



Universidade do Estado do Rio de Janeiro
Centro de Tecnologia e Ciências
Faculdade de Engenharia

Marcela Monteiro Lopes

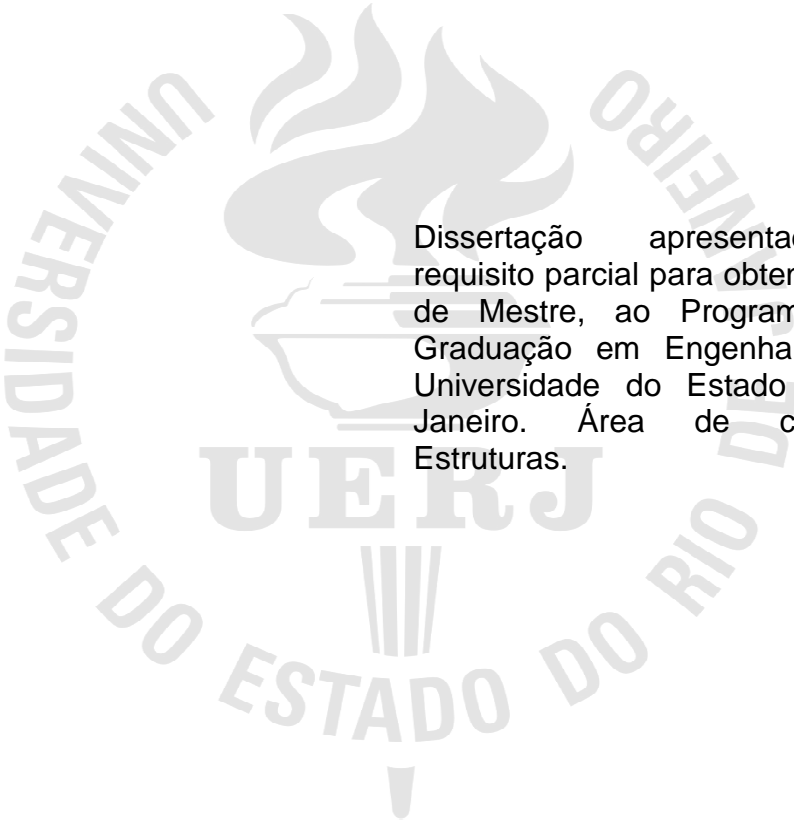
**Avaliação de ligações entre perfis tubulares em aço
submetidas a esforços de flexão**

Rio de Janeiro

2014

Marcela Monteiro Lopes

Avaliação de ligações entre perfis tubulares em aço submetidas a esforços de flexão



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

Orientadores: Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima
Prof. Dr. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco

Rio de Janeiro

2014

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

L864 Lopes, Marcela Monteiro.
Avaliação de ligações entre perfis tubulares em aço submetidos a esforços de flexão / Marcela Monteiro Lopes – 2014.
104f.

Orientador: Luciano Rodrigues Ornelas de Lima.
Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco.
Dissertação (Mestrado) – Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia.

1. Engenharia Civil. 2. Aço – Estruturas - Dissertações. 3. Análise numérica - Dissertações. 3. Método dos elementos finitos – Dissertações. I. Lima, Luciano Rodrigues Ornelas de. II. Vellasco, Pedro Colmar Gonçalves da Silva. III. Universidade do Estado do Rio. IV. Título.

CDU 624.014.2

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

Assinatura

Data

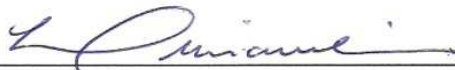
Marcela Monteiro Lopes

Avaliação de ligações entre perfis tubulares em aço submetidas a esforços de flexão

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 de agosto de 2014.

Banca Examinadora:



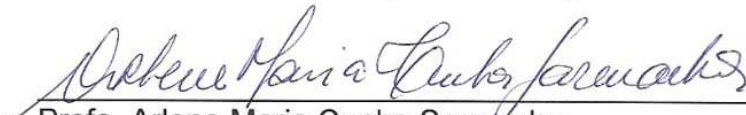
Prof. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima - Presidente / Orientador
Faculdade de Engenharia - UERJ



Prof. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco - Orientador
Faculdade de Engenharia - UERJ



Prof. Ricardo Rodrigues Araújo
Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca - CEFET



Profa. Arlene Maria Cunha Sarmanho
Universidade Federal de Ouro Preto - UFOP

Rio de Janeiro
2014

DEDICATÓRIA

A Deus, por me conceder determinação para seguir em frente.
A minha família pelo apoio durante mais esta trajetória
e aos meus amigos pelo carinho e paciência
ao compartilhar os momentos difíceis.

AGRADECIMENTOS

A Deus por me mostrar o caminho a seguir, me concedendo determinação para seguir sempre em frente.

Aos meus pais, Elizabeth Monteiro Lopes e Samuel Lopes e meu irmão, Felipe Monteiro Lopes pelo apoio moral e logístico durante mais uma trajetória da minha vida.

Aos meus amigos verdadeiros, que estiveram ao meu lado durante todos os momentos, entendendo as minhas ausências e me dando todo o carinho.

Ao meu orientador, Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima não apenas pelo conhecimento transmitido ao longo do período do mestrado, mas também por toda a ajuda, excelente orientação, apontando os melhores caminhos, dando estímulos para o desenvolvimento deste trabalho e pela amizade e paciência demonstrada por todos esses anos desde a graduação em Engenharia Civil.

Ao orientador, Prof. Dr. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco, pelo conhecimento transmitido e toda sua ajuda de acordo com a sua experiência.

Aos professores do PGECIV, Prof. Dr. Francisco José da Cunha Soeiro e Prof. Dr. Ricardo Rodrigues de Araújo, pelos ensinamentos, dentro e fora da sala de aula, durante a época das disciplinas.

Aos meus colegas de curso, em especial aos amigos Daniela, Nizer, David, Anna e Vinícius, pela parceria nesta fase e pelo apoio sempre que necessário.

Aos meus colegas de trabalho pela paciência e compreensão com os meus estudos.

A UERJ, porque sem ela não poderia ter realizado este sonho de conquista.

A todos aqueles, que embora não citados nominalmente, contribuíram direta e indiretamente para a execução deste trabalho.

A CAPES pelo apoio financeiro.

É graça divina começar bem. Graça maior é persistir na caminhada certa. Mas a graça das graças é não desistir nunca. (Dom Hélder Câmara).

A verdadeira medida de um homem não é como ele se comporta em momentos de conforto e conveniência, mas como ele se mantém em tempos de controvérsia e desafio. (Martin Luther King).

Algo só é impossível até que alguém duvide e resolva provar ao contrário. (Albert Einstein)

RESUMO

Lopes, Marcela Monteiro. *Avaliação de ligações entre perfis tubulares em aço submetidas a esforços de flexão*. 2014. 1064f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2014.

Os perfis tubulares sem costura são largamente utilizados em diversos países, porém, no Brasil, o uso desses perfis na construção civil era bastante limitado, restringindo-se praticamente a coberturas espaciais. Considerando uma nova realidade para o uso de perfis tubulares, este trabalho apresenta uma análise de ligações tipo “T” com perfis tubulares quadrados (SHS) para o banzo e para o montante efetuada com base na norma europeia, Eurocode 3, no CIDECT, na NBR 16239:2013 e ISO 14346 através de um modelo em elementos finitos desenvolvido no programa Ansys. Verificou-se a influência do momento atuante no montante no comportamento global das ligações. As não-linearidades físicas e geométricas foram incorporadas aos modelos, a fim de se mobilizar totalmente a capacidade resistente desta ligação. A não-linearidade do material foi considerada através do critério de plastificação de von Mises através da lei constitutiva tensão *versus* deformação tri-linear de forma a exibir um comportamento elasto-plástico com encruamento. A não-linearidade geométrica foi introduzida no modelo através da Formulação de Lagrange Atualizado. Os resultados numéricos são avaliados para a ligação em estudo quanto aos modos de falha e a distribuição de tensões. A análise dos momentos resistentes obtidos em comparação com os resultados do modelo numérico, apresentou valores excessivamente a favor da segurança no cálculo utilizando as equações de dimensionamento. Um estudo para fatores de correção das equações de dimensionamento é proposto.

Palavras-chave: Ligações Tubulares; Análise Numérica; Método dos Elementos Finitos; Análise Não-Linear.

ABSTRACT

Seamless tubular sections are widely used in many countries, but in Brazil, the use of these profiles in construction is quite limited, being almost restricted to spatial trusses. Considering a new reality for the use of tubular profiles, this Dissertation presents an analysis of "T" joints with square hollow sections (SHS) for the chord and the brace based on the European standard, Eurocode 3, CIDECT Design Guide, NBR 16239:2013 and ISO 14346 through out a finite element model developed in ANSYS program. The main objective of the present investigation is to evaluate the influence of the bending moment over the joint global behavior. The physical and geometrical nonlinearities were incorporated into the models, in order to fully mobilize the joint global response. The nonlinearity of the material was considered by adopting the von Mises yield criteria with a material constitutive law with a multilinear stress versus strain curve associated to a elastic-plastic behavior with hardening. The geometric nonlinearity has been introduced into the model through Updated Lagrangian formulation. The numerical results were evaluated for studied joints in terms of the failure modes and stress distributions. The numerical results are evaluated for binding study on the modes of failure and the stress distribution. The analysis of the resistant moments obtained in comparison with the results of numerical model presented values for safety excessively calculated using equations sizing. A study for the correction equations scaling factors is proposed.

Keywords: Hollow Section Joints. Numerical Analysis. Finite Element Analysis. Non-Linear Analysis.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Ponte Tsing Ma – Hong Kong [1].	19
Figura 2 – Exemplos de estruturas com perfis tubulares – parte 1.	21
Figura 3 – Exemplos de estruturas com perfis tubulares – parte 2	22
Figura 4 – Exemplo de aplicação de estrutura tipo Vierendeel em uma edificação [7].	23
Figura 5 – Ponte utilizando estrutura tipo Vierendeel [16].	24
Figura 6 – Estrutura utilizando sistema tipo Vierendeel no Edifício Tata [17].	25
Figura 7 – Processo de formação de rótula plástica [35].	33
Figura 8 – Comportamento das seções à flexão [37].	35
Figura 9 – Convenção para classificação de ligações planas [7].	39
Figura 10 – Convenção para classificação de ligações espaciais [7].	40
Figura 11 – Modos de ruína em ligações tubulares tipo “T” [3]	42
Figura 12 – Representação geométrica da ligação tipo “T” entre SHS (banzo e montante) [7].	43
Figura 13 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento critério de deformação limite.	50
Figura 14 – Elemento SHELL181 [14].	51
Figura 15 – Malha de elementos finitos do modelo numérico [14].	52
Figura 16 – Curva tensão <i>versus</i> deformação do material [39].	52
Figura 17 – Modelo com dados de Christitsas [18] para calibração do modelo numérico utilizado no presente trabalho.	53
Figura 18 – Modelo de soldas adotadas no experimental para $\beta < 1$ e $\beta = 1$ [18].	54
Figura 19 – Imagem do modelo ensaiado por Christitsas <i>et al.</i> [18].	55
Figura 20 – Detalhe da ligação com grid para facilitar a visualização das deformações ocorridas durante o ensaio de Christitsas <i>et al.</i> [18].	55
Figura 21 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento experimental de Christitsas <i>et al.</i> [18] e obtida pelo modelo numérico.	56
Figura 22 – Imagem da deformada do modelo numérico.	56
Figura 23 – Tensões de von Mises do modelo numérico da calibração (em MPa). ...	57
Figura 24 – Curva momento <i>versus</i> deslocamento (M_{ip}) – SHS 180x6 e 110x5.	59
Figura 25 – Curva momento <i>versus</i> deslocamento (M_{op}) – SHS 180x6 e 110x5.	60

Figura 26 – Evolução de tensões de von Mises para o momento no plano (em MPa).	60
Figura 27 – Evolução de tensões de von Mises para o momento para fora do plano (em MPa).....	61
Figura 28 – Curva momento <i>versus</i> deslocamento (M_{ip}) – SHS 100x100x5.	67
Figura 29 – Curva momento <i>versus</i> deslocamento (M_{ip}) – SHS 120x120x5.	67
Figura 30 – Curva momento <i>versus</i> deslocamento (M_{ip}) – SHS 140x140x5.	68
Figura 31 – Curva momento <i>versus</i> deslocamento (M_{ip}) – SHS 160x160x5.	68
Figura 32 – Curva momento <i>versus</i> deslocamento (M_{ip}) – SHS 180x180x6.	69
Figura 33 – Curva momento <i>versus</i> deslocamento (M_{ip}) – SHS 200x200x6.	69
Figura 34 – Curva momento <i>versus</i> deslocamento (M_{ip}) – SHS 220x220x8.	70
Figura 35 – Curva momento <i>versus</i> deslocamento (M_{ip}) – SHS 260x260x8.	70
Figura 36 – Razão M_{ip}/M_{def} e nova razão M_{ip}/M_{def}	74
Figura 37 – Curva momento <i>versus</i> deslocamento (M_{op}) – SHS 100x100x5.	75
Figura 38 – Curva momento <i>versus</i> deslocamento (M_{op}) – SHS 120x120x5.	75
Figura 39 – Curva momento <i>versus</i> deslocamento (M_{op}) – SHS 140x140x5.	76
Figura 40 – Curva momento <i>versus</i> deslocamento (M_{op}) – SHS 160x160x5.	76
Figura 41 – Curva momento <i>versus</i> deslocamento (M_{op}) – SHS 180x180x6.	77
Figura 42 – Curva momento <i>versus</i> deslocamento (M_{op}) – SHS 200x200x6.	77
Figura 43 – Curva momento <i>versus</i> deslocamento (M_{op}) – SHS 220x220x8.	78
Figura 44 – Curva momento <i>versus</i> deslocamento (M_{op}) – SHS 260x260x8.	78
Figura 45 – Razão M_{op}/M_{def} e nova razão M_{op}/M_{def}	83
Figura 46 – Razão M_{op}^*/M_{def} e nova razão M_{op}^*/M_{def}	83
Figura 47 – Curva momento <i>versus</i> deslocamento (M_{ip}) – SHS 260x260x8 para sistemas bi-apoiado e engastado.....	84
Figura 48 – Exemplo de comportamento da ligação com $\beta > 0,70$ [40].....	85
Figura 49 – Imagens da ligação experimental de Nizer [40].	86
Figura 50 – Curva do comportamento da ligação para diversos percentuais da carga plástica no banzo para compressão e tração (M_{ip}) – SHS 140x70.....	89
Figura 51 – Curvas comparativas entre o comportamento numérico e as normas (M_{ip}) – SHS 140x70.	89
Figura 52 – Curva do comportamento da ligação para diversos percentuais da carga plástica no banzo para compressão e tração (M_{ip}) – SHS 180x110.....	90

Figura 53 – Curvas comparativas entre o comportamento numérico e as normas (M_{ip}) – SHS 180x110.	90
Figura 54 – Curva do comportamento da ligação para diversos percentuais da carga plástica no banzo para compressão e tração (M_{ip}) – SHS 260x170.	91
Figura 55 – Curvas comparativas entre o comportamento numérico e as normas (M_{ip}) – SHS 260x170.	91
Figura 56 – Curva do comportamento da ligação para diversos percentuais da carga plástica no banzo para compressão e tração (M_{op}) – SHS 140x70.	93
Figura 57 – Curvas comparativas entre o comportamento numérico e as normas (M_{op}) – SHS 140x70.	94
Figura 58 – Curva do comportamento da ligação para diversos percentuais da carga plástica no banzo para compressão e tração (M_{op}) – SHS 180x110.	94
Figura 59 – Curvas comparativas entre o comportamento numérico e as normas (M_{op}) – SHS 180x110.	95
Figura 60 – Curva do comportamento da ligação para diversos percentuais da carga plástica no banzo para compressão e tração (M_{op}) – SHS 260x170.	95
Figura 61 – Curvas comparativas entre o comportamento numérico e as normas (M_{op}) – SHS 260x170.	96
Figura 62 – Razão M_{ip}/M_{def} e M_{ip}^*/M_{def} e nova razão M_{ip}/M_{def} e M_{ip}^*/M_{def}	98
Figura 63 – Razão M_{op}/M_{def} e M_{op}^*/M_{def} e nova razão M_{op}/M_{def} e M_{op}^*/M_{def}	98

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Dimensões comerciais para seções tubulares laminadas a quente [2]. ...	33
Tabela 2 – Dimensões comerciais para seções tubulares formadas a frio [36].	34
Tabela 3 – Classificação das seções transversais [37].	36
Tabela 4 – Parâmetros referentes ao momento fletor resistente [38].	37
Tabela 5 – Características dos Modelos Numéricos	63
Tabela 6 – Características dos modelos numéricos (M_{ip}) [kNm]	64
Tabela 7 – Características dos modelos numéricos (M_{op}) [kNm]	65
Tabela 8 – Razão $M_{ip,1}/M_{def}$ das ligações	71
Tabela 9 – Comparativo entre a razão $M_{ip,1}/M_{def}$ e a nova razão razão $M_{ip,1}/M_{def}$	73
Tabela 10 – Razão $M_{op,1}/M_{def}$ e $M_{op,1}^*/M_{def}$ para as ligações com banzo 100x100x5	80
Tabela 11 – Comparativo entre a razão $M_{op,1}/M_{def}$ e a nova razão razão $M_{op,1}/M_{def}$	81
Tabela 12 – Comparativo entre a razão $M_{op,1}^*/M_{def}$ e a nova razão razão $M_{op,1}^*/M_{def}$	82
Tabela 13 – Características dos modelos numéricos (M_{ip}) [kNm]	87
Tabela 14 – Características dos modelos numéricos (M_{op}) [kNm]	88
Tabela 15 – Razão $M_{ip,1}/M_{def}$ e $M_{ip,1}^*/M_{def}$ para as diferentes cargas axiais das ligações	92
Tabela 16 – Razão $M_{op,1}/M_{def}$ e $M_{op,1}^*/M_{def}$ para as diferentes cargas axiais das ligações	97

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

EC3	Eurocode 3 – European Committee for Standardisation – Design of Steel Structures
EC3 1-1	Eurocode 3 – Parte 1-1: Design of Steel Structures – General rules and rules for buildings
EC3 1-8	Eurocode 3 – Parte 1-8: Design of Steel Structures – Design of joints
FEN	Faculdade de Engenharia
UERJ	Universidade do Estado do Rio de Janeiro
CIDECT	International Committee for the Development and Study of Tubular Structures
IIW	International Institute of Welding
NBR 16239	Norma Brasileira: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações com perfis tubulares
CHS	Circular Hollow Section
RHS	Rectangular Hollow Section
SHS	Square Hollow Section
EHS	Elliptical Hollow Section

LISTA DE SÍMBOLOS

β	razão entre a largura da diagonal ou montante e a largura do banzo
γ	razão entre a largura do banzo e duas vezes a sua espessura
γ_{a1}	fator de segurança utilizado pela NBR 16239:2013
γ_{M5}	fator de segurança utilizado pelo Eurocode
γ_N	coeficiente de ajustamento utilizado pela NBR 16239:2013
γ_{M0}	coeficiente de ponderação utilizado pelo Eurocode
ε	parâmetro = $\sqrt{235/f_y}$
ε_u	deformação última
ε_y	deformação de escoamento
η	parâmetro = h_1/b_0
θ	ângulo entre o montante e o banzo na ligação
λ	parâmetro = $b/2.t$
λ_p	parâmetro = $0,38\sqrt{E/f_y}$
λ_r	parâmetro = $0,95\sqrt{k_c E/0,7f_y}$
Δ_s	deslocamento correspondente a 1% da largura do banzo
Δ_u	deslocamento correspondente a 3% da largura do banzo
b_0	largura da seção transversal do banzo
b_1	largura do montante na ligação
c	comprimento para classificação das seções
f_y	tensão limite de escoamento do aço
f_u	tensão de ruptura do aço
h_0	altura da seção transversal do banzo
h_1	altura do montante na ligação
k_n	parâmetro de cálculo
n	parâmetro de cálculo
t	espessura dos elementos
t_0	espessura do banzo
t_1	espessura do montante na ligação
A_0	área da seção transversal do banzo
C_1	coeficiente da função de tensões no banzo dada pelo CIDECT

E	módulo de elasticidade
M_0	momento aplicado no banzo
$M_{pl,0}$	momento de plastificação no banzo
M_{def}	momento resistente da ligação obtida pelo critério de deformação limite
$M_{ip,Rd}$	momento resistente de cálculo no plano da ligação
$M_{op,Rd}$	momento resistente de cálculo para fora do plano da ligação
M_S	momento correspondente ao deslocamento de 1% da largura do banzo
M_u	momento correspondente ao deslocamento de 3% da largura do banzo
M	momento resultante
M_{el}	momento elástico resistente da seção
M_{pl}	momento plástico resistente da seção
N_0	força axial aplicada no banzo
$N_{pl,0}$	força axial de plastificação do banzo
Q_u	parâmetro = $(1/2\eta + 2/\sqrt{1-\beta} + \eta/1-\beta)$
Q_f	parâmetro = $(1 - n)^{C1}$

SUMÁRIO

INTRODUÇÃO	19
1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	27
1.1 Generalidades.....	27
2 DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES ENTRE ELEMENTOS TUBULARES.....	32
2.1 Generalidades.....	32
2.2 Caracterização do aço	32
2.3 Caracterização das seções.....	35
2.4 Tipos de ligações	38
2.5 Ligações tipo “T” entre perfis tubulares de seção quadrada.....	41
2.5.1 Critérios de Dimensionamento	41
2.5.2 Eurocode 3 Parte 1.8: Recomendações de Projeto	43
2.5.3 CIDECT 2ª Edição e ISO 14346: Recomendações de Projeto.....	45
2.5.4 ABNT NBR 16239:2013: Recomendações de Projeto	47
2.6 Critério de Deformação Limite	49
3 MODELO NUMÉRICO	51
3.1 Generalidades.....	51
3.2 Calibração do modelo	53
3.3 Ligações tipo “T” entre perfis tubulares de seção quadrada.....	58
4 ANÁLISE PARAMÉTRICA	62
4.1 Ligações tipo “T” submetidas ao momento fletor	62
4.2 Resultados das ligações submetidas a momento fletor no plano da ligação.....	66
4.3 Resultados das ligações submetidas a momento fletor para fora do plano da ligação	74
4.4 Ligação tipo “T” submetida a esforço normal do banzo associado ao momento fletor.....	85
4.5 Ligações submetidas ao momento fletor no plano da ligação com aplicação de cargas axiais no banzo	88
4.6 Ligações submetidas ao momento fletor para fora do plano da ligação com aplicação de cargas axiais no banzo	93
5 CONSIDERAÇÕES FINAIS	99

5.1 Introdução.....	99
5.2 Principais conclusões.....	100
5.3 Trabalhos futuros.....	101
REFERÊNCIAS.....	102

INTRODUÇÃO

Generalidades

As estruturas em aço são uma alternativa bastante utilizada no mercado da construção civil devido às suas inúmeras vantagens tais como: possibilidade de pré-fabricação, fácil transporte, montagem rápida e simples, resistência elevada e peso reduzido. As possibilidades de aplicação do aço em estruturas são inúmeras e permitem vantagens diversas em suas diferentes formas de utilização.

Uma destas formas são os perfis tubulares que têm tido um crescimento, ao longo dos últimos anos, em sua aplicação como elementos estruturais de soluções de engenharia devido as excelentes propriedades mecânicas. Os perfis tubulares são encontrados com maior facilidade em três formas de seções, são elas: a retangular (RHS - *Retangular Hollow Section*), a quadrada (SHS - *Square Hollow Section*) e a circular (CHS - *Circular Hollow Section*), porém já começam estudos para a quarta seção, a elíptica (EHS - *Elliptical Hollow Section*) que propiciam a confecção de estruturas leves, econômicas, de fácil execução e com excelentes vantagens arquitetônicas e visuais, como se observa na Figura 1.



Figura 1 – Ponte Tsing Ma – Hong Kong [1].

Apesar de um custo mais elevado quando comparado com as estruturas de perfis de seções abertas, os perfis de seções tubulares tornam-se mais vantajosos devido a sua eficiência estrutural. Eficiência, esta que possibilita uma capacidade de resistência à altas solicitações de esforços axiais de tração e compressão, flexão, torção e efeitos combinados.

A seção transversal das seções tubulares circulares (CHS), que por ser uma seção fechada, com concentração de material em pontos distantes do centro de massa, apresenta uma distribuição de tensões muito eficiente, exigem, no entanto, mão de obra especializada para a confecção de ligações com outras seções de perfis tubulares. Apesar disto, seções tubulares retangulares (RHS) ou quadradas (SHS) são muito populares em colunas e treliças planas devido à facilidade de execução das ligações em superfícies planas.

Os perfis tubulares começaram a surgir por volta dos anos 60 devido a busca de projetistas e construtores por tecnologias com altas capacidades resistentes aos mais variados tipos de solicitações e que tivessem, inclusive, boa aparência.

Com este surgimento e difusão, verificou-se a necessidade de criação do CIDECT (*Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire*), em 1962, o qual se tornou a maior organização de fabricantes de perfis tubulares e que patrocinou estudos com intuito da obtenção de melhores resultados tanto na fabricação quanto na execução das construções em perfis tubulares.

Em países como a Holanda, Alemanha, Inglaterra e o Canadá, o uso de perfis tubulares em estruturas é bem difundido e contam com uma produção industrial contínua com alto grau de desenvolvimento tecnológico. No Brasil o mercado de estruturas tubulares começou a se alterar em razão da oferta de perfis tubulares estruturais pela Vallourec & Mannesmann do Brasil, V&M (2002), atual Vallourec (2013) e pela TUPER S.A. (2010).

No que tange ao processo de fabricação de perfis tubulares, existem dois tipos sendo o mais antigo, os perfis com costura (ou soldados) onde a seção tubular é formada através da dobra e soldagem de chapas metálicas. No entanto, a V&M [2] do Brasil introduziu no mercado nacional, os perfis sem costura (ou laminados) onde a seção transversal é formada pela laminação do aço em temperatura que permita a sua maleabilidade.

Muitos são os exemplos de aplicações de perfis tubulares em estruturas existentes no Brasil conforme apresentado na Figura 2 e na Figura 3.



a) Passarela Estação Metrô – Rio de Janeiro [8]



b) Ponte Hélix – Cingapura [9]



c) Estádio das Dunas – Natal [10]



d) Estádio Castelão – Fortaleza [11]

Figura 2 – Exemplos de estruturas com perfis tubulares – parte 1.



a) Estádio Beira Rio – Porto Alegre [11]



b) Estação Ipanema/General Osório – Rio de Janeiro [12]



c) Cobertura Mega Mall – Índia [13]

Figura 3 – Exemplos de estruturas com perfis tubulares – parte 2

Ainda no âmbito de normas de dimensionamento e verificação de ligações entre perfis tubulares, pode-se citar o EC3 1-8 [3] que também aborda este tema com equações baseadas nos manuais da primeira versão do CIDECT [4].

Recentemente foram publicadas a Norma Brasileira de Perfis Tubulares (ABNT NBR 16239:2013 [5] - Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações com perfis tubulares) a qual baseia-se no EC3 1-8 [3] e a

ISO 14346:2013 [6] - *Static design procedure for welded hollow-section joints – Recommendations* que se baseia nas equações da segunda versão do CIDECT [7].

Motivação

Diante da novidade tecnológica, impõe-se a necessidade de divulgação e implementação do uso desse tipo de perfil para fins estruturais, além de uma ampliação do número de trabalhos de pesquisa para melhor compreensão de seu comportamento estrutural.

Frente aos diversos tipos de ligações, verifica-se a ligação tipo “T” que é utilizada em diversas estruturas, principalmente as treliças planas como a proposta por Arthur Vierendeel em 1896. Nas estruturas propostas por Vierendeel, os banzos são ligados aos montantes geralmente formando ângulos de 90°.

Como apresentado na Figura 4, as ligações das estruturas tipo Vierendeel têm montantes submetidos a momentos fletores, bem como forças axiais e de cisalhamento.



Figura 4 – Exemplo de aplicação de estrutura tipo Vierendeel em uma edificação [7].

Objetivo

O presente trabalho tem como objetivo realizar um estudo numérico de ligações tipo “T” com perfis tubulares quadrados (SHS) para o banzo e para o montante através de um modelo em elementos finitos desenvolvido no programa Ansys [14]. O estudo tem como objetivo, avaliar o comportamento das ligações quando submetidas à esforços de flexão no plano e para fora do plano da, assim como a influência sobre ambas as situações quando ocorre, também, esforço normal no banzo.

A parte inicial do estudo consiste na análise paramétrica de ligações tipo “T” de perfis quadrados, através da resistência última da ligação obtida pelo critério de deformação limite [15], proposto por inúmeros autores, e comparando os resultados com os valores obtidos com base nas norma europeia, EC3 1-8 [3], no CIDECT [7], ISO 14346:2013 [5] e NBR 16239:2013 [5] de seção Classe 2 para o EC3 1-8 [3], CIDECT [7] e ISO 14346 [5] ou seção compacta para a NBR 16239:2013 [5].

Este estudo foi realizado para ligações submetidas a momento fletor aplicado no plano ligação e momento fletor aplicado para fora do plano da ligação. Além disso, este estudo também contemplou a influência do esforço normal atuante na ligação associado, também, a ambos os casos citados. Este tipo de ligação submetida a momento fletor, conforme mencionado anteriormente, é comum em treliças tipo Vierendeel conforme apresentado na Figura 5 e na Figura 6. As não-linearidades físicas e geométricas foram incorporadas aos modelos, a fim de se mobilizar totalmente a capacidade resistente desta ligação.



Figura 5 – Ponte utilizando estrutura tipo Vierendeel [16].



Figura 6 – Estrutura utilizando sistema tipo Vierendeel no Edifício Tata [17].

Estrutura da dissertação

O presente capítulo apresentou algumas considerações iniciais relacionadas à utilização de perfis tubulares, a motivação para o desenvolvimento deste trabalho, os objetivos principais desta dissertação bem como uma breve descrição do conteúdo do presente trabalho.

No capítulo um é realizada uma revisão bibliográfica dos trabalhos que contribuíram para o estudo de ligações soldadas entre perfis tubulares.

No capítulo dois são apresentados os métodos de dimensionamento de ligações tubulares do tipo “T” de acordo com as normas sobre o assunto: EC3 1-8 [3], CIDECT [7], NBR 16239:2013 [5] e ISO 14346 [6].

No capítulo três faz-se uma avaliação do modelo numérico criado no programa de elementos finitos, Ansys [14], calibrado através da comparação dos resultados obtidos com os resultados experimentais apresentados por Christitsas *et al.* [18].

O capítulo quatro apresenta uma descrição das características dos modelos de elementos finitos utilizados na presente análise e os resultados dos 80 modelos estudados no presente trabalho, sendo 40 combinações de perfis com aplicação de

momento no plano da ligação e os outros 40 adotados com aplicação de momento fletor para fora do plano da ligação.

Este capítulo apresenta ainda os resultados de mais 48 modelos, sendo adotadas 3 das combinações de modelos anteriormente analisados, porém com a aplicação de 8 níveis de cargas axiais no banzo antes da aplicação de momentos fletores, em cada um deles, tanto para momento no plano quanto para momento para fora do plano da ligação.

Finalmente, no capítulo cinco, são apresentadas as conclusões obtidas com o desenvolvimento do presente trabalho, assim como algumas propostas para trabalhos futuros.

1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

1.1 Generalidades

Neste trabalho foram consultados diversos trabalhos sobre ligações entre perfis tubulares desenvolvidos nos últimos anos por diversos pesquisadores, objetivando subsidiar o entendimento da avaliação de ligações soldadas entre perfis tubulares, sendo que apenas os mais importantes serão citados a seguir.

Korol e Mirza [19], em 1982, publicaram um trabalho apresentando os resultados de diversas análises sobre a resistência de ligações tipo “T” através do método de elementos finitos desenvolvido com elementos de casca. A partir destas análises os autores puderam concluir que o aumento da resistência da ligação está diretamente relacionado ao aumento dos parâmetros β e γ , sendo que β é dado pela razão entre a largura do montante e a largura do banzo e γ pela razão entre a largura do banzo e duas vezes a sua espessura. Este trabalho propôs ainda, um critério para a avaliação da capacidade de carga de ligações denominado Critério de Deformação Limite onde não ocorre um pico na curva tensão-deformação, e para tanto foi associado o estado limite último da ligação ao deslocamento da face do banzo igual a 1,2 vezes a espessura do mesmo, sendo que este valor representa aproximadamente 25 vezes a deformação elástica do elemento.

Lu *et al.* [20], em 1994, apresentaram uma nova proposta de formulação para o critério de deformação limite proposto anteriormente por Korol e Mirza [19]. Nesta nova formulação, no caso de a razão N_u/N_s , sendo N_u a carga correspondente ao deslocamento para fora do plano de 3% da largura do banzo e N_s a carga para o deslocamento de 1% da largura do banzo, for menor que 1,5, o dimensionamento da ligação será baseado no estado limite último. Caso a razão N_u/N_s seja maior que 1,5, a resistência limite de serviço controlará o dimensionamento. Desta forma, o autor propõe que o estado limite último é caracterizado pela deformação na face superior do banzo correspondente a 3% da largura do banzo. Já no caso da razão N_u/N_s seja menor que 1,5, a resistência limite de serviço irá controlar o dimensionamento onde, neste caso, o estado limite de serviço é caracterizado pela deformação na face superior do banzo correspondente a 1% da largura do banzo. Estes limites também

foram propostos por Zhao [21] em uma publicação em 1993 e é atualmente adotado pelo Instituto Internacional de Soldagem (IIW).

Zhao [22] determinou no ano 2000, através de estudos em ligações tipo “T” entre perfis RHS conformados a frio, que o critério de deformação limite proposto por LU *et al.* [20] obtido com base em ensaios realizados em ligações de perfis laminados a quente, também é válido para ligações em perfis conformados a frio. Neste trabalho, o autor verificou ainda que para o modo de falha de plastificação das paredes do banzo, o critério de deformação limite aplica-se para perfis formados a frio com $0,8 \leq \beta \leq 1,0$. Para o modo de falha de plastificação da face do banzo, a resistência última de 3% da largura do banzo controla o dimensionamento para $0,6 \leq \beta \leq 0,8$ ou $2\gamma \leq 15$ e para $0,3 \leq \beta < 0,6$ e $2\gamma > 15$, o estado limite de serviço de 1% da largura do banzo controla o dimensionamento.

Mashiri e Zhao [23] realizaram ensaios, no trabalho apresentado em 2003, com a aplicação de momento em ligações tipo “T” formada por perfis de paredes finas com perfis CHS no montante e RHS no banzo. Os autores analisaram o comportamento das ligações até a plastificação da face do banzo e se identificou que para várias ligações são conservadas suas características de trabalhabilidade conforme os critérios de deformação limite, de 1% da largura do banzo para o estado limite de serviço e 3% da largura do banzo para o estado limite último, sendo que para valores de β entre 0,34 e 0,64, obteve-se valores bem aproximados com os valores obtidos nas equações de dimensionamento constantes no CIDECT [7] e no EC3 1-8 [3].

Lima *et al.* [24] realizaram, em 2005, uma revisão de diversos trabalhos tendo como assunto a análise numérica pelo método dos elementos finitos de ligações soldadas do tipo “T” entre perfis do tipo RHS, com o objetivo de verificar a formulação proposta pelo EC3 1-8 [3], e desta forma, verificou-se que os resultados obtidos para determinadas situações de geometria da ligação mostraram valores contra a segurança.

Choo *et al.* [25], em 2003, realizaram uma gama de ensaios experimentais com a finalidade de investigar o comportamento de ligações do tipo “T” sujeitas a carregamento axial estático. Desta forma, os autores concluíram que o mecanismo de falha principal da ligação tipo “T” com montante carregado à compressão é a plastificação da face do banzo.

Van der Vegte *et al.* [26] apresentaram um trabalho, em 2005, em que realizaram um programa de simulações numéricas e estudo paramétrico, de forma a estabelecer um estudo comparativo com os resultados experimentais apresentados por Choo *et al.* [25]. Desta maneira foi possível notar que as curvas cargas *versus* deslocamento determinadas experimental e numericamente apresentaram comportamento similar o que foi ratificado com a comparação entre a deformada das seções obtidas através dos ensaios e a correspondente deformada das seções das análises numéricas. Desta maneira, os autores puderam concluir que para ligações em que o modo de falha principal é a plastificação da face do banzo, a análise numérica é capaz de fornecer uma previsão confiável do comportamento da curva carga *versus* deslocamento.

Vegte e Makino [27], em trabalho divulgado em 2006, realizaram a avaliação da resistência última de ligações tipo “T” com perfis CHS, onde consideraram os efeitos de carregamento axial de tração e compressão do banzo, variando-se os parâmetros geométricos β e 2γ . Foi utilizado o programa ABAQUS/Standart (2003) [28] para a realização da análise numérica com aplicação de um pré-carregamento axial e momento fletor na extremidade do banzo. Com isto, excluíram-se os efeitos de flexão no banzo e consideraram a não linearidade geométrica e de material, onde forneceram dados que permitiram uma nova formulação para a equação da resistência última de ligações tipo “T”, submetidas a esforço axial e momentos fletores no banzo.

Shao [29], em 2006, avaliou a influência de alguns parâmetros geométricos na distribuição de tensões na região da solda para ligações tubulares do tipo “T” e “K” sujeitas a carregamento axial no montante. Considerando que a distribuição de tensão ao longo da solda é mais crítica, pode ocorrer uma diminuição da vida útil da ligação devido ao efeito da fadiga, neste sentido, foca-se os estudos nesta região com a realização de análise paramétrica com a alteração de três parâmetros geométricos (γ - relação entre o raio e a espessura do banzo; β - relação entre os diâmetros do banzo e dos membros; τ - relação entre as espessuras dos membros e do banzo). De posse destes dados, conclui-se que a distribuição das tensões é influenciada principalmente pelo tipo de carregamento e geometria do nó, o que não era levado em consideração em estudos anteriores que incluíam somente os valores máximos de tensão na determinação da capacidade da ligação. A espessura do

banzo tem efeito significativo na distribuição de tensões para os dois tipos de ligações, de acordo com os resultados obtidos nos modelos numéricos e estudo paramétrico, enquanto que a espessura dos montantes tem pouca influência nesta distribuição de tensões. Além disso, o parâmetro β tem efeitos diferenciados na distribuição de tensões para as ligações dos tipos “T” e “K”.

Wardenier *et al.* [7], em 2008, incorporaram na segunda edição do CIDECT [7], as recomendações atualizadas do Instituto Internacional de Solda IIW [30], sendo apresentadas formulações e condições de geometria para o dimensionamento de ligações entre perfis tubulares em diferentes configurações, as quais se basearam, para diversos modos de falha da ligação, no critério da resistência última. Embora a última versão do EC3 1-8 [3] tenha utilizado a versão anterior do CIDECT [7] e do IIW [30] como referência, espera-se que uma nova versão do Eurocode 3 incorpore estas alterações.

Mendes [31], em 2008, apresentou em sua dissertação de mestrado, uma análise teórica, numérica e experimental de ligações soldadas dos tipos “T”, “K” e “KT, de seção do tipo RHS para o banzo e CHS para o montante e diagonais. O trabalho contemplou avaliação de ensaios experimentais para comparação com resultados obtidos através de modelos numéricos de elementos finitos e os calculados através das formulações do EC3 1-8 [3]. O autor concluiu que para as ligações do tipo “T” os resultados obtidos nos ensaios são similares aos resultados obtidos pelo EC3 1-8 [3], entretanto, o mesmo não foi obtido para as ligações do tipo “K” e “KT”.

Christitsas *et al.* [18], em 2006, apresentaram os resultados de um estudo experimental de ligações tipo “X” de seção SHS, submetidas a momentos de flexão no plano da ligação e comparados com os resultados obtidos através de modelo teórico utilizando o Método dos Elementos Finitos no programa ABAQUS [28]. Os autores cuidaram para que a geometria, o material e os parâmetros gerais dos modelos em questão estivessem de acordo com os requisitos gerais do EC3 1-8 [3]. Desta forma, os autores concluíram que o EC3 1-8 [3] subestima a resistência das ligações cerca de 50% a 70% e as ligações com β em torno de 0,5, no que tange a rotação, são classificadas como praticamente engastadas, enquanto aquelas com β próximos de 1,0 comportam-se como ligações semirrígidas. Os resultados

experimentais apresentados neste artigo foram utilizados para a calibração dos modelos numéricos utilizados no presente trabalho.

Nunes [32], em sua dissertação de mestrado apresentada em 2012, realizou dentre outros estudos, uma análise comparativa entre modelos numéricos elaborados no Ansys [14] de ligações tipo “T”, “K” e “KT” compostas por perfis tubulares de seção retangular e circular, com variações dos parâmetros β e 2γ e as normas CIDECT [7] e na época o Projeto da Norma NBR 16239:2013 [5]. Com isso, Nunes conclui que o modo de falha predominante é a plastificação da face superior do banzo; que com o aumento do parâmetro β , a resistência das ligações também aumenta; e os modelos mais esbeltos possuem uma rigidez inicial maior em relação aos de menor esbeltez.

Wardenier *et al.* [33], em uma publicação na revista *Steel Construction*, apresentou um resumo de recomendações de projeto desenvolvidas recentemente para ligações tipo “X” e tipo “T” com seções elípticas (EHS – Elliptical Hollow Section) submetidas a cargas axiais. Estas recomendações foram baseadas em testes experimentais, calibração de elementos finitos e estudos paramétricos realizados por um programa de pesquisa entre as universidades de Cingapura, Toronto e Delft. As equações de resistência são apresentadas de forma similar às atualmente adotadas para CHS e RHS da ISO 14346:2013 [6].

Zhao *et al.* [34], recentemente relatou sobre a evolução de perfis de alta resistência e em aço inoxidável, incluindo tubos de aço carbono com tensão de escoamento de até 1350 MPa. No artigo encontra-se a descrição em termos de tensões residuais, propriedades do material em temperaturas normais e em temperaturas elevadas, resistência à fadiga de ligações soldadas dos tubos de alta resistência e tubos de aço inoxidável.

Este capítulo apresentou uma breve revisão bibliográfica dos trabalhos utilizados no presente trabalho que teve como objetivo a obtenção de subsídios necessários para o estudo de ligações soldadas entre perfis tubulares. No capítulo a seguir serão apresentados os métodos de dimensionamento de ligações tubulares do tipo “T” de acordo com o EC3 1-8 [3], o CIDECT [7], a norma brasileira NBR 16239:2013 [5] e a ISO 14346 [5].

2 DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES ENTRE ELEMENTOS TUBULARES

2.1 Generalidades

Por muitos anos, as ligações soldadas foram utilizadas, principalmente, na montagem de torres leves e de aeronaves as quais possuem a capacidade de resistência à compressão ou à tração suficiente de forma que a integridade estrutural da barra a qual é ligada não seja comprometida [40]. No entanto, verifica-se que nestas ligações, as seções possuem diâmetros pequenos e espessuras relativamente finas, não havendo muita diferença entre os diâmetros das barras que formam a ligação.

Em ligações entre perfis tubulares considera-se que os elementos são rotulados e, devido a isto, as características relevantes são a resistência dos elementos individuais submetidos a esforços, assim como a sua capacidade de deformação.

Normalmente, as normas de projeto de ligações de perfis tubulares em aço baseiam-se em uma análise plástica ou em critérios de deformações limites. Verifica-se ainda que devem ser considerados os efeitos de flexão, cisalhamento, punção e do comportamento de membrana que uma avaliação mais precisa da resistência da ligação.

2.2 Caracterização do aço

Apesar do ferro e do carbono serem os principais elementos dos aços comerciais, estes não são ligas binárias, sempre existindo na sua composição, outros elementos secundários gerados devido ao processo de fabricação. Define-se o aço como uma liga de ferro-carbono que geralmente contém de 0,008% até 2,11% de carbono, além dos elementos secundários como Silício, Manganês, Fósforo e Enxofre.

O princípio básico no qual se baseia o dimensionamento de ligações entre perfis tubulares é a ductilidade presente nos aços com baixo teor de carbono que são de extrema importância para a formação dos mecanismos plásticos. De acordo

com Simões [35], a formação de uma rótula plástica consiste na plastificação das fibras longitudinais da seção transversal de um elemento submetido à flexão, partindo dos pontos mais afastados da linha neutra até a plastificação completa da seção. O momento fletor capaz de plastificar totalmente a seção designa-se por momento plástico e corresponde à capacidade máxima da seção. O processo de formação de uma rótula plástica inclui uma fase elástica (até atingir o momento elástico M_{el}) e uma fase elasto-plástica (até atingir o momento plástico M_{pl}), como ilustrado na Figura 7, para uma seção retangular. De acordo com o princípio das seções planas, as deformações ε mantêm-se proporcionais à distância da linha neutra, porém na fase elasto-plástica, deixa de haver proporcionalidade entre tensões e deformações.

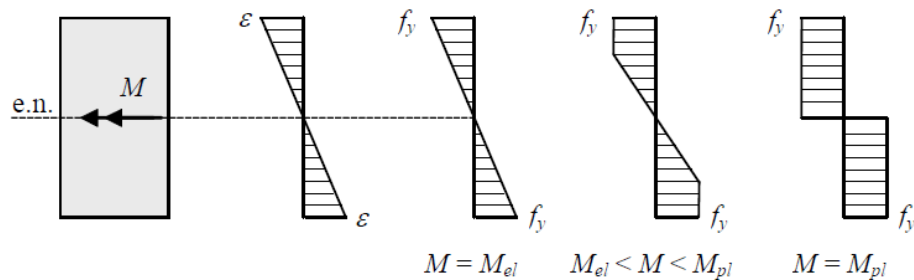



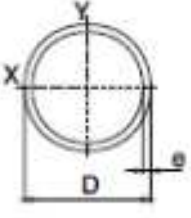
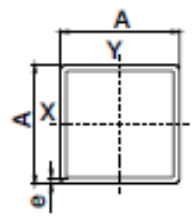
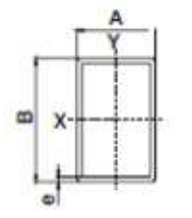
Figura 7 – Processo de formação de rótula plástica [35].

As dimensões comerciais para seções tubulares disponíveis atualmente no mercado são apresentadas nas Tabela 1 e Tabela 2.

Tabela 1 – Dimensões comerciais para seções tubulares laminadas a quente [2].

Seção Transversal	Circular (CHS)	Quadrada (SHS)	Retangular (RHS)
Dimensões Externas (D, B ou H)	33,4 mm a 355,6 mm	50 x 50 mm a 300 x 300 mm	60 x 40 mm a 400 x 200 mm
Espessura da parede do elemento ("t")	3,2 a 25 mm	3,6 a 16 mm	
Comprimento disponível	Até 16 metros, sendo o padrão 12 metros		

Tabela 2 – Dimensões comerciais para seções tubulares formadas a frio [36].

Seção Transversal 	Circular (CHS) 	Quadrada (SHS) 	Retangular (RHS) 
Dimensões Externas (D,B ou A)	15,87 mm a 339,7 mm	20 x 20 mm a 260 x 260 mm	15 x 40 mm a 200 x 350 mm
Espessura da parede do elemento (e)	de 0,75 a 16 mm		
Comprimento disponível	Até 14,6 metros, sendo o padrão 6 metros		

O EC3 1-1 [37] determina a verificação dos requisitos a seguir para a verificação das propriedades da ductilidade dos aços:

- $f_u / f_y \geq 1,10$, sendo f_u a tensão de ruptura do aço e f_y a tensão de escoamento do aço;
- alongamento de um corpo de prova de comprimento inicial igual a $5,65 \times \sqrt{A_0}$ não inferior a 15% após ruptura, sendo A_0 a área da seção transversal;
- $\epsilon_u \geq 15 \times \epsilon_y$, onde ϵ_u é a deformação correspondente à tensão de ruptura, dado por $\epsilon_u = f_u / E$, e ϵ_y é a deformação correspondente à tensão de escoamento, dado por $\epsilon_y = f_y / E$.

Estes limites também são os apresentados na norma brasileira de tubos, NBR 16239:2013 [5] que remete a NBR 8800:2008 [38] também apresenta a recomendação da verificação das propriedades da ductilidade dos aços, de acordo com os requisitos a seguir:

- $f_u / f_y \geq 1,18$, sendo f_u a tensão de ruptura do aço e f_y a tensão de escoamento do aço; e $f_y \leq 450 \text{ MPa}$.

2.3 Caracterização das seções

A classificação das seções transversais reflete a maneira com que a resistência e a capacidade de rotação de uma seção são influenciadas pelo efeito dos esforços atuantes. As seções compactas representam zonas comprimidas podendo sofrer plastificação completa, enquanto que nas seções esbeltas isso pode não ocorrer, devido ao fenômeno da flambagem local.

De acordo com o EC3 1-1 [37], as seções classificam-se conforme abaixo de acordo com a sua capacidade de rotação e capacidade de formação de uma rótula plástica.

- Classe 1: existe a formação de rótulas plásticas, com capacidade de rotação necessária aos métodos de análise plástica sem redução da resistência;
- Classe 2: é possível atingir o momento plástico resistente, porém possuem capacidade de rotação limitada;
- Classe 3: a tensão na fibra comprimida mais extrema, assumindo uma distribuição de tensões elástica, pode atingir o escoamento, porém o momento plástico não pode ser atingido devido ao fenômeno de flambagem local;
- Classe 4: o fenômeno de flambagem local ocorre antes que seja atingida a tensão de escoamento em uma ou mais partes da seção.

O comportamento a flexão das seções das classes é ilustrado na Figura 8, onde M_{el} e M_{pl} representam, respectivamente, o momento elástico e o momento plástico da seção.

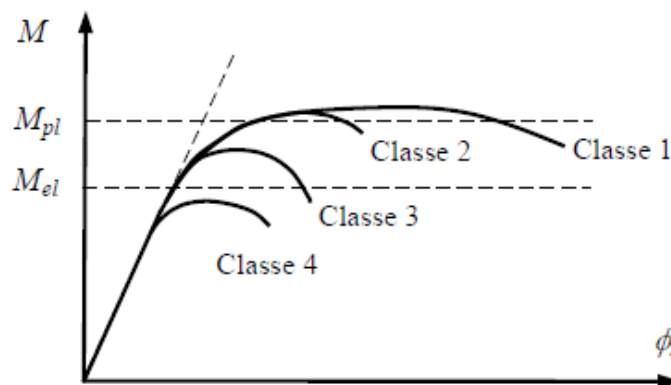
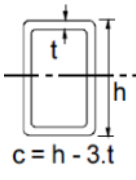
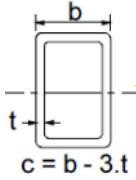
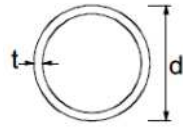


Figura 8 – Comportamento das seções à flexão [37].

A classificação das seções é definida com base na relação entre o comprimento e a espessura (c/t) dos elementos (alma e banzo), total ou parcialmente comprimidos de acordo com os esforços atuantes (compressão axial ou momento fletor) e na classe do aço obtida por $\varepsilon = \sqrt{235/f_y}$, os valores limites das relações c/t são apresentados na Tabela 3 para as classes 1 a 3. Desta forma, as seções transversais que não se enquadram nestas condições classificadas como Classe 4.

Tabela 3 – Classificação das seções transversais [37].

Seção Transversal		Retangular / Quadrada			Circular	
						
Classe 1	Comp. pura	$c / t < 33 \times \varepsilon$			$d / t < 50 \varepsilon^2$	
	Flexão pura	$c / t < 72 \times \varepsilon$				
Classe 2	Comp. pura	$c / t < 38 \times \varepsilon$			$d / t < 70 \varepsilon^2$	
	Flexão pura	$c / t < 83 \times \varepsilon$				
Classe 3	Comp. pura	$c / t < 42 \times \varepsilon$			$d / t < 90 \varepsilon^2$	
	Flexão pura	$c / t < 124 \times \varepsilon$				
$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}$	f_y	235	275	355	420	460
	ε	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71
f_y em MPa	ε^2	1,00	0,85	0,66	0,56	0,51

Os perfis comerciais são passíveis de dimensionamento por métodos plásticos pois são fabricados de maneira a atender aos limites de validade da classe 1 ou 2.

Com relação a NBR 8800:2008 [38], a classificação das seções é dada de acordo com o valor do parâmetro de esbelte λ dos componentes comprimidos:

- Compacta: seções cujos elementos comprimidos possuem $\lambda < \lambda_p$. Estas seções são capazes de desenvolver uma distribuição de tensões totalmente plástica, com grande rotação antes do início da flambagem local. Essas seções são adequadas para análise plástica, devendo no entanto, para esse tipo de análise, ter um eixo de simetria no plano do carregamento quando submetidas à flexão, e ser duplamente simétricas quando submetidas à força

axial de compressão, ou seja similar às classes 1 e 2 da classificação do EC3 1-8 [3];

- Semicompacta: seções que possuem um ou mais elementos comprimidos, onde $\lambda_p \leq \lambda \leq \lambda_r$. Nestas seções, os elementos comprimidos podem atingir a resistência ao escoamento, levando-se em conta as tensões residuais, antes que a flambagem local ocorra, mas não apresentam grande capacidade de rotação, portanto similar à classe 3 da classificação do EC3 1-8 [3]; e
- Esbelta: seções que possuem um ou mais elementos comprimidos, porém $\lambda \geq \lambda_r$. Seções na qual um ou mais elementos comprimidos sofrem flambagem em regime elástico, levando-se em conta as tensões residuais, sendo similar à classe 4 da classificação do EC3 1-8 [3];

Deve ser respeitado, ainda, o limite de classificação, onde para perfis tubulares de seção retangular é de $\left(\frac{b}{t}\right)_{\text{lim}} \leq 1,40 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$. Este mesmo limite é utilizado na NBR 16239:2013 [5].

Tabela 4 – Parâmetros referentes ao momento fletor resistente [38].

Tipos de seção e eixo de flexão	Estados-limites aplicados	M_r	M_{cr}	λ	λ_p	λ_r
Seções-caixão e tubulares retangulares, duplamente simétricas, fletidas em relação à um dos eixos de simetria que seja paralelo a dois lados	FLT Ver nota 3	$(f_y - \sigma_r)W$ Ver nota 2	$\frac{2,0C_b E}{\lambda} \sqrt{JA}$	$\frac{L_b}{r_y}$	$\frac{0,13E}{M_{pl}} \sqrt{JA}$	$\frac{2,0E}{M_r} \sqrt{JA}$
	FLM	$f_y W_{ef}$	$\frac{W_{ef}^2}{W} f_y$ Ver nota 1	$\frac{b}{t}$ Ver nota 4	$1,12 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$	$1,40 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$
	FLA	$f_y W$	-	$\frac{h}{t_w}$	Ver nota 5	$5,70 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$

Notas relacionadas a Tabela 4:

1) W_{ef} é o módulo de resistência mínimo elástico, relativo o eixo de flexão, para uma seção que tem uma mesa comprimida (ou alma comprimida no caso de perfil U fletido em relação ao eixo de menor inércia) de largura igual a b_{ef} dada por

$1,92t\sqrt{\frac{E}{\sigma}}\left[1-\frac{c_a}{b/t}\sqrt{\frac{E}{\sigma}}\right]\leq b$, com σ igual a f_y . Em alma comprimida de seção U em relação ao eixo de menor momento de inércia, $b=h$, $t=t_w$ e $b_{ef}=h_{ef}$.

2) A tensão residual de compressão nas mesas, r , deve ser tomada igual a 30% da resistência ao escoamento do aço utilizado.

3) O estado-limite FLT só é aplicável quando o eixo de flexão for o de maior momento de inércia.

4) b/t é a relação entre largura e espessura aplicável à mesa do perfil; no caso de seções I e H com um eixo de simetria, b/t refere-se à mesa comprimida (para mesas de seções I e H, b é a metade da largura total, para mesas de seções U, a largura total, para seções tubulares retangulares, a largura da parte plana e para perfis caixão, a distância livre entre as almas).

5) Para seções-caixão: $\lambda_p=3,76\sqrt{\frac{E}{f_y}}$.

O CIDECT [7] e a ISO 14346 [5] classificam as seções conforme o EC3 1-8 [3], portanto em classes 1, 2, 3 e 4.

2.4 Tipos de ligações

Os guias de projeto para ligações tubulares do CIDECT [7], apresentam que a designação dos tipos de ligações é baseada, não apenas em sua aparência física, mas sim no método de transferência de forças entre os elementos na ligação. Na Figura 9 é possível verificar que quando no mínimo 80% da componente normal da força na diagonal é equilibrada pela componente normal da força na outra diagonal, estando as diagonais soldadas no mesmo lado do banzo, a ligação é classificada como K, caso contrário a ligação é classificada como X. Destaca-se ainda que uma ligação do tipo N pode ser considerada como um tipo especial da ligação tipo K.

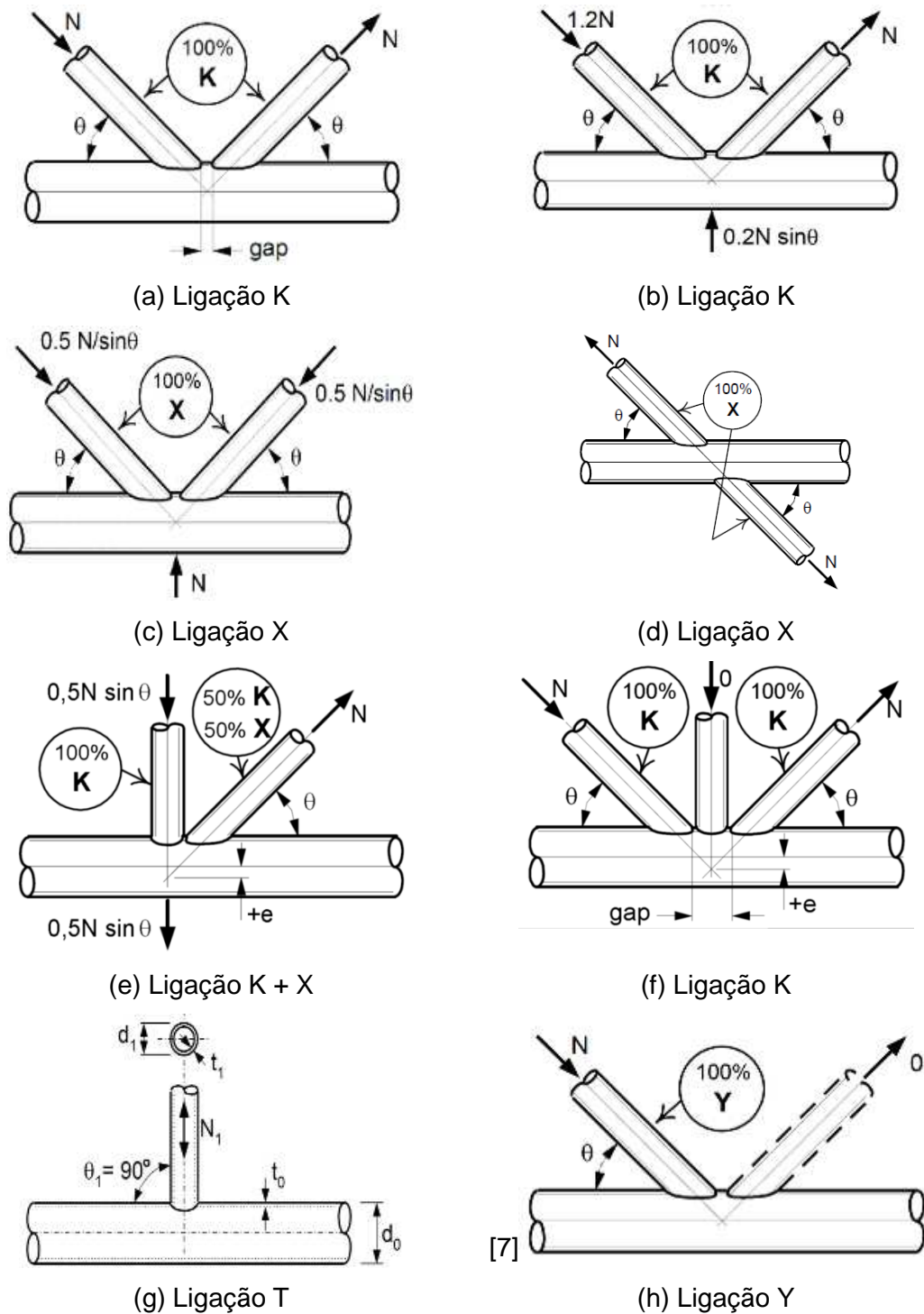


Figura 9 – Convenção para classificação de ligações planas [7].

Quando a componente normal da força no elemento (diagonal ou montante) é equilibrada pelos esforços (cortante ou momento) atuantes no banzo, a ligação será classificada como T, caso este elemento seja um montante (ortogonal ao banzo). Se este elemento for uma diagonal, a ligação passa a ser classificada como Y. Quando a componente normal da força na diagonal é transmitida através do banzo e é equilibrada pela componente normal da força na outra diagonal soldada no lado

oposto, a ligação é classificada como X. De forma espacial, temos as classificações apresentadas na Figura 10.

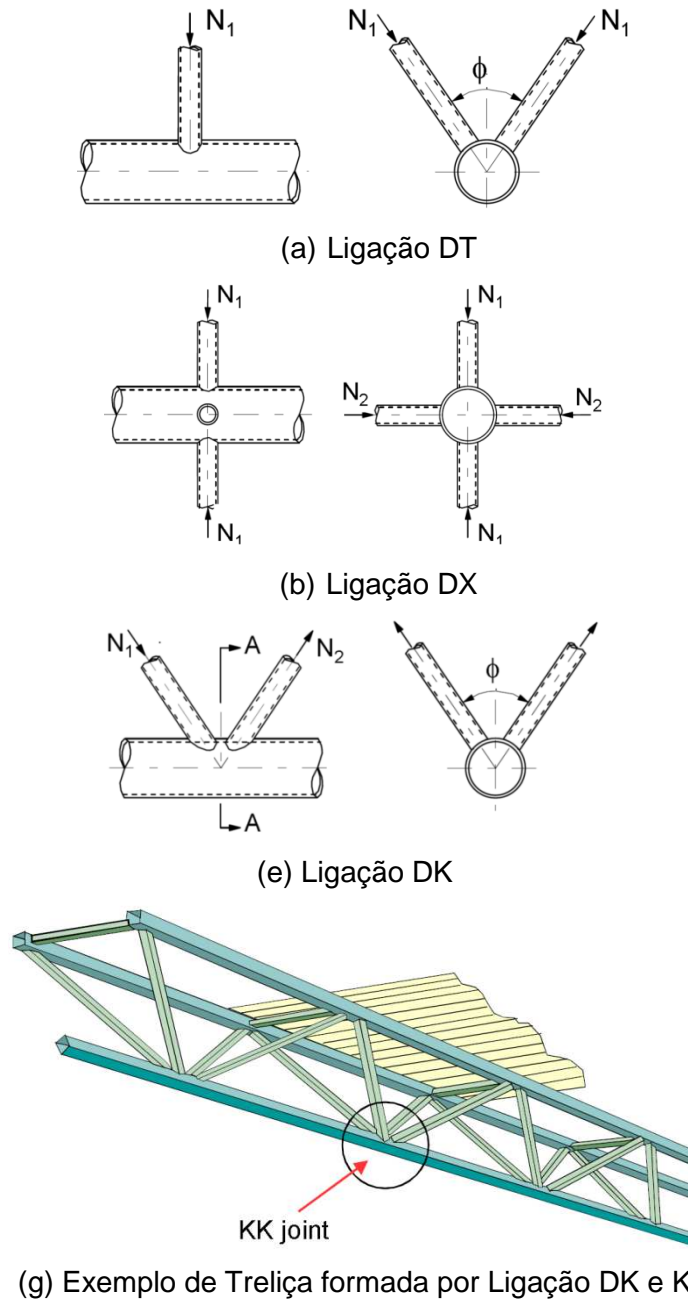


Figura 10 – Convenção para classificação de ligações espaciais [7].

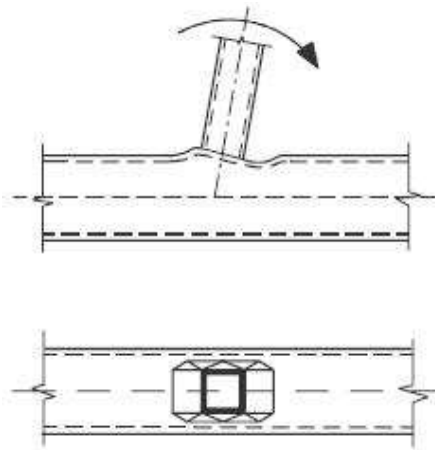
2.5 Ligações tipo “T” entre perfis tubulares de seção quadrada

2.5.1 Critérios de Dimensionamento

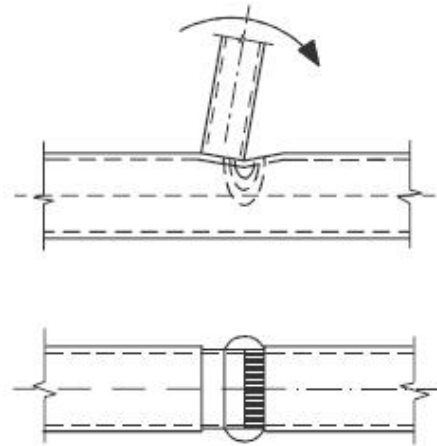
Tanto no EC3 1-8 [3], quanto a NBR 16239:2013 [5], o CIDECT [7] e a ISO 14346 [5], no que se refere ao dimensionamento de ligações entre elementos metálicos, encontram-se apresentadas metodologias de dimensionamento específicas para ligações entre perfis tubulares. A metodologia existente para este tipo de ligação baseia-se no pressuposto que estas singularidades podem ser consideradas como rotuladas, e que como tal, a característica fundamental que garante a adequabilidade da ligação é a resistência dos seus elementos individuais (banzo e montante).

Para o dimensionamento destas ligações, diversos estados limites últimos são considerados a saber:

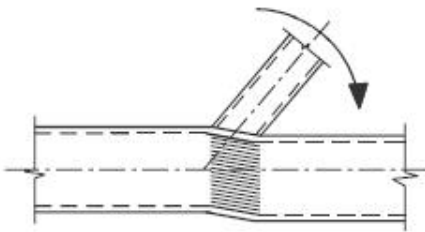
- plastificação da face do banzo (denominado de Modo A pela NBR 16239:2013 [5]), Figura 11(a);
- plastificação da parede lateral do banzo por escoamento, esmagamento ou instabilidade devido carga axial de compressão no membro (denominado de Modo B pela NBR 16239:2013 [5]), Figura 11(b);
- plastificação por cisalhamento do banzo (denominado de Modo C pela NBR 16239:2013 [5]), Figura 11(c);
- ruptura por punção da parede da seção do banzo (denominado de Modo D pela NBR 16239:2013 [5]), Figura 11(d);
- ruptura na região da solda ou da diagonal com largura efetiva reduzida (denominado de Modo E pela NBR 16239:2013 [5]), Figura 11(e);
- ruína por flambagem local da diagonal (denominado de Modo F pela NBR 16239:2013 [5]), Figura 11(f).



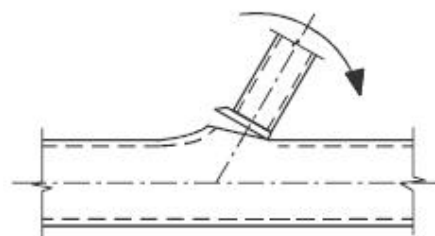
a) Modo A - plastificação da face do banzo



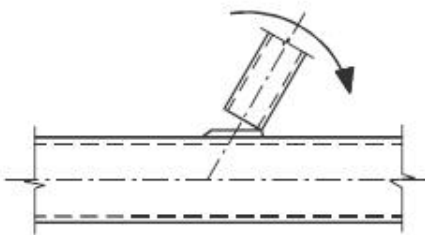
b) Modo B - plastificação da parede lateral do banzo



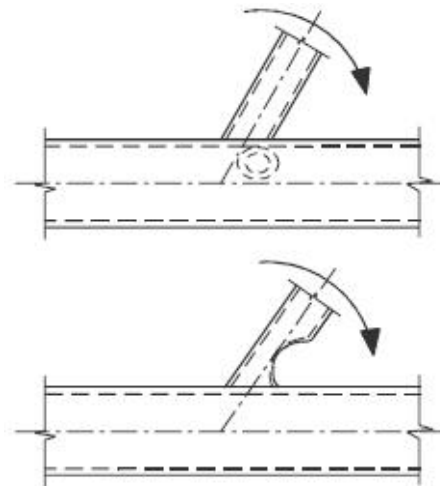
c) Modo C - plastificação por cisalhamento do banzo



d) Modo D - ruptura por punção da parede da seção do banzo



e) Modo E - ruptura na região da solda ou da diagonal com largura efetiva reduzida



f) Modo F - ruína por flambagem local da diagonal

Figura 11 – Modos de ruína em ligações tubulares tipo “T” [3]

2.5.2 Eurocode 3 Parte 1.8: Recomendações de Projeto

O EC3 1-8 [3] considera o dimensionamento de ligações entre perfis tubulares quadrados (SHS) para o banzo e para o montante, mas impõe determinados limites de geometria que devem ser verificados e que são apresentados da Eq. (1) a Eq. (6), considerando-se as propriedades geométricas mostradas na Figura 12.

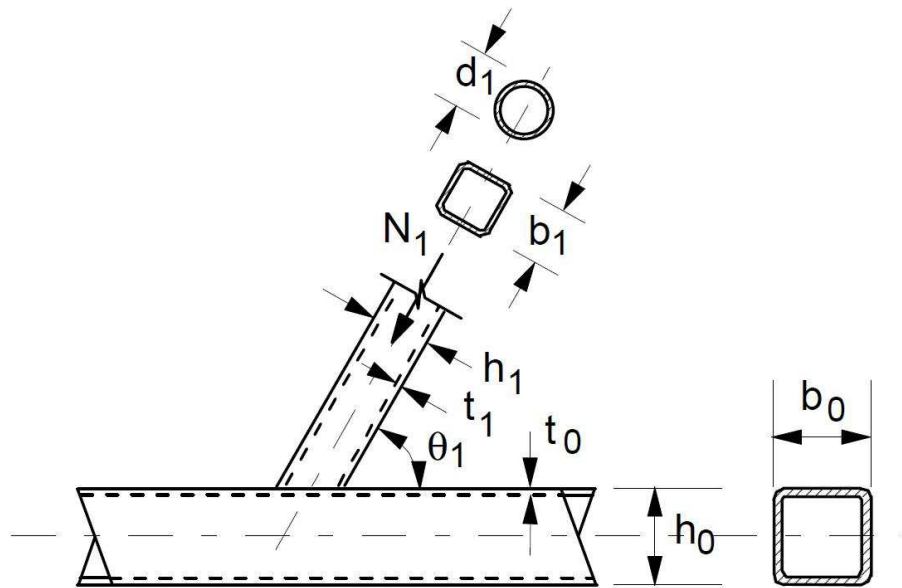


Figura 12 – Representação geométrica da ligação tipo “T” entre SHS (banzo e montante) [7].

A partir das definições de geometria apresentadas na Figura 12, é possível definir os parâmetros geométricos que determinam a validação da ligação, isto é, os limites de geometria anteriormente mencionados:

$$0,25 \leq \beta = \frac{b_i}{b_0} \leq 0,85 \quad (1)$$

$$\frac{b_i}{t_i} \text{ e } \frac{h_i}{t_i} \leq 35 \quad (2)$$

$$10 \leq 2\gamma = \frac{b_0}{t_0} \leq 35 \quad (3)$$

$$h_0/t_0 \leq 35 \quad (4)$$

$$0,5 \leq h_0/b_0 \text{ e } h_i/b_i \leq 2,0 \quad (5)$$

$$t_1 \leq t_0 \quad (6)$$

Entretanto, conforme recomendações do EC3 1-8 [3], para o tipo de ligação estudado neste trabalho, o estado limite último de plastificação da face superior do banzo controla o dimensionamento. Logo, o momento resistente no plano da ligação é obtido através da Eq. (18), a seguir:

$$M_{ip,1,Rd} = k_n f_{y0} t_0^2 h_1 \left(\frac{1}{2\eta} + \frac{2}{\sqrt{1-\beta}} + \frac{\eta}{1-\beta} \right) / \gamma_{M5} \quad (7)$$

onde:

$M_{ip,1,Rd}$ é o momento fletor resistente de cálculo, do montante, no plano;

$M_{op,1,Rd}$ é o momento fletor resistente de cálculo, do montante, para fora do plano;

k_n é tomado igual a 1,0 quando não há cargas de no banzo;

f_{y0} é a tensão de escoamento do banzo, para o presente trabalho tomado igual a 345MPa;

t_0 é a espessura do banzo;

h_1 é a altura do montante, neste caso (SHS) igual a b_1 ;

η é o parâmetro geométrico dado pela razão entre a altura da seção do montante pela largura da base do banzo (h_1/b_0);

β é o parâmetro geométrico apresentado na Eq. (1);

γ_{M5} é um fator de segurança, neste caso tomado igual a 1,0.

Assim como o momento resistente fora do plano da ligação é obtido através da Eq. (8), a seguir:

$$M_{op,1,Rd} = k_n f_{y0} t_0^2 \left(\frac{h_1(1+\beta)}{2(1-\beta)} \sqrt{\frac{2b_0b_1(1+\beta)}{1-\beta}} \right) / \gamma_{M5} \quad (8)$$

onde:

$M_{op,1,Rd}$ é o momento fletor resistente de cálculo, do montante, para fora do plano;

k_n é tomado igual a 1,0 quando não há cargas de no banzo;

f_{y0} é a tensão de escoamento do banzo, para o presente trabalho tomado igual a 345MPa;

t_0 é a espessura do banzo;

h_1 é a altura do montante, neste caso (SHS) igual a b_1 ;

β é o parâmetro geométrico apresentado na Eq. (1);

b_0 é a largura do banzo;

b_1 é a largura do montante;

γ_{M5} é um fator de segurança, neste caso tomado igual a 1,0.

Portanto conclui-se que a seção para atender aos critérios de geometria apresentados a seção deverá ser Classe 2.

2.5.3 CIDECT 2ª Edição e ISO 14346: Recomendações de Projeto

De forma similar ao EC3 [3], o CIDECT [7], assim como a ISO 14346 [5] impõem alguns limites de geometria a serem verificados os quais são apresentados nas Eq. (9) a Eq. (12) considerando-se as propriedades geométricas mostradas na Figura 12.

$$\beta = \frac{b_i}{b_0} \geq 0,1 + 0,02\gamma = 0,1 + 0,01 \frac{b_0}{t_0} \quad (9)$$

$$0,25 \leq \beta = \frac{b_i}{b_0} \leq 0,85 \quad (10)$$

$$2\gamma = b_0/t_0 \text{ e } h_0/b_0 \leq 40 \quad (11)$$

$$b_i/t_i \text{ e } h_i/t_i \leq 40 \quad (12)$$

Conforme comentado anteriormente, para o tipo de ligação estudado neste trabalho, o estado limite último que controla o dimensionamento é a plastificação da face superior do banzo da ligação. De acordo com o CIDECT [7], as constantes apresentadas nas equações de resistência para momento fletor deste estado limite último foram obtidas através de calibrações com resultados experimentais. A nova equação proposta pelo CIDECT [7] é expressa em termos de Q_u (influência dos parâmetros β e γ) e de Q_f (influência do parâmetro n) conforme Eq. (13) a Eq. (17) seguir. Nestas equações, o parâmetro C_1 é tomado igual a $0,5 - 0,5\beta$ ($C_1 \geq 0,10$) para banzos com tensões de compressão e igual a 1,0 para tensões de tração. Para diferenciar da formulação presente na 1ª edição do CIDECT [4] e adotada em diversos regulamentos ao redor do mundo, as equações apresentadas a seguir, consideram apenas pequenas notações utilizadas.

$$M_{ip,1}^* = Q_u Q_f f_{y0} t_0^2 h_1 \quad (13)$$

$$M_{op,1}^* = Q_u Q_f f_{y0} t_0^2 b_1 \quad (14)$$

$$Q_u = \left(\frac{1}{2\eta} + \frac{2}{\sqrt{1-\beta}} + \frac{\eta}{1-\beta} \right) \quad (15)$$

$$Q_f = (1-|\eta|)^{C_1} \quad (16)$$

$$\eta = \frac{N_0}{N_{pl,0}} + \frac{M_0}{M_{pl,0}} \quad (17)$$

onde:

$M_{ip,1}^*$ é o momento fletor resistente de cálculo, do montante, no plano,

Q_u é função que representa o efeito dos parâmetros geométricos;

Q_f é função que leva em conta o efeito da tensão na face de contato do banzo;

n é a relação de tensões para banzos RHS (ou SHS);

C_1 é o coeficiente da função de tensões no banzo;

N_0 é a força axial aplicada no banzo;

$N_{pl,0}$ é a força axial de plastificação do banzo;

M_0 é o momento aplicado no banzo;

$M_{pl,0}$ é o momento de plastificação no banzo.

2.5.4 ABNT NBR 16239:2013: Recomendações de Projeto

A NBR 16239:2013 [5], no que se refere ao dimensionamento de ligações entre perfis tubulares quadrados (SHS) para o banzo e para o montante, possui os limites de geometria idênticos aos apresentados nas Eq. (1) a Eq. (6) do EC3 1-8 [3].

De acordo com a NBR 16239:2013 [5], as equações de resistência para momento fletor do estado limite último que controla o dimensionamento para o tipo de ligação estudado neste trabalho (plastificação da face superior do banzo da ligação – Modo de falha A) é similar à apresentada pelo EC3 1-8 [3], com alteração do fator de segurança γ_{a1} além de apresentar um fator multiplicador constante no valor de 1,1. Desta forma, a Eq. (18) a seguir é apresentada para a obtenção do momento resistente no plano.

$$M_{ip,1,Rd} = 1,1 \cdot k_n \cdot f_{y0} \cdot t_0^2 \cdot h_1 \left(\frac{1}{2\eta} + \frac{2}{\sqrt{1-\beta}} + \frac{\eta}{1-\beta} \right) / \gamma_{a1} \quad (18)$$

onde:

$M_{ip,1,Rd}$ é o momento fletor resistente de cálculo, do montante, no plano,

k_n é tomado igual a 1,0 quando não há cargas de no banzo;

f_{y0} é a tensão de escoamento do banzo, para o presente trabalho tomado igual a 345MPa;

t_0 é a espessura do banzo;

h_1 é a altura do montante, neste caso (SHS) igual a b_1 ;

η é o parâmetro geométrico dado pela razão entre a altura da seção do montante pela largura da base do banzo (h_1/b_0);

β é o parâmetro geométrico apresentado na Eq. (1);

γ_{a1} é um fator de segurança, neste caso tomado igual a 1,1.

A Eq. (19) a seguir é apresentada para a obtenção do momento resistente fora do plano.

$$M_{op,1,Rd} = 1,1 \cdot k_n f_{y0} t_0^2 h_1 \left(\frac{h_1(1+\beta)}{2(1-\beta)} + \sqrt{\frac{2b_0b_1(1+\beta)}{1-\beta}} \right) / \gamma_{a1} \quad (19)$$

onde:

$M_{op,1,Rd}$ é o momento fletor resistente de cálculo, do montante, fora do plano,

k_n é tomado igual a 1,0 quando não há cargas de no banzo;

f_{y0} é a tensão de escoamento do banzo, para o presente trabalho tomado igual a 345MPa;

t_0 é a espessura do banzo;

h_1 é a altura do montante, neste caso (SHS) igual a b_1 ;

β é o parâmetro geométrico apresentado na Eq. (1);

b_0 é a largura do banzo;

b_1 é a largura do montante;

γ_{a1} é um fator de segurança, neste caso tomado igual a 1,1.

Similarmente ao EC3 1-8 [3], considerando-se que os critérios de geometria a serem atendidos na NBR 16239:2013 [5], a classe da seção deve ser compacta.

2.6 Critério de Deformação Limite

As normas de projeto de ligações de perfis tubulares em aço são normalmente baseadas em uma análise plástica, ou em critérios de deformações limites [15]. Na análise plástica pelo método dos mecanismos, a cada mecanismo de colapso cinematicamente admissível, está associado um multiplicador das cargas da estrutura que é igual ou maior do que o seu multiplicador de colapso. A solução encontrada é, portanto dependente do mecanismo adotado, e será tão mais exata quanto mais adequado for aquele mecanismo. Os critérios de limites de deformação usualmente associados ao estado limite último da face de um perfil tubular solicitada perpendicularmente ao seu plano correspondem à máxima deformação desta componente naquela direção.

A justificativa para se utilizar o critério de deformação limite é que, para faces do banzo esbeltas, a rigidez da ligação não se anula depois do escoamento completo, mas pode assumir valores elevados devido ao efeito de membrana. Segundo Kosteski *et al.* [15], muitas vezes a resposta dada pela curva carga-deformação da ligação não apresenta um pico bem definido como na Figura 13. É evidente que se a máxima carga é obtida através de curvas experimentais, a ausência de um “cotovelo” na curva pode dificultar a identificação do ponto referente ao estado limite último. Desta forma, comparações de resultados experimentais com resultados referentes a uma análise plástica, podem, nestes casos, ser baseadas nos critérios de deformação.

O limite de deformação proposto por Lu *et al.* [20] e descrito por Choo *et al.* [25] pode ser usado na avaliação das cargas axiais e/ou rotação de uma ligação submetida a esforços axiais e flexão. O momento resistente da ligação é baseada numa comparação da deformação na interseção da ligação (montante-banzo) para dois níveis de carregamento: o momento resistente último, M_u , que corresponde a uma endentação do banzo, $\Delta_u = 0,03b_0$, e o limite de serviço é dado por $\Delta_s = 0,01b_0$. Lu *et al.* [20] determinou que o primeiro ponto com perda de rigidez na curva carga-deslocamento pode ser considerado caso o deslocamento corresponda a um limite menor que $\Delta_u = 0,03b_0$. De acordo com o autor, se a razão M_u/M_s for maior a 1,5, o dimensionamento da ligação deve ser baseado no estado limite de serviço. Caso a razão M_u/M_s seja menor ou igual que 1,5, o estado limite último controla o

dimensionamento. No caso das ligações onde a razão $M_u/M_s < 1,5$, a deformação limite apropriada para determinar o momento resistente último da ligação deve ser igual a $0,03.b_0$.

No trabalho apresentado por Zhao, X. [22], onde foram realizadas diversas análises de ligações do tipo “T” entre perfis RHS, foi observado que nos casos onde o critério de deformação limite estava sendo controlado pelo estado limite de serviço, $\Delta_s = 0,01.b_0$, a resistência obtida para a ligação sempre seria muito inferior a obtida pelas equações de dimensionamento constantes no CIDECT [7] e EC3 1-8 [3], sendo proposto nestas situações, que o valor de N_s seja multiplicado por 1,5.

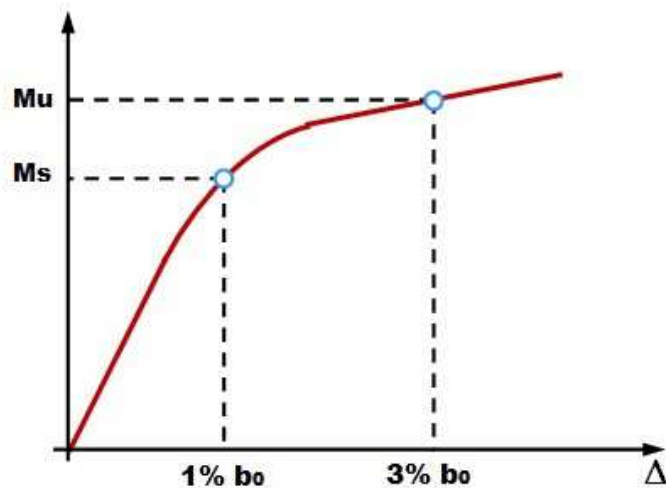


Figura 13 – Curva carga *versus* deslocamento critério de deformação limite.

Neste capítulo foram apresentadas as formulas de dimensionamento de ligações tubulares apresentadas no EC3 1-8 [3], no CIDECT [7] e na NBR 16239:2013 [5]. No próximo capítulo serão apresentados os critérios utilizados para a calibração do modelo numérico baseado na comparação com resultados experimentais obtido por Christitsas et al. [18].

3 MODELO NUMÉRICO

3.1 Generalidades

O modelo numérico proposto neste trabalho para caracterização de ligações tubulares tipo “T” entre banzos e montantes SHS submetidas a momentos fletores no plano e fora do plano foi desenvolvido no programa de elementos finitos Ansys [14] utilizando elementos tipo casca com quatro nós, e seis graus de liberdade por nó a saber: translações x , y e z e rotações x , y e z , denominado por SHELL181 [14], existente na biblioteca de elementos do referido programa e apresentado na Figura 14. Este elemento considera esforços de flexão, corte e efeito de membrana. A malha adotada apresentada na Figura 15 encontra-se mais refinada na região da solda onde concentrações de tensões são esperadas e o mais regular quanto possível com proporções adequadas entre elementos de forma a evitar problemas numéricos.

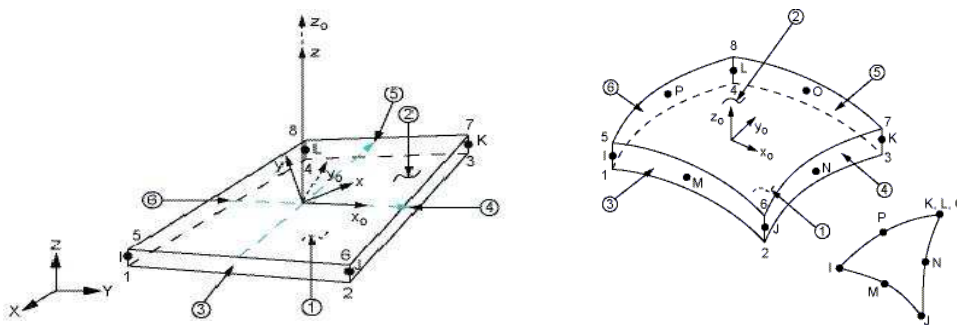


Figura 14 – Elemento SHELL181 [14]

A solda foi considerada com elementos de casca conforme apresentado na Figura 15(b). Esta solução já foi testada anteriormente para outros tipos de ligações tubulares sem prejuízo para o resultado final conforme apresentado por Lee [41].

Com o objetivo de se obter o comportamento global destas ligações em termos de rigidez, momento resistente e capacidade de deformação, efetuou-se uma

análise não linear geométrica e de material. A lei constitutiva do material adotada foi bi-linear com comportamento elasto-plástico com encruamento.

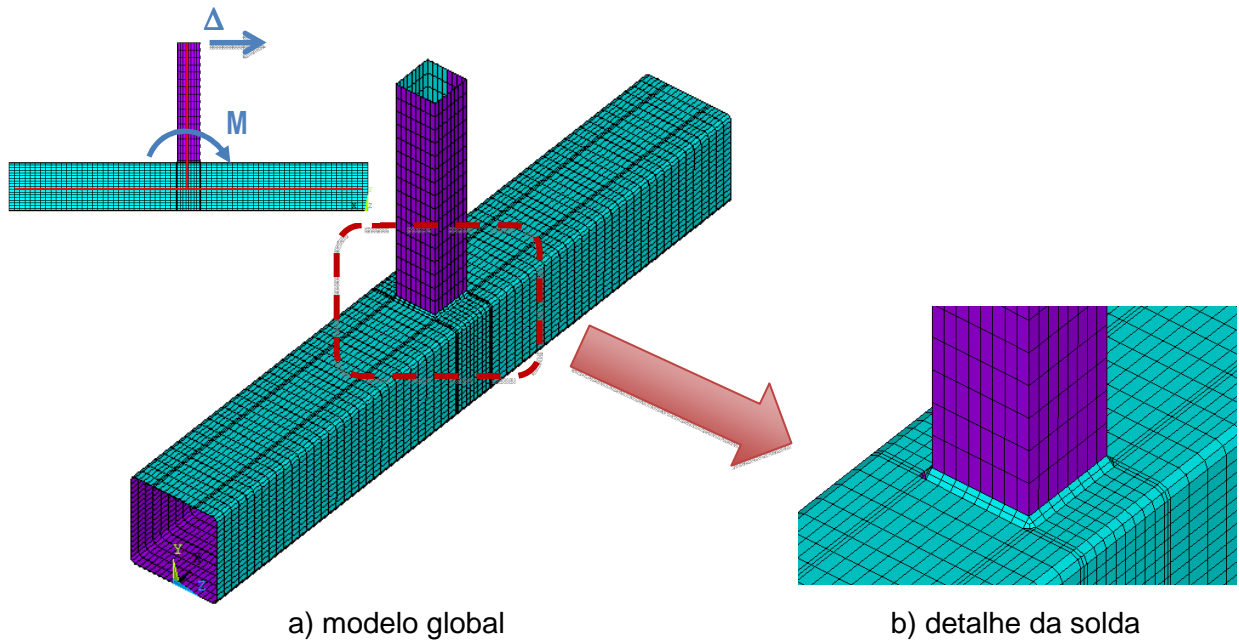


Figura 15 – Malha de elementos finitos do modelo numérico [14].

O encruamento do material é determinado pelo valor de α que determina a inclinação da curva tensão *versus* deformação do material, conforme apresentado na Figura 16.

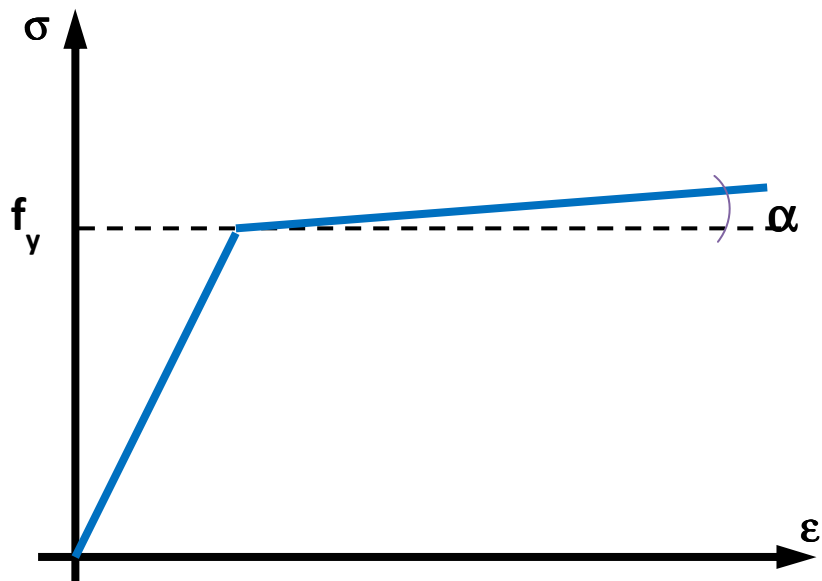


Figura 16 – Curva tensão *versus* deformação do material [39].

3.2 Calibração do modelo

Christitsas *et al.* [18], apresentou em seu trabalho publicado em 2006 as curvas carga-deslocamento, momento-deslocamento e momento-rotação obtidas com o ensaio experimental da ligação tipo “X” sendo banzo e montantes tipo SHS, onde o banzo utilizado é constituído do perfil 150x150x5 e o montante do perfil 100x100x5. O autor adotou módulo de elasticidade longitudinal $E=210\text{GPa}$, coeficiente de Poisson $\nu=0,3$, tensão de escoamento do aço do perfil do banzo e do montante, $F_y=235\text{MPa}$ e tensão última $F_u=360\text{MPa}$.

O banzo utilizado pelo autor possui 1400mm de comprimento e cada montante com 1100mm de comprimento. O modelo é bi-apoiado sendo que os apoios foram posicionados a 666mm da face do banzo em cada um dos montantes conforme a Figura 17.

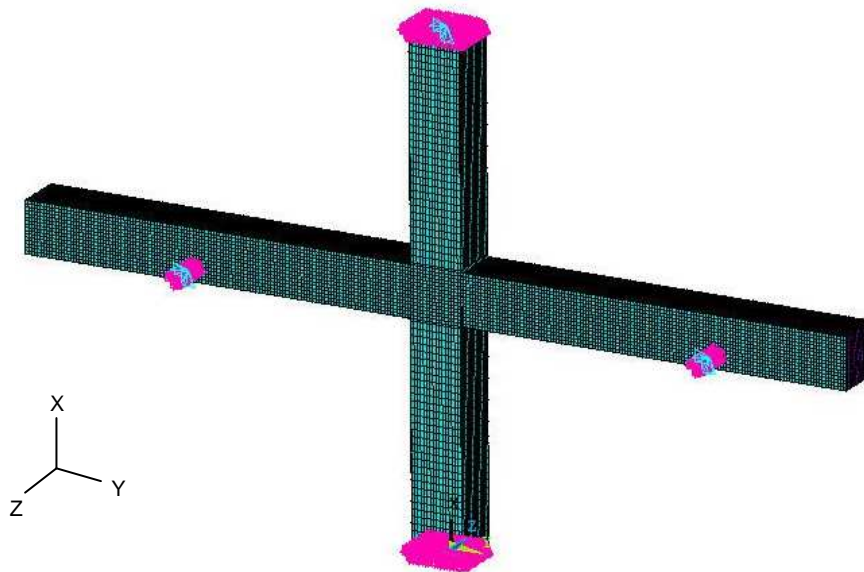


Figura 17 – Modelo com dados de Christitsas [18] para calibração do modelo numérico utilizado no presente trabalho.

As soldas utilizadas são apresentadas na Figura 18, sendo uma configuração para $\beta=1$ e outra configuração para $\beta\neq 1$.

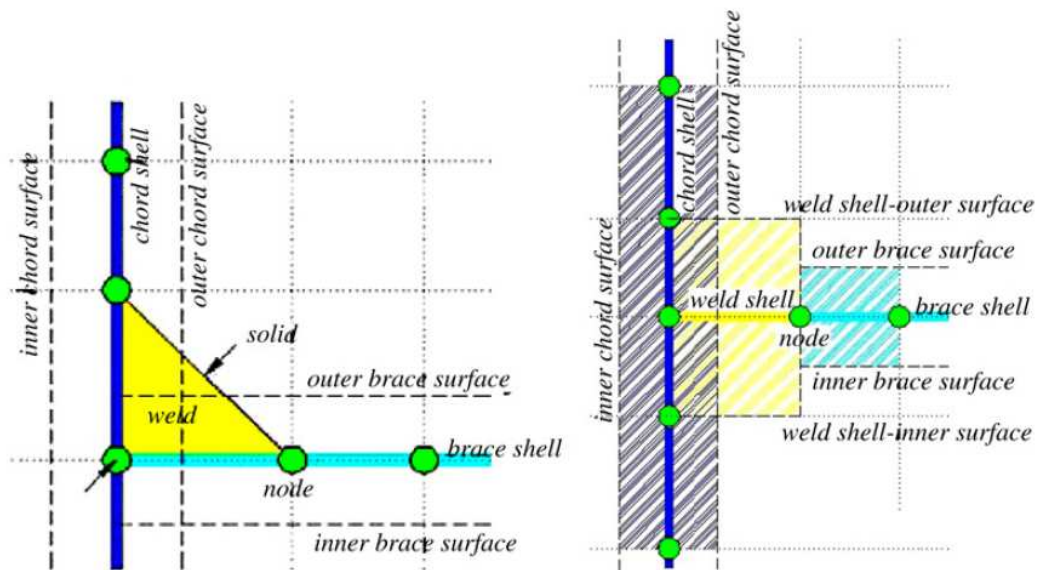


Figura 18 – Modelo de soldas adotadas no experimental para $\beta < 1$ e $\beta = 1$ [18].

Vale ressaltar que o autor denominou as peças como membro vertical e membros horizontais porém por questões de modelagem no Ansys [14], o modelo numérico foi rotacionado em 90° mantendo todas as premissas utilizadas por Christitsas *et al.* [18], para a análise numérica e posterior comparação dos resultados. Desta forma o banzo é o membro vertical e os montantes são os denominados no trabalho de referência como membros horizontais.

Para a obtenção do momento em torno do eixo z, foi aplicado um deslocamento prescrito na direção x, obtendo, com isso, o momento no plano da ligação. Além disso, no mesmo ponto de aplicação do deslocamento, ou seja, lado direito do banzo, foram restringidos os deslocamentos nos eixos y e z.

A Figura 19 a seguir apresenta a configuração do modelo ensaiado por Christitsas *et al.* [18] e a Figura 20 apresenta o detalhe do grid para facilitar a visualização das deformações ocorridas durante o ensaio.

Desta forma, foi realizada a comparação dos resultados obtidos por Christitsas *et al.* [18] com o modelo numérico elaborado para o presente trabalho com os dados exatamente conforme os utilizados no ensaio experimental. Logo na sequência seguem as curvas comparativas entre a curva experimental de Christitsas *et al.* [18] e a curva obtida com a análise do modelo numérico.

Apesar de o autor não explicitar em sua publicação, foram testados diversos valores de α , sendo adotado $\alpha = 8.000 \text{ MPa}$, uma vez que, quando não foi usado um

valor para esta rigidez pós-limite, não foi possível a obtenção de uma curva aproximada da curva experimental obtida.



Figura 19 – Imagem do modelo ensaiado por Christitsas *et al.* [18].

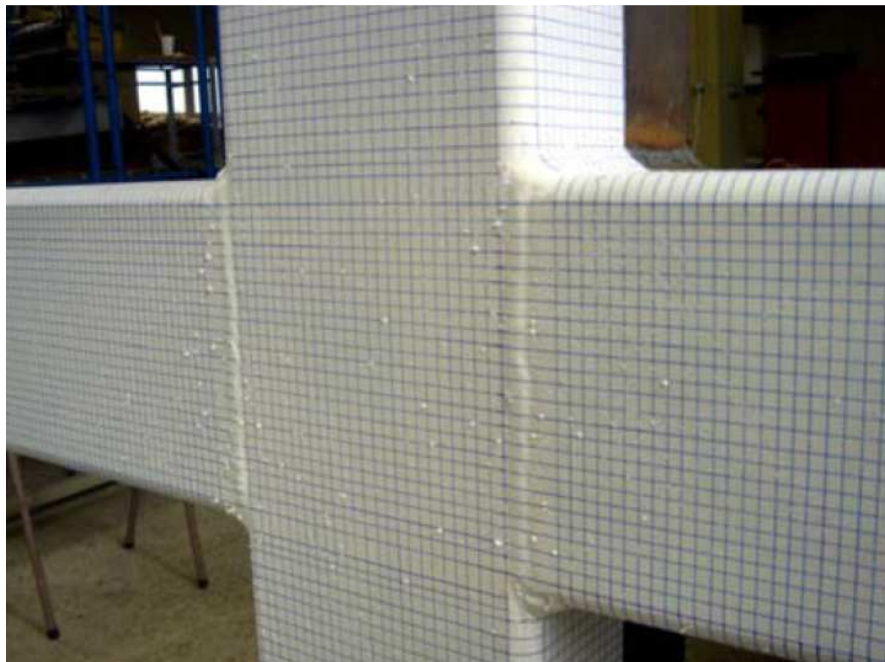


Figura 20 – Detalhe da ligação com grid para facilitar a visualização das deformações ocorridas durante o ensaio de Christitsas *et al.* [18].

Diante do atendimento a todas as condições de geometria e condições de contorno do modelo ensaiado, foram extraídos os dados do modelo numérico e se realizou a comparação com os resultados obtidos no ensaio.

A Figura 21 a seguir apresenta a comparação da curva carga *versus* deslocamento dos modelos numérico e experimental de Christitsas *et. al.* [18], a Figura 22, apresenta a imagem da deformada do modelo numérico e a Figura 23 apresenta as tensões de von Mises para o modelo utilizado na calibração.

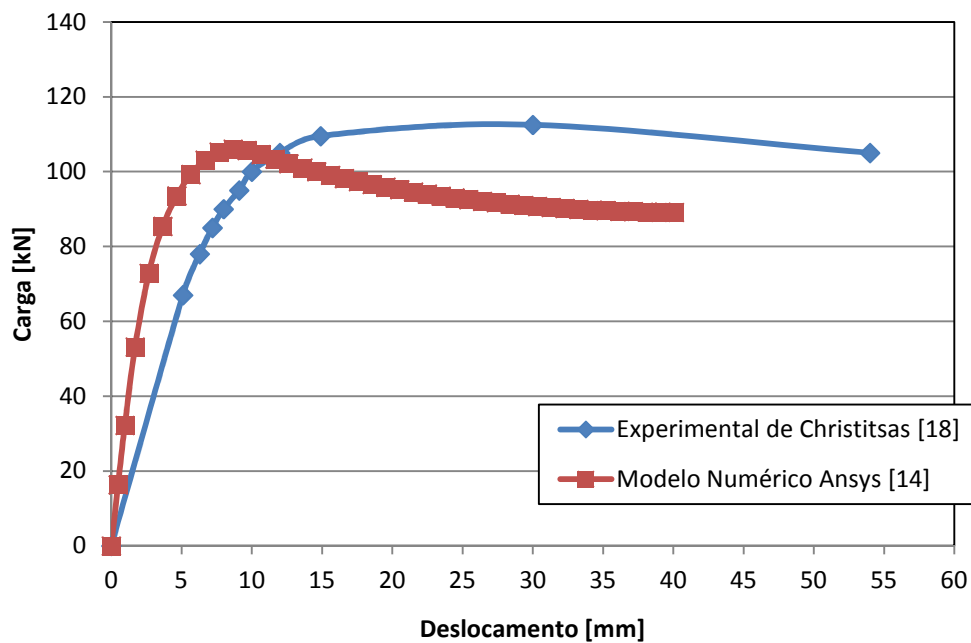


Figura 21 – Curva carga *versus* deslocamento experimental de Christitsas *et. al.* [18] e obtida pelo modelo numérico.

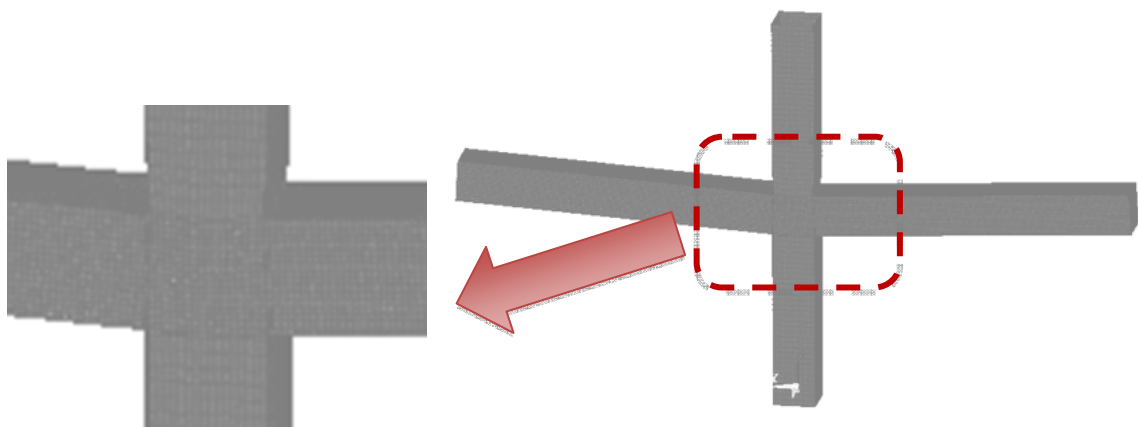
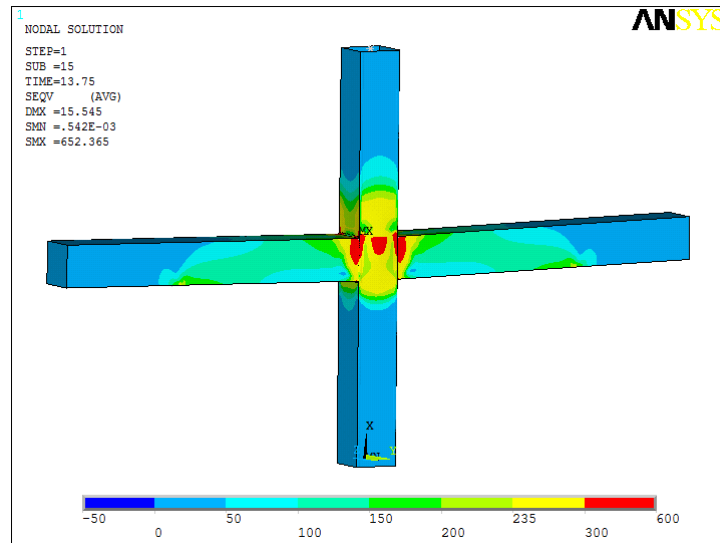
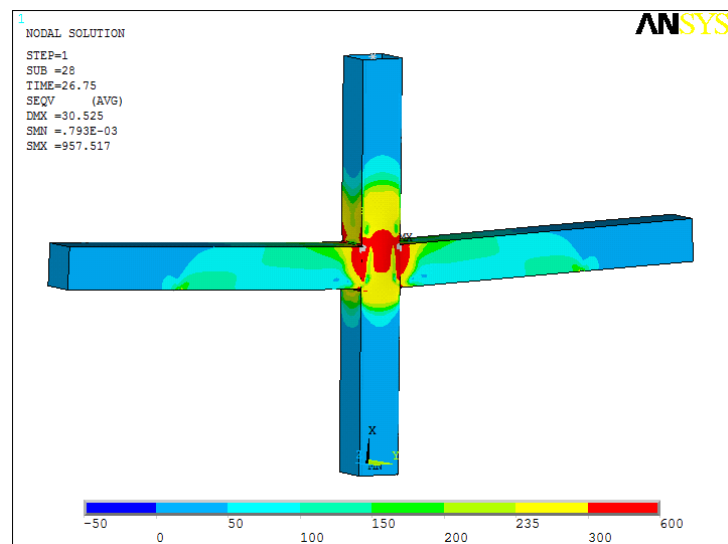


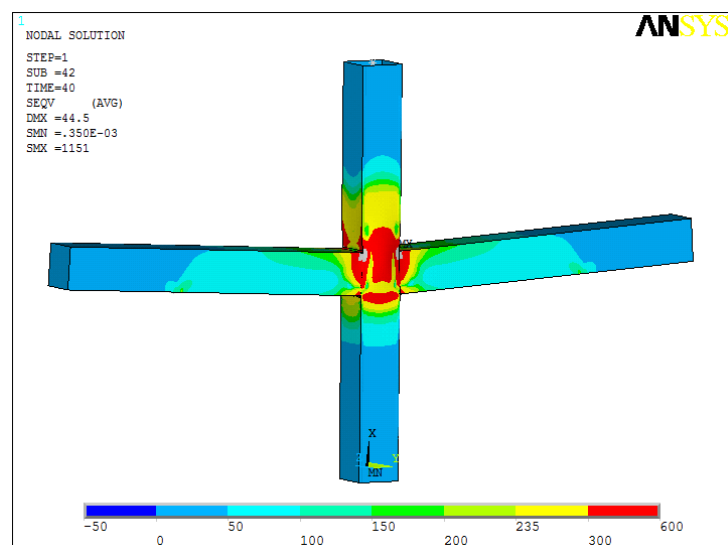
Figura 22 – Imagem da deformada do modelo numérico.



a) carga = 101,00 kN



b) carga = 92,10 kN



c) carga = 89,14 kN

Figura 23 – Tensões de von Mises do modelo numérico da calibração (em MPa).

A Figura 23 apresenta a distribuição das tensões de von Mises, a qual evidencia que a ligação é controlada pela plastificação da face superior do banzo.

3.3 Ligações tipo “T” entre perfis tubulares de seção quadrada

De forma a exemplificar a aplicação do critério de deformação limite apresentado anteriormente, bem como a verificação efetuada em termos de momento resistente das ligações estudadas, considera-se a ligação constituída pelo banzo SHS 180x180x6 e montante SHS 110x110x5 com um ângulo de 90°. Ressalta-se que nesta ligação, não foi considerado esforços atuantes no banzo. A tensão de escoamento considerada foi de 345MPa para o banzo e para o montante. Para esta ligação, os valores de β e 2γ foram 0,61 e 30,0, respectivamente.

Desta forma, apresenta-se na Figura 24, a curva momento *versus* deslocamento obtida numericamente para esta ligação. Neste gráfico, podem ser observados os limites de 1% e 3%, respectivamente, de acordo com o critério de deformação limite proposto por Lee [41], para atendimento dos estados limites último e de utilização. De acordo com o EC3 1-8 [3] e a NBR 16239:2013 [5], o momento no plano máximo a ser aplicado no montante de forma a não provocar falha no banzo é de 7,65kNm, desconsiderando-se a presença de carregamentos no banzo.

Por este motivo, tem-se k_n igual a 1,0 e, por se tratar de uma seção quadrada para o banzo e para o montante, $\eta=\beta=0,61$. Da mesma forma, aplicando-se as equações referentes às recomendações do CIDECT [7] e norma ISO 14346 [5], obtém-se um momento resistente para a ligação, $M_{ip,1}^*=7,65\text{kNm}$. Como a razão $M_u/M_s=1,62>1,5$, M_s controla o dimensionamento. Desta forma, aplicando-se o critério de deformação limite apresentado anteriormente, a ligação teria um momento resistente $M_{def}=10,96\text{kNm}$. Consequentemente, o dimensionamento feito pelo EC3 1-8 [3] e pela NBR 16239:2013 [5] e o dimensionamento pelo CIDECT [7] e norma ISO 14346 [5] fornecem um momento resistente no plano para a ligação a favor da segurança conforme mostrado na Figura 24.

De forma análoga, na Figura 25 apresenta-se a curva momento *versus* deslocamento obtida numericamente para esta ligação com momento para fora do

plano da ligação. Pelas fórmulas de dimensionamento do EC3 1-8 [3] e da NBR 16239:2013 [5], o momento para fora do plano máximo a ser aplicado no montante de forma a não provocar falha no banzo é de 7,86kNm, desconsiderando-se a presença de carregamentos no banzo.

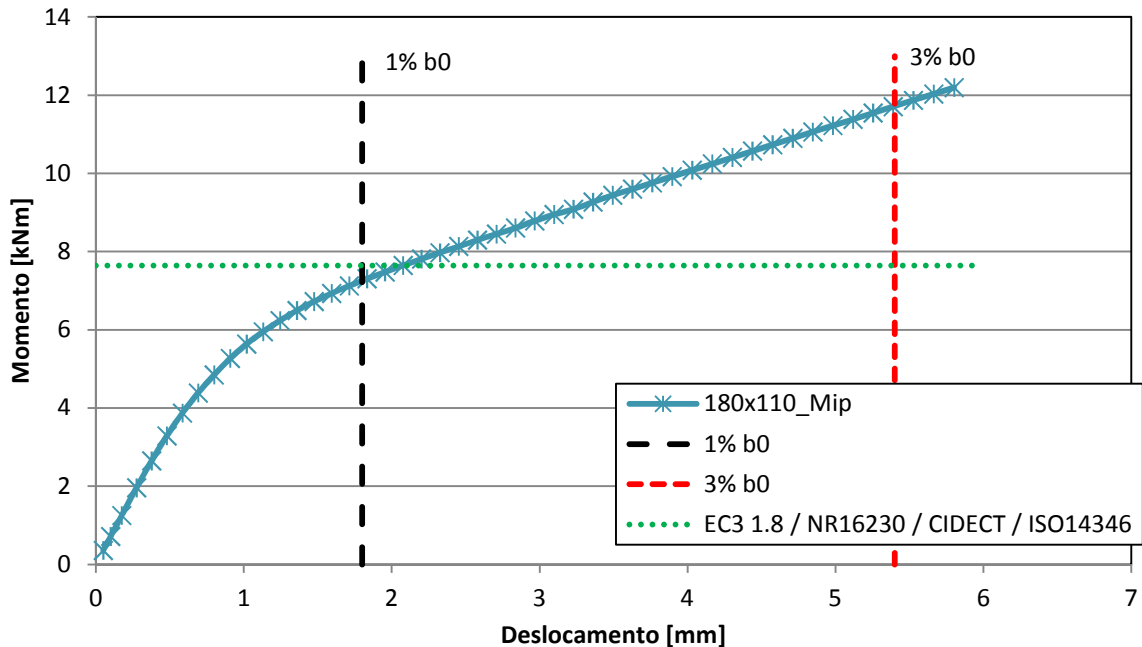


Figura 24 – Curva momento *versus* deslocamento (M_{ip}) – SHS 180x6 e 110x5.

Da mesma forma, de acordo com o CIDECT [7] e com a ISO 14346 [5], obtém-se um momento resistente para a ligação, $M_{ip,1}^* = 7,65 \text{ kNm}$. Como a razão $M_u/M_s = 1,51 > 1,5$, M_s controla o dimensionamento. Desta forma, aplicando-se o critério de deformação limite apresentado anteriormente, a ligação teria um momento resistente $M_{def} = 13,21 \text{ kNm}$. Consequentemente, o dimensionamento feito pelo EC3 1-8 [3] e pela NBR 16239:2013 [5] e o dimensionamento pelo CIDECT [7] e pela ISO 14346 [5] fornecem um momento resistente para fora do plano da ligação a favor da segurança conforme mostrado na Figura 25.

Observa-se ainda, que a análise realizada no que se refere à resistência ao momento fletor, mostra que é confirmado que a ligação é controlada pela plastificação da face superior do banzo. De forma a evidenciar este fato, apresenta-se na Figura 26, a distribuição da tensão de von Mises, para quatro níveis de carregamento, obtidas através da análise numérica.

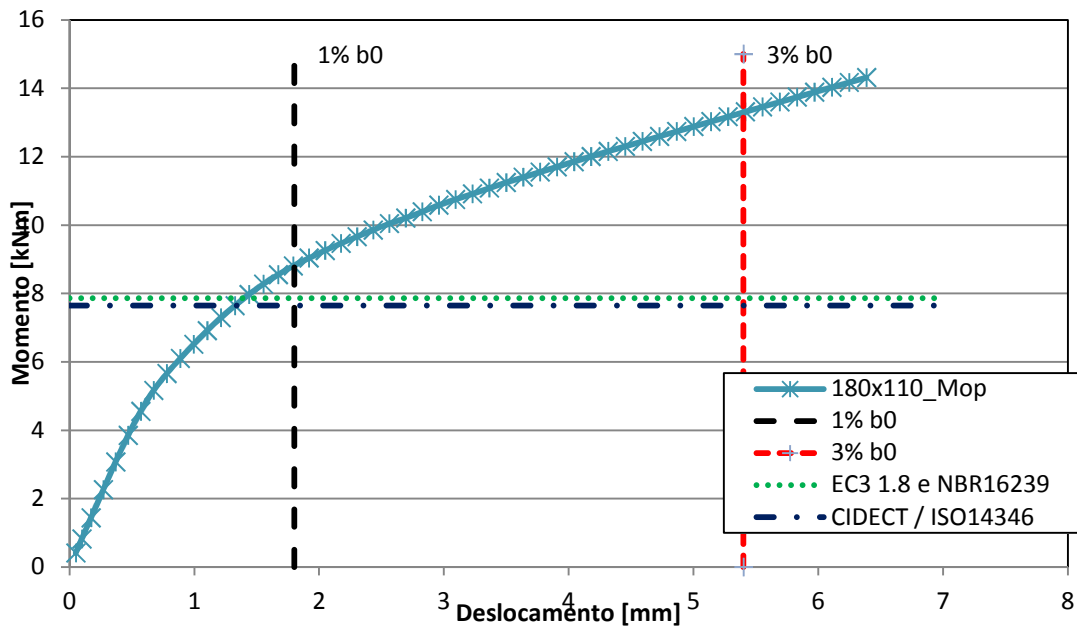
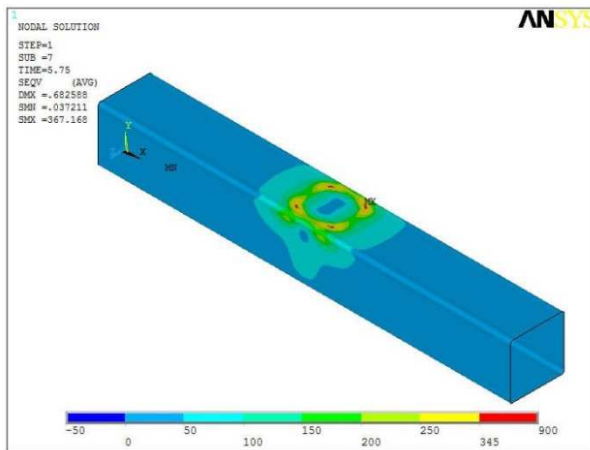
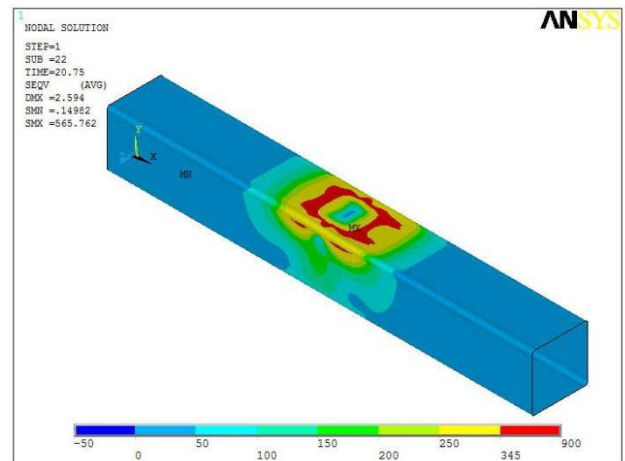


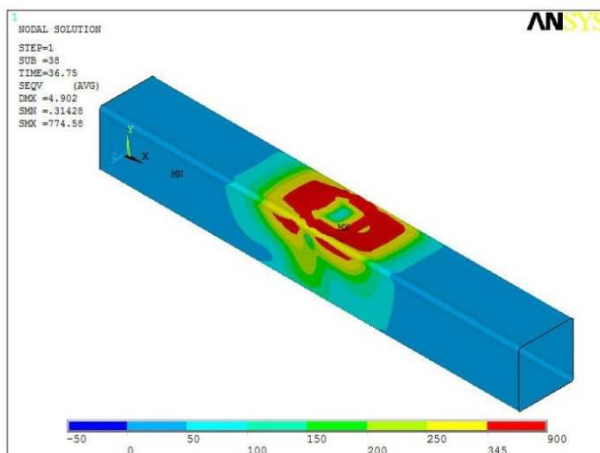
Figura 25 – Curva momento *versus* deslocamento (M_{op}) – SHS 180x6 e 110x5.



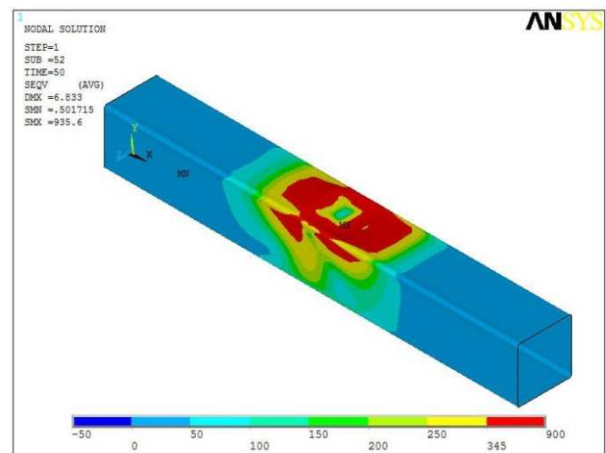
a) momento = 3,87 kNm



b) momento = 7,97 kNm

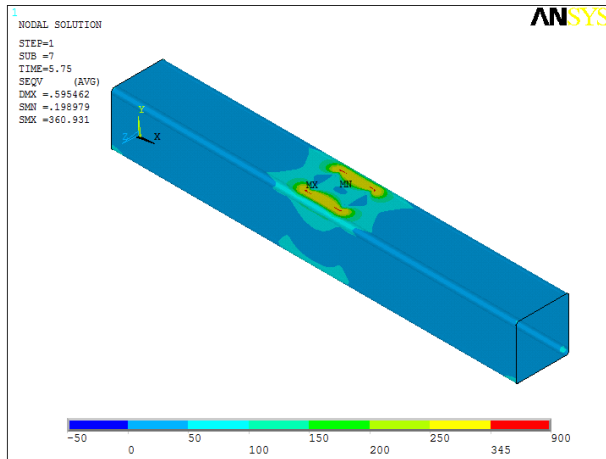


c) momento = 10,57 kNm

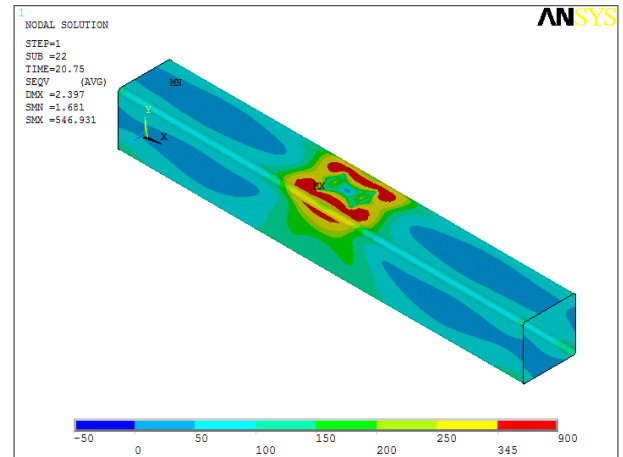


d) momento = 12,73 kNm

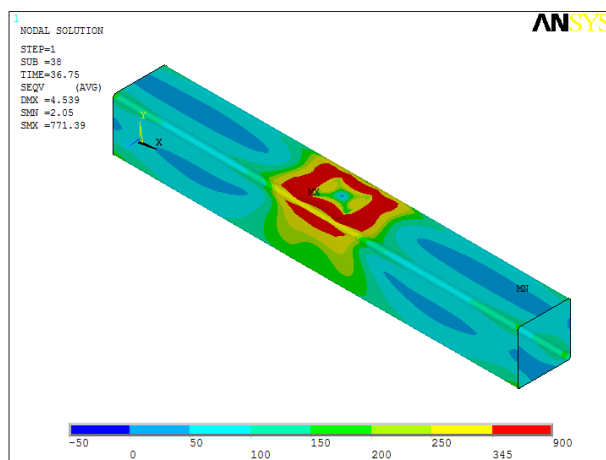
Figura 26 – Evolução de tensões de von Mises para o momento no plano (em MPa).



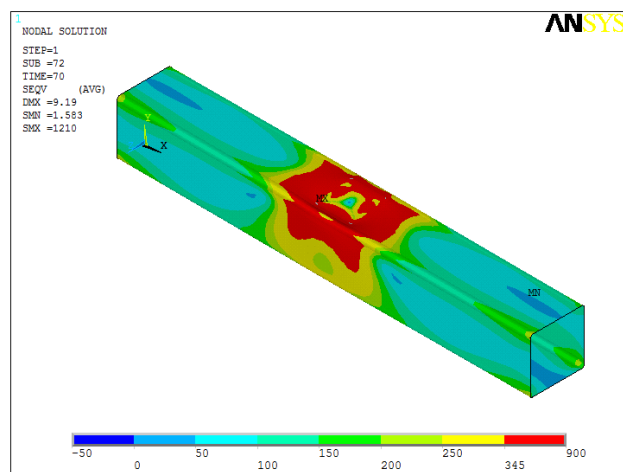
a) momento = 4,55 kNm



b) momento = 9,66 kNm



c) momento = 12,30 kNm



d) momento = 17,13 kNm

Figura 27 – Evolução de tensões de von Mises para o momento para fora do plano (em MPa).

4 ANÁLISE PARAMÉTRICA

4.1 Ligações tipo “T” submetidas a momento fletor

Em um primeiro momento, a análise paramétrica desenvolvida neste trabalho consistiu da análise de 80 modelos numéricos, sendo 40 com a aplicação de momento fletor no plano da ligação e outros 40 como a aplicação de momento fletor para fora do plano da ligação. Cada um destes grupos de modelos foi realizado sobre oito configurações de dimensões de banzo diferentes, cada um com cinco diferentes tipos de montantes, selecionados de acordo com a gama de perfis tubulares disponíveis comercialmente no Brasil através do catálogo da TUPER [36]. Para os modelos selecionados e apresentados na Tabela 5, foram aplicados deslocamentos nos montantes de forma a gerar momentos fletores na interseção banzo-montante, sejam eles no plano ou para fora do plano da ligação.

Para a lei constitutiva do material, considerou-se um comportamento bilinear elasto-plástico com encruamento $\alpha=8.000\text{MPa}$, sendo a tensão de escoamento do banzo e do montante de 345MPa com módulo de elasticidade de 210.000MPa .

A proposta da análise consistiu em aplicar momento no montante a fim de simular uma condição real de uma estrutura.

Aplicando-se as equações de dimensionamento do EC3 1-8 [3], do CIDECT [7], NBR 16239:2013 [5] e ISO 14346 [5], bem como o critério de deformação limite de $1\%b_0$ e $3\%b_0$, respectivamente, obtêm-se os resultados apresentados na Tabela 6. Nesta tabela, $M_{ip,1}$ representa o momento resistente da ligação no plano pelas quatro normas que neste caso são iguais para todas elas e M_s e M_u representam os momentos resistentes referentes ao estado limite de utilização e estado limite último, de acordo com o critério de deformação limite; M_{def} é o momento resistente adotado de acordo com a razão M_u/M_s .

Os valores de M_{def} destacados na tabela são os quais possuem a razão $M_u/M_s > 1,5$, portanto onde M_s controla o dimensionamento e o valor de $M_{def}=M_s \times 1,5$.

Tabela 5 – Características dos Modelos Numéricos

b_0	t_0	b_1	t_1	β	2γ
100	5	70	5,0	0,70	20,00
		60		0,60	
		50		0,50	
		40		0,40	
		30		0,30	
120		90		0,75	24,00
		80		0,67	
		70		0,58	
		60		0,50	
		50		0,42	
140		110		0,79	28,00
		100		0,71	
		90		0,64	
		80		0,57	
		70		0,50	
160	130	0,81	32,00		
	120	0,75			
	110	0,69			
	100	0,63			
	90	0,56			
180	6	150	5,0	0,83	30,00
		140		0,78	
		130		0,72	
		120		0,67	
		110		0,61	
200		170		0,85	33,33
		160		0,80	
		150		0,75	
		140		0,70	
		130		0,65	
220	8	180	6,0	0,82	27,50
		170	5,0	0,77	
		160		0,73	
		150		0,68	
		140		0,64	
260		210		6,0	0,81
		200	0,77		
		190	0,73		
		180	0,69		
		170	0,65		

Tabela 6 – Características dos modelos numéricos (M_{ip}) [kNm]

b_0	b_1	β	2γ	$M_{ip,1}$	M_s	M_u	M_u/M_s	M_{def}
100	70	0,70	20,00	4,04	5,14	7,19	1,40	7,19
	60	0,60		2,84	3,37	4,88	1,45	4,88
	50	0,50		2,08	2,35	3,56	1,51	3,53
	40	0,40		1,55	1,74	2,78	1,60	2,61
	30	0,30		1,16	1,33	2,35	1,76	2,00
120	90	0,75	24,00	5,95	7,36	10,44	1,42	10,44
	80	0,67		4,29	4,90	7,25	1,48	7,25
	70	0,58		3,23	3,45	5,29	1,53	5,17
	60	0,50		2,50	2,56	4,23	1,65	3,84
	50	0,42		1,95	2,03	3,44	1,69	3,05
140	110	0,79	28,00	8,18	9,99	14,17	1,42	14,17
	100	0,71		5,99	6,61	9,85	1,49	9,85
	90	0,64		4,60	4,79	7,43	1,55	7,18
	80	0,57		3,63	3,69	5,92	1,60	5,54
	70	0,50		2,92	2,84	4,93	1,74	4,26
160	130	0,81	32,00	10,73	13,21	18,20	1,38	18,20
	120	0,75		7,94	8,86	13,09	1,48	13,09
	110	0,69		6,17	6,35	9,83	1,55	9,52
	100	0,63		4,94	4,90	7,96	1,62	7,35
	90	0,56		4,04	3,88	6,60	1,70	5,82
180	150	0,83	30,00	19,56	22,28	31,29	1,40	31,29
	140	0,78		14,58	15,84	22,99	1,45	22,99
	130	0,72		11,44	11,75	17,68	1,51	17,62
	120	0,67		9,26	9,25	14,11	1,52	13,88
	110	0,61		7,65	7,30	11,87	1,62	10,96
200	170	0,85	33,33	24,11	27,51	37,99	1,38	37,99
	160	0,80		18,08	19,68	27,91	1,42	27,91
	150	0,75		14,28	14,72	21,73	1,48	21,73
	140	0,70		11,65	11,44	17,60	1,54	17,15
	130	0,65		9,70	9,15	14,64	1,60	13,73
220	180	0,82	27,50	38,96	43,47	60,17	1,38	60,17
	170	0,77		30,94	31,36	44,50	1,42	44,50
	160	0,73		25,38	25,10	35,97	1,43	35,97
	150	0,68		21,27	20,01	30,12	1,51	30,01
	140	0,64		18,09	17,00	25,64	1,51	25,50
260	210	0,81	32,50	43,49	44,00	63,51	1,44	63,51
	200	0,77		35,98	36,99	53,83	1,46	53,83
	190	0,73		30,43	28,42	43,56	1,53	42,63
	180	0,69		26,14	23,92	37,82	1,58	35,87
	170	0,65		22,72	20,39	32,81	1,61	30,59

Tabela 7 – Características dos modelos numéricos (M_{op}) [kNm]

b_0	b_1	β	2γ	$M_{op,1}$	$M_{op,1}^*$	M_s	M_u	M_u/M_s	M_{def}
100	70	0,70	20,00	4,14	4,04	5,31	8,75	1,65	7,96
	60	0,60		2,92	2,84	3,84	5,99	1,56	5,76
	50	0,50		2,14	2,08	2,75	4,25	1,54	4,13
	40	0,40		1,58	1,55	2,02	3,18	1,57	3,03
	30	0,30		1,15	1,16	1,54	2,66	1,73	2,31
120	90	0,75	24,00	6,07	5,95	7,31	12,34	1,69	10,97
	80	0,67		4,40	4,29	5,50	8,73	1,59	8,25
	70	0,58		3,33	3,23	4,05	6,32	1,56	6,08
	60	0,50		2,57	2,50	3,06	4,82	1,57	4,59
	50	0,42		2,00	1,95	2,38	3,85	1,62	3,58
140	110	0,79	28,00	8,32	8,18	9,38	16,41	1,75	14,07
	100	0,71		6,12	5,99	7,09	11,82	1,67	10,64
	90	0,64		4,72	4,60	5,51	8,79	1,59	8,27
	80	0,57		3,74	3,63	4,27	6,80	1,59	6,40
	70	0,50		3,00	2,92	3,40	5,46	1,61	5,10
160	130	0,81	32,00	10,89	10,73	12,53	21,24	1,70	18,80
	120	0,75		8,09	7,94	9,64	15,37	1,60	14,45
	110	0,69		6,32	6,17	7,34	11,71	1,60	11,01
	100	0,63		5,08	4,94	5,83	9,11	1,56	8,74
	90	0,56		4,15	4,04	4,65	7,40	1,59	6,98
180	150	0,83	30,00	19,82	19,56	22,57	35,60	1,58	33,86
	140	0,78		14,84	14,58	17,87	26,76	1,50	26,76
	130	0,72		11,70	11,44	14,01	20,78	1,48	20,78
	120	0,67		9,50	9,26	11,05	16,42	1,49	16,42
	110	0,61		7,86	7,65	8,81	13,31	1,51	13,21
200	170	0,85	33,33	24,39	24,11	30,55	43,11	1,41	43,11
	160	0,80		18,37	18,08	22,94	33,02	1,44	33,02
	150	0,75		14,57	14,28	17,99	25,77	1,43	25,77
	140	0,70		11,92	11,65	14,25	20,66	1,45	20,66
	130	0,65		9,96	9,70	11,45	16,83	1,47	16,83
220	180	0,82	27,50	39,52	38,96	50,98	70,73	1,39	70,73
	170	0,77		31,50	30,94	36,97	52,47	1,42	52,47
	160	0,73		25,93	25,38	30,13	42,78	1,42	42,78
	150	0,68		21,79	21,27	24,78	35,11	1,42	35,11
	140	0,64		18,58	18,09	20,58	29,38	1,43	29,38
260	210	0,81	32,50	44,16	43,49	57,14	75,97	1,33	75,97
	200	0,77		36,64	35,98	46,81	64,17	1,37	64,17
	190	0,73		31,08	30,43	37,22	52,27	1,40	52,27
	180	0,69		26,77	26,14	31,14	43,94	1,41	43,94
	170	0,65		23,32	22,72	25,75	37,76	1,47	37,76

Já na Tabela 7, $M_{op,1}$ representa o momento resistente da ligação para fora do plano pelas normas EC3 1-8 [3] e NBR 16239:2013 [5] e $M_{op,1}^*$ pelo CIDECT [7] e norma ISO 14346 [5] e M_s e M_u representam os momentos resistentes referentes ao estado limite de utilização e estado limite último, de acordo com o critério de deformação limite; M_{def} é o momento resistente adotado de acordo com a razão M_u/M_s .

Da mesma forma, os valores de M_{def} destacados na tabela são os quais possuem a razão $M_u/M_s > 1,5$, portanto onde M_s controla o dimensionamento e o valor de $M_{def} = M_s \times 1,5$.

4.2 Resultados das ligações submetidas a momento fletor no plano da ligação

Como resposta destas análises, apresenta-se da Figura 28 a Figura 35, o conjunto de curvas para cada seção de banzo combinado, cada um, com 5 (cinco) seções diferentes de montantes.

Para o conjunto de ligações com banzo 100x100x5 foram utilizados montantes com 70x70x5, 60x60x5, 50x50x5, 40x40x5 e 30x30x5. Os resultados mostram que quanto maior o valor de β , maior é o momento resistente.

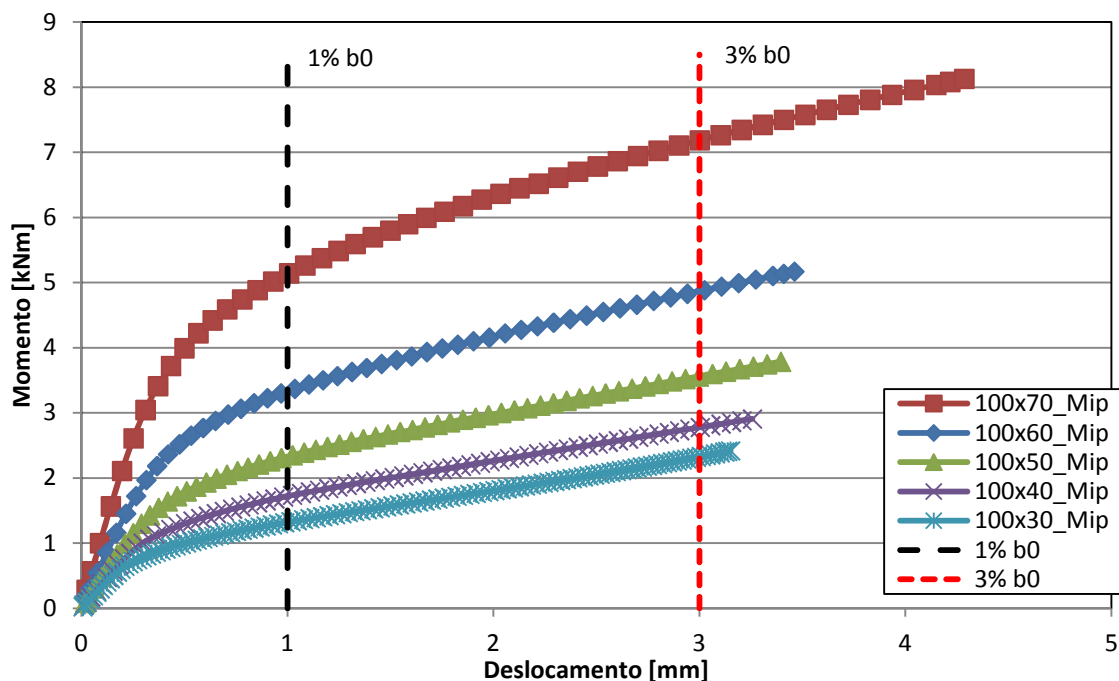


Figura 28 – Curva momento *versus* deslocamento (M_{ip}) – SHS 100x100x5.

Para o conjunto de ligações com banço 120x120x5 foram utilizados montantes com 90x90x5, 80x80x5, 70x70x5, 60x60x5 e 50x50x5. Os resultados mostram que quanto maior o valor de β , maior é o momento resistente.

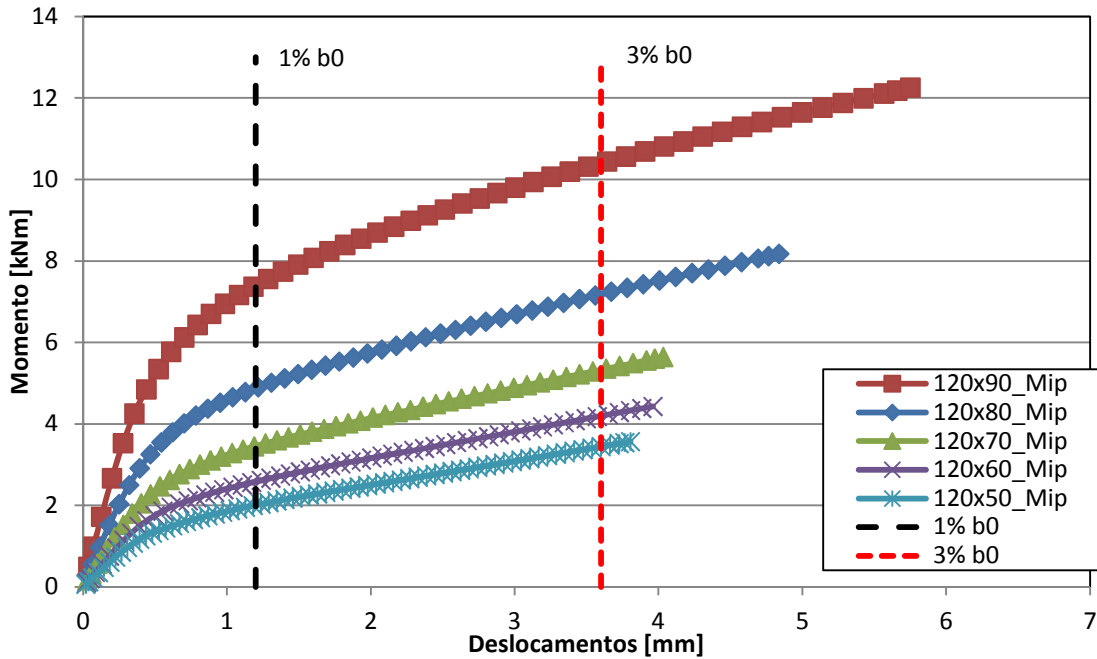


Figura 29 – Curva momento *versus* deslocamento (M_{ip}) – SHS 120x120x5.

Para o conjunto de ligações com banço 140x140x5 foram utilizados montantes com 110x110x5, 100x100x5, 90x90x5, 80x80x5 e 70x70x5. Os resultados mostram que quanto maior o valor de β , maior é o momento resistente.

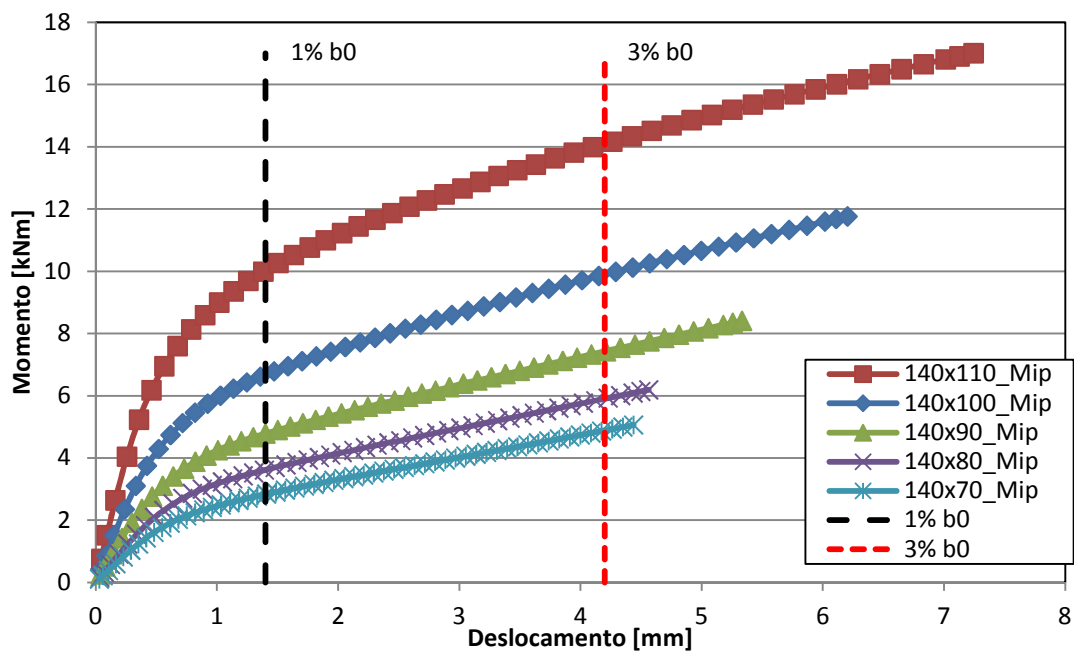


Figura 30 – Curva momento *versus* deslocamento (M_{ip}) – SHS 140x140x5.

Para o conjunto de ligações com banço 160x160x5 foram utilizados montantes com 130x130x5, 120x120x5, 110x110x5, 100x100x5 e 90x90x5. Os resultados mostram que quanto maior o valor de β , maior é o momento resistente.

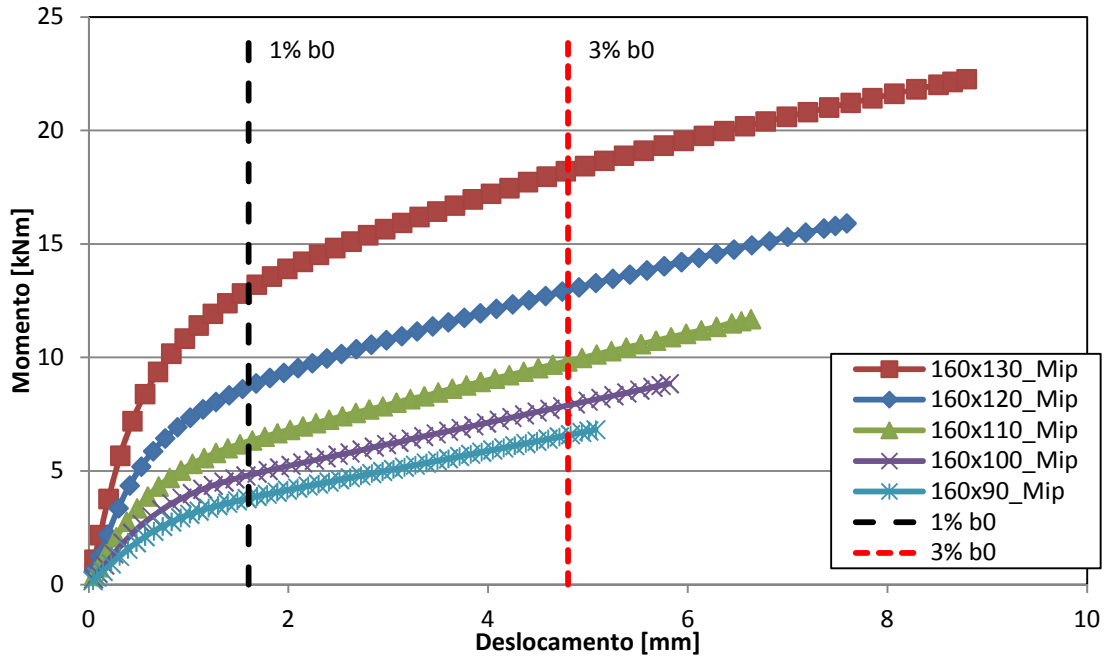


Figura 31 – Curva momento *versus* deslocamento (M_{ip}) – SHS 160x160x5.

Para o conjunto de ligações com banço 180x180x6 foram utilizados montantes com 150x150x5, 140x140x5, 130x130x5, 120x120x5 e 110x110x5. Os resultados mostram que quanto maior o valor de β , maior é o momento resistente.

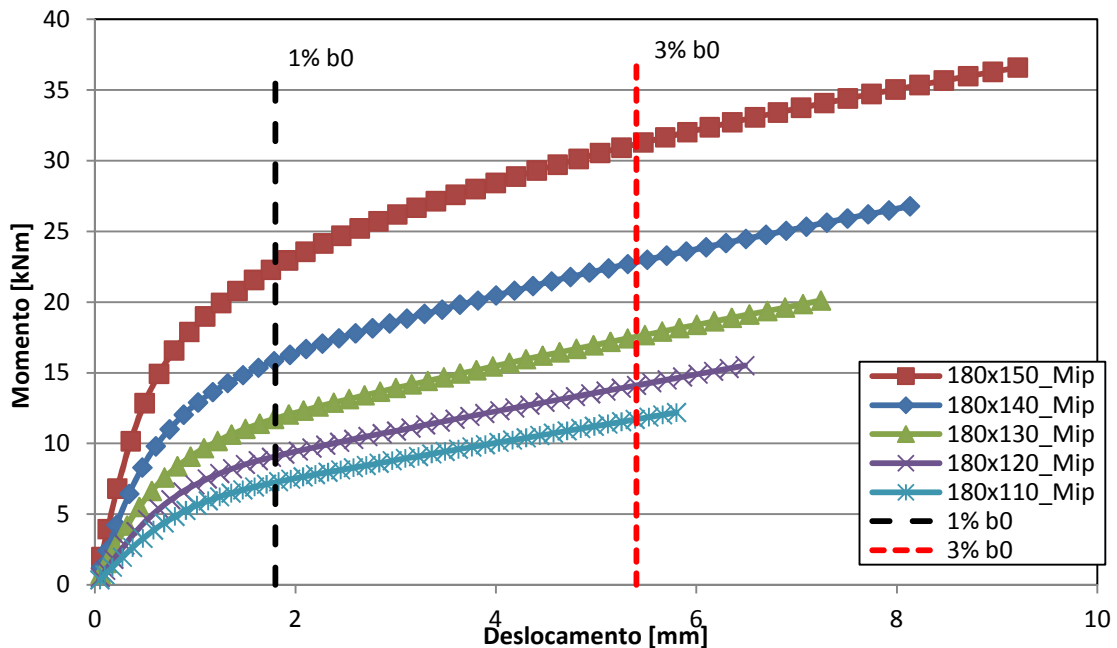


Figura 32 – Curva momento *versus* deslocamento (M_{ip}) – SHS 180x180x6.

Para o conjunto de ligações com banço 200x200x6 foram utilizados montantes com 170x170x5, 160x160x5, 150x150x5, 140x140x5 e 130x130x5. Os resultados mostram que quanto maior o valor de β , maior é o momento resistente.

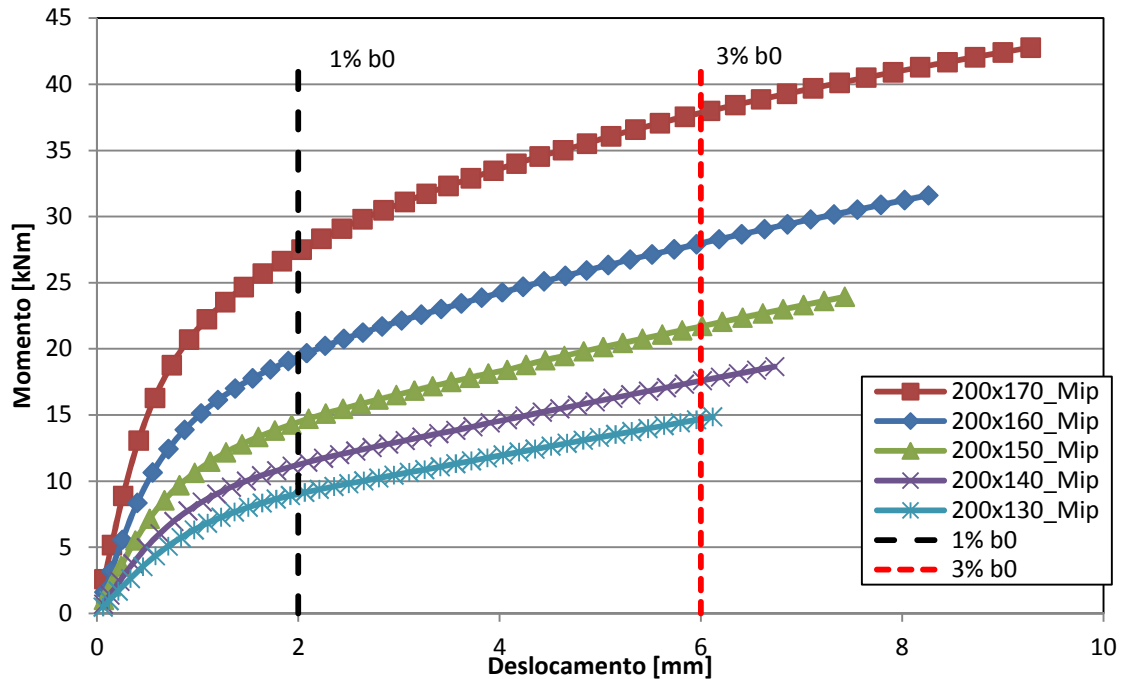


Figura 33 – Curva momento *versus* deslocamento (M_{ip}) – SHS 200x200x6.

Para o conjunto de ligações com banço 220x220x8 foram utilizados montantes com 180x180x6, 170x170x5, 160x160x5, 150x150x5 e 140x140x5. Os resultados mostram que quanto maior o valor de β , maior é o momento resistente.

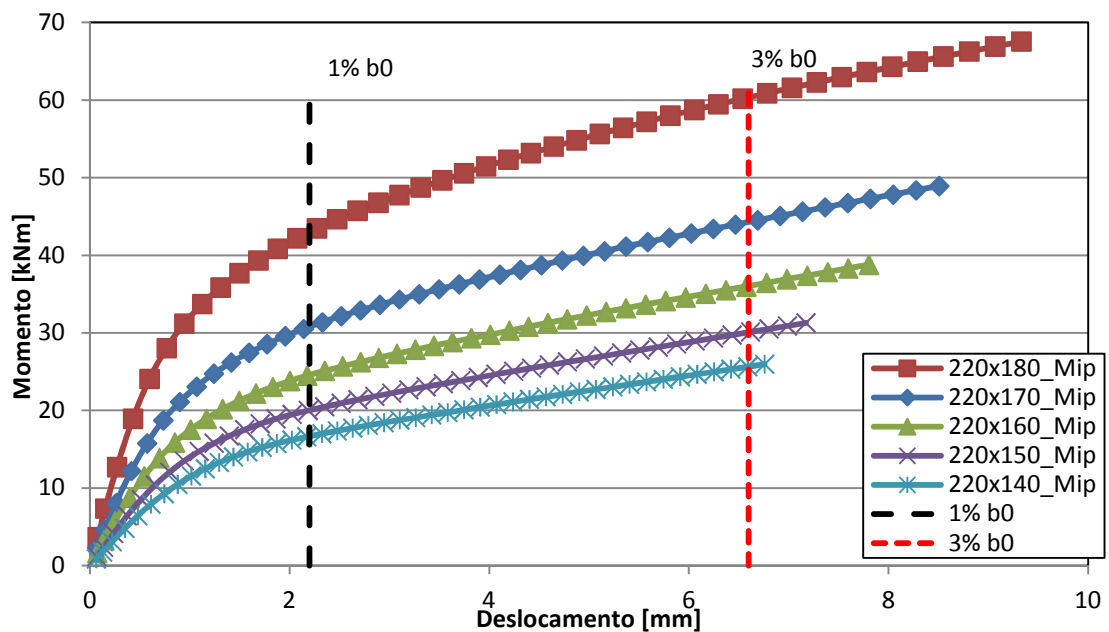


Figura 34 – Curva momento *versus* deslocamento (M_{ip}) – SHS 220x220x8.

Para o conjunto de ligações com banço 260x260x8 foram utilizados montantes com 210x210x6, 200x200x6, 190x190x6, 180x180x6 e 170x170x6. Os resultados mostram que quanto maior o valor de β , maior é o momento resistente.

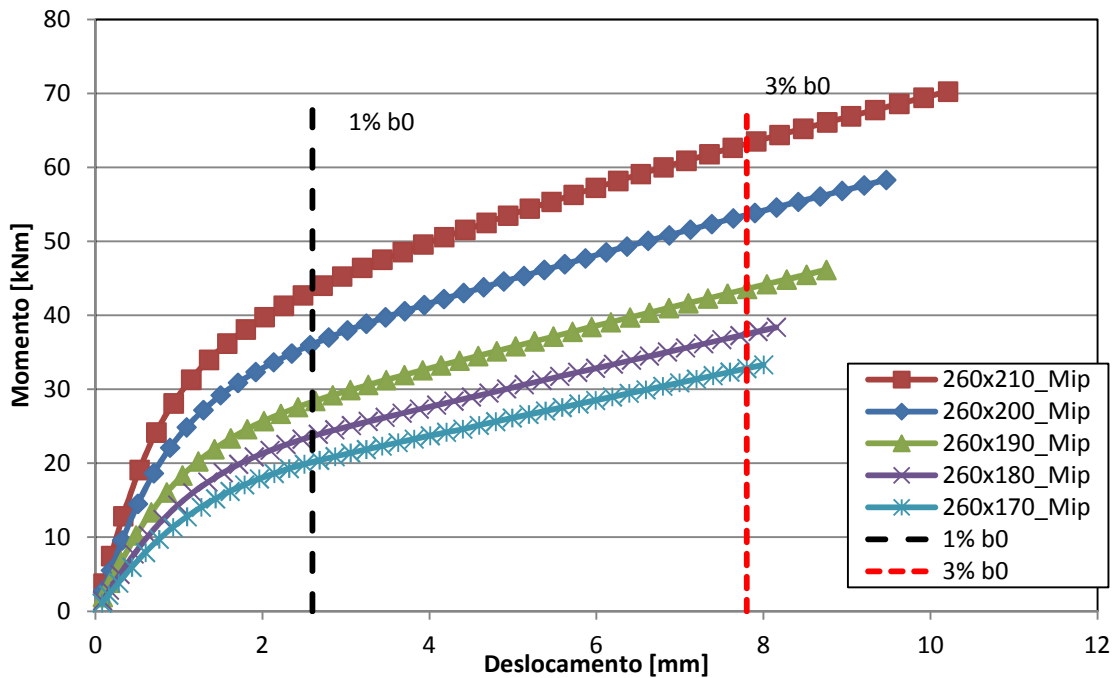


Figura 35 – Curva momento *versus* deslocamento (M_{ip}) – SHS 260x260x8.

Desta forma, observando-se as curvas apresentadas da Figura 28 a Figura 35, e os valores apresentados na Tabela 8, pode-se verificar que o dimensionamento de acordo com o EC3 1-8 [3] apresenta-se excessivamente a favor da segurança caracterizado pela razão $M_{ip,1}/M_{def} < 1,0$, assim como o dimensionamento pelo CIDECT [7], pela NBR 16239:2013 [5] e pela ISO 14346 [5] que fornecem momentos resistentes idênticos ao calculado pelo EC3 1-8 [3].

Desta forma, propõe-se neste trabalho um fator de correção, baseado nos parâmetros geométricos das seções, a ser aplicado sobre a formulação das normas para que o dimensionamento seja realizado utilizando melhor as propriedades do material, permitindo projetos mais econômicos.

Deve-se ressaltar que uma comparação experimental deve ser realizada antes da incorporação deste fator nas normas de dimensionamento.

Na Tabela 8 a seguir apresenta-se a razão $M_{ip,1}/M_{def}$ para todos os conjuntos de ligações apresentadas.

Tabela 8 – Razão $M_{ip,1}/M_{def}$ das ligações

b_0	t_0	b_1	t_1	β	2γ	$M_{ip,1}$	M_{def}	$M_{ip,1}/M_{def}$
100	5	70	5,0	0,70	20,00	4,04	7,19	0,56
		60		0,60		2,84	4,88	0,58
		50		0,50		2,08	3,53	0,59
		40		0,40		1,55	2,61	0,60
		30		0,30		1,16	2,00	0,58
120	5	90	5,0	0,75	24,00	5,95	10,44	0,57
		80		0,67		4,29	7,25	0,59
		70		0,58		3,23	5,17	0,62
		60		0,50		2,50	3,84	0,65
		50		0,42		1,95	3,05	0,64
140	5	110	5,0	0,79	28,00	8,18	14,17	0,58
		100		0,71		5,99	9,85	0,61
		90		0,64		4,60	7,18	0,64
		80		0,57		3,63	5,54	0,66
		70		0,50		2,92	4,26	0,68
160	5	130	5,0	0,81	32,00	10,73	18,20	0,59
		120		0,75		7,94	13,09	0,61
		110		0,69		6,17	9,52	0,65
		100		0,63		4,94	7,35	0,67
		90		0,56		4,04	5,82	0,69
180	6	150	5,0	0,83	30,00	19,56	31,29	0,63
		140		0,78		14,58	22,99	0,63
		130		0,72		11,44	17,62	0,65
		120		0,67		9,26	13,88	0,67
		110		0,61		7,65	10,96	0,70
200	6	170	5,0	0,85	33,33	24,11	37,99	0,63
		160		0,80		18,08	27,91	0,65
		150		0,75		14,28	21,73	0,66
		140		0,70		11,65	17,15	0,68
		130		0,65		9,70	13,73	0,71
220	8	180	6,0	0,82	27,50	38,96	43,47	0,65
		170	5,0	0,77		30,94	31,36	0,70
		160		0,73		25,38	25,10	0,71
		150		0,68		21,27	20,01	0,71
		140		0,64		18,09	17,00	0,71
260	8	210		6,0	0,81	32,50	43,49	63,51
		200	0,77		35,98		53,83	0,67
		190	0,73		30,43		42,63	0,71
		180	0,69		26,14		35,87	0,73
		170	0,65		22,72		30,59	0,74

Para as equações das normas para momento no plano da ligação, propõe-se o seguinte fator de correção κ' quando $t_0=t_1$:

$$\kappa' = 0,95 \cdot b_1^{-0,05} \left[1,1 + \beta + \left(\frac{M_{ip,1}^\beta}{2\gamma \cdot \beta^2} \right) \right] \quad (20)$$

onde:

β é o parâmetro geométrico apresentado na Eq. (1);

$M_{ip,1}$ é o momento fletor resistente de cálculo, do montante, no plano;

b_1 é a largura do montante;

2γ é o parâmetro geométrico apresentado na Eq. (3)

E quando $t_0 \neq t_1$, tem-se o seguinte fator de correção κ'' :

$$\kappa'' = 0,95 \cdot b_1^{-0,05} \left[1,1 + \beta \left(\frac{M_{ip,1}^\beta \left(\frac{t_1}{t_0} \right)^{t_0}}{2\gamma \cdot \beta^2} \right) \right] \quad (21)$$

onde:

β é o parâmetro geométrico apresentado na Eq. (1);

$M_{ip,1}$ é o momento fletor resistente de cálculo, do montante, no plano;

b_1 é a largura do montante;

2γ é o parâmetro geométrico apresentado na Eq. (3);

t_0 é a espessura do banzo;

t_1 é a espessura do montante.

Tais fatores foram deduzidos numericamente, através da avaliação dos resultados obtidos com a análise dos modelos numéricos, considerando os parâmetros que influem diretamente nos resultados dos momentos resistentes.

Observa-se que os fatores de correção sugeridos consideram apenas o valor do momento resistente e parâmetros geométricos da ligação, os quais são as variáveis que influenciam no valor deste momento resistente.

Vale ressaltar que não foram adotados quaisquer índices de segurança e que estes fatores devem ser validados através da comparação com ensaios experimentais a serem realizados e que não foi objeto de análise neste trabalho.

Com a aplicação dos fatores de correção apresentados, pode-se determinar os valores da nova razão $M_{ip,1}/M_{def}$ apresentados na Tabela 9.

Tabela 9 – Comparativo entre a razão $M_{ip,1}/M_{def}$ e a nova razão razão $M_{ip,1}/M_{def}$

b_0	t_0	b_1	t_1	β	2γ	$M_{ip,1}$	M_{def}	$M_{ip,1}/M_{def}$	$M_{ip,1}/M_{def}$ (nova)
100	5	70	5,0	0,70	20,00	4,04	7,19	0,56	0,90
		60		0,60		2,84	4,88	0,58	0,88
		50		0,50		2,08	3,53	0,59	0,87
		40		0,40		1,55	2,61	0,60	0,88
		30		0,30		1,16	2,00	0,58	0,92
120		90	0,75	24,00	5,95	10,44	0,57	0,92	
		80	0,67		4,29	7,25	0,59	0,91	
		70	0,58		3,23	5,17	0,62	0,92	
		60	0,50		2,50	3,84	0,65	0,94	
		50	0,42		1,95	3,05	0,64	0,92	
140		110	0,79	28,00	8,18	14,17	0,58	0,95	
		100	0,71		5,99	9,85	0,61	0,95	
		90	0,64		4,60	7,18	0,64	0,96	
		80	0,57		3,63	5,54	0,66	0,95	
		70	0,50		2,92	4,26	0,68	0,97	
160		130	0,81	32,00	10,73	18,20	0,59	0,98	
		120	0,75		7,94	13,09	0,61	0,96	
		110	0,69		6,17	9,52	0,65	0,98	
		100	0,63		4,94	7,35	0,67	0,99	
		90	0,56		4,04	5,82	0,69	0,99	
180	150	0,83	30,00	19,56	31,29	0,63	0,98		
	140	0,78		14,58	22,99	0,63	0,95		
	130	0,72		11,44	17,62	0,65	0,94		
	120	0,67		9,26	13,88	0,67	0,94		
	110	0,61		7,65	10,96	0,70	0,95		
200	170	0,85	33,33	24,11	37,99	0,63	1,01		
	160	0,80		18,08	27,91	0,65	0,98		
	150	0,75		14,28	21,73	0,66	0,96		
	140	0,70		11,65	17,15	0,68	0,96		
	130	0,65		9,70	13,73	0,71	0,98		
220	180	6,0	27,50	0,82	38,96	60,17	0,65	0,91	
	170	5,0		0,77	30,94	44,50	0,70	0,97	
	160	0,73		25,38	35,97	0,71	0,96		
	150	0,68		21,27	30,01	0,71	0,94		
	140	0,64		18,09	25,50	0,71	0,92		
260	210	6,0	32,50	0,81	43,49	63,51	0,68	0,95	
	200	0,77		35,98	53,83	0,67	0,90		
	190	0,73		30,43	42,63	0,71	0,94		
	180	0,69		26,14	35,87	0,73	0,94		
	170	0,65		22,72	30,59	0,74	0,94		

A Figura 36 a seguir apresenta os valores das razões $M_{ip,1}/M_{def}$ com e sem os fatores de correção κ' e κ'' .

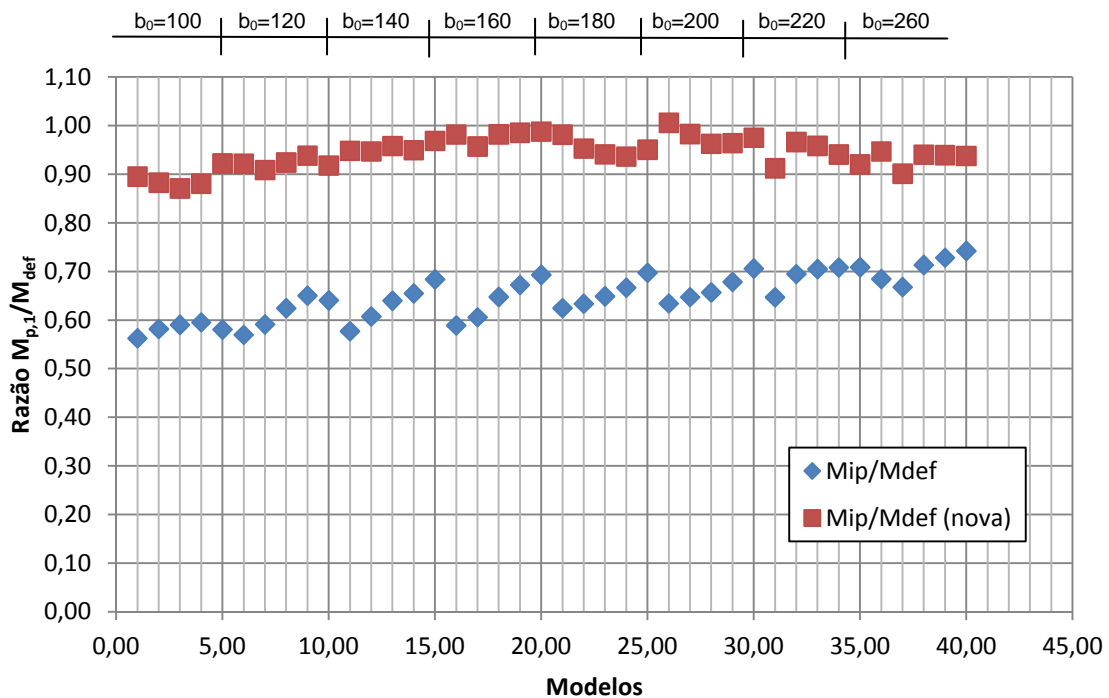


Figura 36 – Razão M_{ip}/M_{def} e nova razão M_{ip}/M_{def} .

Com isto, verifica-se que a utilização dos fatores propostos resultam em valores bastante satisfatórios, porém deve ser realizado um estudo de confiabilidade, conforme proposta para trabalhos futuros, para a validação dos resultados.

4.3 Resultados das ligações submetidas a momento fletor para fora do plano da ligação

Prosseguindo com as análises, obtém-se as respostas de cada conjunto de curvas com 8 (oito) diferentes seções de banzos combinados, com cada um, com 5 (cinco) seções diversas de montantes as quais são apresentadas nas Figura 37 a Figura 44.

Verifica-se que o dimensionamento de acordo com o EC3 1-8 [3] o qual possui o mesmo critério de dimensionamento que a NBR 16239:2013 [5] é diferente do resultado do dimensionamento efetuado pelo CIDECT [7] que, neste caso, possui o mesmo critério de dimensionamento efetuado pela ISO 14346 [5].

Para o conjunto de ligações com banzo 100x100x5 foram utilizados montantes com 70x70x5, 60x60x5, 50x50x5, 40x40x5 e 30x30x5. Os resultados mostram que quanto maior o valor de β , maior é o momento resistente.

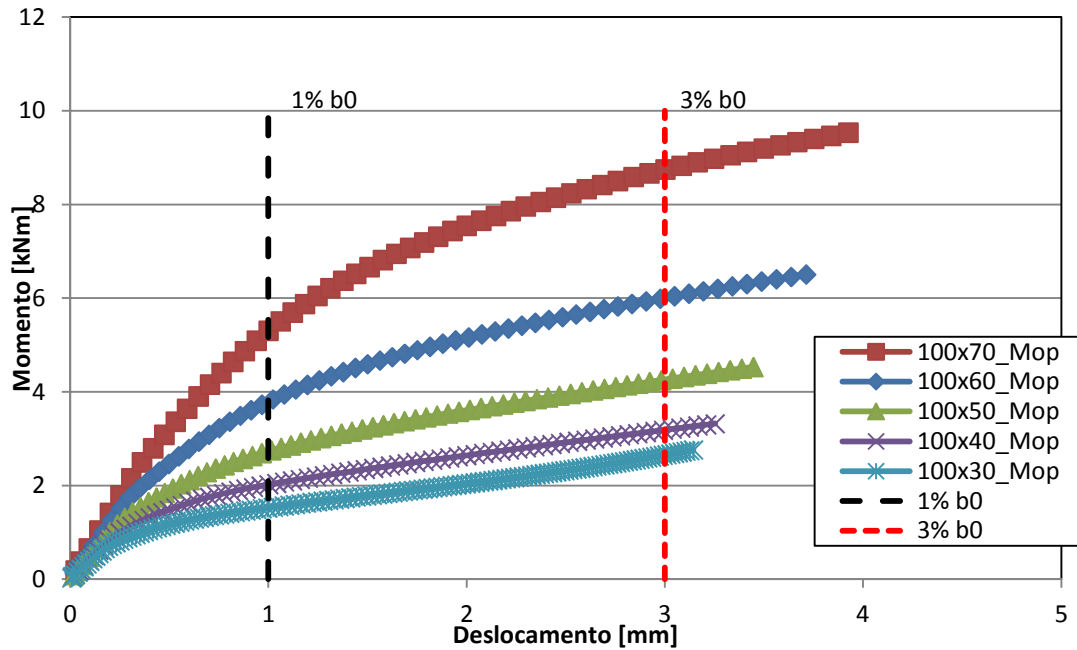


Figura 37 – Curva momento *versus* deslocamento (M_{op}) – SHS 100x100x5.

Para o conjunto de ligações com banzo 120x120x5 foram utilizados montantes com 90x90x5, 80x80x5, 70x70x5, 60x60x5 e 50x50x5. Os resultados mostram que quanto maior o valor de β , maior é o momento resistente.

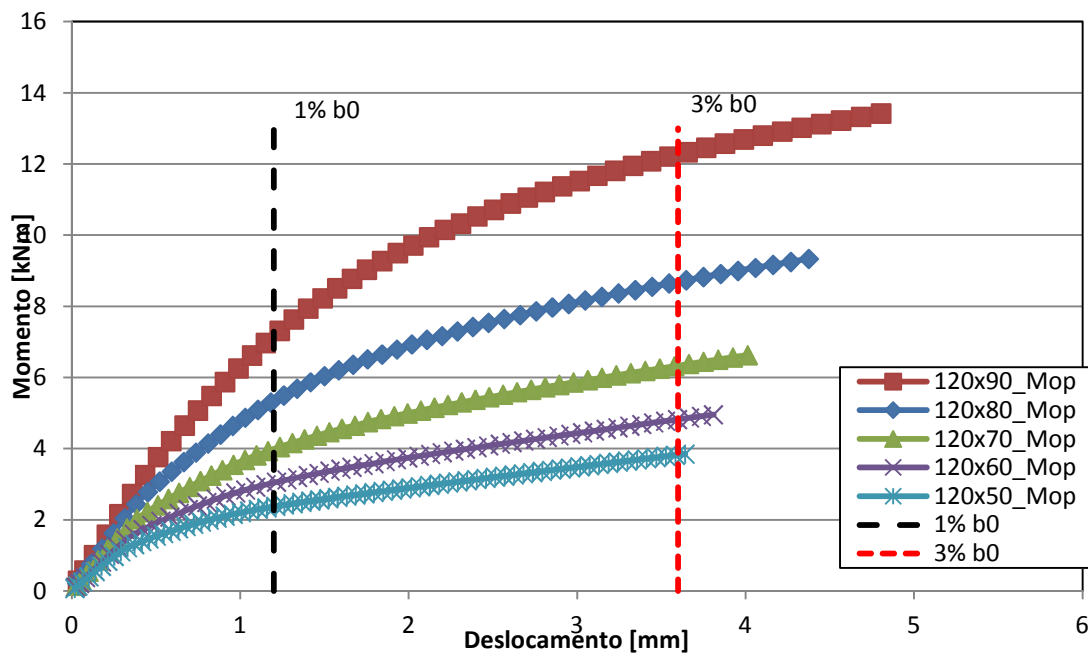


Figura 38 – Curva momento *versus* deslocamento (M_{op}) – SHS 120x120x5.

Para o conjunto de ligações com banço 140x140x5 foram utilizados montantes com 110x110x5, 100x100x5, 90x90x5, 80x80x5 e 70x70x5. Os resultados mostram que quanto maior o valor de β , maior é o momento resistente.

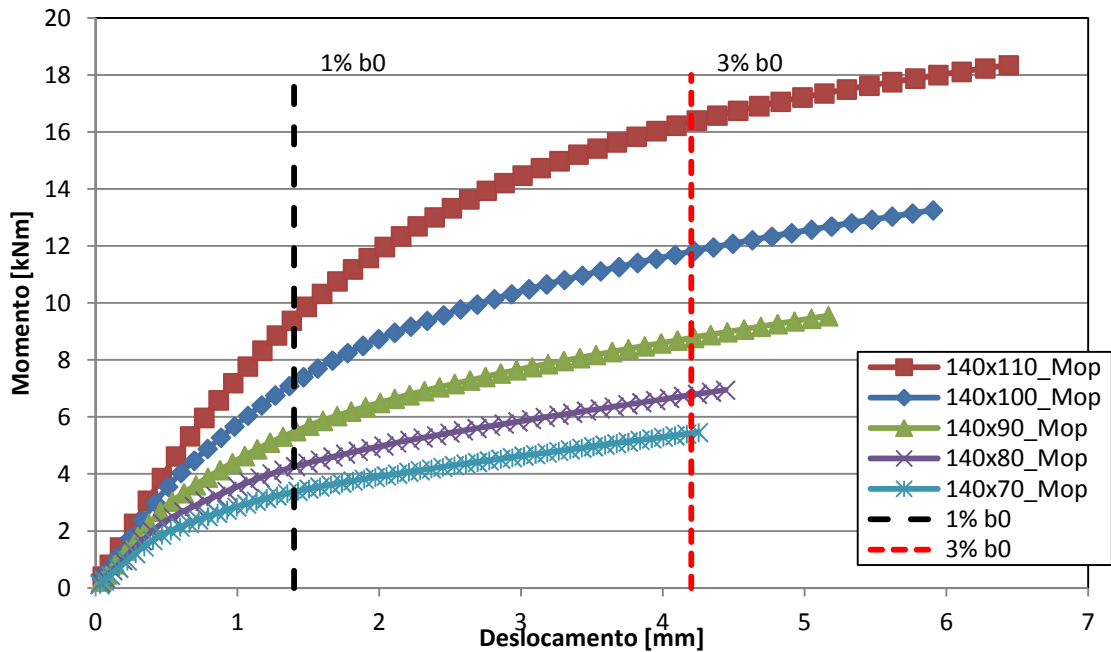


Figura 39 – Curva momento *versus* deslocamento (M_{op}) – SHS 140x140x5.

Para o conjunto de ligações com banço 160x160x5 foram utilizados montantes com 130x130x5, 120x120x5, 110x110x5, 100x100x5 e 90x90x5. Os resultados mostram que quanto maior o valor de β , maior é o momento resistente.

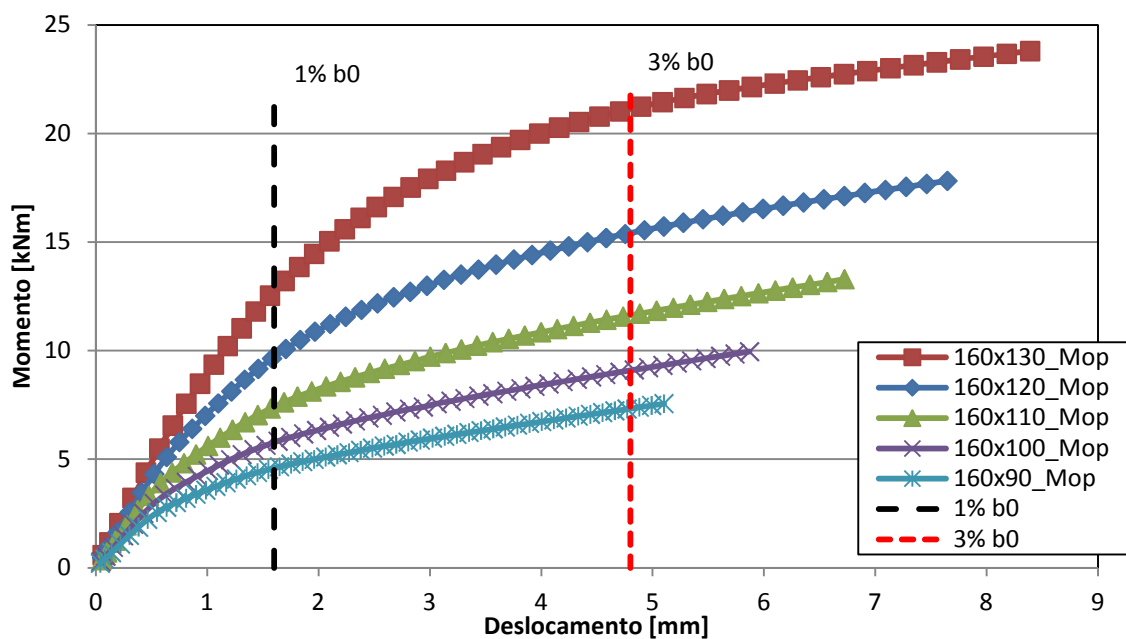


Figura 40 – Curva momento *versus* deslocamento (M_{op}) – SHS 160x160x5.

Para o conjunto de ligações com banço 180x180x6 foram utilizados montantes com 150x150x5, 140x140x5, 130x130x5, 120x120x5 e 110x110x5. Os resultados mostram que quanto maior o valor de β , maior é o momento resistente.

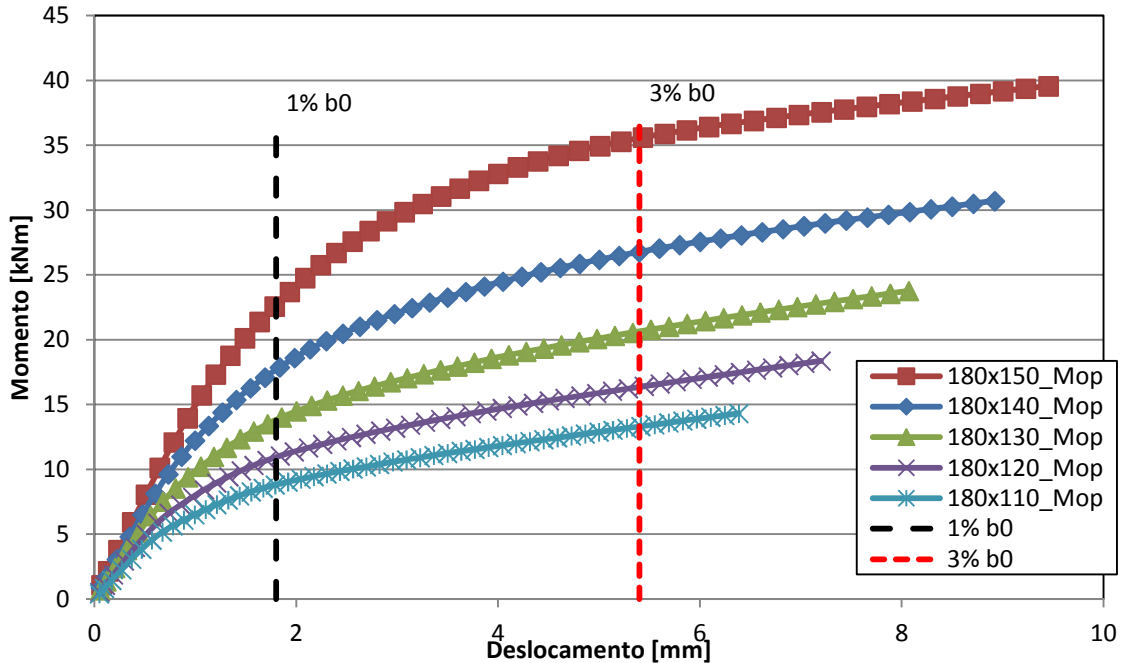


Figura 41 – Curva momento *versus* deslocamento (M_{op}) – SHS 180x180x6.

Para o conjunto de ligações com banço 200x200x6 foram utilizados montantes com 170x170x5, 160x160x5, 150x150x5, 140x140x5 e 130x130x5. Os resultados mostram que quanto maior o valor de β , maior é o momento resistente.

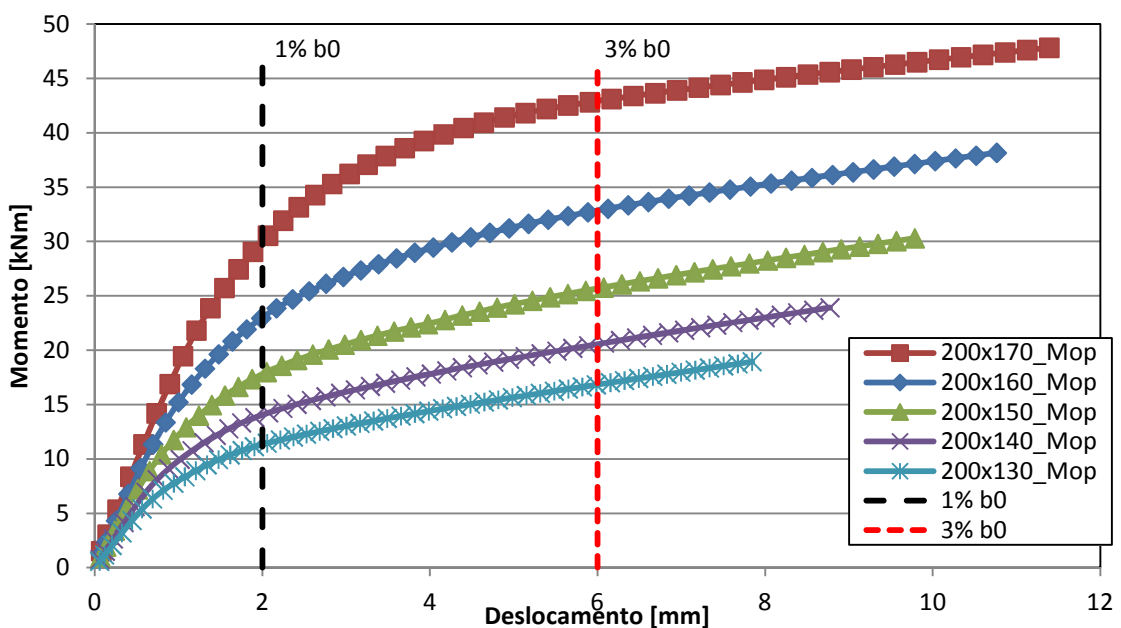


Figura 42 – Curva momento *versus* deslocamento (M_{op}) – SHS 200x200x6.

Para o conjunto de ligações com banço 220x220x8 foram utilizados montantes com 180x180x6, 170x170x5, 160x160x5, 150x150x5 e 140x140x5. Os resultados mostram que quanto maior o valor de β , maior é o momento resistente.

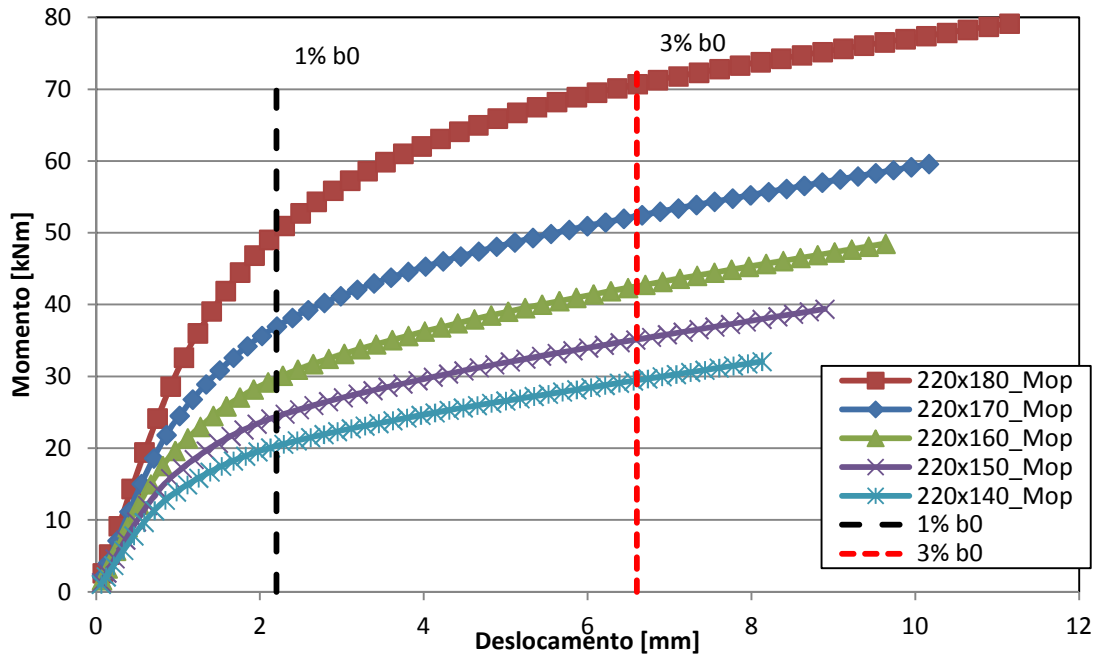


Figura 43 – Curva momento *versus* deslocamento (M_{op}) – SHS 220x220x8.

Para o conjunto de ligações com banço 260x260x8 foram utilizados montantes com 210x210x6, 200x200x6, 190x190x6, 180x180x6 e 170x170x6. Os resultados mostram que quanto maior o valor de β , maior é o momento resistente.

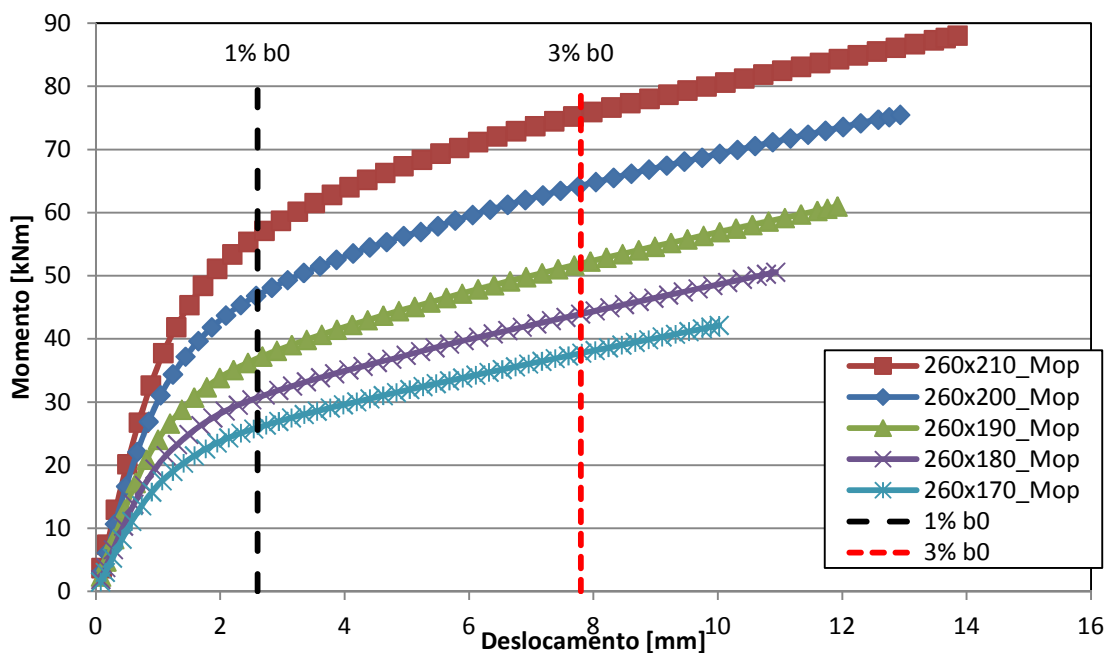


Figura 44 – Curva momento *versus* deslocamento (M_{op}) – SHS 260x260x8.

Na Tabela 10 apresenta-se a razão $M_{op,1}/M_{def}$ e $M_{op,1}^*/M_{def}$ para todos os conjuntos de ligações apresentadas.

Desta forma, observando-se as curvas da Figura 37 a Figura 44 e os valores apresentados na Tabela 10, pode-se verificar que o dimensionamento de acordo com o EC3 1-8 [3] e NBR 16239:2013 [5] apresenta-se mais econômico que o dimensionamento de acordo com o CIDECT [7] e ISO 14346 [5] pela comparação entre a razão $M_{op,1}/M_{def}$ e $M_{op,1}^*/M_{def}$, porém, ainda muito a favor da segurança pois ambas as razões apresentam-se menores que 1.

Assim sendo, um outro fator de correção é proposto neste trabalho, também baseado nos parâmetros geométricos das seções, de maneira que, quando aplicado sobre a formulação das normas, o dimensionamento seja realizado de forma mais econômica.

Como a razão $M_{op,1}/M_{def}$ calculada pelas equações do EC3 1-8 [3], NBR 16239:2013 [5] resultaram em diferença bem pequena em comparação com a razão $M_{op,1}^*/M_{def}$ calculada pelas fórmulas do CIDECT [7] e ISO 14346 [5], para o momento para fora do plano da ligação, é proposto o mesmo fator de 1,7 de correção quando $t_0=t_1$ e 1,6 quando $t_0 \neq t_1$.

Da mesma forma que no item anterior, é importante ressaltar que uma comparação experimental deve ser realizada antes da incorporação destes fatores nas normas de dimensionamento, bem como esclarece-se que não foram adotados quaisquer índices de segurança.

Com a aplicação dos fatores de correção apresentados, tem-se os valores da nova razão $M_{op,1}/M_{def}$ apresentados na Tabela 11 a seguir e os valores da nova razão $M_{op,1}^*/M_{def}$ apresentados na Tabela 12.

Tabela 10 – Razão $M_{op,1}/M_{def}$ e $M_{op,1}^*/M_{def}$ para as ligações com banzo 100x100x5

b_0	b_1	β	2γ	$M_{op,1}$	$M_{op,1}^*$	M_{def}	$M_{op,1}/M_{def}$	$M_{op,1}^*/M_{def}$
100	70	0,70	20,00	4,14	4,04	7,96	0,52	0,51
	60	0,60		2,92	2,84	5,76	0,51	0,49
	50	0,50		2,14	2,08	4,13	0,52	0,50
	40	0,40		1,58	1,55	3,03	0,52	0,51
	30	0,30		1,15	1,16	2,31	0,50	0,50
120	90	0,75	24,00	6,07	5,95	10,97	0,55	0,54
	80	0,67		4,40	4,29	8,25	0,53	0,52
	70	0,58		3,33	3,23	6,08	0,55	0,53
	60	0,50		2,57	2,50	4,59	0,56	0,54
	50	0,42		2,00	1,95	3,58	0,56	0,55
140	110	0,79	28,00	8,32	8,18	14,07	0,59	0,58
	100	0,71		6,12	5,99	10,64	0,58	0,56
	90	0,64		4,72	4,60	8,27	0,57	0,56
	80	0,57		3,74	3,63	6,40	0,58	0,57
	70	0,50		3,00	2,92	5,10	0,59	0,57
160	130	0,81	32,00	10,89	10,73	18,80	0,58	0,57
	120	0,75		8,09	7,94	14,45	0,56	0,55
	110	0,69		6,32	6,17	11,01	0,57	0,56
	100	0,63		5,08	4,94	8,74	0,58	0,57
	90	0,56		4,15	4,04	6,98	0,59	0,58
180	150	0,83	30,00	19,82	19,56	33,86	0,59	0,58
	140	0,78		14,84	14,58	26,76	0,55	0,54
	130	0,72		11,70	11,44	20,78	0,56	0,55
	120	0,67		9,50	9,26	16,42	0,58	0,56
	110	0,61		7,86	7,65	13,21	0,60	0,58
200	170	0,85	33,33	24,39	24,11	43,11	0,57	0,56
	160	0,80		18,37	18,08	33,02	0,56	0,55
	150	0,75		14,57	14,28	25,77	0,57	0,55
	140	0,70		11,92	11,65	20,66	0,58	0,56
	130	0,65		9,96	9,70	16,83	0,59	0,58
220	180	0,82	27,50	39,52	38,96	70,73	0,56	0,55
	170	0,77		31,50	30,94	52,47	0,60	0,59
	160	0,73		25,93	25,38	42,78	0,61	0,59
	150	0,68		21,79	21,27	35,11	0,62	0,61
	140	0,64		18,58	18,09	29,38	0,63	0,62
260	210	0,81	32,50	44,16	43,49	75,97	0,58	0,57
	200	0,77		36,64	35,98	64,17	0,57	0,56
	190	0,73		31,08	30,43	52,27	0,59	0,58
	180	0,69		26,77	26,14	43,94	0,61	0,59
	170	0,65		23,32	22,72	37,76	0,62	0,60

Tabela 11 – Comparativo entre a razão $M_{op,1}/M_{def}$ e a nova razão razão $M_{op,1}/M_{def}$

b_0	t_0	b_1	t_1	β	2γ	$M_{op,1}$	M_{def}	$M_{op,1}/M_{def}$	$M_{op,1}/M_{def}$ (novo)
100	5	70	5,0	0,70	20,00	4,14	7,96	0,52	0,88
		60		0,60		2,92	5,76	0,51	0,86
		50		0,50		2,14	4,13	0,52	0,88
		40		0,40		1,58	3,03	0,52	0,89
		30		0,30		1,15	2,31	0,50	0,85
120		90	0,75	24,00	6,07	10,97	0,55	0,94	
		80	0,67		4,40	8,25	0,53	0,91	
		70	0,58		3,33	6,08	0,55	0,93	
		60	0,50		2,57	4,59	0,56	0,95	
		50	0,42		2,00	3,58	0,56	0,95	
140		110	0,79	28,00	8,32	14,07	0,59	1,01	
		100	0,71		6,12	10,64	0,58	0,98	
		90	0,64		4,72	8,27	0,57	0,97	
		80	0,57		3,74	6,40	0,58	0,99	
		70	0,50		3,00	5,10	0,59	1,00	
160		130	0,81	32,00	10,89	18,80	0,58	0,98	
		120	0,75		8,09	14,45	0,56	0,95	
		110	0,69		6,32	11,01	0,57	0,98	
		100	0,63		5,08	8,74	0,58	0,99	
		90	0,56		4,15	6,98	0,59	1,01	
180	150	0,83	30,00	19,82	33,86	0,59	1,00		
	140	0,78		14,84	26,76	0,55	0,94		
	130	0,72		11,70	20,78	0,56	0,96		
	120	0,67		9,50	16,42	0,58	0,98		
	110	0,61		7,86	13,21	0,60	1,01		
200	170	0,85	33,33	24,39	43,11	0,57	0,96		
	160	0,80		18,37	33,02	0,56	0,95		
	150	0,75		14,57	25,77	0,57	0,96		
	140	0,70		11,92	20,66	0,58	0,98		
	130	0,65		9,96	16,83	0,59	1,01		
220	180	6,0	5,0	0,82	27,50	39,52	70,73	0,56	0,89
	170	0,77		31,50		52,47	0,60	0,96	
	160	0,73		25,93		42,78	0,61	0,97	
	150	0,68		21,79		35,11	0,62	0,99	
	140	0,64		18,58		29,38	0,63	1,01	
260	210	6,0	6,0	0,81	32,50	44,16	75,97	0,58	0,93
	200	0,77		36,64		64,17	0,57	0,91	
	190	0,73		31,08		52,27	0,59	0,95	
	180	0,69		26,77		43,94	0,61	0,97	
	170	0,65		23,32		37,76	0,62	0,99	

Tabela 12 – Comparativo entre a razão $M_{op,1}^*/M_{def}$ e a nova razão razão $M_{op,1}^*/M_{def}$

b_0	t_0	b_1	t_1	β	2γ	$M_{op,1}^*$	M_{def}	$M_{op,1}^*/M_{def}$	$M_{op,1}^*/M_{def}$ (novo)
100	5	70	5,0	0,70	20,00	4,04	7,96	0,51	0,91
		60		0,60		2,84	5,76	0,49	0,84
		50		0,50		2,08	4,13	0,50	0,86
		40		0,40		1,55	3,03	0,51	0,87
		30		0,30		1,16	2,31	0,50	0,86
120		90		0,75	24,00	5,95	10,97	0,54	0,92
		80		0,67		4,29	8,25	0,52	0,88
		70		0,58		3,23	6,08	0,53	0,90
		60		0,50		2,50	4,59	0,54	0,93
		50		0,42		1,95	3,58	0,55	0,93
140		110		0,79	28,00	8,18	14,07	0,58	0,99
		100		0,71		5,99	10,64	0,56	0,96
		90		0,64		4,60	8,27	0,56	0,95
		80		0,57		3,63	6,40	0,57	0,96
		70		0,50		2,92	5,10	0,57	0,97
160		130		0,81	32,00	10,73	18,80	0,57	0,97
		120		0,75		7,94	14,45	0,55	0,93
		110		0,69		6,17	11,01	0,56	0,95
		100		0,63		4,94	8,74	0,57	0,96
		90		0,56		4,04	6,98	0,58	0,98
180	150	0,83	30,00	19,56	33,86	0,58	0,98		
	140	0,78		14,58	26,76	0,54	0,93		
	130	0,72		11,44	20,78	0,55	0,94		
	120	0,67		9,26	16,42	0,56	0,96		
	110	0,61		7,65	13,21	0,58	0,98		
200	170	0,85	33,33	24,11	43,11	0,56	0,95		
	160	0,80		18,08	33,02	0,55	0,93		
	150	0,75		14,28	25,77	0,55	0,94		
	140	0,70		11,65	20,66	0,56	0,96		
	130	0,65		9,70	16,83	0,58	0,98		
220	180	6,0	5,0	0,82	27,50	38,96	70,73	0,55	0,88
	170	0,77		30,94		52,47	0,59	0,94	
	160	0,73		25,38		42,78	0,59	0,95	
	150	0,68		21,27		35,11	0,61	0,97	
	140	0,64		18,09		29,38	0,62	0,99	
260	210	6,0	6,0	0,81	32,50	43,49	75,97	0,57	0,92
	200	0,77		35,98		64,17	0,56	0,90	
	190	0,73		30,43		52,27	0,58	0,93	
	180	0,69		26,14		43,94	0,59	0,95	
	170	0,65		22,72		37,76	0,60	0,96	

A Figura 45 e a Figura 46 a seguir apresentam os valores das razões $M_{op,1}/M_{def}$ e $M_{op,1}^*/M_{def}$ com e sem os fatores de correção de 1,7 e 1,6 para $t_0=t_1$ e $t_0 \neq t_1$, respectivamente.

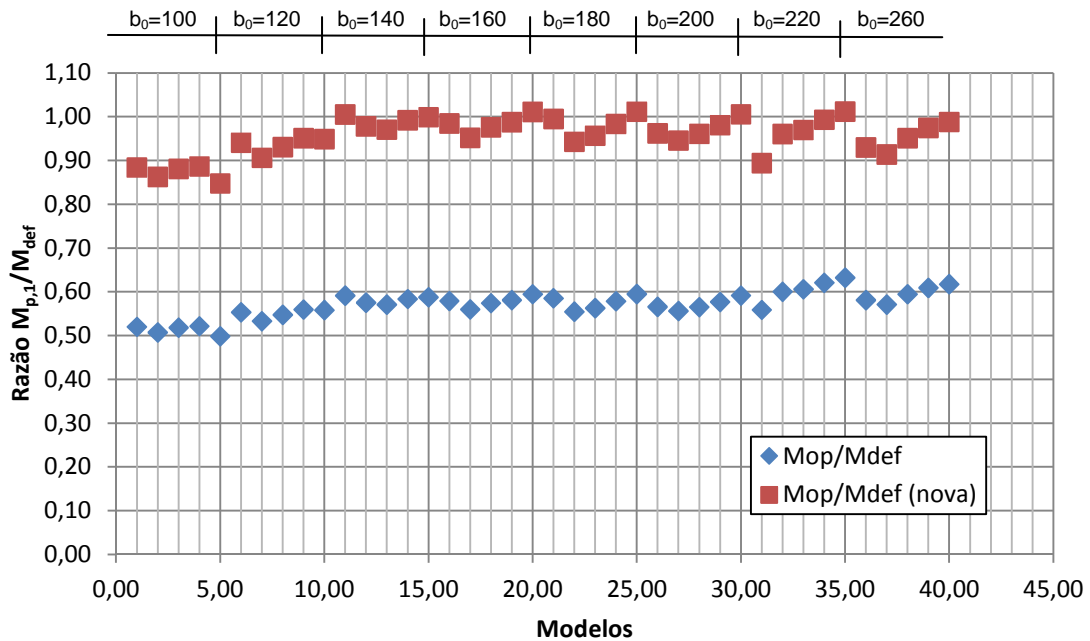


Figura 45 – Razão M_{op}/M_{def} e nova razão M_{op}/M_{def} .

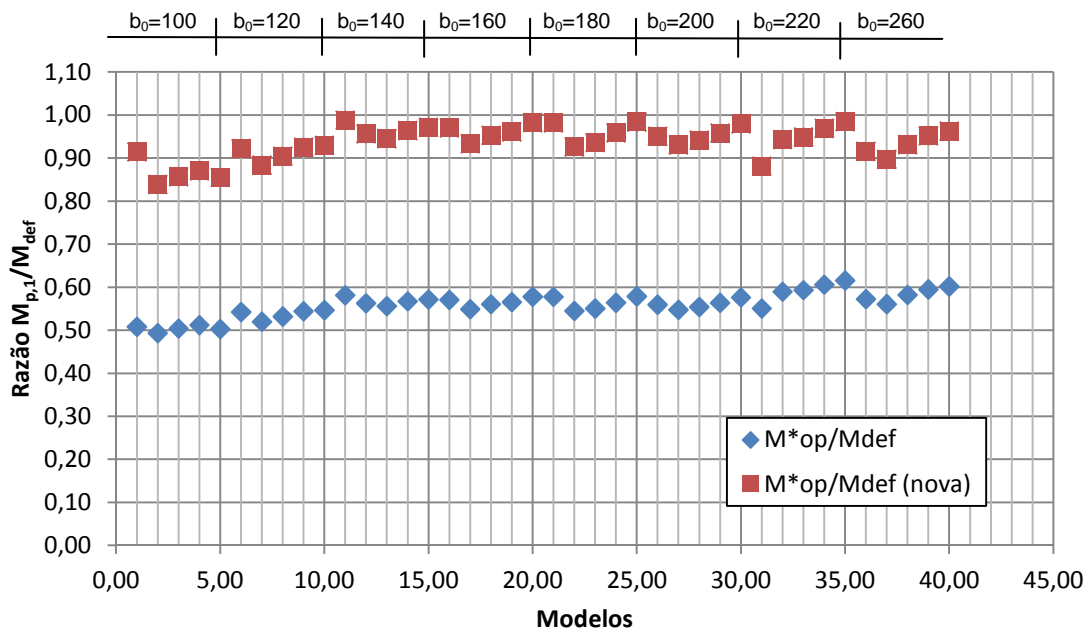


Figura 46 – Razão M_{op}^*/M_{def} e nova razão M_{op}^*/M_{def} .

Com isto, verifica-se aqui também que a utilização dos fatores propostos resultam em valores bastante satisfatórios, porém deve ser realizado um estudo de confiabilidade, para a validação dos resultados.

Vale ressaltar que o modelo utilizado para momento no plano da ligação foi desenvolvido considerando-se um sistema bi-apoiado e para o modelo utilizado para momento para fora do plano da ligação considera o sistema engastado, evitando, assim, rotações de torção no banzo. No entanto, neste momento, surgiu a necessidade de se verificar a diferença entre um modelo bi-apoiado em um modelo engastado.

Adotou-se portanto, o conjunto de ligações com banzo de 260x260x8 as quais possuem os maiores valores de momento e o resultado da análise mostrou que a diferença no momento para o limite de serviço (M_s) é desprezível e a diferença no momento para o limite último (M_u) é de aproximadamente 4,9% maior, portanto realizando a análise com a ligação bi-apoiada obtém-se valores a favor da segurança, conforme pode-se verificar na Figura 47.

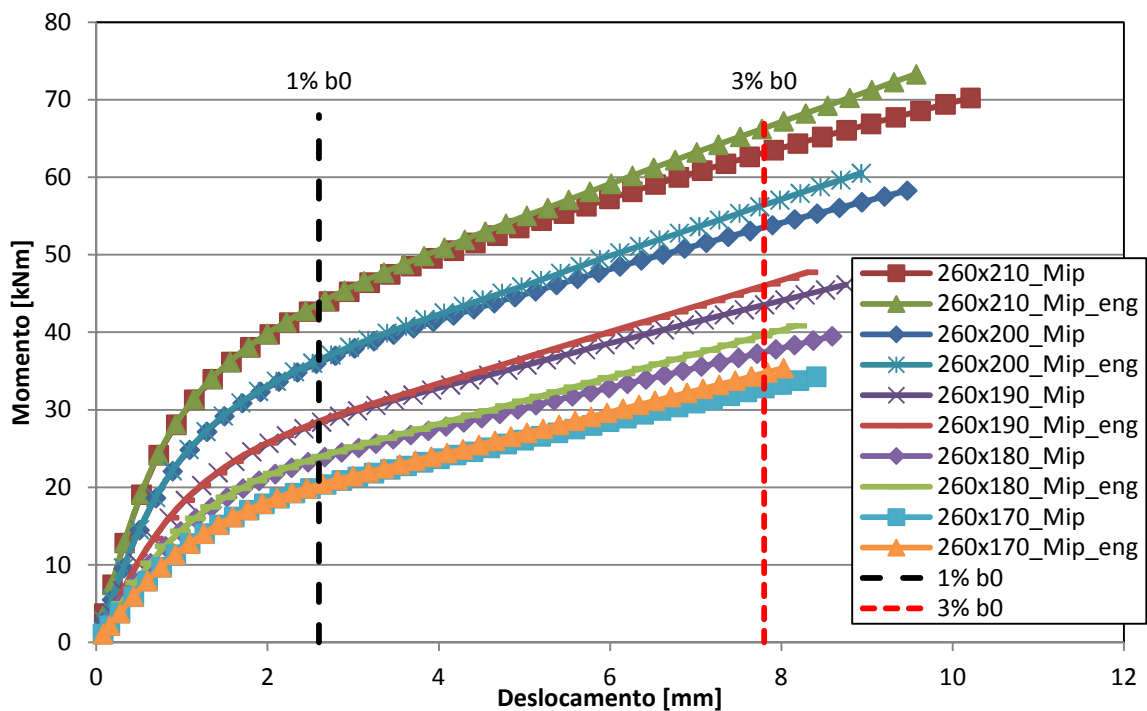


Figura 47 – Curva momento *versus* deslocamento (M_{ip}) – SHS 260x260x8 para sistemas bi-apoiado e engastado.

4.4 Ligação tipo “T” submetida a esforço normal do banzo associado ao momento fletor

Em um segundo momento, a análise paramétrica desenvolvida neste trabalho consistiu da análise de 48 modelos numéricos, sendo 24 com a aplicação de momento no plano da ligação e outros 24 como a aplicação de momento para fora do plano da ligação, porém nesta análise foram utilizadas como amostragem, três das combinações de modelos utilizadas na seção anterior e para cada uma delas foi aplicado 80%, 60%, 40% e 20% da carga plástica tanto para a compressão quanto para tração, ora com posterior aplicação de momento no plano e ora com aplicação posterior de momento para fora do plano da ligação.

A escolha das ligações teve como objetivo pegar uma amostragem para a avaliação do comportamento das ligações com maiores diversidades de forma a obter um resultado mais completo. Além disso, foram escolhidas ligações com $\beta \leq 0,70$, tendo em vista os resultados apresentados no trabalho de dissertação de Nizer [40], onde se verificou que quanto maior o valor de β , a transferência do esforço direciona-se para a parede lateral do banzo, ou seja, existe uma flambagem local no banzo antes da plastificação da face conforme Figura 48, onde TN04N70- foi a denominação dada pelo autor para o modelo em que foi aplicado esforço de compressão no banzo, equivalente a 70% da resistência plástica do mesmo.

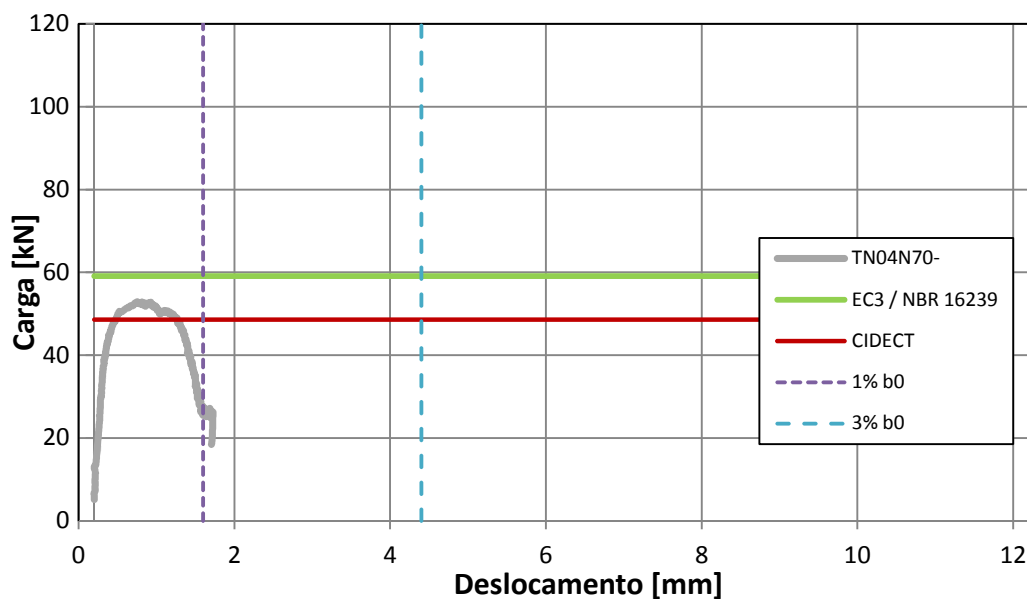


Figura 48 – Exemplo de comportamento da ligação com $\beta > 0,70$ [40].

No caso do exemplo experimental de Nizer [40], a ligação ensaiada possui perfis formados a frio com banzo RHS 140x80x4 e montante SHS 100x100x3. A tensão de escoamento do material foi de 250MPa e o módulo de elasticidade longitudinal de 205.000MPa.



a) Detalhe do posicionamento dos dispositivos de leitura de deslocamentos

b) Deformação face superior e lateral do banzo do protótipo TN04N70+.

Figura 49 – Imagens da ligação experimental de Nizer [40].

Vale ressaltar que para a lei constitutiva do material, continuou-se considerando um comportamento bilinear elasto-plástico com encruamento de $\alpha=8.000\text{MPa}$, sendo a tensão de escoamento do banzo e da diagonal de 345MPa com módulo de elasticidade longitudinal de 210.000MPa.

Considerando que na avaliação do comportamento da estrutura real é verificada a existência da força axial além do momento fletor, sendo assim, aplicando-se as equações de dimensionamento do EC3 1-8 [3], do CIDECT [7], NBR 16239:2013 [5] e ISO 14346 [5] bem como o critério de deformação limite de $1\%b_0$ e $3\%b_0$, respectivamente, obtêm-se os resultados apresentados nas Tabela 13 e Tabela 14.

Na primeira, $M_{ip,1}$ representa o momento resistente da ligação para o EC3 1-8 [3] e NBR 16239:2013 [5] e $M_{ip,1}^*$ para as outras duas, na segunda, $M_{op,1}$ representa o momento resistente da ligação para o EC3 1-8 [3] e NBR 16239:2013 [5] e $M_{op,1}^*$ para as outras duas. M_s e M_u representam os momentos resistentes referentes ao estado limite de utilização e estado limite último, de acordo com o critério de deformação limite e M_{def} é o momento resistente adotado de acordo com a razão M_u/M_s .

Os valores de M_{def} destacados nas tabelas são os quais possuem a razão $M_u/M_s > 1,5$, portanto, onde M_s controla o dimensionamento e o valor de $M_{def} = M_s \times 1,5$.

Tabela 13 – Características dos modelos numéricos (M_{ip}) [kNm]

b_0	b_1	β	2γ	n	$M_{ip,1}$	$M_{ip,1}^*$	M_s	M_u	M_u/M_s	M_{def}
140	70	0,50	28,00	-0,80	1,92	1,66	1,85	2,37	1,28	2,37
				-0,60	2,39	2,12	2,29	3,34	1,46	3,34
				-0,40	2,86	2,44	2,50	4,01	1,60	3,75
				-0,20	2,92	2,70	2,70	4,58	1,70	4,05
				0	2,92	2,92	2,84	4,93	1,74	4,26
				0,20	2,92	2,85	2,97	5,25	1,77	4,46
				0,40	2,92	2,77	3,09	5,59	1,81	4,63
				0,60	2,92	2,66	3,14	5,90	1,88	4,71
				0,80	2,92	2,48	3,18	6,28	1,98	4,76
180	110	0,61	30,00	-0,80	5,94	4,76	4,89	5,88	1,20	5,88
				-0,60	6,94	5,84	5,92	8,18	1,38	8,18
				-0,40	7,65	6,58	6,60	9,74	1,48	9,74
				-0,20	7,65	7,16	6,96	10,88	1,56	10,45
				0	7,65	7,65	7,30	11,87	1,62	10,96
				0,20	7,65	7,48	7,63	12,49	1,64	11,44
				0,40	7,65	7,27	7,71	13,17	1,71	11,56
				0,60	7,65	6,98	7,85	13,70	1,75	11,77
				0,80	7,65	6,51	7,85	14,45	1,84	11,78
260	170	0,65	32,50	-0,80	18,42	14,64	13,52	15,38	1,14	15,38
				-0,60	21,20	17,69	16,30	22,31	1,37	22,31
				-0,40	22,72	19,76	17,82	26,95	1,51	26,73
				-0,20	22,72	21,38	19,40	30,32	1,56	29,11
				0	22,72	22,72	20,39	32,81	1,61	30,59
				0,20	22,72	22,22	20,76	34,73	1,67	31,14
				0,40	22,72	21,59	21,60	36,27	1,68	32,39
				0,60	22,72	20,73	21,43	38,09	1,78	32,15
				0,80	22,72	19,34	21,47	39,39	1,83	32,21

Tabela 14 – Características dos modelos numéricos (M_{op}) [kNm]

b_0	b_1	β	2γ	%N _{pl}	$M_{op,1}$	$M_{op,1}^*$	M_s	M_u	M_u/M_s	M_{def}
140	70	0,50	28,00	-0,80	1,98	1,66	2,98	4,59	1,54	4,47
				-0,60	2,46	2,12	3,17	4,89	1,54	4,76
				-0,40	2,94	2,44	3,29	5,12	1,56	4,93
				-0,20	3,00	2,70	3,35	5,30	1,58	5,03
				0	3,00	2,92	3,40	5,46	1,61	5,10
				0,20	3,00	2,85	3,43	5,54	1,62	5,14
				0,40	3,00	2,77	3,44	5,62	1,63	5,17
				0,60	3,00	2,66	3,45	5,69	1,65	5,18
				0,80	3,00	2,48	3,47	5,69	1,64	5,21
180	110	0,61	30,00	-0,80	6,10	4,76	7,99	11,46	1,43	11,46
				-0,60	7,13	5,84	8,48	12,18	1,44	12,18
				-0,40	7,86	6,58	8,69	12,66	1,46	12,66
				-0,20	7,86	7,16	8,81	13,08	1,49	13,08
				0	7,86	7,65	8,81	13,31	1,51	13,21
				0,20	7,86	7,48	9,02	13,67	1,52	13,52
				0,40	7,86	7,27	9,02	13,88	1,54	13,53
				0,60	7,86	6,98	9,07	13,87	1,53	13,61
				0,80	7,86	6,51	9,08	13,79	1,52	13,62
260	170	0,65	32,50	-0,80	18,90	14,64	23,32	32,31	1,39	32,31
				-0,60	21,75	17,69	24,57	34,42	1,40	34,42
				-0,40	23,32	19,76	25,18	35,76	1,42	35,76
				-0,20	23,32	21,38	25,61	36,96	1,44	36,96
				0	23,32	22,72	25,75	37,76	1,47	37,76
				0,20	23,32	22,22	26,17	38,31	1,46	38,31
				0,40	23,32	21,59	26,18	38,74	1,48	38,74
				0,60	23,32	20,73	26,17	38,96	1,49	38,96
				0,80	23,32	19,34	26,06	38,58	1,48	38,58

4.5 Ligações submetidas ao momento fletor no plano da ligação com aplicação de cargas axiais no banzo

Como resposta destas análises, apresenta-se na Figura 50, na Figura 52 e na Figura 54, as curvas para cada combinação de 80%, 60%, 40% e 20% da carga plástica tanto para a compressão quanto para a tração para cada uma das 3 (três) ligações escolhidas, além da aplicação do momento fletor no plano da ligação.

Para a ligação com banzo 140x140x5 e montante 70x70x5 foram aplicadas cargas referentes a 80%, 60%, 40% e 20% da carga plástica para compressão e para a tração, ou seja, -0,80, -0,60, -0,40, -0,20, 0,20, 0,40, 0,60 e 0,80, respectivamente.

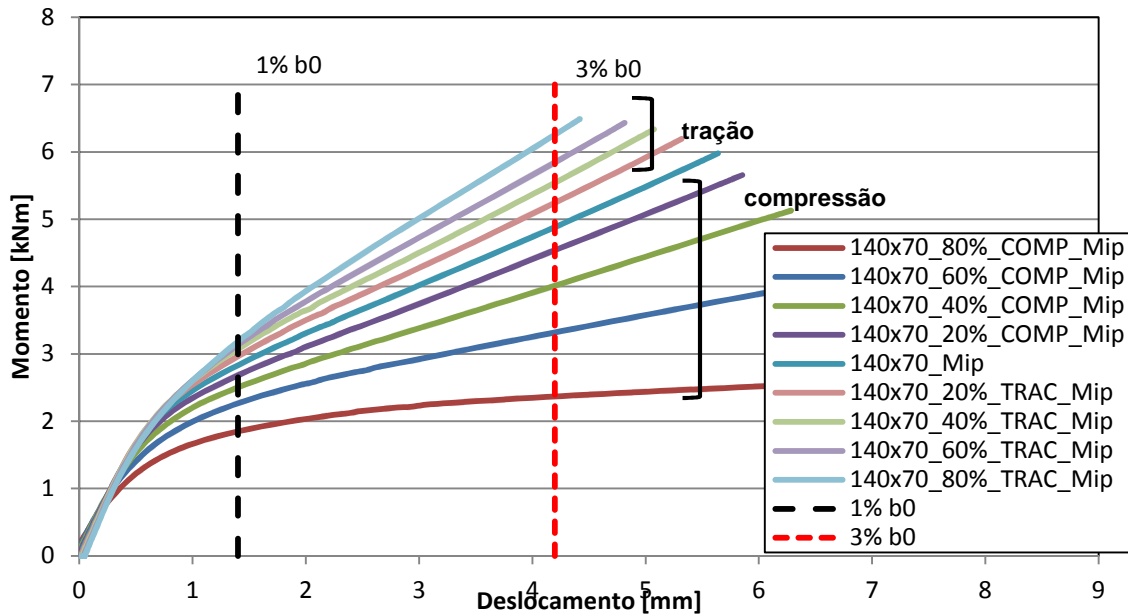


Figura 50 – Curva do comportamento da ligação para diversos percentuais da carga plástica no banzo para compressão e tração (M_{ip}) – SHS 140x70.

Na Figura 51 são apresentadas as curvas da ligação 140x70 para comparação dos resultados obtidos através das fórmulas apresentadas pelas quatro normas estudadas neste trabalho, com os respectivos resultados numéricos obtidos.

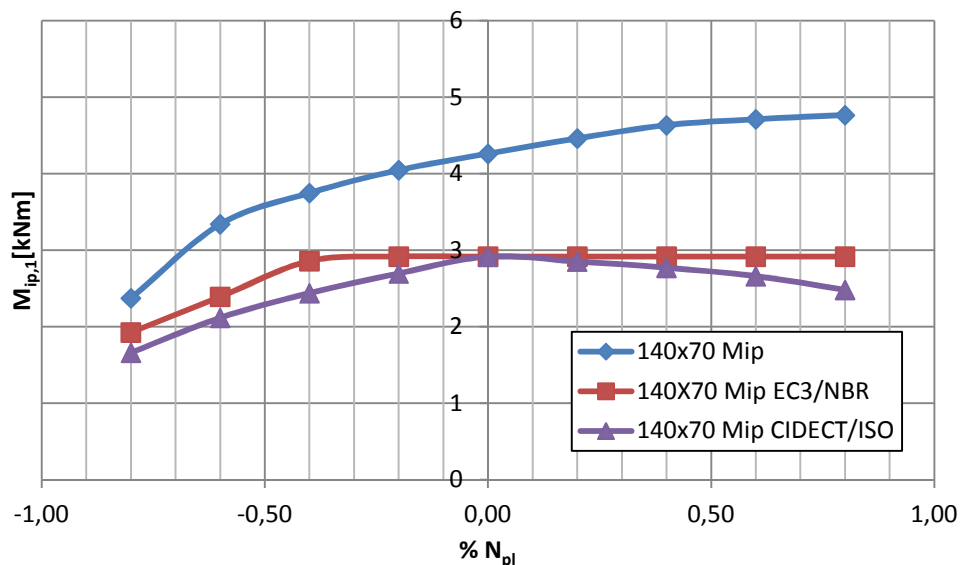


Figura 51 – Curvas comparativas entre o comportamento numérico e as normas (M_{ip}) – SHS 140x70.

Para a ligação com banzo 180x180x6 e montante 110x110x5 foram aplicadas cargas referentes a 80%, 60%, 40% e 20% da carga plástica para compressão e para a tração, ou seja, -0,80, -0,60, -0,40, -0,20, 0,20, 0,40, 0,60 e 0,80, respectivamente.

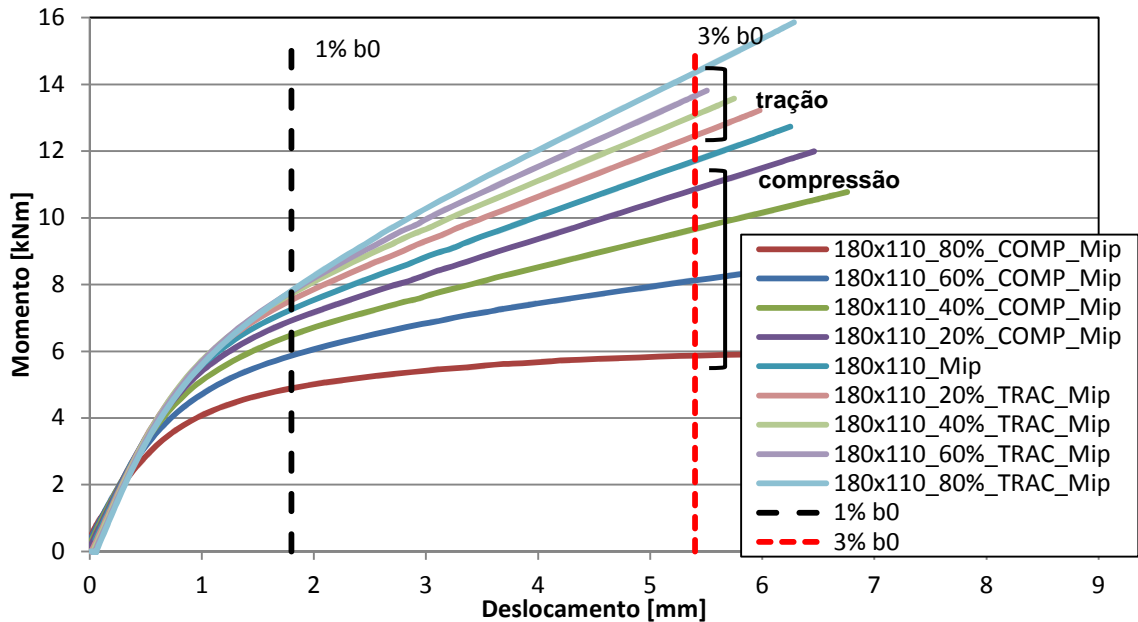


Figura 52 – Curva do comportamento da ligação para diversos percentuais da carga plástica no banzo para compressão e tração (M_{ip}) – SHS 180x110.

Na Figura 53 são apresentadas as curvas da ligação 180x110 para comparação dos resultados obtidos através das fórmulas apresentadas pelas quatro normas estudadas neste trabalho, com os respectivos resultados numéricos obtidos.

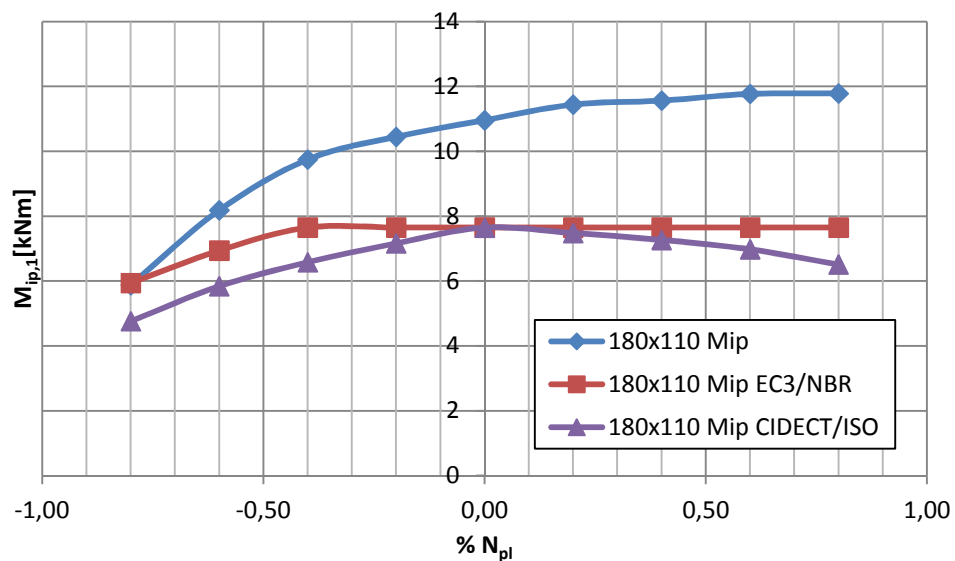


Figura 53 – Curvas comparativas entre o comportamento numérico e as normas (M_{ip}) – SHS 180x110.

Para a ligação com banzo 260x260x8 e montante 170x170x6 foram aplicadas cargas referentes a 80%, 60%, 40% e 20% da carga plástica para compressão e para a tração, ou seja, -0,80, -0,60, -0,40, -0,20, 0,20, 0,40, 0,60 e 0,80, respectivamente.

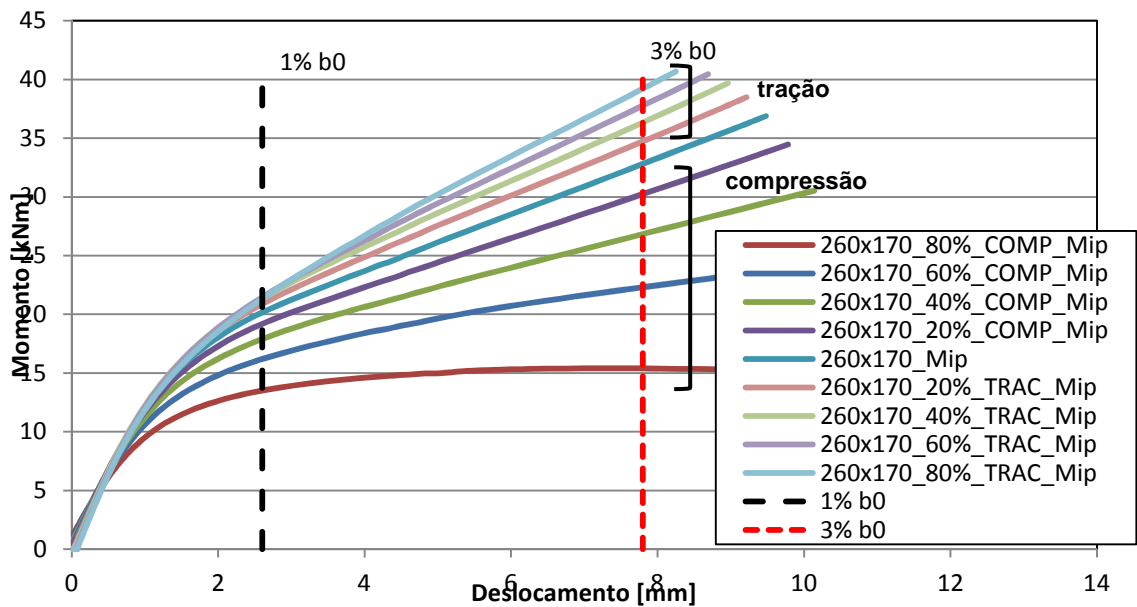


Figura 54 – Curva do comportamento da ligação para diversos percentuais da carga plástica no banzo para compressão e tração (M_{ip}) – SHS 260x170.

Na Figura 55 são apresentadas as curvas da ligação 260x170 para comparação dos resultados obtidos através das fórmulas apresentadas pelas quatro normas estudadas neste trabalho, com os respectivos resultados numéricos obtidos.

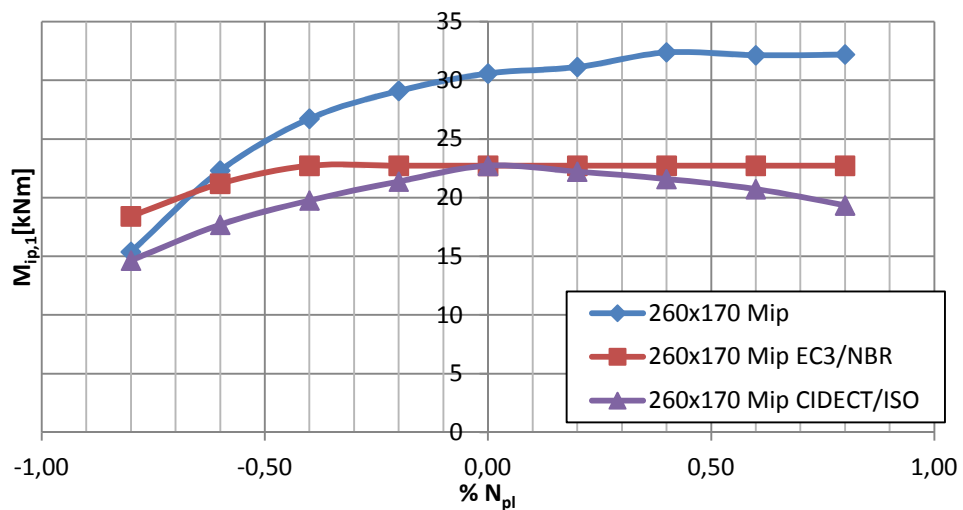


Figura 55 – Curvas comparativas entre o comportamento numérico e as normas (M_{ip}) – SHS 260x170.

Cabe ainda ressaltar que para o momento no plano da ligação, o modelo numérico indica um aumento de rigidez quando há tração no banzo, enquanto que o EC3 1-8 [3] e a NBR 16239:2013 [5] indicam que a rigidez ficaria constante e, já o CIDECT [4] e ISO 14346 [6] indicam que a rigidez deveria cair.

Na Tabela 15 a seguir verifica-se que tanto a razão $M_{ip,1}/M_{def}$ quanto a razão $M_{ip,1}^*/M_{def}$ aumentam com o banzo é comprimido e diminuem ao se tracionar o banzo.

Tabela 15 – Razão $M_{ip,1}/M_{def}$ e $M_{ip,1}^*/M_{def}$ para as diferentes cargas axiais das ligações

b_0	b_1	β	2γ	n	$M_{ip,1}$	$M_{ip,1}^*$	M_{def}	$M_{ip,1}/M_{def}$	$M_{ip,1}^*/M_{def}$
140	70	0,50	28,00	-0,80	1,92	1,66	2,37	0,81	0,70
				-0,60	2,39	2,12	3,34	0,72	0,63
				-0,40	2,86	2,44	3,75	0,76	0,65
				-0,20	2,92	2,70	4,05	0,72	0,67
				0	2,92	2,92	4,26	0,68	0,68
				0,20	2,92	2,85	4,46	0,65	0,64
				0,40	2,92	2,77	4,63	0,63	0,60
				0,60	2,92	2,66	4,71	0,62	0,56
				0,80	2,92	2,48	4,76	0,61	0,52
180	110	0,61	30,00	-0,80	5,94	4,76	5,88	1,01	0,81
				-0,60	6,94	5,84	8,18	0,85	0,71
				-0,40	7,65	6,58	9,74	0,78	0,68
				-0,20	7,65	7,16	10,45	0,73	0,69
				0	7,65	7,65	10,96	0,70	0,70
				0,20	7,65	7,48	11,44	0,67	0,65
				0,40	7,65	7,27	11,56	0,66	0,63
				0,60	7,65	6,98	11,77	0,65	0,59
				0,80	7,65	6,51	11,78	0,65	0,55
260	170	0,65	32,50	-0,80	18,42	14,64	15,38	1,20	0,95
				-0,60	21,20	17,69	22,31	0,95	0,79
				-0,40	22,72	19,76	26,73	0,85	0,74
				-0,20	22,72	21,38	29,11	0,78	0,73
				0	22,72	22,72	30,59	0,74	0,74
				0,20	22,72	22,22	31,14	0,73	0,71
				0,40	22,72	21,59	32,39	0,70	0,67
				0,60	22,72	20,73	32,15	0,71	0,64
				0,80	22,72	19,34	32,21	0,71	0,60

4.6 Ligações submetidas ao momento fletor para fora do plano da ligação com aplicação de cargas axiais no banzo

Como resposta destas análises, apresenta-se na Figura 56, na Figura 58 e na Figura 60, as curvas para cada combinação de 80%, 60%, 40% e 20% da carga plástica tanto para a compressão quanto para a tração para cada um dos 3 (três) ligações escolhidas, além da aplicação do momento fletor para fora do plano da ligação.

Para a ligação com banzo 140x140x5 e montante 70x70x5 foram aplicadas cargas referentes a 80%, 60%, 40% e 20% da carga plástica para compressão e para a tração, ou seja, -0,80, -0,60, -0,40, -0,20, 0,20, 0,40, 0,60 e 0,80, respectivamente.

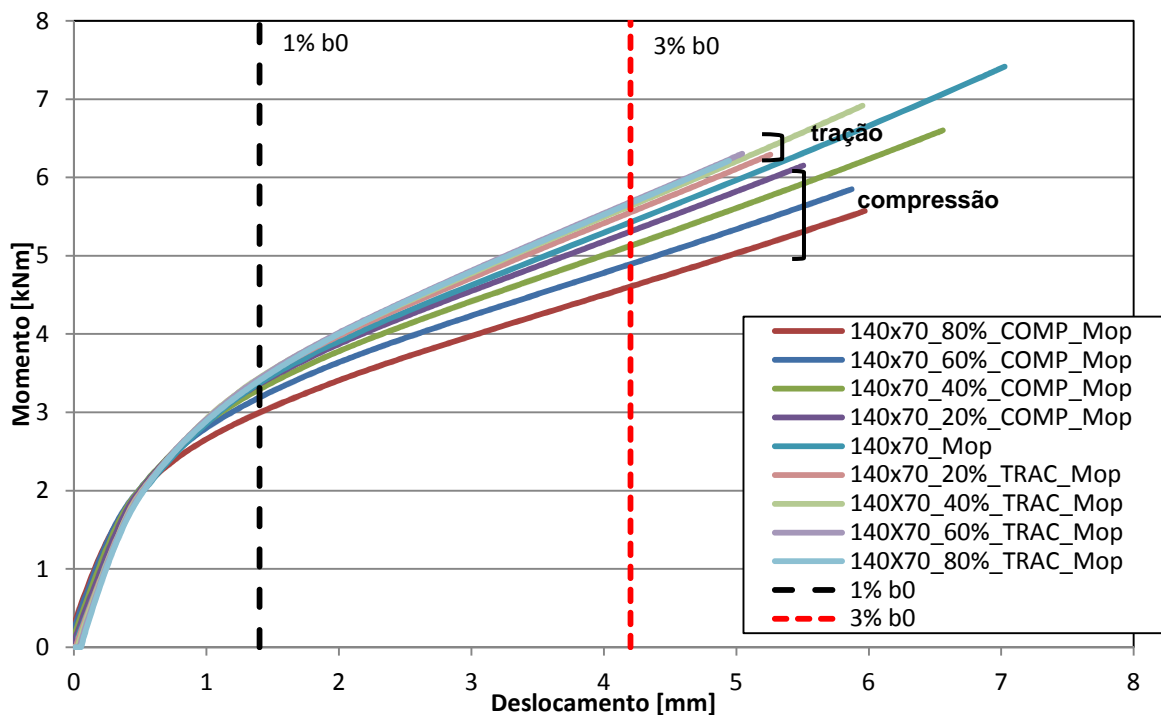


Figura 56 – Curva do comportamento da ligação para diversos percentuais da carga plástica no banzo para compressão e tração (M_{op}) – SHS 140x70.

Na Figura 57 são apresentadas as curvas da ligação 140x70 para comparação dos resultados obtidos através das fórmulas apresentadas pelas quatro normas estudadas neste trabalho, com os respectivos resultados numéricos obtidos.

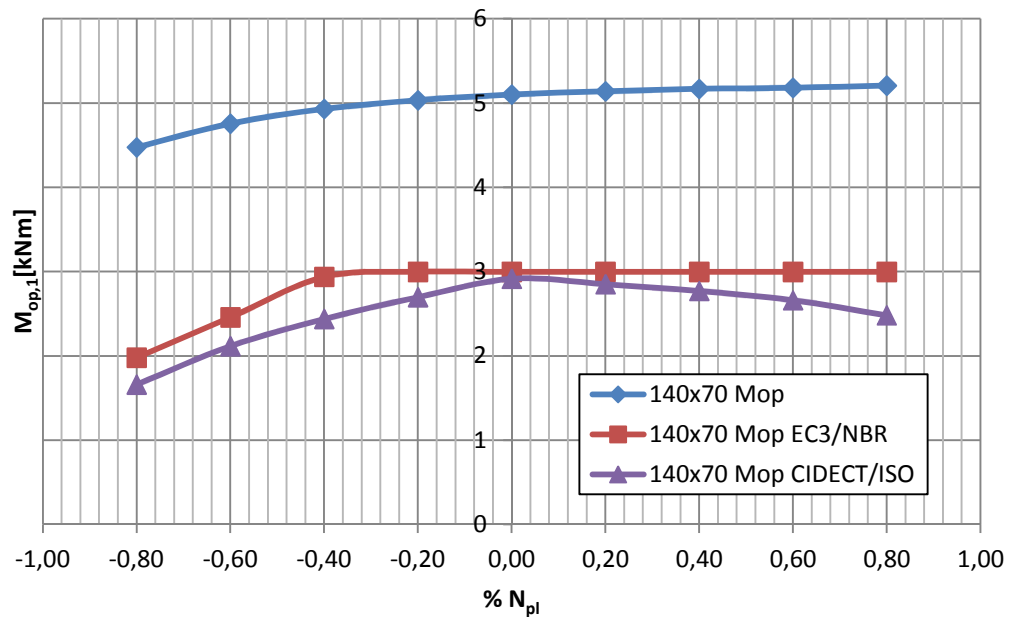


Figura 57 – Curvas comparativas entre o comportamento numérico e as normas (M_{op}) – SHS 140x70.

Para a ligação com banzo 180x180x6 e montante 110x110x5 foram aplicadas cargas referentes a 80%, 60%, 40% e 20% da carga plástica para compressão e para a tração, ou seja, -0,80, -0,60, -0,40, -0,20, 0,20, 0,40, 0,60 e 0,80, respectivamente.

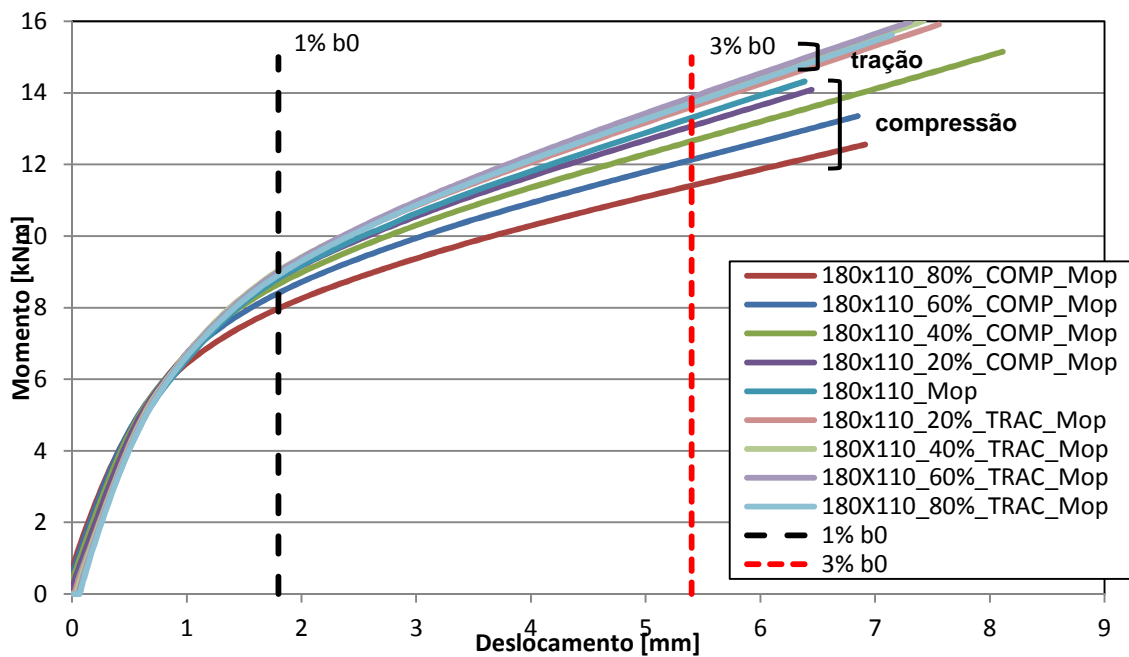


Figura 58 – Curva do comportamento da ligação para diversos percentuais da carga plástica no banzo para compressão e tração (M_{op}) – SHS 180x110.

Na Figura 59 são apresentadas as curvas da ligação 180x110 para comparação dos resultados obtidos através das fórmulas apresentadas pelas quatro normas estudadas neste trabalho, com os respectivos resultados numéricos obtidos.

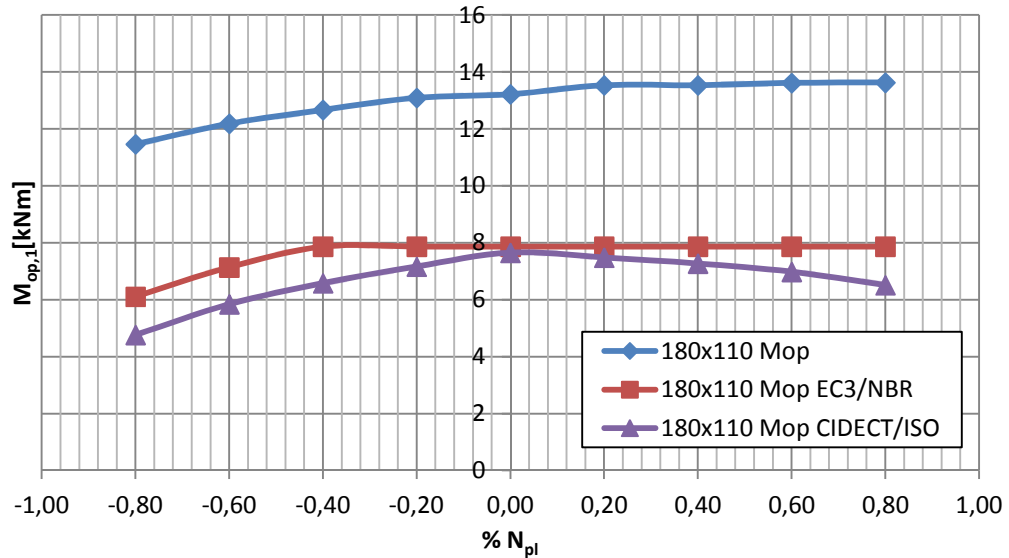


Figura 59 – Curvas comparativas entre o comportamento numérico e as normas (M_{op}) – SHS 180x110.

Para a ligação com banzo 260x260x8 e montante 170x170x6 foram aplicadas cargas referentes a 80%, 60%, 40% e 20% da carga plástica para compressão e para a tração, ou seja, -0,80, -0,60, -0,40, -0,20, 0,20, 0,40, 0,60 e 0,80, respectivamente.

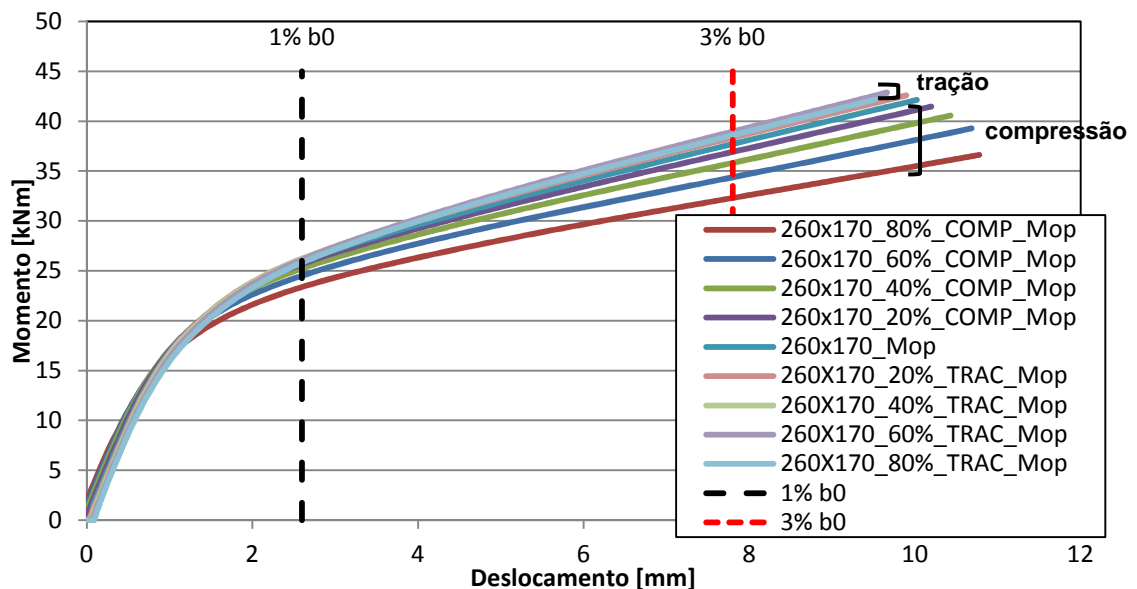


Figura 60 – Curva do comportamento da ligação para diversos percentuais da carga plástica no banzo para compressão e tração (M_{op}) – SHS 260x170.

Na Figura 61 são apresentadas as curvas da ligação 260x170 para comparação dos resultados obtidos através das fórmulas apresentadas pelas quatro normas estudadas neste trabalho, com os respectivos resultados numéricos obtidos.

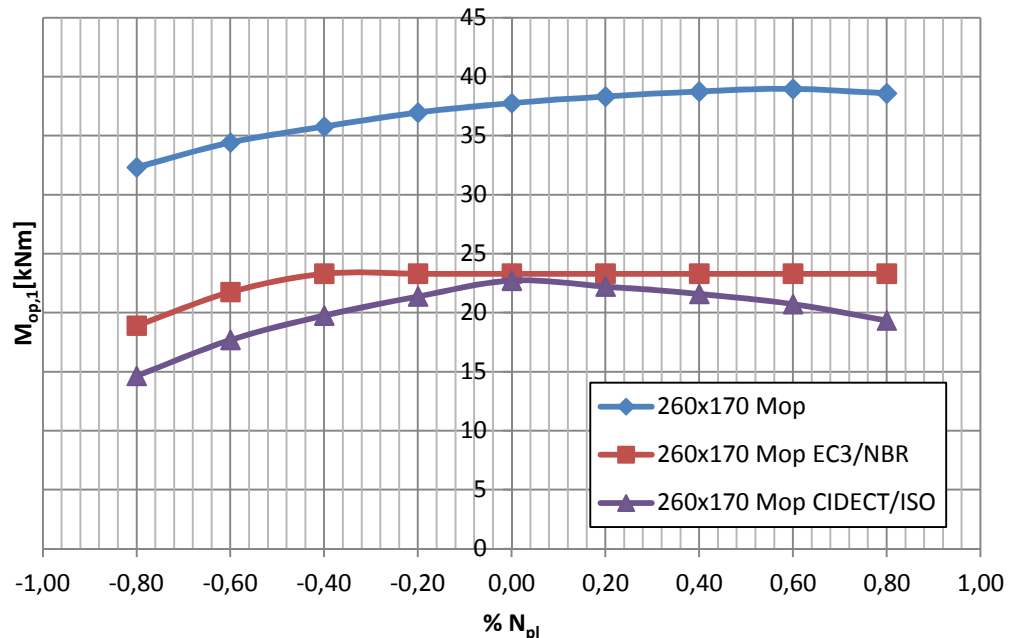


Figura 61 – Curvas comparativas entre o comportamento numérico e as normas (M_{op}) – SHS 260x170.

Cabe ainda ressaltar que para o momento para fora do plano da ligação, o modelo numérico indica que a rigidez se mantém constante quando há tração no banzo, assim como o EC3 1-8 [3] e a NBR 16239:2013 [5], porém o CIDECT [4] e ISO 14346 [6] indicam que a rigidez deveria cair.

Na Tabela 16 a seguir verifica-se que tanto a razão $M_{op,1}/M_{def}$ quanto a razão $M_{op,1}^*/M_{def}$ aumentam com o banzo comprimido e diminuem ao se tracionar o banzo.

É importante observar que o aumento do momento resistente quando o banzo é submetido à esforços de tração é mínimo quando a ligação é submetida à momento fletor para fora do plano da ligação, ou seja, verifica-se comportamento similar ao que ocorre durante a protensão de um elemento estrutural onde o esforço de tração minimiza o efeito da flexão causado pelo momento externo.

Ao observar os valores das razões $M_{ip,1}/M_{def}$, $M_{ip,1}^*/M_{def}$, $M_{op,1}/M_{def}$ e $M_{op,1}^*/M_{def}$, verifica-se, como na avaliação das ligações com aplicação apenas do momento fletor, um dimensionamento excessivamente a favor da segurança, ou seja, com razões muito menores que 1.

Tabela 16 – Razão $M_{op,1}/M_{def}$ e $M_{op,1}^*/M_{def}$ para as diferentes cargas axiais das ligações

b_0	b_1	β	2γ	n	$M_{op,1}$	$M_{op,1}^*$	M_{def}	$M_{op,1}/M_{def}$	$M_{op,1}^*/M_{def}$
140	70	0,50	28,00	-0,80	1,98	1,66	4,47	0,44	0,37
				-0,60	2,46	2,12	4,76	0,52	0,44
				-0,40	2,94	2,44	4,93	0,60	0,49
				-0,20	3,00	2,70	5,03	0,60	0,54
				0	3,00	2,92	5,10	0,59	0,57
				0,20	3,00	2,85	5,14	0,58	0,55
				0,40	3,00	2,77	5,17	0,58	0,54
				0,60	3,00	2,66	5,18	0,58	0,51
				0,80	3,00	2,48	5,21	0,58	0,48
180	110	0,61	30,00	-0,80	6,10	4,76	11,46	0,53	0,42
				-0,60	7,13	5,84	12,18	0,59	0,48
				-0,40	7,86	6,58	12,66	0,62	0,52
				-0,20	7,86	7,16	13,08	0,60	0,55
				0	7,86	7,65	13,21	0,60	0,58
				0,20	7,86	7,48	13,52	0,58	0,55
				0,40	7,86	7,27	13,53	0,58	0,54
				0,60	7,86	6,98	13,61	0,58	0,51
				0,80	7,86	6,51	13,62	0,58	0,48
260	170	0,65	32,50	-0,80	18,90	14,64	32,31	0,58	0,45
				-0,60	21,75	17,69	34,42	0,63	0,51
				-0,40	23,32	19,76	35,76	0,65	0,55
				-0,20	23,32	21,38	36,96	0,63	0,58
				0	23,32	22,72	37,76	0,62	0,60
				0,20	23,32	22,22	38,31	0,61	0,58
				0,40	23,32	21,59	38,74	0,60	0,56
				0,60	23,32	20,73	38,96	0,60	0,53
				0,80	23,32	19,34	38,58	0,60	0,50

Assim sendo, foram aplicados os fatores de correção propostos neste trabalho e verificou-se, conforme resultados apresentados na Figura 62 e na Figura 63, que os resultados aproximam-se de 1, indicando que o fator de correção proposto apresenta-se satisfatório, porém ressalta-se que se faz necessário validar dos resultados através de estudo de confiabilidade, através da comparação com resultados experimentais.

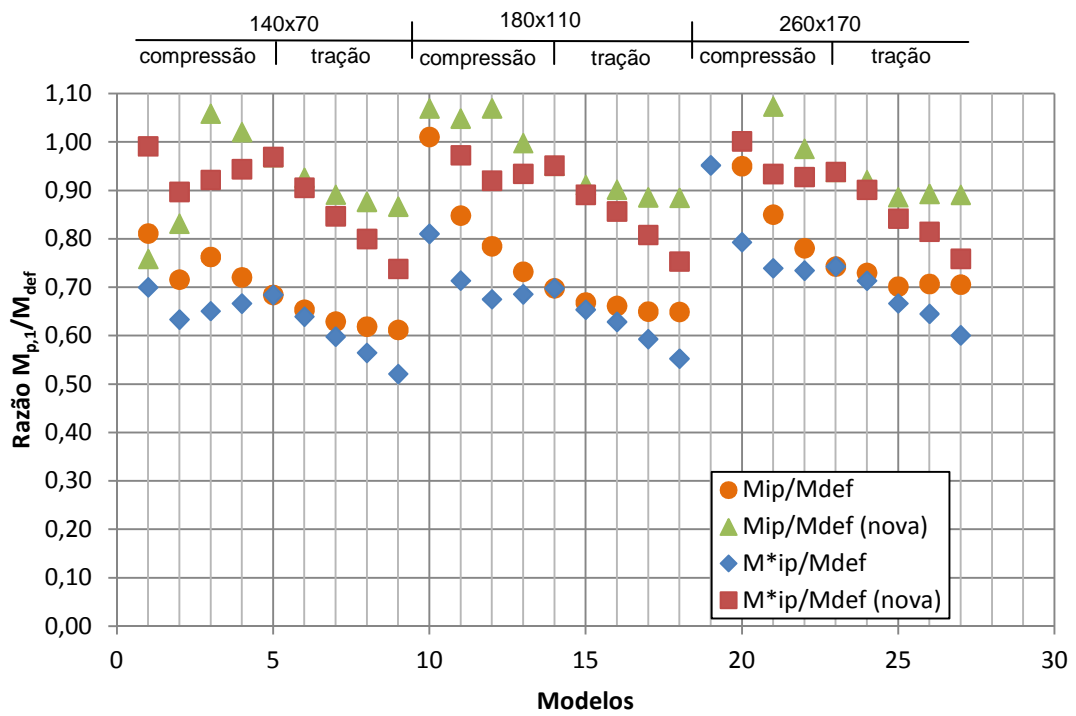


Figura 62 – Razão M_{ip}/M_{def} e M^*_{ip}/M_{def} e nova razão M_{ip}/M_{def} e M^*_{ip}/M_{def} .

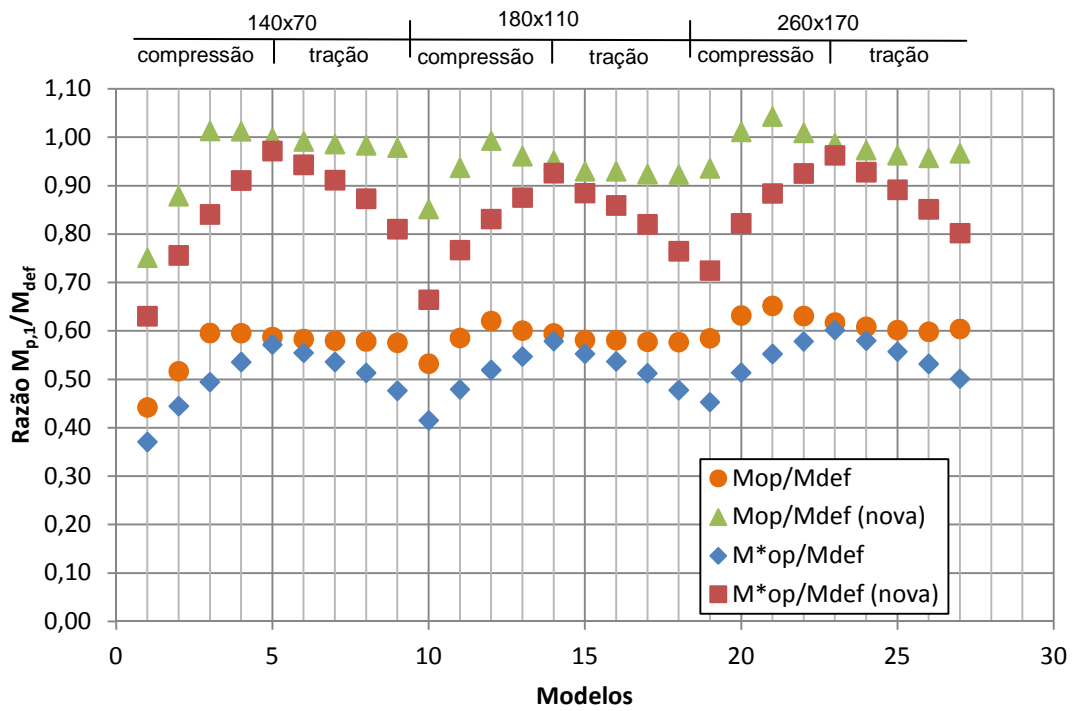


Figura 63 – Razão M_{op}/M_{def} e M^*_{op}/M_{def} e nova razão M_{op}/M_{def} e M^*_{op}/M_{def} .

5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

5.1 Introdução

O mercado da construção civil apresenta grande crescimento na utilização de perfis tubulares tendo em vista suas inúmeras vantagens com relação à fabricação, transporte e montagem, além das excelentes propriedades mecânicas. Além disso, ainda pode-se citar o apelo estético que as estruturas executadas com perfis tubulares possuem em relação as obras que fazem uso de perfis abertos.

Esta tendência é confirmada com o lançamento da norma brasileira NBR 16239:2013 [5], representando um marco no desenvolvimento e no uso de perfis tubulares em estruturas na construção civil no Brasil.

Os perfis tubulares apresentam diversos tipos de seções, como a circular (CHS - *Circular Hollow Section*), a retangular (RHS - *Rectangular Hollow Section*), a quadrada (SHS - *Square Hollow Section*) e, a recentemente apresentada, a seção elíptica (EHS - *Elliptical Hollow Section*), apresentadas nos mais variados tamanhos e espessuras, permitem aos projetistas grande possibilidades de combinações e soluções com grande das mais diversas.

Os trabalhos desenvolvidos sobre este assunto de ligações entre estes perfis, bem como sobre suas propriedades mecânicas e geométricas, representam papel essencial ao entendimento de seu comportamento, favorecendo assim a otimização de projetos.

O presente trabalho teve como principal objetivo realizar um estudo numérico de ligações tipo “T” com perfis tubulares quadrados (SHS) para o banzo e para o montante através de um modelo em elementos finitos desenvolvido no programa Ansys [14], as análises consideram as ligações submetidas à esforços de flexão onde foi consideradas combinações dentre as diversas combinações de seção de perfis retangulares fabricados pela Tuper [36]. Além disso, este trabalho avaliou a o comportamento das ligações considerando, também, esforços axiais no banzo.

Para tanto foi necessário elaborar um modelo calibrado com base em resultados experimentais de Christitsas *et al.* [18].

5.2 Principais conclusões

Diante dos valores obtidos através do cálculo dos momentos resistentes das ligações pelas fórmulas do EC3-1.8 [3], NBR 16239:2013 [5], CIDECT [7] e ISO 14346 [6] para momento no plano da ligação, todas as equações resultam no mesmo valor, porém para o momento para fora do plano, os resultados são iguais para o EC3-1.8 [3] e NBR 16239:2013 [5], porém diferentes dos valores obtidos no cálculo através das fórmulas do CIDECT [7] que é igual aos valores da ISO 14346 [6].

Verificou-se na análise dos resultados para momento no plano da ligação onde o modelo utilizado foi um modelo bi-apoiado, que este resulta em uma diferença inferior a 5% do valor apenas de M_u quando o modelo é engastado. A diferença no valor de M_s é desprezível. Além disso, verificou-se que a variação da espessura do montante implica em um aumento de aproximadamente 5% no valor do momento resistente.

Com a avaliação dos resultados obtidos através da análise da razão entre os momentos resistentes no plano da ligação $M_{ip,1}/M_{def}$ que é a divisão dos valores obtidos pelas equações de dimensionamento e os valores obtidos numericamente com a aplicação do critério de deformação limite, percebe-se que o dimensionamento é excessivamente a favor da segurança, ou seja, $M_{ip,1}/M_{def} < 1$.

De forma análoga, a análise das razões $M_{op,1}/M_{def}$ e $M_{op,1}^*/M_{def}$, considerando o momento resistente para fora do plano da ligação, mostra que o dimensionamento é excessivamente a favor da segurança, porém o dimensionamento de acordo com o EC3 1-8 [3] e NBR 16239:2013 [5] apresenta-se mais econômico que o dimensionamento de acordo com o CIDECT [7] e ISO 14346 [5] pela comparação entre a razão $M_{op,1}/M_{def}$ e $M_{op,1}^*/M_{def}$, porém, ainda excessivamente a favor da segurança pois ambas as razões apresentam-se menores que 1.

Desta forma, foram propostos valores de correção com o intuito de tornar o dimensionamento mais otimizado. Porém, quando da avaliação destes fatores quando os banzos são submetidos a forças axiais em percentuais da carga plástica, os fatores, mesmo tendo indicado uma melhor aproximação em algumas combinações, não foi capaz de otimizar com tanta efetividade do que quando não existia a força axial no banzo tendo em vista a necessidade de melhor calibração

dos fatores da Eq. (20) e da Eq. (21), uma vez que se verificou uma influência bastante significativa nos resultados dos momentos resistentes quando houve a aplicação da carga plástica no banzo das ligações.

Importante ressaltar que os fatores propostos devem ser validados através de estudo de confiabilidade baseado na comparação com resultados experimentais que não foi objeto de estudo neste trabalho. Este estudo é necessário antes da incorporação de tais fatores nas fórmulas de dimensionamento.

5.3 Trabalhos futuros

Como sugestão para trabalhos futuros, pode-se citar:

- Avaliação numérica de ligações tubulares tipo “T” entre outros tipos de perfis tubulares submetidas à esforços de flexão;
- Realização de ensaios experimentais para comparação com valores obtidos com a aplicação do fator de correção de forma a validar ou refinar tais fatores;
- Realização de ensaios experimentais com ligações tipo “T” de seção retangular e outros tipos de seções de perfis tubulares, considerando a aplicação de esforço de flexão;
- Continuidade dos estudos relativos à comparação dos perfis tubulares tipo “T” submetidos à esforços de flexão quando inseridos na treliça global;
- Desenvolvimento de estudos de perfis elípticos com ligações do tipo “T” e tipo “K” para ampliar o conhecimento deste tipo de perfil recentemente criado;
- Realização de ensaios experimentais de treliças globais com ligações do tipo “T”, a qual também apresentará esforços de flexão, de forma a obter dados relativos ao comportamento das ligações inseridas na treliça.

REFERÊNCIAS

- [1] Portal O Botequeiro. Ponte Tsing Ma. Hong Kong. Disponível em <<http://www.obotequeiro.com.br/2012/?p=688>> Acesso em 5 de junho 2014.
- [2] VALLOUREC & MANNESMANN TUBES. Structural Hollow Sections (MSH): circular, square and rectangular. Nominal dimensions, sectional properties and materials. Technical Information, 2010 Edition.
- [3] EUROCODE 3, EN 1993-1-8: 2005. Design of steel structures: Part 1-8: Design of joints. CEN, European Committee for Standardisation, Brussels.
- [4] WARDENIER, J.; KUROBANE, Y.; PACKER, J. A.; VEGTE, G. J. van der; ZHAO, X. -L., Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading. CIDECT, 1a. Edição, "Construction with Hollow Steel Sections series", Verlag TUV Rheinland, 1996.
- [5] ABNT NBR 16239:2013 - Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações com perfis tubulares.
- [6] ISO 14346:2013 - Static design procedure for welded hollow-section joints - Recommendations
- [7] WARDENIER, J.; KUROBANE, Y.; PACKER, J. A.; VEGTE, G. J. van der; ZHAO, X. L., Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading. CIDECT, 2a. Edição, "Construction with Hollow Steel Sections series", Verlag TUV Rheinland, 2008.
- [8] Portal Metálica. Estação Cidade Nova. Metrô RJ. Disponível em <<http://www.metlica.com.br/passarela-com-maior-vao-ferroviario-brasileiro>> Acesso em 5 de junho de 2014.

- [9] Portal Metálica. Ponte Helix: dupla estrutura de aço inoxidável em formato helicoidal. Cingapura. Disponível em <<http://www.metlica.com.br/ponte-helix-dupla-estrutura-de-aco-inoxidavel-em-formato-helicoidal>> Acesso em 5 de junho de 2014.
- [10] FIFA. Fédération Internationale de Football Association. Disponível em: <<http://pt.fifa.com>> Acesso em 5 de junho de 2014.
- [11] Portal da Copa. Site do Governo Federal Brasileiro sobre a Copa do Mundo da FIFA 2014. Disponível em: <<http://www.copa2014.gov.br>> Acesso em 5 de junho de 2014.
- [12] Porta Metálica. Estação Ipanema/General Osório. Metrô RJ. Disponível em <<http://www.metlica.com.br/estrutura-tubular-em-aco-no-metro-carioca>> Acesso em 5 de junho de 2014.
- [13] Devam Enterprise. Architectural. Disponível em <<http://www.devamenterprise.com/Architectural.aspx>> Acesso em 5 de junho de 2014.
- [14] Ansys 12.0, ANSYS – Inc. Theory Reference, 2010.
- [15] KOSTESKI, N., PACKER, J.A., PUTHLI, R.S., A finite element method based yield load determination procedure for hollow structural section connections, Journal Constructional Steel Research, vol. 59, nº 4, p. 427-559, 2003.
- [16] Excell Bridge. Disponível em <<http://www.excelbridge.com/for-owners/bridge-types>> Acesso em 5 de junho 2014.
- [17] Tata Steel Construction. Disponível em <http://www.tatasteelconstruction.com/en/reference/teaching_resources/architectural_studio_reference/elements/structural_steel_trusses/vierendeel_girders> Acesso em 5 de junho de 2014.

- [18] CHRISTITSAS, A. D., PACHOUMIS, D. T., KALFAS, C. N., GALOUSSIS, E. G., FEM analysis of conventional and square bird-beak SHS joint subject to in-plane bending moment – experimental study. *Journal of constructional steel research*, pp 1361-1372, 2006.
- [19] KOROL, R., MIRZA, F., Finite Element Analysis of RHS “T”-Joints, *Journal of the Structural Division, ASCE*, vol.108, No. ST9, Sep.1982, pp 2081-2098.
- [20] LU, L.H., de Winkel, G.D., Yu, Y., Wardenier, J., Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints, 6th International Symposium on Tubular Structures, Melbourne, Australia, pp 341-347, 1994.
- [21] ZHAO, X., HANCOCK, G., "Plastic Mechanism analysis of “T”-joints in RHS subject to combined bending and concentrated force", *Proceedings of the Fifth International Symposium on Tubular Connections held at Nottingham, UK, 1993*, E & FN Spon, London, pp 345-352, 1993.
- [22] ZHAO, X. L., 2000. Deformation limit and ultimate strength of welded T-joints in cold-formed RHS sections. *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 53, p.149- 165.
- [23] MASHIRI, F. R.; ZHAO, X. L., 2003. Plastic Mechanism Analysis of Welded Thin-Walled “T”-Joint Made up of Circular Braces and Square Chords under In Plane Bending. Australia: Monash University, Department of Civil Engineering.
- [24] LIMA, L. R., O. de, *et al.*, Análise Paramétrica de Ligações “T” com Perfis Tubulares em Aço através de um Modelo de Elementos Finitos. CILAMCE 2005, Guarapari, Espírito Santo.
- [25] CHOO, Y. S., Qian, X. D., Liew, J. Y. R, Wardenier, J., Static strength of thick-walled CHS X-joints - Part I. New approach in strength definition, *Journal of Constructional Steel Research*, vol.59, pp. 1201-1228, 2003.

- [26] VAN DER VEGTE, G. J. *et al.* Static Strength of T-Joints Reinforced with Doubler or Collar Plates. II: Numerical Simulations. *Journal of Structural Engineering*, Vol. 131, nº 1, January 1, 2005. ASCE, ISSN 0733-9445/2005/1-129-138.
- [27] VAN DER VEGTE, G. J.; MAKINO, Y., 2006. The ultimate strength of axially loaded CHS uniplanar “T”-joints subjected to axial chord load. *Anais do 11º ISTS, International Symposium on Tubular Structures*, Québec, Canada.
- [28] ABAQUS – ABAQUS/Standard e ABAQUS/CAE User’s Manual version 6.5.1 (1998) – ABAQUS, Inc. – Rhode Island, United States of America, 1998.
- [29] SHAO, Y. B., 2006. Geometrical effect on the stress distribution along weld toe for tubular “T”- and K-joints under axial loading. *Journal of Constructional Steel Research* 63, p. 1351-1360.
- [30] IIW 2009. Static design procedure for welded hollow section joints Recommendations, 3rd Edition, International Institute of Welding, Sub-commission VX-E, Annual Assembly, Singapore, IIW Doc. XV-1329-09.
- [31] MENDES, F. C. Análise Teórica-Experimental de Ligações Tipo “T”, “K” e “KT” com Perfis Metálicos Tubulares, Dissertação de Mestrado, UFOP - Universidade Federal de Ouro Preto – PROPEC, 2008.
- [32] NUNES, G. V. Análise numérica paramétrica de ligações tipo “T”, “K” e “KT” compostas por perfis tubulares de seção retangular e circular, Dissertação de Mestrado; UFOP - Universidade Federal de Ouro Preto – PROPEC, 2012.
- [33] WARDENIER, J.; CHOO, Y. S.; PACKER, J. A.; VAN DER VEGTE, G. J.; SHEN, W. Design recommendations for axially loaded elliptical hollow section X and T joint, *Steel Construction – Design and Research*, Vol. 7, nº 2, Maio, 2014. ISSN 1867-0520/2014/2-89-96.

- [34] ZHAO, X.-L.; HEIDARPOUR, A.;GARDNER, L. Recent developments in high-strength and stainless steel tubular members and connections, *Steel Construction – Design and Research*, Vol. 7, nº 2, Maio, 2014. ISSN 1867-0520/2014/2-65-72.
- [35] SIMÕES, R. A. D., *Manual de Dimensionamento de Estruturas Metálicas – 2ª.Edição*, Coleção Construção Metálica e Mista, CMM, Coimbra, 2007.
- [36] TUPER S.A. *Tabela Técnica de Produtos – Edição 2014*.
- [37] EUROCODE 3, EN 1993-1-1: 2003. *Design of steel structures: Part 1-1: General rules and rules for buildings*. CEN, European Committee for Standardisation, Brussels.
- [38] ABNT NBR 8800:2008 – *Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifício*.
- [39] *Notas de Aula. Introdução ao Ansys – IC/PG. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil PGECIV – Mestrado Acadêmico. Faculdade de Engenharia – FEN/UERJ. Professor Luciano Rodrigues Ornelas de Lima*.
- [40] NIZER, Adriano, *Avaliação da influência do esforço normal no banzo no comportamento de ligações tubulares em aço*, *Dissertação de Mestrado*, UERJ – Universidade do Estado do Rio de Janeiro – PGECIV, 2013.
- [41] LEE, M. M. K., *Strength, stress and fracture analyses of offshore tubular joints using finite elements*, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 51, pp. 265-286, 1999.