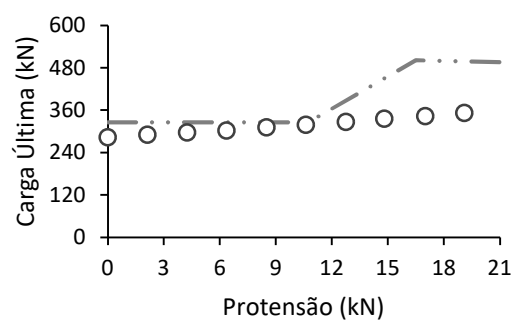


(h) L20000-D12

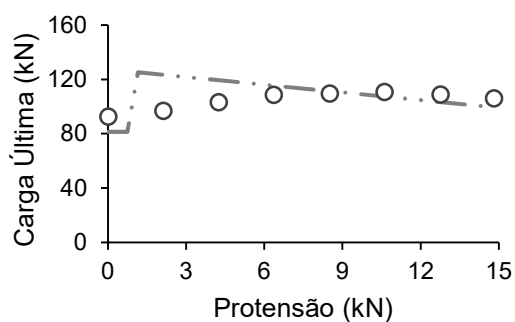
Gráfico 53 – Curva elástica carga versus esforço de protensão – aço carbono



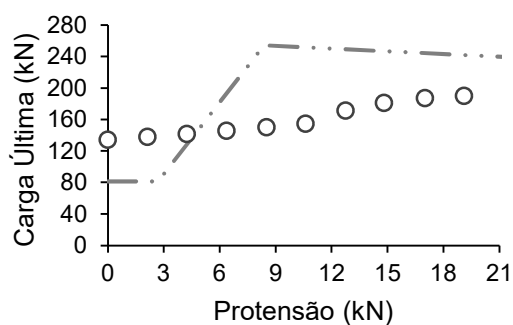
(a) L5000-D6



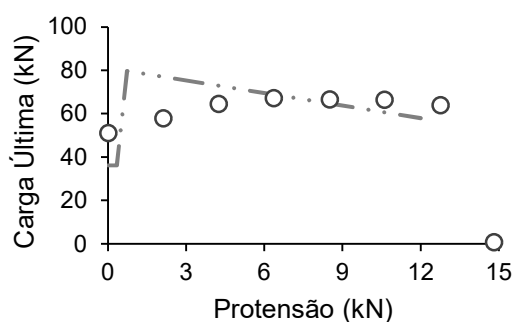
(b) L5000-D12



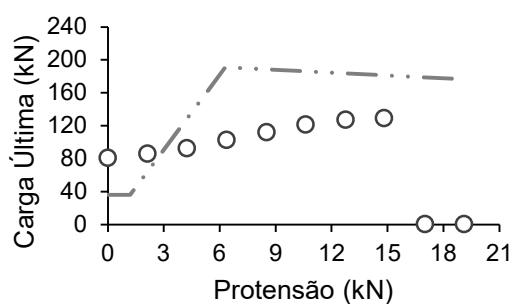
(c) L10000-D6



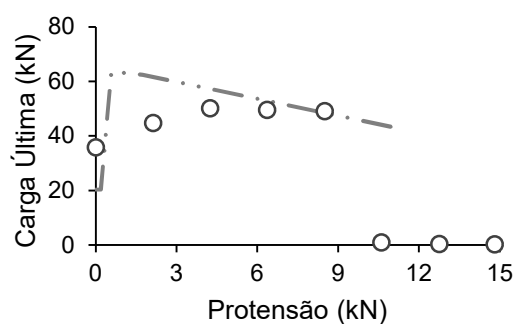
(d) L5000-D12



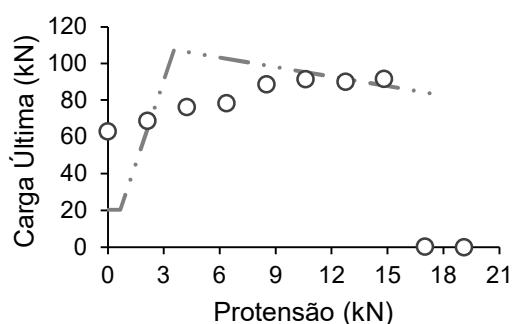
(e) L15000-D6



(f) L15000-D12



(g) L20000-D6



(h) L20000-D12

B2 – Pré-dimensionamento – Aço Carbono

Gráfico 54 – Dispersão de resultado numérico versus EC3 – aço carbono

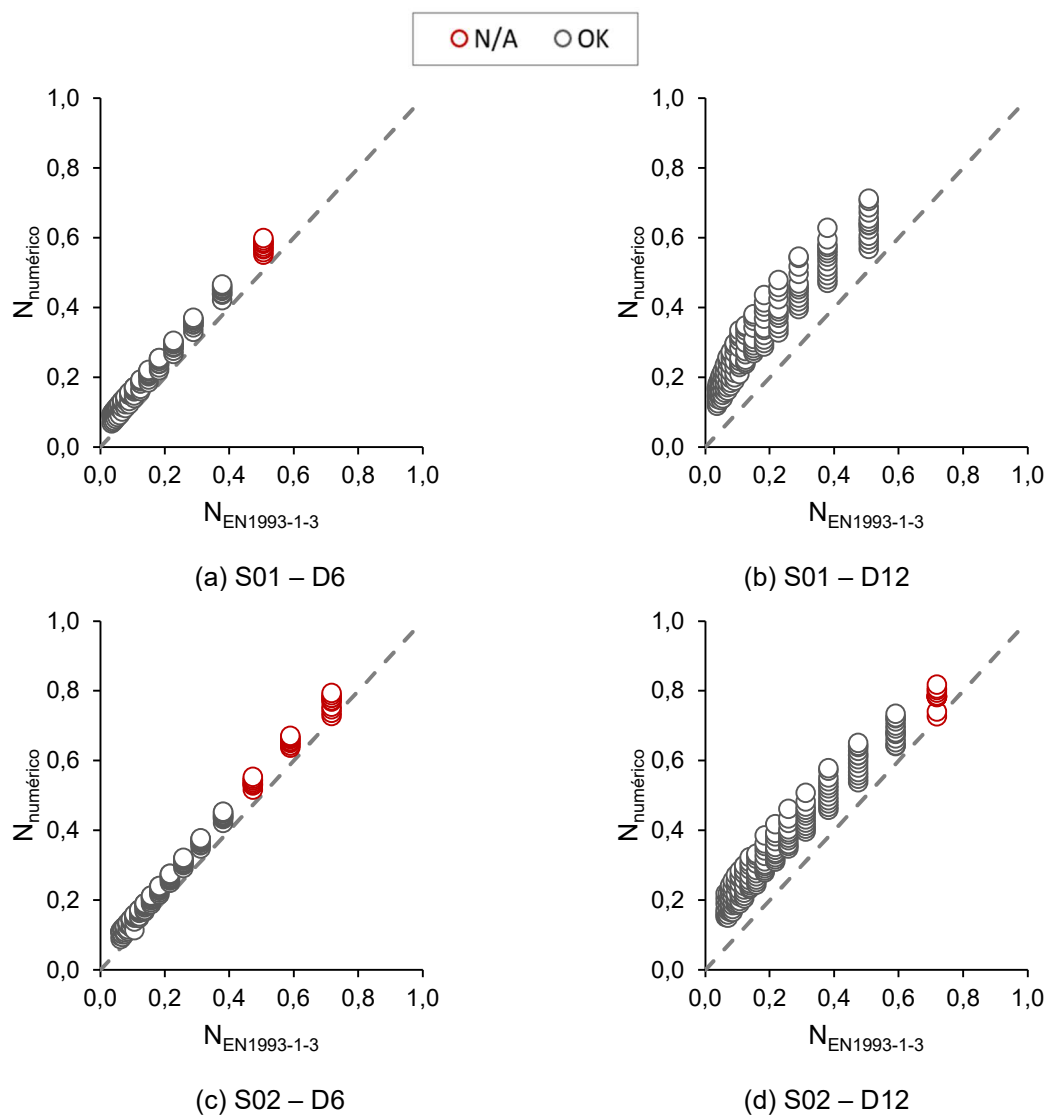
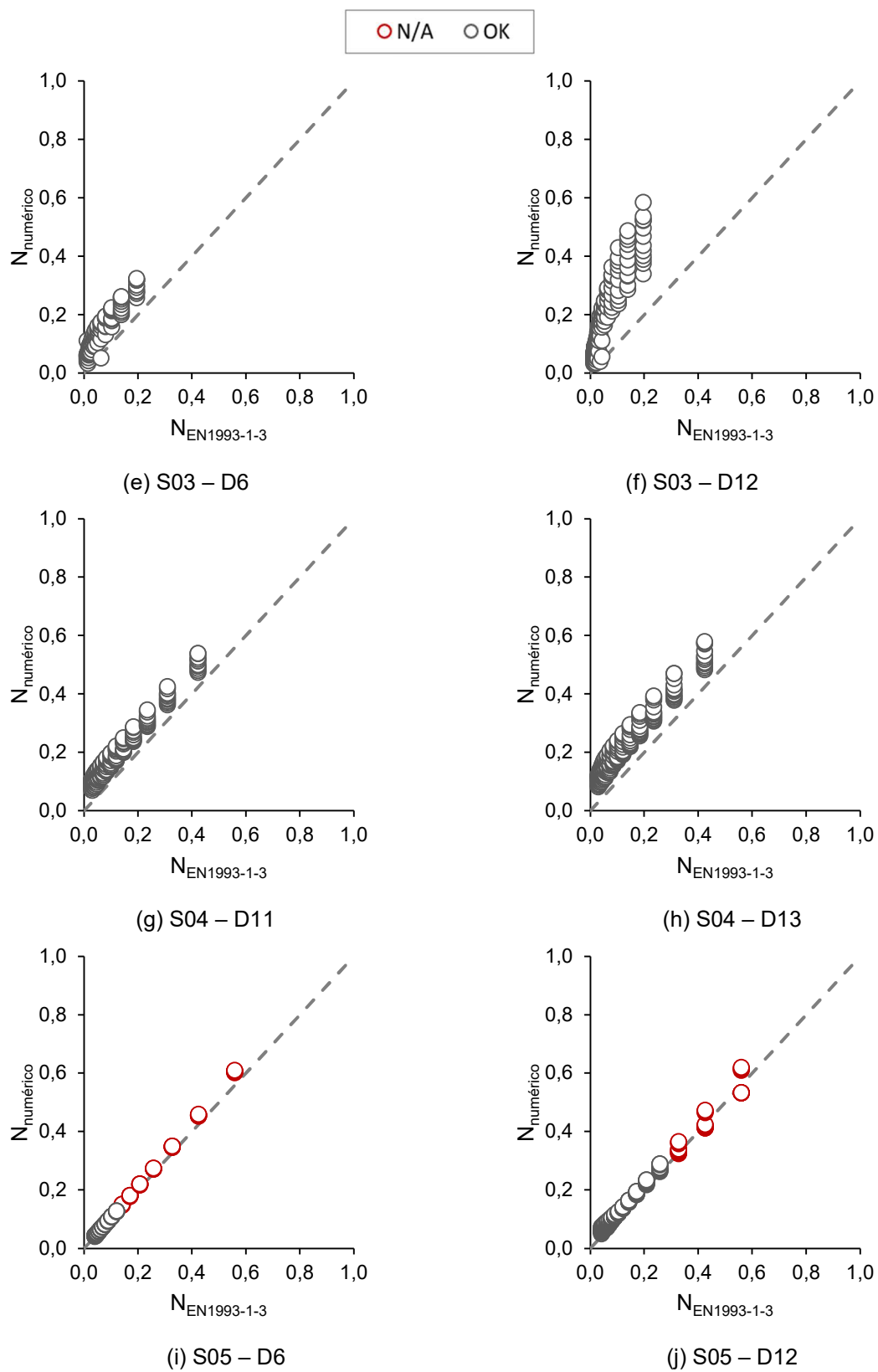
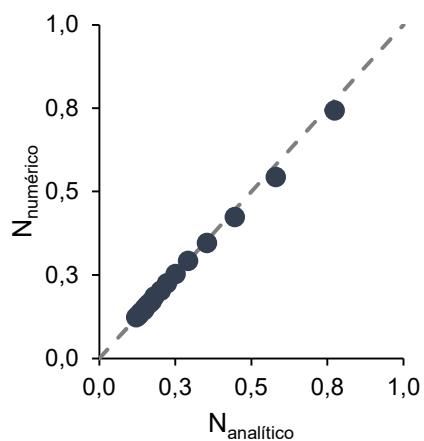


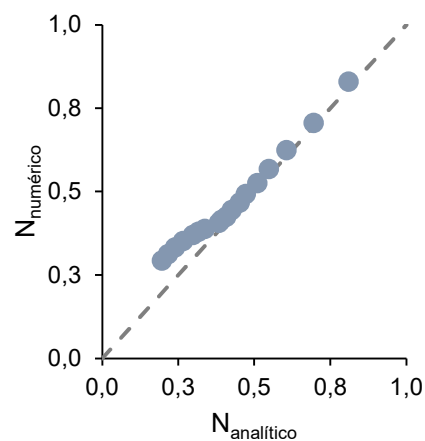
Gráfico 54 – Dispersão de resultado numérico *versus* EC3 – aço carbono (continuação)

B3 – Carga crítica de flambagem – Aço Carbono

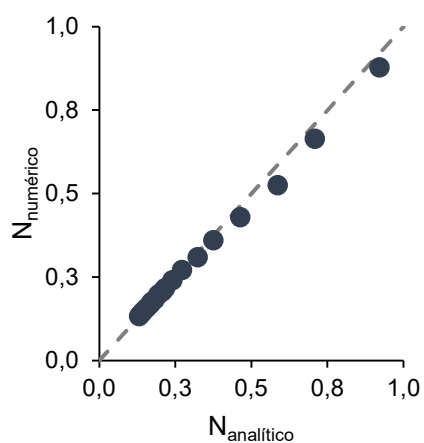
Gráfico 55 – Carga crítica de flambagem Abaqus versus analítico – aço carbono



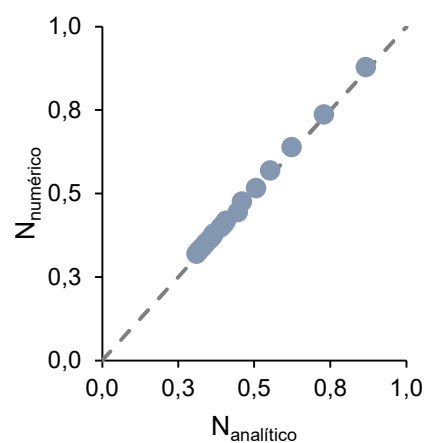
(a) S01 – D6



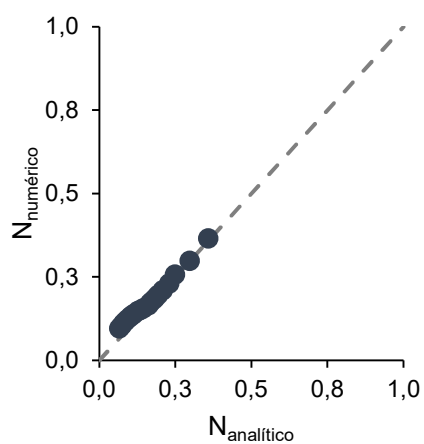
(b) S01 – D12



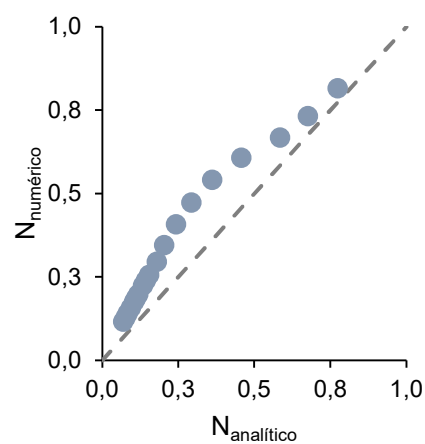
(c) S02 – D6



(d) S02 – D12

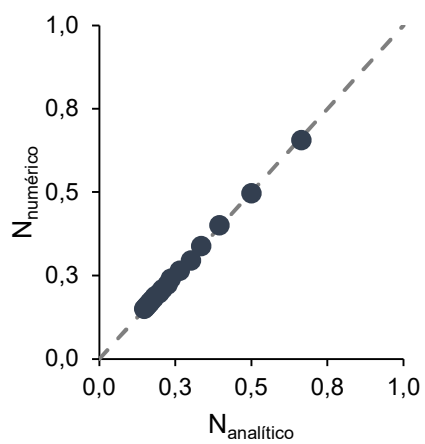


(e) S03 – D6

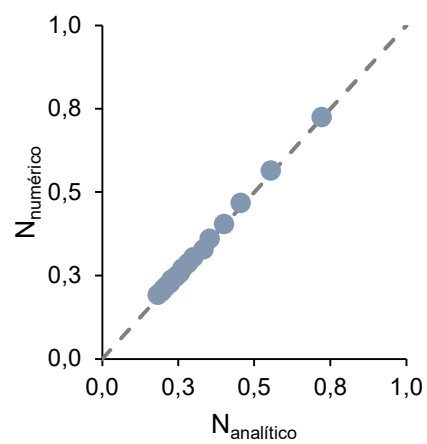


(f) S03 – D12

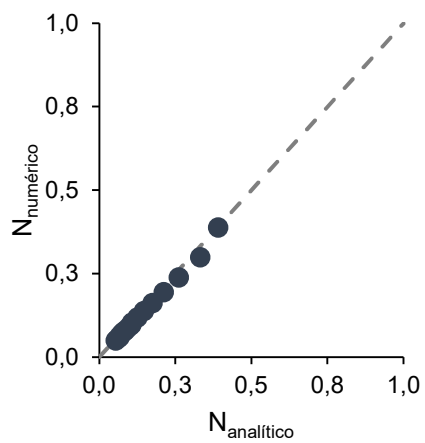
Gráfico 55 – Carga crítica de flambagem Abaqus versus analítico – aço carbono (continuação)



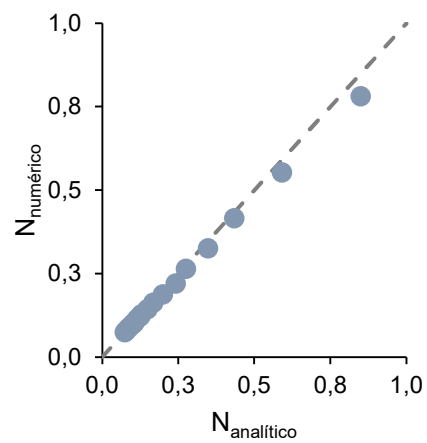
(g) S04 – D11



(h) S04 – D13



(i) S05 – D6



(j) S05 – D12

B4 – Dimensionamento Proposto – Aço Inoxidável

Gráfico 56 – S01 - Modelo Wadee et al. [1] versus proposto versus – aço inoxidável – D6

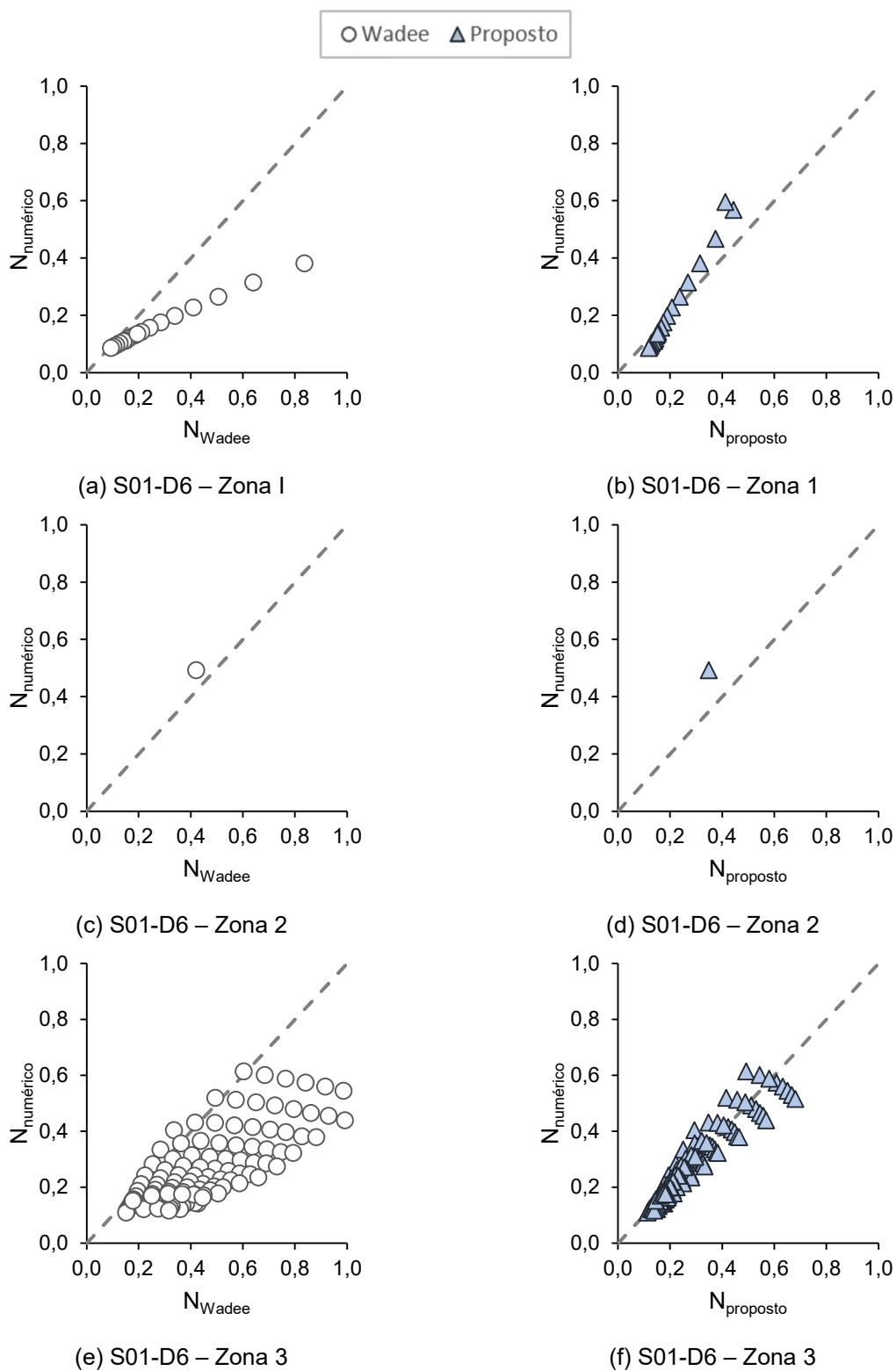


Gráfico 57 – S01 - Modelo Wadee et al. [1] versus proposto versus – aço inoxidável – D12

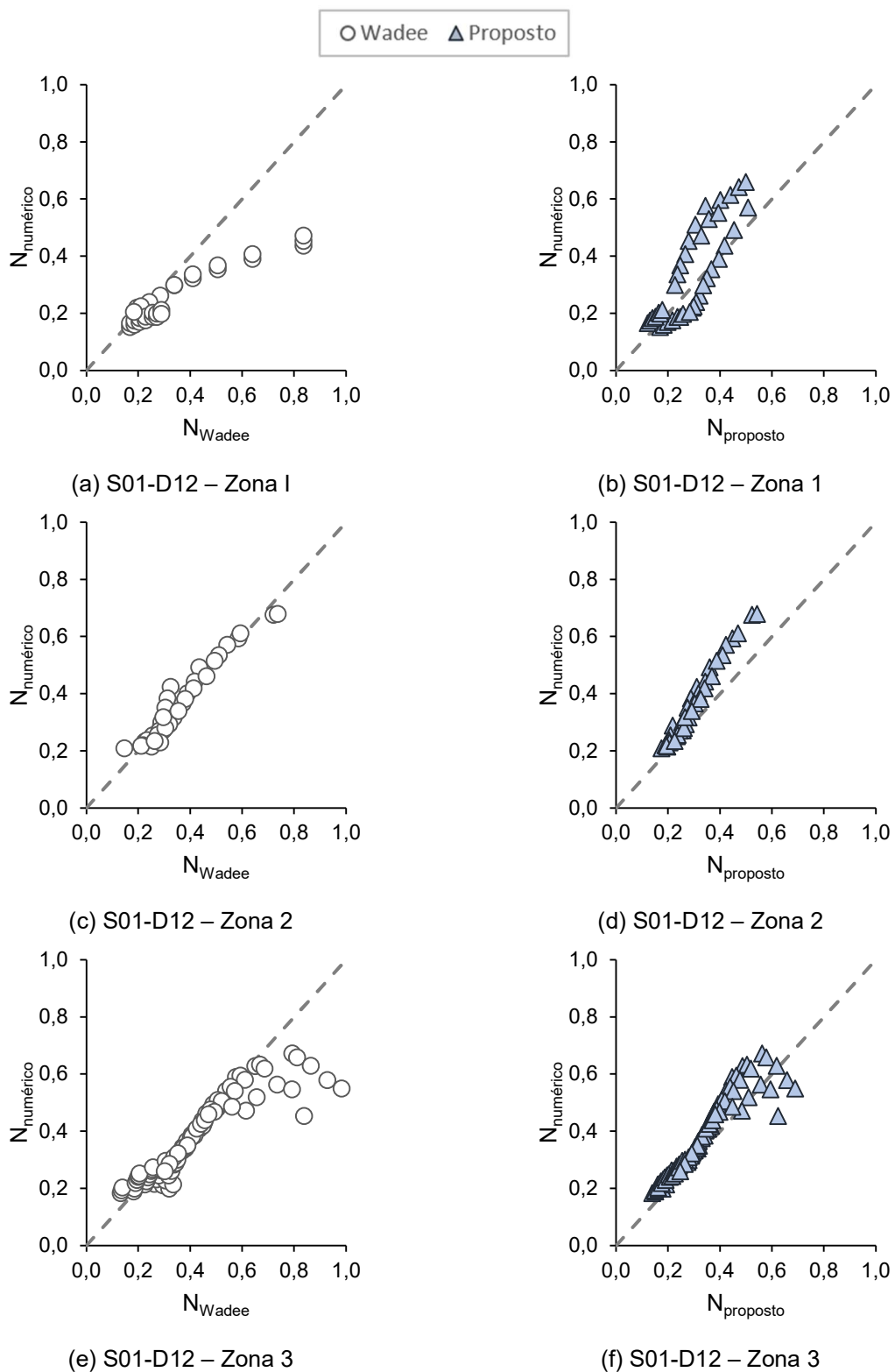


Gráfico 58 – S02 - Modelo Wadee et al. [1] versus proposto versus – aço inoxidável – D6

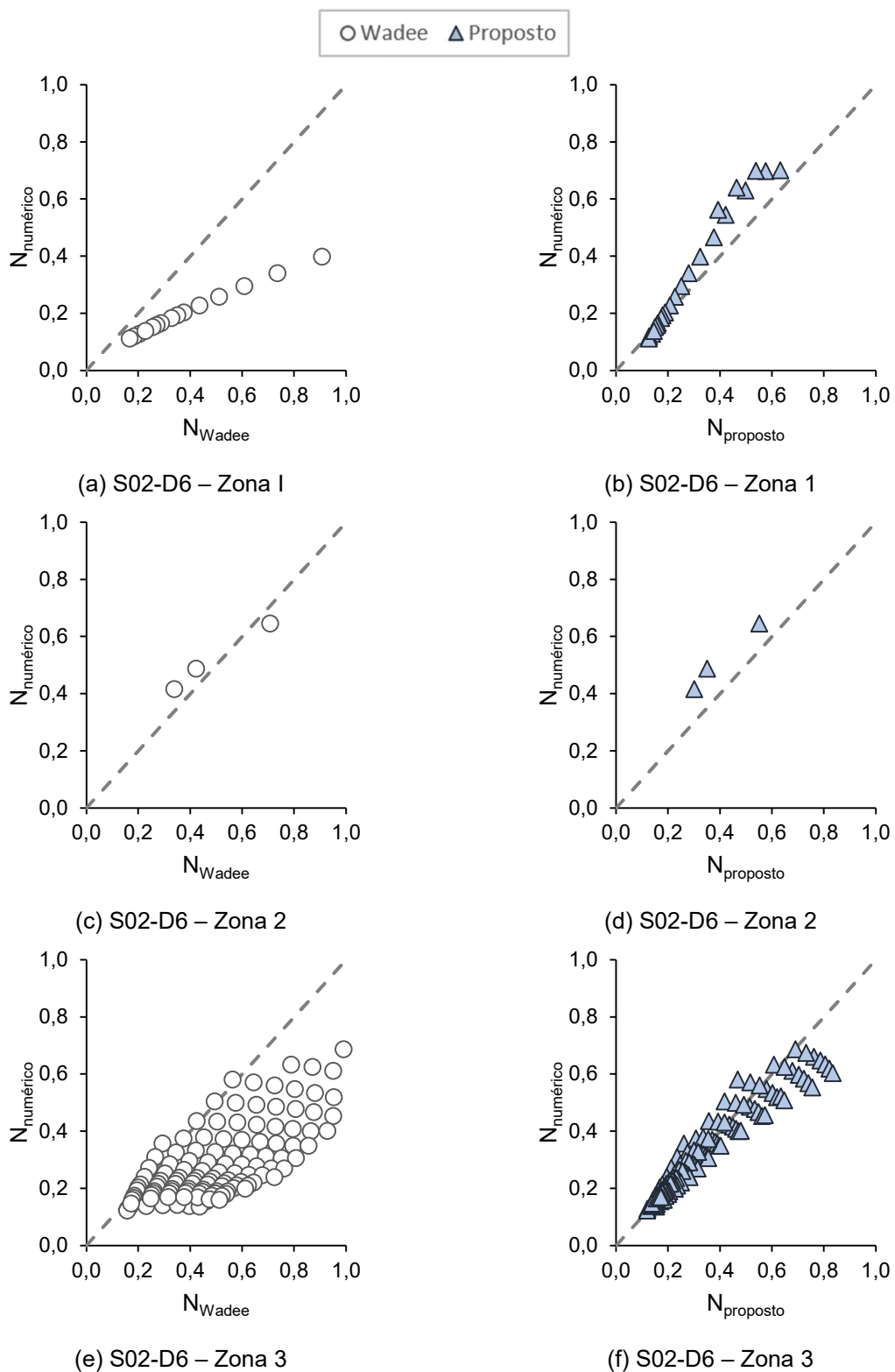


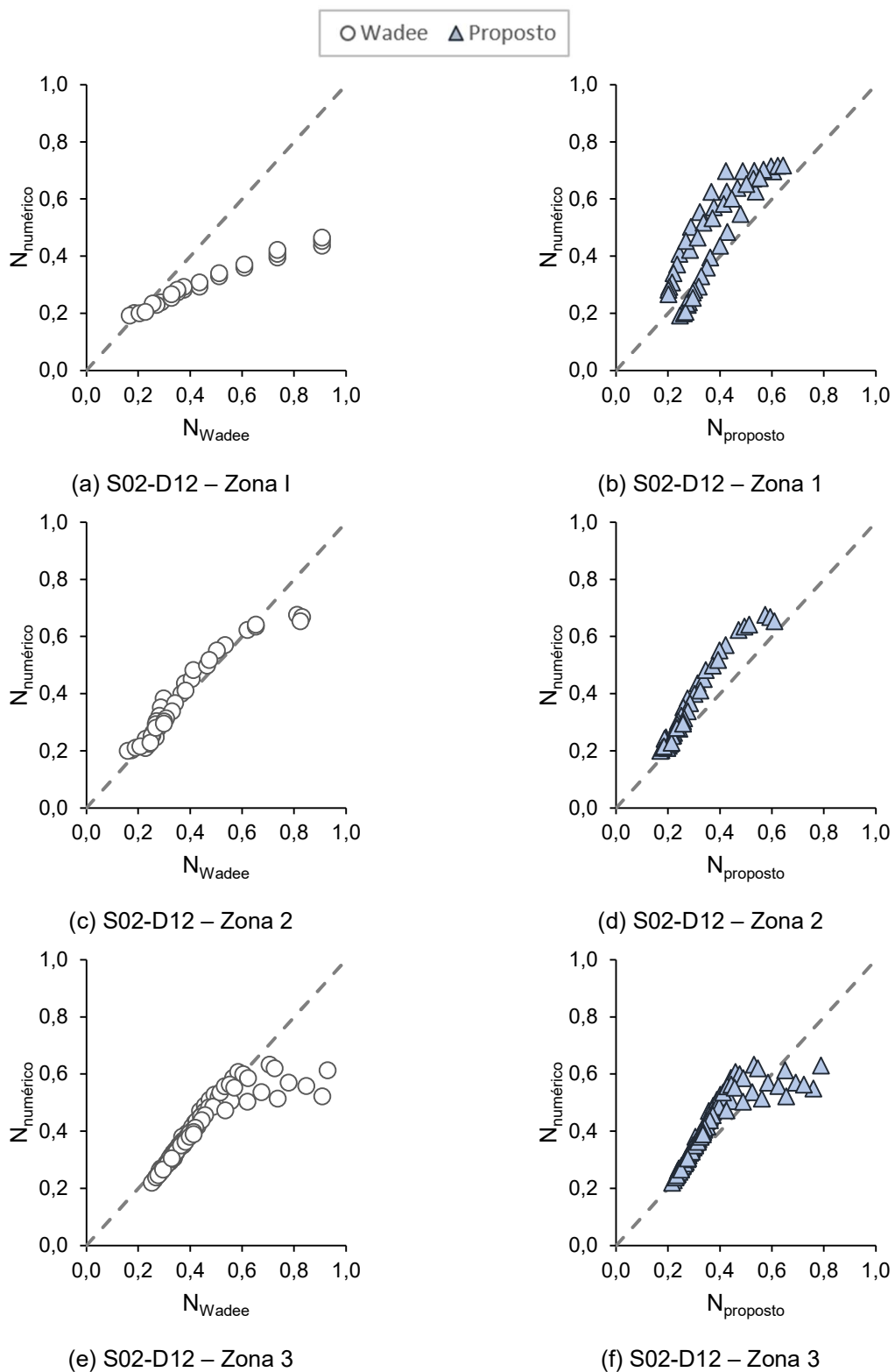
Gráfico 59 – S02 - Modelo Wadee *et al.* [1] versus proposto versus – aço inoxidável – D12

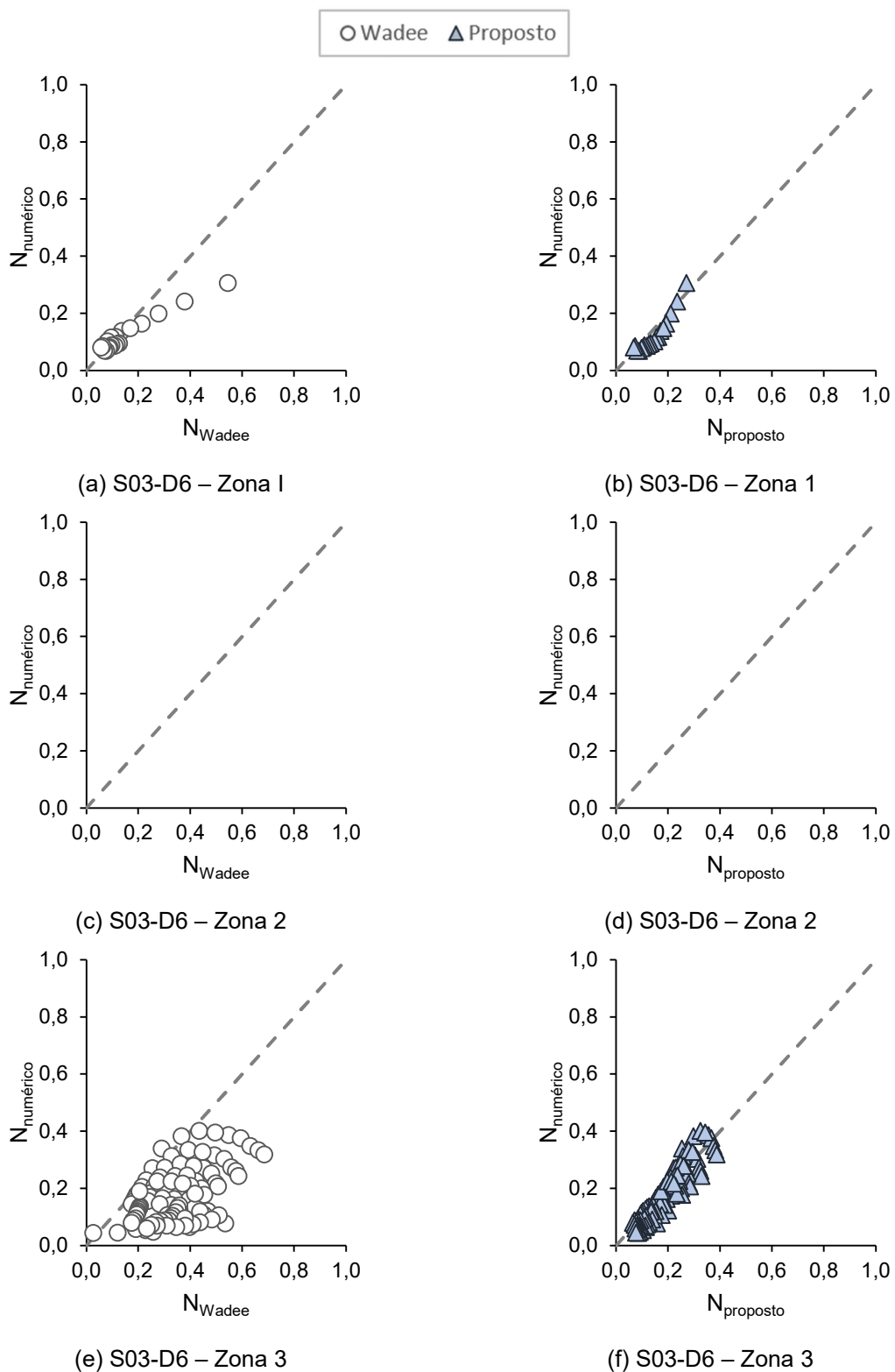
Gráfico 60 – S03 - Modelo Wadee *et al.* [1] versus proposto versus – aço inoxidável – D6

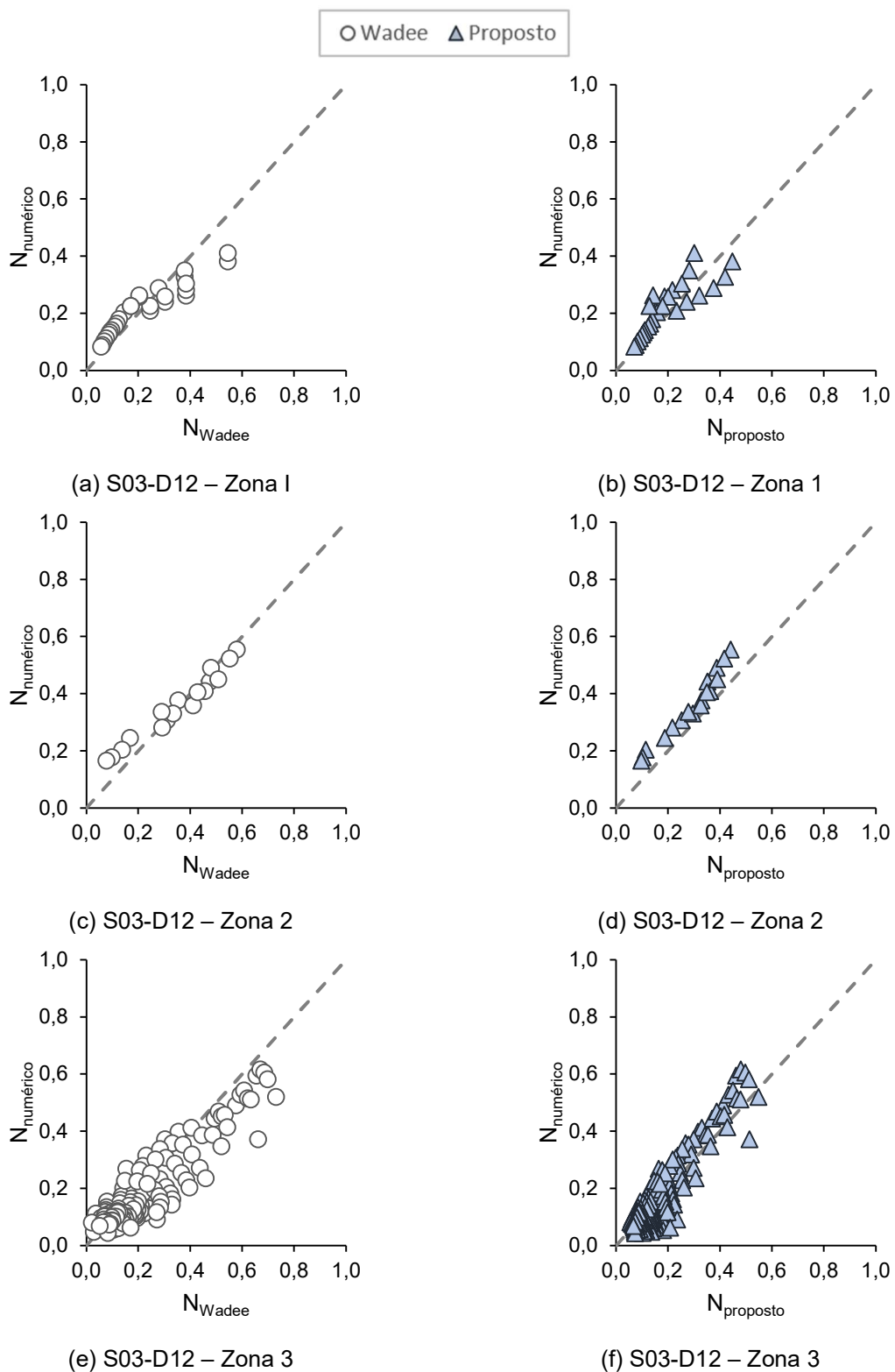
Gráfico 61 – S03 - Modelo Wadee *et al.* [1] versus proposto versus – aço inoxidável – D12

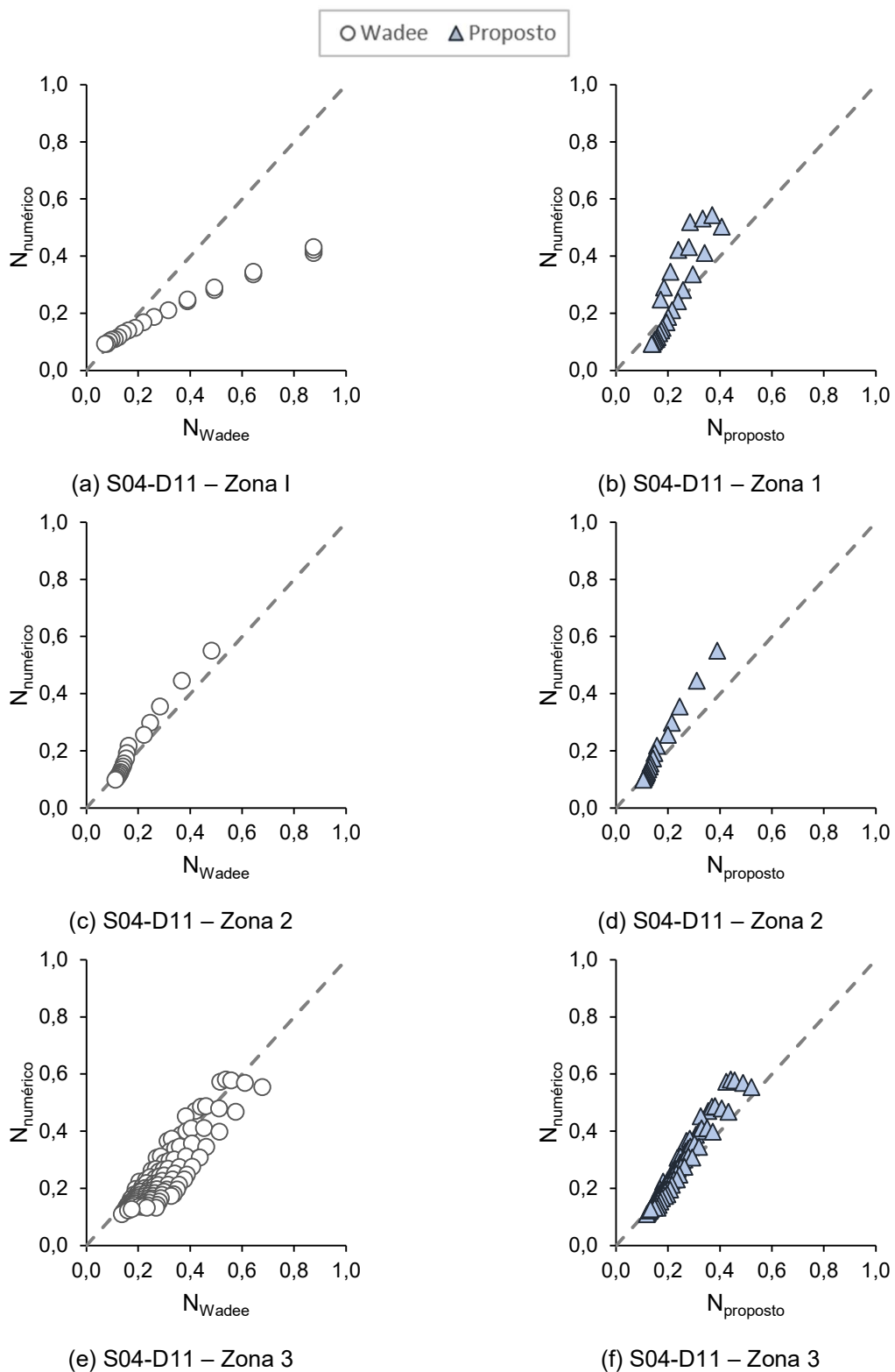
Gráfico 62 – S04 - Modelo Wadee *et al.* [1] versus proposto versus – aço inoxidável – D11

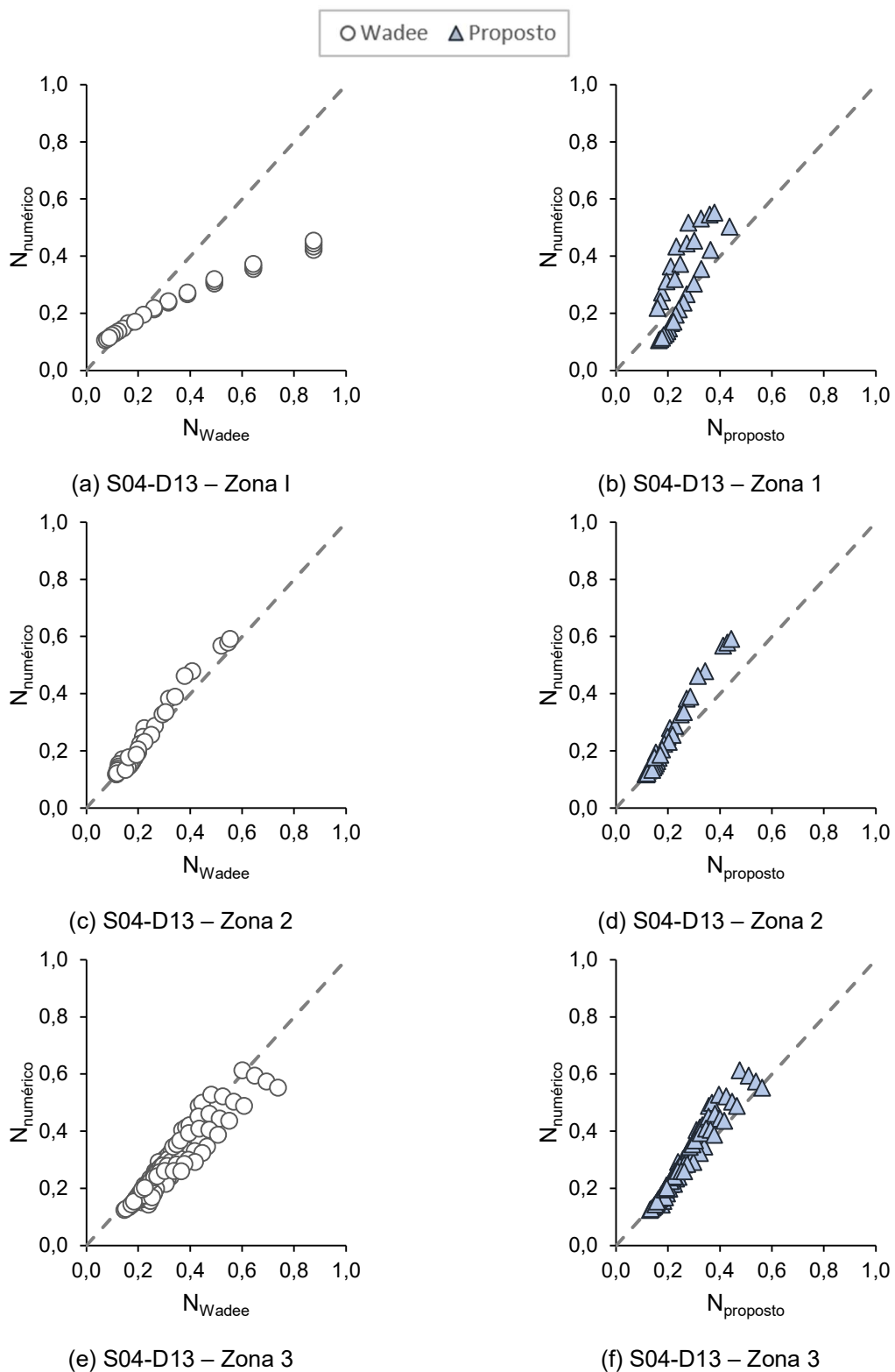
Gráfico 63 – S04 - Modelo Wadee *et al.* [1] versus proposto versus – aço inoxidável – D13

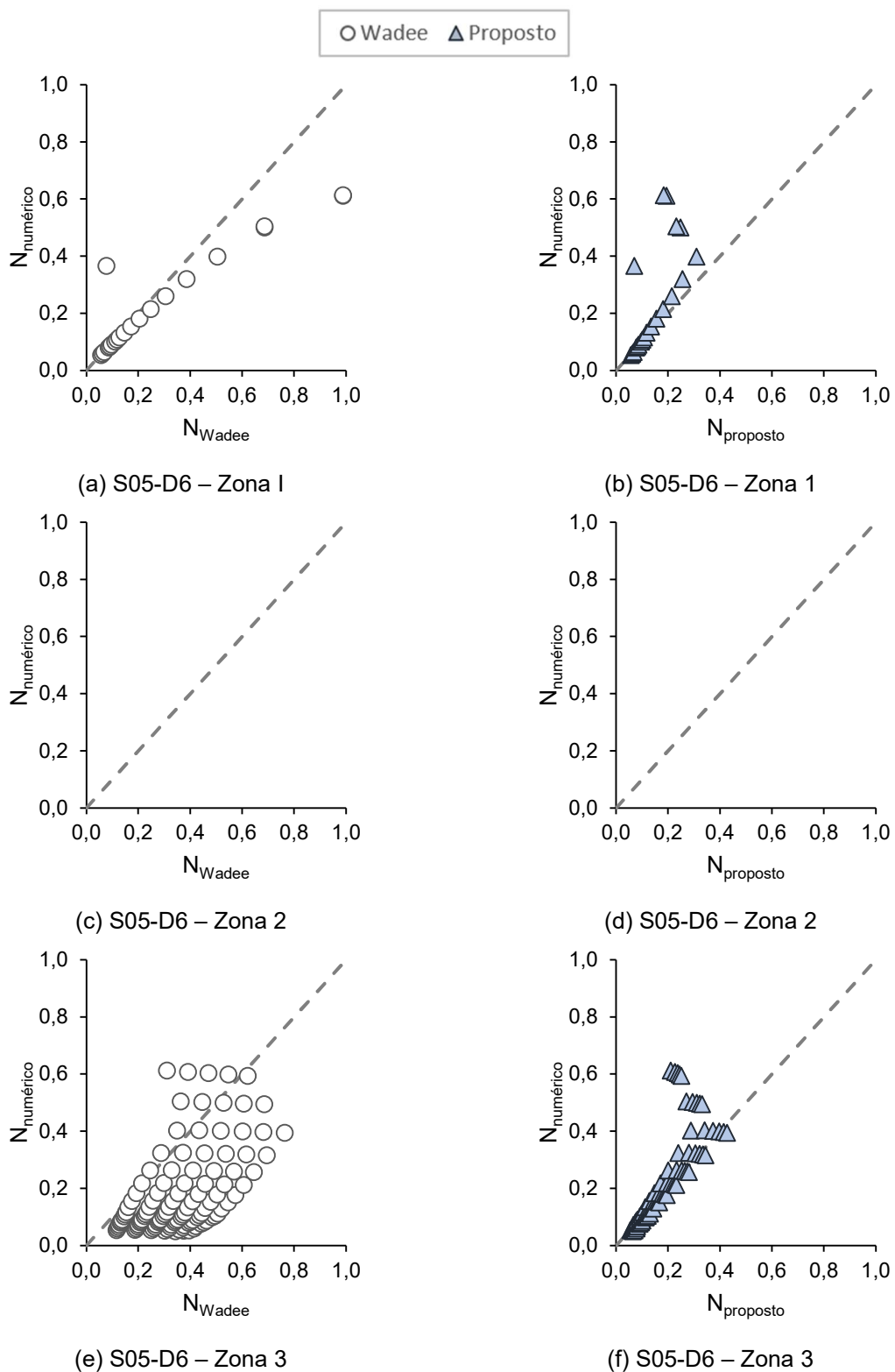
Gráfico 64 – S05 - Modelo Wadee *et al.* [1] versus proposto versus – aço inoxidável – D6

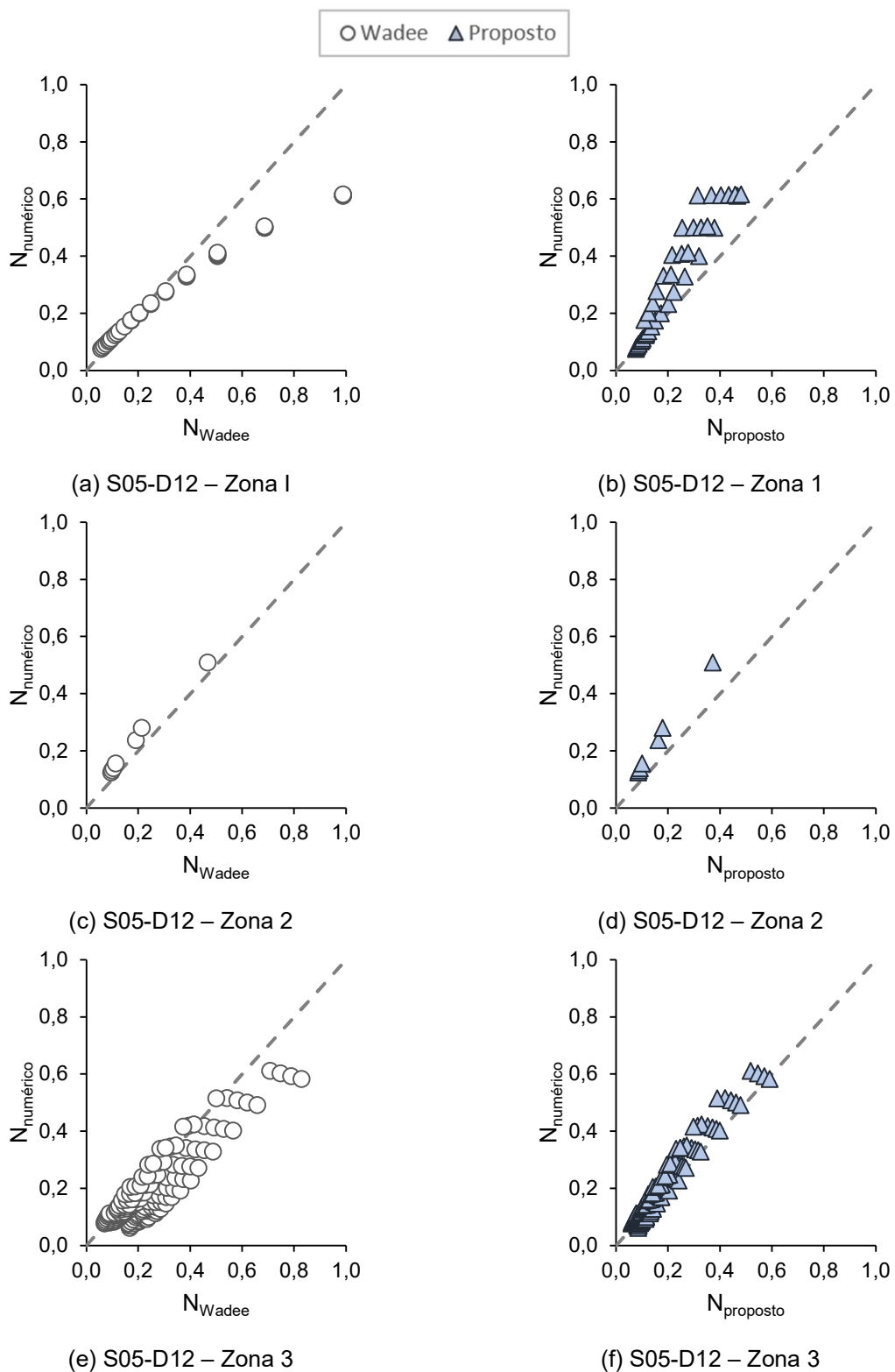
Gráfico 65 – S05 - Modelo Wadee *et al.* [1] versus proposto versus – aço inoxidável – D12

Tabela 41 – Análise estatística método proposto – aço inoxidável

Seção	Zona I			Zona II			Zona III		
	\bar{X}	σ	CV	\bar{X}	σ	CV	\bar{X}	σ	CV
S01									
6	0,994	0,205	0,206	1,420	0,000	0,000	0,991	0,121	0,122
12	1,157	0,300	0,259	1,214	0,249	0,205	1,168	0,105	0,090
S02									
6	1,140	0,146	0,128	1,320	0,125	0,095	0,993	0,123	0,123
12	1,515	1,774	1,171	1,454	2,994	1,571	1,142	0,121	0,106
S03									
6	0,867	0,159	0,183	0,000	0,000	0,000	0,945	0,204	0,216
12	1,222	0,260	0,212	1,315	0,357	0,251	1,041	0,335	0,322
S04									
11	1,126	0,384	0,341	1,230	0,153	0,130	1,082	0,115	0,106
13	1,180	0,409	0,346	1,229	0,178	0,149	1,078	0,104	0,097
S05									
6	1,611	1,094	0,679	0,000	0,000	0,000	1,091	0,377	0,346
12	1,394	0,287	0,206	1,505	0,071	0,047	1,158	0,174	0,150

Tabela 42 – Análise estatística método Wadee *et al.* [1] – aço inoxidável

Seção	Zona I			Zona II			Zona III		
	\bar{X}	σ	CV	\bar{X}	σ	CV	\bar{X}	σ	CV
S01									
6	0,645	0,174	0,270	1,175	0,000	0,000	0,606	0,207	0,342
12	0,712	0,228	0,320	3,067	0,268	0,260	0,939	0,155	0,165
S02									
6	0,475	0,140	0,294	1,102	0,167	0,151	0,592	0,213	0,360
12	0,588	0,445	0,756	3,577	2,019	1,417	0,930	0,123	0,133
S03									
6	0,953	0,245	0,258	0,000	0,000	0,000	0,546	0,277	0,508
12	1,160	0,314	0,271	3,439	0,542	0,398	0,675	1,010	1,498
S04									
11	0,727	0,276	0,380	2,210	0,153	0,142	0,829	0,161	0,194
13	0,775	0,320	0,413	3,283	0,304	0,280	0,876	0,105	0,120
S05									
6	1,051	0,869	0,827	0,000	0,000	0,000	0,506	0,335	0,662
12	0,913	0,220	0,241	1,298	0,100	0,077	0,776	0,239	0,308

B5 – Dimensionamento Proposto – Aço Carbono

Gráfico 66 – S01 - Modelo Wadee *et al.* [1] versus proposto versus – aço carbono – D6

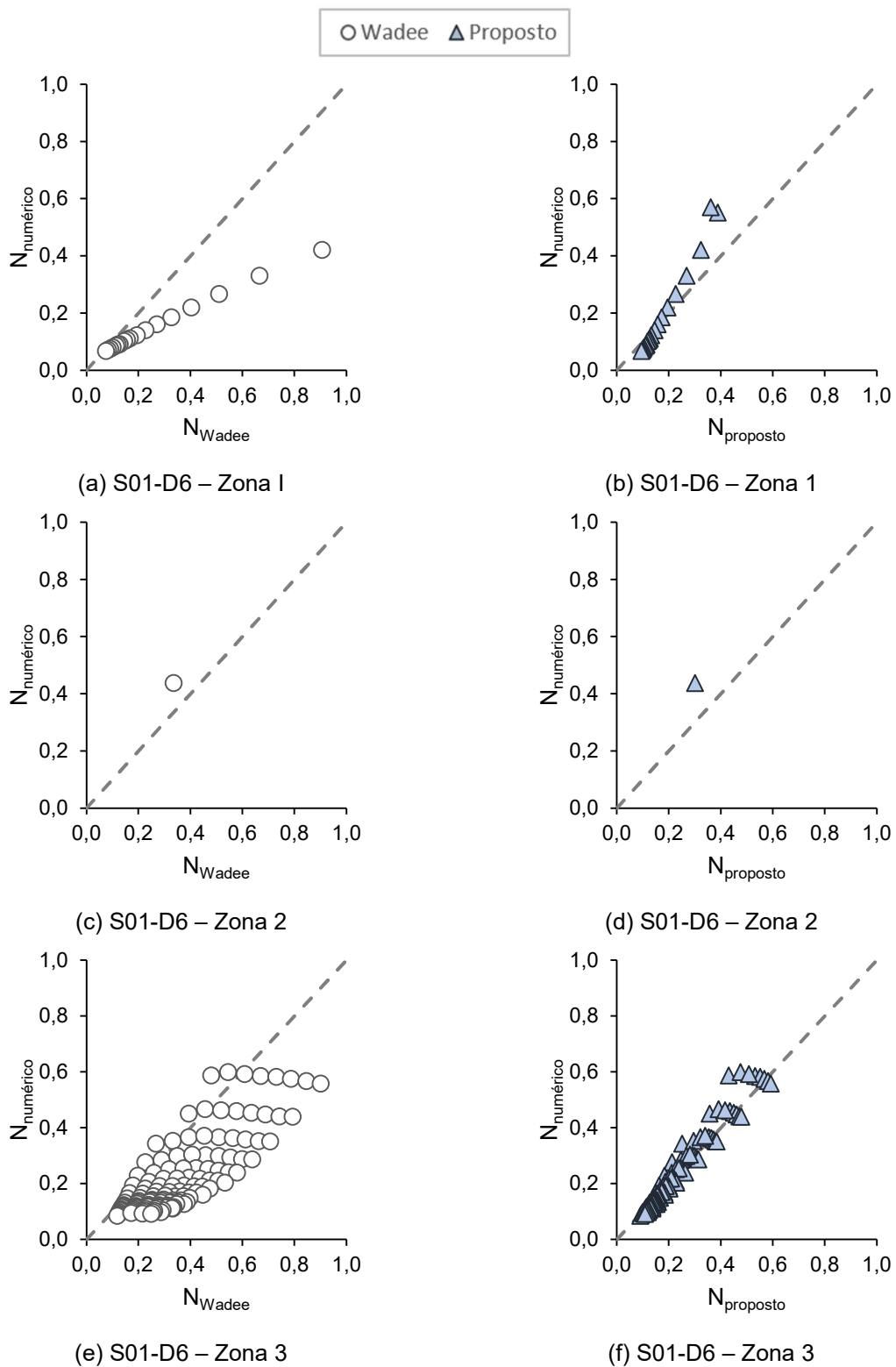


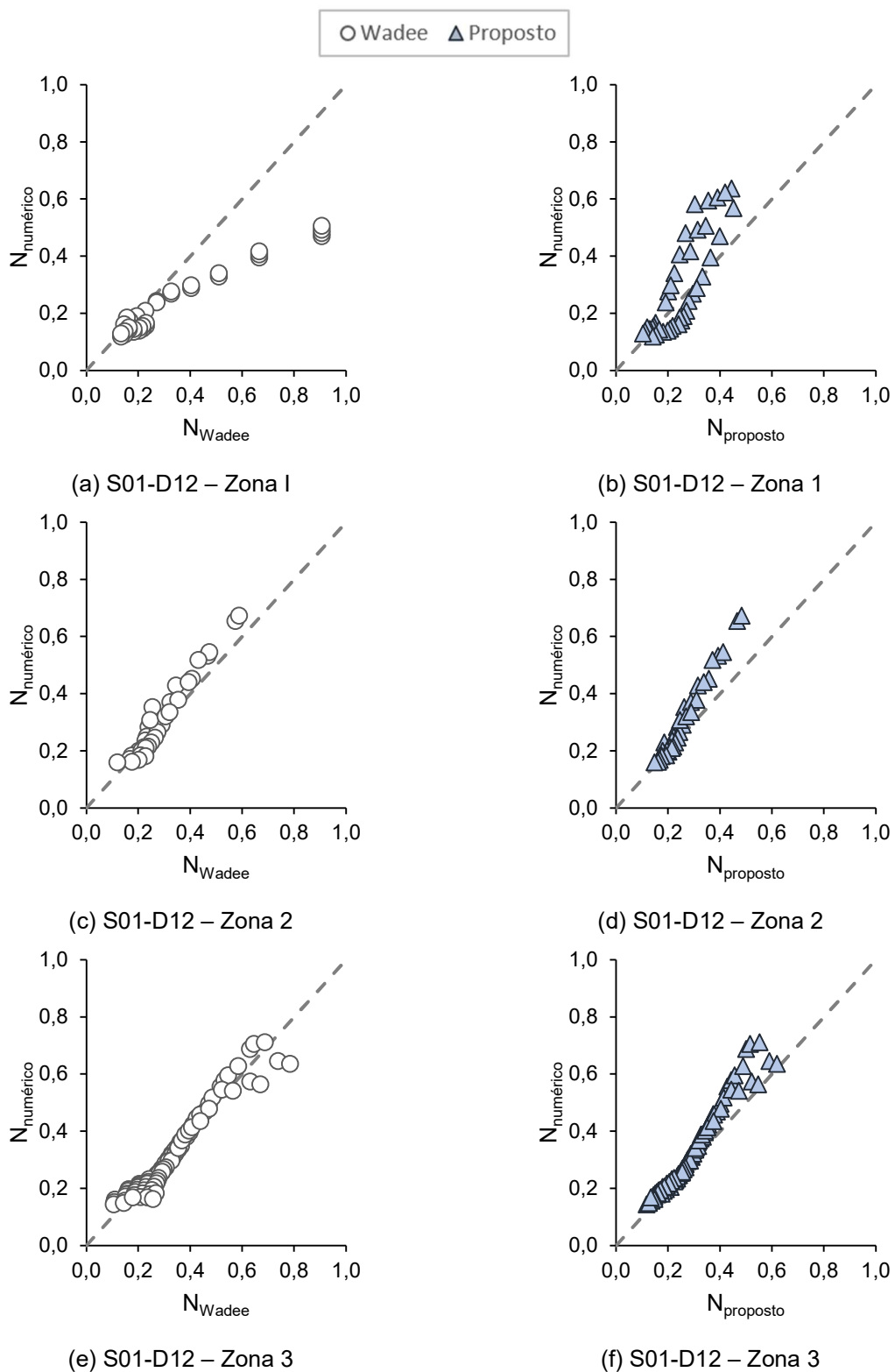
Gráfico 67 – S01 - Modelo Wadee *et al.* [1] versus proposto versus – aço carbono – D12

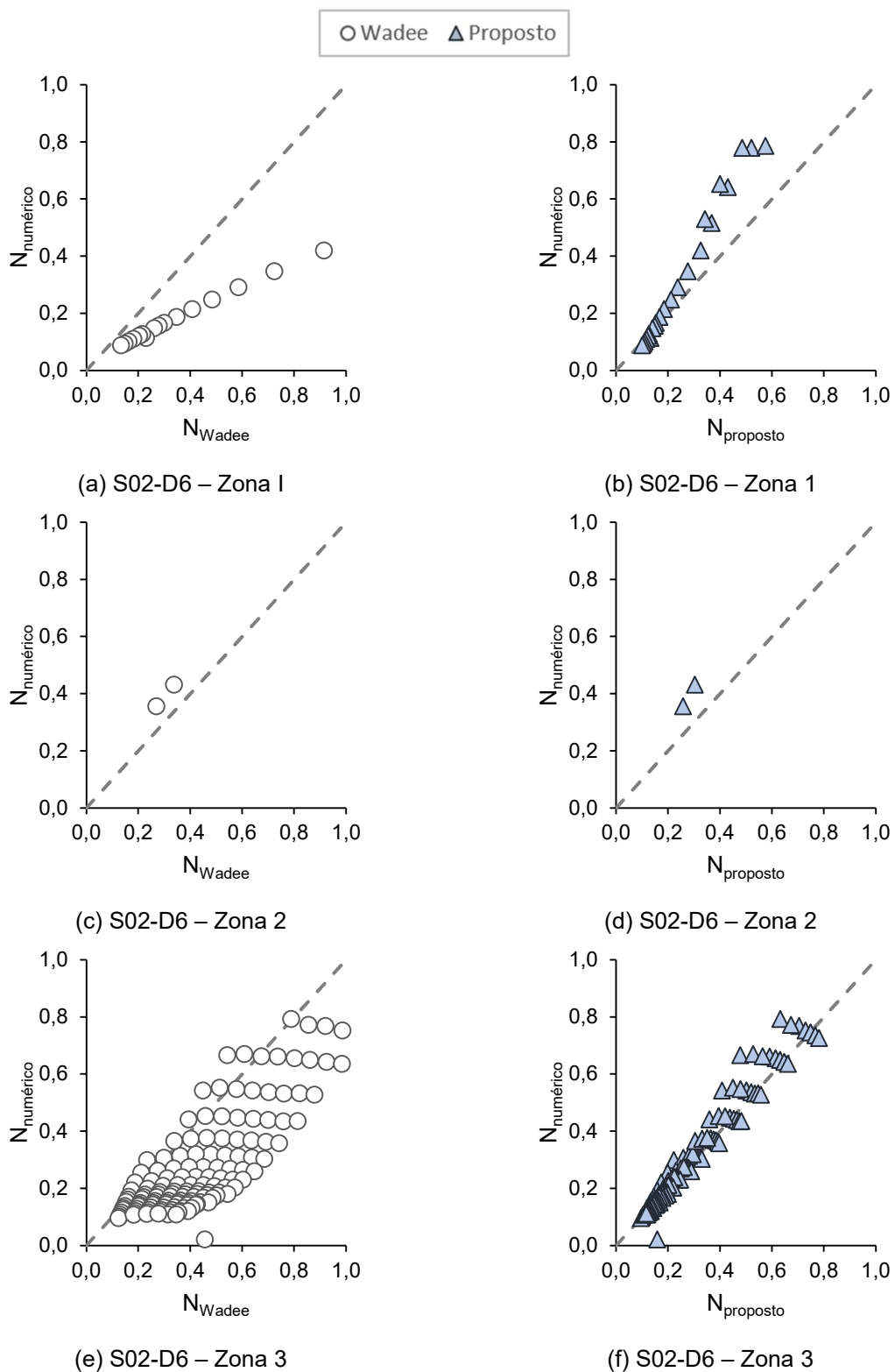
Gráfico 68 – S02 - Modelo Wadee *et al.* [1] versus proposto versus – aço carbono – D6

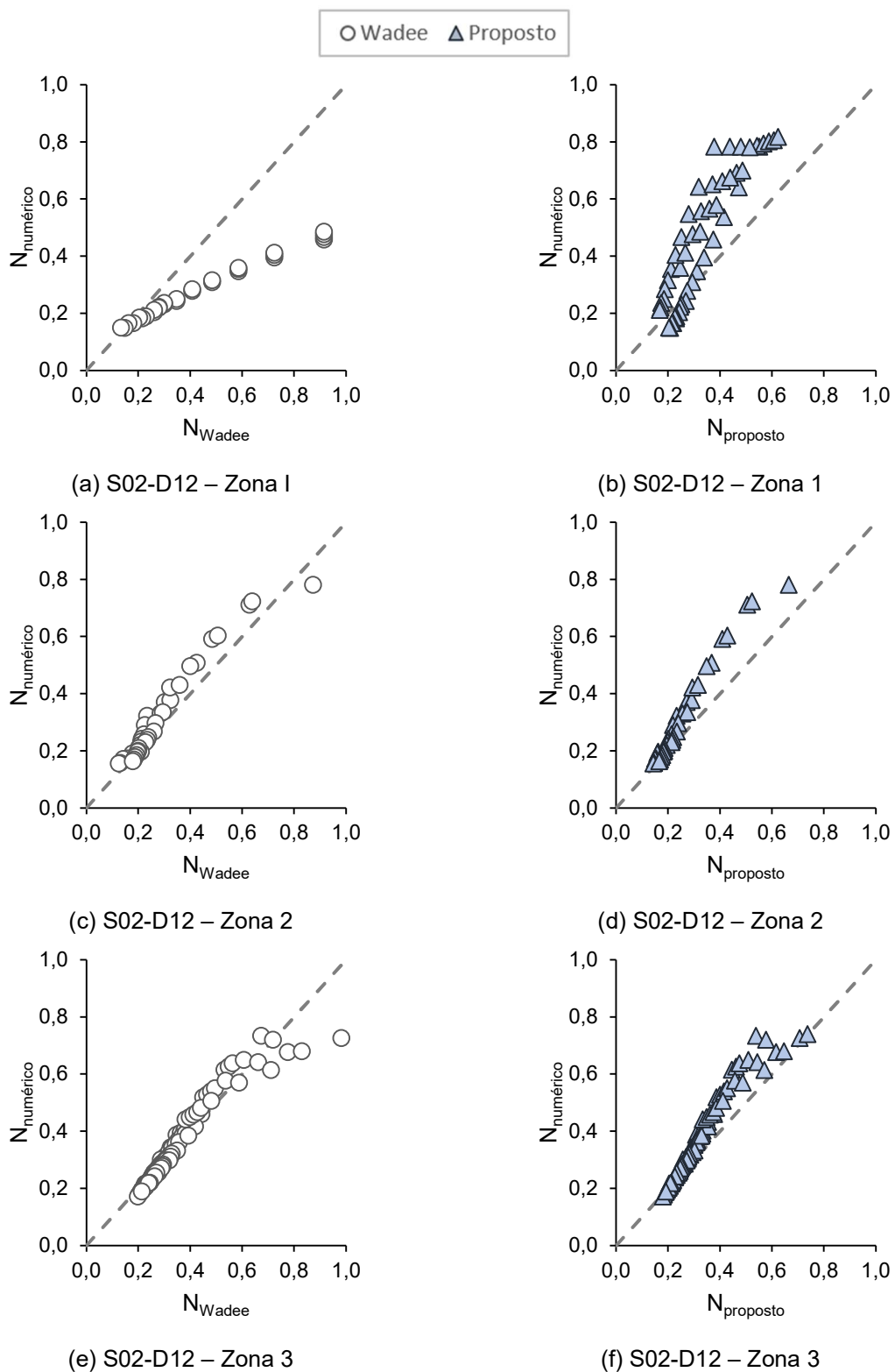
Gráfico 69 – S02 - Modelo Wadee *et al.* [1] versus proposto versus – aço carbono – D12

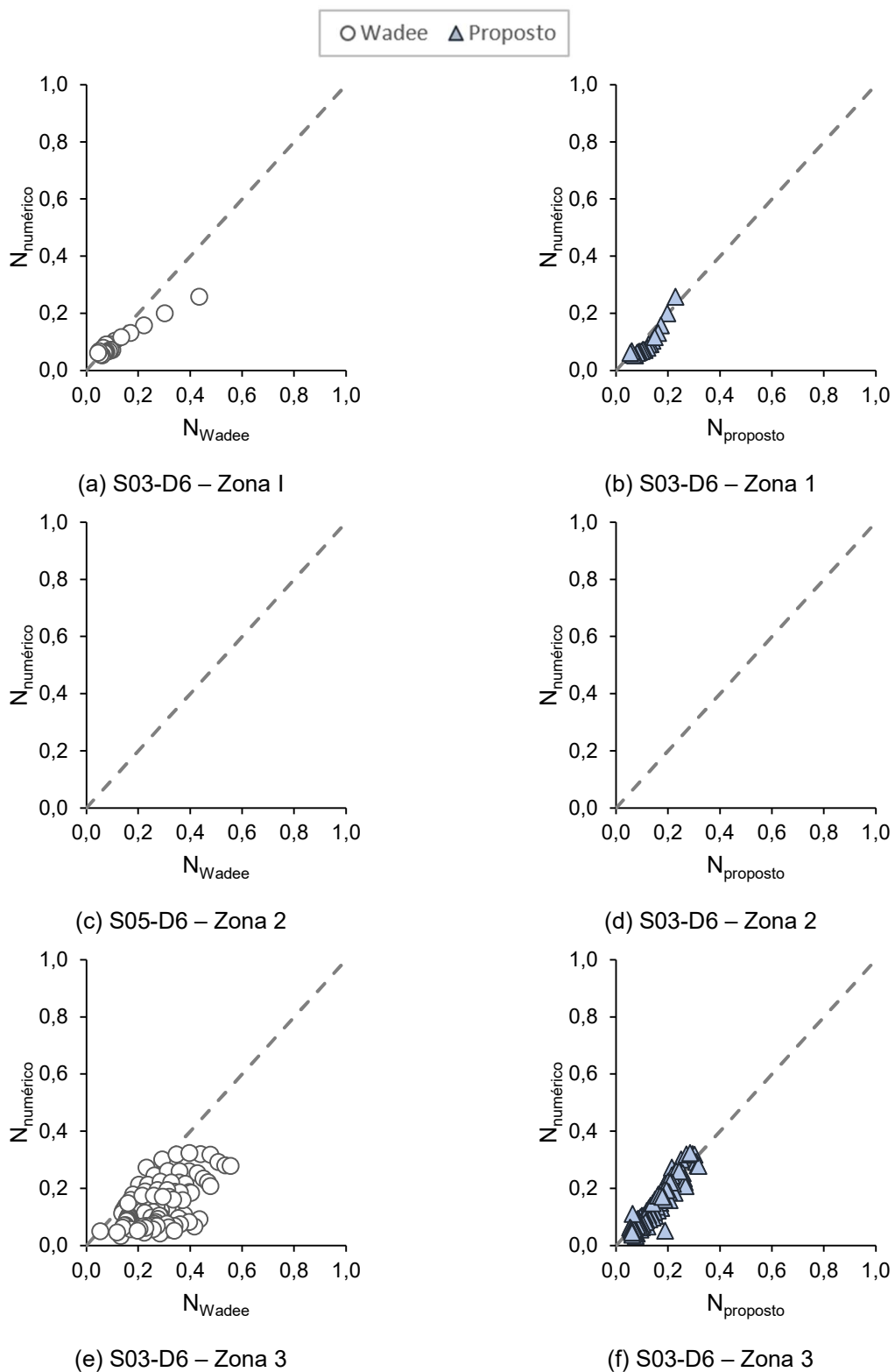
Gráfico 70 – S03 - Modelo Wadee *et al.* [1] versus proposto versus – aço carbono – D6

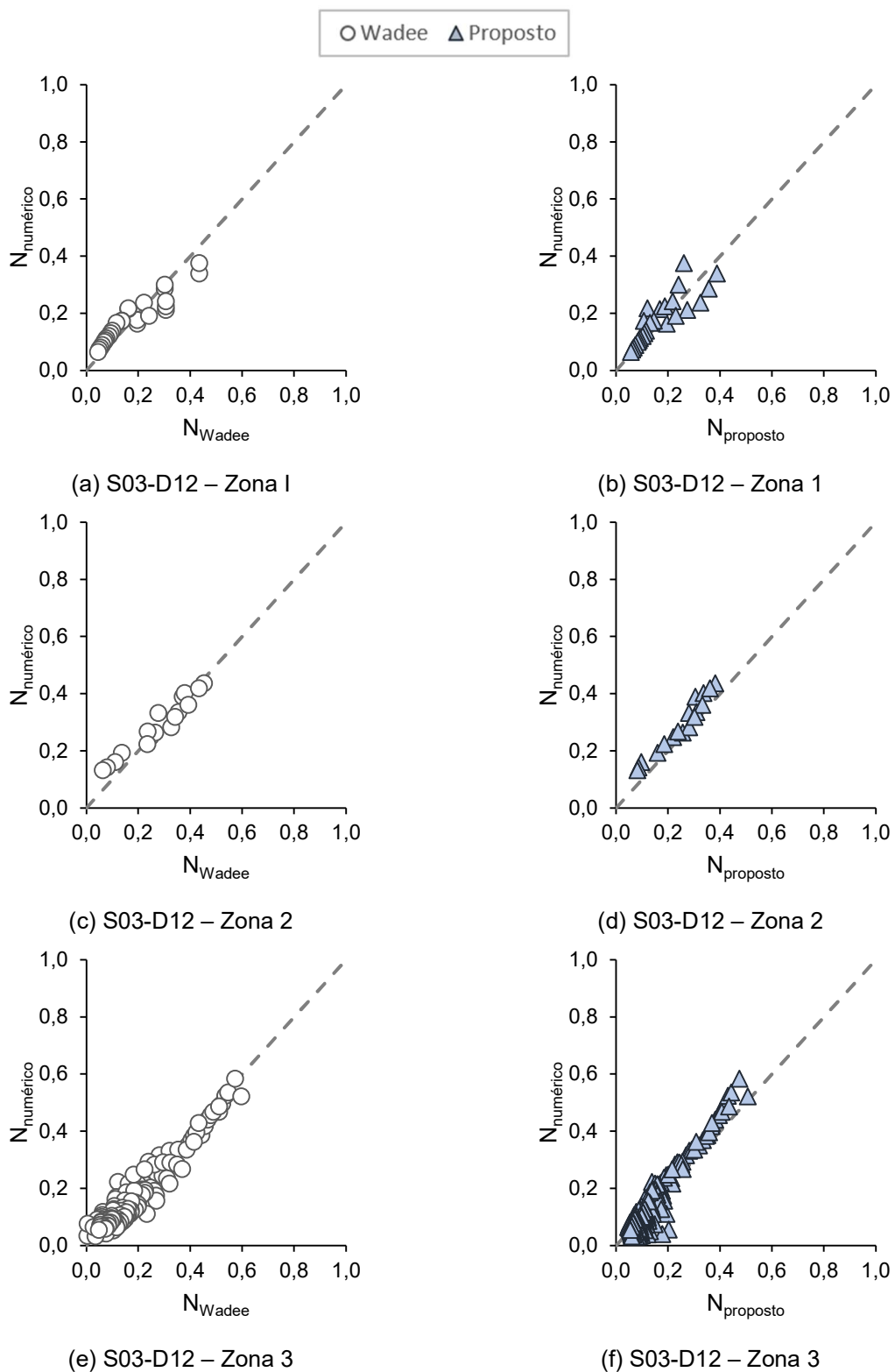
Gráfico 71 – S03 - Modelo Wadee *et al.* [1] versus proposto versus – aço carbono – D12

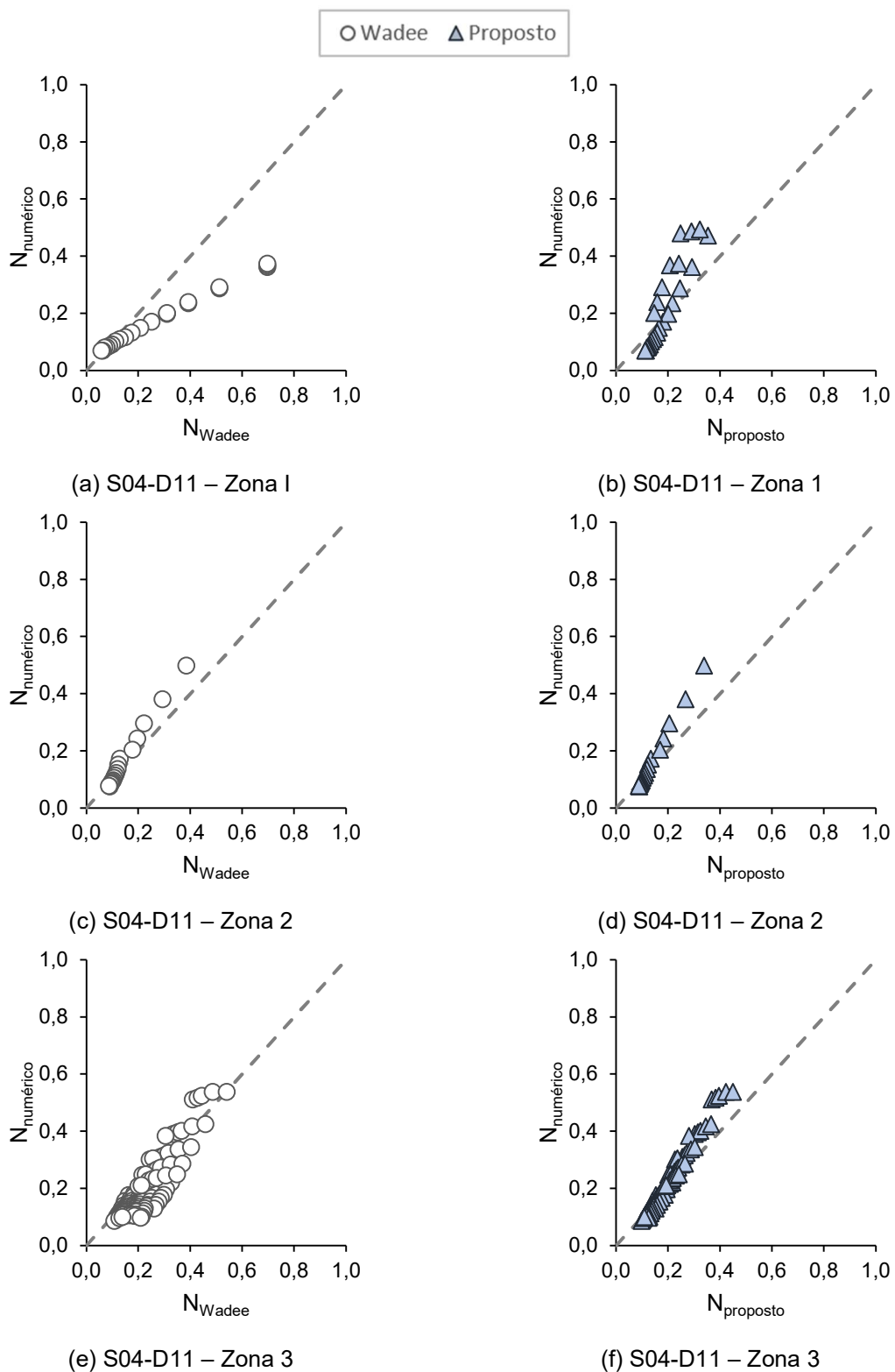
Gráfico 72 – S04 - Modelo Wadee *et al.* [1] versus proposto versus – aço carbono – D11

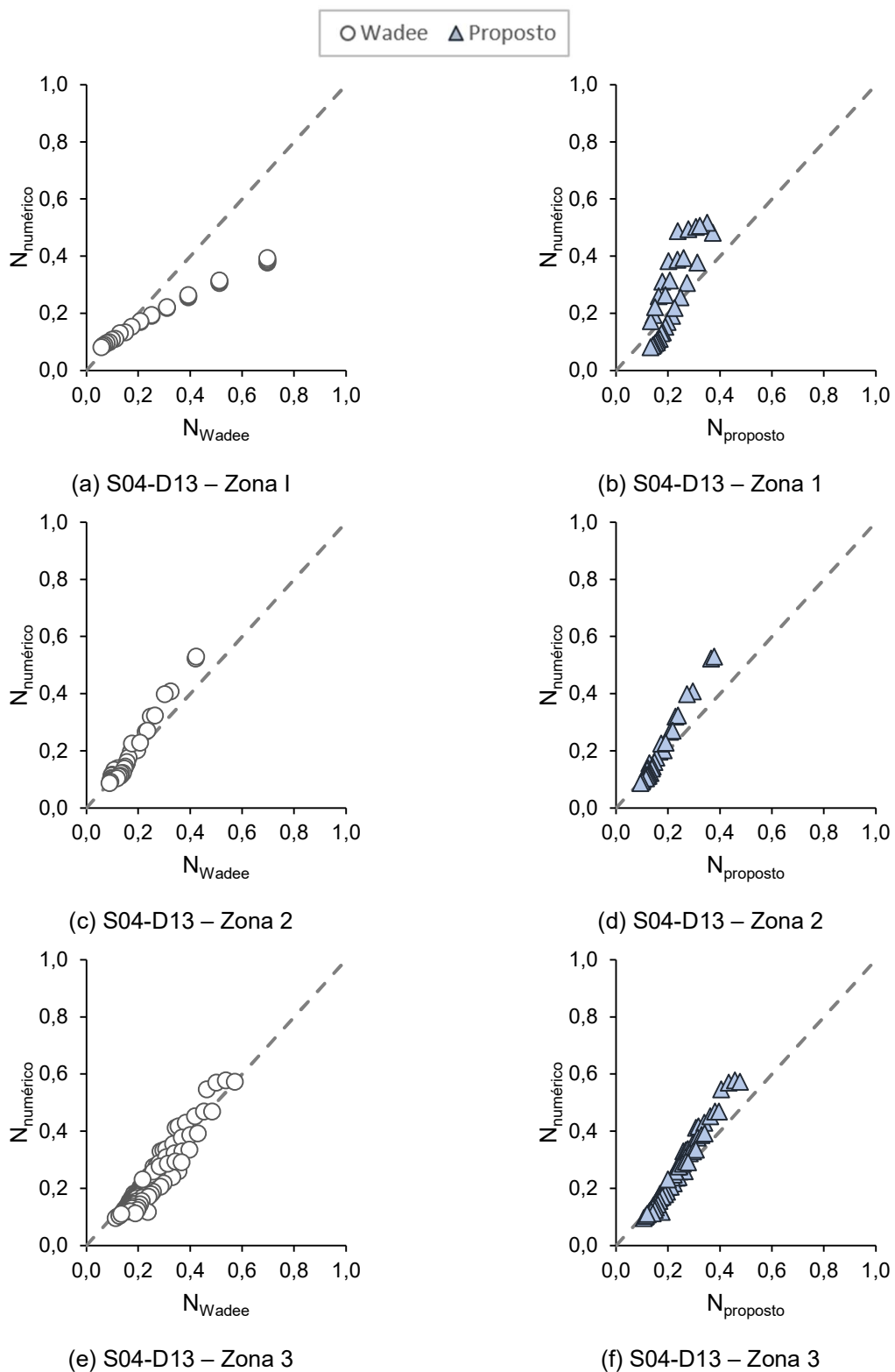
Gráfico 73 – S04 - Modelo Wadee *et al.* [1] versus proposto versus – aço carbono – D13

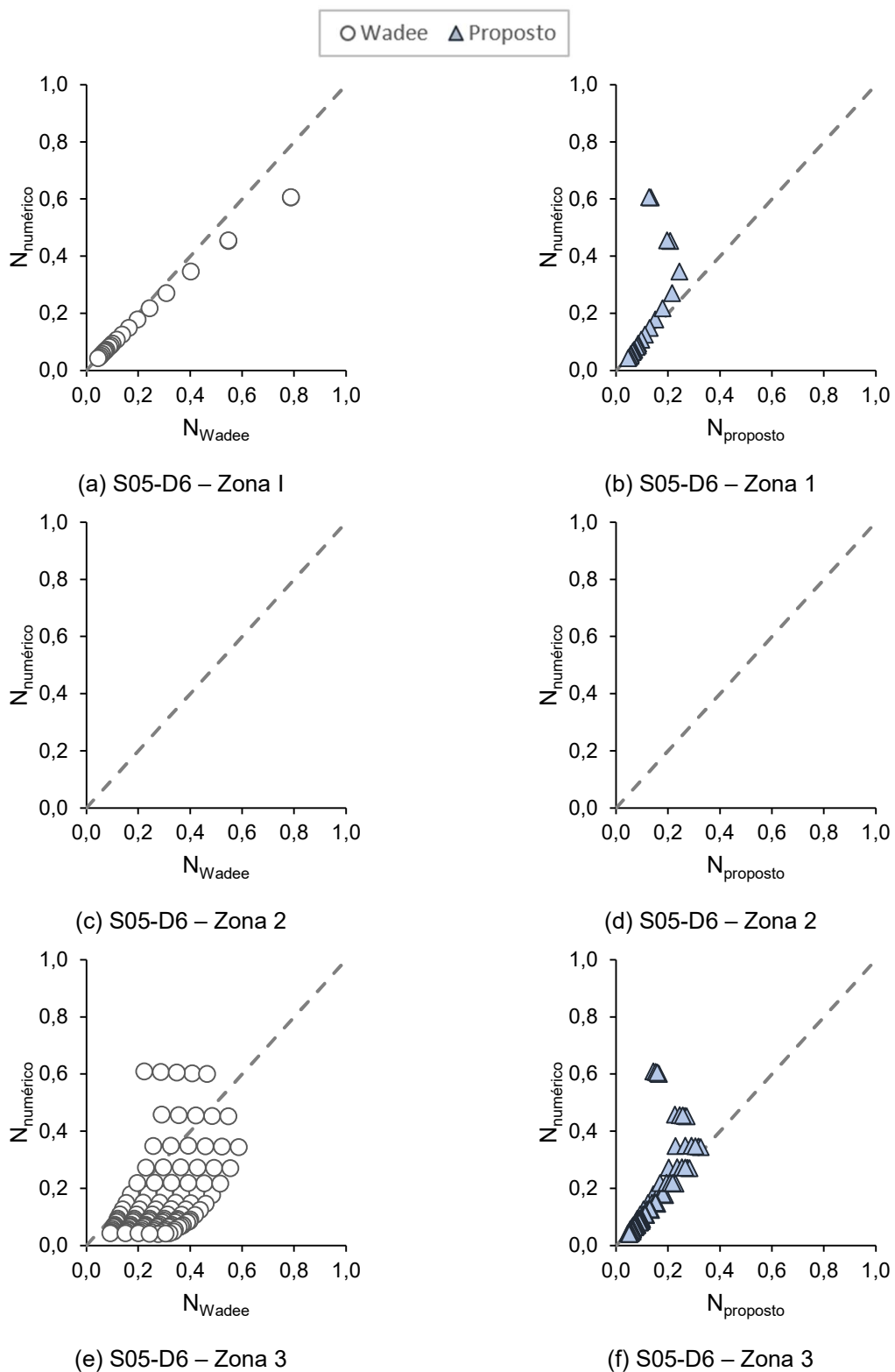
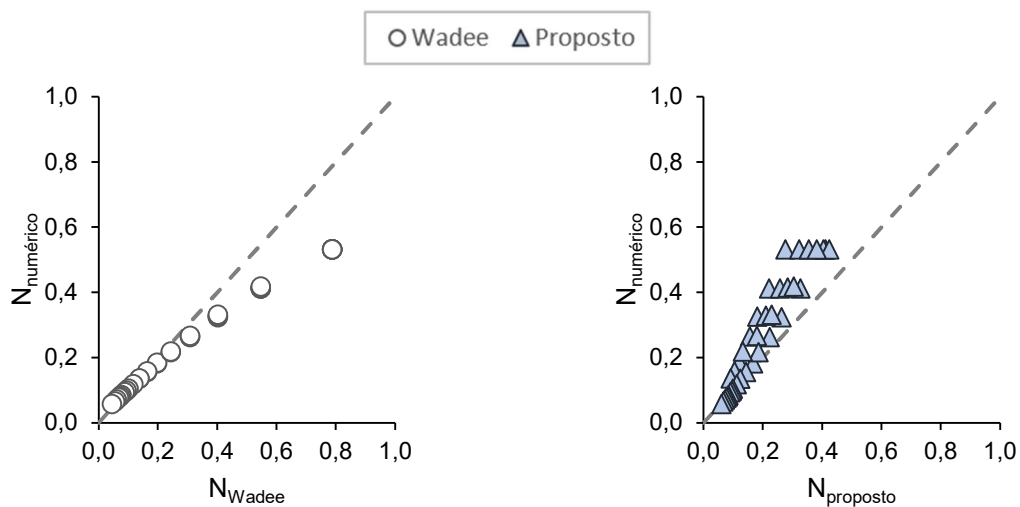
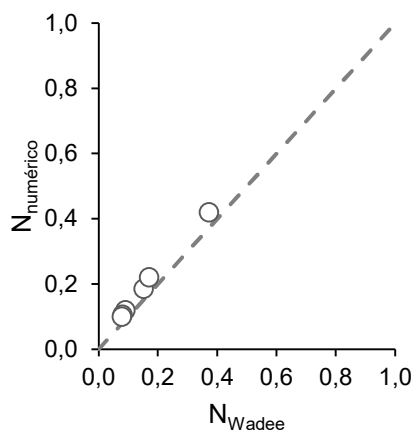
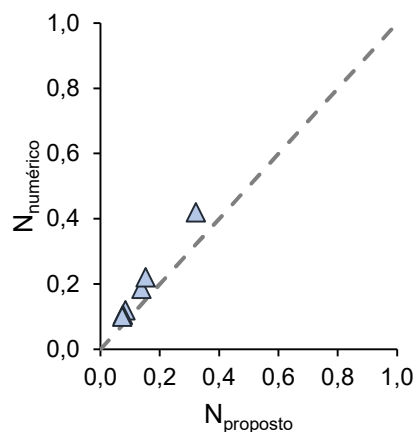
Gráfico 74 – S05 - Modelo Wadee *et al.* [1] versus proposto versus – aço carbono – D6

Gráfico 75 – S05 - Modelo Wadee *et al.* [1] versus proposto versus – aço carbono – D12

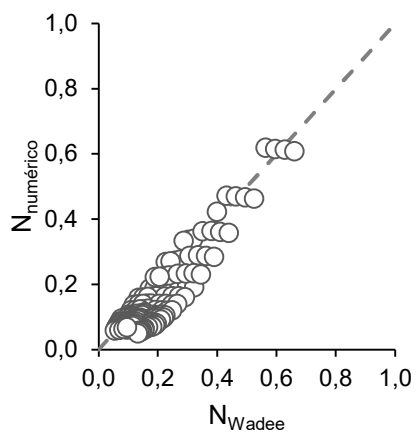
(a) S05-D12 – Zona I



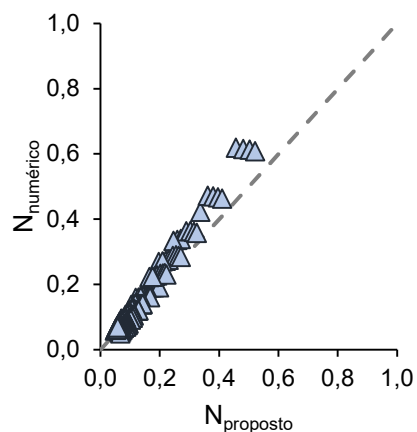
(b) S05-D12 – Zona I



(c) S05-D12 – Zona 2



(d) S05-D12 – Zona 2



(e) S05-D12 – Zona 3



(f) S05-D12 – Zona 3



Tabela 43 – Análise estatística método proposto – aço carbono

Seção	Zona I			Zona II			Zona III		
	\bar{X}	σ	CV	\bar{X}	σ	CV	\bar{X}	σ	CV
S01									
6	0,997	0,246	0,247	1,458	0,000	0,000	1,001	0,106	0,106
12	1,156	0,349	0,302	1,153	0,317	0,271	1,134	0,087	0,077
S02									
6	1,202	0,243	0,202	1,410	0,030	0,021	1,028	0,122	0,119
12	1,356	0,359	0,265	1,210	0,199	0,164	1,135	0,098	0,086
S03									
6	0,830	0,162	0,196	0,000	0,000	0,000	0,936	0,198	0,212
12	1,401	1,189	0,849	1,249	0,433	0,329	1,049	0,303	0,289
S04									
11	1,120	0,416	0,371	1,157	0,194	0,167	1,042	0,121	0,116
13	1,197	0,442	0,370	1,176	0,223	0,192	1,043	0,117	0,112
S05									
6	1,558	1,102	0,708	0,000	0,000	0,000	1,166	0,634	0,544
12	1,336	0,276	0,206	1,401	0,056	0,040	1,119	0,142	0,127

Tabela 44 – Análise estatística método Wadee *et al.* [1] – aço carbono

Seção	Zona I			Zona II			Zona III		
	\bar{X}	σ	CV	\bar{X}	σ	CV	\bar{X}	σ	CV
S01									
6	0,645	0,174	0,270	1,175	0,000	0,000	0,606	0,207	0,342
12	0,712	0,228	0,320	3,067	0,268	0,260	0,939	0,155	0,165
S02									
6	0,475	0,140	0,294	1,102	0,167	0,151	0,592	0,213	0,360
12	0,588	0,445	0,756	3,577	2,019	1,417	0,930	0,123	0,133
S03									
6	0,953	0,245	0,258	0,000	0,000	0,000	0,546	0,277	0,508
12	1,160	0,314	0,271	3,439	0,542	0,398	0,675	1,010	1,498
S04									
11	0,727	0,276	0,380	2,210	0,153	0,142	0,829	0,161	0,194
13	0,775	0,320	0,413	3,283	0,304	0,280	0,876	0,105	0,120
S05									
6	1,051	0,869	0,827	0,000	0,000	0,000	0,506	0,335	0,662
12	0,913	0,220	0,241	1,298	0,100	0,077	0,776	0,239	0,308