



FCTUC DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL
FACULDADE DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

Análise Paramétrica de Ligações Tubulares “TX” entre Perfis CHS

Dissertação apresentada para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Civil
na Especialidade de Mecânica Estrutural

Autor

Diogo Miguel Neves de Sousa

Orientador

Professor Doutor Luís Filipe da Costa Neves

Professor Doutor Luciano Rodrigues Ornelas de Lima

Esta dissertação é da exclusiva responsabilidade do seu autor, não tendo sofrido correcções após a defesa em provas públicas. O Departamento de Engenharia Civil da FCTUC declina qualquer responsabilidade pelo uso da informação apresentada

Coimbra, Julho, 2014

AGRADECIMENTOS

Gostaria de apresentar algumas palavras de agradecimento a todos aqueles que contribuíram de alguma maneira para a concretização desta Tese, gostaria de agradecer:

Aos meus professores e orientadores Prof. Dr. Luís Filipe da Costa Neves e Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima pela orientação técnica disponibilizada no decorrer deste projeto e por toda a paciência e disponibilidade.

Aos meus pais Fátima Neves e Arlindo Sousa que tornaram todo este percurso possível. Apesar da distância tiveram um fator primordial.

Aos meus amigos João Neves, Carlos Neto, Bruno Vasconcelos, Herman Dumby, Carla Cacho, Vítor Santos, por toda a paciência e companheirismos demonstrado ao longo desta maratona, e em especial a Rita Miranda pelo apoio e incentivo.

Aos meus amigos Daniela Santos, Joana Costa, Mauro Ramos, Ricardo Araújo, e Vasco Queiróz que tornaram os quatro meses vividos no Rio de Janeiro uma experiência incrível que por muitos anos vou lembrar.

Ao Departamento de Engenharia Civil por me ter disponibilizado excelentes condições de aprendizagem e ensino.

A Universidade do Estado do Rio de Janeiro por me ter disponibilizado meios informáticos e científicos no decorrer do meu período de intercâmbio na cidade do Rio de Janeiro.

RESUMO

Os perfis tubulares têm sido cada vez mais utilizados em estruturas de Engenharia Civil, nomeadamente em Portugal, onde já é possível observar um vasto leque de estruturas constituídas por este tipo de elementos, devido essencialmente as suas excelentes características estéticas e mecânicas. Todavia, dada a utilização cada vez mais arrojada deste tipo de perfis, como por exemplo na indústria petrolífera, surgiram naturalmente ligações muito mais complexas e com custos acrescidos. Como tal é necessário o conhecimento e perceção do comportamento real deste tipo de ligações. Neste trabalho é apresentada uma análise paramétrica de uma ligação do tipo “TX” entre perfis tubulares circulares (CHS), onde se desenvolveu-se um modelo de elementos finitos a partir do programa ANSYS 12.1, calibrado e validado com resultados experimentais e numéricos existentes na literatura.

A ligação simulada numericamente foi submetida a um carregamento axial segundo todas as direções, onde se variaram os parâmetros geométricos e as combinações dos carregamentos. As não linearidades físicas e geométricas foram introduzidas nos modelos, com o intuito de mobilizar totalmente a capacidade resistente da ligação. A não-linearidade do material foi considerada tendo por base o critério de plastificação de von Mises com recurso a uma lei constitutiva tensão-deformação elasto-plástica. A não linearidade geométrica foi introduzida no modelo através do Modelo de Lagrange Atualizado.

Estabeleceram-se curvas representativas das variações da resistência numérica e da rigidez inicial com os parâmetros γ e β para os vários carregamentos.

Palavras-chave: “Ligação Multiplanar TX”; “Análise não linear”; “Método dos elementos finitos”.

ABSTRACT

The hollow sections have been usually used in Civil Engineering structures, especially in Portugal, where exists a lot of structures build with this type of elements, because of their mechanical and esthetic characteristics. Although, the audacious use of these type of sections, as is the case of the Oil&Gas industry, gives rise to higher demands and complex structures, with higher budgets. Thus, this brings extra knowledge needs and perception of the real behaviour of this type of joints. This study aims to illustrate a parametric analysis of a “TX” joint between circular hollow sections (CHS), which developed a finite element model with the ANSYS 12.1 software, standardized and endorsed with experimental and numeric results of previous studies.

The joint which was numerical simulate, was submitted to axial load behind every directions. The geometric parameters and the combinations of loads were varied. The physical and geometrical nonlinearities were introduced on the models, aiming at mobilize the resistant capacity of the load. The non-linearity of the material was considered by means of the plasticity standard of von Mises, using a constitutive law of tension versus deformation bi-linear, which represents the elasto-plastic behaviour of the material. The geometric non-linearity was introduced into the model by Updated Lagrangean Formulation.

Settled representative curves of the variations of the numerical strength and stiffness with parameters γ and β for multiple shipments.

Keywords: “Multiplanar tubular TX-joints”; “Nonlinear analysis”; “Finite element method”.

ÍNDICE

1 INTRUDUÇÃO	1
2 ESTADO DA ARTE	4
2.1 Historial de Projetos de Investigação	4
2.2 Critérios de Deformação Limite	13
2.3 Rigidez Inicial	15
2.4 Rigidez de Membrana.....	16
3 SIMULAÇÃO NUMÉRICA	17
3.1 Modelo Numérico	17
3.2 Calibração do Modelo Numérico	21
3.3 Descrição dos Modelos Gerados	27
4 RESULTADOS	30
4.1 Parâmetro β	34
4.2 Parâmetro γ	38
5 CONCLUSÕES	43
6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	45
ANEXOS	

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1 a) – Torre Vasco da Gama (Portugal)	1
Figura 1.1 b) – Estação Cidade Nova (Brasil)	1
Figura 1.2 a) – Plataforma Didon (Tunísia)	2
Figura 1.2 b) – Torre eólica <i>Offshore</i> (Reino Unido).....	2
Figura 1.2 c) – Plataforma FPSO Skarv-Idun (Noruega)	2
Figura 1.2 d) – <i>Subsea</i> (Índia)	2
Figura 1.3 – Tipologia da ligação “TX” entre perfis CHS e respetivos parâmetros geométricos (ISO 14346, 2013).....	3
Figura 2.1 – Figura 2.1 – Configuração dos carregamentos aplicados para o estudo da ligação “TX” feito por <i>Van der Vegte et al. (1998)</i>	7
Figura 2.2 – Esquema dos 11 casos de carga ensaiados por Chiew et al. (1999).....	8
Figura 2.3 – Esquema ilustrativo das Placas de Reforço de uma ligação do tipo “T” utilizadas nos ensaios experimentais de Choo et al. (2003)	10
Figura 2.4 – Efeito de $\tau_d = t_d/t_0$ e de l_d/d_1 (Van der Vegte et al., 2005).....	11
Figura 2.5 – Esquema ilustrativo da ligação “TX” estuda por Lei et al. (2006).....	13
Figura 2.6 – Ensaios para validação do valor proposto de 3% do como limite máximo de deformação (<i>Kosteski et al. 2003</i>)	14
Figura 2.7 – Curva carga/deslocamento segundo o Critério de Deformação Limite (Rafael, 2012)	15
Figura 2.8 – Curva momento fletor-rotação de uma ligação (Matos, 2008)	15
Figura 3.1 – Geometria do Elemento SHELL181 (Ansys 12.1, 2001)	17
Figura 3.2 – Modelação de solda em elementos <i>shell181</i> (Lee, 1999).....	18
Figura 3.3 – Método de Newton-Raphson (Ansys 12.1, 2001)	18
Figura 3.4 – Modelo numérico da ligação “XT” entre perfis CHS.....	19
Figura 3.5 – Partições do banzo da ligação “XT” entre perfis CHS	20
Figura 3.6 – Curva tensão-extensão do material adotado.....	20
Figura 3.7 – Transformação do modelo da ligação “TX” numa ligação “T”.....	21
Figura 3.8 – Curva carga-deslocamento testa por Van der Vegte et al. (1998)	22
Figura 3.9 – Esquema da ligação ensaiada experimentalmente por Choo et al. (2005).....	22
Figura 3.10 – Calibração do modelo através das curvas carga-deslocamento	23

Figura 3.11 – Pontos de medição dos deslocamentos	24
Figura 3.12 – Gráfico carga-deslocamento do ensaio EN1 – F_1 de Compressão.....	25
Figura 3.13 – Gráfico carga-deslocamento do ensaio EN2 – F_1 de Tração.....	25
Figura 3.14 – Ensaio experimental e numérico EN1 com F_1 de compressão.....	26
Figura 3.15 – Ensaio experimental e numérico EN2 com F_1 de Tração.....	26
Figura 3.16 – Combinações de cargas analisadas.....	27

SIMBOLOGIA

- d_0 – diâmetro do banzo
 d_i – diâmetro do montante i ($i=1$ ou 2)
 f_y – tensão de cedência
 f_{y0} – tensão de cedência do banzo
 f_{yi} – tensão de cedência do montante i ($i=1$ ou 2)
 f_u – tensão última
 f_w – tensão de cedência da solda
 l_i – comprimento do membro i ($i=0, 1$ ou 2)
 n – quociente entre $(\sigma_{0,Ed}/f_{y0})/\gamma_{M5}$
 t_i – espessura da parede do membro i ($i=0, 1$ ou 2)
 t_w – espessura do cordão de solda
- E – módulo de elasticidade ($E=210$ GPa)
 M_{pl} – momento fletor plástico da ligação
 N_{pl} – esforço axial plástico da ligação
 N_u – carga última da ligação
 F_0 – esforço axial no banzo
 F_i – esforço axial no montante i ($i=1$ ou 2)
 $S_{j,ini}$ – rigidez inicial da ligação
 $S_{j,m}$ – rigidez de membrana da ligação
- β – relação entre d_1/d_0
 γ – relação entre $d_0/2t_0$
 τ – relação entre t_1/t_0
 δ – deslocamento em milímetros
 ν – coeficiente de Poisson
 θ_i – ângulo entre o montante i e o banzo ($i=1$ ou 2)

ABREVIATURAS

CEN – Comissão Europeia de Normalização.

CIDECT – Comité International pour le Developpement et l’Etude de la Construction Tubulaire.

CHS – Circular Hollow Section.

EC3 – Eurocódigo 3.

EN – Ensaio Numérico

IIW – International Institute of Welding.

ISO – International Standards Organisation.

REAE – Regulamento de Estruturas de Aço para Edifícios.

RHS – Rectangular Hollow Section.

SCF – Stress concentration factors.

SNCF – Strain concentration factors.

1 INTRODUÇÃO

Os perfis tubulares de secção circular têm sido cada vez mais utilizados dadas as suas características geométricas, que associadas às suas excelentes propriedades mecânicas e estruturais, fazem com que estes perfis sejam largamente utilizados por engenheiros e arquitetos em inúmeros países por todo o mundo, inclusive em Portugal (Figura 1.1 a) e b)). Das características que tornam estes perfis economicamente competitivos em relação aos perfis convencionais destacam-se as seguintes:

- Excelente comportamento face a ações exteriores como por exemplo ação do vento e ação das ondas e correntes marítimas.
- Grande resistência a esforços de compressão, torção e flexão em todas as direções.
- A resistência e a esbelteza destas secções são independentes da direção do carregamento lateral atuante.
- Do ponto de vista arquitetónico são muito interessantes, dada a sua excelente integração com um vasto número de envoltentes.
- Elevada resistência e baixo peso próprio, o que permite desenvolver soluções estruturais leves.

A aplicabilidade deste tipo de secção é muito vasta passando pelas estruturas *Offshore*, grandes estádios desportivos, indústria aeronáutica, indústria naval, etc. Devido á utilização cada vez mais arrojada deste tipo de perfis nos inúmeros campos de aplicação, originou consequentemente o surgimento de ligações muito mais complexas e com custos acrescidos.



1.1a) -Torre Vasco da Gama (Portugal)
(www.flickr.com)



1.1b) - Estação Cidade Nova (Brasil)
(www.pedroc.com.br)

Na indústria *Offshore* a aplicação de secções tubulares é muito diversificada, este tipo de secções podem ser encontradas em estruturas de suporte de plataformas do tipo *jacket*, *tower* e *subsea*, guindastes, pontes, estruturas de suporte de plataformas de helicóptero e em várias estruturas secundárias. Figura 1.2.a); b); c) e d).



a) Plataforma Didon (Tunísia)
(<http://www.offshore-technology.com>)



b) Torre eólica *Offshore* (Reino Unido)
(www.power-technology.com)



c) Plataforma FPSO Skarv-Idun (Noruega)
(www.cbi.com)

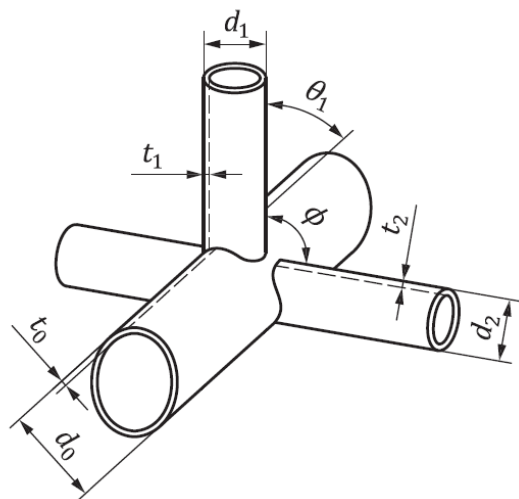


d) *Subsea* (Índia)
(www.oilandgastechology.net)

Figura 1.2-Exemplos da utilização de secções tubulares na Indústria *Offshore*.

Este aumento significativo da utilização deste tipo de secções desencadeou a necessidade dos projetistas em conhecer o comportamento real deste tipo de elementos. É notória a evolução da linha de pesquisa por parte de diversos autores/entidades, que nos últimos anos se têm vindo a dedicar á criação de normas de dimensionamento e verificação de ligações entre secções tubulares, como é o caso do CIDECT (Wardenier et. al 2010) e o Eurocódigo 3 (2010) que permitem aos projetistas utilizar adequadamente este tipo de secções. A utilização destas secções exige uma atenção especial no que diz respeito ao dimensionamento das ligações, no caso de um dimensionamento inadequado poderão, em muitos casos, levar à ruína completa da estrutura.

De inúmeros tipos de ligações possíveis entre perfis CHS, neste documento realizou-se uma análise paramétrica de uma ligação do tipo “TX” entre perfis CHS. Na Figura 1.3 são representadas as características geométricas da ligação bem como os parâmetros geométricos em análise.



$$\beta = \frac{d_1}{d_0} \quad (1)$$

$$\gamma = \frac{d_0}{2t_0} \quad (2)$$

$$d_1 = d_2 \quad \text{e} \quad t_1 = t_2 \quad (3)$$

Figura 1.3- Ligação “TX” entre perfis CHS e respectivos parâmetros geométricos (ISO 14346, 2013).

Neste documento designou-se o elemento horizontal principal de diâmetro d_0 por corda e por montante os restantes elementos de diâmetro d_1 e d_2 .

1-INTRODUÇÃO: enquadramento global e genérico da temática abordada neste documento e quais os seus objetivos.

2-ESTADO DA ARTE: descrição da evolução do conhecimento sobre o tema em estudo ao longo dos anos, apresentação dos conceitos base cruciais.

3-SIMULAÇÃO NUMÉRICA: descrição detalhada dos modelos numéricos do ponto de vista geométrico e material. Faz-se uma descrição da metodologia adotada na calibração do modelo numérico de modo a validar os resultados obtidos posteriormente. São enunciados também todos os modelos constituintes da análise paramétrica.

4-RESULTADOS: Síntese do cálculo numérico realizado.

5-COMCLUSÕES: análise crítica e justificativa aos resultados obtidos no decorrer deste projeto.

6-REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS: documentação relevante consultada no decorrer da produção deste projeto.

2 ESTADO DA ARTE

2.1 Historial de Projetos de Investigação

Como foi descrito anteriormente o aumento significativo da utilização deste tipo de secções desencadeou a necessidade dos projetistas conhecerem o comportamento real destas estruturas. Como tal diversos organismos e entidades desenvolveram as suas linhas de pesquisa, de modo a criar e melhorar normas de dimensionamento de ligações entre secções tubulares.

Na Tabela 1.1. Faz-se um breve resumo dos projetos de investigações realizados ao longo dos anos no âmbito do estudo do comportamento de ligações soldadas entre secções tubulares.

<i>Data</i>	<i>Autores</i>	<i>DESCRISÃO</i>	<i>Tipo</i>
1982	<i>Korol e Mirza</i>	- Análise numérica com recurso a elementos finitos de uma ligação do tipo “T” entre perfis RHS.	N
1986	<i>Kurobane et al.</i>	- Ensaios de ligações do tipo “K” de uma treliça constituída por perfis CHS onde foi avaliado o comportamento á encurvadura dos elementos. Propuseram-se equações para a avaliação da rigidez e capacidade de rotação de ligações K.	E
1992	<i>Packer et al.</i>	- Estudo de uma treliça plana constituída por perfis tubulares enformados a frio, tendo por base a norma CIDECT no dimensionamento das ligações “K”, “X” e “KT” da treliça.	E
1995	<i>Lee e Wilmshurst</i>	- Análise numérica de ligações tubulares multiplanares do tipo “KK” entre perfis CHS.	N
1996	<i>Van der Vegte et al.</i>	- Estudo do comportamento de uma ligação “TX” entre perfis CHS sob o efeito de momentos fletores aplicados nos montantes.	N
1996	<i>Wardenier et al.</i>	- Estabeleceram-se equações para a determinação dos parâmetros limite para o dimensionamento de ligações tubulares segundo o CIDECT.	N
1998	<i>T.K. Chan et al.</i>	- Estudo experimental do comportamento de uma ligação “TX” entre perfis CHS.	E

1998	<i>Van der Vegte et al.</i>	- Estudo Paramétrico do comportamento de uma ligação do tipo “TX” entre perfis CHS.	N
1998	<i>Rautaruuki</i>	- Estabeleceram-se equações para determinação dos parâmetros limite para o dimensionamento de ligações tubulares segundo o EC3-1-8.	N
1999	<i>Chiew et al.</i>	- Análise experimental e numérica de uma ligação “TX” entre perfis CHS, com o objetivo de estudar o efeito dos vários tipos de carregamento no comportamento da ligação.	E;N
1999	<i>Lee</i>	- Revisão dos estudos realizados até então para a determinação da resistência da ligação e do fator de concentração de tensões.	N
2001	<i>Rasmussen e Hasham</i>	- Análise paramétrica de ligações do tipo “K” e “X” entre perfis CHS em aço inoxidável.	E
2002	<i>Van der Vegte et al.</i>	- Análise numérica de ligações CHS com o intuito de identificar fragilidades nas formações propostas pelo EC3-1-8 na determinação dos efeitos da tensão da corda na resistência global da ligação.	N
2003	<i>Choo et al.</i>	- Estudo da resistência estática de ligações do tipo “X” entre perfis CHS de grande espessura. - Análise paramétrica onde foram variados os parâmetros geométricos β e γ .	N
2003	<i>Mashiri e Zhao</i>	- Estudo de uma ligação T entre perfis CHS no montante e RHS na secção da corda sujeita a momentos flectores.	E
2004	<i>Chiew et al.</i>	- Análise experimental de ligações entre perfis CHS com o objetivo de estudar a fadiga em ligações submetidas a carregamentos combinados.	E
2005	<i>Choo et al.</i>	- Ensaios experimentais com o propósito de analisar o comportamento de ligações T entre perfis CHS com duas tipologias diferente de placas de reforço.	E
2005	<i>Van der Vegte et al</i>	- Análise numérica e paramétrica de ligações do tipo “X” entre perfis CHS de grande espessura	N
2006	<i>Van der Vegte e Makino</i>	- Estudo da resistência última de uma ligação do tipo “T” entre perfis CHS.	N
2006	<i>Shao</i>	- Estudo da influência dos parâmetros geométricos na distribuição de tensões na região da solda em ligações tubulares do tipo “T” e “K”.	N
2006	<i>Wardenier et al.</i>	- Estudo de novas propostas de equações para o dimensionamento de ligações entre perfis tubulares no âmbito da norma CIDECT.	N

2006	<i>Lei et al.</i>	- Estudo Paramétrico de uma ligação “TX” entre perfis CHS sob o efeito de esforços axiais.	N
2012	<i>Silva et al.</i>	- Estudo numérico de ligações do tipo “K” entre perfis CHS, comparação das formulações analíticas propostas pelo Eurocodigo3-1-8 e CIDECT,	N

Nota: N: numérico | E: experimental | N/A: desconhecido

Tabela 1.1: Resumo de projetos de investigação relativos ao estudo do comportamento de ligações soldadas entre secções tubulares.

Um dos pioneiros na investigação da resistência de ligações entre secções tubulares foram *Korol e Mirza* (1982). Com recurso à modelação em elementos finitos, estes autores concluíram que o acréscimo de resistência e rigidez da ligação está associada diretamente ao aumento do parâmetro β e diminuição do parâmetro γ . Estes autores realizaram ainda, no seguimento desta investigação, uma proposta para o Critério de Deformação Limite, tema este que será abordado posteriormente neste documento.

Mais tarde em 1986, *Kurobane et al.* (1986) realizaram ensaios a ligações do tipo “K” de uma treliça constituída por perfis CHS, com o intuito de avaliar o comportamento á encurvadura dos elementos. Os resultados obtidos destes ensaios revelaram que a encurvadura local é influenciada não só pela espessura das secções, mas também pela rigidez global da ligação. Foram também propostas equações para a avaliação da rigidez e capacidade de rotação deste tipo de ligações. Verificou-se ainda que a deformação da ligação poderia trazer um efeito benéfico para a deformação global da treliça, quando determinados valores da razão entre o diâmetro e a espessura são atingidos.

No início da década de noventa verificou-se um aumento da investigação deste tipo de elementos, *Packer et al.* (1992) realizam um estudo a uma treliça plana constituída por secções tubulares enformadas a frio, tendo por base a norma CIDECT no dimensionamento das ligações “K”, “X” e “KT” da treliça. Neste estudo concluiu-se que o dimensionamento das ligações deveria ser realizado em paralelo com o dimensionamento dos restantes elementos da treliça, devido ao facto da ligação ser em muitos dos casos o elemento mais condicionante no dimensionamento.

Também nesta mesma década, *Lee e Wilmshurst* (1995) realizaram uma análise numérica de ligações tubulares multiplanares do tipo “KK” entre perfis CHS, com recurso ao software de elementos finitos ABAQUS (1998). Neste estudo foram utilizados elementos *Shell* de 4 e 6 nós, nesta análise foram tidas em conta variáveis como, propriedades do material, comprimentos

dos elementos, espessura da solda e as condições de contorno. A calibração do modelo numérico realizou-se com base em modelos experimentais.

Em 1996, Van der Vegte *et al.* (1996) testaram numericamente o comportamento da uma ligação “TX” sob o efeitos de momentos fletores nos montantes. Neste estudo fizeram-se variar os parâmetros geométricos β e 2γ . Com base nos resultados numéricos, estabeleceram-se equações para determinação da resistência última da ligação com base na interação de efeitos, entre os momentos fletores aplicados nos montantes da ligação.

Nesse mesmo ano Wardenier *et al.* (1996) desenvolveram um guia de dimensionamento de perfis tubulares segundo a norma CIDECT, neste guia foram apresentadas formulações e parâmetros limite para o dimensionamento de ligações tubulares para diferentes geometrias de ligações. Formulações estas baseadas na resistência última das ligações para diversos modos de falha. Rautaruuki (1998) realizou o mesmo estudo, desta vez tendo por base o EC3-1-8.

Van der Vegte *et al.* (1998) estudaram o comportamento estático de uma ligação do tipo “TX” entre perfis CHS. Nesta análise os parâmetros geométricos β e γ foram variados, bem como a relação entre as cargas aplicadas nos montantes (Figura 2.1). Com base nos resultados obtidos desta a análise numérica, estes autores propuseram equações para a determinação da resistência última da ligação, para ligações sujeitas aos diferentes tipos de carregamentos.

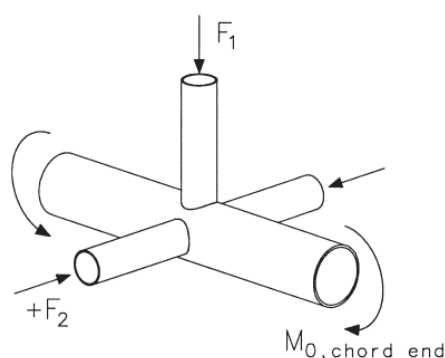


Figura 2.1 – Configuração dos carregamentos aplicados para o estudo da ligação “TX” (Van der Vegte *et al.*, 1998)

No final da década de noventa, os investigadores Chiew e Soh (1999) testaram experimentalmente e numericamente uma ligação tridimensional do tipo “TX” entre perfis CHS sujeita a diversas combinações de carregamentos. Foram gerados 11 casos de carga diferentes ilustrados na Figura 2.2. Neste estudo foram determinados os fatores de concentração de tensões SCFs e SNCFs em que o rácio de SCF/SNCF=1.16. O modelo numérico utilizado foi devidamente calibrado com os resultados experimentais. Verificou-se neste estudo que o

aumento do efeito *carry-over* e o aumento de rigidez, dependem dos valores das cargas e da localização geométrica dos montantes.

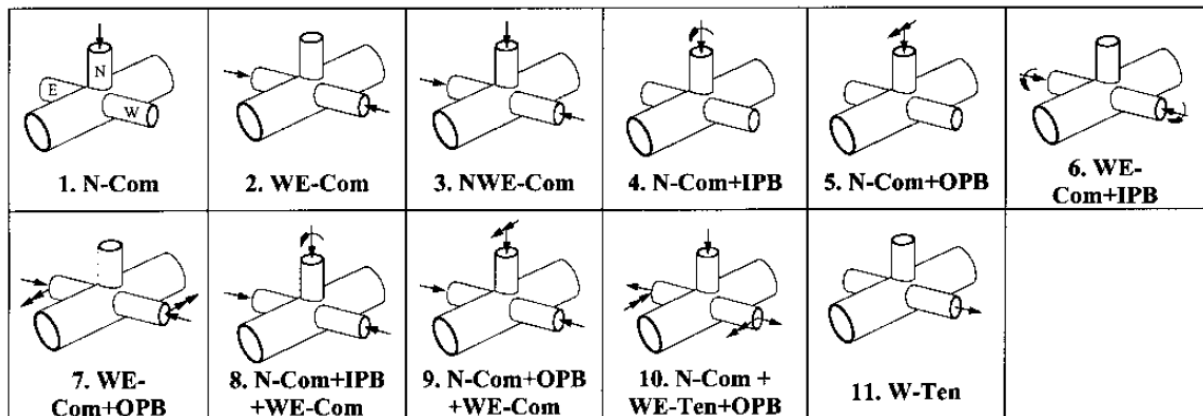


Figura 2.2 – Esquema dos 11 casos de carga ensaiados por Chiew et al. (1999)

No final do século XX, *Lee (1999)* realizou uma revisão aos métodos numéricos utilizados na análise numérica do comportamento de ligações tubulares, realizada com recurso a elementos finitos. Nesta revisão obtiveram-se esclarecimentos para a determinação de parâmetros como a resistência última da ligação, campo de tensões e fator de concentração de tensões. Estudo este direcionado essencialmente para o estudo do comportamento de estruturas *Offshore* constituídas por perfis CHS.

No início do século XXI *Rasmussen e Hasham (2001)* realizaram testes em ligações soldadas do tipo “X” e “K” entre perfis CHS em aço inoxidável. As ligações do tipo “X” foram testadas sob o efeito de esforços de tração e compressão fazendo variar os valores do parâmetro geométrico β . Quanto às ligações do tipo “K” estas foram testadas de maneira semelhante às ligações do tipo “X”, contudo fez-se também variar os ângulos entre a corda e os montantes. Realizaram-se 15 ensaios seguindo os pressupostos da norma CIDECT.

Um ano mais tarde, *Van der Vegte et al. (2002)* puseram em marcha um programa de investigações numéricas com o intuito de identificar fragilidades nas formulações propostas pelo EC3-1-8 no que diz respeito ao efeito da tensão da corda na resistência global da ligação entre perfis CHS. A equação que tem em conta a tensão na corda de uma ligação entre perfis CHS é baseada na pré-tensão deste elemento. Para obtenção de melhores resultados para o efeito da pré-tensão na resistência da ligação “K” entre perfis CHS o autor recomenda que seja considerada a tensão máxima na corda, em vez da pré-tensão como sugere o EC3-1-8 (2010). Nesta pesquisa estão envolvidos 12 modelos numéricos desenvolvidos e calculados no programa de elementos finitos ABAQUS (1998). Foram utilizados na modelação elementos

sólidos de 20 nós (C3D20R). Os modelos gerados foram calibrados com resultados experimentais realizados por *Koning* (1981). Na calibração as curvas experimentais e numéricas carga-deslocamento apresentaram valores bastante próximos não só em termos de rigidez inicial mas também em termos de valores para a carga última e para o comportamento para grandes deslocamentos.

Em 2003, *Choo et al.* (2003) desenvolveram um estudo onde se caracterizou a resistência estática de uma ligação do tipo “X” entre perfis CHS de grande espessura, sujeitas a cargas axiais com base na carga de plastificação da secção. Estes autores realizaram também uma análise paramétrica onde se fez variar os parâmetros geométricos da ligação γ e β . Desta análise concluiu-se que os valores impostos por *Lu et al.* (1994) para o critério de deformação limite, que será desenvolvido noutro capítulo deste documento, são muito semelhantes aos valores obtidos através das recomendações das normas ISO (1999) e CIDECT (*Wardenier et al.* 1996,) para as ligações em que $\gamma > 7$. Para $\gamma < 7$ verificou-se uma discrepância dos valores obtidos através da norma ISO (1999) para valores de $\beta > 7$.

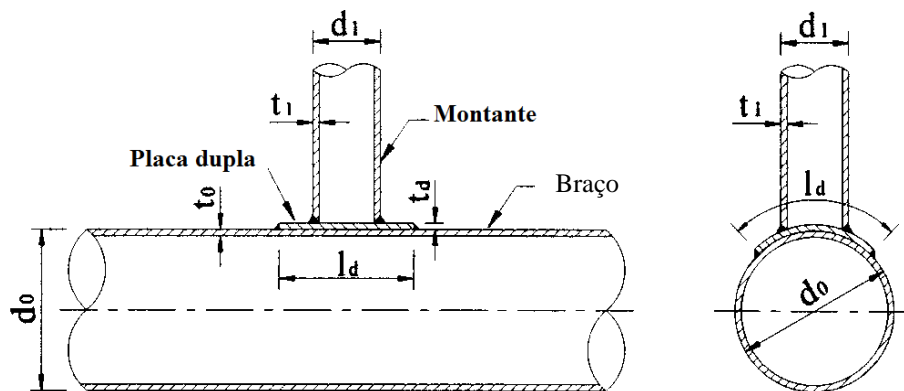
Os autores *Mashiri e Zhao* (2003) estudaram uma ligação do tipo “T” entre perfis CHS de paredes finas no montante e RHS para a secção da corda. Neste estudo aplicaram-se momentos fletores até levar á plastificação da corda. Concluindo-se que para uma deformação de 1% do diâmetro da corda (d_0) características da ligação mantiveram-se inalteradas, valor este que corresponde ao estado limite de serviço. Para uma deformação de 3% de d_0 correspondente ao estado limite último, verificou-se um boa aproximação dos valores de plastificação propostos pelas normas CIDECT (*Wardenier et. al.*, 1996) e EC3-1-8 (2010) para parâmetros de β entre [0,34; 0,64].

Em 2004, *Chiew et al.* (2004) efetuaram uma análise experimental de ligações entre perfis CHS com o objetivo de estudar o fenómeno de fadiga para ligações submetidas a carregamentos combinados. Desta análise concluiu-se que para efeitos de concentração de tensões, as equações adotadas não eram válidas, contudo quando considerado o efeito de fadiga, estas tornavam-se válidas.

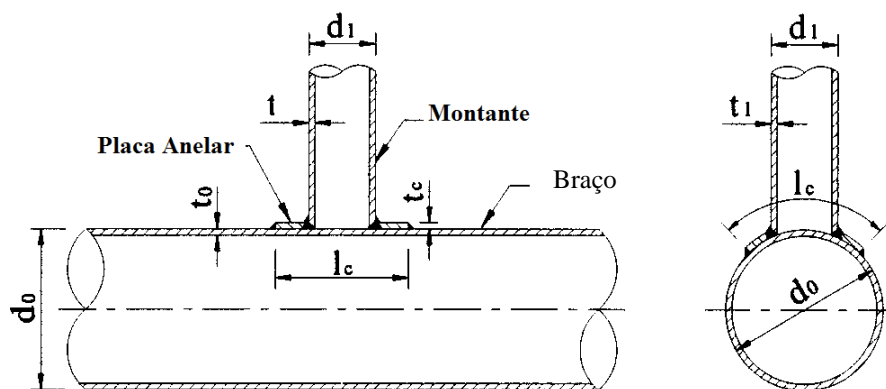
Um grande contributo para a investigação de ligações tubulares foi o programa de ensaios experimentais proposto por *Choo et al.* (2005), com o intuito de analisar o comportamento de ligações do tipo “T” entre perfis CHS sujeitas a cargas axiais estáticas e com placas de reforço em forma de anel na zona da ligação (Figura 2.3a)) ou com dupla placa de reforço (Figura 2.3b)).

Ensaíram-se 12 modelos, 4 dos quais sem aplicação da placa de reforço. Nos modelos foram variados os parâmetros geométricos β e γ bem como o sentido do carregamento (tração e compressão). Feita a análise concluiu-se que o mecanismo de falha predominante nesta ligação com montante sujeito a um carregamento de compressão é a plastificação da corda na zona do anel de reforço. Para a ligação sujeita a um esforço axial de tração e um valor de $\beta=0,54$ a plastificação da corda ocorre por encurvadura inelástica da secção deste elemento. Os resultados experimentais revelaram que a resistência de uma ligação com placa de reforço é significativamente maior que a ligação sem placa de reforço.

Para valores de $\beta=0,28$ verificou-se que um aumento de 53% da resistência de ligação para um carga de compressão e 28% para o uma carga de tração. Para valores de $\beta=0,54$ verificou-se que um aumento não tão expressivo mas ainda com valores significativos na ordem dos 39% e 16% para o uma carga de compressão e tração respetivamente.



a) – Placa dupla de Reforço de uma ligação do Tipo “T”



b) – Placa anelar de Reforço de uma ligação do Tipo “T”

Figura 2.3 – Esquema ilustrativo das Placas de Reforço de uma ligação do tipo “T” utilizadas nos ensaios experimentais de *Choo et al. (2003)*.

Van der Vegte et al. (2005) executaram um programa de simulações numéricas e um estudo paramétrico em que o principal objetivo era a realização de um estudo comparativo com os resultados experimentais obtidos por *Choo et al.* (2003). Numa primeira fase foram feitas as calibrações dos modelos, onde foram comparadas as curvas carga-deslocamento dos modelos numéricos e dos resultados experimentais, nesta fase verificou-se a proximidade entre as curvas, o que revela uma boa validação dos modelos numéricos. Fez também a comparação entre a deformação das secções obtidas numericamente e experimentalmente, estas também revelaram grande semelhança o que vem reforçar a validação do modelo numérico.

Deste estudo concluiu-se que em ligações onde a plastificação da secção é o principal modo de falha, a análise numérica revelou-se bastante fiável no que toca ao comportamento da curva carga-deslocamento. No decorrer do estudo verificou-se dois modos de falha, o modo 1 traduz a plastificação da secção da corda e a deformação da placa de reforço. No modo 2 a placa de reforço e a secção da corda plastificam revelando deformações acentuadas. Como conclusão deste estudo os autores verificaram que a resistência da ligação poderá ser melhorada com o aumento da largura das placas de reforço, quando for verificado o modo de falha 2 o aumento da espessura da placa poderá também aumentar significativamente a resistência última da ligação.

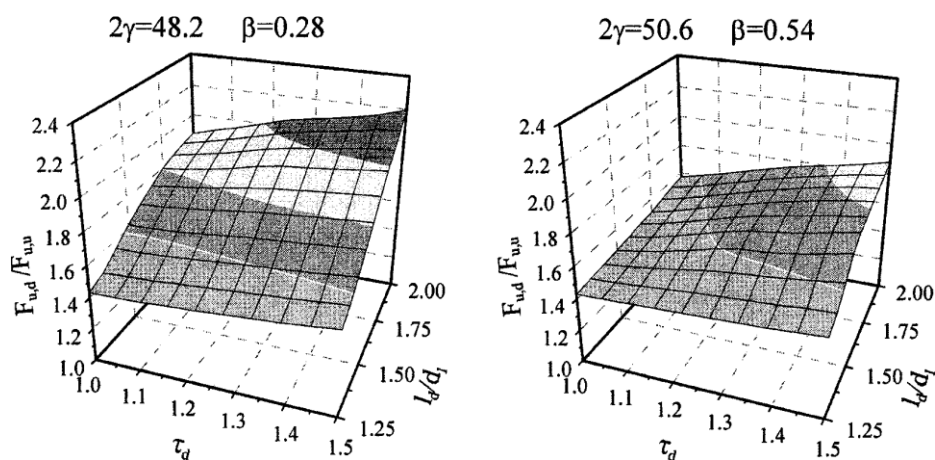


Figura 2.4 – Efeito de $\tau_d = t_d/t_0$ e de I_d/d_1 (Van der Vegte et al., 2005).

Os investigadores *Vegte e Makino* (2006) avaliaram a resistência última da uma ligação do tipo “T” entre perfis CHS. Neste estudo foram considerados os efeitos do pré-carregamento axial, de tração e compressão da corda, na resistência da ligação. Variaram-se os parâmetros geométricos β e γ . A análise realizou-se com recurso ao *software* ABAQUS considerando nos modelos as não linearidades geométricas e materiais. Desta análise surgiram propostas de

equações para determinação da resistência última para ligações do tipo “T” sujeitas a um pré-carregamento da corda.

Shao (2006) realizou um estudo onde analisou a influência dos parâmetros geométricos na distribuição de tensões na região da soldadura em ligações tubulares do tipo “T” e “K” sujeitas a esforço axial. Neste estudo *Shao* fez variar os parâmetros geométricos β , γ e τ . Deste estudo concluiu-se que a espessura da secção da corda tem um efeito significativo na distribuição de tensões em ambos os tipos de ligação, por outro lado a espessura das secções dos montantes tem pouca influência na distribuição de tensões. Verificou-se ainda que a variação do parâmetro β tem consequências distintas na distribuição de tensões para as geometrias de ligação “T” e “K”.

No decorrer do trabalho desenvolvido por, *Wardenier et al.* (2006), no âmbito da segunda versão do guia de dimensionamento de estruturas tubulares CIDECT, foram apresentadas propostas de novas equações para o dimensionamento de ligações entre secções tubulares. Até esta altura, nas ligações entre perfis CHS, a equação da tensão na corda era baseada na pré-tensão. Contudo através de um programa de pesquisa levado a cabo pelo CIDECT, o efeito do carregamento na corda foi analisado de forma a estabelecerem-se novas equações que levassem em conta a tensão na corda em função da tensão máxima. Com recurso a estas novas equações verificou-se um melhoramento na avaliação dos resultados para este tipo de ligação. Outro desafio proposto pelo CIDECT foi o reajuste das equações da tensão na corda com o intuito de estabelecer uma equação geral que pudesse ser aplicada a diferentes tipos de ligações.

Lei et al. (2006) realizaram um estudo paramétrico a uma ligação do tipo “TX” entre perfis CHS sujeita a esforços axiais. Com recurso a métodos de elementos finitos foram estudadas duas combinações de carregamento diferentes para a determinação da carga última da ligação. No primeiro modelo as cargas F_1 e F_2 , em que $F_1=F_2$ foram aplicadas em simultâneo nos montantes Figura 2.5. No segundo modelo a carga F_2 foi aplicada em primeiro lugar e posteriormente então aplicada a carga F_1 incrementalmente ate levar a ligação á rotura. Os modelos numéricos foram calibrados com recurso a ensaios experimentais anteriormente efetuados por *T.K. Chan et al.* em (1998) Deste estudo concluiu-se que para ambos os casos de carga testados a capacidade de carga era a mesma, e o caminho de carga não tinha qualquer influência na resistência da ligação.

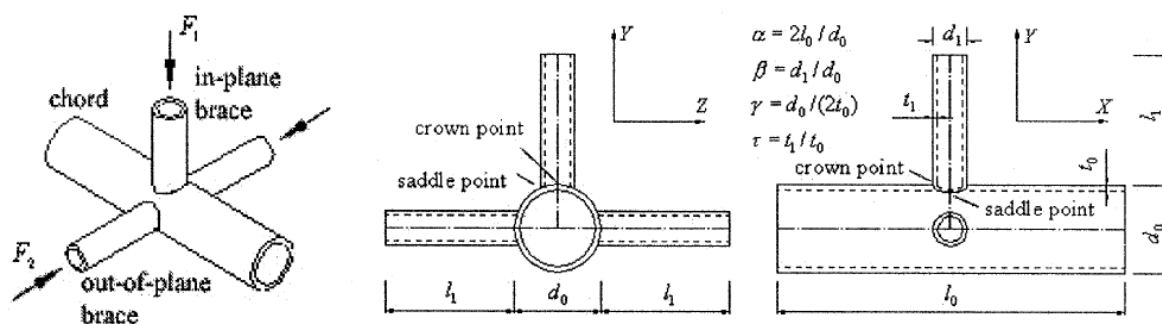


Figura 2.5 – Esquema ilustrativo da ligação “TX” estudada por Lei et al. (2006)

Mais recentemente *Silva et al.* (2012) estudaram o comportamento de ligações do tipo “K” entre perfis CHS onde foram comparadas as formulações analíticas propostas pelo Eurocódigo3-1-8 (2010), CIDECT (*Wardenier et al.* 2010), e os critérios de deformação limite. No âmbito deste estudo desenvolveu-se um modelo numérico da ligação em elementos finitos calibrado e validado com resultados experimentais de investigações anteriores, de onde se concluiu que o valor da resistência última obtido através das equações propostas pelo guia de dimensionamento CIDECT é superior aos obtidos pelas equações propostas pelo EC3 1-8 o que se traduz num dimensionamento mais económico por parte do guia de dimensionamento CIDECT.

2.2 Critérios de Deformação Limite

O dimensionamento de ligações tubulares em aço é geralmente sustentado por critérios de deformação limite de acordo com *Kosteski et al.* (2003). Um dos pioneiros nesta temática foi o investigador *Mouty* (cit. *Matos*, 2008) que após a realização de alguns ensaios este autor definiu que o limite máximo de deformação seria de 1% de d_0 para o caso de ligações do tipo K. Contudo o limite de deformação apresentado por *Lu et al.* (1994) e *Zhao* (2000) (cit. *Wardenier et al.* (2010), permite abranger toda uma gama de ligações soldadas, tanto para secções CHS como para RHS. Estes autores concluíram então, que o limite de 3% de d_0 seria um valor que originava resultados bastante aceitáveis. Este limite baseou-se em ensaios em que as curvas descreviam um pico, pico este que em grande parte dos ensaios se encontrava entre os valores de 2.5% e 4% de d_0 como tal o valor de 3% seria aceitável.

Através da sobreposição das curvas carga-deslocamento obtidas por *Lu et al.* (1994) (cit. *Kosteski et al.* (2003) verificou-se que a interseção destas curva ocorria maioritariamente num valor próximo de 3% de d_0 como ilustrado na Figura 2.8.

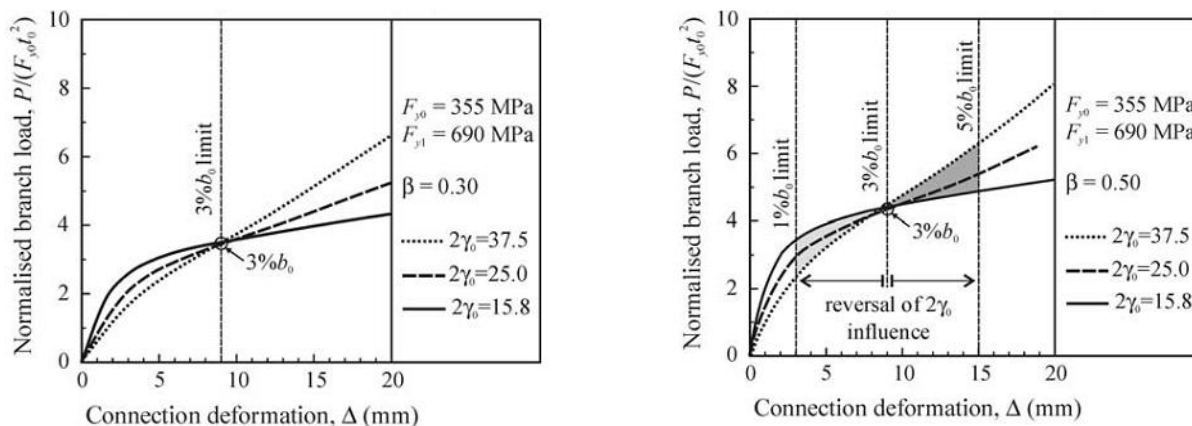


Figura 2.8 – Ensaios para validação do valor proposto de 3% do como limite máximo de deformação (Kosteski *et al.*, 2003).

Os critérios de deformação limite normalmente associados ao estado limite último da face de um perfil tubular solicitada perpendicularmente ao seu plano correspondem, à máxima deformação desta componente naquela direção (cit. Oliveira, 2008). A justificação para o uso deste critério é o facto de que para as faces da corda, a rigidez da ligação não se anula, mesmo depois da plastificação total da secção, contudo podem assumir valores elevados devido ao efeito de membrana. Este efeito pode ser observado nas curvas obtidas através da análise não-linear geométrica e material. É evidente que se a carga máxima for obtida através de curvas experimentais, a ausência de um pico pronunciado na curva pode dificultar a identificação do ponto correspondente ao estado limite último (cit. Lima, 2005). Poderão ser baseados nos critérios de deformação limite, os casos onde é possível a comparação de resultados experimentais com os resultados de uma análise plástica.

O modelo de deformação Limite proposto por Lu *et al.* (1994) e citado por Choo *et al.* (2005) pode ser utilizado no estudo de cargas axiais e rotações de uma ligação submetida a esforços axiais e de flexão. Estes autores, defendem que a resistência da ligação é baseada na comparação da deformação na interseção dos montantes com a corda para dois níveis de carregamento: a resistência última, N_u que corresponde a uma deformação da corda, $\Delta_u = 3\% d_0$, e o estado limite de serviço é dado por $\Delta_s = 1\% d_0$. Lu *et al.* (1994) determinou que o primeiro ponto de perda de rigidez na curva carga-deslocamento pode ser considerado caso o deslocamento corresponda a um limite menor que $\Delta_u = 3\% d_0$. De acordo com o autor, se a razão $N_u/N_s < 1,5$ o dimensionamento da ligação deve ser baseado no estado limite último. Caso a razão $N_u/N_s > 1,5$ o dimensionamento da ligação deve ser baseado no estado limite de serviço e a resistência da ligação deverá ser considerada igual a 1,5 vezes a carga associada à deformação

limite referente à 1% d_0 (Lima, 2005). Limites estes também propostos por Zhao (2000). Atualmente, o valor limite para o estado limite último adotado pelo IIW é de 3% d_0 .

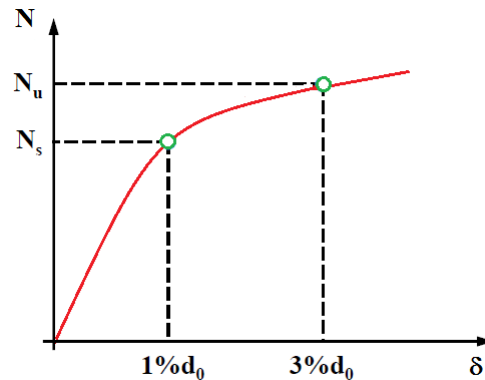


Figura 2.9- Curva carga/deslocamento segundo o Critério de Deformação Limite (Rafael, 2012).

2.3 Rigidez inicial

O conhecimento da rigidez das ligações é fundamental para a análise elástica de estruturas, contudo quando são utilizados métodos plásticos de análise, para além da rigidez inicial, é fundamental conhecer ainda a resistência e capacidade de rotação das ligações. De acordo com os estudos realizados em ligações entre perfis CHS até então, verificou-se no comportamento destas ligações uma rigidez inicial representada por $S_{j,ini}$ (Figura 2.10).

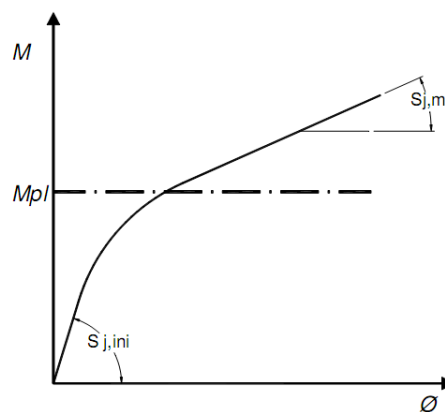


Figura 2.10 – Curva momento fletor-rotação de uma ligação (Matos, 2008).

Como já descrito anteriormente em algumas das publicações referenciadas, onde se concluiu que o aumento da rigidez inicial da ligação está diretamente relacionada com o aumento do parâmetro β e diminuição do parâmetro γ (Mirza, 1982).

Torna-se muito importante a criação de propostas de equações para a determinação analítica deste parâmetro. Diversos foram os autores que propuseram formulações para determinar valores aproximados para a rigidez inicial. Exemplo disso foi *Kurobane et al.* (1986) que realizaram ensaios a ligações “K” de uma treliça constituída por perfis CHS de onde foram propostas equações para a avaliação da rigidez e capacidade de rotação deste tipo de ligações.

2.4 Rigidez de Membrana

A rigidez de membrada apresentada na Figura 2.10 por $S_{j,m}$ é uma característica presente em ligações com grande ductilidade. Nestes casos, verifica-se a mudança do comportamento elástico inicial para um comportamento pós-elástico quando é atingida a resistência última da ligação no qual se verificam aumentos da deformação com o incremento de carga.

Alguns autores que estudaram este fenómeno verificaram que nos casos de elementos constituídos por perfis RHS e sujeitos a carga axiais de compressão, na ordem dos 75% do valor da carga plástica, este efeito anula-se e decrece substancialmente quando a carga se aproxima de valores na ordem dos 50% da carga axial plástica (cit. *Neves*, 2004).

Em muitos casos este efeito de membrada é desprezado devido ao facto de alguns estudos revelarem que, para valores baixos de cargas axiais, este efeito é muito reduzido devendo assim ser desprezada esta reserva de resistência para efeitos de dimensionamento.

3 SIMULAÇÃO NUMÉRICA

3.1 Modelo Numérico

O Modelo numérico desenvolvido no âmbito deste projeto, de uma análise paramétrica de ligações tubulares do tipo “TX” entre perfis CHS, foi desenvolvido com recurso ao *software* de elementos finitos Ansys 12.1. No modelo adotado utilizaram-se elementos tipo casca SHELL181 de quatro nós e com seis graus de liberdade por nó: Translações x, y e z e rotações x, y e z, como ilustra a Figura 3.1. Este tipo de elemento permite considerar esforços de flexão, corte e efeito membrana.

Utilizou-se elementos casca ao invés de elementos sólidos uma vez que estes conduzem a modelações mais simples e a volumes de cálculo substancialmente inferiores. Lima *et al.* (2005) realizaram um estudo onde foram comparados os resultados da utilização dos dois tipos de elementos (casca e sólido), de onde se concluiu que elementos casca aproximam-se muito aos resultados obtidos através de elementos sólidos quando aplicado neste tipo de elementos estruturais.

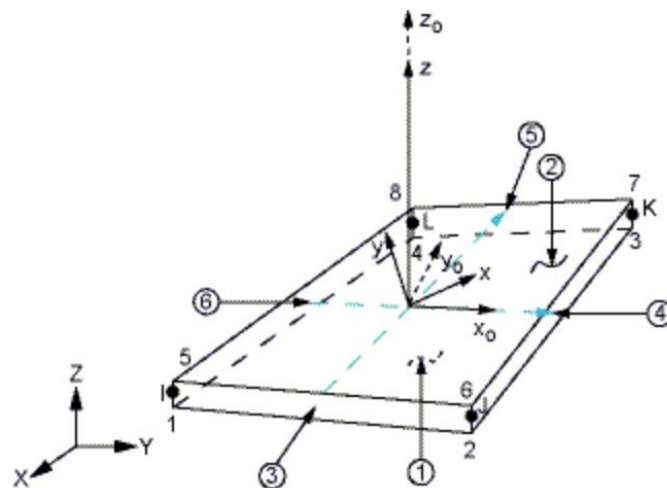


Figura 3.1 – Geometria do Elemento SHELL181 (Ansys 12.1, 2001).

Os cordões de soldadura foram recriados com recurso a elementos do tipo SHELL181 de acordo com a Figura 3.2, solução esta testada em projetos de investigação anteriores *Lee (1999)* de onde se concluiu que não haveria perda de rigor nos resultados finais ao utilizar este tipo de elemento.

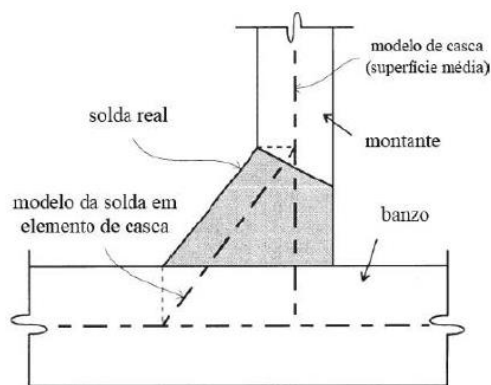


Figura 3.2 – Modelação de solda em elementos *shell181* *Lee (1999)*.

Neste estudo recorreu-se a uma análise não-linear calculada com base no método de Newton-Raphson predefinido pelo *software* Ansys 12.1. Na Figura 3.3 estão representados os princípios base por detrás deste método.

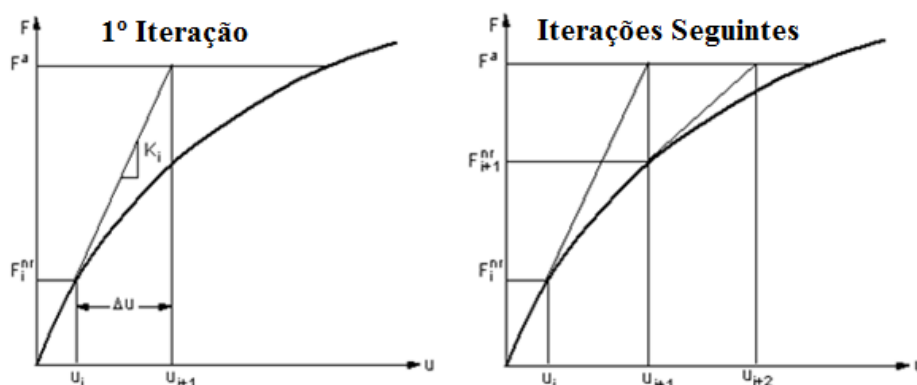


Figura 3.3 – Método de Newton-Raphson (Ansys 12.1, 2001).

As não linearidades materiais e geométricas foram introduzidas nos modelos, com o intuito de mobilizar totalmente a capacidade resistente da ligação. A não-linearidade do material foi considerada tendo por base o critério de plastificação de von Mises com recurso a uma lei constitutiva tensão-deformação elasto-plástica. A não linearidade geométrica foi introduzida no modelo através da formulação Lagrangeana Atualizada, que é frequentemente utilizada em problemas de elasto-plasticidade. Nesta formulação, é utilizada uma formulação lagrangeana dentro do incremento de carga. Contudo, no fim de cada incremento ou grupo de incrementos de carga as coordenadas da estrutura são atualizadas para a configuração deformada. No

incremento seguinte estas coordenadas passam a corresponder à configuração indeformada e as tensões já instaladas, são tratadas como tensões referentes a deformação nula (Silva, 2002).

Tendo em conta os aspetos anteriormente enunciados obteve-se o modelo numérico de elementos finitos ilustrado na Figura 3.4.

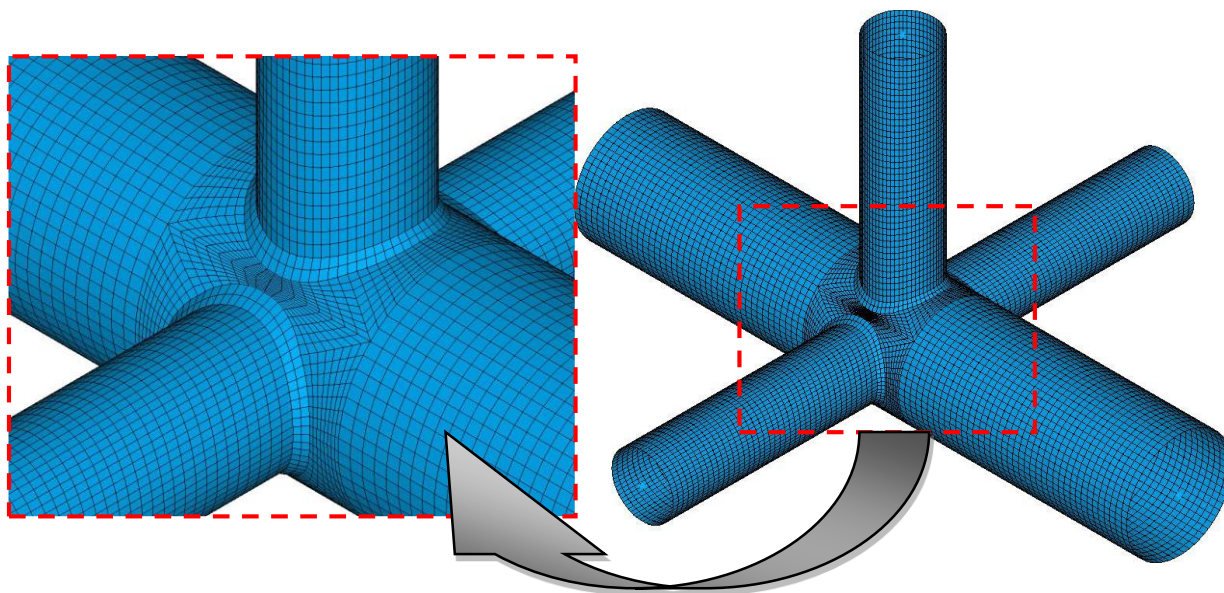


Figura 3.4 – Modelo numérico da ligação “XT” entre perfis CHS.

A malha de elementos finitos adotada no modelo da Figura 3.4 foi alvo de uma análise criteriosa, sendo que a densificação desta será maior nas regiões próximas aos cordões de soldadura, dada a grande concentração de tensões que é esperada nestas regiões e uma malha mais regular, dentro do possível, de forma a evitar problemas no decorrer do cálculo numérico.

Foram criadas partições na secção tubular da corda, nas zonas de interceção com as secções dos montantes (Figura 3.5) com o intuito de criar limites fictícios no elemento de modo a que quando gerada a malha de elementos finitos, se obtenha uma malha devidamente homogénea e uniforme como a representada na Figura 3.4.

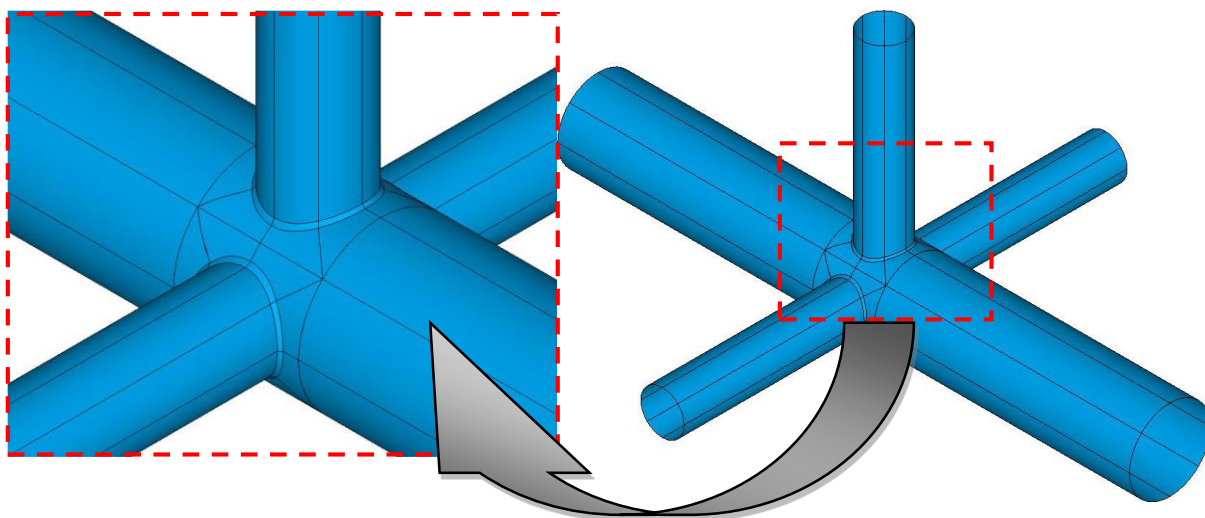


Figura 3.5 – Partições da corda da ligação “XT” entre perfis CHS.

O material utilizado neste projeto à exceção dos cordões de soldadura é um aço S355 com tensão de cedência $f_y = 355\text{MPa}$, módulo de elasticidade $E = 210\text{GPa}$ e um coeficiente de Poisson $\nu = 0,3$. No aço adotado considerou-se um comportamento bilinear com um coeficiente de endurecimento igual a 0.5% (Figura 3.6). Quanto ao aço utilizado nos cordões de soldadura utilizaram-se as características anteriores, à exceção do valor da tensão de cedência que passa a ser $f_y=600\text{MPa}$.

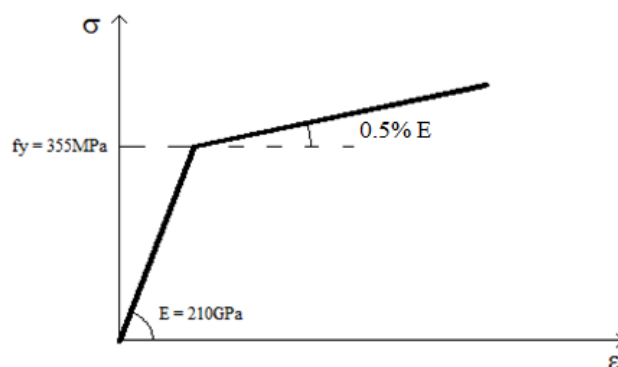


Figura 3.6 – Curva tensão-extensão do material adotado.

Com as características impostas anteriormente na construção do modelo, tornou-se possível determinar parâmetros como: deformações devido á flexão nos montaste e na corda, deformações nas paredes laterais da secção e nas faces carregadas da corda, tensões segundo as várias direções e etc. Parâmetros estes que terão grande importância no decorrer deste projeto.

3.2 Calibração do Modelo Numérico

Uma das condições para a validação de uma análise numérica através elementos finitos é uma boa calibração do modelo com resultados obtidos experimentalmente, de modo a que seja verificada a aproximação entre o comportamento real e numérico da ligação.

A calibração do modelo em estudo foi realizada tendo por base um trabalho experimental levado a cabo por *Choo et al.* (2005). Trabalho este, onde o autor determinou experimentalmente o comportamento de ligações do tipo “T” entre perfis CHS. Para a calibração do modelo procurou-se retratar de forma o mais aproximada possível o ensaio apresentado por *Choo et al.* (2005).

Uma vez que se trata de uma ligação do tipo “T” e a ligação a calibrar é do tipo “TX” teve-se então de proceder a uma alteração na geometria da ligação “TX”, alteração essa que passou pela remoção dos montantes horizontais transformando consequentemente a ligação “TX” numa ligação “T” (Figura 3.7). Esta simplificação já foi anteriormente testada por (*Van der Vegte et al.*,1998) onde se concluiu que não haveria grandes discrepâncias nos resultados obtidos no caso de uma ligação “TX” carregada axialmente no montante vertical onde $F_2=0$ (Figura 3.8).

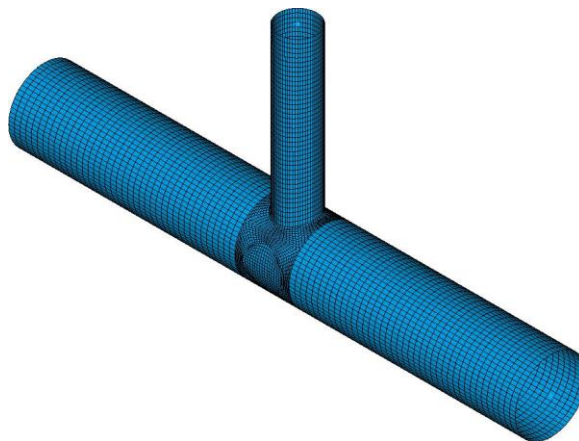


Figura 3.7 – Transformação do modelo da ligação “TX” numa ligação “T”.

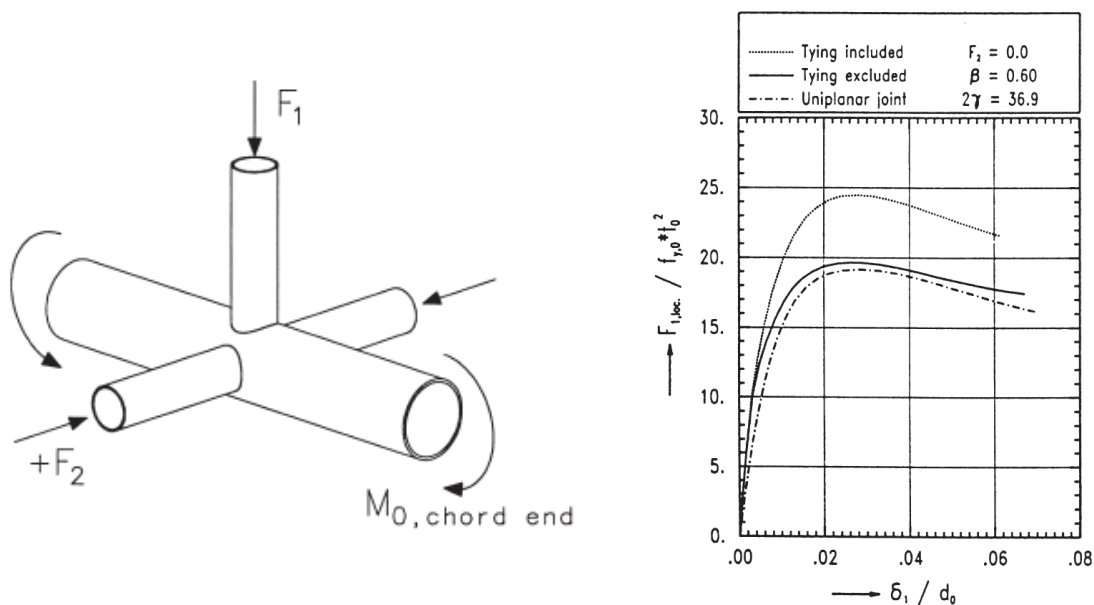


Figura 3.8 – Curva carga-deslocamento testa por *Van der Vegte et al.* (1998).

Na calibração procurou-se retratar, para além da geometria dos perfis adotados por *Choo et al.* (2005) (Figura 3.9), as propriedades do material representadas no Tabela 3. Reproduziu-se um comportamento bi-linear elasto-plástico para os materiais, através de uma análise não-linear, onde foram consideradas as não linearidades do material e geométricas.

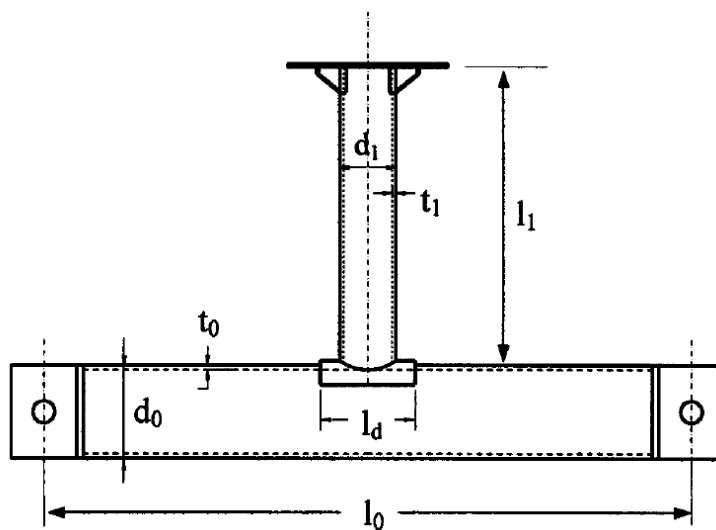


Figura 3.9 – Esquema da ligação ensaiada experimentalmente por *Choo et al.* (2005).

Ensaio	Tipo de carga	d_0 (mm)	$\beta = d_1/d_0$	$2\gamma = d_0/t_0$	$\tau = t_1/t_0$	E (Gpa)	$f_{y,0}$ (Mpa)	$f_{y,1}$ (Mpa)	f_w (Mpa)
EN 1	Compressão	409,5	0,54	50,6	0,84	195	285	300	600
EN 2	Tração	409,5	0,54	50,6	0,84	195	285	300	600

Nota: $l_0=2840\text{mm}$; $l_1 = 1100\text{mm}$

Tabela 3.1 - Características Geométricas e Materiais da ligação ensaiada por *Choo et al.* (2005).

Na Figura 3.10 estão representadas as curvas carga-deslocamento obtidas nos ensaios experimentais e numéricos para o montante sob o efeito de esforço axial de compressão e tração. É notória a proximidade entre as curvas obtidas experimentalmente e as obtidas através da modelação numérica para ambos os casos de carga, o que revela uma boa calibração dos modelos. É de salientar que as curvas obtidas neste projeto são referentes à deformação da secção da corda, excluindo o deslocamento global da ligação causado pela flexão da corda onde $\Delta = \delta_A - \delta_B$ de acordo com a Figura 3.11.

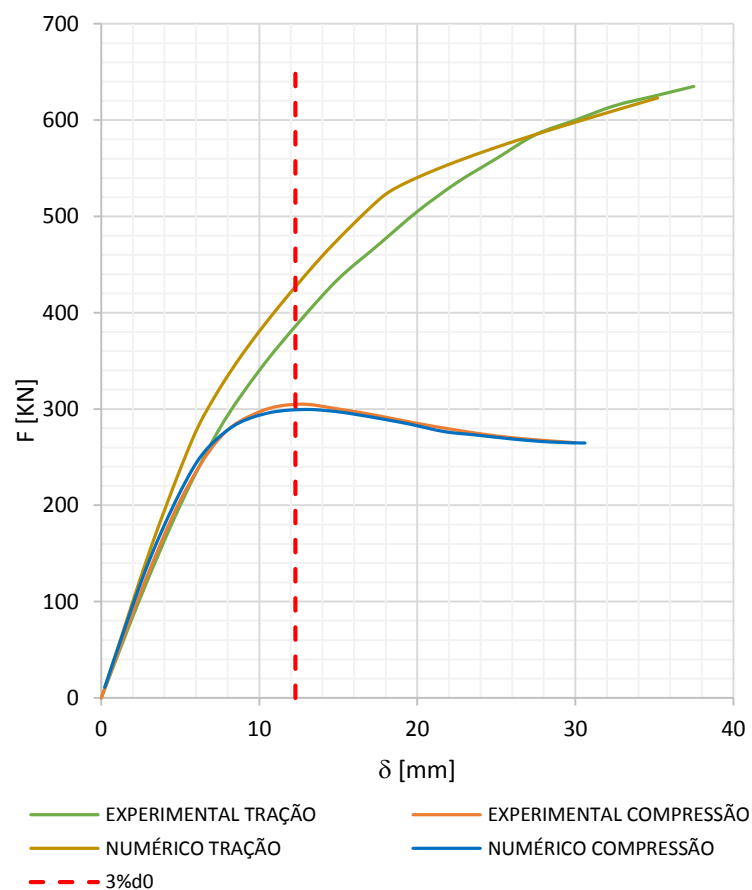


Figura 3.10 – Calibração do modelo através das curvas carga-deslocamento.

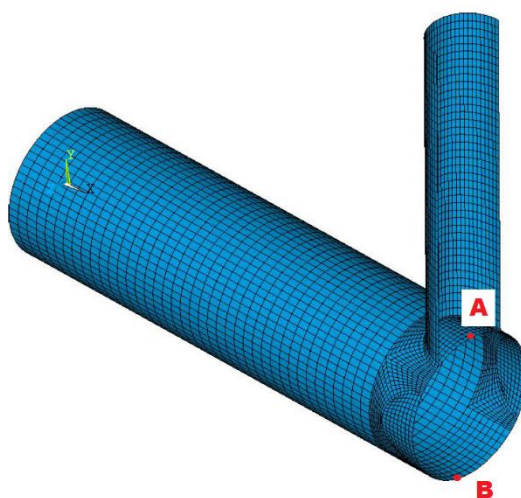


Figura 3.11 - Pontos de mediação dos deslocamentos.

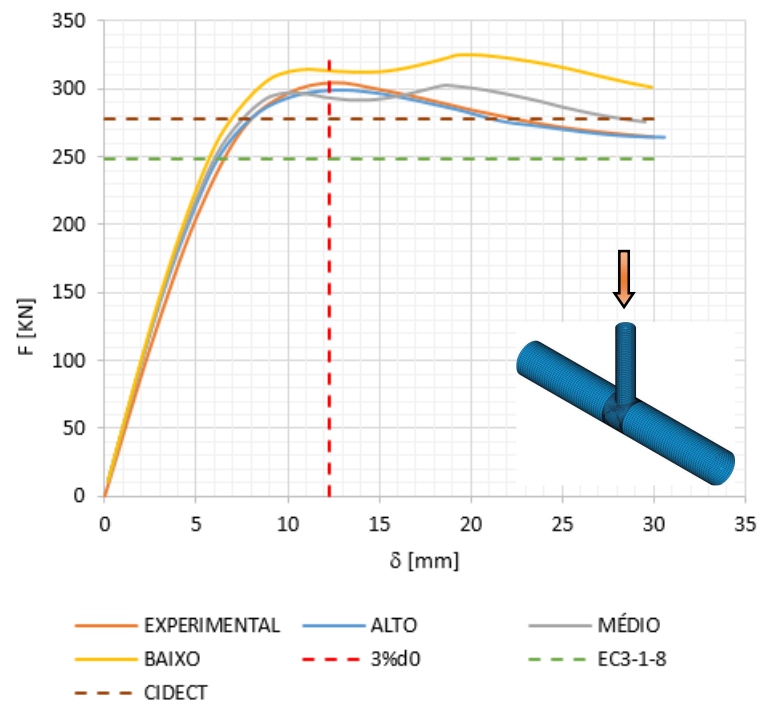
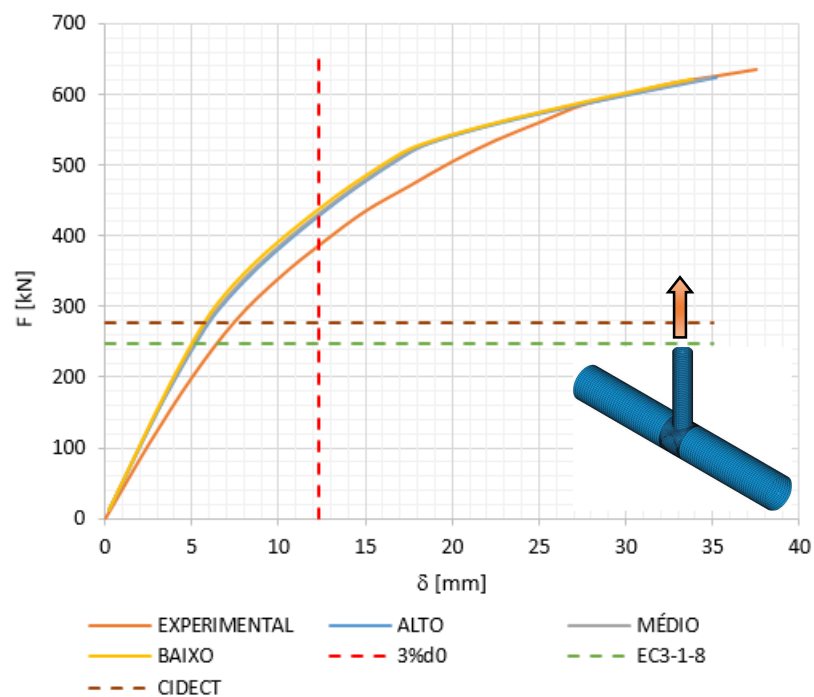
Na Figura 3.12 e 3.13 estão representadas as curvas obtidas através do modelo numérico e experimental para os ensaios EN1 e EN2 da Tabela 3.1. Nestes testaram-se três tipos de malhas com níveis de refinamento diferentes (Baixo, Médio, Alto) para que fosse possível analisar a variação dos resultados com o nível de refinamento da malha.

Foram ainda determinados os resultados analíticos obtidos através das equações propostas pelo EC3-1-8 (2010), CIDECT (*Wardenier et. al 2010*) e os valores correspondentes ao limite de deformação máxima de 3% d_0 (Tabela 3.2). Comparando os valores de $N_{u, Experimental}$ e $N_{u, Numéricos}$ representados no Quadro 4, verifica-se uma divergência de 2,0% para o modelo á compressão e 8,1% para o modelo á tração, valores estes que comprovam a boa calibração do modelo numérico.

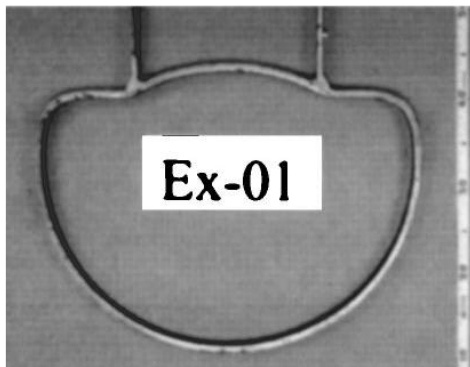
Norma	$N_{u, Numérico}$ (Compressão)	$N_{u, Numérico}$ (Tração)	$N_{u, Experimental}$ (Compressão)	$N_{u, Experimental}$ (Tração)	$N_{l,rd}$ "T" (Compressão)	$N_{l,rd}$ "T" (Tração)
EC3-1-8	299,10	424,50	305,10	390,00	248,64	248,64
CIDECT					277,96	277,96

Nota: Valores em kN

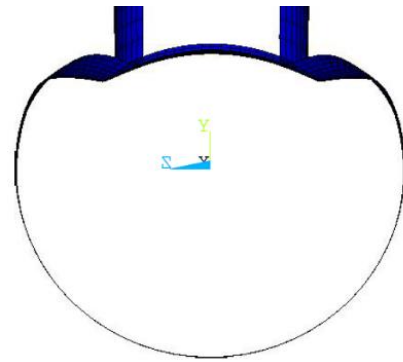
Tabela 3.2 – Valores da Carga última da ligação “T”.

Figura 3.12: Gráfico carga-deslocamento do ensaio EN1 – F₁ de Compressão.Figura 3.13: Gráfico carga-deslocamento do ensaio EN2 – F₁ de Tração.

Na Figura 3.14 e 3.15 estão representados os cortes dos provetes obtidos experimentalmente e numericamente de modo a que seja possível uma comparação entre as deformadas referentes a ambas as análises. É notória a proximidade entre ambas as deformadas o que vem reforçar ainda mais a validação do modelo numérico em análise.



a) Ensaio experimental à compressão
Choo et al. (2005).

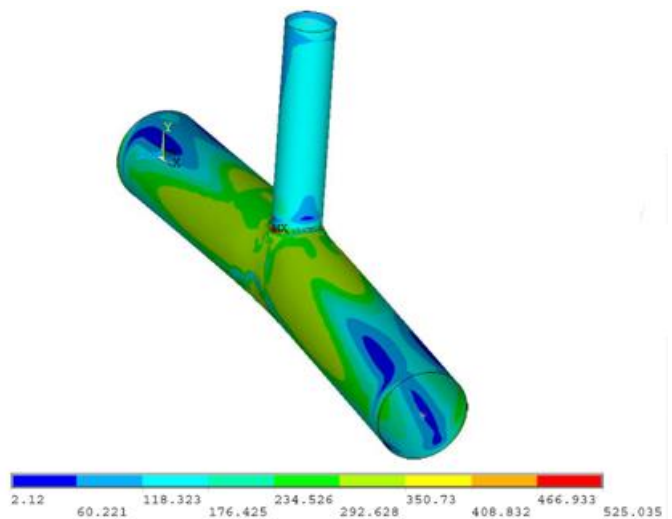


b) Modelo Numérico à compressão.

Figura 3.14: Ensaio experimental e numérico EN1 com F1 de compressão.



a) Ensaio experimental à tração
Choo et al. (2005).



b) Modelo Numérico à tração.

Figura 3.15: Ensaio experimental e numérico EN2 com F1 de Tração.

3.3 Modelos Gerados

O comportamento de uma ligação pode ser avaliado com recurso a uma análise paramétrica contudo, para que fosse possível analisar convenientemente a influência dos parâmetro β e γ no comportamento da ligação, foi necessário uma análise mais abrangente, onde se testou o comportamento da ligação sob diversos valores para F_0 e F_2 ($\pm 0,5N_{pl}$; $\pm 0,4N_{pl}$; $\pm 0,3N_{pl}$) e F_1 crescente até a rotura, para as diferentes combinações de carregamentos (Figura 3.17). É de salientar que os valores adotados para o parâmetro β e γ foram selecionados de modo a abranger uma grande gama de geometrias passíveis de serem utilizadas na indústria *offshore*.

Nesta análise paramétrica foram realizados um total de 600 modelos distintos, cujos modelos numéricos analisados estão representados na Figura 3.16.

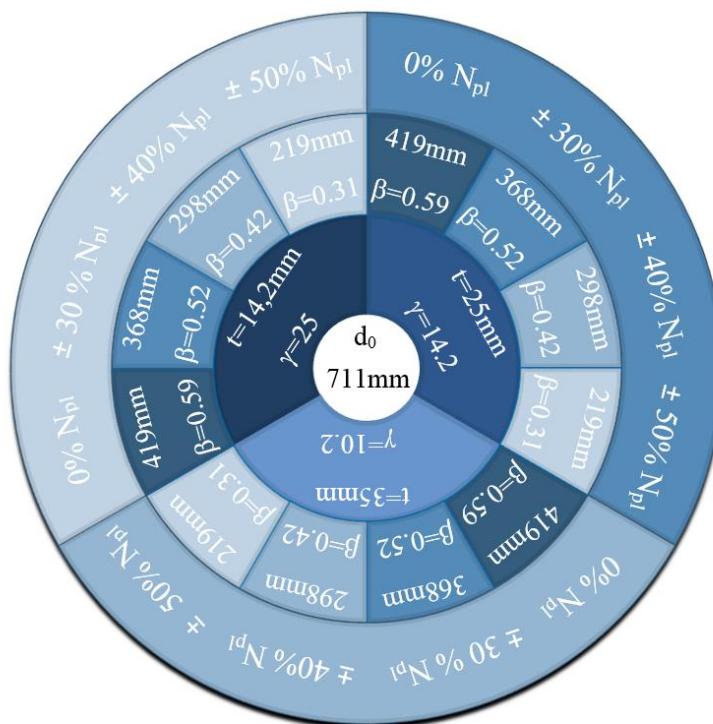


Figura 3.16 – Modelos Numéricos gerados.

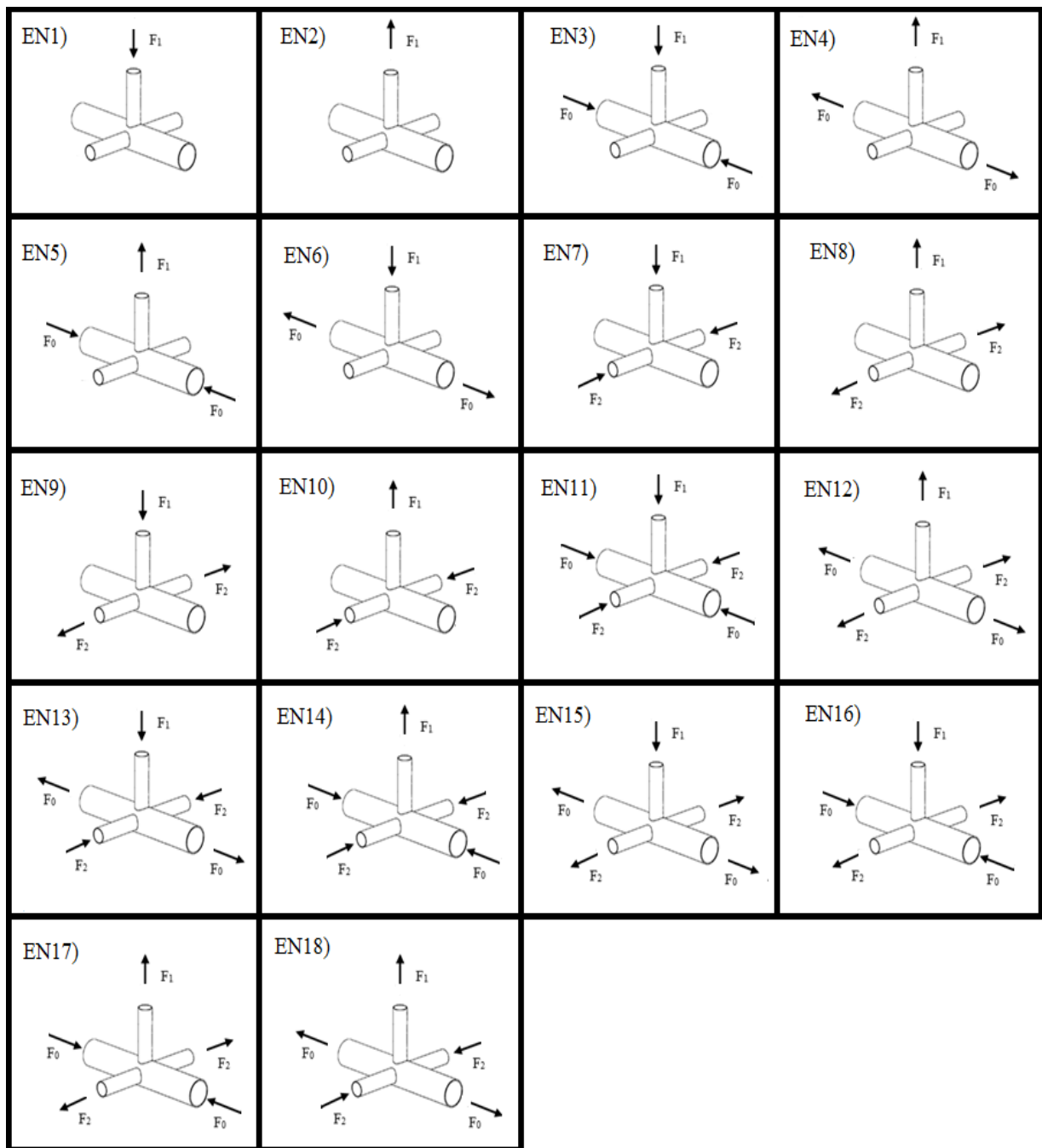


Figura 3.17: Combinações de carregamentos considerados.

Na Tabela 3.3 faz-se uma descrição dos parâmetros geométricos de cada uma das geometrias de ligação, abordadas nesta análise paramétrica tendo por base os parâmetros geométricos anteriormente enunciados na Figura 1.3, as características geométricas e matérias das secções adotadas estão presentes na tabela 3.4.

Adotou-se a seguinte nomenclatura para cada um dos modelos numéricos.

EN-N.C-D x T

EN – Ensaio Numérico

N- Número da combinação de carregamento segundo a Figura 3.17

C- Percentagem do valor de N_{pl} aplicado.

D- Diâmetro da secção dos montantes (d_1 e d_2)

T- Espessura da secção da corda (t_0)

Exemplo para o ensaio EN-12 com carregamento de 30% N_{pl} , montantes de 368mm e espessura da corda de 25mm.

EN-12.3-368 x 25

β	$\gamma=10,2$	$\gamma=14,2$	$\gamma=25$
0,59	EN-N-C-419x35	EN-N-C-419x25	EN-N-C-419x14,2
0,52	EN-N-C-368x35	EN-N-C-368x25	EN-N-C-368x14,2
0,42	EN-N-C-298,5x35	EN-N-C-298,5x25	EN-N-C-298,5x14,2
0,31	EN-N-C-219,1x35	EN-N-C-219,1x25	EN-N-C-219,1x14,2

Nota: $l_0 = 5d_0$ e $l_1 = l_2 = 4d_1$

Tabela 3.3 – parâmetros geométricos analisados.

Braço			Montantes							Solda
d_0	t_0	N_{pl} (KN)	$d_1=d_2$	A (m ²)	$t_1 = t_2$	$\beta = d_1/d_0$	$\gamma = d_0/2t_0$	f_y (Mpa)	N_{pl} (KN)	t_w
711,0	35,0	26387,2	219,1	0,0152	25,0	0,31	10,2	355,0	5411,8	25,0
			298,5	0,0215	25,0	0,42		355,0	7625,6	25,0
			368,0	0,0269	25,0	0,52		355,0	9563,4	25,0
			419,0	0,0309	25,0	0,59		355,0	10985,4	25,0
711,0	25,0	19126,8	219,1	0,0102	16,0	0,31	14,2	355,0	3624,2	16,0
			298,5	0,0142	16,0	0,42		355,0	5041,0	16,0
			368,0	0,0177	16,0	0,52		355,0	6281,2	16,0
			419,0	0,0203	16,0	0,59		355,0	7191,2	16,0
711,0	14,2	11035,1	219,1	0,0066	10,0	0,31	25,0	355,0	2332,0	10,0
			298,5	0,0091	10,0	0,42		355,0	3217,5	10,0
			368,0	0,0112	10,0	0,52		355,0	3992,7	10,0
			419,0	0,0128	10,0	0,59		355,0	4561,4	10,0

NOTA: unidades em (mm)

Tabela 3.4 – Características das secções utilizadas.

4 RESULTADOS

A análise paramétrica realizada no decorrer deste projeto envolveu a análise de 600 modelos numéricos distintos. Como seria espectável, os resultados desta análise surgem na forma de curvas carga-deslocamento. Neste capítulo serão apresentadas as curvas carga-deslocamento resultantes dos ensaios numéricos anteriormente descritos no capítulo 3.3. É de prever que o comportamento deste tipo de ligações se assemelhe ao de uma ligação de eixo fraco, como tal a curva carga-deslocamento espectável assemelha-se ao traçado da curva anteriormente apresentada na Figura 2.10.

No Gráfico 4.1, Gráfico 4.2 e Gráfico 4.3 estão representadas algumas das inúmeras curvas carga-deslocamento obtidas através do cálculo numérico. Nestes gráficos apresentam-se as curvas carga-deslocamento referentes a diferentes carregamentos e a valores distintos para os parâmetros β e γ . Para a determinação do valor da carga última da ligação, utilizou-se o critério de deformação limite, critério este também adotado pelo IIW (Wardenier *et al.*, 2010). Como tal a carga última será referente a um deslocamento máximo de 3% d_0 . Neste projeto o diâmetro da corda é constante e toma o valor de 711mm, o que corresponde a um valor de 3% $d_0 = 21.33\text{mm}$.

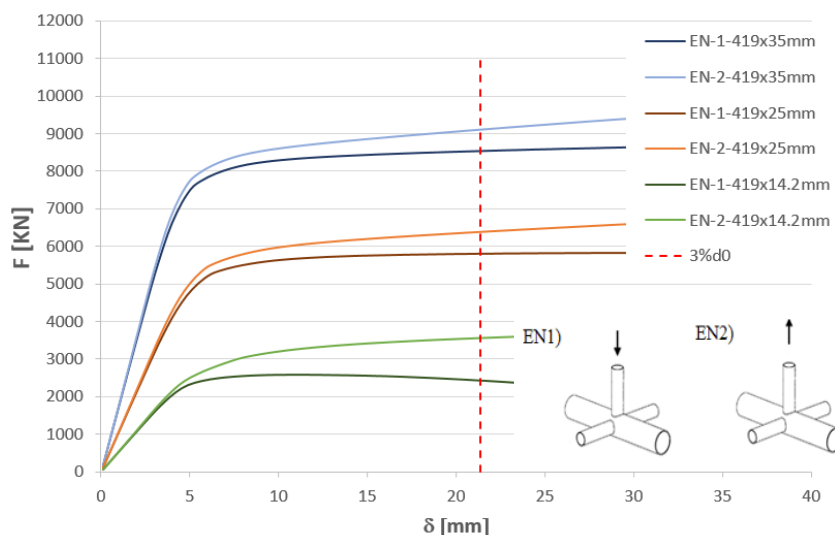


Gráfico 4.1 – Curva carga-deslocamento para o caso EN-1 (compressão) e EN-2 (tração) para $\beta=0.59$ sem carga na corda.

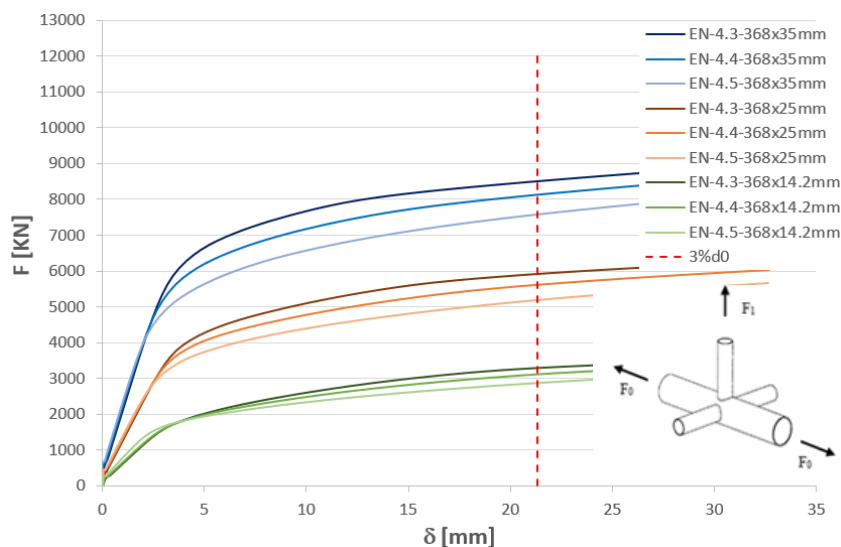


Gráfico 4.2 – Curva carga-deslocamento para o caso EN-4 para $\beta=0.52$ com carga na corda.

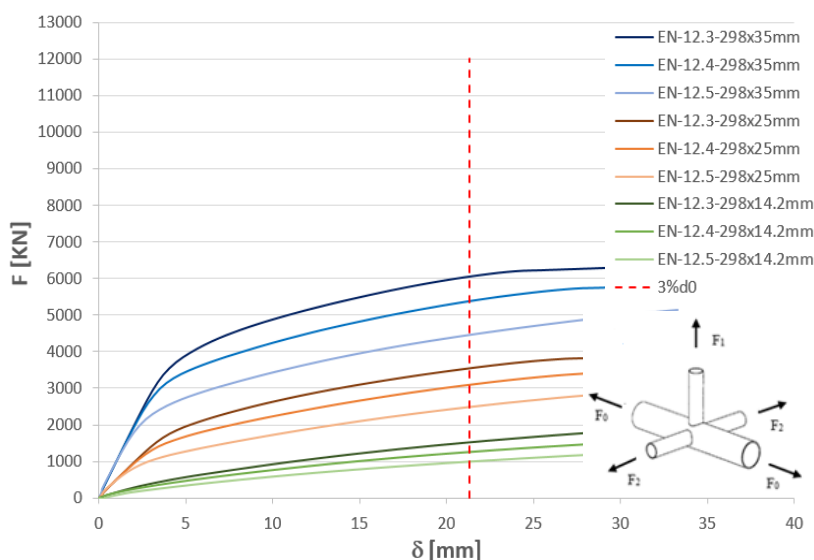
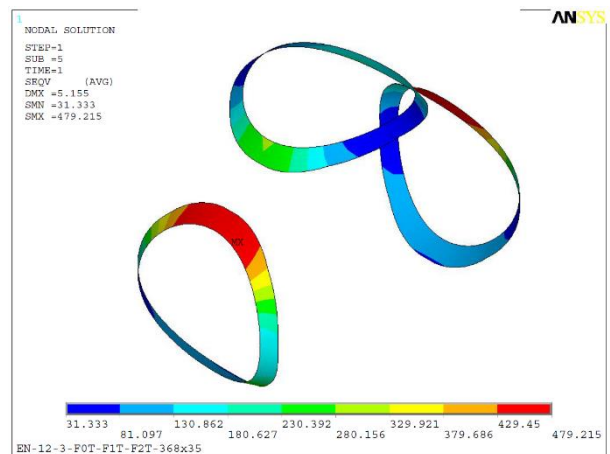
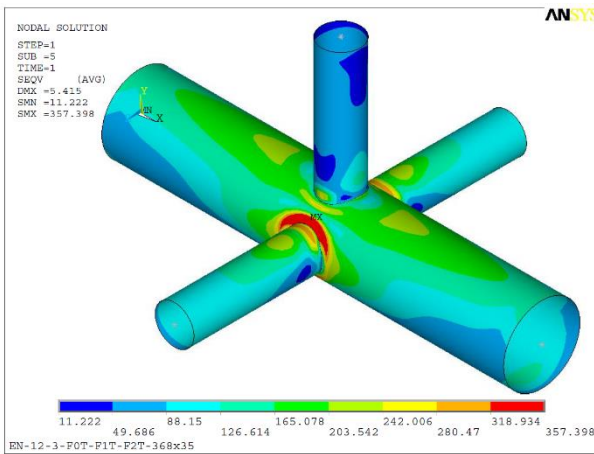
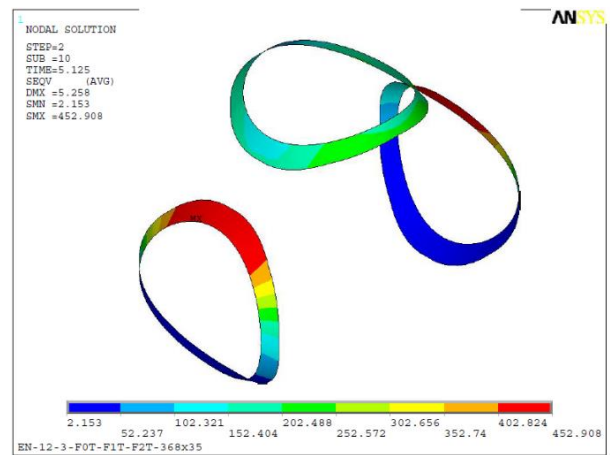
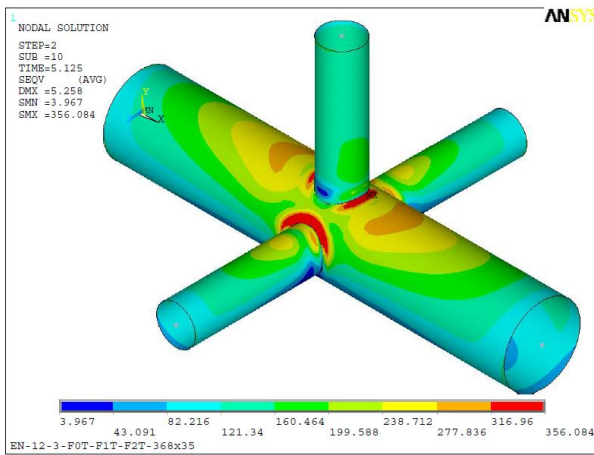


Gráfico 4.3 – Curva carga-deslocamento para o caso EN-12 para $\beta=0.42$ com carga na corda e nos montantes.

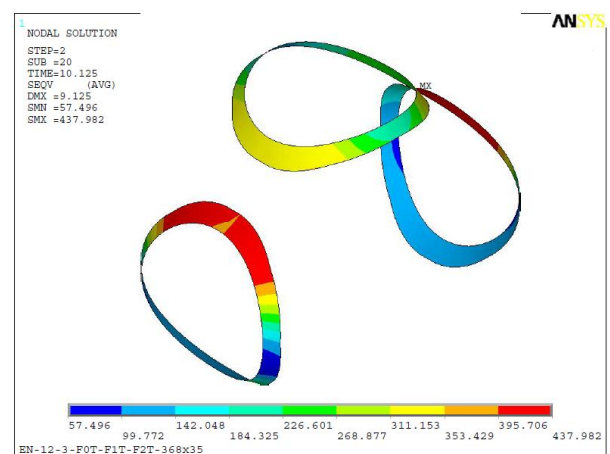
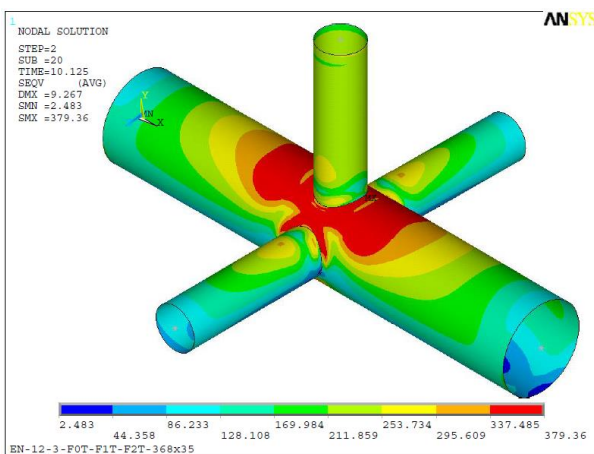
Para uma melhor compreensão da evolução da distribuição de tensões, durante o processo de carregamento da ligação, realizou-se um esquema ilustrativo (Figura 4.1) onde serão apresentadas a distribuição das tensões de Von Mises ao longo do carregamento da ligação. Neste esquema adotou-se por uma geometria de ligação com uma corda de 711x35mm, montantes de 368x25mm e a combinação de carregamento EN-12 com 30% Npl.



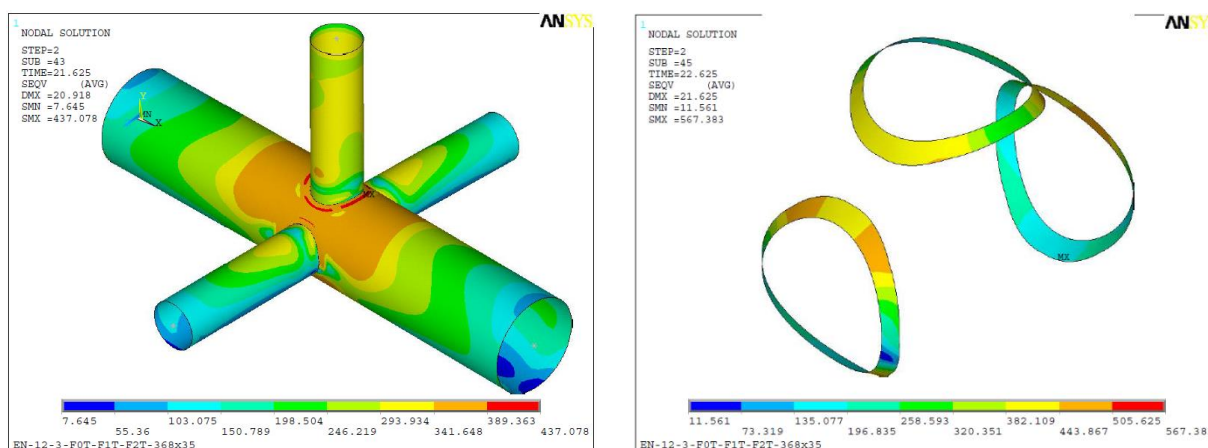
a) – Tensões de Von Mises para um carregamento $F_0= 26387,2$ kN; $F_1= 0,0$ kN e $F_2=9563,4$ kN.



b) – Tensões de Von Mises para um carregamento $F_0= 26387,2$ kN; $F_1= 2490,5$ kN e $F_2=9563,4$ kN.



c) – Tensões de Von Mises para um carregamento $F_0= F_0= 26387,2$ kN; $F_1= 4895,0$ kN e $F_2=9563,4$ kN.



d) – Tensões de Von Mises para um carregamento $F_0 = 26387,2$ kN; $F_1 = 6519,4$ kN e $F_2 = 9563,4$ kN.

Figura. 4.1 – Distribuição de tensões de Von Mises com o aumento do carregamento.

De acordo com a Figura 4.1 a) pode verificar-se que para um carregamento $F_1 = 0$ a ligação apresenta ligeiros indícios de plastificação devido à aplicação do carregamento na corda ($F_0 = 26387,2$ kN) e no montante horizontal ($F_2 = 9563,4$ kN). Após a aplicação incremental deste carregamento procedeu-se à aplicação de um carregamento no montante vertical F_1 .

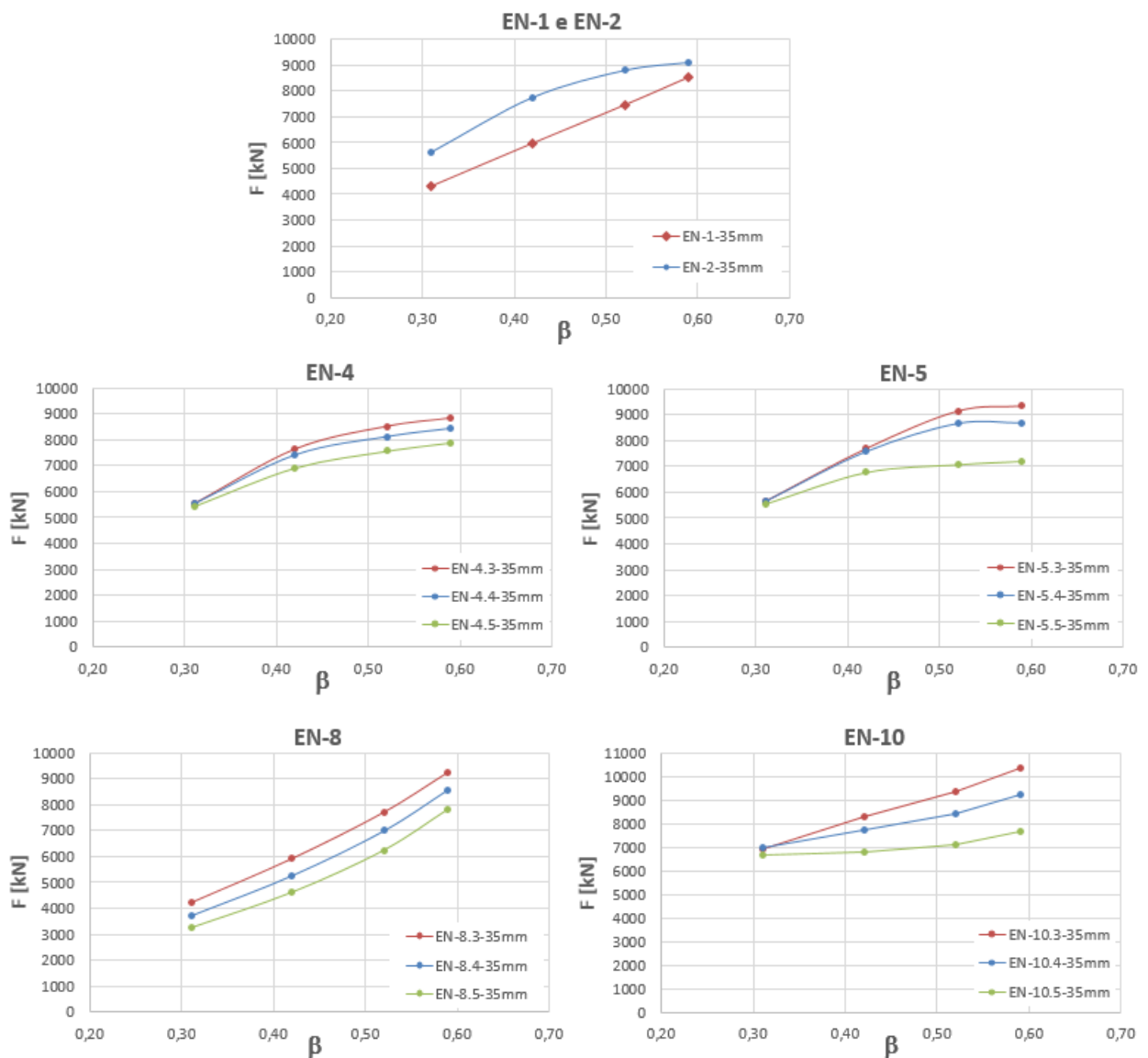
Para um valor de $F_1 = 2490,5$ kN verifica-se um aumento gradual das tensões na face superior da corda, como ilustra a Figura 4.1 b), ainda assim não há grandes indícios de plastificações. Aquando o aumento da carga F_1 para um valor de 4895,0 kN (Figura 4.1 c)) verifica-se um grande aumento da área plastificada da secção da corda, o que faz prever uma rotura da ligação devido a plastificação da face da secção deste elemento. Para um carregamento $F_1 = 6519,4$ kN verifica-se uma grande plastificação em grande parte da superfície da corda (Figura 4.1 d)), o que nos permite concluir que o mecanismo de rotura é efetivamente a plastificação da face da corda. Este facto vem ainda justificar as grandes deformações que ocorrem na superfície da corda nesta fase.

É de salientar o facto do cordão de soldadura não apresentar uma distribuição de tensões homogénea ao longo de todo o seu comprimento, como se torna evidente na observação da Figura 4.1. Este fenómeno já foi anteriormente estudado em 2005 por Packer e Cassidy (*cit. Matos (2008)*).

4.1 Parâmetro β

Neste capítulo será analisada a influência do parâmetro β na resistência e na rigidez inicial da ligação. A nomenclatura adotada para os modelos numéricos neste capítulo sofreram uma pequena alteração à anteriormente apresentada no capítulo 3.3, neste caso como está a ser estudada a variação do parâmetro β , o diâmetro dos montantes (d_1 e d_2) deixa de estar presente na nomenclatura, passando a ser representado pela abcissa do gráfico sob o valor de $\beta = \frac{d_1}{d_0}$.

No Gráfico 4.4 faz-se uma análise à influência do parâmetro β na resistência numérica (referentes a um deslocamento de 3% d_0) com a variação dos valores da carga aplicada (0% N_{pl} , 30% N_{pl} , 40% N_{pl} e 50% N_{pl}) obtidos para algumas das combinações de carregamentos.



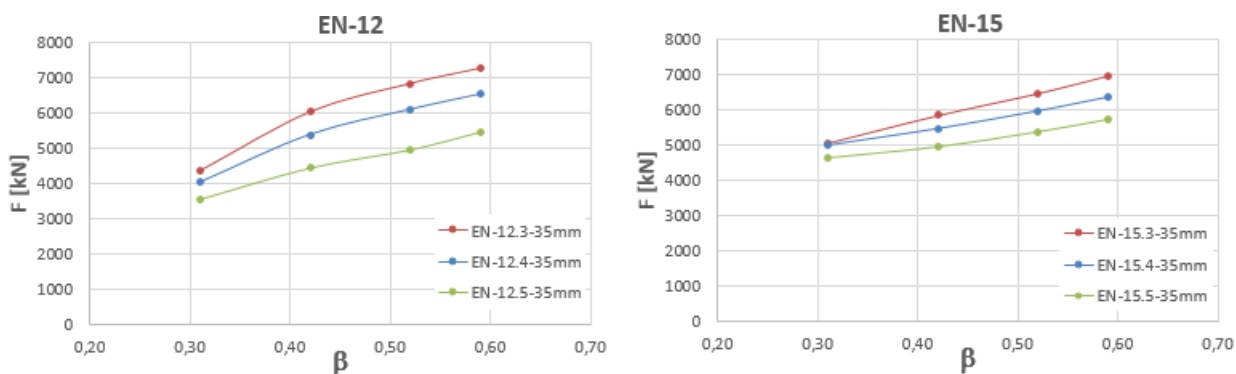
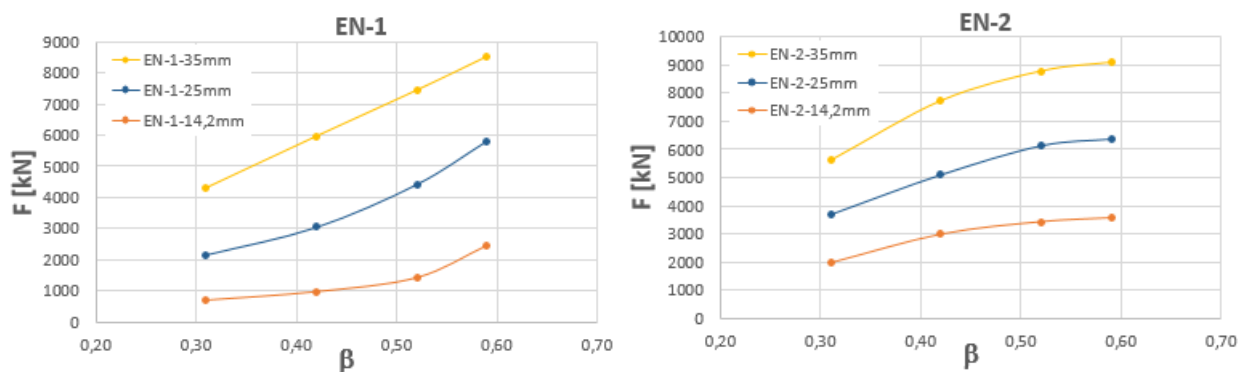


Gráfico 4.4 – Influência do parâmetro β na resistência numérica para $\gamma = 10,2$ com carregamentos de 0%, 30%, 40% e 50% de N_{pl} para as diferentes combinações de carregamentos.

Das curvas apresentadas nos Gráfico 4.4, pode-se constatar que parâmetro β tem naturalmente uma contribuição substancial para a resistência numérica da ligação. Dos gráficos anteriormente enunciados, pode concluir-se como seria espectável que para toda a gama de espessuras e combinações de carregamentos analisadas, o aumento do parâmetro β conduz a um acréscimo de resistência numérica na ligação.

Verificou-se também que a diminuição da percentagem da carga plástica aplicada, estava relacionada com a diminuição da resistência numérica da ligação. Este fenómeno torna-se menos pronunciado com a diminuição do valor do parâmetro β .

No Gráfico 4.5 faz-se uma análise à influencia do parâmetro β na variação da resistência numérica (referentes a um deslocamento de 3% d_0) para os diversos valores de γ , obtidos para algumas das combinações de carregamentos.



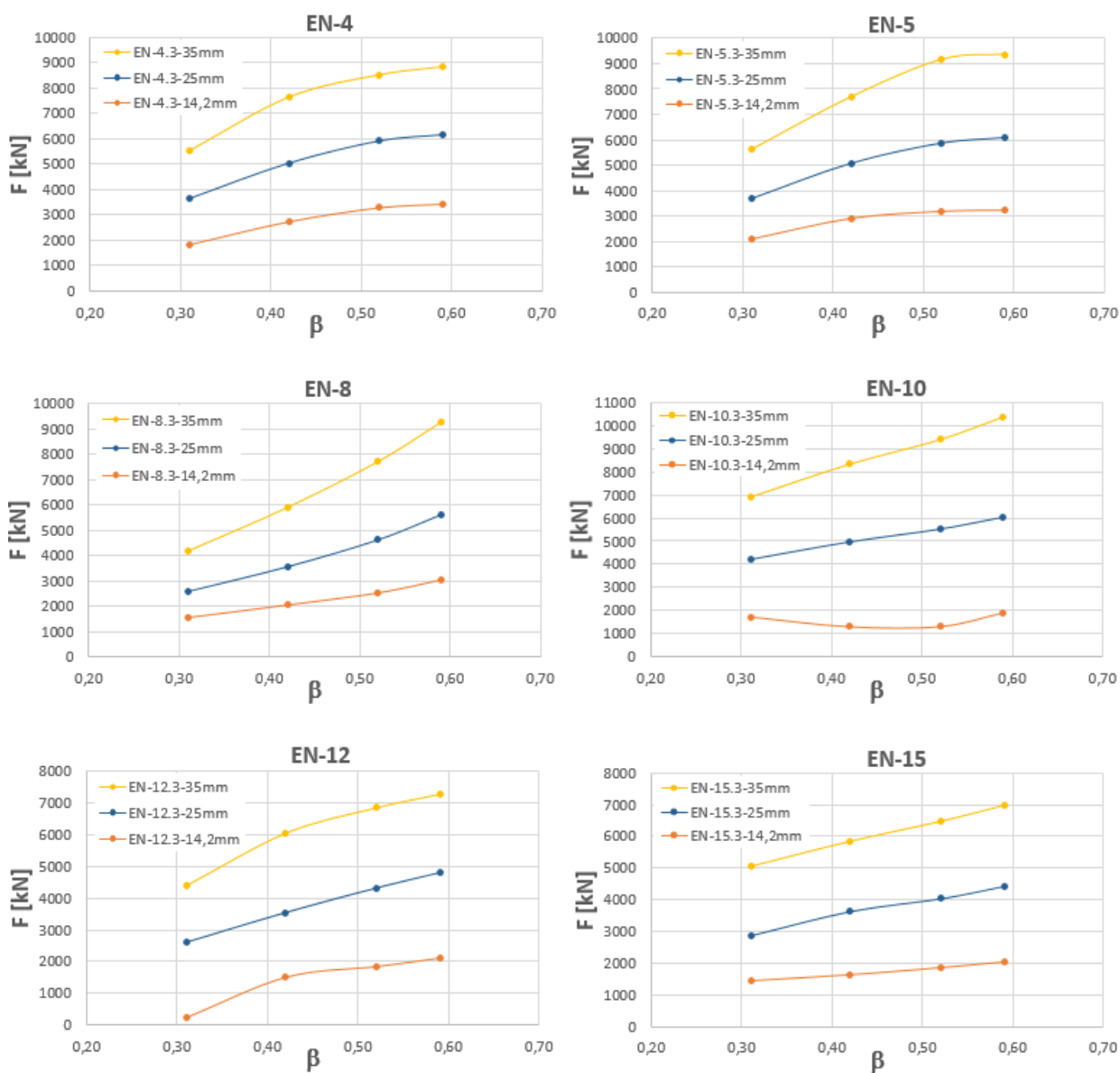
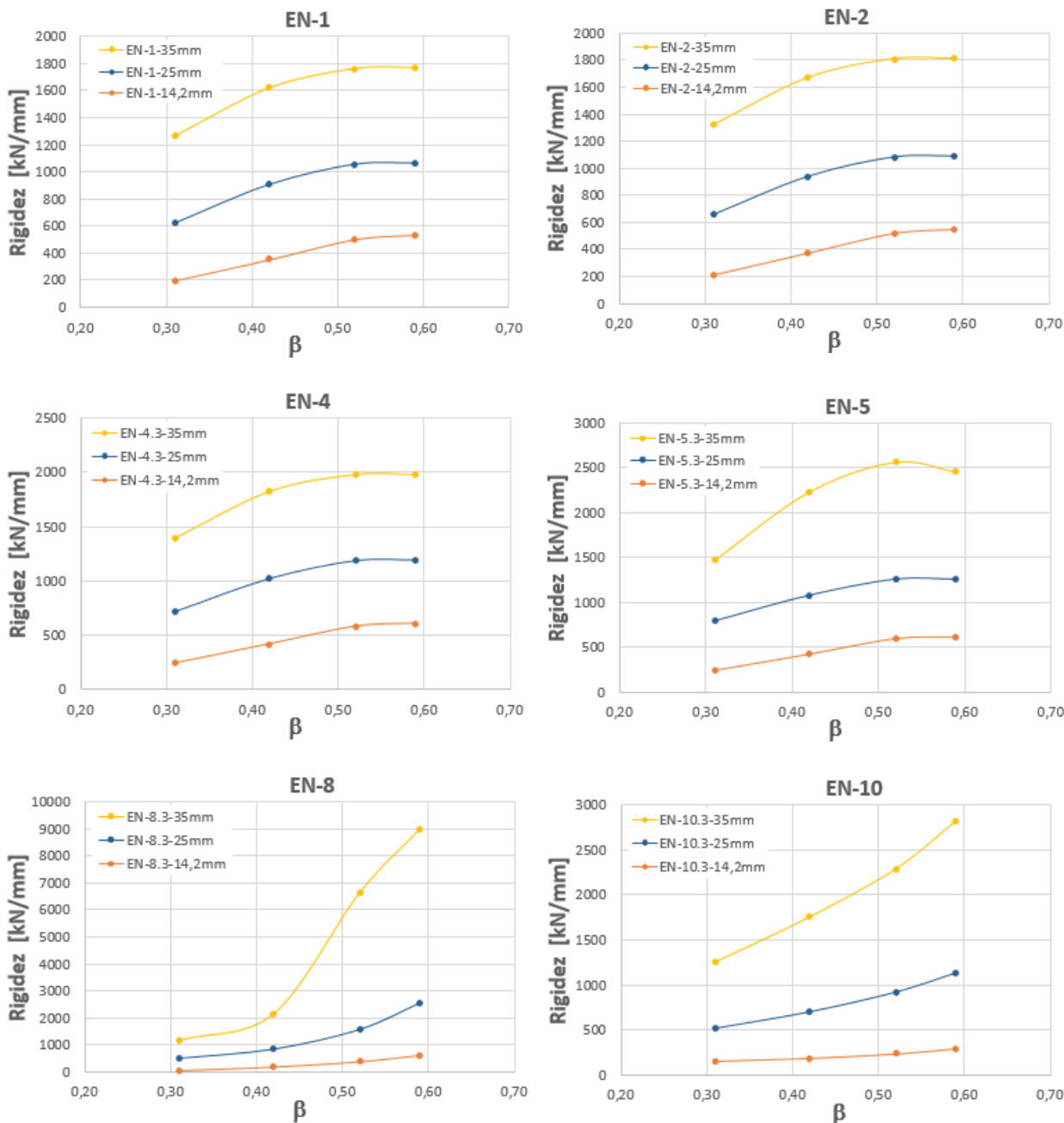


Gráfico 4.5 – Influência do paramento β na resistência numérica com um carregamento F_0 e F_2 de 0% e 30% N_{pl} para valores de $\gamma=10,2$; 14,2 e 25,0 para as diferentes combinações de carregamentos.

Como se pode observar dos Gráfico 4.5 há uma diminuição da capacidade resistente com o aumento do parâmetro γ . Verifica-se ainda que a resistência da ligação em estudo é notoriamente superior nos casos em que o carregamento axial atua apenas numa das direções, isto é, no caso de existir apenas carregamento F_1 e F_2 ou F_1 e F_0 . Tal facto deve-se naturalmente à existência de um pré-esforço na ligação que confere uma maior resistência e rigidez inicial à ligação. Contudo nos casos em que são aplicados carregamentos em todos os elementos da

ligação (EN-11 a EN-18) este fenómeno deixa de existir devido á grande concentração de tensões na zona da ligação, o que provoca naturalmente a rápida plastificação da face da corda.

Um parâmetro também muito importante para o dimensionamento de ligações tubulares é a rigidez inicial. Para facilitar a análise deste parâmetro é apresentada no Gráfico 4.6, a variação do valor da rigidez inicial com o parâmetro β para as diferentes geometrias e combinações de carregamentos.



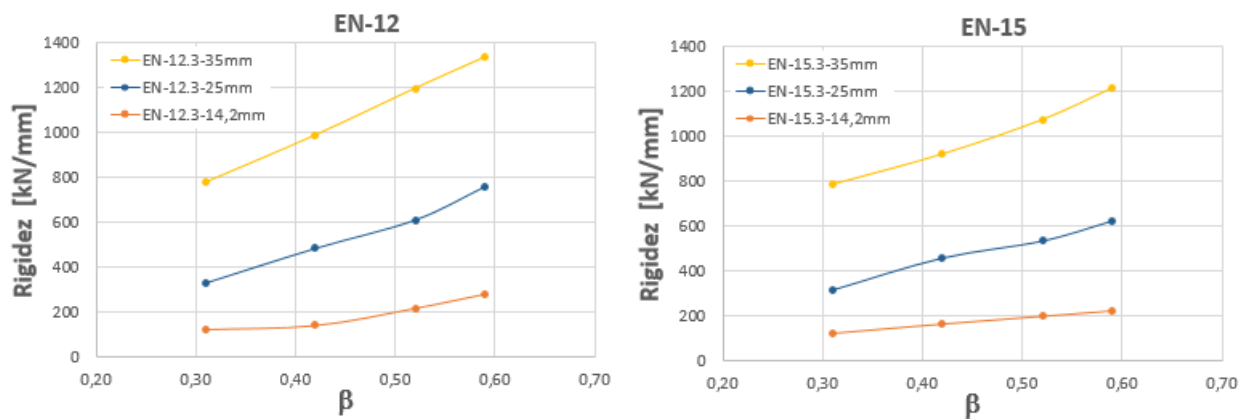


Gráfico 4.6 – Influência do parâmetro β na rigidez inicial com um carregamento F_0 e F_2 de 0% e 30% N_{pl} para valores de $\gamma=10,2$; 14,2 e 25,0 para as diferentes combinações de carregamentos.

Da observação dos resultados apresentados no Gráfico 4.6 verifica-se que a rigidez inicial da ligação em estudo tende a ser superior nos casos em que o carregamento axial atua apenas numa das direções, isto é no caso de existir apenas carregamento F_1 e F_2 ou F_1 e F_0 . Nas combinações de carga onde os carregamentos atuam em simultâneo, é notória a diminuição de rigidez inicial em relação aos restantes casos de carga. Observou-se ainda que a rigidez inicial da ligação mantém-se praticamente constante para os diferentes valores de carga analisados (0% N_{pl} , 30% N_{pl} , 40% N_{pl} e 50% N_{pl}).

4.2 Parâmetro γ

O parâmetro γ à semelhança do parâmetro β tem uma influência considerável na resistência e na rigidez inicial da ligação. Essa influência tornar-se-á evidente através da observação das curvas apresentadas no decorrer deste capítulo. A nomenclatura adotada para os modelos numéricos neste capítulo sofre uma pequena alteração à semelhança do sucedido no capítulo 4.1. Contudo nesta fase serão avaliadas as variações do parâmetro γ , conseqüentemente a espessura da secção deixa de estar presente na nomenclatura, passando a ser representada pela abcissa do gráfico sob o valor de $\gamma = \frac{d_0}{2t_0}$.

No Gráfico 4.7 faz-se uma análise à influência do parâmetro γ nos valores da resistência numérica (referentes a um deslocamento de 3% d_0) e a variação dos valores da carga aplicada (0% N_{pl} , 30% N_{pl} , 40% N_{pl} e 50% N_{pl}) obtidos para algumas das combinações de carregamentos.

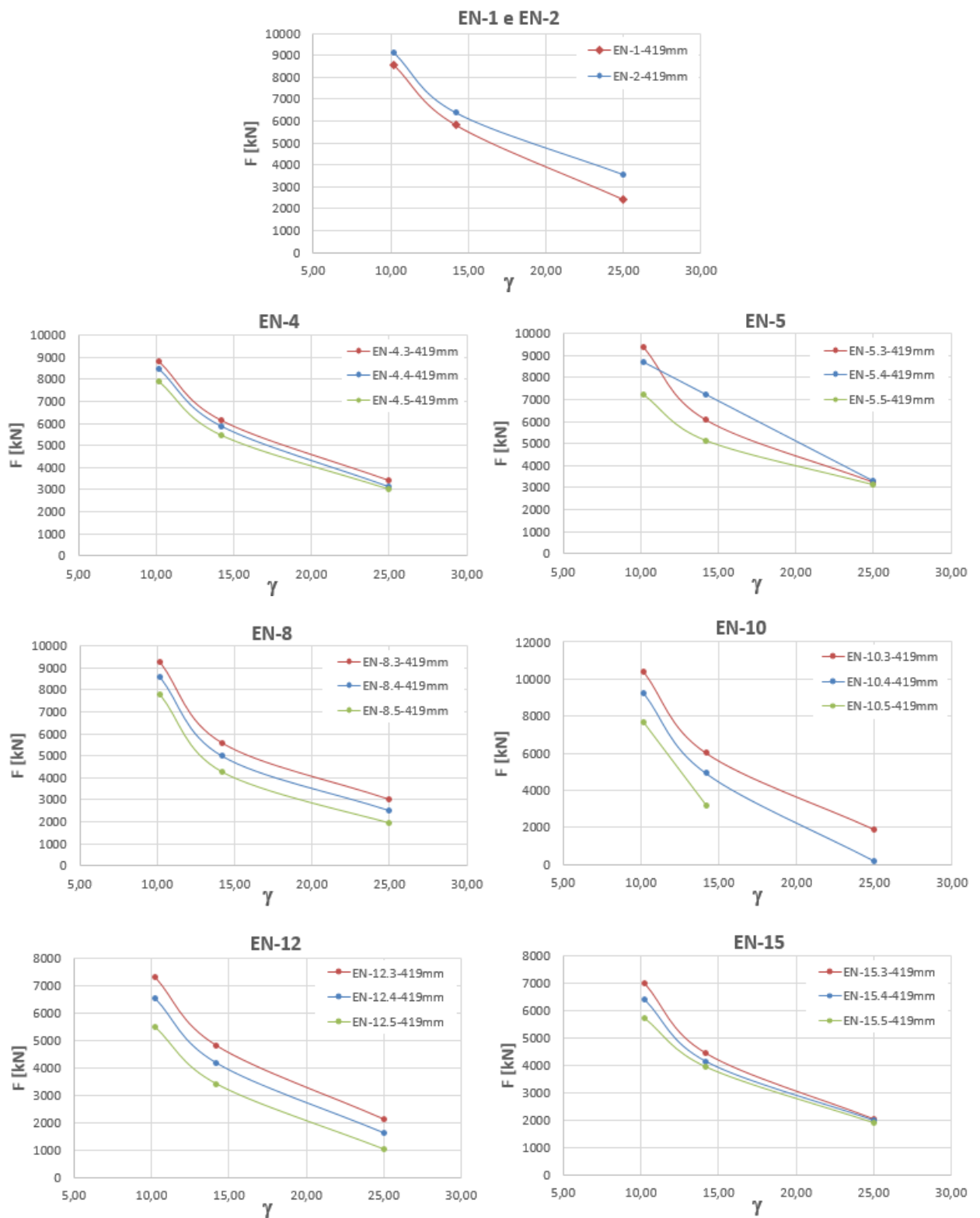
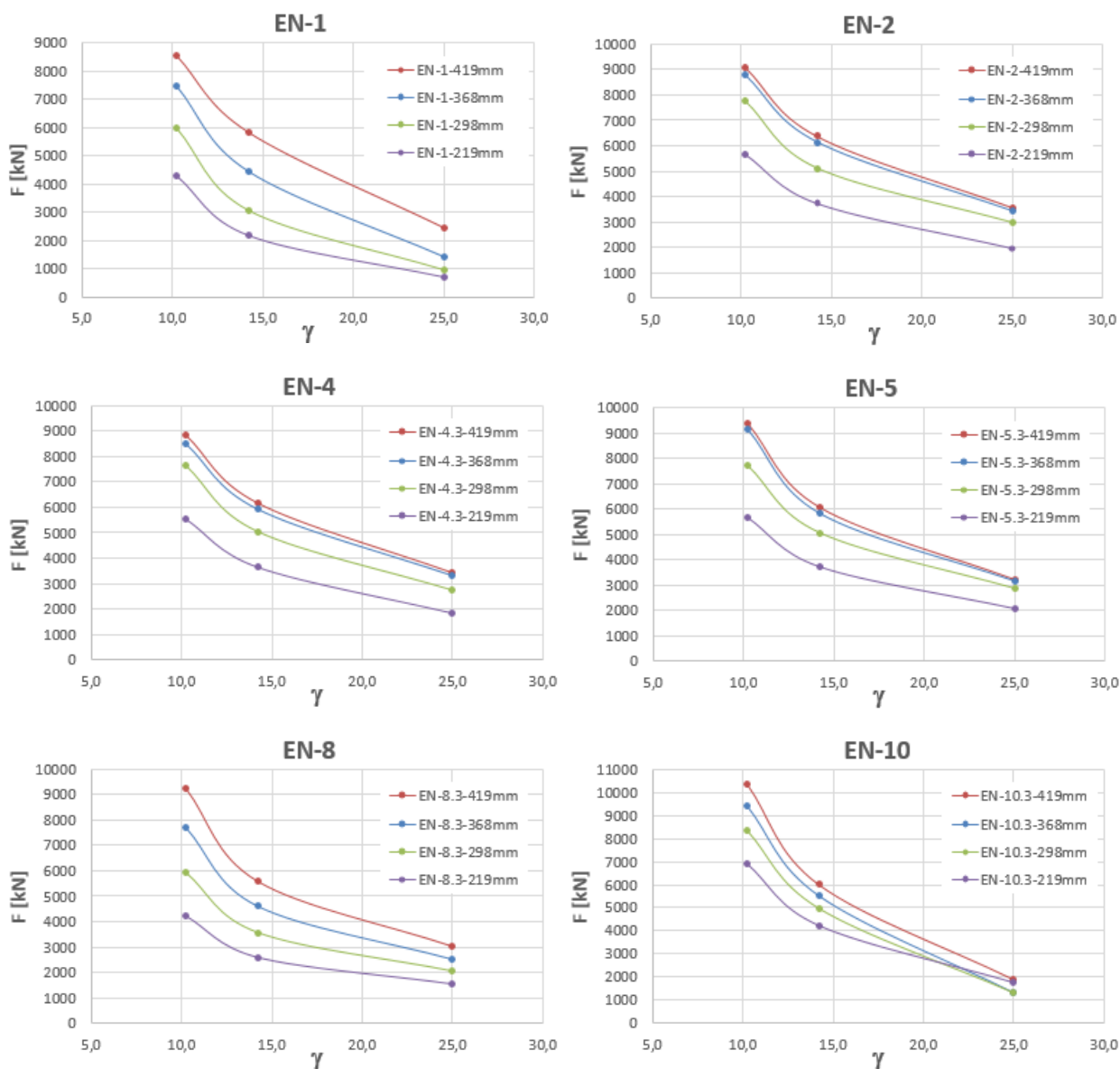


Gráfico 4.7 – Influência do paramento γ na resistência numérica para $\beta = 0,59$ com carregamentos de 0%, 30%, 40% e 50% de N_{pl} para as diferentes combinações de carregamentos.

Ao analisar os resultados apresentados no Gráfico 4.7, verifica-se para algumas das geometrias analisadas (ex: EN-10) a ausência de resultados, tal facto deve-se á ocorrência da plastificação da corda antes da aplicação da carga no montante vertical (F_1). Esta evidência ocorre essencialmente nas geometrias em que a espessura toma o valor de 14.5mm ($\gamma=25,0$) e um carregamento de 50% N_{pl} .

Em seguida apresenta-se, no Gráfico 4.8, as variações da resistência numérica para os diferentes valores do parâmetro γ .



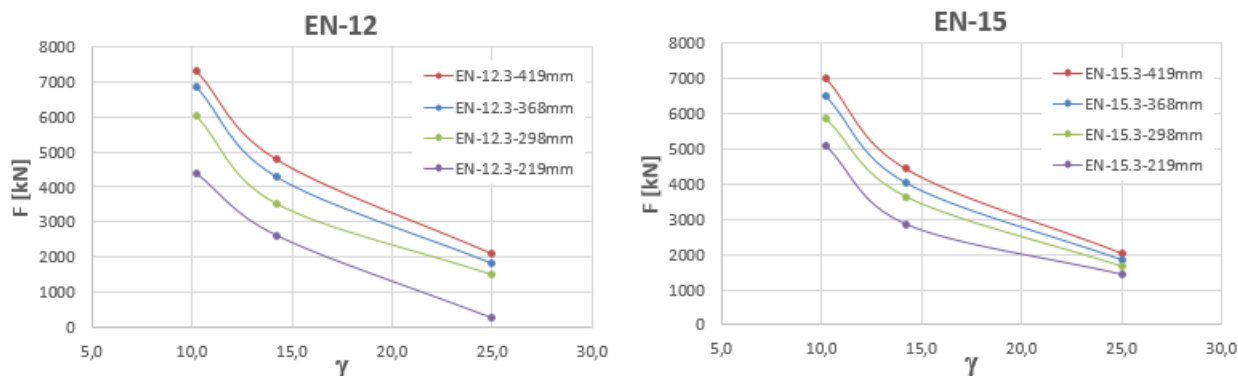
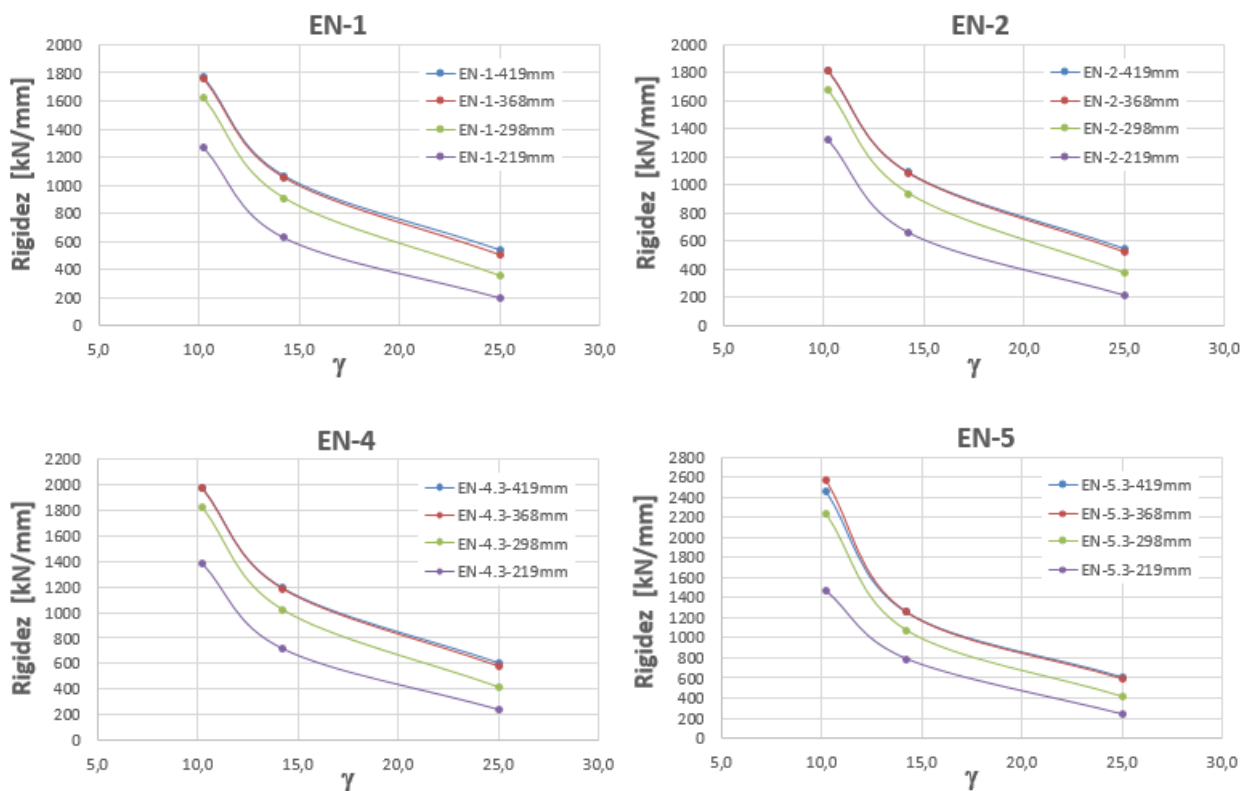


Gráfico 4.8 – Influência do parâmetro γ na resistência numérica com um carregamento F_0 e F_2 de 0% e 30% N_{pl} para valores de $\beta = 0,59; 0,52; 0,42$ e $0,31$ para as diferentes combinações de carregamentos.

Do gráfico 4.8 pode concluir-se que com o aumento do parâmetro γ a resistência da ligação vai-se tornando menos expressiva para os diferentes valores β .

De seguida, à semelhança do ilustrado no Gráfico 4.6 realizou-se o Gráfico 4.9, contudo desta vez avaliou-se a variação do valor da rigidez inicial em função do parâmetro γ para as diferentes geometrias e combinações de carregamentos.



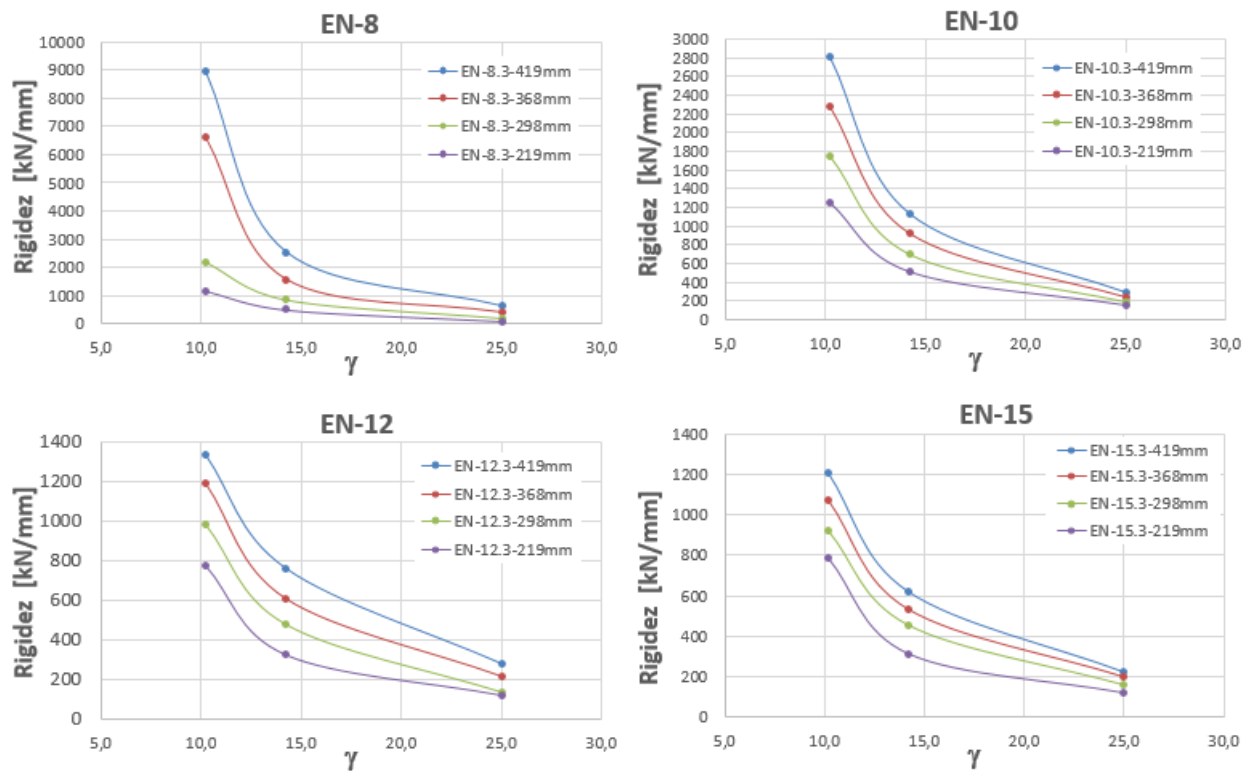


Gráfico 4.9 – Influência do parâmetro γ na rigidez inicial com um carregamento F_0 e F_2 de 0% e 30% N_{pl} para valores de $\beta = 0,59; 0,52; 0,42$ e $0,31$ para as diferentes combinações de carregamentos.

Analisados os resultados apresentados no Gráfico 4.9 verifica-se que a rigidez inicial da ligação em estudo apresenta valores mais elevados com a diminuição do γ . É de notar que a rigidez inicial não apresenta grandes variações no que toca a cargas de compressão e tração na corda.

5 CONCLUSÕES

Com este projeto, objetivou-se dar um contributo para o conhecimento do comportamento de ligações tubulares “TX” entre perfis CHS. A metodologia adotada foi 100% numérica, foram modelados numericamente 600 modelos distintos, com o objetivo de analisar o comportamento da ligação para os diferentes valores do parâmetro β e γ , segundo 18 combinações de carregamento diferentes.

O modelo foi devidamente calibrado através de resultados experimentais anteriormente realizados por *Choo et al.* (2005) como descrito no Capítulo 3.2. Nesta calibração obteve-se uma boa aproximação entre as curvas carga-deslocamento obtidas experimentalmente e numericamente, o que vem validar a fiabilidade dos resultados numéricos.

A resistência numérica da ligação foi uma das variáveis determinadas nesta análise. Das curvas apresentadas nos gráficos do Capítulo 4, pode-se constatar que parâmetro β tem naturalmente uma contribuição substancial para a resistência numérica da ligação. Verificou-se como seria espectável que o aumento do parâmetro β conduzia a um acréscimo de resistência numérica na ligação. Verificou-se ainda que a diminuição da percentagem da carga plástica aplicada estava relacionada com a diminuição da resistência numérica da ligação. Este fenómeno torna-se menos pronunciado com a diminuição do valor do parâmetro β .

É de notar que nos modelos onde se aplicaram cargas de $0,5N_{pl}$ verificaram-se reduções consideráveis na resistência da ligação quando comparado com a situação de menor carga na corda e no montante horizontal. Tal facto pode ser dever-se à quase plastificação das secções da corda mesmo antes da aplicação da carga no montante vertical como tal será necessário um incremento muito menor dessa carga para ocorrer a plastificação da face da secção da corda. Dada a plastificação antecipada da face da corda, não nos foi possível obter dados para um deslocamento de $3\%d_0$, facto este que é notório para geometrias de ligação em que $\gamma=25,0$ e para carregamentos de $50\% N_{pl}$.

Foi estudada a influência dos parâmetros β e γ na rigidez inicial ($S_{j,ini}$) da ligação e concluiu-se que, à semelhança do que acontece no caso da resistência, a rigidez inicial cresce com o

aumento de β e com a diminuição de γ . Da observação dos resultados apresentados no Capítulo 4. Verificou-se que a rigidez inicial da ligação tende a manter-se praticamente constante para os diferentes valores de carga analisados ($0\%N_{pl}$, $30\%N_{pl}$, $40\%N_{pl}$ e $50\%N_{pl}$).

Recorrendo a análises semelhantes ou com recurso ao grande número de resultados obtidos no decorrer desta análise paramétrica poderiam ser realizados diversos projetos que poderiam trazer novas contribuições para a compreensão do comportamento deste tipo de ligação. Poderão ser desenvolvidos novos projetos que possam englobar aspetos como:

- Determinação da rigidez plástica através de um modelo de linhas de rotura para ligações entre perfis tubulares.
- Com os resultados obtidos neste projeto seria interessante aplicar a inteligência artificial para que fosse possível computacionalmente prever a resistência e a rigidez inicial deste tipo de ligações segundo diversos parâmetros geométricos.
- Dada a grande utilização de perfis tubulares na indústria *Offshore* seria interessante o estudo do comportamento de ligações entre estes perfis sob o efeito de cargas cíclicas provocadas pelas ondas do mar.

6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABAQUS – ABAQUS/Standard e ABAQUS/CAE User’s Manual version 6.5.1 (1998) – ABAQUS, Inc. – Rhode Island, United States of America.
- Ansys 12.1 ®, ANSYS (2001) - Inc. Theory Reference.
- CBI, (14/05/2014). <http://www.cbi.com/project-profiles/skarv-idun-fpso>
- Chan, T. K., Soh, C. K., Fung, T. C., (1998), “ Experimental Study of a Full-Scale Multiplanar Tubular TX Joints”. Proceedings 8th Int. Symposium on Tubular Structures, Singapore.
- Choo, Y. S., van der Vegte, G. J., Zettlemoyer, N., Li, B. H., and Liew, J.Y. R. (2005). “Static strength of T-joints reinforced with doubler or collar plates. I: Experimental investigations.” Journal of Structural Engineering, Vol. 131, nº 1. ASCE, ISSN 0733-9445/2005/1-119-128.
- Choo, Y. S. et al. (2003). “Static strength of thick-walled CHS X-joints - Part I. New approach in strength definition”, Journal of Constructional Steel Research, vol.59, p. 1201-1228.
- Chiew, S. P.; Lie, S. T.; Lee, C. K.; Huang, Z. W., (2004).”Fatigue Performance of Cracked Tubular T Joints under Combined Loads I: Experimental”, Journal of Structural Engineering, Vol. 130, Nº 4, p. 562-571, ASCE.
- Chiew, S.P., Gupta, A., Wu, N.W. (2001). “Neural network-based estimation of stress concentration factors for steel multiplanar tubular XT-joints.” Journal of Constructional Steel Research, vol. 57, p. 97-112.
- Chiew, S.P., Soh, C.K., Members, ASCE, and Wu, N.W., (1999) “Experimental and numerical stress analyses of Tubular TX-Joints” Journal of Structural Engineering, p. 1239-1248.
- Eurocode 3, ENV 1993-1-1 (2010): “Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings”. CEN, European Committee for Standardisation, Brussels.
- Eurocode 3, ENV 1993-1-8 (2010): “Design of steel structures - Part 1-8: Design of Joints”. CEN, European Committee for Standardisation, Brussels.
- Flickr, (14/05/2014). <https://www.flickr.com/photos/sbacca/3929799446/in/gallerya-delinavizoso-72157622287149697/>

-
- ISO/CD, (1999). “Petroleum and natural gas industries – offshore structures – Part 2”: fixed offshore structures, ISO/CD 13819-2.
- ISO (International Standards Organisation),(2004). “Petroleum an natural gas industries. Fixed steel offshore platforms” Draft standard ISO/DIS 19902.
- ISO (International Standards Organisation),(2013). “Static design procedure for welded hollow-section joints - Recommendations” First edition ISO 14346:2013(E).
- Koning, C.H.M.; Wardenier, J.; (1981). “The Static Strength of CHS K-Joints”, TNO-IBBC Report BI-81-35/63.5.5470, Stevin Report 6-81-13, Delft, the Netherlands.
- Korol, R.; Mirza, F., (1982), “Finite Element Analysis of RHS T-Joints”, Journal of the Structural Division, ASCE, vol.108, p. 2081-2098.
- Kosteski, N., Packer, J.A. e Puthli, R.S., (2003) “A finite element method based yield load determination procedure for hollow structural section connections”, Journal of Constructional Steel Research, vol. 59, p. 453-471.
- Kurobane, Y., Ogawa, K. Ochi, K., Y. Makino, Y., (1986),” Local Buckling of Braces in Tubular K-Joints”, Thin-Walled Structures, vol. 4, p. 23-40.
- Lee, M. M. K.(1999), “Strength, stress and fracture analyses of offshore tubular joints using finite elements, Journal of Constructional Steel Research”, vol. 51, pp. 265-286.
- Lee, M. M. K.; Wilmshurst, S. R., (1995).”Numerical modelling of CHS Joints with multiplanar double-K configuration”. Journal of Constructional Steel Research, vol. 32. p. 281-30.
- Lei, Z., Yongjiu, S., Hong, C. (2006) “Influence of loading path on Axial Strength of Circular Tubular TX-Joints” Department of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China.
- Lima, L.R.O., Neves, L.F.C, Silva, J.G.S. e Vellasco, P.C.G.S., (2005) “Análise paramétrica de ligações “T” com perfis tubulares em aço através de um modelo de elementos finitos”,Proceedings of the XXVI Iberian Latin-American Congresso n Computational Methods in Engineering – CILAMCE, Brazilian Assoc. for Comp. Mechanics (ABMEC) & Latin-American Assoc. of Comp. Methods in Engineering (AMC), Guarapari, Espírito Santo, Brazil.
- Liu, Y. and Deng, P.,(2011), “FEM analysis of CHS X-Joints on the effect of out-of-plane bending performance”, International Conference on Multimedia Technology ICMT, p. 3968-3971.
- Lu, L.H., de Winkel, G.D., Yu, Y., Wardenier, J., (1994), “Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints”, 6th International Symposium on Tubular Structures, Melbourne, Australia, p. 341-347
-

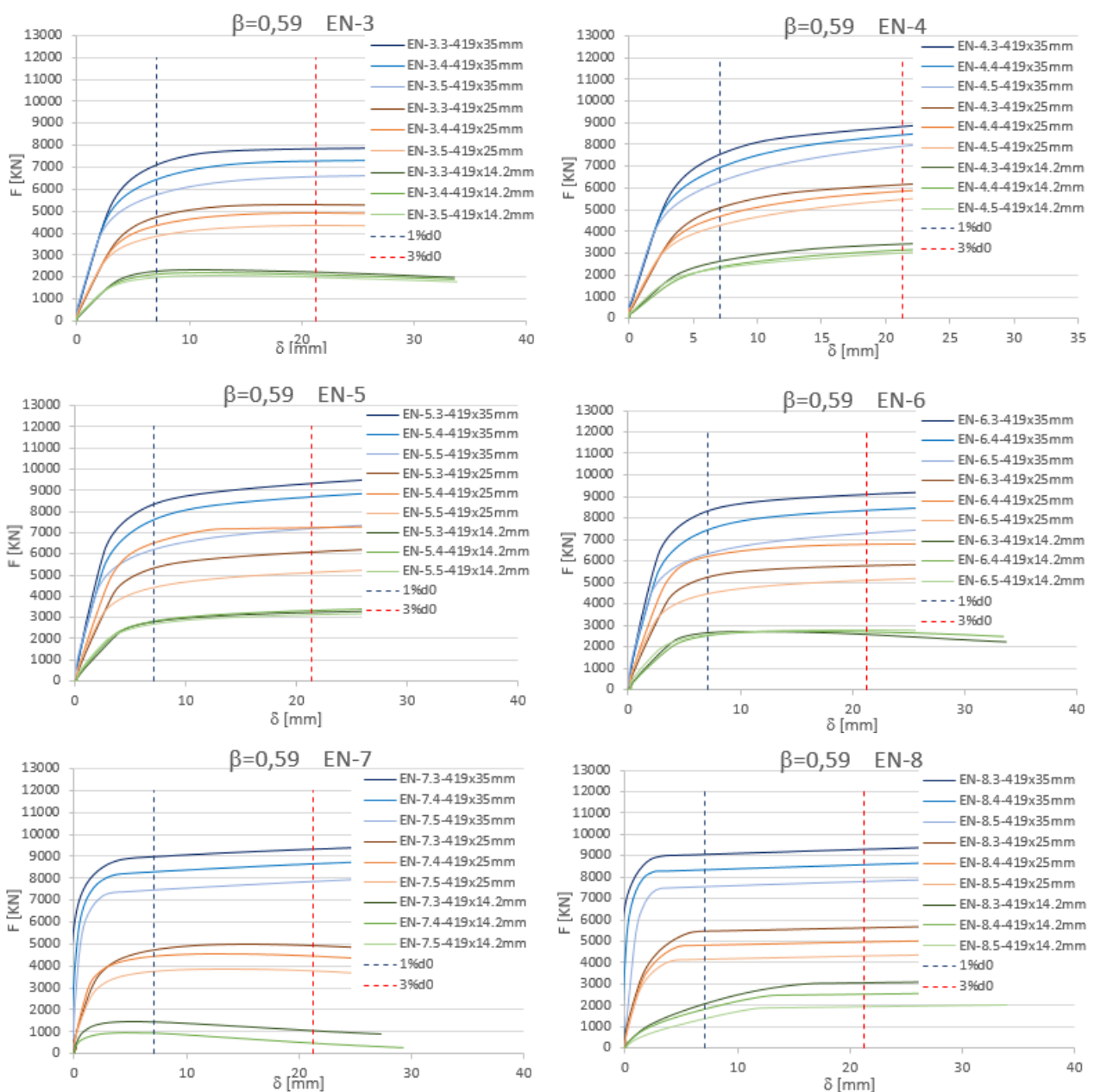
-
- Mashiri, F. R.; Zhao, X. L., (2003). Plastic Mechanism Analysis of Welded Thin-Walled T-Joint Madeupof Circular Braces and Square Chords under In-Plane Bending. Australia: Monash University, Department of Civil Engineering.
- Matos, RMMP (2008). "Avaliação Paramétrica da Resistência de Nós de Geometria "T" de Perfis Tubulares". Tese de Mestrado, Departamento de Engenharia Civil da Universidade de Coimbra, Coimbra.
- Neves, L.C., (2004) "Comportamento monotónico e cíclico de ligações de eixo fraco e tubulares em estruturas metálicas e mistas aço-betão", Tese de Doutoramento, Univ. de Coimbra.
- Offshore-technology, (14/05/2014). <http://www.offshore-technology.com/projects/didon-field/didon-field1.html>
- Oil and gas technology, (14/05/2014). <http://www.oilandgastechnology.net/upstream-news/subsea-7-hallin-marine-kick-indian-project>
- Oliveira, A. E. C., Nobre, D. S., Lima, L.R.O., Vellasco, P.C.G.S., Silva, J.G.S., (2008). "Comportamento de ligações tipo T entre perfis CHS sujeitas a esforços axiais no banzo". Departamento de Estruturas e Fundações, UERJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- Packer, J. A.; Henderson, J. E.; Wardenier, J., (1992), "Load and Resistance Factor Design of Welded Box Section Trusses". Engineering Journal / American Institute of Steel Construction.
- Pedroc, (14/05/2014). <http://www.pedroc.com.br/galeria.asp?id=15>
- Power-technology, (14/05/2014). <http://www.powertechnology.com/contractors/renewable/owec-tower/>
- Rautaruukki oyj, H. V., (1998). "Design Handbook for Rautaruukki Structural Hollow Sections". Hämeenlinna.
- Rasmussen, K. J. R.; Hasham, A. S., (2001). "Tests of X- and K-Joints in CHS Stainless Steel Tubes". Journal of Structural Engineering, ASCE, 1183-1189.
- 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.
- Silva, V. D. (2002). "Introdução á Análise Não-Linear de Estruturas". Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra, Departamento de Engenharia Civil, Coimbra.
-

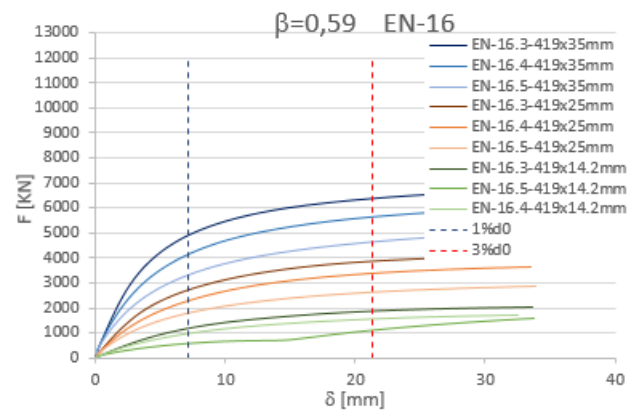
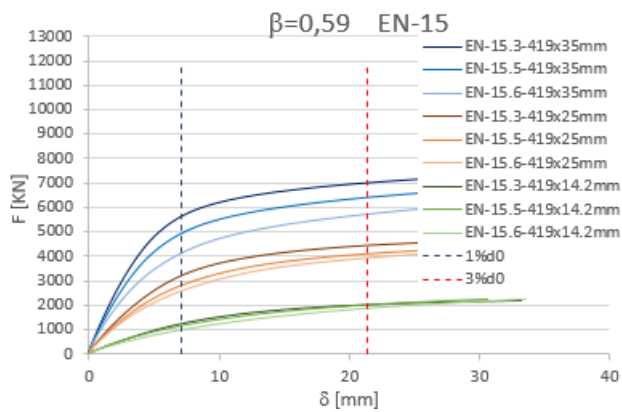
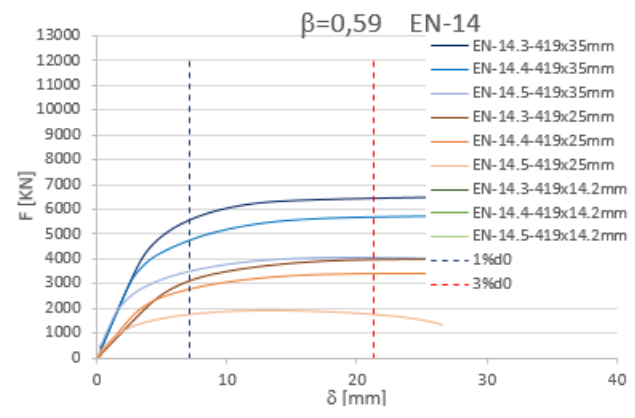
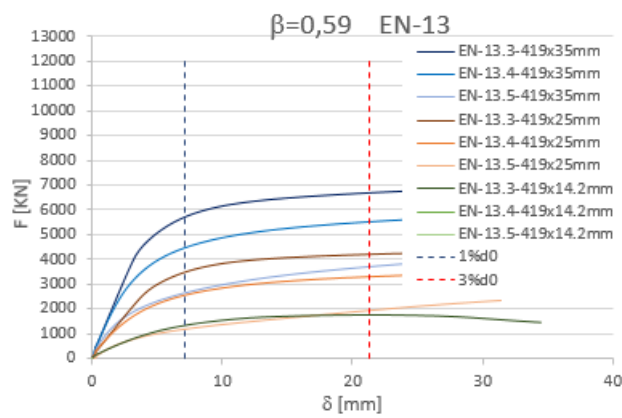
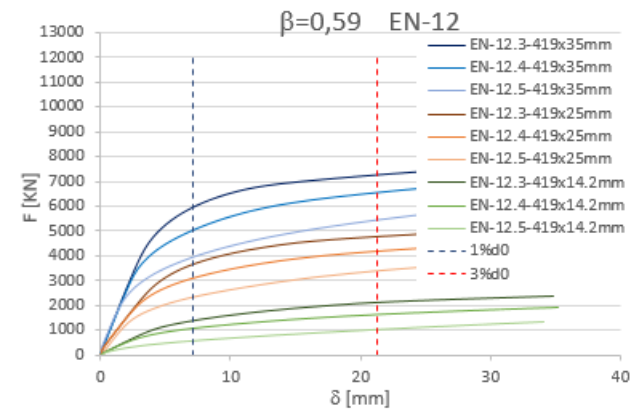
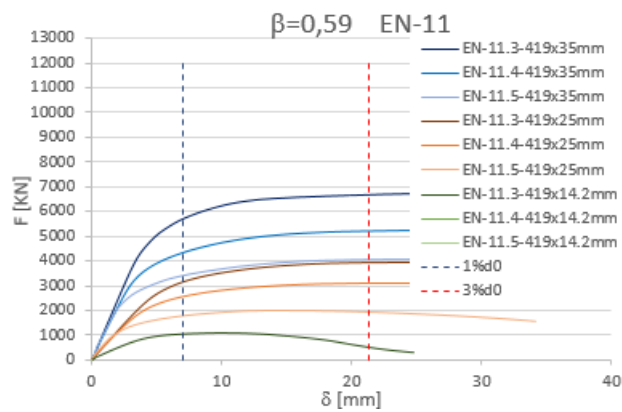
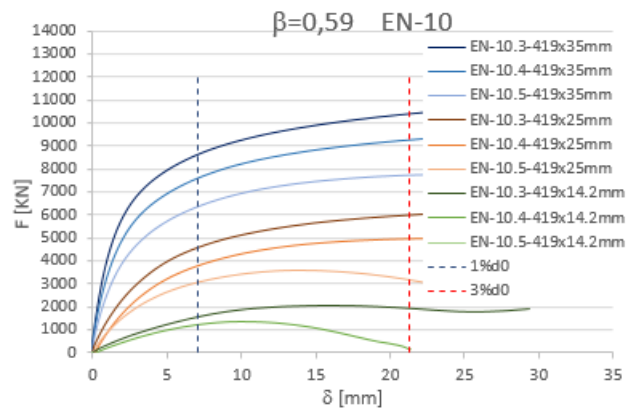
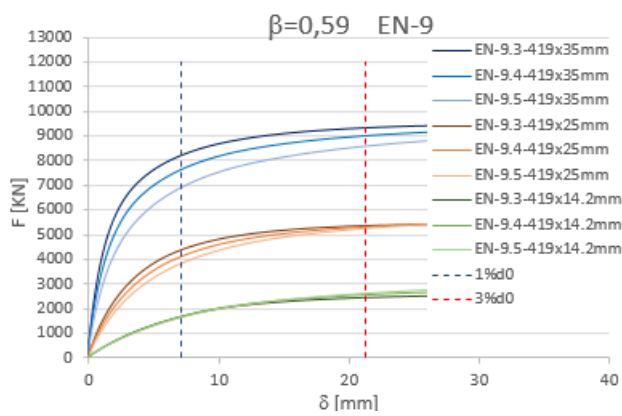
-
- Silva, R. S. (2012). “Avaliação de ligações K e T entre perfis estruturais tubulares circulares”. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia de Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro.
- Van der Vegte, G.J., Wardenier, J. and Puthli, R.S., (2010). "FE Analysis for Welded Hollow-Section Joints and Bolted Joints", Proceedings of the Institution of Civil Engineers, Structures and Buildings, Vol. 163, No. SB6, p. 427-437.
- Van der Vegte, G. J.; Makino, Y., (2006). “The ultimate strength of axially loaded CHS uniplanar T-joints subjected to axial chord load.” International Symposium on Tubular Structures, N. 11, Québec, Canada.
- Van der Vegte, G. J., Choo, Y. S., Liang, J. X., Zettlemoyer, N., and Liew, J. Y. R. (2005). “Static strength of T-joints reinforced with doubler or collar plates. II: Numerical simulations.” J. Struct. Eng., 131(1), p.129–138.
- Van Der Vegte, G. J.; Makino, Y; (2002). “The effect of chord pre-load on the static strength of uniplanar tubular K-Joints”. Proceedings of the Twelfth International Offshore and Polar Engineering Conference Kitakyushu, Japão.
- Van der Vegte, G.J., Wardenier, J., (1996) “The non-linear behaviour of multiplanar tubular TX-Joints subjected to in-plane bending moments on the in-plane and out-of-plane braces”, Faculty of Civil Engineering, Delft University of Technology, Netherlands.
- Van der Vegte, G.J., Wardenier, J., (1998) “The static strength of multiplanar tubular TX-Joints under axial loading excluding the effects of overall chord bending moments”, Journal of Constructional Steel Research, vol. 47, p. 141-168.
- Wardenier, J., van der Vegte, G.J., Packer, J.A. and Zhao, X.-L. (2010). "Background of the New RHS Joint Strength Equations in the New IIW (2009) Recommendations", 13th. International Symposium on Tubular Structures, Hong Kong, China.
- Wardenier, J., van der Vegte, G.J., Packer, J.A. and Zhao, X.-L. (2010). "Hollow Sections in Structural Application, CIDECT, 2a. Edition.
- Wardenier, J., Kurobane, Y., Packer, J. A., Vegte, G. J. van der; Zhao, X. -L., (2006) Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading. CIDECT, 2a. Edição, "Construction with Hollow Steel Sections series", Verlag TUV Rheinland.
- Wardenier, J., Kurobane, Y., Packer, J. A., Vegte, G. J. van der, Zhao, X. -L., (1996). “Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading”. CIDECT, 1a. Edição, "Construction with Hollow Steel Sections series", Verlag TUV Rheinland.
- Wardenier, J., (1982). “Hollow section joints”. Delft University Press, Netherlands.
-

- Zhao, X.-L., Wardenier, J., Packer, J. A., van der Vegte, G. J., (2010). "Current static design guidance for hollow-section joints", Structures and Buildings 163 Issue SB6.
- Zhao, X.-L., Hancock, G., (1993), "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, E & FN Spon, London, p. 345-352.

ANEXO I

Neste anexo estão presentes todas as curvas carga-deslocamento bem como as curvas que ilustram a evolução das resistência numérica para o diferentes valores de β , obtidas no decorrer desta análise paramétrica. É de notar que todas as curvas que anteriormente foram expostas no capítulo 4 não estarão presentes nesta secção do documento.





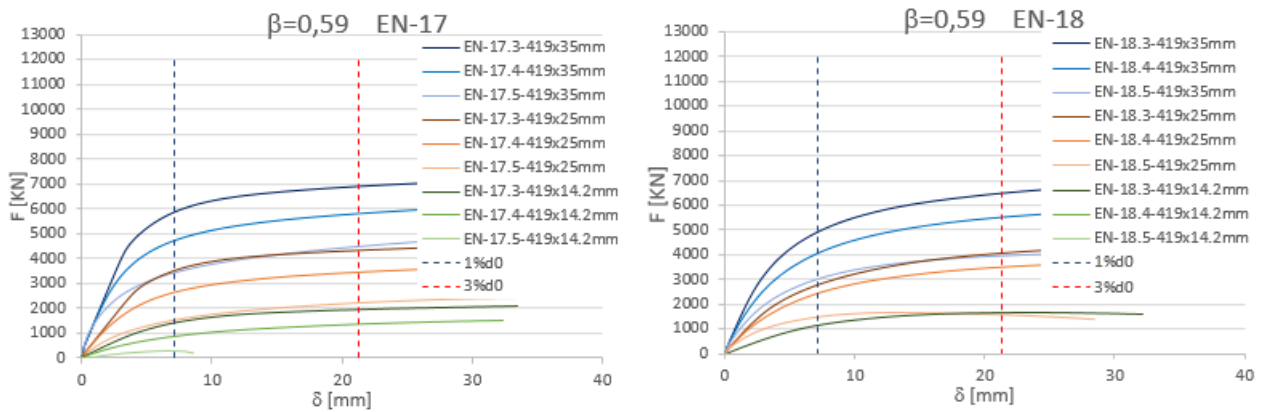
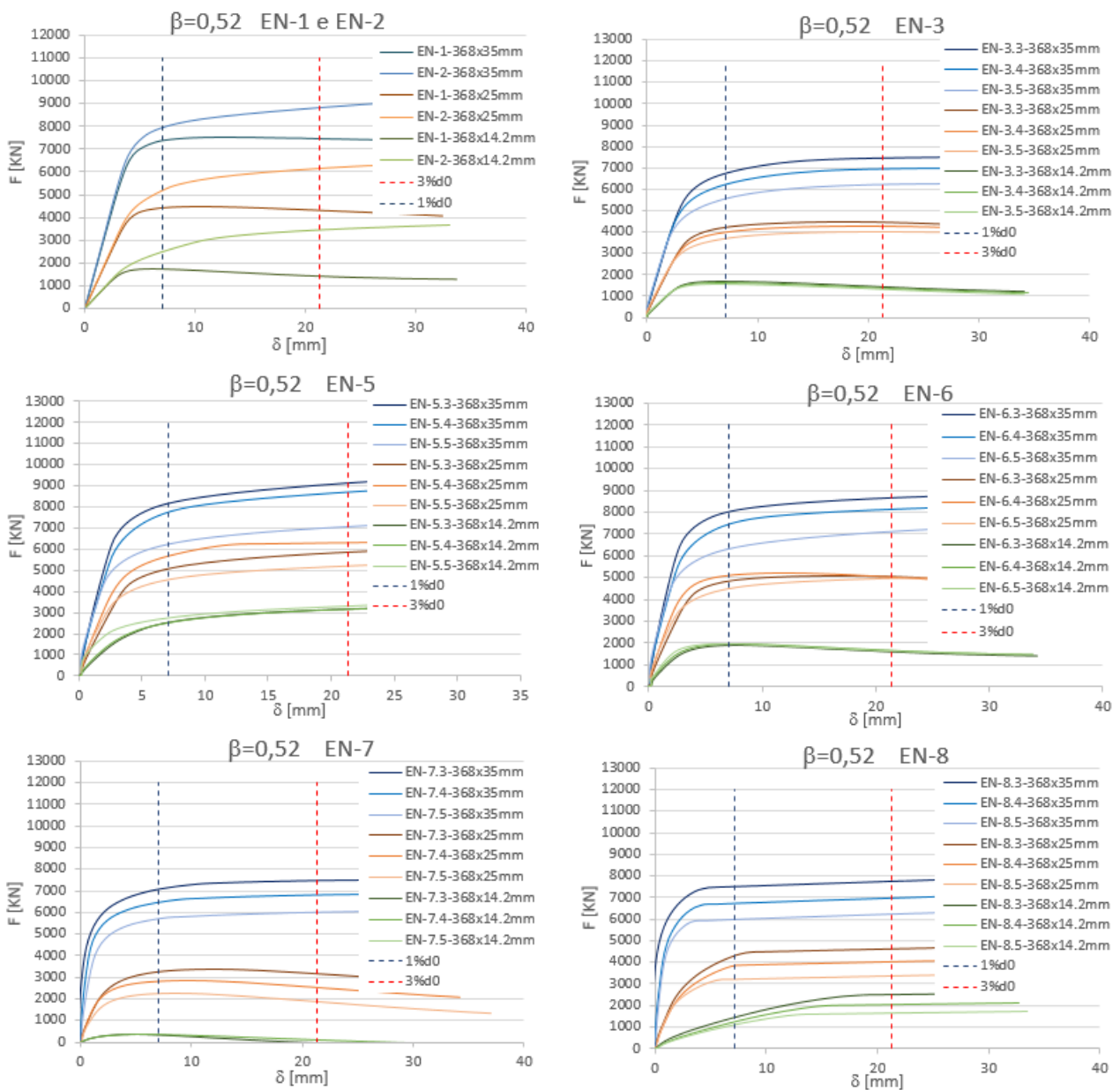
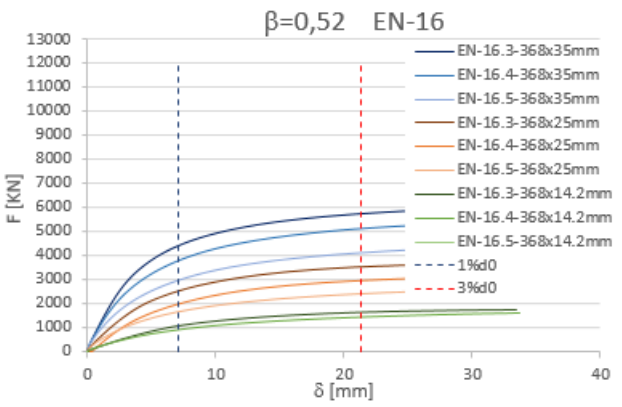
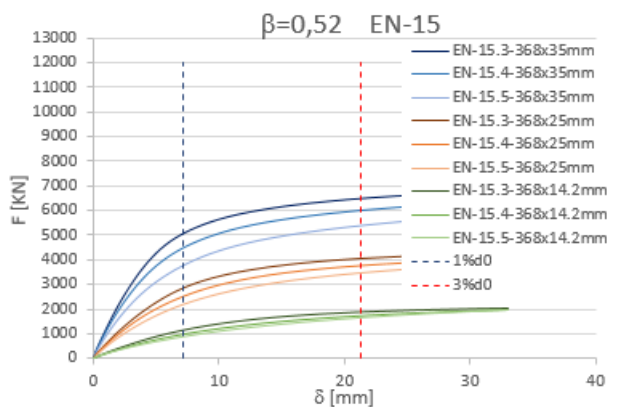
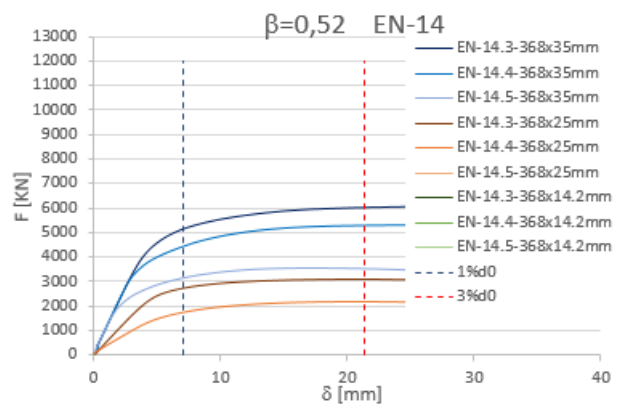
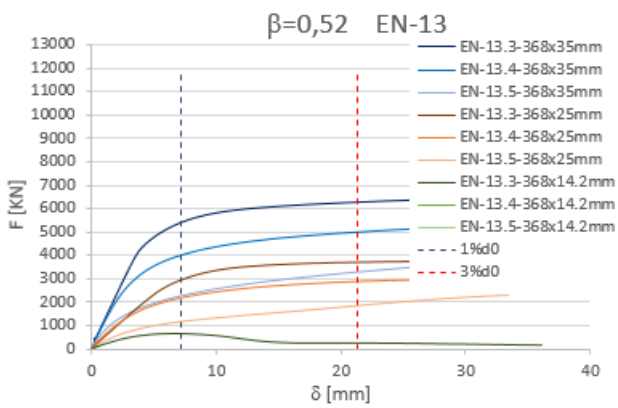
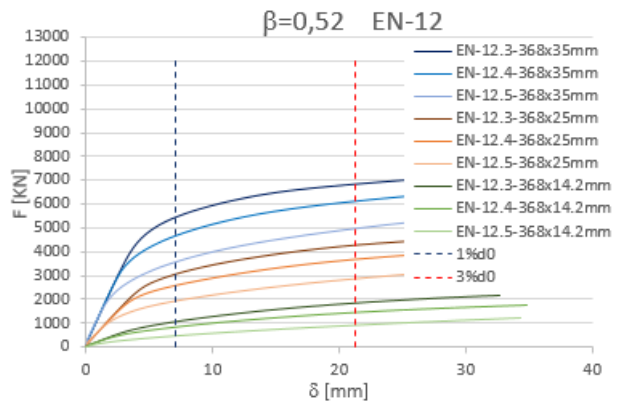
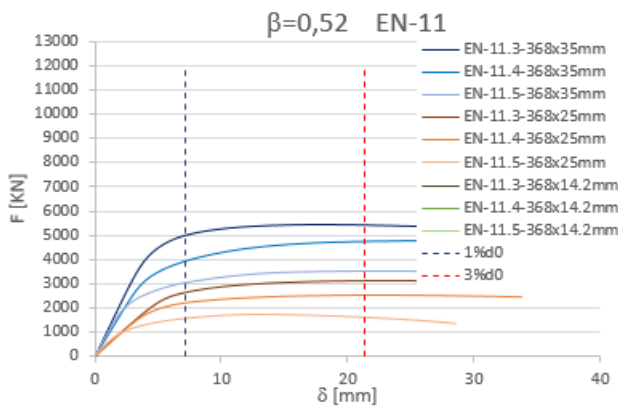
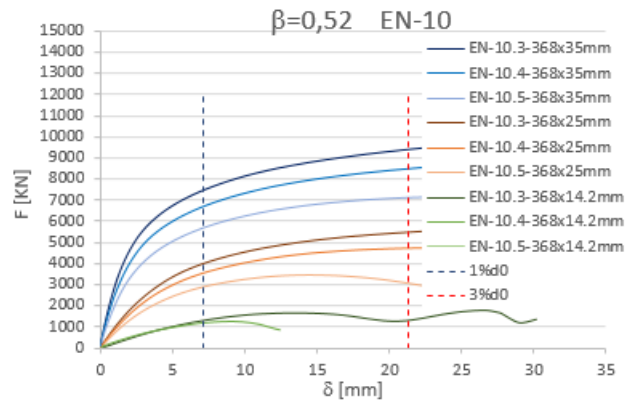
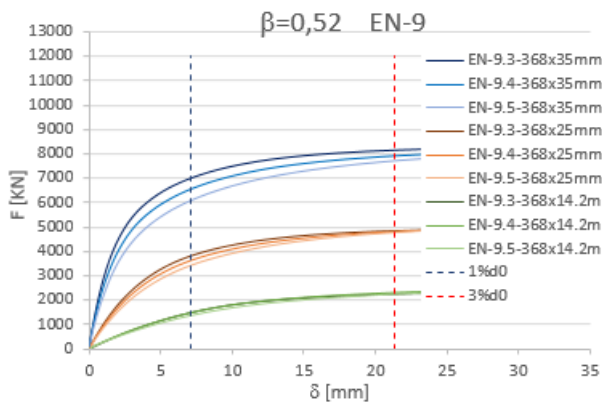


Gráfico 1.1 – curvas carga-deslocamentos para $\beta=0.59$.





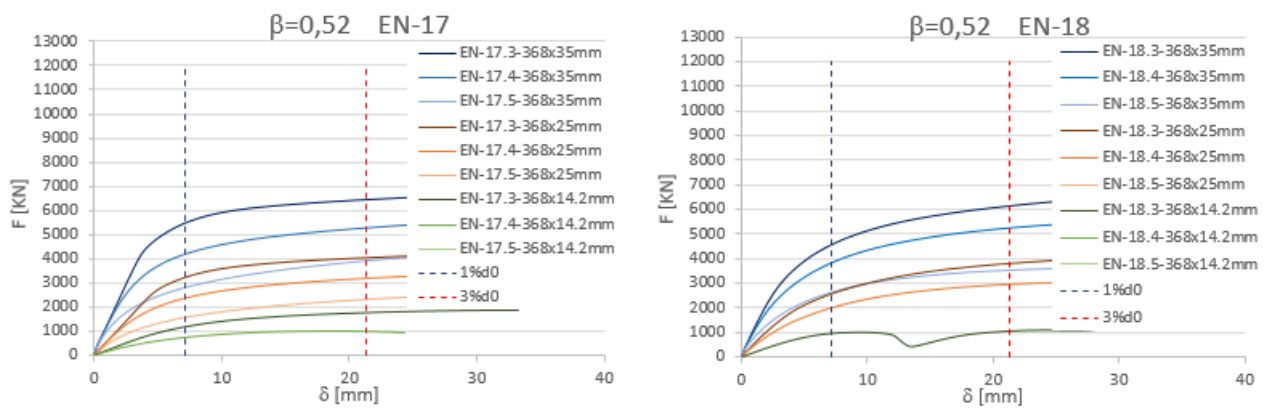
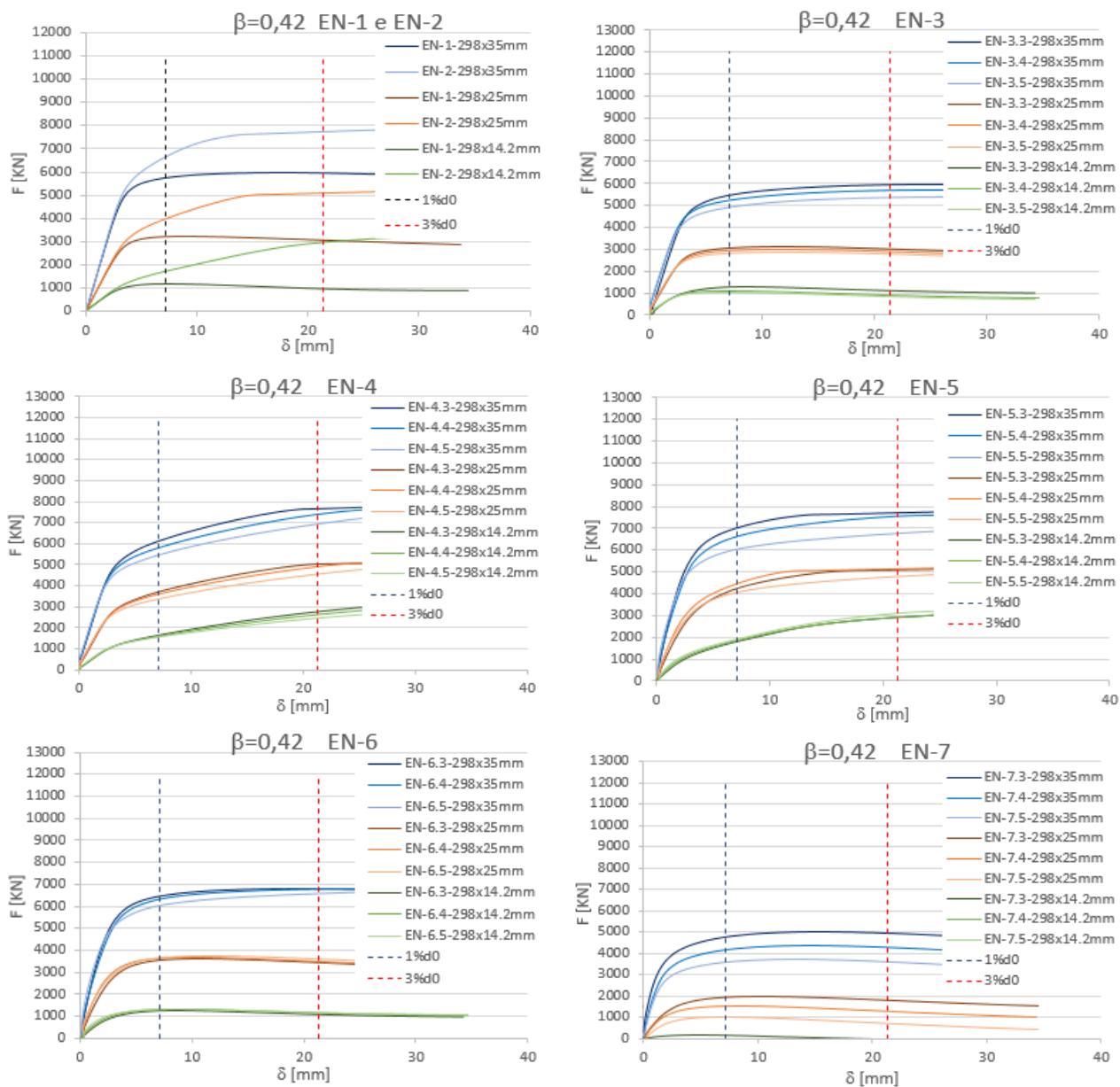
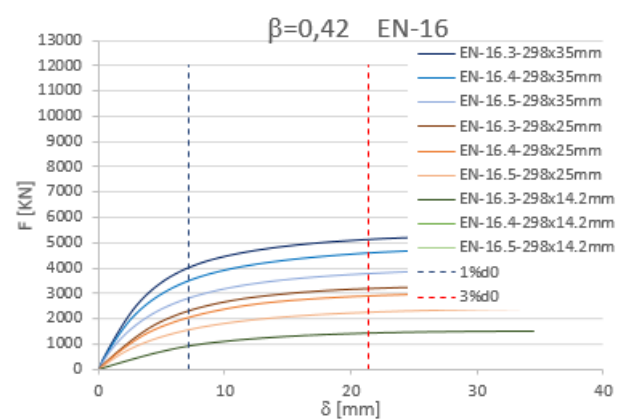
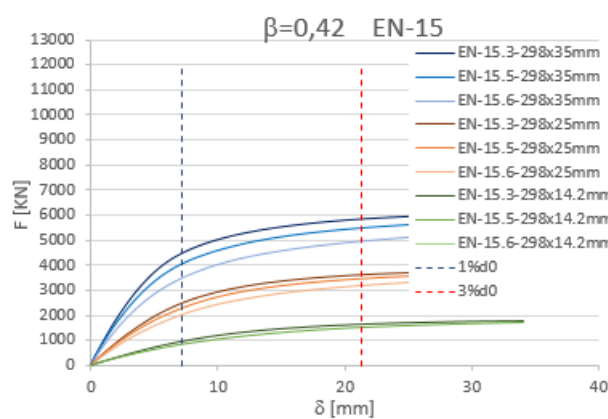
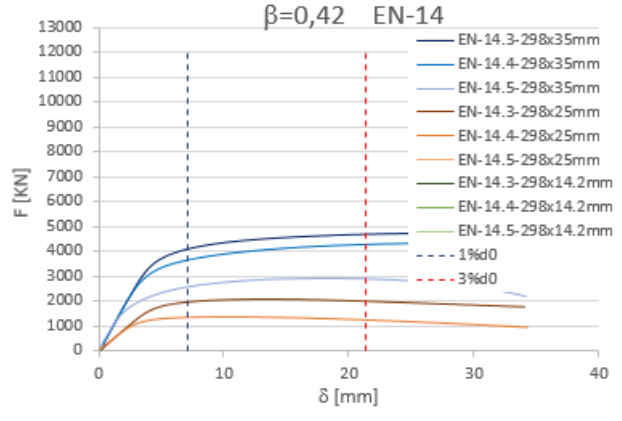
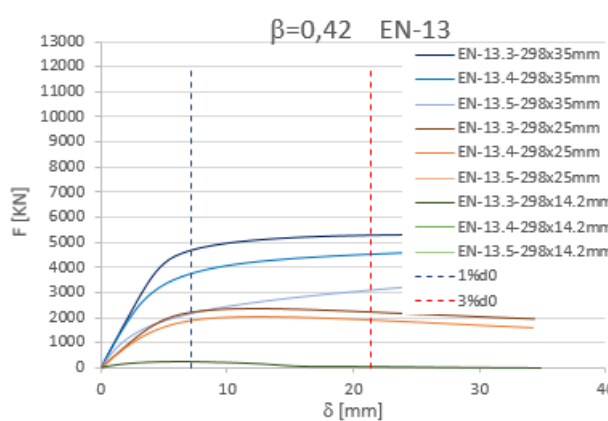
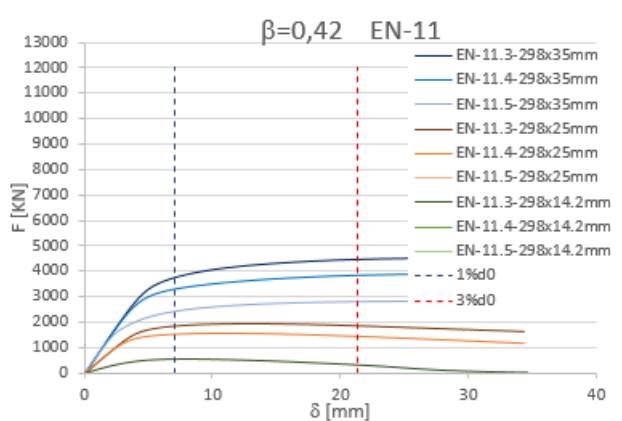
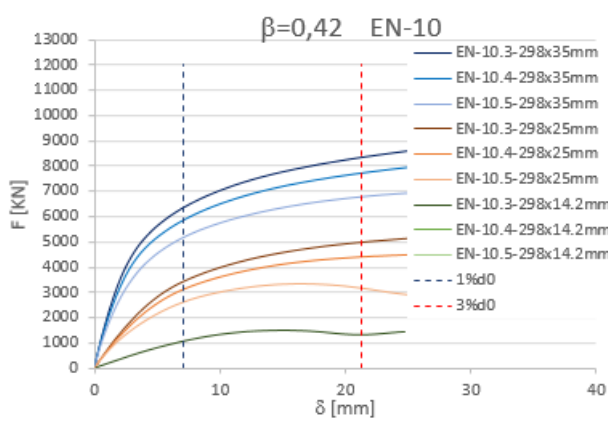
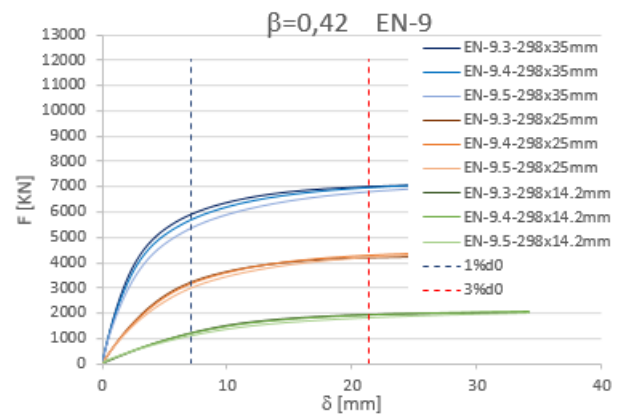
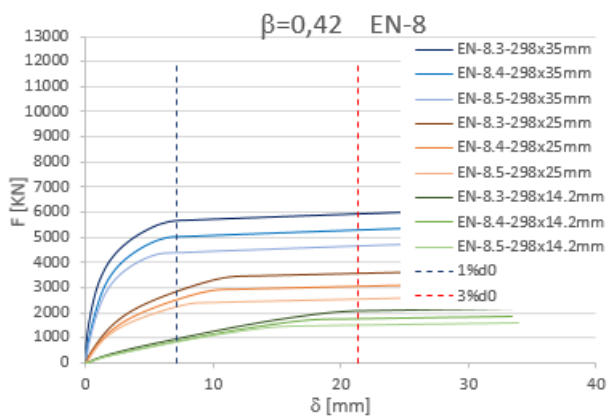


Gráfico 1.2 – curvas carga-deslocamentos para $\beta=0.52$.





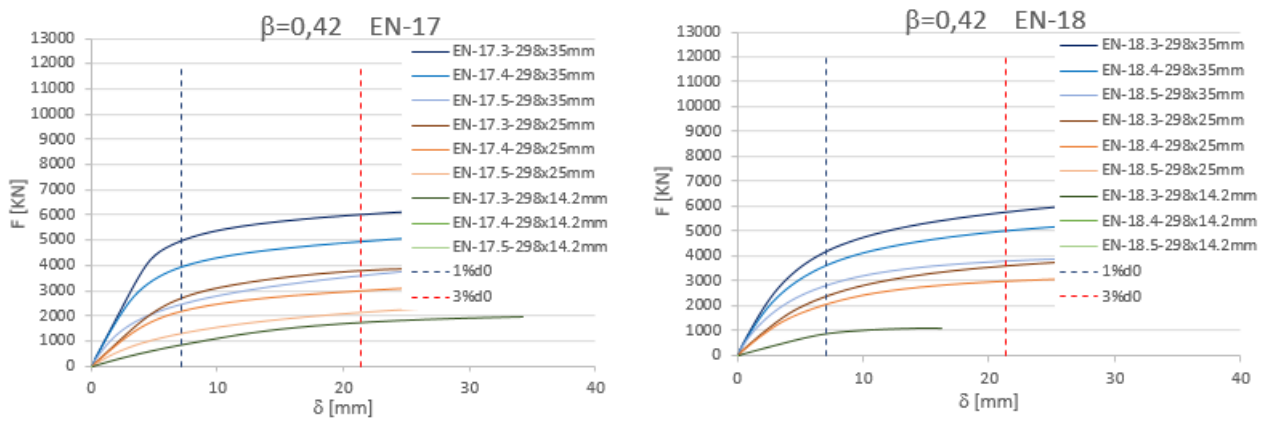
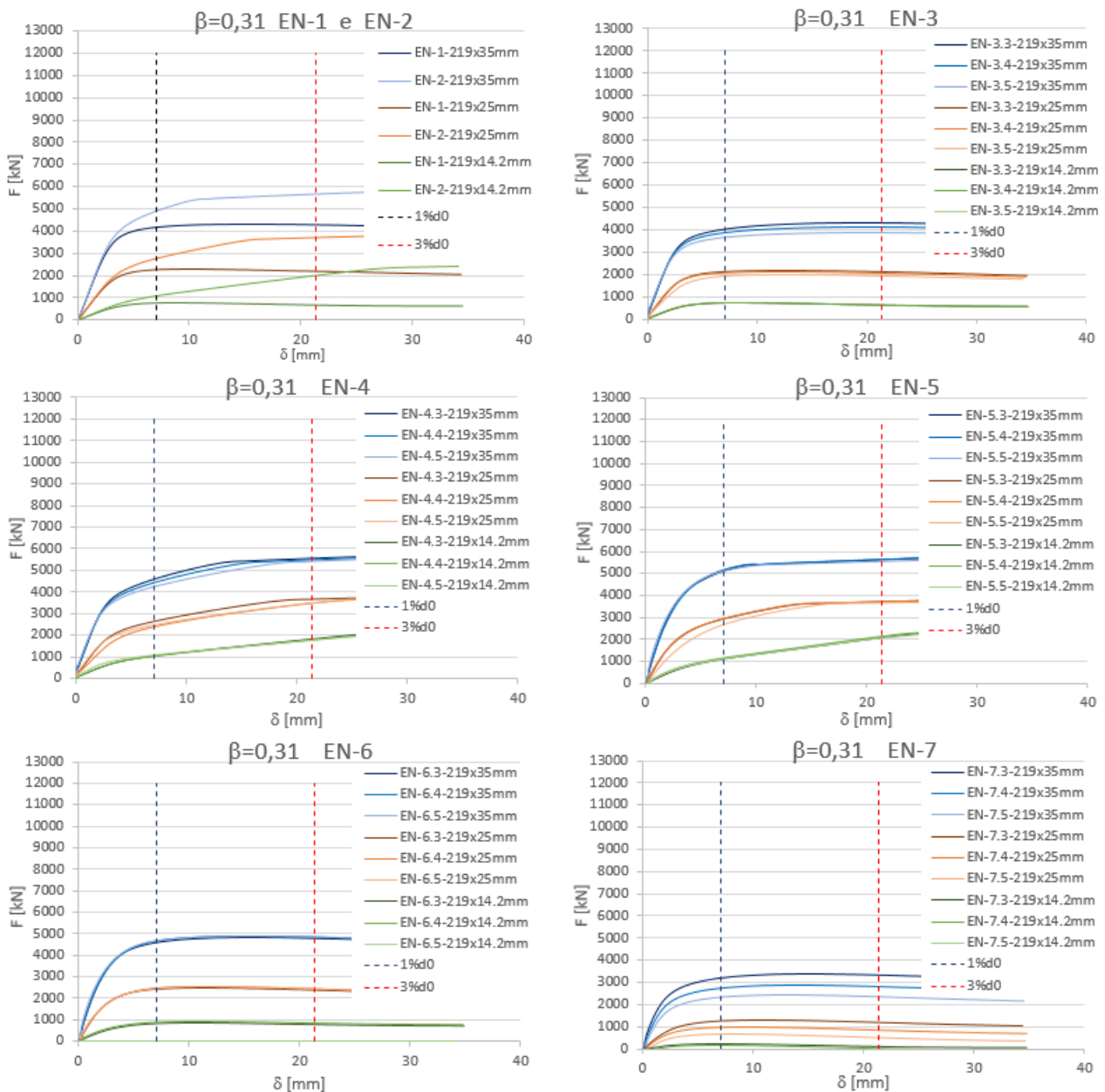
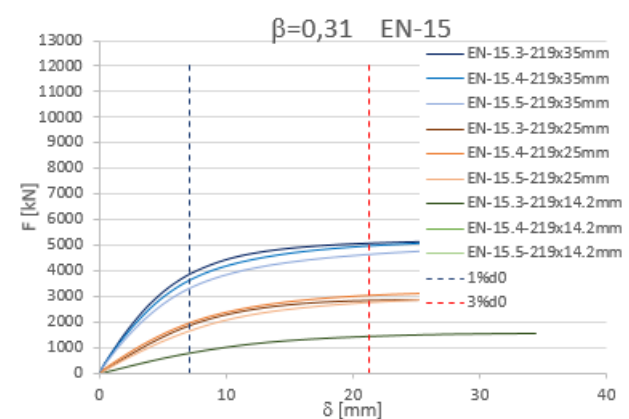
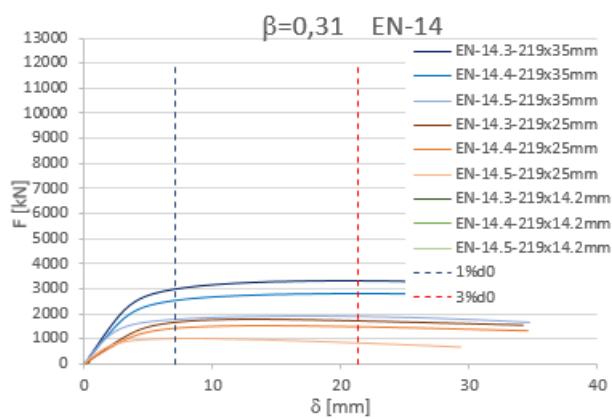
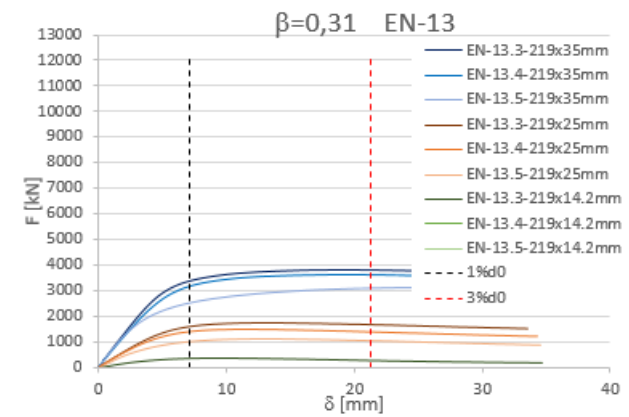
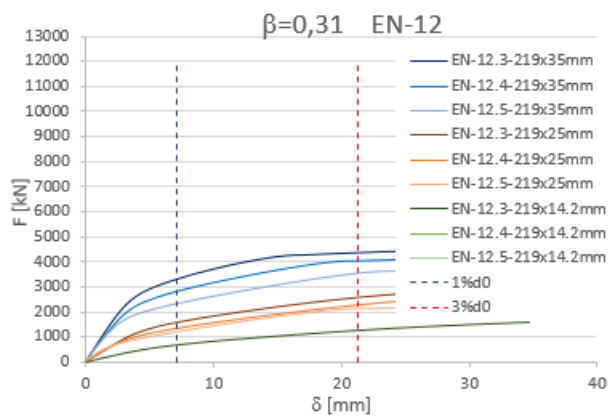
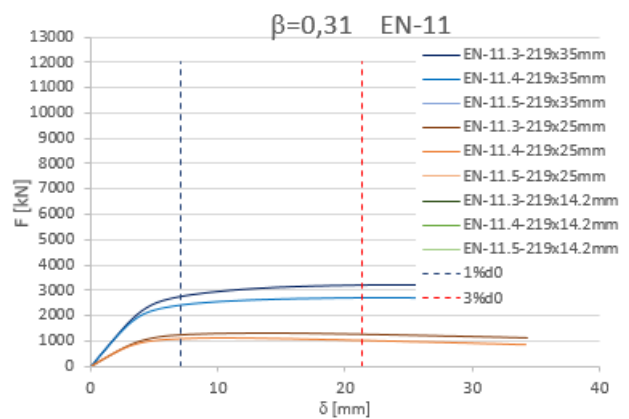
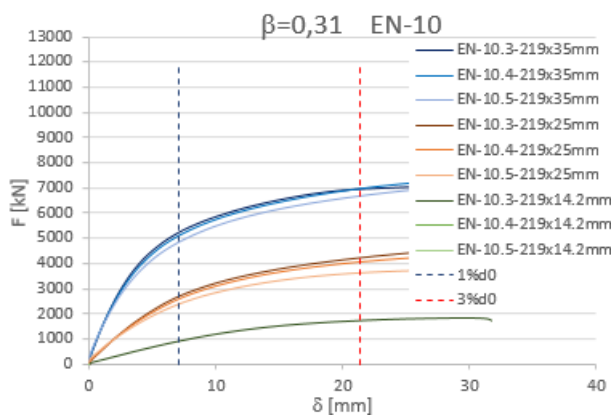
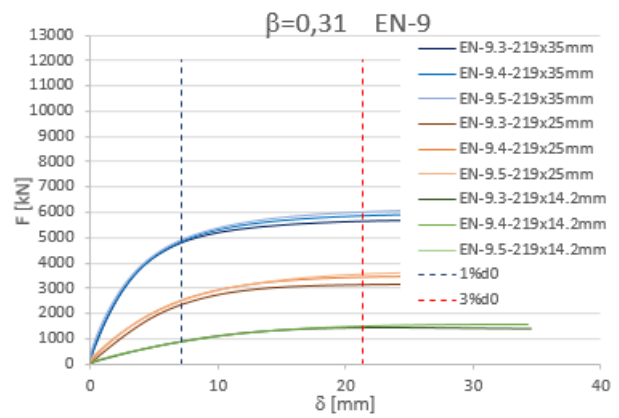
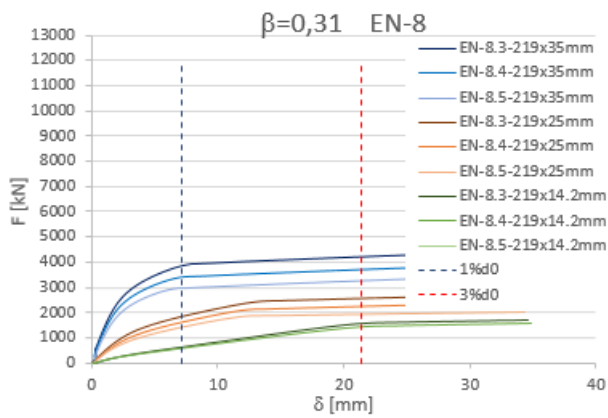


Gráfico 1.3 – curvas carga-deslocamentos para $\beta=0.42$.





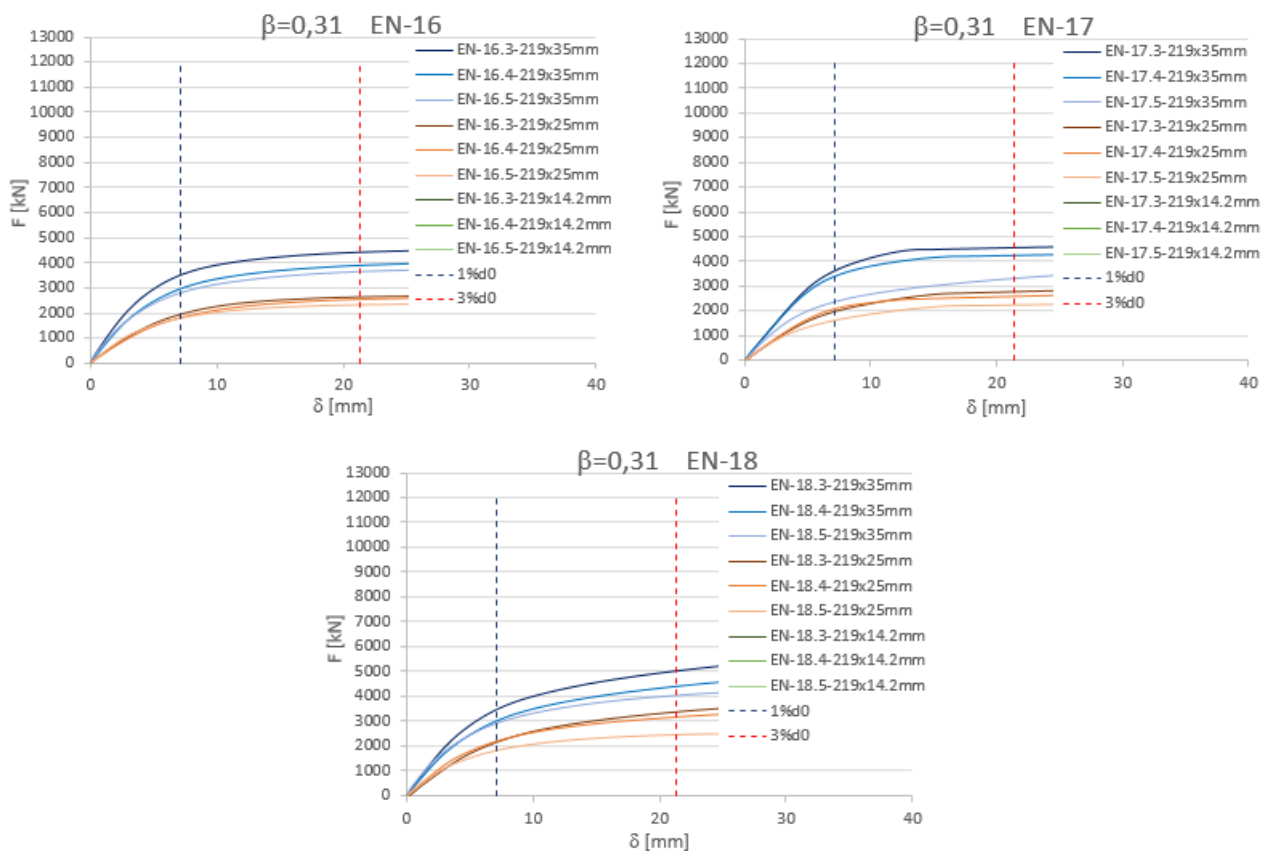
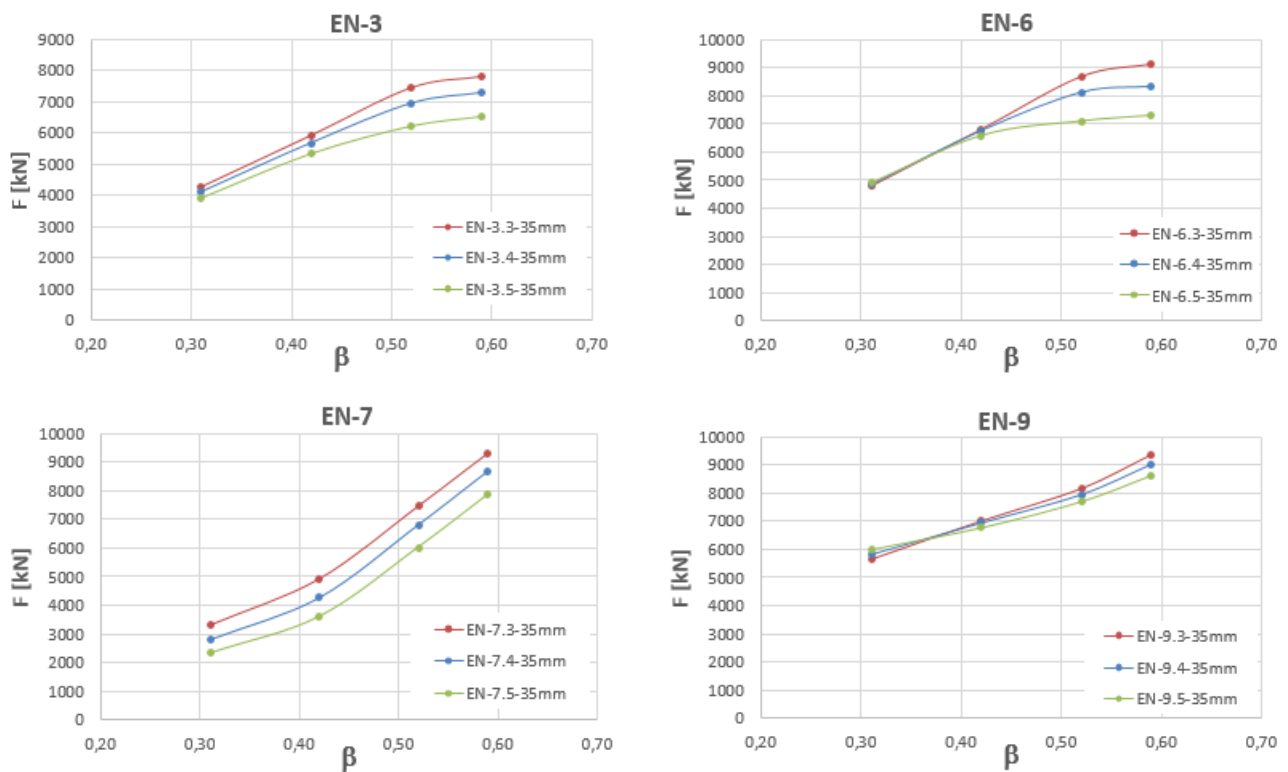


Gráfico 1.4 – curvas carga-deslocamentos para $\beta=0.31$.



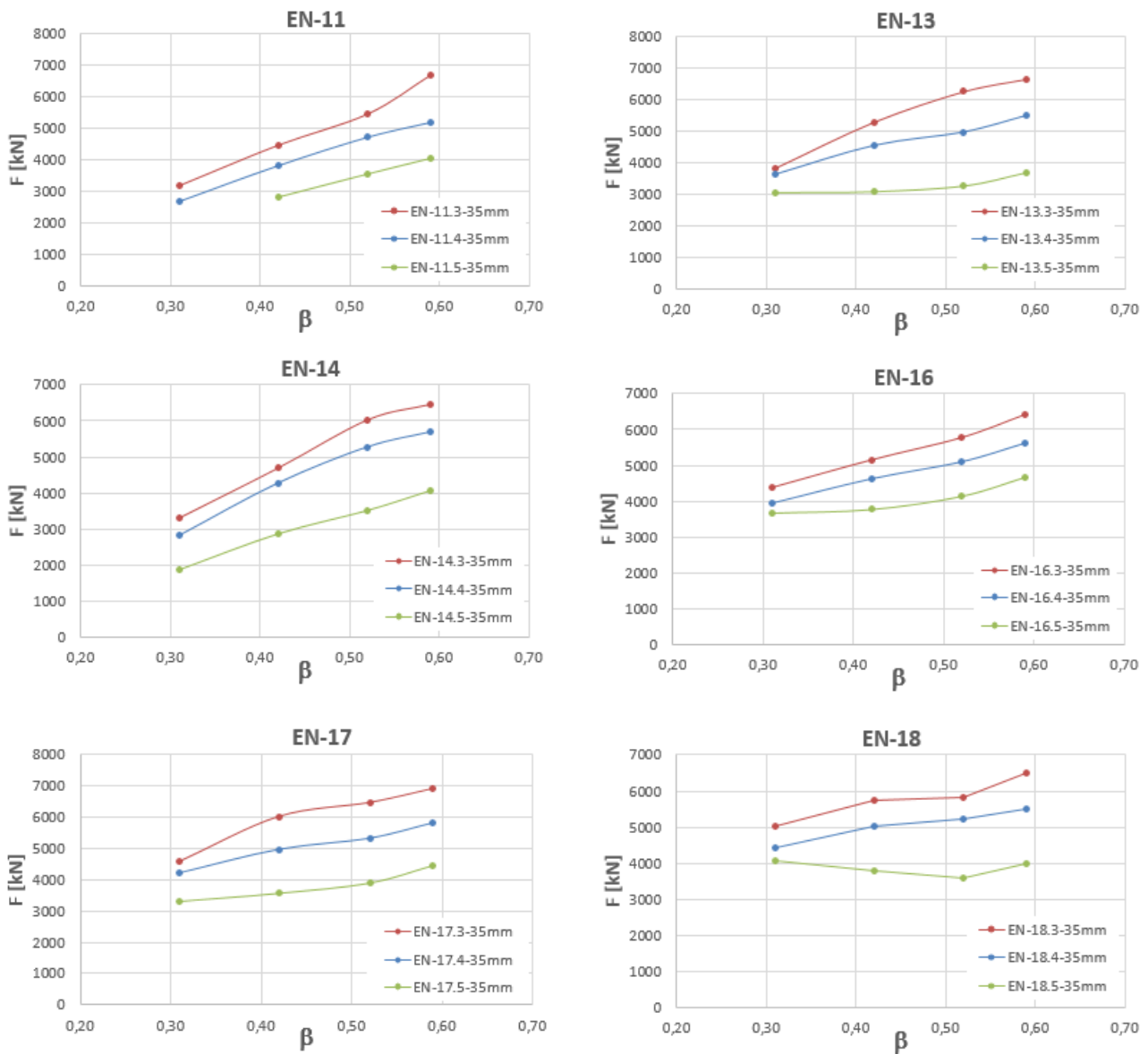
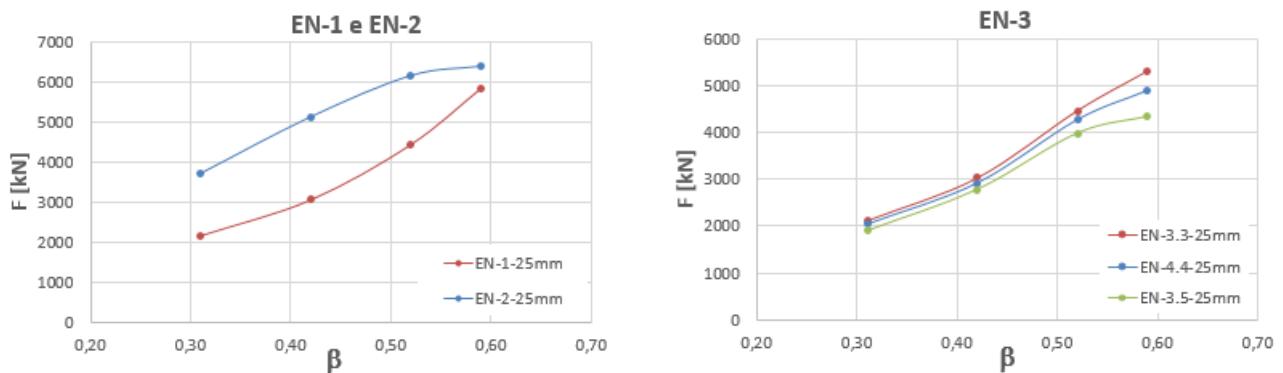
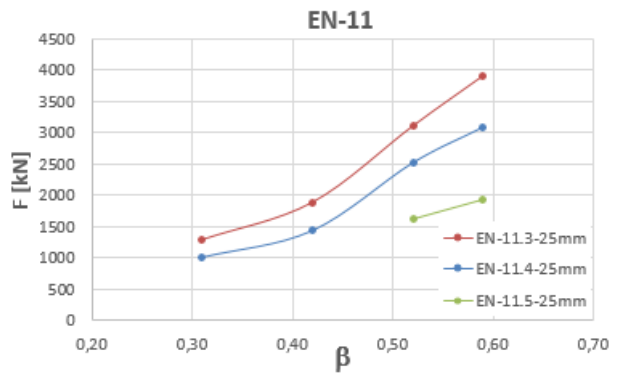
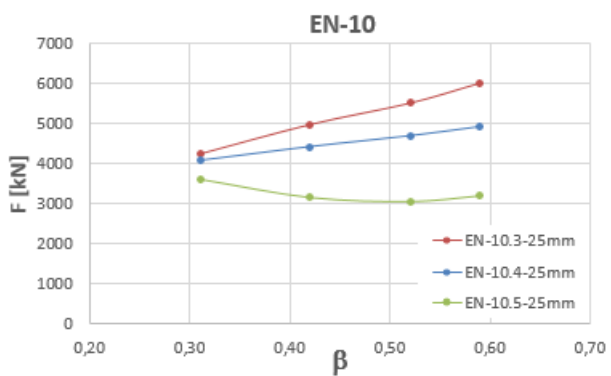
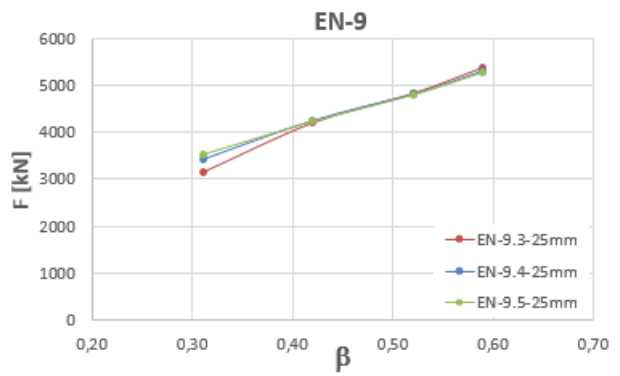
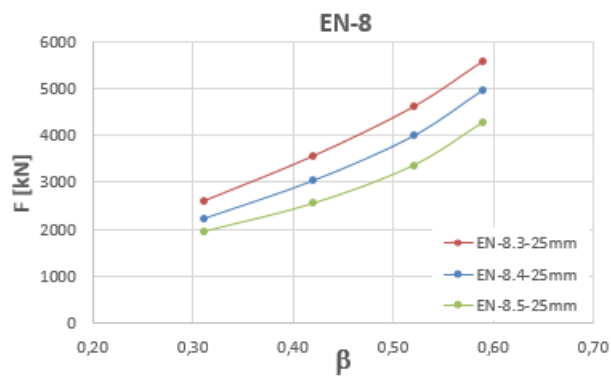
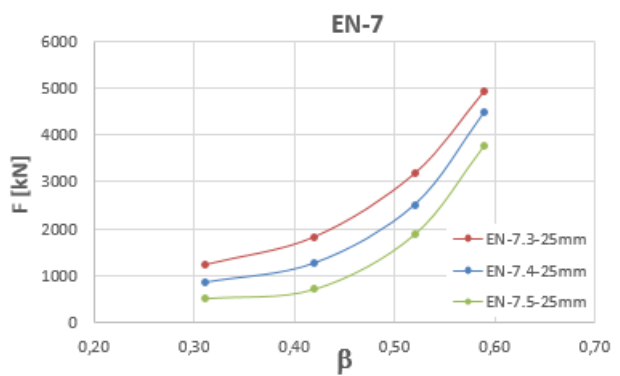
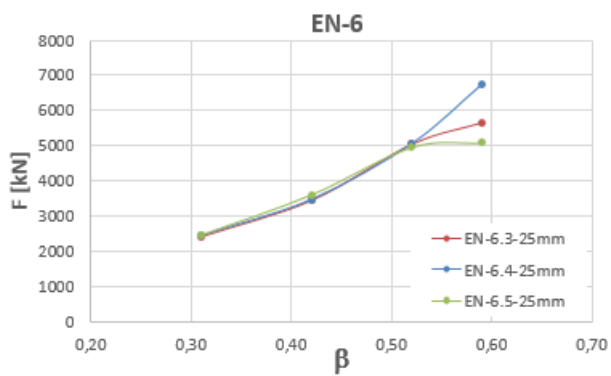
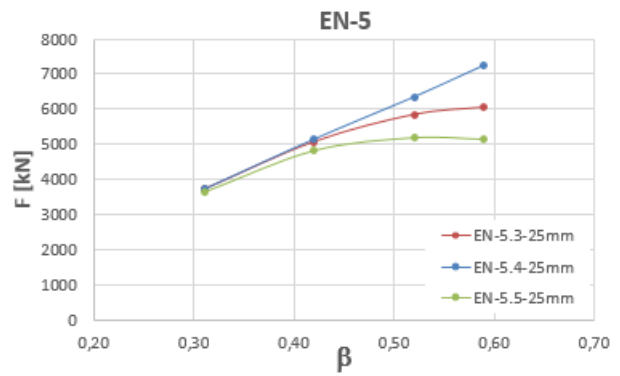
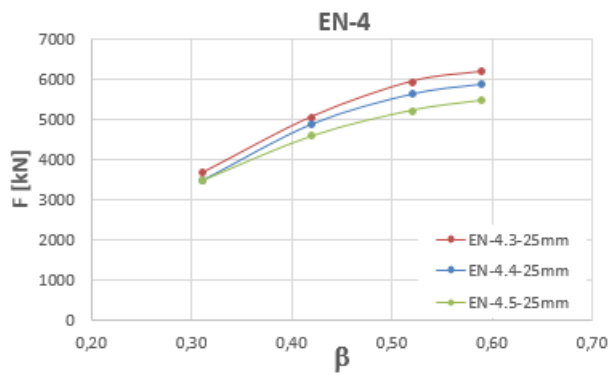


Gráfico 1.5 – Influência do paramento β na resistência numérica para $\gamma = 10,2$ com carregamentos de 0%, 30%, 40% e 50% de N_{pl} para as diferentes combinações de carregamentos.





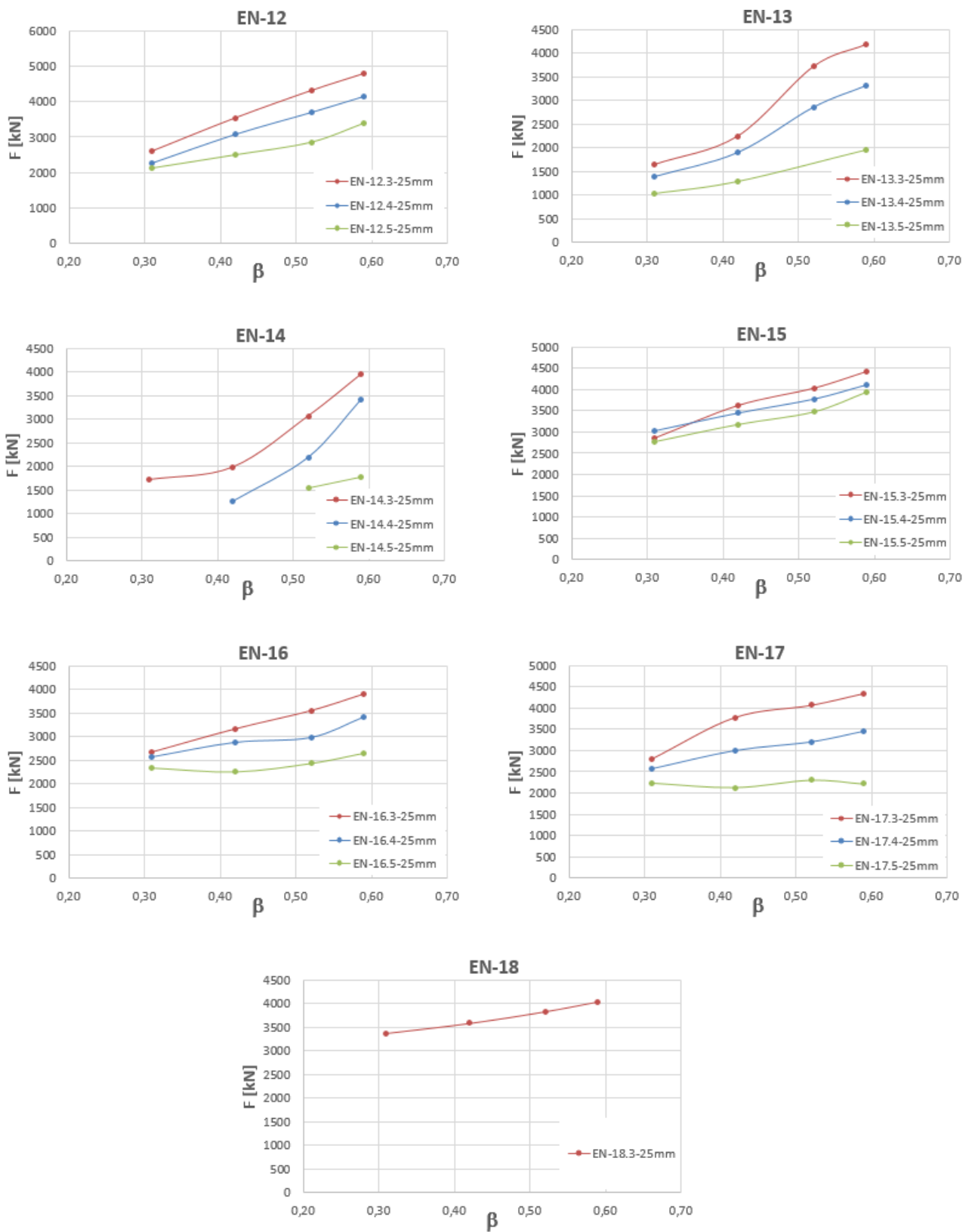
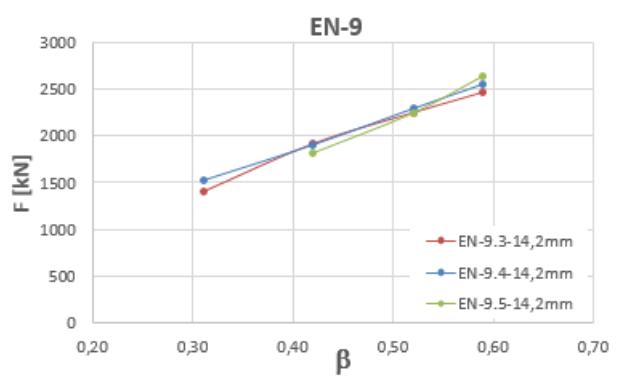
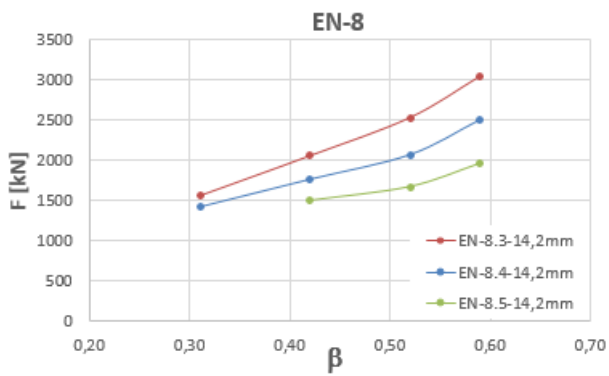
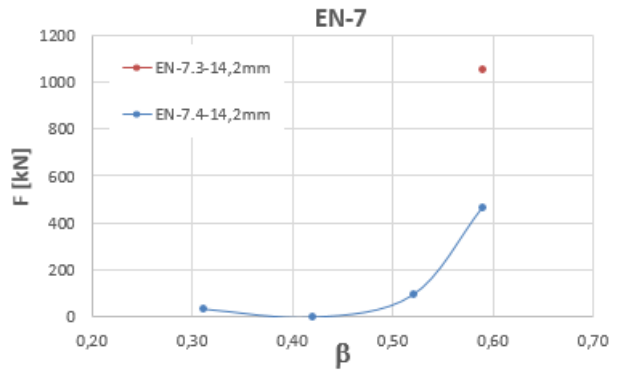
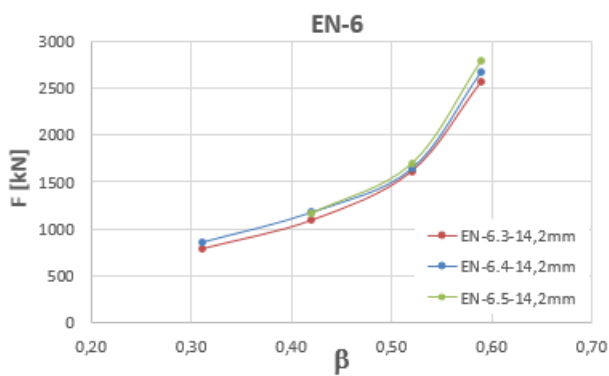
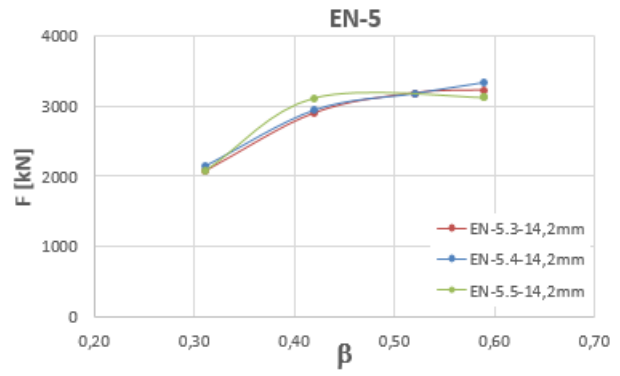
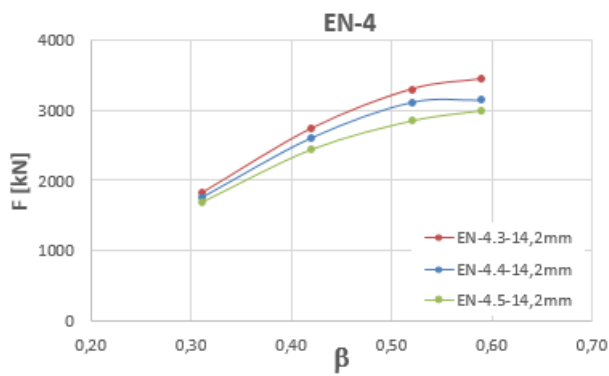
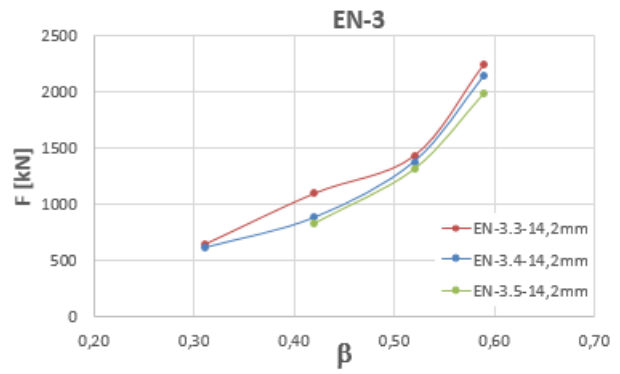
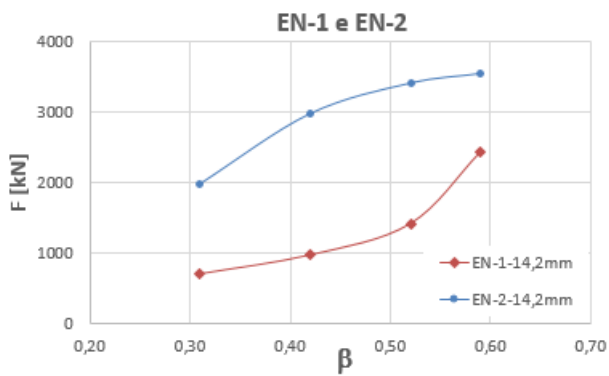


Gráfico 1.6 – Influência do parâmetro β na resistência numérica para $\gamma = 14,2$ com carregamentos de 0%, 30%, 40% e 50% de N_{pl} para as diferentes combinações de carregamentos.



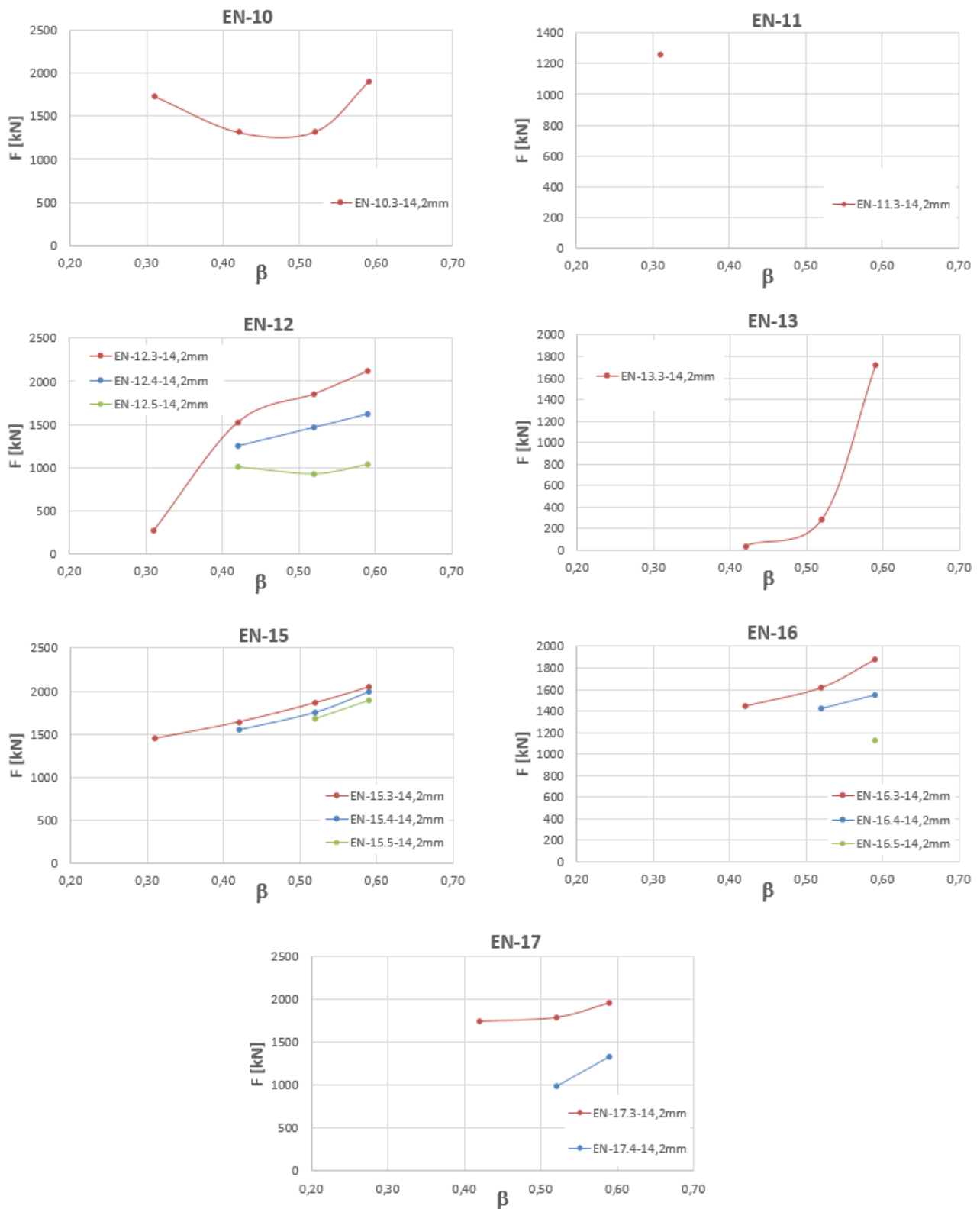
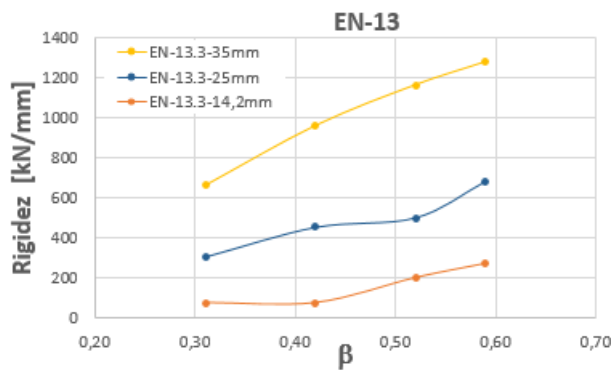
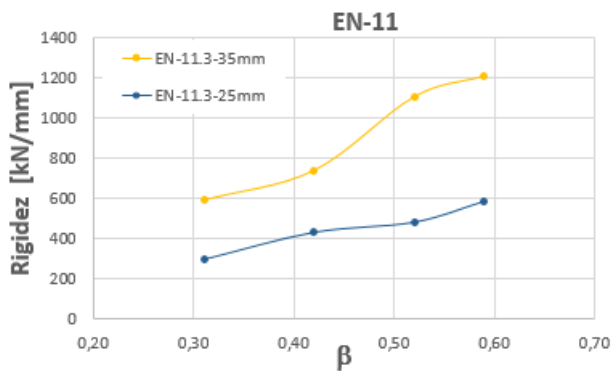
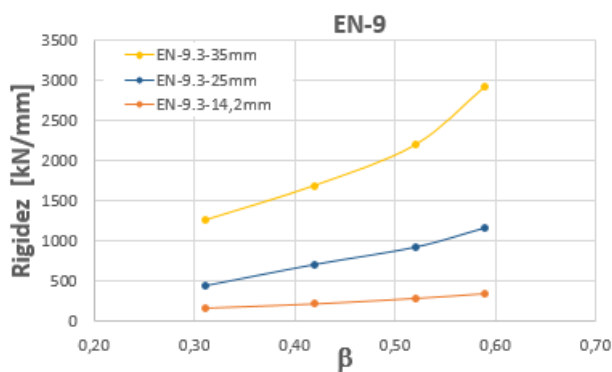
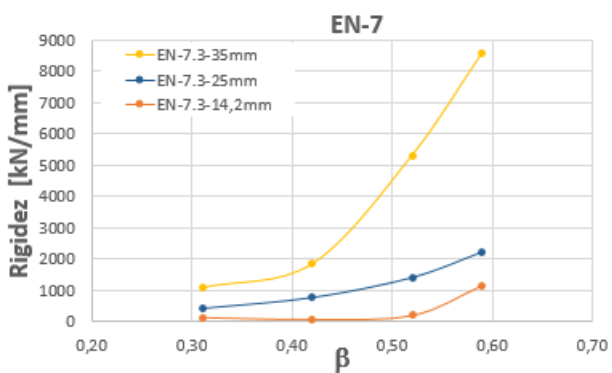
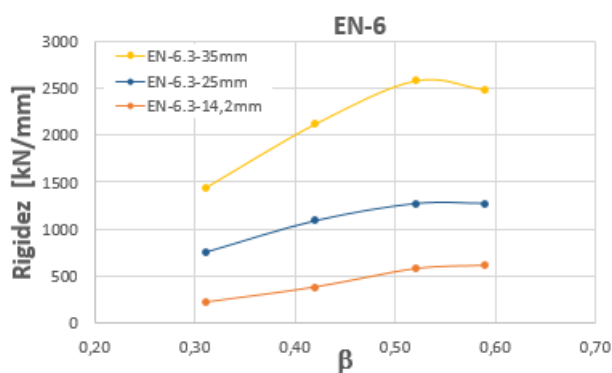
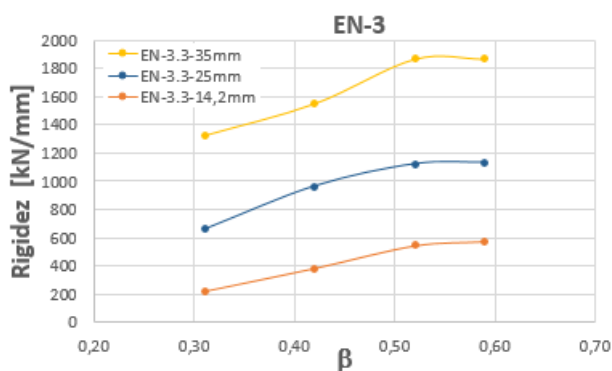


Gráfico 1.7 – Influência do parâmetro β na resistência numérica para $\gamma = 25,0$ com carregamentos de 0%, 30%, 40% e 50% de N_{pl} para as diferentes combinações de carregamentos.

ANEXO II

Neste anexo estão representadas as curvas ilustrativas do comportamento da rigidez inicial para as diferentes geometrias e carregamentos considerado no decorrer da análise paramétrica. É de notar que todas as curvas que anteriormente foram expostas no capítulo 4 não estarão presentes nesta secção do documento.



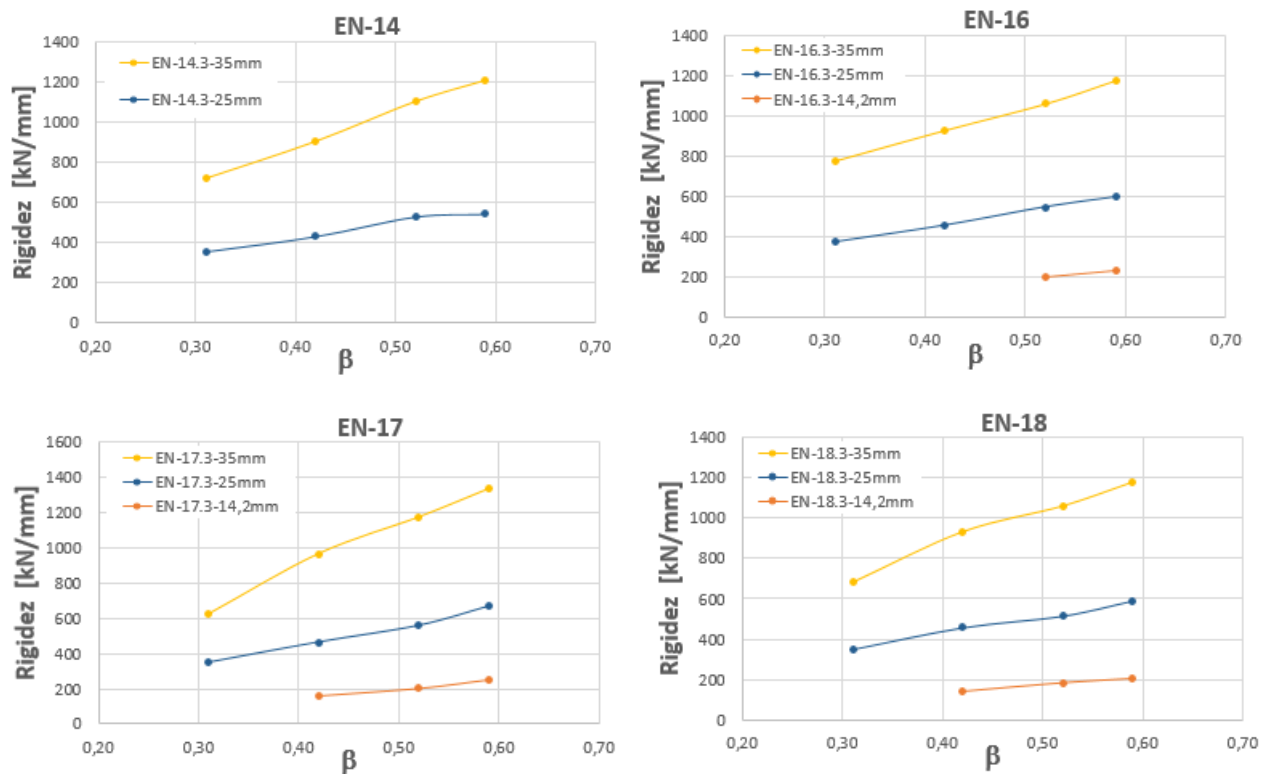
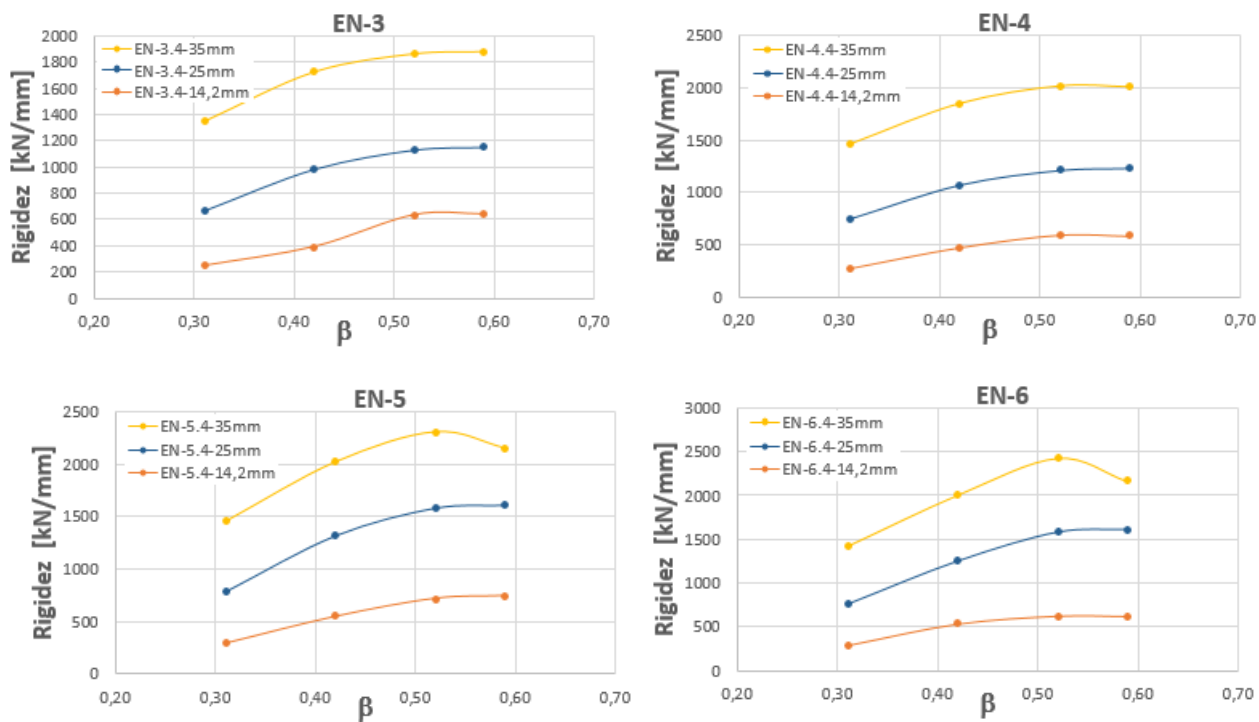
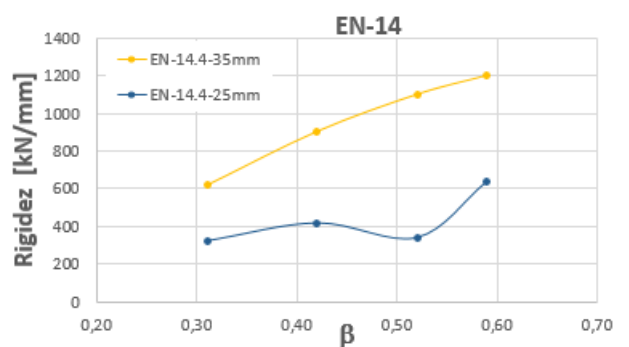
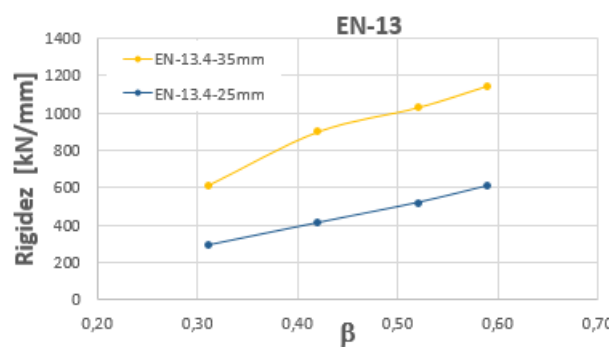
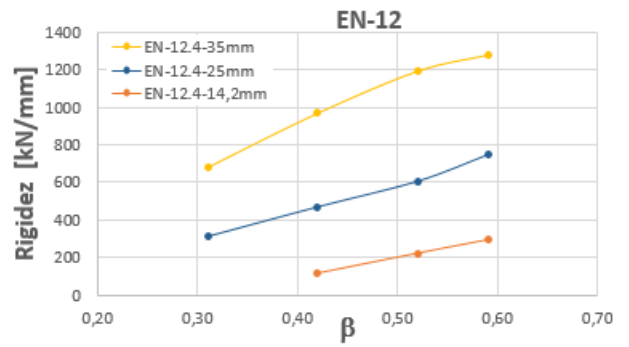
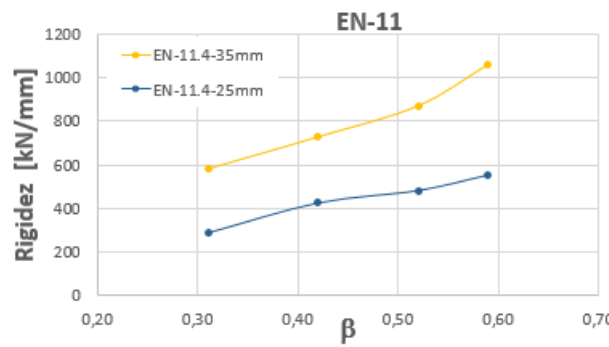
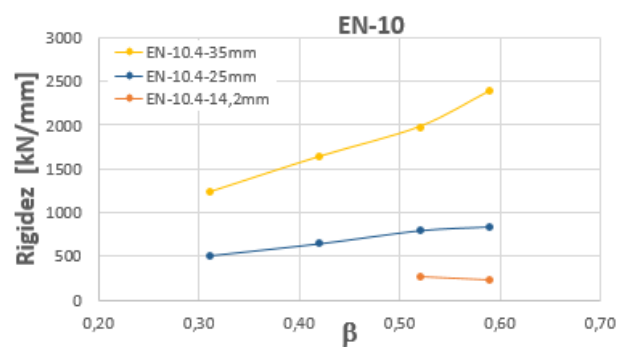
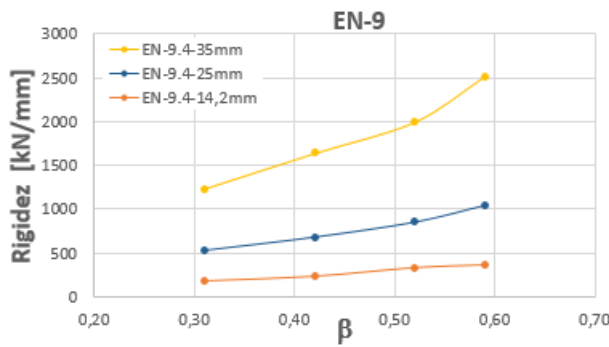
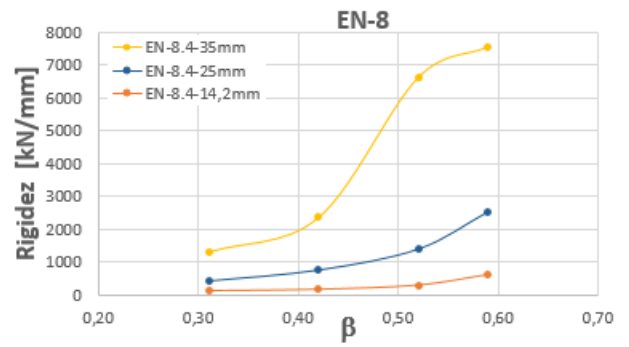
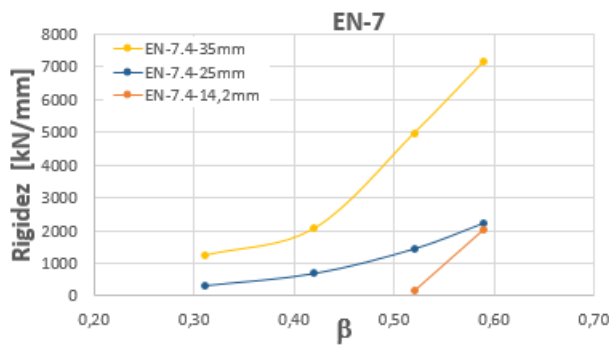


Gráfico 2.1 – Influência do paramento β na rigidez inicial com um carregamento F_0 e F_2 de 0% e 30% N_{pI} para valores de $\gamma=10,2$; 14,2 e 25,0 para as diferentes combinações de carregamentos.





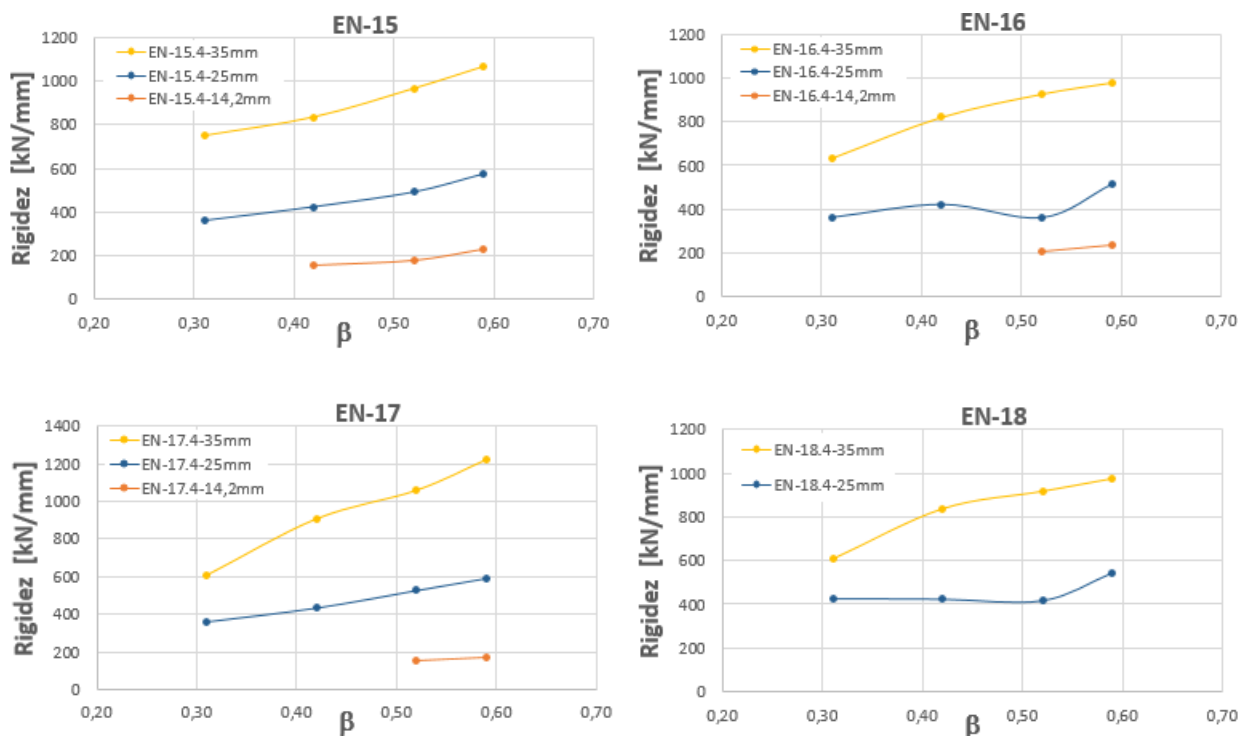
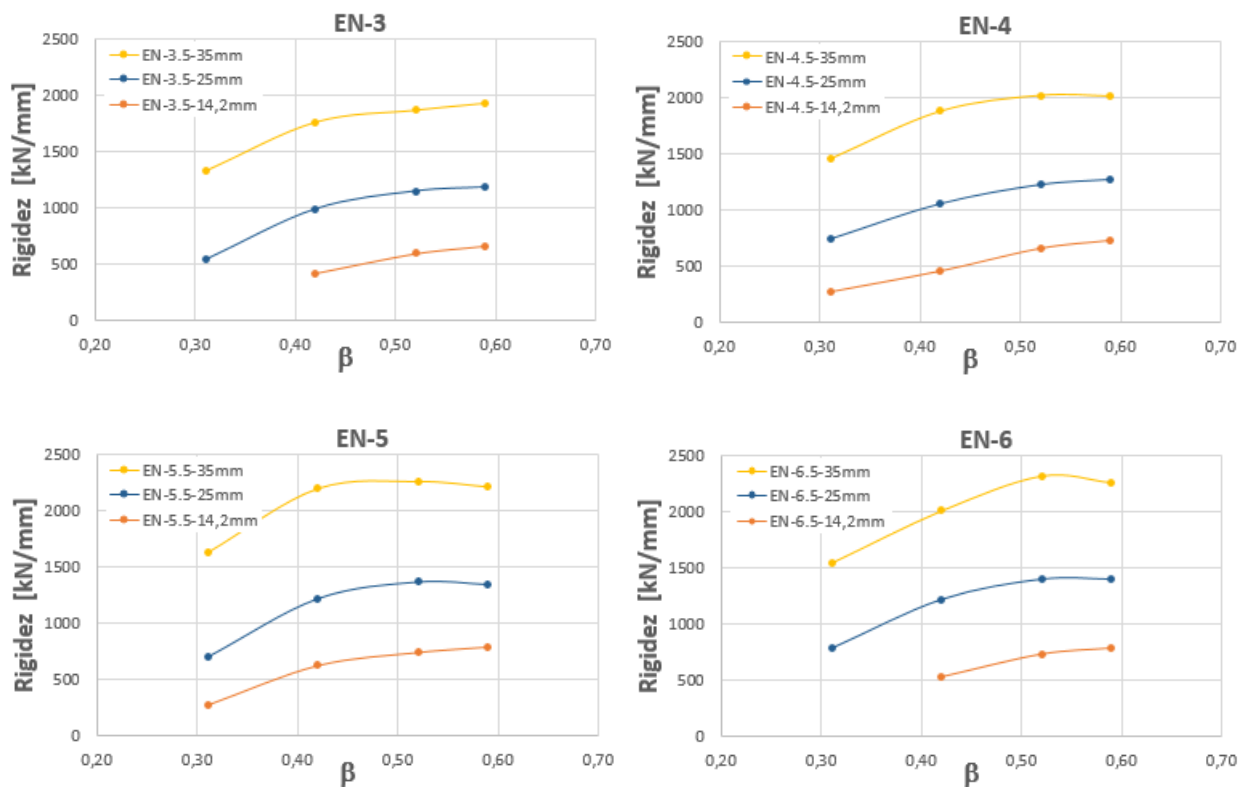
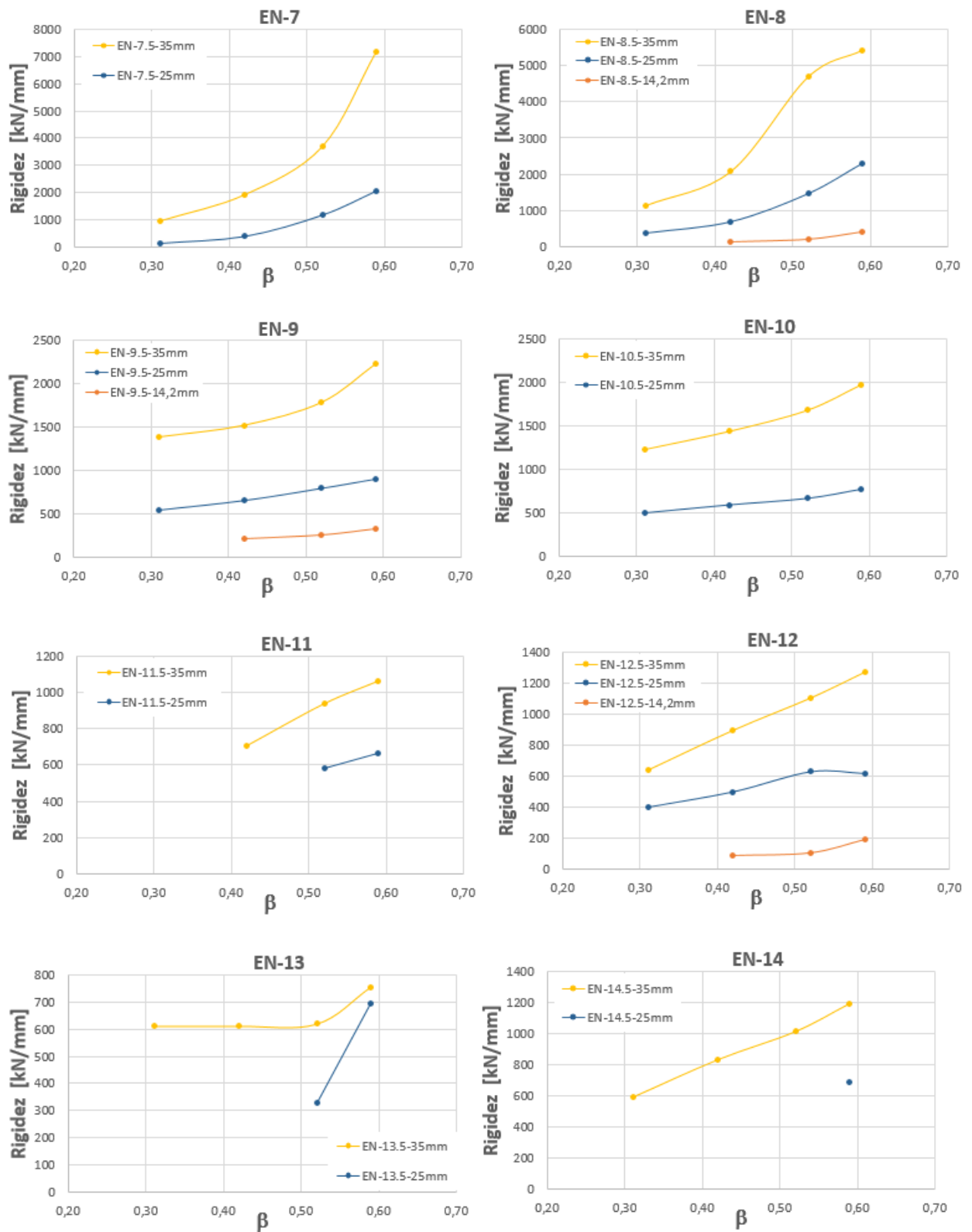


Gráfico 2.2 – Influência do paramento β na rigidez inicial com um carregamento F_0 e F_2 de 40% N_{pl} para valores de $\gamma=10,2; 14,2$ e 25,0 para as diferentes combinações de carregamentos.





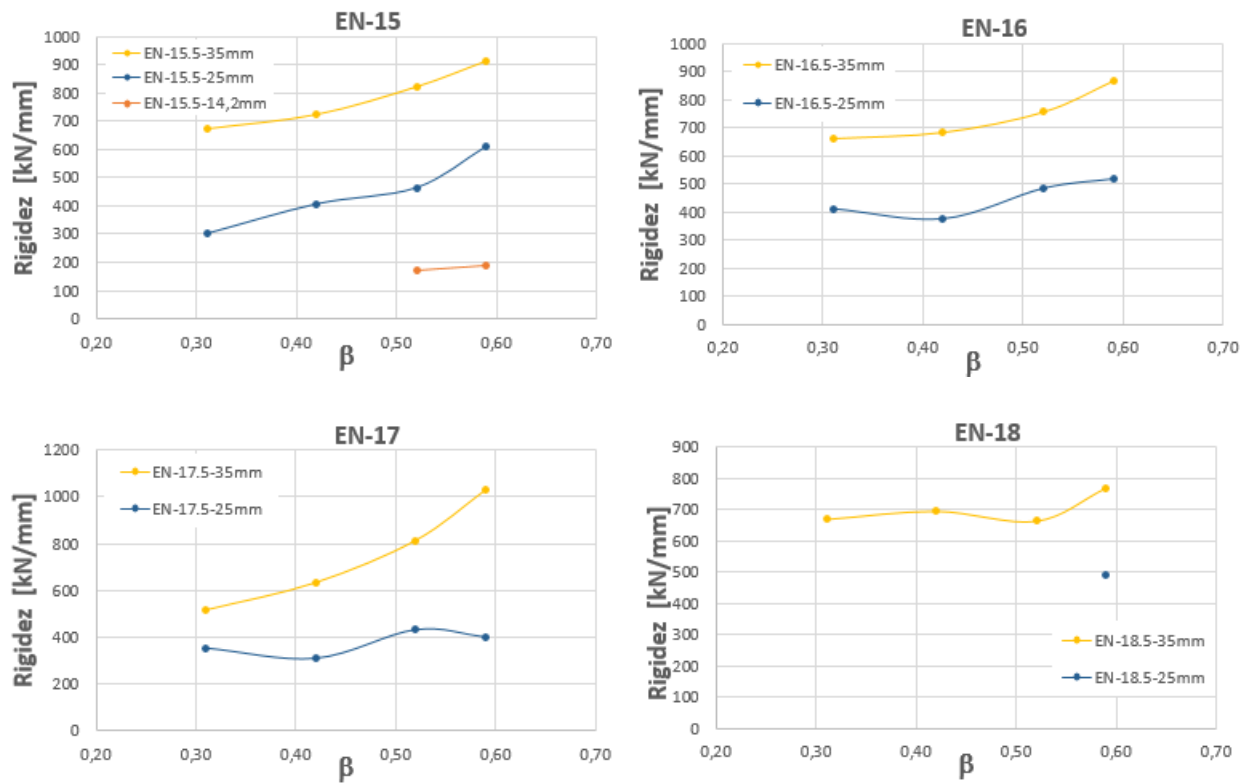


Gráfico 2.2 – Influência do paramento β na rigidez inicial com um carregamento F_0 e F_2 de 50% N_{pl} para valores de $\gamma=10,2$; 14,2 e 25,0 para as diferentes combinações de carregamentos.